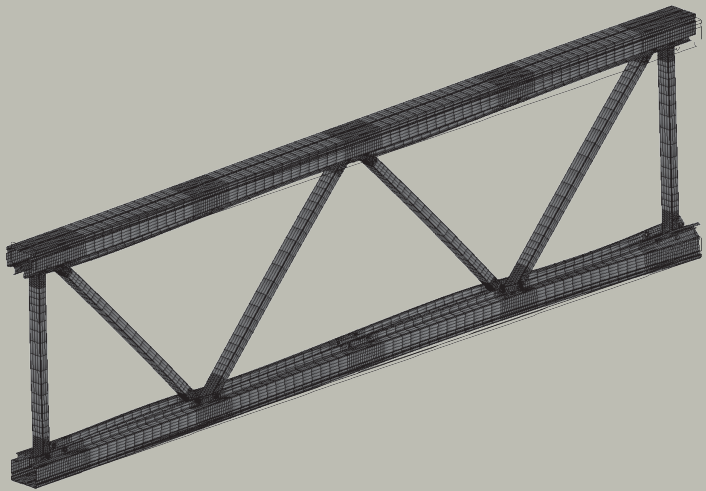


DORTMUNDER MODELL BAUWESEN

ARCHITEKT UND INGENIEUR

Stephan Schneider

ZUR SCHUBSTEIFIGKEIT VON
STÄNDERRAHMEN AUS DÜNNWANDIGEN,
KALTGEFORMTEN STAHLPROFILIEN



TECHNISCHE UNIVERSITÄT DORTMUND
SCHRIFTENREIHE STAHLBAU

Herausgeber: Professor Dr.-Ing. D. Ungermann

HEFT 11
2021

Zur Schubsteifigkeit von Ständerrahmen aus dünnwandigen, kaltgeformten Stahlprofilen

Von der Fakultät Architektur und Bauingenieurwesen
der Technischen Universität Dortmund
genehmigte Dissertation zur Erlangung
des Grades

Doktor-Ingenieur

von

Stephan Schneider

Prüfungskommission:

Vorsitzender:	Prof. Dr.-Ing. C. Hartz	TU Dortmund
Hauptreferent:	Prof. Dr.-Ing. D. Ungermann	TU Dortmund
Korreferentin:	Prof. Dr.-Ing. U. Kuhlmann	Universität Stuttgart
Korreferentin:	apl. Prof. Dr.-Ing. habil. B. Brune	TU Dortmund

Tag der mündlichen Prüfung:

26. Mai 2021

Kurzfassung

Hochregallager bilden heutzutage in nahezu allen Bereichen der Wirtschaft einen wichtigen Baustein zur effizienten Steuerung von Warenströmen. Für den Bau von Hochregallagern wird überwiegend auf dünnwandige, kaltgeformte Profile aus Baustahl zurückgegriffen. Ein zentrales Element bilden dabei die fachwerkartigen Ständerrahmen, die sowohl für den vertikalen Lastabtrag als auch für die räumliche Aussteifung eingesetzt werden. Konstruktionsbedingt weisen diese Ständerrahmen im Vergleich zu einem Fachwerk eine signifikant reduzierte Schubsteifigkeit auf. Grundlagen für eine umfassende analytische Ermittlung der Schubsteifigkeit fehlen bisher, sodass es gängige Praxis ist, die Schubsteifigkeit experimentell zu bestimmen. Diese Herangehensweise ist sehr zeit- und kostenintensiv und verhindert eine gezielte Optimierung der hoch beanspruchten Regaltragwerke.

Genau hier setzt die vorliegende Arbeit an. Es werden zunächst die verfügbaren Ergebnisse von Rahmenschubversuchen aus der Literatur sowie der Forschung und Entwicklung von verschiedenen Regalherstellern zusammengetragen, und die Datenbank durch ein eigenes Versuchsprogramm erweitert. Das Trag- und Verformungsverhalten der Ständerrahmen ist – nach einer kritischen Auseinandersetzung zur Durchführung und Auswertung von Rahmenschubversuchen – mithilfe von räumlichen FE-Modellen weiter untersucht worden. Die dabei gewonnenen Erkenntnisse haben dazu beigetragen, die maßgebenden Einflussfaktoren zu identifizieren und ein analytisches Modell in Anlehnung an die Komponentenmethode zu entwickeln, mit dem die Schubsteifigkeit der Ständerrahmen realitätsnah bestimmt werden kann. Hierfür sind insgesamt acht Komponenten definiert und die zur Ermittlung der anteiligen Schubsteifigkeit benötigten Steifigkeitskoeffizienten hergeleitet worden. Für die Schlüsselkomponenten Schraubenbiegung und Lochleibung sind zudem Komponentenversuche durchgeführt worden, um die analytischen Modelle zu verifizieren. Die anteiligen Schubsteifigkeiten können in Anlehnung an die Arbeiten von *Engesser* in einem Gesamtmodell zur Schubsteifigkeit der Ständerrahmen zusammengefasst werden. Die Eignung des Gesamtmodells ist durch Vergleichsrechnungen zu Rahmenschubversuchen bestätigt und für die baupraktische Anwendung aufbereitet worden. Komplettiert wird die Arbeit durch weiterführende Untersuchungen zu schlupfbedingten Verformungen und Sensitivitätsstudien für Regaltragwerke.

Mithilfe der Ergebnisse der Forschungsarbeit ist es nun möglich, die für den Regalbau typischen Ständerrahmen gezielt zu optimieren und weiterzuentwickeln, ohne dabei auf experimentelle Untersuchungen angewiesen zu sein. Die enge Anbindung an das Konzept der Komponentenmethode erlaubt zudem eine einfache Integration der Forschungsergebnisse in die Stahlbaunormung.

Abstract

Nowadays, high bay warehouses are of vital importance for an efficient flow of commodity in almost all areas of the economy. For the construction of high bay warehouses thin-walled and cold-formed steel members are mainly used. An essential element of the construction are the so called upright frames, which were used for the vertical load transfer and for the bracing in cross-aisle direction. Due to the nature of the thin-walled steel members, the shear stiffness of the upright frames is significant reduced in comparison to an ideal framework. Until now, the fundamentals for the analytical computation of the shear stiffness are not given. Therefore, it is common practice to determine the shear stiffness of upright frames experimentally. This approach is very costly and impedes the further optimisation of the highly stressed rack structures.

This is where the present thesis starts. First, the available results of shear stiffness tests from the literature as well as from the research and development from various manufacturers are compiled. Then, the database was extended by additional shear stiffness tests, performed in the course of the research work. After a critical discussion on the experimental determination of the shear stiffness, the load-bearing and deformation behaviour of the upright frames was investigated using a spatial FE-model. The gathered findings helped to identify the factors with major impact on the shear stiffness and to develop an analytical model – based on the component method – which allows to compute the shear stiffness of upright frames by a realistic manner. The analytical model contains in total eight different components and for each of them the stiffness coefficients were derived. For the key components bolts in bending and bolts in bearing, additional experimental test was carried out to verify the associated analytical models. Based on the work of *Engesser*, the shear stiffness related to each component, can be summarized by means of a comprehensive model to the shear stiffness of the entire upright frame. The comprehensive model was verified by comparative calculations on the results of shear stiffness test and prepared for the daily use in the engineering office. The thesis is rounded up by further studies in slip-related deformations and sensitive studies on rack structures.

With the results of the research work performed in the course of this thesis, it is possible to optimize the upright frames without further experimental tests on the shear stiffness. Due to the close connection to the component method, the research results could be easily embedded in the standards for the design of steel structures.

Vorwort des Herausgebers

Im Regalbau ist aufgrund der Wirtschaftlichkeit die Verwendung dünnwandiger, offener und kaltgeformter Stahlprofile dominierend. Die fachwerkartige Verbindung der Vertikallast abtragenden Stützenprofile in der Tiefe des Regals dient der Aussteifung und dem Horizontallastabtrag aus der Regalebene.

Die infolge Querkraftabtrag in den Fachwerkstäben entstehenden Dehnverformungen sind als Schubverformung des Fachwerks in der Regel gegenüber der Biegeverformung gering und werden daher vernachlässigt. Im Anschlussbereich der Fachwerkdiagonalen an die Stützen entstehen aufgrund der Dünnwandigkeit der Profile, der Exzentrizitäten im Anschluss und der Profilverformungen der offenen Stützenquerschnitte Zusatzverformungen, die die Schubverformungen des Fachwerks wesentlich vergrößern und die damit nicht mehr vernachlässigt werden können.

Die Kenntnis der Schubverformungen unter Berücksichtigung der Verformungen in den Anschlussbereichen ist daher von essenzieller Bedeutung für den Nachweis der Trag- und Gebrauchssicherheit von Regalkonstruktionen. Durch bauaufsichtlich festgelegte Versuchsbedingungen wird dies derzeit von den Regalbauern in aufwendigen Versuchsreihen ermittelt. Dieses Vorgehen bremst Innovationen, da damit stets neue Versuche verbunden sind.

Hier setzt nun die Zielsetzung der vorliegenden Arbeit von Herrn Stephan Schneider an, nämlich die Entwicklung analytischer Berechnungsverfahren, welche realitätsnahe Nachweise des Trag- und Verformungsverhaltens dünnwandiger Regalfachwerke unter Berücksichtigung der Anschlussverformungen ermöglichen und das derzeit aufwendige experimentell basierte Vorgehen vermeiden.

Hierbei wird das Prinzip der Komponentenmethode nach EN 1993-1-8 genutzt, indem die Anschlüsse in einzelne Komponenten aufgeteilt werden, für die basierend auf Versuchsdaten und numerischen Studien mechanische Modelle zur Festigkeit und Verformung entwickelt werden. Für jede Komponente wird dann die zugehörige Einzelschubsteifigkeit abgeleitet, die in die Bestimmung der Gesamtschubsteifigkeit eines Regalfachwerks einfließt.

Wesentliche Teile der Arbeit sind im Rahmen des Forschungsprojektes „Schubsteifigkeit von Ständerrahmen im Hochregallagerbau“, FOSTA P1078, AiF – Arbeitsgemeinschaft industrieller Forschungsvereinigungen „Otto von Guericke“ e. V., 2019 entstanden.

Der AiF gilt ein herzlicher Dank für die finanzielle Förderung. Ebenso danke ich der FOSTA Forschungsvereinigung Stahlanwendung e. V. für die Unterstützung bei der Durchführung des Forschungsvorhabens.

Frau Prof. Dr.-Ing. Ulrike Kuhlmann als zweite Gutachterin und Frau apl. Prof. Dr.-Ing. habil. Bettina Brune als dritte Gutachterin haben die Arbeit durch Anregungen und wichtige Hinweise sehr unterstützt. Dafür danke ich ganz herzlich. Der Dank geht weiterhin an Herrn Prof. Dr.-Ing. Christian Hartz für die Bereitschaft zu der Übernahme des Vorsitzes der Promotionsprüfung.

Dortmund, im Juni 2021

Prof. Dr.-Ing. Dieter Ungermann

Vorwort des Verfassers

Idee und Motivation für die vorliegende Dissertation sind während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Lehrstuhl Stahlbau der Technischen Universität Dortmund entstanden und haben nun fast drei Jahre nach Verlassen der Hochschule ihren erfolgreichen Abschluss gefunden. Die Fertigstellung meiner Dissertation ist nicht nur ein Anlass zur Freude, sondern auch der Zeitpunkt, um zurückzublicken und sich bei den Menschen zu bedanken, die mit ihrer Unterstützung zum guten Gelingen dieser Arbeit beigetragen haben.

Hier möchte ich mich an erster Stelle bei meinem Betreuer Herrn Prof. Dr.-Ing. Dieter Unger mann bedanken. Seine stete Bereitschaft zur Diskussion und die vielen Anregungen und konstruktiven Hinweise haben es mir überhaupt erst ermöglicht, diese Arbeit zu verfassen. Frau Prof. Dr.-Ing. Ulrike Kuhlmann danke ich sehr herzlich für die bereitwillige Übernahme des Korreferats. Ebenso möchte ich meinen Dank Frau apl. Prof. Dr.-Ing. habil. Bettina Brune aussprechen, die als Korreferentin immer auch Zeit gefunden hat, die Arbeit mit fachlichen Diskussionen weiter voranzubringen. Für den Vorsitz der Prüfungskommission danke ich ganz herzlich Herrn Professor Dr.-Ing. Christian Hartz.

Meinen Dank schulde ich auch den Kolleginnen und Kollegen, mit denen ich während meiner Zeit am Lehrstuhl Stahlbau zusammenarbeiten durfte. Das stets angenehme Arbeitsklima lässt mich gerne auf diesen Lebensabschnitt zurückblicken. Auch wenn ich der hier frei zitierten Empfehlung meines Bürokollegen Oliver Klostermann von 2012, „Mach fettich und ab durch die Mitte“, nur bedingt nachgekommen bin, habe ich hieraus doch immer etwas Motivation geschöpft. Festhalten möchte ich an dieser Stelle aber auch, dass Motivation alleine sicher nicht gereicht hätte. Entscheidend war das Vertrauen von Herrn Prof. Dr.-Ing. Dieter Unger mann und Frau apl. Prof. Dr.-Ing. habil. Bettina Brune, die mir die Möglichkeit gegeben haben, das Forschungsprojekt „Schubsteifigkeit von Ständerrahmen im Hochregallagerbau“, FOSTA P1078 zu bearbeiten. Die sehr gute und konstruktive Zusammenarbeit innerhalb des projektbegleitenden Ausschusses sowie die sehr umfangreiche Unterstützung seitens der Regalhersteller META, NEDCON und SSI Schäfer haben schlussendlich zum erfolgreichen Abschluss der Arbeit beigetragen. Daher möchte ich mich hier auch noch einmal bei allen Beteiligten sehr herzlich bedanken.

Mein Dank gilt auch den Mitarbeitern des Institutes für Bauforschung, den zahlreichen studentischen Hilfskräften und den Studierenden, die mit ihren Arbeiten für das gute Gelingen der Versuche von großer Bedeutung waren.

Sich intensiv mit einer wissenschaftlichen Arbeit zu befassen, kostet auch immer Zeit und ist nur realisierbar, wenn man den Rücken freigehalten bekommt. Hierfür muss ich mich bei meinen Kompagnons Markus Dinstühler und Mathias Wiemann bedanken, die über lange Jahre unser gemeinsames Büro maßgeblich aufgebaut und mir dabei immer die Möglichkeit gelassen haben, mich parallel mit der Forschung zu befassen.

Danken möchte ich auch meinem besten Freund Marcus Schnell, der noch zu unseren gemeinsamen WG-Zeiten seine Dissertation verfasst und damit vielleicht auch die erste Motivation in mir geweckt hat, mich mit einem wissenschaftlichen Thema auseinanderzusetzen.

Nicht zuletzt bin ich meinen Eltern und meiner Familie für deren volle Unterstützung zu tiefstem Dank verpflichtet. Besonders hervorheben möchte ich hier meinen Vater Rudolf Schneider, der mir nicht nur motivierend zur Seite stand, sondern darüber hinaus auch fachlich mit seiner Expertise bei werkstofflichen Fragen immer eine sehr große Hilfe war und damit auch zum guten Gelingen der Arbeit beigetragen hat. Ebenso danke ich von Herzen meiner Partnerin Sonja Stratmann für ihre unendliche Geduld und ihr Talent, mich auch in den schwierigen Phasen zu ertragen. Ohne diesen großen Rückhalt hätte die vorliegende Arbeit nicht entstehen können.

Dortmund, im Juni 2021

Stephan Schneider

Inhaltsverzeichnis

1	ALLGEMEINES	1
1.1	EINLEITUNG	1
1.2	ANLASS UND PROBLEMSTELLUNG	3
1.3	ZIELSETZUNG DER ARBEIT	8
1.4	VORGEHENSWEISE UND AUFBAU DER ARBEIT	9
1.5	VEREINBARUNGEN UND DEFINITIONEN	12
1.5.1	ANNAHMEN	12
1.5.2	SYMBOLE UND FORMELZEICHEN ALLGEMEIN	12
1.5.3	SYMBOLE UND FORMELZEICHEN AUS DEM ANALYTISCHEN MODELL	14
1.5.4	BEGRIFFE UND DEFINITIONEN	16
2	STAND DER TECHNIK UND FORSCHUNG	18
2.1	ENTWICKLUNG DER LAGER- UND FÖRDERTECHNIK	18
2.1.1	ALLGEMEINES	18
2.1.2	LAGERSYSTEME UND LAGERBAUARTEN	18
2.1.3	FÖRDERMITTEL	22
2.1.4	BAUWEISEN UND KONSTRUKTIONSPRINZIPIEN VON PALETTENREGALLAGERN	25
2.2	BEMESSUNG VON REGALTRAGWERKEN	39
2.2.1	ALLGEMEINES	39
2.2.2	ENTWICKLUNG DER REGELWERKE UND BAURECHTLICHE ANFORDERUNGEN	39
2.2.3	BEMESSUNG VON REGALTRAGWERKEN AUF BASIS DER EUROPÄISCHEN NORMUNG	42
2.2.3.1	GRUNDLAGEN	42
2.2.3.2	MODELLBILDUNG UND IDEALISIERUNG DES TRAGWERKS	44
2.2.3.3	TRAGWERKSBERECHNUNG UND NACHWEISFÜHRUNG	48
2.2.4	ANALYTISCHE ERMITTLUNG DER SCHUBSTEIFIGKEIT	53
2.2.5	EXPERIMENTELLE ERMITTLUNG DER SCHUBSTEIFIGKEIT	58
2.3	WERKSTOFFE FÜR KALTGEFORMTE, DÜNNWANDIGE BAUTEILE	71
2.4	KOMPONENTENMETHODE GEMÄß DIN EN 1993-1-8	75
2.4.1	EINFÜHRUNG UND GRUNDLAGEN	75
2.4.2	ANWENDUNG DER KOMPONENTENMETHODE	76
2.5	FORSCHUNG AUF DEM GEBIET DES REGALBAUS	80
2.5.1	EINFÜHRUNG UND ÜBERBLICK	80
2.5.2	FORSCHUNGSARBEITEN ZUR SCHUBSTEIFIGKEIT VON STÄNDERRAHMEN	82
2.5.3	FORSCHUNGSARBEITEN ZUR ANWENDUNG DER KOMPONENTENMETHODE IM REGALBAU	108
2.5.4	WEITERE IM KONTEXT DER KOMPONENTENMETHODE RELEVANTE FORSCHUNGSARBEITEN	113
2.6	ZUSAMMENFASSUNG	120
3	EXPERIMENTELLE UNTERSUCHUNGEN	122
3.1	EINFÜHRUNG UND ÜBERBLICK	122
3.2	RAHMENSCHUBVERSUCHE	123
3.2.1	ZIELSETZUNG UND LÖSUNGSWEG	123

3.2.2	RAHMENSCHUBVERSUCHE AUS FACHVERÖFFENTLICHUNGEN UND DER F+E VON REGALHERSTELLERN	124
3.2.3	RAHMENSCHUBVERSUCHE AN DER TU DORTMUND.....	126
3.2.3.1	VERSUCHSPROGRAMM.....	126
3.2.3.2	RAHMENSCHUBVERSUCHE NACH DIN EN 15512	128
3.2.3.3	RAHMENSCHUBVERSUCHE NACH AS 4084	145
3.2.3.4	VERGLEICH UND BEWERTUNG DER RAHMENSCHUBVERSUCHE NACH DIN EN 15512 UND AS 4084	157
3.2.4	AUSWERTUNG ALLER VERFÜGBAREN RAHMENSCHUBVERSUCHE UND IDENTIFIKATION DER RELEVANTEN KOMponentEN.....	165
3.2.5	DISKUSSION UND KRITISCHE AUSEINANDERSETZUNG MIT DER EXPERIMENTELLEN BESTIMMUNG DER SCHUBSTEIFIGKEIT	186
3.2.6	ZUSAMMENFASSUNG	200
3.3	KOMPONENTENVERSUCHE	201
3.3.1	DÜNNWANDIGE BLECHE MIT LOCHLEIBUNGSBEANSPRUCHUNG	201
3.3.1.1	ZIELSETZUNG UND LÖSUNGSWEG	201
3.3.1.2	VERSUCHSAUFBAU UND DURCHFÜHRUNG	203
3.3.1.3	MATERIALEIGENSCHAFTEN.....	205
3.3.1.4	AUFMAß DER PRÜFKÖRPER	208
3.3.1.5	AUSWERTUNG DER VERSUCHE IM KONTEXT DER TRAGFÄHIGKEITEN	208
3.3.1.6	AUSWERTUNG DER VERSUCHE IM KONTEXT DER STEIFIGKEITEN	214
3.3.1.7	ZUSAMMENFASSUNG.....	249
3.3.2	SCHRAUBEN UNTER BIEGEBEANSPRUCHUNG	252
3.3.2.1	ZIELSETZUNG UND LÖSUNGSWEG	252
3.3.2.2	VERSUCHSAUFBAU UND DURCHFÜHRUNG	253
3.3.2.3	MATERIALEIGENSCHAFTEN.....	255
3.3.2.4	AUFMAß DER PRÜFKÖRPER UND DES VERSUCHSAUFBAUS	261
3.3.2.5	AUSWERTUNG DER VERSUCHE	263
3.3.2.6	ZUSAMMENFASSUNG	271
4	NUMERISCHE UNTERSUCHUNGEN.....	272
4.1	EINFÜHRUNG UND ÜBERBLICK.....	272
4.2	UNTERSUCHUNGEN VON STÄNDERRAHMEN MIT MODELLEN AUS SCHALEN- UND VOLUMENELEMENTEN	273
4.2.1	ZIELSETZUNG UND LÖSUNGSWEG	273
4.2.2	MODELLBILDUNG	274
4.2.2.1	ENTWICKLUNG DES FE - MODELLS UND VARIIERBARE PARAMETER.....	274
4.2.2.2	KALIBRIERUNG UND VERGLEICHSRECHNUNGEN ZU AUSGEWÄHLTEN RAHMENSCHUBVERSUCHEN	286
4.2.2.3	VEREINFACHUNGEN FÜR DIE PARAMETERSTUDIEN	291
4.2.3	PARAMETERSTUDIEN.....	297
4.2.3.1	ZUM EINFLUSS DER BIEGEVERFORMUNGEN DER FÜLLSTÄBE	298
4.2.3.2	ZUM EINFLUSS VON SYSTEMLOCHUNGEN IN DEN STÜTZEN	307
4.2.3.3	ZUM EINFLUSS DER SCHUBVERFORMUNGEN DER STÜTZEN	313
4.2.3.4	ZUM EINFLUSS DER LOKALEN ANSCHLUSSVERFORMUNGEN	317
4.2.3.5	ZUM EINFLUSS DER BIEGEVERFORMUNGEN DER SCHRAUBEN.....	323
4.2.4	ZUSAMMENFASSUNG	329

4.3	UNTERSUCHUNGEN VON STÄNDERRAHMEN MIT STABWERKSMODELLEN	331
4.3.1	ZIELSETZUNG UND LÖSUNGSWEG	331
4.3.2	MODELLBILDUNG	331
4.3.3	ZUM EINFLUSS DER EXZENTRIZITÄT ZWISCHEN DEN SCHRAUBANSCHLÜSSEN UND STÜTZENACHSEN	332
4.3.4	ZUSAMMENFASSUNG	334
4.4	UNTERSUCHUNGEN VON REGALTRAGWERKEN MIT STABWERKSMODELLEN	335
4.4.1	ZIELSETZUNG UND LÖSUNGSWEG	335
4.4.2	MODELLBILDUNG	335
4.4.3	ZUM EINFLUSS SEKUNDÄRER TRAGGLIEDER	336
4.4.4	SENSITIVITÄTSSTUDIEN FÜR UNTERSCHIEDLICH DETAILIERTE ANSCHLUSSMODELLIERUNGEN	344
4.4.5	ZUSAMMENFASSUNG	351
5	ENTWICKLUNG EINES ANALYTISCHEN MODELLS	353
5.1	ZIELSETZUNG UND LÖSUNGSWEG	353
5.2	MODELLVORSTELLUNG UND DEFINITION DER KOMPONENTEN	354
5.3	HERLEITUNG DER STEIFIGKEITSKOEFFIZIENTEN UND DER ZUGEHÖRIGEN SCHUBSTEIFIGKEITEN	357
5.3.1	KOMPONENTE K1 – AXIALE DEHNUNG DER FÜLLSTÄBE	357
5.3.1.1	ALLGEMEINES	357
5.3.1.2	HERLEITUNG DER ANTEILIGEN SCHUBSTEIFIGKEIT DER DIAGONALEN	358
5.3.1.3	HERLEITUNG DER ANTEILIGEN SCHUBSTEIFIGKEIT DER PFOSTEN	360
5.3.2	KOMPONENTE K2 – BIEGEVERFORMUNGEN DER FÜLLSTÄBE	363
5.3.2.1	ALLGEMEINES	363
5.3.2.2	VERFORMUNGSANTEILE AUS DEN REINEN BIEGEVERFORMUNGEN OHNE STABVERKÜRZUNG	364
5.3.2.3	VERFORMUNGSANTEILE AUS STABVERKÜRZUNGEN INFOLGE BIEGUNG	372
5.3.2.4	HERLEITUNG DER ANTEILIGEN SCHUBSTEIFIGKEITEN	376
5.3.3	KOMPONENTE K3 – AXIALE DEHNUNG DER STÜTZEN	378
5.3.4	KOMPONENTE K4 – BIEGEVERFORMUNGEN DER STÜTZEN	381
5.3.5	KOMPONENTE K5 – SCHUBVERFORMUNGEN DER STÜTZEN	384
5.3.6	KOMPONENTE K6 – LOKALE ANSCHLUSSVERFORMUNGEN	386
5.3.6.1	ALLGEMEINES	386
5.3.6.2	STEIFIGKEITSKOEFFIZIENTEN FÜR EINZELANSCHLÜSSE	386
5.3.6.3	STEIFIGKEITSKOEFFIZIENTEN FÜR LIPPE AN LIPPE-ANSCHLÜSSE	392
5.3.6.4	HERLEITUNG DER ANTEILIGEN SCHUBSTEIFIGKEIT	398
5.3.7	KOMPONENTE K7 – LOCHLEIBUNGSVERFORMUNGEN	400
5.3.7.1	ALLGEMEINES	400
5.3.7.2	HERLEITUNG DER ANTEILIGEN SCHUBSTEIFIGKEITEN	401
5.3.8	KOMPONENTE K8 – BIEGE- UND SCHERVERFORMUNGEN DER SCHRAUBEN	410
5.3.8.1	ALLGEMEINES	410
5.3.8.2	HERLEITUNG DES STEIFIGKEITSKOEFFIZIENTEN	411
5.3.8.3	HERLEITUNG DER ANTEILIGEN SCHUBSTEIFIGKEIT	419
5.4	ZUR ANWENDUNG DES ANALYTISCHEN MODELLS	424
5.4.1	ALLGEMEINES	424
5.4.2	REGELAUSSTEIFUNGSPUNKTE UND STÖRSTELLEN	426
5.4.3	ANWENDUNG BEI DER BEMESSUNG VON REGALTRAGWERKEN	429
5.4.4	ANWENDUNG BEI VERGLEICHRECHNUNGEN ZU RAHMENSCHUBVERSUCHEN	432

5.5	VERIFIKATION DES ANALYTISCHEN MODELLS	440
5.6	ZUSAMMENFASSUNG.....	442
6	EINFLUSS SCHLUPFBEDINGTER VERFORMUNGEN.....	444
6.1	ALLGEMEINES	444
6.2	SCHLUPFBEDINGTE VERFORMUNGEN VON STÄNDERRAHMEN.....	445
6.2.1	EXPERIMENTELL ERMITTELTE VERFORMUNGEN INFOLGE SCHLUPF	445
6.2.2	NUMERISCH ERMITTELTE VERFORMUNGEN INFOLGE SCHLUPF.....	448
6.2.3	ANALYTISCH ERMITTELTE VERFORMUNGEN INFOLGE SCHLUPF.....	449
6.2.3.1	ANALYTISCHER ANSATZ AUS E DIN EN 15512	449
6.2.3.2	ENTWICKLUNG EINES ALTERNATIVEN ANALYTISCHEN ANSATZES.....	451
6.2.4	VERGLEICH UND BEWERTUNG DER UNTERSCHIEDLICHEN ANSÄTZE ZUR BERÜCKSICHTIGUNG DER SCHLUPFBEDINGTEN VERFORMUNGEN.....	455
6.3	ZUSAMMENFASSUNG.....	458
7	OPTIMIERUNG VON STÄNDERRAHMEN	459
7.1	ALLGEMEINES	459
7.2	IDENTIFIKATION DER SCHLÜSSELKOMPONENTEN	459
7.3	OPTIMIERUNG UND KONSTRUKTIONSEMPFEHLUNGEN FÜR STÄNDERRAHMEN	461
7.4	ZUSAMMENFASSUNG.....	465
8	WIRTSCHAFTLICHKEIT.....	466
8.1	ALLGEMEINES	466
8.2	ZU DEN MATERIALSEITIGEN EINSPARPOZENTIALEN	467
8.3	ZUM EINFLUSS AUF DIE ARBEIT IM TECHNISCHEN BÜRO	471
8.4	ZUSAMMENFASSUNG.....	473
9	ZUSAMMENFASSUNG UND AUSBLICK	474
9.1	ZUSAMMENFASSUNG.....	474
9.2	AUSBLICK UND WEITERER FORSCHUNGSBEDARF	479
10	LITERATUR.....	481
10.1	NORMEN, REGELWERKE UND VORSCHRIFTEN	481
10.2	FACHLITERATUR	484
10.3	SOFTWARE	496
ANHANG A – ZUSAMMENFASSUNG DES ANALYTISCHEN MODELLS		497
ANHANG B – ANWENDUNGSBEISPIELE		502
B.1 – ANWENDUNG BEI DEM QUERSYSTEM EINES SILOS		502
B.2 – ANWENDUNG FÜR DIE VERGLEICHSRECHNUNG ZU EINEM RAHMENSCHUBVERSUCH		508

ANHANG C – DATENBANK RAHMENSCHUBVERSUCHE	522
C.1 – VERSUCHE AUS DER FORSCHUNG AN HOCHSCHULEN	522
C.2 – VERSUCHE AUS DER F + E DER REGALHERSTELLER	528
ANHANG D – KOMPONENTENVERSUCHE	533
D.1 – KOMPONENTE K7 – LOCHLEIBUNG	533
D.2 – KOMPONENTE K8 – SCHRAUBENBIEGUNG	544
ANHANG E – ZUR VERTEILUNG DER STAHLTONNAGE AUSGEWÄHLTER SILOBAUWERKE.....	547

1 Allgemeines

1.1 Einleitung

In nahezu allen Bereichen der Wirtschaft bilden Lagersysteme einen wichtigen Teil der Materialflusskette, ohne den eine effiziente Steuerung von Warenströmen kaum mehr denkbar ist. Die Bandbreite an Lagersystemen ist extrem groß und reicht von einfachen, mit konventionellen Gabelstaplern betriebenen Bodenlagerungen bis hin zu Hochregallagern mit voll automatisierten Regalbediengeräten (Bild 1.1). Die Entscheidung, welches Lagersystem bzw. welche Lagerbauart im Einzelfall das Optimum darstellt, hängt von einer Vielzahl von Parametern ab. Von wesentlicher Bedeutung sind die Eigenschaften der einzulagernden Güter, aber auch Aspekte wie Verweilzeiten der Güter im Lager, Kommissionierprozesse und Standortfragen (Grundstückskosten, räumliche Situation auf dem Firmengelände, spätere Erweiterungsmöglichkeiten etc.) müssen in den Entscheidungsprozess einbezogen werden.

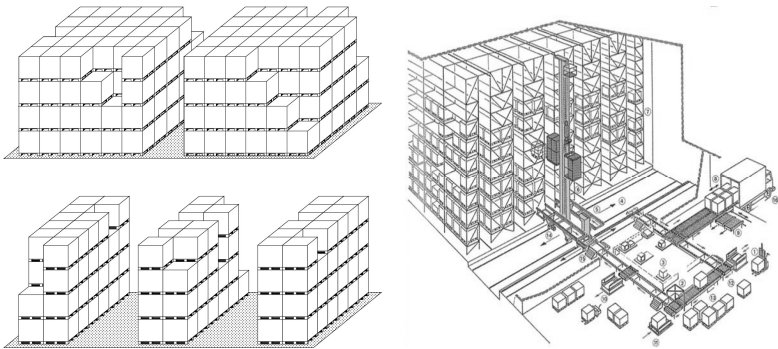


Bild 1.1: Beispiele für verschiedene Lagersysteme (Bild links aus [97], rechts aus [3])

Ein Lagersystem kann umso wirtschaftlicher errichtet und betrieben werden, je besser die Lagerhöhe, die Bauart und die Förderzeuge auf die spezifischen Kundenanforderungen abgestimmt sind. Für große Lagerkapazitäten und hohe Umschlagzahlen sind voll automatisierte Palettenregale als Mehrplatzsysteme mit Längstraversen in aller Regel die effizientesten Lager. Palettenregale werden heutzutage überwiegend aus individuell vom Regalanbieter profilierten, dünnwandigen Stahlquerschnitten hergestellt. Das Grundgerüst bilden fachwerkartige Ständerrahmen, die üblicherweise aus Ω -förmigen Stützen und C-förmigen Streben zusammengesetzt werden. Das Fügen der einzelnen Bauteile der Ständerrahmen

erfolgt zumeist über einfache, schnell zu montierende Schraubverbindungen. Die Ständerrahmen werden dann in regelmäßigen Abständen aufgestellt und über in Längsrichtung laufende, häufig Σ -förmige Palettenträger miteinander verbunden. In dem Regalsystem werden die Ständerrahmen sowohl für den vertikalen Lastabtrag als auch für die Aussteifung in Querrichtung herangezogen.

Je nach Bauhöhe werden Palettenregale in Regallager (bis 12 m) und Hochregallager (ab 12 m) differenziert. Bei kleineren Bauhöhen kommen überwiegend **freistehende Palettenregale** zur Ausführung. Bei diesem Regaltyp sind die Gebäudehülle und das Regal voneinander entkoppelt. Bei größeren Bauhöhen ab 15 m hat sich die sogenannte **Silobauweise** durchgesetzt. Bei der Silobauweise dient die Regalkonstruktion gleichzeitig als wand- und dachtragende Struktur. Hochregallager in Silobauweise nutzen den umbauten Raum besonders effizient und sind in der Herstellung in der Regel kostengünstiger als freistehende Palettenregale mit der gleichen Lagerkapazität. Sie haben sich daher als Stand der Technik bei Hochregallagern etabliert.

Unabhängig von der Bauart des Palettenregals ist die Schubsteifigkeit der Ständerrahmen von entscheidender Bedeutung für die Stabilität und Gebrauchstauglichkeit der Regale. Die Kombination aus stetig steigender Bauhöhe bei quasi unveränderter Breite der Ständerrahmen führt zu immer schlankeren Regalkonstruktionen (Bild 1.2).

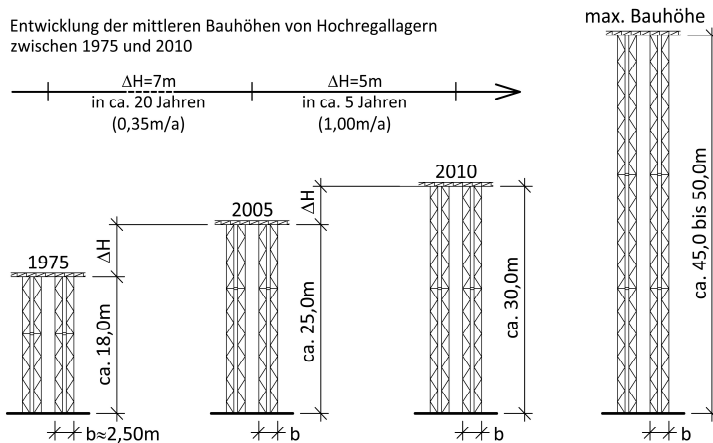


Bild 1.2: Entwicklung der mittleren Bauhöhen von Hochregallagern

Legt man die Breite von zwei einfachtiefen Regalrahmen mit 2,50 m zugrunde, hat sich das Verhältnis von Breite zur mittleren Höhe von $H/B = 7,2$ im Jahr 1975 auf

$H/B = 12$ im Jahr 2010 vergrößert. Bei den höchsten bisher realisierten Hochregallagern beträgt das Verhältnis von Höhe zu Rahmenbreite sogar über $H/B = 20$. Trotz der immer schlanker werdenden Regalkonstruktionen müssen für einen reibungslosen Betrieb der Regalbediengeräte nach DIN EN 15620 [R13] im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit Kopfauslenkungen von weniger als $1/1000$ der Regalhöhe sichergestellt werden. Die derzeitige Konstruktionspraxis in Kombination mit der stetig steigenden Bauhöhe und den sehr hohen Anforderungen an die zulässigen Kopfauslenkungen stößt zunehmend an ihre Grenzen, wie verschiedene Schadensfälle in der jüngeren Vergangenheit gezeigt haben.

1.2 Anlass und Problemstellung

Wie in der Einleitung aufgezeigt, ist die Schubsteifigkeit der Ständerrahmen von besonderer Bedeutung für die Sicherung der Stabilität und Gebrauchstauglichkeit von Hochregallagern. Für klassische Fachwerke ohne signifikante Verformungen in den Anschlusspunkten kann die Schubsteifigkeit S_D hinreichend genau aus der Dehnsteifigkeit und dem Neigungswinkel der Fachwerkfüllstäbe nach der auf die Arbeiten von *Engesser* [21] zurückgehenden Schubtheorie von *Timoshenko* [100] abgeleitet werden. Die im Regalbau typischen Ständerrahmen aus dünnwandigen, kaltgeformten Stahlquerschnitten weisen konstruktionsbedingt jedoch signifikante lokale Anschlussverformungen auf, sodass die Anwendungsgrenzen für die Theorie von *Timoshenko* nicht eingehalten sind. Bild 1.3 zeigt dies exemplarisch für einen Fachwerkknoten mit der Anschlusskonfiguration Rücken an Rücken.

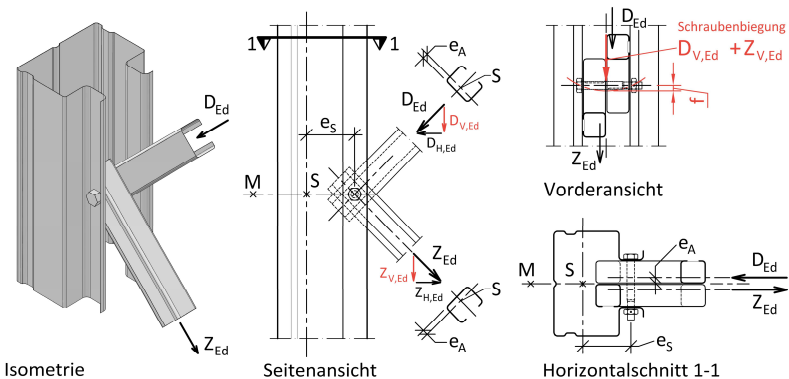


Bild 1.3: Anschlussexzentrizitäten und lokale Verformungen für einen typischen Fachwerkknoten eines Ständerrahmens

Die zusätzlichen lokalen Anschlussverformungen resultieren hier vor allem aus der Biegebeanspruchung der Schrauben und den Lochleibungsverformungen der dünnwandigen Bleche. Des Weiteren sind Anschluss exzentrizitäten gegeben, die Biegebeanspruchungen in den Fachwerkgurten und Füllstäben hervorrufen, was sich ebenfalls ungünstig auf die erreichbare Schubsteifigkeit auswirken kann. Die Schubsteifigkeit von Ständerrahmen wird daher in Rahmenschubversuchen nach den einschlägigen Regelwerken, wie der DIN EN 15512 [R12], in „liegenden“ Rahmenschubversuchen experimentell bestimmt. Bild 1.4 zeigt den zugehörigen Versuchsaufbau.

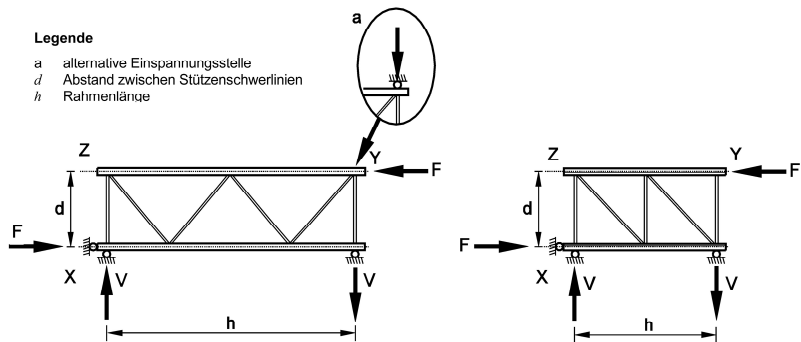


Bild 1.4: „Liegender“ Rahmenschubversuch gemäß DIN EN 15512, Anhang 2.8 [R12]

Für die Versuchsauswertung wird die Kraft F über der horizontalen Auslenkung bei Punkt Z dargestellt. Die Schubsteifigkeit S_{ti} folgt aus der Neigung k_{ti} des linearen Bereichs der Last-Verformungskurve, ohne den Einfluss von Schlupf zu erfassen. Um Streuungen in den Versuchen zu begegnen, wird eine Mittelwertbildung aus mindestens drei Versuchen gefordert. Aus der experimentell bestimmten Schubsteifigkeit wird im nächsten Schritt auf eine reduzierte Querschnittsfläche der Füllstäbe ($A_{d,red}$) oder eine äquivalente Wegfedersteifigkeit (k_{eq}) zurückgeschlossen. Mit diesen Kennwerten erfolgen im letzten Schritt die Bemessung und Auslegung der Regaltragwerke, wobei in der Regel 2D-Stabwerksmodelle zum Einsatz kommen.

Nach Untersuchungen von *Sajja, Beale* und *Godley* [78] erreicht die experimentell bestimmte Schubsteifigkeit für übliche Ständerrahmen nur 3 bis 15 % des nach der Schubtheorie von *Timoshenko* analytisch ermittelten Wertes. Dies deckt sich auch mit den Ergebnissen von Rahmenschubversuchen, die am Institut für Bauforschung der TU Dortmund im Kontext des FOSTA-Forschungsprojektes P1078 [106] durchgeführt worden sind. In Bild 1.5 sind hierzu die Last-Verformungskurven von drei Ständerrahmen mit unterschiedlichen Anschlusskonfigurationen dargestellt, die

entsprechend DIN EN 15512 getestet worden sind. Die experimentell ermittelten Schubsteifigkeiten liegen für die ausgewählten Beispiele, bezogen auf die korrespondierende Schubsteifigkeit nach *Timoshenko*, bei:

- 6 % für die Anschlusskonfiguration Lippe an Lippe (= [A])
- 10 % für die Anschlusskonfiguration Rücken an Rücken (= [C])
- 18 % für die Einzelanschlüsse (= [B])

Die unterschiedlichen Verläufe der Last-Verformungskurven und die um bis zu Faktor vier differierenden absoluten Werte der experimentell ermittelten Schubsteifigkeiten zeigen sehr deutlich auf, wie groß der Einfluss der Anschlusskonfigurationen ist. Tordierungen der dünnwandigen offenen Stützenquerschnitte wirken sich augenscheinlich besonders ungünstig aus und sollten vermieden oder wirksam unterbunden werden, wenn hohe Schubsteifigkeiten benötigt werden.

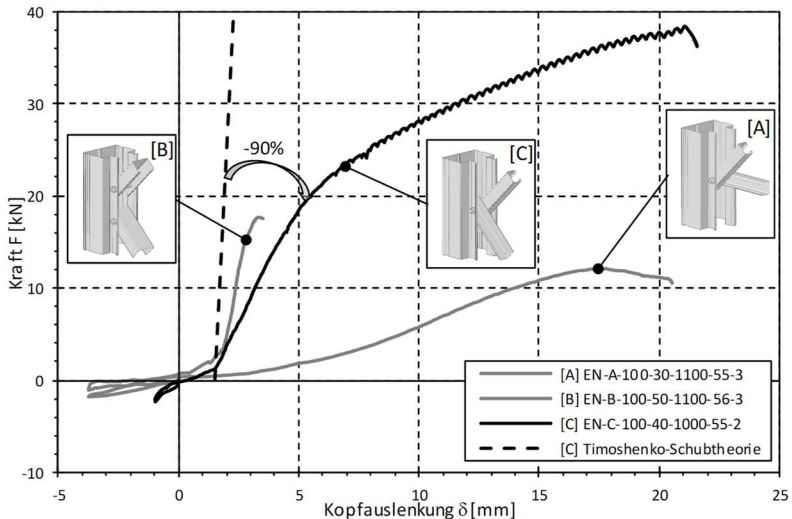


Bild 1.5: Ausgewählte Last-Verformungskurven von Rahmenschubversuchen für verschiedene Anschlusskonfigurationen aus [106]

Systematische wissenschaftliche Untersuchungen zu den die Schubsteifigkeit beeinflussenden Faktoren erfolgten bisher nur durch Forscher der Oxford-Brookes Universität (vgl. PhD-Thesis von *Sajja* [79]) sowie durch *Ungermann* und *Schneider* im Rahmen des parallel zur vorliegenden Arbeit an der TU Dortmund durchgeführten FOSTA-Forschungsvorhabens P1078 [106]. Es ist daher auch heute noch gängige Praxis im Regalbau, auf Rahmenschubversuche zurückzugreifen, um die Schubsteifigkeit der Ständerrahmen realitätsnah zu bestimmen.

Mit der Novellierung der australischen Norm AS 4084 [R2] im Jahr 2012 ist neben dem klassischen – und in Europa seit 1998 etablierten – „liegenden“ Rahmenschubversuch ein alternativer „stehender“ Versuchsaufbau eingeführt worden. Bild 1.6 zeigt den Versuchsaufbau und die aus der DIN EN 15512 übernommene, stark idealisierte Last-Verformungskurve. Die Darstellung der Versuchsauswertung bzw. die Definition der Best-Fit-Line in Bild 1.6 zeigt erneut auf, dass der Einfluss von Schlupf in den aktuellen Regelwerken bei der Ableitung der Schubsteifigkeit nicht berücksichtigt wird. Erst in den jüngst veröffentlichten Entwürfen für die Neufassungen der europäischen Regalbaunormung E DIN EN 15512 (vgl. [R28] und [R29]) aus den Jahren 2017 und 2019 finden sich Ansätze zur Implementierung der schlupfbedingten Verformungen über bilineare Federkennlinien oder geometrische Imperfektionen, auf die später noch im Detail eingegangen wird.

In dem alternativen Versuchsaufbau wird eine senkrecht zur Stützenachse wirkende Beanspruchung aufgebracht und so eine kombinierte Biege- und Schubverformung erzwungen. Erste vergleichende Untersuchungen aus dem Jahr 2012 von *Gilbert, Rasmussen, Baldassino* et al. [32] haben aufgezeigt, dass die Schubsteifigkeit mit dem alternativen „stehenden“ Versuchsaufbau um 20 bis 100 % höher ausfällt als bei den „liegenden“ Vergleichsversuchen. In der Fachwelt wird dieses Ergebnis kontrovers diskutiert, und obwohl bisher keine wissenschaftlich fundierte Erklärung gefunden wurde, ist in [32] der Rahmenschubversuch nach DIN EN 15512 als konservativ und nicht wirtschaftlich eingestuft worden.

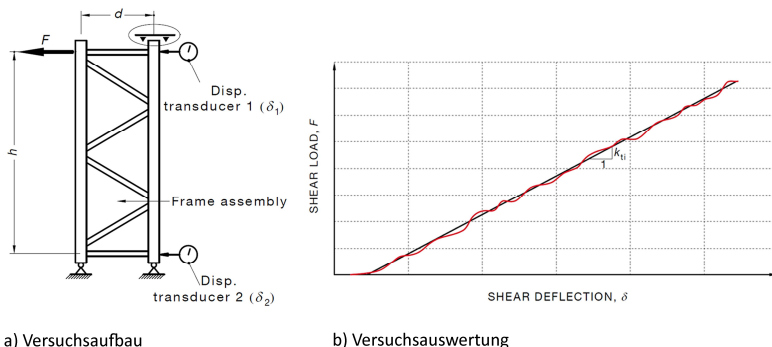


Bild 1.6: Alternativer „stehender“ Rahmenschubversuch gemäß AS 4084 [R2]

Die aus Rahmenschubversuchen abgeleiteten reduzierten Querschnittsflächen der Ausfachungen ($A_{d,red}$) liegen abhängig von der Anschlussausführung in der Regel bei unter 20 % bezogen auf die Bruttoquerschnittsfläche (A_d). Damit fallen sie in einen

Bereich, in dem die Verformungen der Ständerrahmen überproportional stark zu nehmen. Zur Veranschaulichung ist in Bild 1.7 die Kopfauslenkung eines Ständerrahmens über der Querschnittsfläche der Ausfachung dargestellt. Für den exemplarisch ausgewählten Ständerrahmen zeigt sich bis zur Halbierung der Querschnittsfläche A_d ein relativ gutmütiges Verhalten, und die Kopfauslenkungen nehmen nur um den Faktor 1,5 zu. Bei einer weiteren Abminderung auf $A_{d,red} = 0,20 \cdot A_d$ liegen die Kopfauslenkungen etwas mehr als dreimal und bei $A_{d,red} = 0,05 \cdot A_d$ 16,3-mal höher als bei Ansatz der Bruttoquerschnittsfläche.

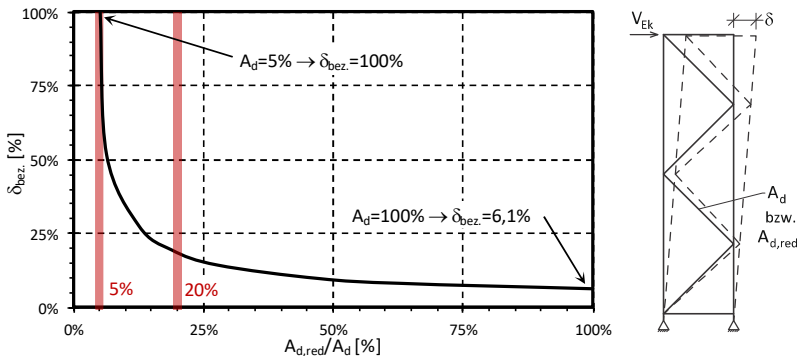


Bild 1.7: Kopfauslenkungen δ in Abhängigkeit von der Querschnittsfläche der Ausfachung

Dieser simple Vergleich zeigt, wie sensibel die Ständerrahmen auf die Reduktion der Querschnittsfläche der Ausfachung reagieren. Liegen die experimentell ermittelten Abminderungen im Bereich von $A_{d,red} \leq 0,25 \cdot A_d$, können geringfügig größere Querschnittsflächen zu einer wesentlich kleineren (rechnerischen) Kopfauslenkung führen.

Die Ausführungen in den vorhergehenden Abschnitten verdeutlichen, dass das Vorgehen, die Schubsteifigkeit experimentell zu bestimmen, zum einen zeit- und kostenintensiv ist und zum anderen eine Optimierung und gezielte Weiterentwicklung der Regalbauweise verhindert, da aus der integralen Antwort aus einem Rahmenschubversuch nicht auf die Faktoren zurückgeschlossen werden kann, welche die Schubsteifigkeit beeinflussen. Auf dem Gebiet wurde nur sehr wenig systematische Forschung betrieben. Ein Hemmnis stellen dabei die herstellereigenen Querschnitte dar, da diese zumeist im Rahmen der firmeninternen Forschung und Entwicklung (F+E) konzipiert und stetig optimiert worden sind. Sie bilden das technische Know-how der Regalhersteller, das es nachvollziehbar zu schützen gilt. Die realitätsnahe Bestimmung der Schubsteifigkeit der Ständerrahmen ist dabei nicht nur vor dem Hintergrund einer möglichst wirtschaftlichen

Auslegung des Regaltragwerks und der Einhaltung der Anforderungen im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit von Bedeutung. Wird zum Beispiel die Schubsteifigkeit bei Hochregallagern in Erdbebengebieten unterschätzt, können unzureichend große horizontale Ersatzlasten zu einer nicht konservativen Auslegung des Regaltragwerks führen. Bei einer Überschätzung der Schubsteifigkeit ist mit größeren Verformungen im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit und damit verbunden mit zusätzlichen Beanspruchungen aus Effekten nach Theorie II. Ordnung zu rechnen, was ebenfalls nicht konservativen Bemessungsergebnissen nach sich ziehen kann.

1.3 Zielsetzung der Arbeit

Das Ziel dieser Arbeit ist, das Trag- und Verformungsverhalten der Ständerrahmen eingehend zu untersuchen und alle die Schubsteifigkeit beeinflussenden Faktoren zu identifizieren. Für die maßgeblichen Einflussfaktoren sind mechanische Modelle zu entwickeln, mit denen das Trag- und Verformungsverhalten der Ständerrahmen im Anschlussbereich realitätsnah erfasst und beschrieben werden kann. Mithilfe der mechanischen Modelle gilt es, analog zur Komponentenmethode nach DIN EN 1993-1-8 [R19], Steifigkeitskoeffizienten und Bestimmungsgleichungen für die anteiligen Schubsteifigkeiten abzuleiten. Bei Bedarf werden die mechanischen Modelle numerisch und experimentell verifiziert. Aufgrund der unterschiedlichen Orientierungen der für die Modellbildung eingeführten Federn ist ein analytisches Modell zu erarbeiten, mit dem die anteiligen Schubsteifigkeiten der einzelnen Einflussfaktoren zur Schubsteifigkeit des gesamten Ständerrahmens zusammengefasst werden können. Es wird angestrebt, die Grundlagen der Schubtheorie von *Timoschenko* aufzugreifen und diese um die zusätzlichen Einflussfaktoren zu erweitern. Damit soll dem in der Praxis tätigen Ingenieur ein Werkzeug zur Verfügung gestellt werden, das es ermöglicht, die Ständerrahmen weiterhin als ebene Fachwerke zu modellieren und dabei das Trag- und Verformungsverhalten realitätsnah zu erfassen, ohne auf Daten aus experimentelle Untersuchungen angewiesen zu sein. Eine entsprechende Güte der Ergebnisse vorausgesetzt, kann mithilfe des zu entwickelnden analytischen Modells der Umfang der zeit- und kostenintensiven Rahmenschubversuche auf ein Minimum reduziert oder – soweit möglich – auf einfachere Komponentenversuche zurückgeführt werden.

Auf Basis der umfassenden Untersuchungen zum Trag- und Verformungsverhalten der Ständerrahmen soll die bestehende Unsicherheit bezüglich der differierenden Ergebnisse der Rahmenschubversuche nach DIN EN 15512 „liegend“ und AS 4084 „stehend“ ausgeräumt werden. Des Weiteren bedarf es einer kritischen Auseinandersetzung mit der Thematik der schlupfbedingt möglichen Verformungen, da

diese Verformungsanteile in den aktuellen Normungen für den Regalbau weder bei der Auswertung der Rahmenschubversuche noch bei den anzusetzenden Imperfektionen für die Quersysteme berücksichtigt werden. In diesem Kontext sind auch die in den Entwürfen für die Neufassung der DIN EN 15512 enthaltenen Ansätze genauer zu betrachten.

Aufgrund der engen Anbindung an das grundlegende Konzept der Komponentenmethode ist eine Integration in bestehende Normen und Regelwerke möglich. Die Umsetzung der Forschungsergebnisse in die Praxis soll zukünftig gezielte Optimierungen und Weiterentwicklungen von Ständerrahmen im Hinblick auf deren Schubsteifigkeit ermöglichen und dazu beitragen, den stetig wachsenden Anforderungen an Hochregallagern zu begegnen.

1.4 Vorgehensweise und Aufbau der Arbeit

Um die formulierten Ziele zu erreichen, wird zunächst die Konstruktionspraxis analysiert und die Bauweise von Ständerrahmen für die weitere Bearbeitung typisiert. Im nächsten Schritt werden die vorliegenden Forschungsergebnisse auf dem Gebiet der Schubsteifigkeit von fachwerkartigen Strukturen allgemein und von Ständerrahmen aus dem Hochregallagerbau im Speziellen ausgewertet und diskutiert. Es werden des Weiteren Forschungsarbeiten zum Trag- und Verformungsverhalten von Komponenten, zum Beispiel der Lochleibung bei dünnwandigen Blechen, analysiert und soweit möglich für die Anwendung im Kontext der vorliegenden Arbeit aufbereitet. Die Ergebnisse der ersten Arbeitsschritte werden in **Kapitel 2 Stand der Technik und Forschung** zusammengefasst.

Für das zentrale Ziel, ein analytisches Modell zu entwickeln, wird im nächsten Arbeitsschritt eine Datenbank aufgebaut, in der die Ergebnisse der aus der Forschung verfügbaren Rahmenschubversuche zusammengeführt werden. Für die Erweiterung der Datenbank werden Rahmenschubversuche aus der Forschung und Entwicklung von verschiedenen Regalherstellern und auch eigene an der TU Dortmund in einem parallel laufenden FOSTA-Forschungsvorhaben durchgeführte Rahmenschubversuche mit eingebunden (vgl. [106]). Bei den an der TU Dortmund durchgeführten Rahmenschubversuchen sind die Ständerrahmen sowohl nach DIN EN 15512 als auch nach AS 4084 getestet worden, um eine Grundlage zu schaffen, die beiden Prüfverfahren miteinander zu vergleichen und die aufgezeigten Unsicherheiten bezüglich der differierenden Ergebnisse nach Möglichkeit auszuräumen. Dabei erfolgt auch eine kritische Auseinandersetzung mit den beiden Prüfverfahren im Hinblick auf die Versuchsdurchführung und Auswertung. Die angelegte Datenbank wird abschließend detailliert ausgewertet. Da bei den

Rahmenschubversuchen in der Regel immer nur die integrale Antwort des Systems in Form der Kopfauslenkung gemessen wird, können die Einflussfaktoren in diesem Arbeitsschritt nur qualitativ angegeben werden. Für eine quantitative Bewertung der Einflussfaktoren sind weitergehende wissenschaftliche Untersuchungen erforderlich. Hierfür werden im Wesentlichen numerische Methoden angewandt, die es ermöglichen, die Wirkung einzelner Einflussfaktoren auf die Schubsteifigkeit der Ständerrahmen zu untersuchen. Aufgrund des komplexen Trag- und Verformungsverhaltens sind dabei in der Regel dreidimensionale FE-Modelle aus Schalen- und Volumenelementen erforderlich, die auch lokale Effekte, wie Lochleibung oder Schraubenbiegung, abbilden können. Die Kalibrierung der FE-Modelle erfolgt mithilfe der an der TU Dortmund durchgeführten Rahmenschubversuche. Auf Basis der Ergebnisse der numerischen Untersuchungen lassen sich die Einflussfaktoren quantitativ bewerten und mechanische Modelle entwickeln, mit denen sich das Trag- und Verformungsverhalten der maßgeblichen Einflussfaktoren analytisch beschreiben lässt. Jeder mögliche Einflussfaktor entspricht dabei in Analogie zur DIN EN 1993-1-8 einer Komponente, für die Steifigkeitskoeffizienten aus den mechanischen Modellen abzuleiten sind. Die angestrebte enge Anbindung an das Konzept der Komponentenmethode stellt sicher, dass eine Einbindung in die Normung möglich ist. Für Komponenten mit komplexem Trag- und Verformungsverhalten sind zur Absicherung der Steifigkeitskoeffizienten ergänzende Komponentenversuche vorgesehen. Dies betrifft zum Beispiel die Biegetragfähigkeit der Schrauben, die im klassischen Stahlhochbau prinzipiell nicht genutzt wird, und auch den Steifigkeitskoeffizienten von dünnwandigen Blechen mit Lochleibungsbeanspruchungen. Im Anschluss an die Ableitung der benötigten Steifigkeitskoeffizienten ist ein analytisches Modell zu entwickeln, mit dem das Zusammenspiel der Komponenten im Ständerrahmen als Ganzes beschrieben und die Schubsteifigkeit bestimmt werden kann. Dabei ist auch immer ein Augenmerk darauf zu legen, dass im Rahmenschubversuch ein im Vergleich zum realen System kurzer Abschnitt der Ständerrahmen getestet wird. Störstellen im Versuchsaufbau – zum Beispiel die Lagerung der Ständerrahmen oder auch die Wirkung der Endpfosten – sind vollständig zu erfassen und in ihrer Wirkung quantitativ zu bewerten. Mit diesem Vorgehen wird sichergestellt, dass die Schubsteifigkeit von Ständerrahmen im Gesamtsystem möglichst realitätsnah abgebildet wird. Die in diesem Abschnitt beschriebenen Arbeitsschritte bilden den zentralen Kern der Arbeit, der in den **Kapiteln 3 Experimentelle Untersuchungen, 4 Numerische Untersuchungen** und **5 Entwicklung eines analytischen Modells** zusammengefasst wird. Die Kapitel 3 bis 5 bauen zwar aufeinander auf, interagieren aber auch, beispielsweise bei der numerischen Verifikation von analytischen Ansätzen für einzelne Komponenten oder dem Nachweis der Güte des analytischen Modells für ausgewählte Rahmenschubversuche aus der Datenbank.

Der bisher nur unzureichend in der Versuchsauswertung berücksichtigte **Einfluss schlupfbedingter Verformungen** wird gesondert in **Kapitel 6** behandelt. Die experimentell ermittelten Verformungen infolge Schlupf werden für den klassischen „liegenden“ und den alternativen „stehenden“ Rahmenschubversuch ausgewertet. Dabei wird Bezug genommen auf die analytischen Ansätze, die erstmals im Entwurf für die Neufassung der DIN EN 15512 im Frühjahr 2019 vorgestellt wurden. Des Weiteren werden die Ergebnisse mit einem alternativen, im Rahmen der vorliegenden Arbeit entwickelten analytischen Konzept sowie numerischen Berechnungen verglichen und im Gesamtkontext diskutiert und bewertet.

Aus den Steifigkeitskoeffizienten und dem analytischen Gesamtmodell lassen sich die Einflussfaktoren ableiten, welche die Schubsteifigkeit der Ständerrahmen maßgeblich bestimmen. Sind diese Schlüssel-Komponenten identifiziert, können gezielte Optimierungsansätze und Konstruktionsempfehlungen für Ständerrahmen entwickelt werden, wobei die Konstruktionsempfehlungen immer auch im Hinblick auf die Wirtschaftlichkeit sowie Fertigung und Montage zu untersuchen und zu bewerten sind. Die Ergebnisse dieser Untersuchungen werden in den **Kapiteln 7 Optimierung von Ständerrahmen** und **8 Wirtschaftlichkeit** aufbereitet.

Den Abschluss der Arbeit bildet **Kapitel 9**, das eine **Zusammenfassung** der Ergebnisse und einen **Ausblick** beinhaltet, bei dem auch der weitere Forschungsbedarf aufgezeigt wird.

Um eine praxisnahe Bereitstellung der Forschungsergebnisse zu gewährleisten, erfolgt zudem eine **baupraktische Aufbereitung** für das in Kapitel 5 entwickelte analytische Modell. Diese ist inklusive zweier Anwendungsbeispiele im **Anhang** zu finden.

1.5 Vereinbarungen und Definitionen

1.5.1 Annahmen

Die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen beschränken sich auf Regalkonstruktionen aus dünnwandigen, kaltgeformten Stahlprofilen unter vorwiegend ruhenden Lasten. Bei den Berechnungen wird in der Regel ein bilineares, linear elastisches, ideal plastisches Materialverhalten unterstellt, sofern nicht an entsprechender Stelle auf abweichende Ansätze hingewiesen wird.

1.5.2 Symbole und Formelzeichen allgemein

Die verwendeten Symbole und Formelzeichen orientieren sich im Wesentlichen an den Festlegungen der DIN EN 15512 [R12]. An dieser Stelle sind die häufig verwendeten Symbole aufgezählt. Weitere Definitionen sind an den jeweiligen Stellen direkt im Text angegeben.

Koordinaten, Verschiebungs-, Spannungs- und Schnittgrößen

x, y, z	Systemhauptachsen
u, v, w	Verschiebungen in Richtung der Achsen x, y, z
θ	Verdrehung
σ	Normalspannung
τ	Schubspannung
ε	Längsdehnung
γ	Schubverzerrung / Gleitwinkel
N	Normalkraft
M	Biegemoment
V	Querkraft

Physikalische Kenngrößen, Festigkeiten

E	Elastizitätsmodul	$E_{nom} = 210.000 \text{ N/mm}^2$
G	Schubmodul	$G_{nom} = 80.769 \text{ N/mm}^2$
ν	Querdehnzahl	$\nu = 0,3$
f_y	Streckgrenze	
f_u	Zugfestigkeit	
ε_y	Fließdehnung	

Querschnittsgrößen im Allgemeinen

b	Querschnittsbreite
h	Querschnittshöhe
t	Blechdicke
A	Querschnittsfläche
I	Flächenmoment 2. Grades (Trägheitsmoment)
I_T	Torsionsträgheitsmoment
I_w	Wölbflächenmoment 2. Grades
W	Widerstandsmoment
S	Schwerpunkt
M	Schubmittelpunkt
e	Exzentrizität
k	Federsteifigkeit

Abmessungen / Geometrieparameter

siehe Festlegungen gem. Bild 1.8 und Bild 1.10

Indizes

f	Flansch
w	Steg
x,y,z	Querschnittsachsen
i	lfd. Nummer (z. B. Komponentenummerierung)
cr	critical (z. B. Verzweigungslasten)
red	reduziert (z. B. Querschnittsfläche)
eq	äquivalent (z. B. äquivalente Federsteifigkeit)
Ek	charakteristischer Wert auf der Einwirkungsseite
Rk	charakteristischer Wert auf der Widerstandsseite
Ed	Bemessungswert auf der Einwirkungsseite
Rd	Bemessungswert auf der Widerstandsseite

1.5.3 Symbole und Formelzeichen aus dem analytischen Modell

Im Kontext des analytischen Modells zur realitätsnahen Ermittlung der Schubsteifigkeit der Ständerrahmen wird folgende Nomenklatur verwendet:

K_i	Bezeichnung für die insgesamt acht definierten Komponenten: K1 axiale Dehnungen der Füllstäbe K2 Biegeverformungen der Füllstäbe K3 axiale Dehnungen der Stützen K4 Biegeverformungen der Stützen K5 Schubverformungen der Stützen K6 lokale Anschlussverformungen K7 Lochleibungsverformungen K8 Biege- und Scherverformungen der Schrauben
k_i	Steifigkeitskoeffizienten der jeweiligen Komponenten, bei Bedarf mit ergänzenden Indizes versehen, zum Beispiel: k _{1D} für die axialen Dehnungen der Diagonalen k _{1P} für die axialen Dehnungen der Pfosten k _{2.1} reine Biegeverformungen ohne Stabverkürzung k _{2.2} Verformungsanteile aus der Stabverkürzung k _{8.1} Biegeverformungen der Schrauben k _{8.2} Scherverformungen der Schrauben
S_{D,K_i}	Anteilige Schubsteifigkeit der jeweiligen Komponente, die bei Bedarf mit ergänzenden Indizes versehen wird, um eine eindeutige Zuordnung zu ermöglichen, zum Beispiel: S _{D,K1D} Anteil der axialen Dehnungen der Diagonalen S _{D,K1P} Anteil der axialen Dehnungen der Pfosten S _{D,K7D} Anteil der Lochleibungsverformungen der Diagonalen S _{D,K7S} Anteil der Lochleibungsverformungen der Stützen Anmerkung: Bei Störstellen wird bei ansonsten gleicher Nomenklatur die Bezeichnung um den Index „ST“ ergänzt.
$S_{D,ges.}$	Analytisch ermittelte Schubsteifigkeit eines Ständerrahmens unter Berücksichtigung der aktiven Komponenten

$S_{ti} / S_{ti,m}$	Experimentell ermittelte Schubsteifigkeit eines einzelnen Ständerrahmens bzw. Mittelwert einer Versuchsserie
η_i	Beiwerte oder Korrekturfaktoren, die über den Index auf die zugehörige Komponente verweisen, zum Beispiel:
η_2	Beiwert zur Erfassung der möglichen Teileinspannung der Füllstäbe
η_6	Beiwert zur Erfassung der Anzahl der von einem Füllstab verursachten Anschlussverformungen
η_{6cz}	Beiwert für die Ermittlung des Steifigkeitskoeffizienten $k_{6.2}$ bei der Anschlusskonfiguration Lippe an Lippe, hier: Verformungen des elastisch gebetteten Balkens
η_7	Formfaktor zur Berücksichtigung des Kraftflusses und der Anzahl der Kontaktzonen in den Fachwerkknoten
η_{8d}	Beiwert zur Berücksichtigung des Untermaßes der Schraubendurchmesser sowie zur Erfassung der reduzierten Biegesteifigkeit im Bereich des Gewindes
$\eta_{8\phi}$	Beiwert zur Berücksichtigung des Untermaßes der Schraubendurchmesser
η	Ausnutzungsgrad der Lochleibungstragfähigkeit für die Ableitung des Steifigkeitskoeffizienten k_7
A_s	Bruttoquerschnittsfläche eines Stützenquerschnittes
A_d	Bruttoquerschnittsfläche eines Füllstabes, hier: Diagonale, bei den Pfosten wird der Index „h“ verwendet
$A_{d,red}$	reduzierte Querschnittsfläche, mit der die Wirkung der Nachgiebigkeiten der Komponenten K2 bis K8 in einer Stabwerksberechnung erfasst werden kann (teilweise auch mit A_{eff} bezeichnet)
C_z	Bettungsziffer des elastisch gebetteten Balkens zur Berechnung der lokalen Anschlussverformungen bei der Komponente K6
f_g	Gewindeanteile im biegebeanspruchten Bereich einer Schraube

Alle weiteren Symbole und Formelzeichen werden bei Bedarf im Text erläutert.

1.5.4 Begriffe und Definitionen

Im Rahmen dieser Arbeit werden die Begriffe nach Bild 1.8 und Bild 1.9 verwendet, um Bauteile, Querschnitte und Querschnittsteile eindeutig zu bezeichnen. Die Festlegung der Koordinatenachsen orientiert sich an DIN EN 15620 [R13], in der die Anforderungen an Grenzabweichungen und Verformungen von ortsfesten Regal-systemen geregelt sind.

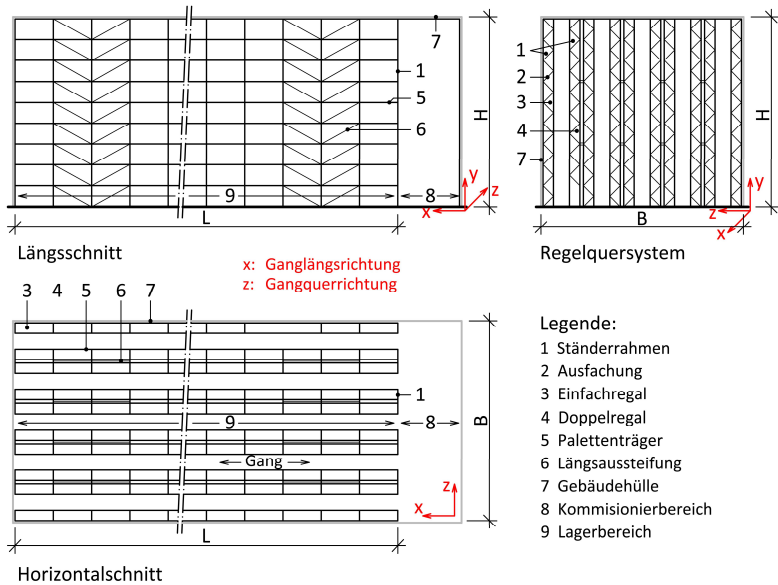


Bild 1.8: Festlegung von Begriffen und Koordinatenachsen für Regalsysteme

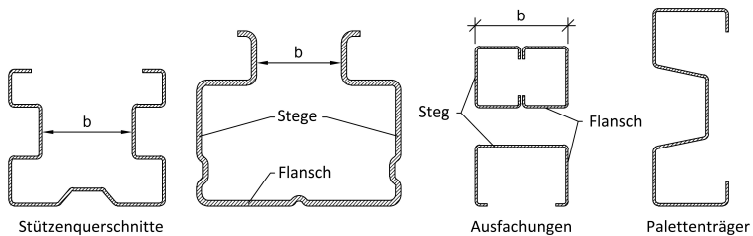
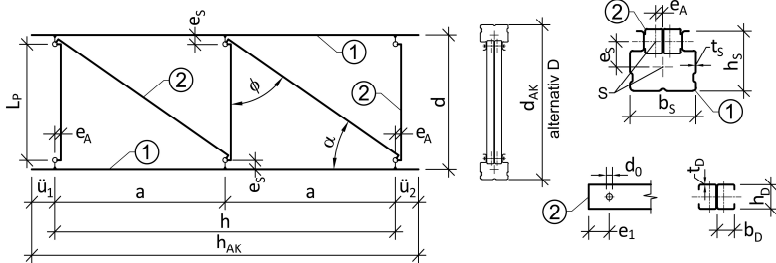
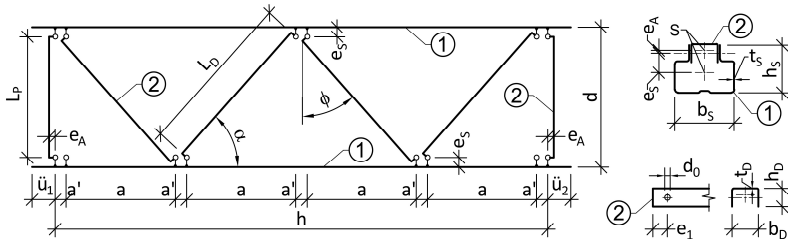


Bild 1.9: Typische Querschnitte von Regalkonstruktionen und Festlegung der Bezeichnung von Querschnittsteilen

Des Weiteren werden für die Beschreibung der Geometrien der Ständerrahmen die in der nachfolgenden Abbildung dargestellten Bezeichnungen verwendet.



a) Z-Fachwerk mit der Anschlusskonfiguration Rücken an Rücken



b) D-Fachwerk mit der Anschlusskonfiguration Einzelanschluss

Bild 1.10: Nomenklatur für die Geometrieparameter der Ständerrahmen

Die Bezeichnungen sind sinngemäß auf abweichende Fachwerk- und Anschlusskonfigurationen zu übertragen. Die Anschlusszentrität e_A , welche die Biegebeanspruchungen der Füllstäbe bedingt, ist in der Ansicht in Teilbild a) vereinfacht in der Rahmenebene dargestellt, obwohl sie bei den Anschlusskonfigurationen Rücken an Rücken und Lippe an Lippe senkrecht zur Rahmenebene orientiert ist.

2 Stand der Technik und Forschung

2.1 Entwicklung der Lager- und Fördertechnik

2.1.1 Allgemeines

Die Lager- und Fördertechnik hat sich ab den 1950er- Jahren aufgrund des wirtschaftlichen Aufschwungs nach dem 2. Weltkrieg und der stetigen Zunahme der zu bewegenden Güter sehr rasant entwickelt und stellt heute einen sehr wichtigen Sektor in der Wirtschaft dar. Allein für die Intralogistik, die nur die innerbetrieblichen Material- und Warenflüsse umfasst, gibt der VDMA (Verband Deutscher Maschinen- und Anlagenbau e. V.) Umsatzzahlen für Deutschland von ca. 21,3 Milliarden Euro im Jahr 2017 an. Dominiert werden diese Umsatzzahlen von der Fördertechnik, der reine Regalbau wies 2017 nur einen Anteil von ca 1,3 Milliarden Euro auf. Der im Verhältnis zur Fördertechnik geringe Anteil des Regalbaus an den Umsatzzahlen und der Umstand, dass viele der großen Regalhersteller ihren historischen Hintergrund eher im Maschinen- und Anlagenbau haben, sind zwei Aspekte, die erklären, warum sich der Regalbau weitestgehend unabhängig von der Baubranche entwickelt hat. Entsprechend klein fallen die Berührungspunkte der meisten Bauingenieure mit der Lager- und Fördertechnik aus. In den nachfolgenden Abschnitten wird daher zunächst ein kurzer Überblick über die Entwicklung der Lager- und Fördertechnik gegeben.

2.1.2 Lagersysteme und Lagerbauarten

Lagersysteme bilden einen wichtigen Bestandteil in nahezu jeder Materialflusskette. Die wesentlichen Aufgaben eines Lagersystems bestehen in der Bevorratung, Pufferung und dem Verteilen von Gütern. Anhand der verschiedenen Aufgaben lassen sich Lagersysteme nach *ten Hompel* et al. [97] in folgende Grundtypen differenzieren: Sammellager, Verteillager, Pufferlager oder Vorratslager. Für jeden dieser Grundtypen sind verschiedene Lagerbauarten denkbar, wobei viele Faktoren, zum Beispiel die Art der einzulagernden Güter, die Verweildauer der Güter im Lager oder auch die Umschlagzahlen, einen Einfluss auf die für den jeweiligen Anwendungsfall optimale Lagerbauart haben. Die Bandbreite der Lagerbauarten ist sehr groß, sodass im nachfolgenden Abschnitt nur auf die im Kontext dieser Arbeit besonders wichtigen statischen Regallagersysteme näher eingegangen wird. Zu den statischen Regallagersystemen zählen nach *ten Hompel* et al. unter anderem

Einfahr- und Durchfahrregale, Kanallager, Fachbodenregale, Kragarmregale sowie Hochregale, vgl. Bild 2.1.

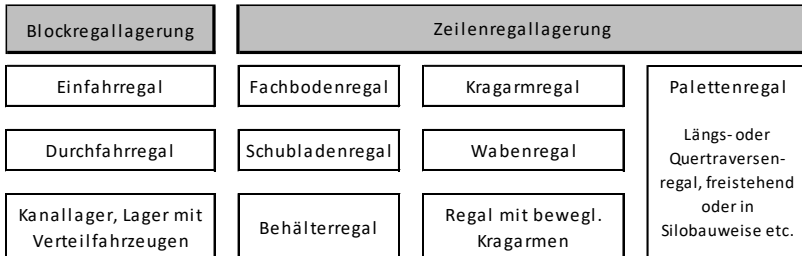


Bild 2.1: Systematik von statischen Lagersystemen nach ten Hompel et al. [97]

Statische Regallager lassen sich anhand der Einlagerungsstrategie bzw. der Anordnung der Ladeeinheiten im Lagersystem in zwei Gruppen gliedern.

Die erste Gruppe ist die Blockregallagerung, die dadurch charakterisiert ist, dass in einzelnen Regalfächern mehrere Ladeeinheiten hintereinander eingelagert werden. Damit ist kein direkter Zugriff auf alle eingelagerten Güter mehr möglich, und sie werden nach dem sogenannten LIFO-Prinzip („last in first out“) betrieben. Kann das Regalsystem von beiden Kopfseiten mit Förderzeugen angefahren werden, spricht man von einem Durchfahrregal, bei dem auch das FIFO-Prinzip („first in first out“) angewendet werden kann. Ein- und Durchfahrregale werden in der Regel mit Staplern betrieben und erreichen Bauhöhen von bis zu 8 m. In Kanallager kommen spezielle Förderzeuge zum Einsatz, die in die Kanäle einfahren und die eingelagerten Güter aufnehmen und zu einer zentralen Gasse transportieren, wo sie über Regalbediengeräte weiterbewegt werden. Diese Lagersysteme zeichnen sich durch eine sehr effiziente Raumnutzung aus und bieten besonders dann Vorteile, wenn hohe Stückzahlen eines Artikels eingelagert werden sollen. Auch bei energieintensiven Anwendungen, wie Tiefkühlagern, kann eine Blockregallagerung sinnvoll sein, da die effiziente Raumnutzung hilft, die Betriebskosten zu minimieren. Ein- und Durchfahrregale kommen in der Regel bei kleineren Stellplatzzahlen zur Ausführung. Kanallager können nach [97] bis zu 80.000 Stellplätze aufweisen.

Die zweite Gruppe der statischen Regallagersysteme wird unter dem Oberbegriff Zeilenregallagerung zusammengefasst. Bei der Zeilenregallagerung kann per Definition jedes einzelne Fach des Regalsystems von dem Fördermittel angefahren werden. Wenn nicht der Sonderfall von mehrfachtiefen Lagerungen vorliegt, kann so auf jede Ladeeinheit direkt zugegriffen werden. Dies ermöglicht wesentlich flexiblere Ein- und Auslagerungsstrategien als bei der Blockregallagerung, geht aber zulasten der effizienten Raumnutzung. Die Zeilenregallagerung kommt daher in der

Regel immer dann zur Ausführung, wenn eine Vielzahl von unterschiedlichen Gütern gelagert werden muss. Die einfachste Form der Zeilenregallager stellen die Fachboden-, Schubladen- und Behälterregale dar. Sie sind eher für kleinformatige Lagergüter mit geringeren Stückgewichten geeignet. Bei kleineren Regalhöhen erfolgt die Kommissionierung häufig manuell, größere Lagerhöhen erfordern spezielle Kommissionierstapler, vgl. Bild 2.2. Die zweite Untergruppe sind die Kragarm- und Wabenregale, die sich besonders für die Lagerung von längeren, stabförmigen Gütern, zum Beispiel Rohren, eignen. Kragarmregale können mit Staplern oder Kranen bedient werden. Gleiches gilt auch für die Wabenregale, sofern sie mit verfahrbaren Ladehilfsmitteln (Kassetten, Schubfächern) ausgestattet sind. Andernfalls müssen für das Ein- und Auslagern Fördermittel mit Teleskopfunktion eingesetzt werden.



Bild 2.2: Beispiele für Zeilenregallagerungen nach ten Hompel et al. [97] (links: Behälterregal mit großer Bauhöhe; rechts: Kragarmregal)

Die dritte und größte Untergruppe bilden die Palettenregale, deren Marktanteil nach *Tilburgs* [99] bei über 80 % liegt. Das Hauptmerkmal dieses Lagersystems ist die Verwendung von Paletten oder Gitterboxen als Ladehilfsmittel. Die einzulagernden Güter werden über die Ladehilfsmittel auf Trägern abgesetzt, wobei man anhand der Orientierung der lastaufnehmenden Träger weiter zwischen Quer- und Längstraversensystemen unterscheidet. Bei Lagersystemen mit Quertraversen kann pro Fach nur eine Einheit eingelagert werden. Bei Längstraversensystemen können mehrere Einheiten nebeneinander auf den Traversen bzw. Palettenträgern abgesetzt werden. Quertraversensysteme bieten immer dann Vorteile, wenn neben Paletten und Gitterboxen abweichende Ladehilfsmittel zum Einsatz kommen sollen. Über speziell konstruierte Traversen lassen sich zum Beispiel Kabeltrommeln und Fach- oder Auszugsböden in das System integrieren. Diese Flexibilität ist

bei einem Längstraversensystem nur bedingt gegeben. Wie die Erläuterungen zum Quertraversensystem zeigen, ist die Klassifizierung von Regalsystemen häufig mit einer gewissen Unschärfe verbunden. In ein entsprechend dimensioniertes Fachbodenregal lassen sich auch Paletten und Gitterboxen einlagern, und ein Palettenregal kann über Einlegeböden zu einem Fachbodenregal umfunktioniert werden. Im Hinblick auf die Bauhöhe und die Einbindung der Regalkonstruktion in die tragende Struktur der Gebäudehülle sind die Kriterien für die Klassifizierung schärfer. Überschreitet ein Palettenregal eine Bauhöhe von 12 m, wird es als Hochregallager bezeichnet. Bildet die Regalkonstruktion dabei einen Teil der Tragstruktur der Gebäudehülle, spricht man von der sogenannten Silobauweise, andernfalls von einer freistehenden Regalkonstruktion. Auf die Konstruktionsprinzipien der Palettenregale wird ausführlich in Abschnitt 2.1.4 eingegangen.

Für die Bedienung von Palettenregalen können als Fördermittel (Front-) Gabelstapler, Schmalgangstapler oder Regalbediengeräte eingesetzt werden. Je nach eingesetztem Fördermittel ergeben sich unterschiedliche Anforderungen an die erforderlichen Freiräume zwischen den Regalzeilen, die Ebenheit der Bodenplatte, die Verformungen im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit und an die Montagetoleranzen. Für eine eindeutige Zuordnung der Mindestanforderungen sind in DIN EN 15620 [R13] vier Regalklassen definiert worden:

- Regalklasse 100 / 200: Schmalgangsysteme, die mit automatisch oder manuell gesteuerten Regalförderzeuge bedient werden.
- Regalklasse 300A/B: Regalanlagen mit sehr schmalen Gängen, die durch Schmalgangstapler bedient werden; Differenzierung in die Klassen A/B abhängig davon, ob der Staplerfahrer mit der Ladeinheit gehoben / gesenkt wird.
- Regalklasse 400: Lager mit breitem oder schmalen Gang, die entweder mit einem Frontstapler oder einem Schubmaststapler bedient werden.

Die größten Bauhöhen erreichen in der Regel die Regalsysteme der Klassen 100 und 200, was in Kombination mit den sehr schmalen Gängen dazu führt, dass hier die höchsten Anforderungen an die Montagetoleranzen und Verformungen gestellt werden müssen, um einen störungsfreien Lagerbetrieb gewährleisten zu können.

2.1.3 Fördermittel

Als Fördermittel definiert DIN EN 15620 in Abschnitt 3: „*mechanische Einrichtungen, mit der die zu lagernde Ladeinheit befördert wird*“ (vgl. [R13]). Fördermittel im Sinne dieser Definition sind zum Beispiel Frontstapler, Schubmaststapler, Schmalgangstapler und Regalförderzeuge (Regalbediengeräte), vgl. Bild 2.3 und Bild 2.4. Sie gehören zu der größten und wichtigsten Gruppe innerhalb der Fördermittel, den unstetigen Flurförderzeugen für die Ein- und Auslagerung von Gütern in Regallagern. Neben den flurgebundenen Systemen gibt es noch flurfreie Systeme, wie Brücken- oder Portalkrane, und aufgeständerte Fördermittel, wie Kanalfahrzeuge oder Senkrechtförderer. Für die im Rahmen dieser Arbeit untersuchten Palettenregale sind diese Fördermittel genauso wie die Stetigförderer (Band- oder Kreisförderer) von untergeordneter Bedeutung, sodass auf sie nicht weiter im Detail eingegangen wird.

Welches Fördermittel in einem Lager zur Ausführung kommen kann, bestimmt im Wesentlichen die geplante Lagerhöhe. Einfluss hat auch die zur Verfügung stehende Grundfläche, da die erforderliche Gangbreite zwischen zwei Regalzeilen stark von dem Fördermittel abhängt. Hier muss projektspezifisch entschieden werden, welches Fördermittel bei den gegebenen Randbedingungen die Kundenbedürfnisse am besten erfüllen kann. Die maximalen Hubhöhen betragen bei Gabelstaplern etwa 8,5 m, bei Schubmast- und Schmalgangstaplern zwischen 12,0 und 14,0 m und bei Regalbediengeräten bis zu 50,0 m.

Die größten Gangbreiten erfordern Gabel- und Schubmaststapler, da sie im Gang eine 90°-Drehung ausführen müssen, um die Ladeeinheiten aufnehmen zu können. Das Konstruktionsprinzip der Schmalgangstapler erlaubt das Aufnehmen der Ladeeinheiten, ohne dass eine Ausrichtung zur Regalfront notwendig wird. Entsprechend kann der Arbeitsraum zwischen den Regalzeilen auf 1,5 bis 1,7 m reduziert werden. Die Gangbreite kann dabei auch von der Orientierung der Ladeeinheiten abhängen. Bei einer Längseinlagerung von Europaletten (B x L = 800x1200 mm) sind größere Gangbreiten erforderlich als bei einer Quereinlagerung. Die geringsten Gangbreiten ermöglichen Regalbediengeräte. Anders als die Stapler werden Regalbediengeräte in der Regel zusätzlich am Kopf der Regalkonstruktion geführt. Durch diese Führung sind kleinere Arbeitsräume zwischen den Ladeeinheiten und den Regalfronten realisierbar. Im Gegenzug steigen die Anforderungen an die Montagetoleranzen und Verformungen im Gebrauchszustand. Der Einsatz von Regalbediengeräten ermöglicht bei der Zeilenregallagerung eine hoch effiziente Raumnutzung.



a) Frontstapler



b) Schubmaststapler



c) Schmalgangstapler („Man-Up“)



d) Schmalgangstapler („Man-Down“)

Bild 2.3: Beispiele für Flurförderzeuge zum Ein- und Auslagern von Waren in Regalsystemen (Quelle: Firma Jungheinrich [12])

Regalbediengeräte bestehen grundsätzlich aus vier Baueinheiten: Fahrtraverse, Mast, Hubschlitten und Kopftraverse. In der Fahrtraverse sind Führungsrollen, Lauf­räder und sämtliche Antriebstechnik für das Verfahren des Regalbediengerätes untergebracht. Der Mast bildet das Rückgrat der Regalbediengeräte. Er verbindet Fahr- und Kopftraverse miteinander und dient der vertikalen Führung des Hubschlittens. Über den Hubschlitten, der in der Regel über Seil- oder Riemenantriebe

vertikal verfahren wird, erfolgt die Ein- und Auslagerung der Ladeeinheiten. In der Kopftraverse befindet sich das obere Fahrwerk mit Führungsrollen zur seitlichen Stabilisierung des Regalbediengerätes. In Anwendungsfällen mit besonders hohen Lasten oder Ladeeinheiten mit sehr großen Volumina werden Regalbediengeräte zum Teil auch als Zweimastkonstruktionen ausgeführt. Die beiden Maste werden dann über die Kopftraverse zu einem Rahmensystem gekoppelt. Die Regelausführung bilden aber die in Bild 2.4 exemplarisch dargestellten Einmast-Konstruktionen.

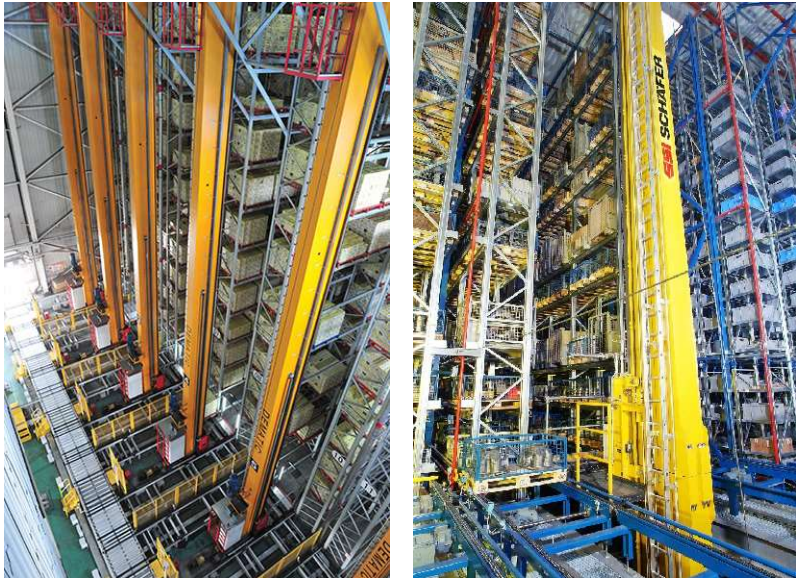


Bild 2.4: Beispiele für Regalbediengeräte (links Fa. Dematic, rechts Fa. SSI Schäfer)

Im Vergleich zu staplerbasierten Systemen sind die Möglichkeiten von Regalbediengeräten, Güter innerhalb des Lagers zu bewegen, beschränkt. Abgesehen von Sonderkonstruktionen, bei denen keine hohen Umschlagzahlen gefordert werden, bewegen sich Regalbediengeräte nur innerhalb eines Ganges. Sie benötigen daher immer ein ergänzendes Fördersystem, von dem die Ladeeinheiten aufgenommen oder an das die Ladeeinheiten abgegeben werden können.

In Ganglängsrichtung erreichen voll automatisierte Regalbediengeräte Geschwindigkeiten von über 200 m/min, und auch in vertikaler Richtung sind Hubgeschwindigkeiten von mehr als 80 m/min realisierbar. Die Fahrgeschwindigkeiten sind ein entscheidender Faktor für die Zugriffszeiten auf eingelagerte Güter.

Werden bei großen Regalbauhöhen sehr kurze Zugriffszeiten bzw. hohe Umschlagzahlen gefordert, können Sonderlösungen mit zwei nebeneinander laufenden Regalbediengeräten – die jeweils nur eine Regalseite anfahren – erforderlich werden. Dieses Prinzip geht jedoch zulasten der Lagerdichte, da sich die erforderliche Gangbreite verdoppelt. Eine weitere Option besteht in dem Parallelbetrieb von zwei Regalbediengeräten übereinander statt nebeneinander. Die Lagerdichte bleibt nahezu gleich, allerdings muss die Tragkonstruktion des Regals und der Laufschiene so ausgelegt werden, dass sie die zusätzlichen, nicht vorwiegend ruhenden Lasten aus dem oberen Regalbediengerät sicher aufnehmen kann.

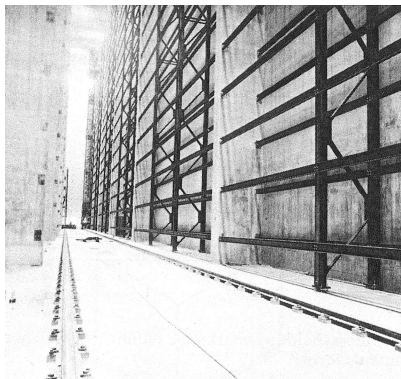
2.1.4 Bauweisen und Konstruktionsprinzipien von Palettenregallagern

Im Bereich des Regalbaus dominiert – unabhängig von der Lagerbauart – der Werkstoff Stahl. Die Verbindung von sehr hohen Tragfähigkeiten mit einem gleichzeitig sehr geringen Konstruktionseigengewicht und auch die historische Verknüpfung des Regalbaus mit dem Bereich der Lager- und Betriebseinrichtungen haben hierzu beigetragen.

Neben reinen Stahlkonstruktionen kommen vereinzelt auch Regalsysteme in Beton- oder einer Mischbauweise aus Stahl und Beton, wie in Bild 2.5 a) dargestellt, zur Ausführung. Ihr Anteil am Markt ist jedoch sehr gering. Dies spiegelt sich auch in einer statistischen Auswertung über die in den Jahren 1977 bis 1982 der Bundesrepublik Deutschland errichteten Hochregallager wider, über die *Nather* in [65] berichtet. Hiernach beträgt der Anteil der Regaltragwerke aus Beton oder Mischbauweisen aus Beton und Stahl weniger als 10%. Vor allem das hohe Konstruktionseigengewicht sowie die aufwendigere Herstellung führen dazu, dass reine Stahlregale in der Regel wirtschaftlicher sind. Nach *Lindner* [56] macht der Anteil des reinen Stahlbaus dabei nur 20% aus (Stand 1982). Das Konstruktionseigengewicht je eingelagerter Tonne Lagergut beziffert *Nather* in [65] mit 0,1 t bei der Stahlbauweise und 1,1 t bei der Betonbauweise. Diese Angaben von *Nather* basieren auf der Dissertation von *Dorsch* an der TU Berlin aus dem Jahr 1975. Aufgrund der Weiterentwicklungen im Stahlleichtbau fallen diese Zahlen heute sicher noch deutlicher zugunsten der Stahlbauweise aus. Der Einsatz von Beton- oder Mischbauweisen kann nach *Möll* und *Altmann* [62] trotz der höheren Baukosten dann sinnvoll werden, wenn spezifische Anforderungen, zum Beispiel der Brandschutz bei einem Projekt, von besonderer Bedeutung sind. Der Aspekt der Standsicherheit im Brandfall ist dabei nach Einschätzung von *Möll* und *Altmann* weniger relevant, da dieser auch bei Stahlregalen durch Sprinkleranlagen erreicht werden kann. Vielmehr steht der Schutz der eingelagerten Waren im Vordergrund,

deren Wert häufig um ein Vielfaches höher liegt, als die Kosten für die Errichtung des Lagers.

In der jüngeren Vergangenheit wurden auch Regale in Holzbauweise realisiert. Ein Beispiel hierfür ist in Bild 2.5 b) dargestellt. Dabei handelt es sich um das nach Angaben des Betreibers – der Alnatura Produktions- und Handels GmbH – weltweit größte Hochregallager aus Holz, das seit Ende 2013 in Hessen in Betrieb ist (vgl. [2]). Die Abmessungen des Hochregallagers betragen ca. 136x67x20 m. Es umfasst gut 31.000 Palettenstellplätze, für die circa 5.000 m³ Lärchen- und Fichtenholz verbaut worden sind. Bezogen auf einen einzelnen Palettenstellplatz folgt hieraus ein Konstruktionseigengewicht von ca. 0,1 t je Palette. Weiterführende Angaben zu den zulässigen Palettenlasten fehlen in [2], sodass Vergleiche mit den Zahlenwerten aus [65] nicht möglich sind. Die Wahl des Werkstoffs Holz erfolgte bei dem exemplarisch ausgewählten Projekt vor allem im Hinblick auf die Nachhaltigkeit, aber auch bauphysikalische Aspekte, wie der Wärmeschutz, und raumklimatische Vorteile werden vom Betreiber als Pluspunkte angegeben.



a) Hochregallager in Mischbauweise aus Stahl und Beton (aus [62])

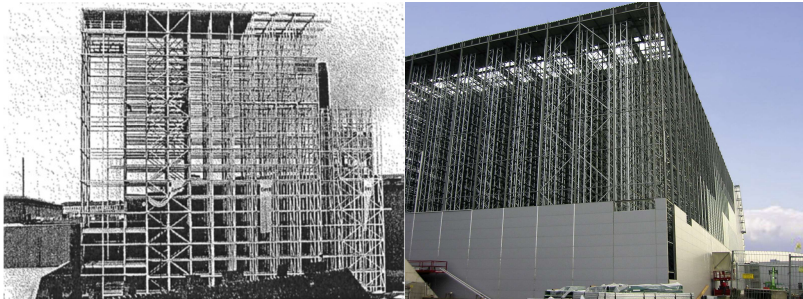


b) Beispiel für ein komplett in Holzbauweise errichtetes Hochregallager (Quelle: www.alnatura.de)

Bild 2.5: Beispiele für Hochregallager in Misch- und Holzbauweise

Bei der Stahlbauweise hat sich die Verwendung von dünnwandigen, kaltgeformten Profilen im Regalbau durchgesetzt. Mit dieser Bauweise werden heutzutage Hochregallager als Silos mit bis zu 50 m Bauhöhe und Längen von über 200 m realisiert. Auf dem Weg zu diesen Dimensionen hat die Stahlbauweise einen Entwicklungsprozess durchlaufen. Zu Beginn des Regalbaus in den frühen 1950er-Jahren betrug die Bauhöhen der Palettenregallager nur einige wenige Meter, und es handelte sich durchweg um freistehende Systeme aus dünnwandigen, kaltgeformten Profilen (vgl. [69], [99]). Mit der stetig steigenden Bauhöhe der Regale und der

Entwicklung hin zur Silobauweise – also den gleichzeitig wand- und dachtragenden Regalsystemen – wurden vermehrt auch warmgewalzte Profile eingesetzt, wie einige sehr eindrucksvolle und in der Literatur dokumentierte Beispiele aus den Jahren 1971 bis 1982 belegen (vgl. [56], [58] und [64]). Bereits Anfang der 1970er-Jahre wurden vereinzelt Bauhöhen von über 30,0 m mit sehr schlanken Konstruktionen umgesetzt, obwohl die durchschnittliche Bauhöhe zu dieser Zeit bei unter 20,0 m lag, vgl. Bild 1.2. Das in [58] von *Möll* vorgestellte Silo war 1973 mit 38,0 m das Hochregallager mit der größten Bauhöhe in ganz Europa. Die Bauhöhen wurden zu dieser Zeit noch von der Leistungsfähigkeit der Fördertechnik limitiert. Für den nordamerikanischen Raum gibt *Peköz* in [69] die maximale Bauhöhe für Anfang der 1970er-Jahre mit ca. 9,0 m für mit Staplern betriebene Lager bzw. 33,5 m für mit Regalbediengeräten betriebene Lager an. Im gleichen Kontext geben *Teh et al.* in [96] die maximale Bauhöhe von Regalen in Silobauweise bereits mit etwa 40,0 m für das Jahr 2000 an. Aufgrund der stetigen Weiterentwicklungen im Stahlleichtbau, der einfachen Möglichkeit, dünnwandige Querschnitte durch angepasste Blechdicke oder Formgebung im Hinblick auf die statischen Erfordernisse zu optimieren, und der durch die Bandverzinkung kostengünstig umzusetzende Korrosionsschutz haben dazu geführt, dass der Einsatz von warmgewalzten Profilen im Regalbau sukzessive zurückgefahren wurde. Bei modernen Silobauwerken werden heutzutage warmgewalzte Stahlprofile in der Regel nur noch für die direkt der Windbeanspruchung ausgesetzten Außenrahmen, die Dachträger oder die Führungsschienen der Regalbediengeräte verwendet. Zwei Beispiele für stählerne Hochregallager aus warmgewalzten bzw. kaltgeformten Profilen zeigt Bild 2.6.



a) Hochregallager in Silobauweise, Baujahr um 1970, überwiegend mit warmgewalzten Stahlprofilen hergestellt, aus [58]

b) Hochregallager in Silobauweise, Baujahr 2004, überwiegend mit Kaltprofilen hergestellt, aus [107]

Bild 2.6: Beispiele für stählerne Hochregallager in Silobauweise

Im Kontext dieser Arbeit sind nur die stählernen Regalsysteme von Bedeutung, so dass bei den nachfolgenden Ausführungen zu den Konstruktionsprinzipien der Schwerpunkt auf diese Bauweise gelegt wird.

Das **Grundgerüst für jedes Palettenregallager** in Stahlbauweise bilden fachwerkartige Ständerrahmen, die in regelmäßigen Abständen angeordnet und durch Traversen oder Palettenträger komplettiert werden. Verlaufen die Traversen parallel zur Ebene der Ständerrahmen, spricht man von einem Quertraversensystem, verlaufen sie orthogonal, spricht man von einem Längstraversensystem. Die Ständerrahmen bestehen aus zwei Stützen, die bei freistehenden Palettenregalen in der Regel eine Systemlochung für den Anschluss der Traversen aufweisen, und den Ausfachungselementen. Die gängigsten Ständerrahmentypen zeigt Bild 2.7.

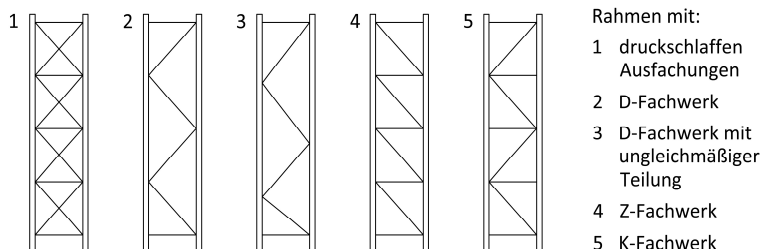
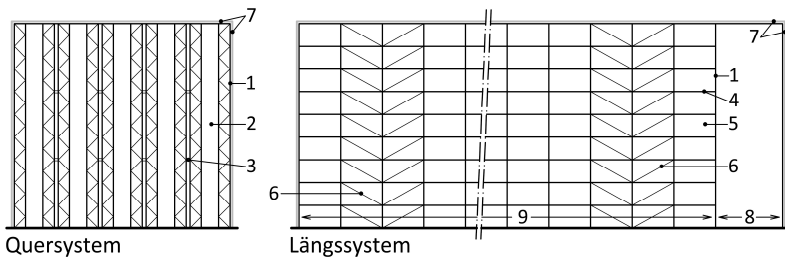


Bild 2.7: Typische Ständerrahmen von Palettenregalsystemen, nach DIN EN 15512 [R13]

Der Abstand der Ständerrahmen variiert bei Längstraversensystemen zwischen der zwei- und maximal sechsfachen Palettenbreite. Der optimale Abstand der Ständerrahmen liegt nach *Möll* und *Altmann* [62] in der Regel bei der drei- bis vierfachen Palettenbreite, da hier das Kostenminimum aus Material- und Fertigungskosten erreicht wird. Bei Quertraversensystemen werden die Ständerrahmen zwischen jeder Ladeeinheit angeordnet. Quertraversensysteme sind im Hinblick auf die einlagerbaren Ladeeinheiten flexibler als Längstraversensysteme, dafür ist der Material- und Fertigungsaufwand höher. Die Tiefe der Ständerrahmen entspricht bei der heutigen Stahlleichtbauweise zumeist der einfachen Länge oder Breite einer Ladeeinheit (z. B. Europalette oder Gitterbox). Die Ständerrahmentiefe variiert dabei geringfügig in Abhängigkeit vom Anschluss bzw. von der Lage der Palettenträger. Bei älteren, mit warmgewalzten Profilen realisierten Palettenregalen wurden häufig zweifachtiefe Ständerrahmen ausgeführt, weil die Normalkrafttragfähigkeit der Stützen dies zuließ und auf diesem Wege gleichzeitig die Anzahl der aufwendig herzustellenden Fachwerkknoten minimiert werden konnte (vgl. z. B. [58]). In der Regel werden jeweils zwei einachtiefe Regalzeilen zu einem Block miteinander verbunden. Die Regalblöcke werden mit einer auf das

Fördermittel abzustimmenden Gangbreite nebeneinander aufgestellt und bilden das Lagersystem. Diese grundlegenden Konstruktionsprinzipien gelten sowohl für freistehende Palettenregale als auch für die Silobauweise. Im Hinblick auf die räumliche Aussteifung differieren die beiden Bauweisen aber aufgrund der unterschiedlich großen horizontalen Beanspruchungen.

Silobauwerke, bei denen das Regaltragwerk gleichzeitig auch die Gebäudehülle trägt, müssen in der Lage sein, die auf sie einwirkenden Windlasten sicher abzutragen. In Querrichtung wird dies durch die Kopplung der Ständerrahmen am Kopf der Regale realisiert. Durch die Kopplung können alle im Quersystem vorhandenen Ständerrahmen aktiviert werden. Ein besonderes Augenmerk ist bei Silobauwerken den beiden äußeren Regalzeilen zu widmen, da diese in der Regel nur einfachachsig sind und gleichzeitig am stärksten durch die Windlasten beansprucht werden. Ist die Steifigkeit der Außenrahmen nicht ausreichend, kann dies bei hohen Windbeanspruchungen zu einer unzulässigen Reduktion der Freimaße führen, was den Betrieb der Regalbediengeräte in den beiden äußeren Gängen einschränken kann. Um dem entgegenzuwirken, werden bei Außenrahmen im Vergleich zu Innenrahmen deutlich kräftigere Profile eingesetzt. Bei großen Bauhöhen oder auch bei besonders hohen Windlasten aufgrund einer exponierten Lage, muss für die Außenrahmen zum Teil auch auf warmgewalzte Profile mit größeren Steifigkeiten zurückgegriffen werden. Um die Windlasten in Längsrichtung abtragen zu können, reicht die Steifigkeit aus der Rahmentragwirkung durch die Anschlüsse der Palettenträger an die Ständerrahmen nicht aus, sodass Silobauwerke durch Verbandstürme ausgesteift werden. Diese werden jeweils zwischen den Regalzeilen an beiden Kopfseiten des Lagerbereichs angeordnet. Bei großen Lagerlängen können auch weitere Verbandstürme in der Lagermitte notwendig werden. Das Konstruktionsprinzip eines Silobauwerks ist schematisch in Bild 2.8 dargestellt.

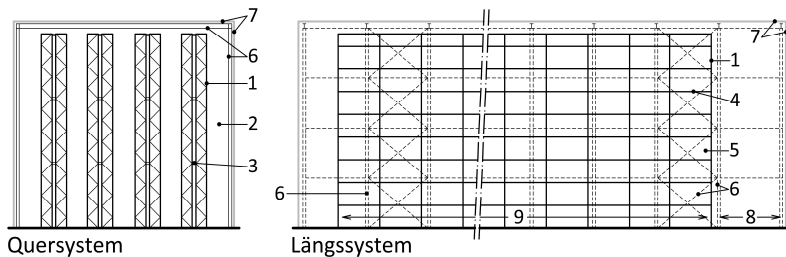


- | | | |
|------------------|--------------------|----------------------------------|
| 1 Ständerrahmen | 4 Palettenträger | 7 Dach- und Wandverkleidung |
| 2 Gang | 5 Regalfach | 8 Vorzone / Kommissionierbereich |
| 3 Rahmenkopplung | 6 Längsaussteifung | 9 Lagerbereich |

Bild 2.8: Konstruktionsprinzip eines stählernen Hochregallagers in Silobauweise

Bei Mischbauweisen aus Beton und Stahl wie in Bild 2.5 a) kann auch die Ausführung von längslaufenden Wandscheiben sinnvoll sein, da damit gleichzeitig eine Brandabschottung erreicht wird.

Bei **freistehenden Palettenregalen** sind die Tragwerke der Gebäudehülle und des Regals voneinander entkoppelt und müssen jeweils für sich ausgesteift werden. Die Aussteifung der Tragkonstruktion der Gebäudehülle kann mit den im Hochbau üblichen Konzepten, wie Rahmentragwerken oder eingespannten Stützen, realisiert werden. Aufgrund der Entkopplung von Regaltragwerk und Gebäudehülle müssen bei der Bemessung der Aussteifungssysteme von freistehenden Palettenregalen keine Windlasten berücksichtigt werden. Entsprechend fallen die Beanspruchungen des Aussteifungssystems kleiner als bei der Silobauweise aus. In Querrichtung erfolgt die Aussteifung wie bei der Silobauweise über die fachwerkartigen Ständerrahmen. In Längsrichtung wird die Rahmentragwirkung zwischen den Palettenträgern und den Stützen der Ständerrahmen ausgenutzt. Die Anschlüsse werden im Gegensatz zur Silobauweise nicht geschraubt ausgeführt. Es kommen in der Regel Stützen mit einer Systemlochung und herstellereigenen Einhakenverbindungen für die Palettenträger zum Einsatz. Die Anschlüsse werden von den Herstellern so konzipiert, dass sie eine ausreichende Rotationssteifigkeit aufweisen, um hierüber die Längsaussteifung realisieren zu können. Häufig wird auch die Teileinspannung der Fußpunkte bei der Längsaussteifung mit berücksichtigt. Bild 2.9 zeigt das Konstruktionsprinzip und Aussteifungskonzept für ein freistehendes Palettenregal.



Legende:

- | | | |
|------------------|------------------|----------------------------------|
| 1 Ständerrahmen | 4 Palettenträger | 7 Dach- und Wandverkleidung |
| 2 Gang | 5 Regalfach | 8 Vorzone / Kommissionierbereich |
| 3 Rahmenkopplung | 6 Hallentragwerk | 9 Lagerbereich |

Bild 2.9: Konstruktionsprinzip eines freistehenden Palettenregals

Für den Betrieb eines Lagers wird neben dem eigentlichen Lagerbereich immer auch eine Vorzone benötigt, in der die Ladeeinheiten an die Fördermittel zum Ein- und Auslagern übergeben werden. Bei der Silobauweise kann die Vorzone in Stahlleichtbauweise ausgeführt und zur Aussteifung über Verbände und wenn

erforderlich über Zwischenebenen an den Lagerbereich angeschlossen werden. Bei freistehenden Palettenregalen kann die für die Vorzone benötigte Fläche schon bei der Planung des raumanschließenden Hallentragwerks mit berücksichtigt werden. Häufig ist die benötigte Raumhöhe in der Vorzone deutlich kleiner als im Lagerbereich, sodass es wirtschaftlicher sein kann, die Vorzone in einem angeschlossenen Gebäude mit reduzierter Raumhöhe unterzubringen.

Charakteristisch für den Bau von stählernen Palettenregallagern ist die große Anzahl von immer wiederkehrend gleichen Bauteilen und Fügedetails. Dies ist besonders augenscheinlich bei den Ständerrahmen. Für die wirtschaftliche Fertigung der Ständerrahmen sind zwei Faktoren von wesentlicher Bedeutung: zum einen das möglichst einfache Fügen von Stützen und Ausfachungselementen und zum anderen die Optimierung bzw. Minimierung des Materialeinsatzes. Beides lässt sich durch die Verwendung von dünnwandigen, kaltgeformten Stahlprofilen erreichen. Aufgrund des Herstellprozesses ergeben sich zwangsläufig offene Querschnittsformen (vgl. Bild 1.9), die eine direkte Verschraubung der Stützen und Ausfachungselemente ermöglichen. Des Weiteren kann durch eine geschickte Formgebung des Stützenquerschnittes mit Ausbildung von Sicken und Lippen zur Reduktion der Einflüsse von lokalen Instabilitätserscheinungen, wie dem Beulen oder dem Lippenknicken (distorstional buckling), eine hohe Normalkrafttragfähigkeit erzielt werden. Die Variation der Blechdicke und / oder der Hauptabmessungen des Stützenquerschnittes ermöglichen weitere Optimierungen. Die Öffnungsweiten der Stützenquerschnitte werden dabei in der Regel nicht variiert, um ein effizientes, modulares Bausystem zu erhalten. Bei den Ausfachungselementen werden meist C-förmige Querschnitte mit Lippen verwendet. Die Anpassung an die statischen Erfordernisse erfolgt hier über die Hauptabmessungen der Ausfachungsquerschnitte, die Blechdicke sowie über die von der Querschnittslage abhängige Anschlusskonfiguration. Bei besonders hohen Beanspruchungen der Ständerrahmen kombinieren die Regalhersteller auch offene, kaltgeformte Stützenprofile mit warm gefertigten, rechteckigen oder quadratischen Stahlhohlprofilen. Bei Regalsystemen mit geringerer Bauhöhe werden vereinzelt auch kreisförmige Stahlhohlprofile mit abgeflachten Stabenden eingesetzt.

Die Herstellung der dünnwandigen Querschnitte erfolgt in Profilieranlagen in einem Kaltumformprozess, bei dem in der Regel bandverzinktes Material zum Einsatz kommt. In Bild 2.10 ist eine solche Profilieranlage schematisch dargestellt. Aufgrund des Fertigungsprozesses müssen die Ausgangswerkstoffe für die Kaltumformung geeignet sein, und der Umformprozess muss entsprechend langsam und schrittweise erfolgen, um der Gefahr einer Rissbildung in den Verformungsbereichen entgegenzuwirken.

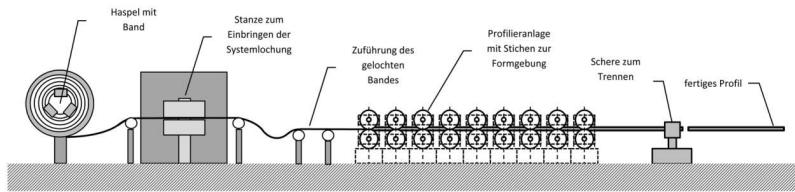


Bild 2.10: Schematische Darstellung des Kaltumformprozesses von Regalprofilen (aus [12])

Die typischen Produktionsstufen, die bei der Fertigung einer Regalstütze durchlaufen werden, zeigt Bild 2.11. Kaltgeformte Profile weisen eine konstante Blechdicke auf und lassen sich im Gegensatz zu warmgewalzten Profilen nur über die Formgebung optimieren. Der Fertigungsprozess sowie alternative Optionen für den Korrosionsschutz behandeln Brune et al. ausführlich in [12]. Auf die möglichen Ausgangswerkstoffe wird in Kapitel 2.3 noch genauer eingegangen.

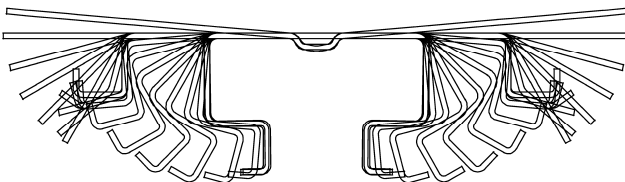


Bild 2.11: Verschiedene Produktionsstufen bei der Kaltprofilierung (aus [12])

Für einen einfachen Knoten eines D-Fachwerks sind bei Verwendung C-förmiger Diagonalen die drei in Bild 2.12 dargestellten Fügeprinzipien möglich. Der Einbau der Ausfachungselemente erfolgt bei den Varianten a) und b) so, dass die Stegbleche parallel zur Ständerrahmenebene liegen. Abhängig von der Orientierung der Ausfachungselemente zueinander differenziert man dabei in Ständerrahmen mit Lippe an Lippe oder Rücken an Rücken – Anschlüssen. Bei Variante c) ist der Querschnitt der Ausfachungselemente um 90° gedreht, und die Flansche liegen parallel zur Rahmenebene. Basierend auf dem modularen Bausystem leiten sich hieraus die geometrischen Anforderungen an die Hauptabmessungen der Ausfachungselemente ab. Bei den Anschlusskonfigurationen a) und b) muss die Flanschbreite beider Ausfachungselemente zusammen dem lichten Öffnungsmaß der Stütze entsprechen. Bei der Anschlusskonfiguration c) ergibt sich die Stegblechhöhe aus dem lichten Öffnungsmaß der Stütze. Den geringsten Montageaufwand verursachen die ersten beiden Anschlusskonfigurationen, da jeweils zwei Ausfachungsstäbe mit nur einer Schraube angeschlossen werden. Hieraus folgen einschnittige Scher-Lochleibungsverbindungen, die – gleiche Schraubendurchmesser, Blechdicken, Randab-

stände und Materialfestigkeiten vorausgesetzt – weniger tragfähig sind als die zweischnittigen Anschlüsse bei der Anschlusskonfiguration c).

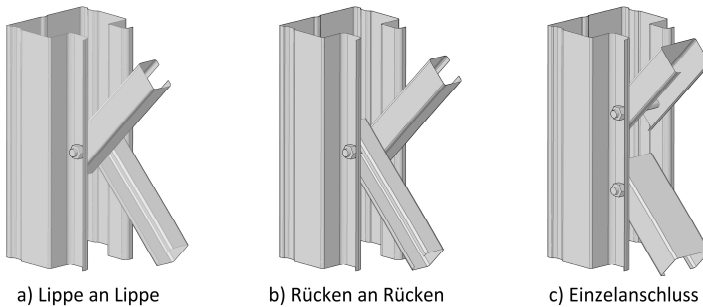


Bild 2.12: Anschlusskonfigurationen für den Knoten eines D-Fachwerks

Abhängig von der Anschlusskonfiguration stellen sich des Weiteren unterschiedliche lokale Beanspruchungen und Lastabtragsmechanismen ein. Während bei dem Anschluss der Ausfachungselemente entsprechend Bild 2.12 a) und c) die Schrauben nur durch Scherkräfte belastet werden, muss bei der Anschlusskonfiguration b) ein zusätzliches Biegemoment von den Schrauben abgetragen werden. Der Anschluss der Ausfachungselemente erfolgt bei b) und c) ohne signifikante Exzentrizitäten senkrecht zur Rahmenebene, sodass die Stützen nicht durch Torsionsmomente beansprucht werden. Bei der Anschlusskonfiguration a) ist die Situation anders. Hier werden die Stabkräfte exzentrisch mit einem Hebelarm, der in etwa dem lichten Öffnungsmaß des Stützenquerschnittes entspricht, in die Stütze eingeleitet. Die Stützen unterliegen aufgrund dieser Anschlusssexzentrizitäten einer zusätzlichen Torsionsbeanspruchung. Ist die Stützenbreite wie bei allen in Bild 2.12 dargestellten Anschlusskonfigurationen größer als das lichte Öffnungsmaß, stellen sich des Weiteren lokale Querschnittsverformungen infolge der Lasteinleitung in die Flanschbleche der Stützen ein. Dieses Phänomen beschränkt sich auf die Anschlusskonfigurationen a) und c). Bei Rücken an Rücken – Anschlüssen schließen sich die senkrecht zur Stützenachse wirkenden Stabkräfte im Schraubanschluss kurz, und es verbleibt nur eine in Stützenachsrichtung wirkende Kraft, welche die schon angesprochene zusätzliche Biegebeanspruchung in den Schrauben hervorruft. Bei Z-förmigen Fachwerken gelten die Ausführungen sinngemäß. Ein besonderes Augenmerk ist auf den Kraftfluss und die sich einstellenden Deformationen zu legen, wenn Störstellen, wie zum Beispiel die Endpfosten in D-Fachwerken, vorliegen. Hierauf wird bei der Entwicklung des analytischen Modells in Kapitel 5.4.2 noch im Detail eingegangen.

Der Materialeinsatz ist bei Ständerrahmen mit den Anschlusskonfigurationen Lippe an Lippe bzw. Rücken an Rücken gleich groß, aber die Schubsteifigkeiten fallen aufgrund der lokalen Querschnittsverformungen im Anschlussbereich bei der Konfiguration Lippe an Lippe signifikant kleiner aus. Daher wird dieses Fügeprinzip zunehmend nicht mehr ausgeführt.

Nach Möll [61] sind auch geschweißte oder mit dem Stützensteg verschraubte Anschlüsse der Ausfachungsstäbe möglich, vgl. Bild 2.13. Die geschweißten Varianten sind vor allem in Nordamerika üblich, für Europa aber untypisch (vgl. [39]). Mit der in Bild 2.13 c) dargestellten Schraubverbindung ist ein hoher Fertigungsaufwand verbunden, weil die Stirnplatte für den Schraubanschluss zusätzlich mit der Diagonale verschweißt werden muss. Alternativ können auch runde Hohlprofile mit flach geschmiedeten Enden eingesetzt werden, vgl. [58].

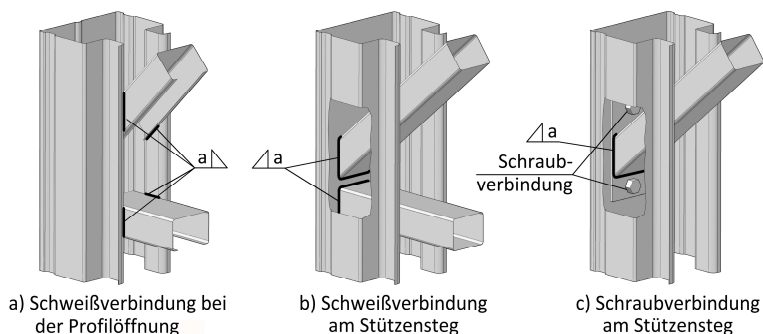


Bild 2.13: Alternative geschweißte und geschraubte Anschlusskonfigurationen

Geschweißte Verbindungen haben den Nachteil, dass der Korrosionsschutz nachträglich durch einen Anstrich oder eine Badverzinkung aufgebracht werden muss. Die Fertigung der Ständerrahmen erfolgt bei geschweißten Verbindungen vollständig im Werk des Regalherstellers, sodass die Montage auf der Baustelle weniger aufwendig als bei komplett geschraubten Ständerrahmen ist. Diese werden im Regelfall erst vor Ort auf der Baustelle aus den Einzelbauteilen zusammengefügt. Das zu verpackende und zu transportierende Volumen ist bei komplett vormontierten Ständerrahmen größer als bei einem vergleichbaren, in seine Einzelteile zerlegten Palettenregal. Die Transportkosten fallen bei geschweißten Konstruktionen entsprechend höher aus.

Bei den großen Hochregallagern, die in den 1970er- und 1980er-Jahren errichtet worden sind, war der Aufwand für die Fügung der Ständerrahmen aufgrund der

verwendeten warmgewalzten Stahlprofile größer als bei der heutigen Stahlleichtbauweise. Einen klassischen Fachwerkknoten von einem 1982 in Berlin in Betrieb genommenen Hochregallager zeigt die nachfolgende Abbildung (vgl. [56]).

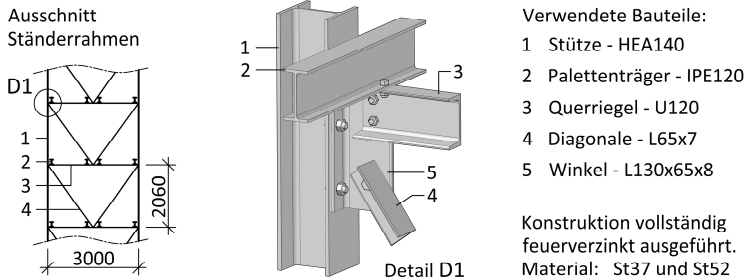


Bild 2.14: Klassischer Fachwerkknoten eines mit warmgewalzten Stahlprofilen hergestellten Hochregallagers von 1982

Der Ständerrahmen ist zweifachtiefer ausgeführt worden, um die Anzahl der Fachwerkknoten kleinzuhalten. Der verwendete K-Verband bietet bei dieser Variante Vorteile, da sich die Spannweite des Querriegels halbieren lässt. Als Palettenträger wurden zu dieser Zeit üblicherweise doppelsymmetrische I-Profile eingesetzt. Möll und Altmann begründen dies in [62] mit den rechnerisch nicht genau zu erfassenden Torsionsverformungen von C-Profilen und den besonders bei dünnwandigen, kaltgeformten Profilen beobachteten lokalen Profilverformungen unterhalb der Palettenträgerfüße, was immer wieder zu Beanstandungen geführt hat. Für den Korrosionsschutz wurden die Einzelbauteile der komplett geschraubten Konstruktion des Hochregallagers aus Bild 2.14 feuerverzinkt. Im Vergleich zu geschweißten Konstruktionen ist der Verzug wesentlich geringer, sodass die Einhaltung der sehr kleinen Montagetoleranzen ohne größere Probleme umzusetzen war. Bei im Werk zusammengeschweißten Ständerrahmen, die im Ganzen verzinkt werden müssen, können sich infolge der thermischen Beanspruchungen im Zinkbad größere Verformungen einstellen, die im Hinblick auf die Montagetoleranzen kritisch sein können. Bei dem von Möll in [58] vorgestellten Silobauwerk hat man die Länge der Ständerrahmen auf die Länge des Zinkbades abgestimmt, sodass nur ein Tauchvorgang erforderlich wurde. Des Weiteren mussten die Bauteile sorgfältig vorgewärmt werden, um den Verzug zu minimieren. Im Vergleich zu einer Stückverzinkung der einzelnen Bauteile ist der Aufwand für den Korrosionsschutz bei einer geschweißten Konstruktion ungleich höher. Bei der heute üblichen Stahlleichtbauweise und dem Einsatz von bandverzinktem Stahl ist der Korrosionsschutz wirtschaftlich gut umzusetzen. Schwachstellen im Korrosionsschutzsystem bilden

nur die nachträglich gebohrten oder gestanzten Löcher sowie die Schnittkanten an den Bauteilenden. Aufgrund der kathodischen Schutzwirkung durch die verzinkten Bereiche in der näheren Umgebung der Bohrungen bzw. Schnittkanten sind diese Schwachstellen nur bei besonders korrosiven Umgebungen von Bedeutung.

Ein weiteres wichtiges Konstruktionsdetail stellt der Anschluss der Traversen bzw. der Palettenträger dar. Bei Verwendung von warmgewalzten Querschnitten für die Ständerrahmen kann der Anschluss relativ simpel durch das Verschrauben mit den Querriegeln der Ständerrahmen erfolgen, vgl. Bild 2.14. Die Palettenträger können als Durchlaufträger ausgebildet werden. Bei freistehenden Palettenregalen in Stahlleichtbauweise erfolgt der Anschluss der Traversen bzw. der Palettenträger in der Regel über eine Systemlochung der Stütze und herstellerspezifische Einhakverbindungen, vgl. Bild 2.15 a). Aufgrund der Systemlochung kann die Fachhöhe vom Nutzer bei Bedarf verändert werden. Bei Silokonstruktionen wird auf eine Systemlochung verzichtet, und der Anschluss der Palettenträger geschraubt ausgeführt, wie Bild 2.15 b) zeigt.

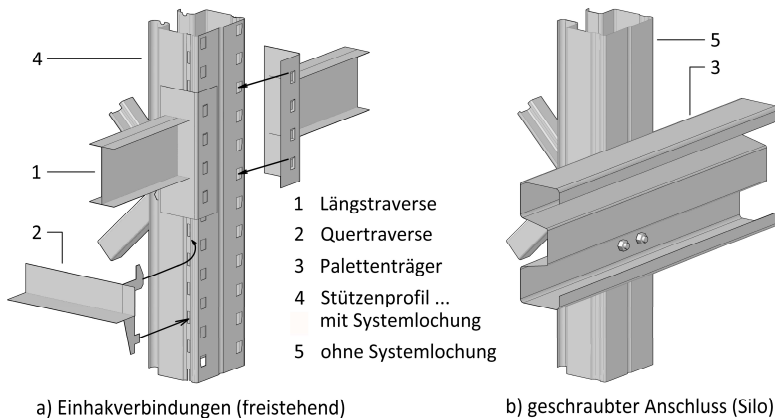


Bild 2.15: Anschlusskonstruktionen von Palettenträgern an die Stützen der Ständerrahmen

Die geschraubte Ausführung der Palettenträgeranschlüsse erlaubt die Ausbildung von Durchlaufträgern, bedingt aber einen geringeren Abstand der Stützen eines Ständerrahmens, was zu schlankeren Konstruktionen führt. Die Längs- und Quertraversen von freistehenden Palettenregalen sind konstruktionsbedingt Einfeldträger. Die Einhakverbindungen werden bei Palettenregalen so ausgelegt, dass sie über eine ausreichende Rotationssteifigkeit und Momententragfähigkeit verfügen, um als Rahmensysteme die Aussteifung in Längsrichtung gewährleisten

zu können. Für die Längs- und Quertraversen bieten die Regalhersteller verschiedene Systeme an, die speziell auf die einzulagernden Waren abgestimmt werden können. Bei Silobauwerken werden fast ausnahmslos Europaletten oder Gitterboxen als Ladehilfsmittel verwendet. Die Variation der Palettenträgerquerschnitte beschränkt sich daher auf die Formgebung und Blechdicke mit dem Ziel, eine ausreichende Tragfähigkeit bei minimalem Materialeinsatz zu erreichen. Im Längssystem werden die geschraubten Anschlüsse zwischen den Ständerrahmen und den Palettenträgern in der Regel mit einer Drehfeder modelliert. Die Rotationssteifigkeit der Drehfeder ist aufgrund der geringen Hebelarme zwischen den Verbindungsmitteln und der Dünnwandigkeit der Bauteile vergleichsweise gering, sodass für die Längsaussteifung meist die in Bild 2.8 skizzierten zusätzlichen Verbandstürme erforderlich sind. Diese werden zwischen den Innenrahmen einer jeden Regalzeile angeordnet und als D- oder K-Fachwerk mit dünnwandigen, kaltgeformten Querschnitten ausgeführt.

Die Schubsteifigkeit der Ständerrahmen wird bei der Stahlleichtbauweise in Abhängigkeit von der Anschlusskonstruktion durch lokale Anschlussverformungen und Effekte, wie Lochleibungsverformungen oder auch Biegung der Schrauben, signifikant reduziert. Eine effiziente Möglichkeit, höhere Steifigkeiten in Querrichtung zu erzielen, besteht in der Kopplung von zwei Ständerrahmen zu einem Block. Hierzu werden die beiden inneren, nicht am Gang liegenden Stützen über Auskreuzungen oder Bleche in regelmäßigen Abständen miteinander verbunden, vgl. Bild 2.16 a). Besonders wirksam sind Rahmenkopplungen in Bereichen mit hohen Querkräften. Aufgrund der im Rahmenzwischenraum verlaufenden Palettenträger und der dort ebenfalls häufig aus Brandschutzgründen untergebrachten Sprinkleranlagen können kontinuierliche Kopplungen der Ständerrahmen nicht umgesetzt werden.

Die Stützenlänge ist unabhängig davon, ob warmgewalzte oder dünnwandige, kaltgeformte Profile verwendet werden, auf Längen von 12 bis 16 m beschränkt. Sollen Palettenregallager mit größeren Bauhöhen realisiert werden, müssen daher Stöße vorgesehen werden. Die Planung, auf welcher Höhe Stöße sinnvoll positioniert sind, muss immer projektspezifisch erfolgen. Dabei sind Parameter wie die Stützenbeanspruchungen, Fachhöhen und Transportabmessungen zu berücksichtigen. Grundsätzlich wird eine Konstruktion mit möglichst wenigen Stößen angestrebt, da dies die Montage vor Ort vereinfacht. Ein Konstruktionsprinzip für die Ausführung von Stößen zeigt Bild 2.16 b). Der Stoß wird mit auf den Stützenquerschnitt abgestimmten Formteilen ausgeführt, die mit beiden Stützenenden verschraubt werden. Die Formteile sind mit angeschweißten Stirnplatten versehene, über die die kraftschlüssige Verbindung der Stützen hergestellt wird. Das Konstruktionsprinzip ist variabel anwendbar und erlaubt Wechsel beim Stützenquerschnitt. Das

gleiche Fügeprinzip kommt auch bei den Stützenfußpunkten von Palettenregallagern und beim Anschluss der Ständerrahmen von Silobauwerken an den durchlaufenden Dachträger zur Ausführung. Bei den Stützenfußpunkten werden Stirnplatten mit größeren Überständen eingesetzt, um eine außerhalb des Stützenquerschnittes liegende Verankerung in der Stahlbetonunterkonstruktion zu ermöglichen. Bei Verwendung von warmgewalzten Profilen entfallen die Formteile und es wird auf Stirnplattenverbindungen zurückgegriffen (vgl. [56]).

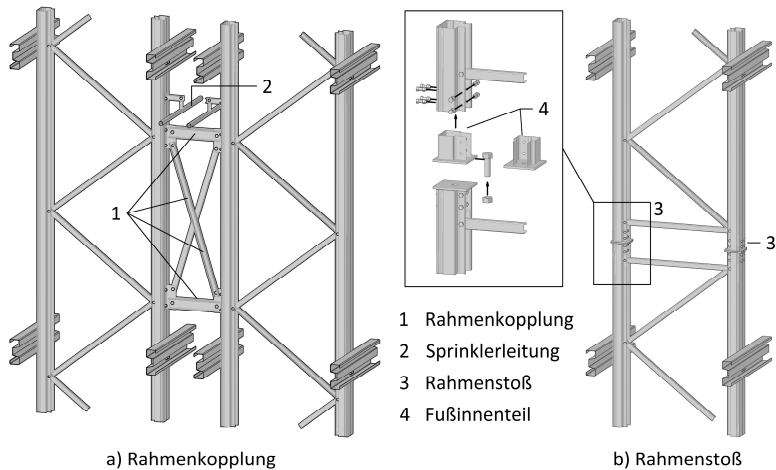


Bild 2.16: Prinzipdetails zur Ausführung von Rahmenkopplungen und Rahmenstößen

Die Montage von größeren Palettenregallagern in Stahlleichtbauweise erfolgt blockweise mit größeren, vormontierten Regalsegmenten. Bei Silobauwerken umfasst ein Regalsegment drei bis vier über Palettenträger miteinander verbundene Ständerrahmen. Die Regalsegmente werden vor Ort aus den Einzelbauteilen zusammengesetzt und dann über Mobilkrane an ihre endgültigen Positionen gesetzt. Abschließend werden die Dach- und Wandverkleidungen angebracht.

2.2 Bemessung von Regaltragwerken

2.2.1 Allgemeines

Der Regalbau hat sich mit dem wirtschaftlichen Aufschwung nach dem 2. Weltkrieg aus dem Bereich der Lager- und Betriebseinrichtungen entwickelt. Die Bauhöhen der Regale betragen zu Beginn nur einige wenige Meter, und da sie zumeist als freistehende Konstruktionen innerhalb eines Gebäudes aufgestellt wurden, waren sie auch nicht Gegenstand von baurechtlichen Genehmigungsverfahren. Für die Bemessung und Konstruktion wurden von den Regalherstellern – unter der Schirmherrschaft der Interessenverbände – eigene gewerbliche Richtlinien und Regelwerke erstellt. Mit der stetig steigenden Bauhöhe der Regale und der Etablierung der Silobauweise stießen die ersten eher als Qualitätsstandards konzipierten Regelwerke an ihre Grenzen, und es wurden spezielle, auf die regalbautypischen Probleme abgestimmte Regelwerke erarbeitet. Eine direkte Anwendung der aus dem Stahlhochbau stammenden Normen, zum Beispiel der DIN 18800 oder des Eurocode 3, war aufgrund der regalbauspezifischen Problemstellungen nicht möglich. Dennoch wurde bei der Entwicklung der Normen für die Konstruktion und Bemessung von Regaltragwerken soweit möglich auf die bereits vorhandenen Normen aus dem Stahlhochbau zurückgegriffen. Bevor in den nachfolgenden Kapiteln auf die Besonderheiten bei der Bemessung von Regaltragwerken eingegangen wird, soll zunächst ein Überblick über die Entwicklung der Regelwerke im Regalbau und die baurechtlichen Anforderungen gegeben werden.

2.2.2 Entwicklung der Regelwerke und baurechtliche Anforderungen

Ortsfeste Palettenregale müssen grundsätzlich eine ihrem Verwendungszweck entsprechende Tragfähigkeit aufweisen, was durch den Regalhersteller in geeigneter Form nach den anerkannten Regeln der Technik nachzuweisen ist. Als anerkannte Regeln der Technik gelten im Allgemeinen die bauaufsichtlich eingeführten technischen Baubestimmungen (z. B. DIN EN 1993-1-3 [R17]), aber auch die von brancheninternen Fachleuten als richtig anerkannten gewerblichen Regelwerke und Richtlinien, zum Beispiel die „Güte- und Prüfbestimmungen für gelochte Systemprofile aus Stahl“ oder auch „Güte- und Prüfbestimmungen für Palettenregale“ RAL-RG613 bzw. 614/2 (vgl. [R36], [R37]).

Als die Palettenregale Anfang der 1950er-Jahre immer stärker an Bedeutung gewonnen haben, war eine vollumfängliche rechnerische Bemessung nach den

einschlägigen Stahlbaunormen aufgrund der Besonderheiten der Regalkonstruktionen nicht möglich. Dies ist auch heute noch der Fall. Problematisch sind insbesondere die Systemlochungen der Stützen, die für einen flexiblen, in der Höhe verstellbaren Anschluss der Palettenträger erforderlich sind, sowie die teiltragfähigen und verformbaren Einhakverbindungen der Palettenträger. Um hier Abhilfe zu schaffen und um einheitliche Qualitäts- und Sicherheitsstandards gewährleisten zu können, sind von den Interessenverbänden, wie dem RMI („Rack Manufactures Institute“, USA), erste gewerbliche Bemessungs- und Konstruktionsregeln erstellt worden. Auf europäischer Ebene begann dies zunächst in einzelnen Mitgliedsstaaten und wurde ab 1970, als die Section X der Fédération Européenne de la Manutention (FEM) gegründet wurde, auf einer höheren Ebene gebündelt, um die Interessen der europäischen Regalhersteller zu vertreten. Einen Meilenstein stellte dabei die von der Arbeitsgruppe II der Section X erarbeitete FEM 10.2.02 [R31] dar, die auf der ENV 1993-1-1 [R30] beruht und 1998 veröffentlicht wurde. Die FEM 10.2.02 beinhaltet Berechnungsempfehlungen für ortsfeste Paletten- und Fachbodenregale und greift dabei soweit möglich auf rechnerische Verfahren aus der ENV 1993-1-1 zurück und ergänzt diese erforderlichenfalls durch versuchsbaasierte Tragfähigkeits- und Steifigkeitsermittlungen. Der Arbeitsgruppe II gehörten neben Stahlbauexperten von Universitäten und Planungsbüros auch Fachleute aus den technischen Büros der Regalhersteller an. Dies hat zu einer hohen Akzeptanz der FEM 10.2.02 in der Praxis beigetragen. Im Zuge der Harmonisierung der europäischen Normen hat sich die enge Anbindung an die ENV 1993-1-1 als vorteilhaft erwiesen, denn die FEM 10.2.02 ist für den Bereich der Palettenregale vom CEN (European Committee for Standardization) ohne signifikante Änderungen in die europäische Norm EN 15512 überführt worden. Die deutsche Fassung DIN EN 15512 [R12] wurde im September 2010 veröffentlicht.

Vonseiten der Wissenschaft wurde die Entwicklung der FEM-Codes maßgeblich von den Universitäten Manchester und Oxford Brookes in Großbritannien - namentlich von Prof. *J.M. Davies* und Dr. *M.H.R. Godley* - geprägt. Dies spiegelt sich auch in der Anzahl ihrer wissenschaftlichen Veröffentlichungen zu diesem Themengebiet wider, wie die Ausführungen zum Stand der Forschung auf dem Gebiet des Regalbaus in Kapitel 2.5 belegen. Neben den in Europa entwickelten FEM-Codes existieren auf internationaler Ebene weitere Regelwerke für die Konstruktion und Bemessung von Regaltragwerken. Zum einen ist dies die in den USA erarbeitete „MH16.1-Specification“, zum anderen die australische Norm AS 4084 [R1]. Die Entwicklung des amerikanischen Regelwerks wurde vom RMI vorangetrieben. Auf Veranlassung des RMI haben *T. Peköz* und *G. Winter* von der Cornell University in Ithaca 1972 die erste Fassung als „Interim Specification for Design, Testing, and Utilization of Industrial Steel Storage Racks“ [R38] publiziert. Dieses vorläufige Regelwerk wurde

1974 mit kleineren Änderungen als ANSI MH 16.1 veröffentlicht und ist seitdem stetig weiterentwickelt worden. Ein Hauptaugenmerk lag in den 1990er-Jahren auf der Implementierung von Regeln für die Bemessung bei seismischen Beanspruchungen. Im Gegensatz zur FEM 10.2.02 beinhalteten die RMI-Specifications wesentlich weniger experimentelle Untersuchungen zur Bestimmung von Tragfähigkeiten und Steifigkeiten. *Davies* und *Godley* haben in [17] die Fassung der RMI-Specifications von 1997 mit der FEM 10.2.02 verglichen und kommen zu dem Schluss, dass das europäische Regelwerk deutlich umfassender und vollständiger sei. Wesentliche Aspekte werden in der RMI-Specification nicht berücksichtigt, wie eine experimentelle Ermittlung der Rahmenschubsteifigkeit oder die Forminstabilitäten bei der Bemessung von kaltgeformten, dünnwandigen Bauteilen. Neben Europa und den USA wurde auch in Australien an einer Fachnorm für die Bemessung und Konstruktion von Regalbauwerken gearbeitet. Diese wurde 1993 erstmals als AS 4084 veröffentlicht. Bei der Erarbeitung der Norm wurde sowohl auf die RMI-Specifications als auch auf die im Entwurf befindliche FEM 10.2.02 Bezug genommen. Insgesamt orientiert sich die australische Norm aber mehr an den europäischen Regelwerken und umfasst vier Bauteilversuche (u. a. „Stub column test“, „Pallet beam to column connection test“). Bei der 2012 durchgeführten Aktualisierung ist der Umfang der geregelten Bauteilversuche von vier auf neun deutlich vergrößert worden. Unter anderem wurden Fußeinspannversuche und Versuche zur Ermittlung der Rahmenschubsteifigkeit in AS 4084-2012 [R2] aufgenommen. Die Durchführung der Bauteilversuche orientiert sich im Wesentlichen an der europäischen Norm DIN EN 15512, beinhaltet aber auch alternative Ansätze, zum Beispiel bei der Durchführung von Rahmenschubversuchen. Hierauf wird in Kapitel 2.2.5 im Detail eingegangen. Bei der Erstellung der australischen Norm war die Universität Sydney eng eingebunden. Insbesondere die Arbeiten von *Hancock*, *Rasmussen* und *Gilbert* sind in die Weiterentwicklung der Norm eingeflossen.

Im Geltungsbereich der europäischen, amerikanischen oder australischen Normung können die oben kurz vorgestellten Regelwerke bei der Bemessung von Palettenregalen als Stand der Technik angesehen und angewendet werden. Auch für Projekte außerhalb des Geltungsbereichs von DIN EN 15512, MH-16.1 oder AS 4084 werden diese – nach Abstimmung mit den Bauherren und ggf. mit den Bauaufsichtsbehörden – angewendet. Inwieweit dabei zusätzliche baurechtliche Aspekte zu berücksichtigen sind, hängt sehr stark von dem Standort des geplanten Palettenregals ab. Welche besonderen baurechtlichen Aspekte bei Projekten in Deutschland zu berücksichtigen sind, ist in der jüngeren Vergangenheit Gegenstand verschiedener Diskussionen gewesen, die mit der baurechtlichen Einordnung von freistehenden Stahlregalen im Sinne der Musterbauordnung (MBO) [R35] ihren Anfang genommen haben. In den DIBt-Mitteilungen 2/2010 [44] hat *Kathage* auf Basis

der Abstimmungen innerhalb der Fachkommission Bautechnik der Bauministerkonferenz klargestellt, dass auch freistehende Stahlregale mit einer Oberkante Lagerguthöhe von mehr als 7,50 m bauliche Anlagen darstellten und entsprechend zu behandeln seien. Da die DIN EN 15512 aufgrund der überwiegend versuchsgestützten Bemessung in Deutschland nicht bauaufsichtlich eingeführt worden ist, wurde zudem festgelegt, dass mit der Übergangsfrist bis zum 01.01.2013 für experimentell ermittelte Tragfähigkeiten und Steifigkeiten allgemeine bauaufsichtliche Zulassungen (abZ) zu erwirken sind, die künftig als bauaufsichtlicher Verwendbarkeitsnachweis dienen sollen, vgl. [45]. Alternativ zur abZ kann auch eine Zustimmung im Einzelfall (ZiE) als Verwendbarkeitsnachweis beantragt werden. Die baurechtliche Einordnung von freistehenden Stahlregalen war weiterhin Gegenstand von Diskussionen und wurde auf Grundlage verschiedener Einwürfe von Interessenverbänden (vgl. u. a. [111]) nochmals präzisiert. *Schult* hat hierzu in [90] ausgeführt, dass Regale innerhalb von Gebäuden nur dann baulichen Anlagen darstellten, wenn sie zugleich auch Erschließungsfunktionen aufwiesen. Der Verband für Lagertechnik und Betriebseinrichtung hat hierauf aufbauend eine Verbandsempfehlung erarbeitet, die Begriffsdefinitionen, wie „Lagerfunktion“ oder „Erschließungsfunktion und Rettungsweg“, enthält (vgl. [53]). Im Zweifel sollte projektbezogen im Sinne der Planungssicherheit eine Abstimmung mit der unteren Bauaufsichtsbehörde über die baurechtliche Einordnung erfolgen.

Für die dach- und wandtragenden Silos sowie für im Freien errichtete Regale ist die Sachlage eindeutig, und eine Einstufung als bauliche Anlage im Sinne der MBO ist klar geregelt. Auch hier gilt: Kann der Standsicherheitsnachweis nicht vollständig auf Grundlage von bauaufsichtlich eingeführten Normen und Regelwerken erfolgen, bedarf es einer abZ oder einer ZiE, wenn experimentell ermittelte Tragfähigkeiten oder Steifigkeiten berücksichtigt werden sollen.

2.2.3 Bemessung von Regaltragwerken auf Basis der europäischen Normung

2.2.3.1 Grundlagen

Die Bemessung von stählernen Regaltragwerken ist aufgrund der komplexen dünnwandigen Querschnitte und den damit einhergehenden Instabilitätserscheinungen eine anspruchsvolle Aufgabe für die planenden Ingenieure. Die weiteren für den Regalbau typischen Besonderheiten, zum Beispiel die nachgiebigen Anschlüsse der Palettenträger, die Systemlochung der Stützen bei höhenverstellbaren Palettenträgern und auch die reduzierte Schubsteifigkeit der Ständerrahmen, lassen eine rein

analytische Bemessung nicht zu. Im Regalbau ist es daher auch heute noch gängige Praxis, auf eine Kombination aus versuchsgestützter und rechnerischer Bemessung zurückzugreifen.

Mit der Überführung der FEM 10.2.02 [R31] in die DIN EN 15512 [R12] ist auf europäischer Ebene eine auf die Spezifikationen des Regalbaus ausgelegte Norm geschaffen worden, die – unbeschadet der zuvor aufgezeigten baurechtlichen Fragestellungen – eine vollständige Bemessung von freistehenden, ortsfesten, verstellbaren **Palettenregalen** im **Grenzzustand der Tragfähigkeit** ermöglicht. **Hochregallager in Silobauweise** sind durch die DIN EN 15512 nicht abgedeckt. Hier sind grundsätzlich die für den Stahlhochbau bauaufsichtlich eingeführten Normen aus dem Eurocode 3 ([R15], [R17] etc.) anzuwenden. Auch wenn die DIN EN 15512 in weiten Teilen an den Eurocode 3 angelehnt ist, differieren die Normen unter anderem bei den anzusetzenden Teilsicherheitsbeiwerten, den Imperfektionen sowie den Abgrenzungskriterien für Berechnungen nach Theorie II. Ordnung. Die nachfolgenden Ausführungen beziehen sich auf die Fassungen der Normen DIN EN 15512 bzw. DIN EN 15620 mit Stand September 2010. Zurzeit wird die europäische Normung für den Regalbau novelliert, und es liegen verschiedene Entwurfsfassungen vor (vgl. [R28], [R29]), die sich inhaltlich in der finalen Abstimmungsphase befinden. Für im Kontext der vorliegenden Arbeit relevante Neuerungen wird an entsprechender Stelle darauf hingewiesen und eingegangen. Ansonsten spiegeln die Ausführungen den im Frühjahr 2020 gültigen Stand der Normung wider.

Für den **Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit** gelten für freistehende Regaltragwerke und Hochregallager in Silobauweise wesentlich höhere Anforderungen als im Hochbau. Entsprechende Regelungen hierzu finden sich in der DIN EN 15620 [R13], sofern nicht projektspezifisch abweichende Festlegungen getroffen werden. Für die bei Hochregallagern in Silobauweise übliche Einstufung in die Regalklasse 100 oder 200 folgen aus [R13] z.B. Verformungsbeschränkungen für die Kopfauslenkungen von einem Tausendstel der Bauhöhe oder zulässige Ausbauchungen von pauschal weniger als 15mm, vgl. Bild 2.17. Bei der Verformungsberechnung dürfen die normativ geregelte Windgeschwindigkeit auf 70 % und damit der Staudruck auf 50 % abgemindert werden. Neben Verformungsbeschränkungen infolge von äußeren Lasten regelt DIN EN 15620 des Weiteren die zulässigen Montagetoleranzen sowie die zulässigen Unebenheiten und Verformungen der Bodenplatten. Auch hier sind vergleichsweise hohe Anforderungen einzuhalten. Die zulässigen Lotabweichungen für Stützen von Regalsystemen der Klasse 100 und 200 betragen zum Beispiel – unabhängig von der Regalhöhe – nur $C_z \leq 15$ mm, was bei üblichen Bauhöhen von Hochregallagern sehr schnell weniger als $H/1000$ stel bedeutet. Mit maximalen Drehwinkeln von $\varphi = 0,50$ mrad sowie zulässigen vertikalen Gesamtverformungen der Bodenplatte von $\delta \leq 1/2.000$ stel der Länge bzw. Breite sind die

Anforderungen für die zumeist angestrebte Einstufung als quasi starre Bodenplatte auch nur mit einer entsprechenden Sorgfalt bei der Planung und Ausführung zu erreichen.

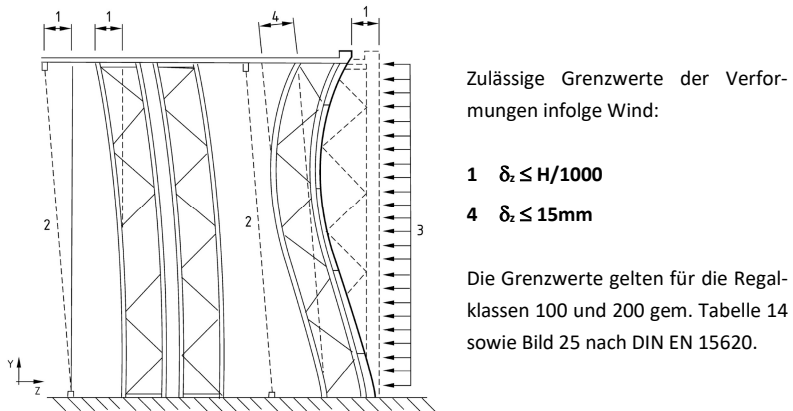


Bild 2.17: Zulässige Windlastverformungen in Querrichtung gem. DIN EN 15620 [R13]

2.2.3.2 Modellbildung und Idealisierung des Tragwerks

Regaltragwerke werden – unabhängig ob freistehend oder in Silobauweise – für die Ermittlung der Beanspruchungen und Verformungen im Allgemeinen auf **zweidimensionale Ersatzsysteme** reduziert. Bei Palettenregalen ist die Zerlegung in ein Längs- und Quersystem aufgrund der regelmäßigen Strukturen sehr einfach vorzunehmen. Die Systeme werden weitestgehend voneinander entkoppelt berechnet. Nur an Schnittstellen, zum Beispiel Stützen von Ständerrahmen, die aus angeschlossenen Längsverbänden zusätzliche Normalkräfte erhalten, müssen die Interaktionen zwischen dem Längs- und Quersystem entsprechend berücksichtigt werden. Vereinfachend werden nur Einflüsse aus Imperfektionen in der Tragwerkebene betrachtet. Mit den auf diesem Weg ermittelten Beanspruchungen und Verformungen können dann die Tragfähigkeits- und Gebrauchstauglichkeitsnachweise geführt werden. Die Regelwerke erlauben grundsätzlich auch die Berechnung von Palettenregalen als dreidimensionale Systeme. Hierbei gestaltet sich die adäquate Berücksichtigung der Imperfektionen ungleich schwieriger als bei den zweidimensionalen Ersatzsystemen. Räumliche Systeme werden daher sehr selten bei der Berechnung von Palettenregalen verwendet. Bei Ein- und Durchfahrregalen kann es jedoch sinnvoll sein, auf räumliche Modelle zurückzugreifen, um die Steifigkeitsverteilung im System realitätsnah erfassen zu können.

Konstruktionsbedingte **Anschlussexzentrizitäten** dürfen bei der Einhaltung der in DIN EN 15512 festgelegten Grenzwerte bei der Stabwerksberechnung unberücksichtigt bleiben. Angaben finden sich zu Exzentrizitäten von Stäben in Längsverbänden (vgl. Bild 11a in DIN EN 15512) sowie für die Fachwerkstäbe in Ständerrahmen und die Anschlüsse von Palettenträgern, vgl. Bild 2.18.

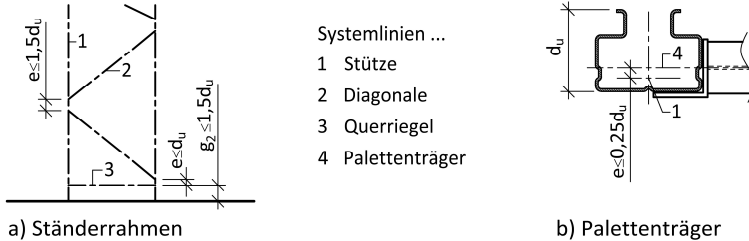


Bild 2.18: Grenzwerte von Anschlussexzentrizitäten gem. DIN 15512, Bild 11 b) und Bild 12

Die schematische Darstellung in Bild 2.18 a) erfasst streng genommen nur die zulässigen Exzentrizitäten von Ständerrahmen mit „Einzelschlüssen“ entsprechend Bild 2.12 c). Ob die Grenzwerte sinngemäß auch auf Anschlusskonfigurationen übertragen werden können, bei denen jeweils zwei Fachwerkstreben mit nur einer Schraube angeschlossen werden (z. B. „Lippe an Lippe“), geht aus dem Text der Norm nicht hervor. Für Ω -förmige Stützenquerschnitte beträgt die übliche Bauhöhe mindestens 70 bis 80 mm, sodass für einen sehr großen Teil der am Markt befindlichen Ständerrahmen die Grenzwerte für die zulässigen Anschlussexzentrizitäten nach Bild 2.18 a) eingehalten sind. Bei den Palettenträgeranschlüssen mit Einhakenverbindungen werden die zulässigen Exzentrizitäten von $0,25d_u$ in der Regel nicht überschritten. Dennoch wird in DIN EN 15512 in der Anmerkung zu Bild 12 explizit darauf hingewiesen, dass bei Einhakenverbindungen, die in den Stützenflansch einbinden, die Exzentrizität bei der Bemessung der Stütze berücksichtigt werden sollte. Angaben zu Grenzwerten von Exzentrizitäten senkrecht zur Ständerrahmenebene, wie sie bei der Anschlusskonfiguration „Lippe an Lippe“ konstruktionsbedingt gegeben sind (vgl. Bild 2.12 a)), finden sich in DIN EN 15512 nicht. Gleiches gilt für die Berücksichtigung von Torsionseinflüssen bei Stützen. Regelungen zur Erfassung von Torsionseinflüssen sind in DIN EN 15512 nur in Abschnitt 9.6 im Kontext der Bemessung von Palettenträgern vorhanden.

Von den aufgezeigten Regelungen aus der DIN EN 15512 wird häufig auch bei der Modellbildung für Hochregallager in Silobauweise Gebrauch gemacht, auch wenn für den Stahlhochbau in Kapitel 2.7 der DIN EN 1993-1-8 [R19] eigentlich festgelegt ist, dass Exzentrizitäten in Knotenpunkten in der Regel zu berücksichtigen sind.

Wird hiervon abgewichen, setzt dies voraus, dass mit dem gewählten Tragwerksmodell die zu betrachtenden Grenzzustände entsprechend Kapitel 5.1.1 der DIN EN 1990 [R14] ausreichend genau erfasst werden. Diesem Aspekt wird in Kapitel 4.4.4 im Rahmen von Sensitivitätsstudien noch genauer nachgegangen. Unter der Voraussetzung, dass die Anschlusszentritäten den Grenzwerten nach DIN EN 15512 genügen, die Torsionseinflüsse vernachlässigbar klein sind und die Tragwerksmodelle die betrachteten Grenzzustände hinreichend genau erfassen, können Regaltragwerke, wie exemplarisch in Bild 2.19 und Bild 2.20 für ein Hochregallager in Silobauweise dargestellt, in zweidimensionale ebene Ersatzsysteme zerlegt werden.

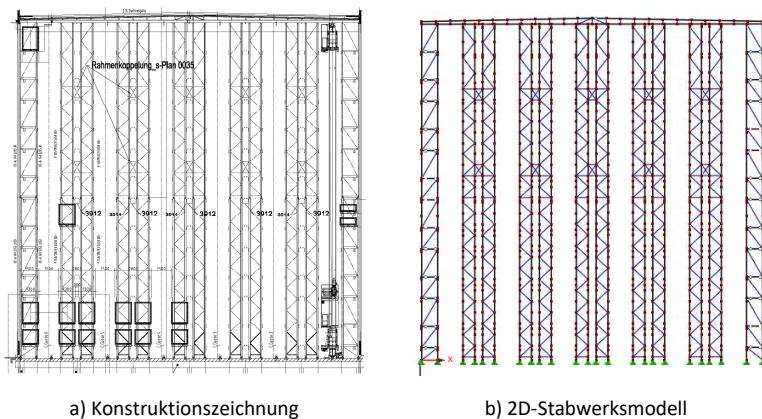


Bild 2.19: Beispiel für das Quersystem eines Hochregallagers in Silobauweise und das zugehörige 2D-Stabwerksmodell

Für die realitätsnahe Erfassung des Trag- und Verformungsverhaltens müssen basierend auf Bauteilversuchen die Schubsteifigkeiten der Ständerrahmen sowie die Anschlusssteifigkeiten der Palettenträger und der Regalfußpunkte ermittelt werden. Für eine Berechnung der Schub- und Anschlusssteifigkeiten fehlen derzeit geschlossene analytische Ansätze. Nur für den Fall, dass die lokalen Anschlussverformungen bei den Ständerrahmen vernachlässigbar klein sind, darf nach DIN EN 15512 Anhang G die Schubsteifigkeit mithilfe der Theorie von *Timoshenko* bestimmt werden. Bei der heute üblichen Bauweise kann zumeist nicht von vernachlässigbaren lokalen Anschlussverformungen ausgegangen werden, sodass die Durchführung von Rahmenschubversuchen obligatorisch ist. Auf die Darstellung der in Anhang A der DIN EN 15512 geregelten Bauteilversuche und deren Durchführung wird an dieser Stelle verzichtet. Nur dem Rahmenschubversuch wird in Kapitel 2.2.5 noch besondere Aufmerksamkeit geschenkt.

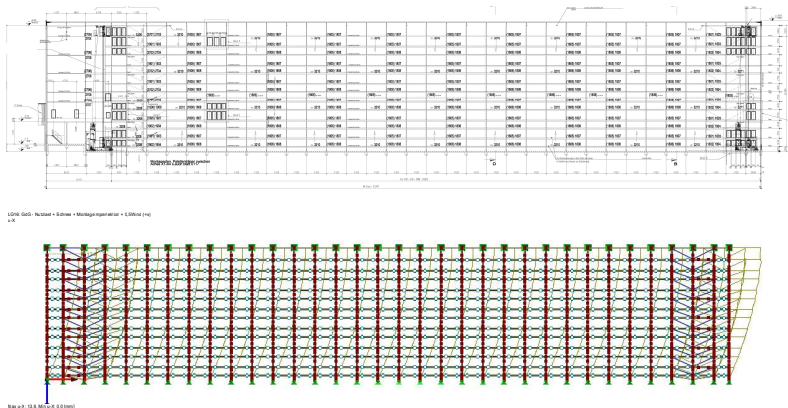


Bild 2.20: Beispiel für das Längssystem eines Hochregallagers in Silobauweise und das zugehörige 2D-Stubwerksmodell

Aus dem Rahmens Schubversuch wird in der Regel auf eine reduzierte Querschnittsfläche der Diagonalen oder eine äquivalente Wegfeder zurückgerechnet, über die die „Schubweichheit“ erfasst wird. Der Schlupf bleibt bei der Auswertung der Rahmens Schubversuche außen vor, sodass Verformungsanteile aus dem möglichen Schlupf in den Stabwerksberechnungen zum Quersystem nicht enthalten sind. Mit der anstehenden Novellierung der DIN EN 15512 werden sich hier voraussichtlich Änderungen ergeben. Der Einfluss von Schlupf ist nach [R29] entweder über mindestens bilineare Federkennlinien oder unter Berücksichtigung der Verformungsanteile aus Schlupf abgeleitete reduzierte Querschnittsflächen – sowohl im Grenzzustand der Tragfähigkeit als auch Gebrauchstauglichkeit – zu erfassen. Alternativ können auch geometrische Ersatzimperfectionen verwendet werden, um den Einfluss von Schlupf zu berücksichtigen. Dieses Vorgehen ist vergleichbar mit Ansätzen für die Nachgiebigkeiten von Palettenträgeranschlüssen, bei denen schon jetzt das Anschlussspiel experimentell ermittelt wird und entweder in Form einer nichtlinearen Federkennlinie oder einer zusätzlichen geometrischen Ersatzimperfection in die Berechnungen eingebunden wird. Es ist anzumerken, dass für Hochregallager in Silobauweise die Versuche zur Ermittlung der Steifigkeiten der Palettenträgeranschlüsse und der Regalfußpunkte von untergeordneter Bedeutung sind, weil die Systeme aufgrund der hohen Windlasten durch Längsverbände ausgesteift werden.

2.2.3.3 Tragwerksberechnung und Nachweisführung

Mit dem idealisierten Tragwerk werden die Beanspruchungen der Regalbauteile für die Tragfähigkeitsnachweise ermittelt. Dabei ist eine Berechnung nach **Theorie II. Ordnung** erforderlich, es sei denn, das Verhältnis der einwirkenden Beanspruchung zur maßgebenden Verzweigungslast des Systems genügt dem Grenzkriterium:

$$\frac{F_{Ed}}{F_{cr}} \leq 0,1 \quad \text{mit:} \quad \begin{array}{ll} F_{Ed} & \text{einwirkende Beanspruchung} \\ & \text{(Bemessungswert)} \\ F_{cr} & \text{Verzweigungslast} \end{array} \quad (2.1)$$

Das Abgrenzungskriterium für die Anwendbarkeit einer Berechnung nach Theorie I. Ordnung findet sich gleichermaßen in der DIN EN 15512 (Kapitel 10.3.3) und DIN EN 1993-1-1 (Kapitel 5.2.1). Allerdings erlaubt DIN EN 15512 aufgrund der strengeren Toleranzen und der sehr regelmäßigen Systeme ein zweistufiges Vorgehen bei der Berücksichtigung von Einflüssen aus Theorie II. Ordnung:

$$0,1 < \frac{F_{Ed}}{F_{cr}} \leq 0,3 \quad \text{„Stufe 2 Berechnungen“} \quad (2.2)$$

$$\frac{F_{Ed}}{F_{cr}} > 0,3 \quad \text{„Stufe 1 Berechnungen“} \quad (2.3)$$

Bei einer „Stufe 2 Berechnung“ dürfen die Einflüsse aus Theorie II. Ordnung indirekt über Vergrößerungsfaktoren oder über Näherungsverfahren nach Anhang B oder C für Längssysteme bzw. Anhang G für Quersysteme erfasst werden. Bei der Ermittlung der Verzweigungslasten von Ständerrahmen muss entsprechend der Ausführung in Anhang G der Einfluss der Schubsteifigkeit auf geeignete Weise berücksichtigt werden. Dabei wird in G.3 ausdrücklich darauf hingewiesen, dass Rahmenschubversuche durchzuführen sind, wenn eine zuverlässige Berechnung der Schubsteifigkeit nicht möglich ist.

Greift das Grenzkriterium nach Gleichung (2.2) nicht oder handelt es sich um ein Hochregallager in Silobauweise, ist für den Nachweis einer ausreichenden Stabilität des Gesamtsystems eine Berechnung nach Theorie II. Ordnung unter Ansatz der globalen Imperfektionen durchzuführen. Für die Einzelstäbe des Regalsystems sind die Stabilitätsnachweise an herausgelösten Stäben als Biege(drill)knicknachweise nach dem Ersatzstabverfahren zu führen. Bei allen Berechnungen am Gesamtsystem sind die Einflüsse von nachgiebigen Anschlüssen und aus der reduzierten Schubsteifigkeit der Ständerrahmen zu erfassen. *Brune et al.* [12] weisen in diesem Zusammenhang zudem auf den Kommentar von *Kuhlmann* und *Zizza* aus [50] hin,

nach dem die Schnittgrößermittlung im Grenzzustand der Tragfähigkeit für stabilitätsgefährdete Systeme mit einer reduzierten Biegesteifigkeit EI_d erfolgen sollte. Für die Abminderung wird in Analogie zum bekannten Vorgehen nach DIN 18800-2 [R5] eine Division mit $\gamma_M = 1,10$ vorgeschlagen.

Bei der Berechnung des Gesamtsystems nach Theorie II. Ordnung sind die **globalen Imperfektionen** zu berücksichtigen. Dies kann entweder über eine Schiefstellung der Stützen oder durch äquivalente Ersatzlasten geschehen. Die Stützenschiefstellungen sind in DIN EN 15512 in Abhängigkeit von der maximalen Montagetoleranz – in Abschnitt 8.5.7.2 mit $H/350$ festgelegt – wie folgt formuliert:

$$\text{Nicht ausgesteifte Systeme:} \quad \phi = \phi_s + \phi_l \geq 1/500 \quad (2.4)$$

mit: $\phi_s = 1/350$ Anteil aus der Montagetoleranz

ϕ_l Spiel im Trägeranschluss

$$\text{Ausgesteifte Systeme:} \quad \phi = \sqrt{\left(\frac{1}{2} + \frac{1}{n_f}\right)} \cdot 2\phi_s \begin{cases} \geq 1/500 \\ \leq 2 \cdot \phi_s \end{cases} \quad (2.5)$$

mit: n_f Anzahl der miteinander verbundenen Ständerrahmen

$\phi_s = 1/350$ Montagetoleranz, s. o.

Aufgrund der höheren Anforderungen an die Montagetoleranzen im Regalbau erlaubt DIN EN 15512 mit $\phi_s = 1/350$ einen deutlich kleineren Ausgangswert für die Anfangsschiefstellung als DIN EN 1993-1-1 ($\phi_0 = 1/200$). Allerdings werden auch keine von der Höhe abhängige Abminderungen zugelassen. Positiv hervorzuheben ist die direkte Einbindung des Anschlussspiels in die Imperfektionsansätze für nicht ausgesteifte Systeme in Gleichung (2.4). Dieser Ansatz wird in den Entwürfen für die Neufassung der DIN EN 15512 auch auf die Imperfektionen für ausgesteifte Quersysteme angewandt. Dies geschieht in enger Anbindung an die Modifikationen bei der Durchführung und Auswertung der Rahmenschubversuche (vgl. Kapitel 2.2.5). Die in E DIN EN 15512 [R29] gewählten Formulierungen orientieren sich dabei mehr an der Grundnorm DIN EN 1993-1-1 als an der aktuellen Fassung von September 2010. Des Weiteren ist eine Differenzierung der Imperfektionsansätze für den Nachweis im Grenzzustand der Tragfähigkeit bzw. Gebrauchstauglichkeit eingeführt worden. Für die im Kontext der vorliegenden Arbeit relevanten Quersysteme sind nach Tabelle 6 aus [R29] folgende Imperfektionen anzusetzen:

Grenzzustand der Tragfähigkeit (uls):
$$\phi_{uls} = \underbrace{\phi_0 \cdot \alpha_h \cdot \alpha_{ca}}_{\geq 1/500} + \phi_{l,fr} \quad (2.6)$$

Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit (sls):
$$\phi_{sls} = \phi_s + \phi_{l,fr} \quad (2.7)$$

mit: $\phi_0 = 2/3\phi_s$

als Grundwert der Schiefstellung

ϕ_s

Montage-Lotabweichung nach DIN EN 15620

$\alpha_h = 1,0$

„Abminderungsfaktor“ für die Stützhöhe

$$\alpha_{ca} = \sqrt{\left(\frac{1}{2} \cdot \left(1 + \frac{1}{n_{da}}\right)\right)}$$

Abminderungsfaktor für die Anzahl n_{da} der miteinander verbundenen Ständerahmen in Gangquerrichtung

$\phi_{l,fr}$

Spiel der Rahmenaussteifung, entweder aus Rahmenschubversuch oder analytisch nach Anhang D in E DIN EN 15512

Der Einfluss der unterschiedlichen Imperfektionsansätze sowie die Einbindung der schlupfbedingten Verformungen werden in der vorliegenden Arbeit aufgegriffen und untersucht. In diesem Zusammenhang ist noch anzumerken, dass die Imperfektionsansätze nach Gleichung (2.4) bis (2.7) im Vergleich zu den Vorgaben aus DIN EN 1993-1-1 in der Regel zu geringeren Schiefstellungen führen. Insofern ist bei der Silobauweise auf die Imperfektionsansätze aus der DIN EN 1993-1-1 zurückzugreifen.

Bei der Bemessung von Regaltragwerken stellen die eingelagerten Waren die maßgebende **veränderliche Einwirkung** dar. Das Konstruktionseigengewicht sowie Ausbaulasten, zum Beispiel Versorgungsleitungen, Sprinkleranlagen etc., sind in Relation zu dem Gewicht der eingelagerten Waren sehr gering, insbesondere wenn es sich um Regaltragwerke aus dünnwandigen, kaltgeformten Stahlprofilen handelt. Die Palettenlasten sind stark von der Art und Beschaffenheit der einzulagernden Waren abhängig und können nach [99] auch Werte von 1.000 bis 1.500 kg je Palette erreichen. Die für die Regalbemessung anzusetzenden Palettenlasten werden in der Regel projektspezifisch in Abstimmung mit den Bauherren festgelegt. Das Ein- und Auslagern der Paletten kann zusätzliche vertikal oder horizontal gerichtete Lasten verursachen, die bei der Auslegung der Regaltragwerke zu berücksichtigen sind. Im Regalbau werden diese Lasten als Beschickungslasten bezeichnet. Die anzusetzende Ersatzlast hängt von der Bauhöhe des Regals und der Betriebsart ab. Bei mit

Gabelstaplern betriebenen Lagern sind die Beschickungslasten größer als bei Einsatz von vollautomatisch betriebenen Regalbediengeräten. Wird ein Regal mit einem Regalbediengerät betrieben, haben diese üblicherweise eine horizontale Führung in Höhe des Regalkopfes. Ist die Führungsschiene mit dem Regaltragwerk verbunden, müssen senkrecht zur Führungsschiene wirkende Ersatzlasten aus dem Betrieb des Regalbediengerätes berücksichtigt werden. Die Größe der Ersatzlast Q_h ist von dem Hersteller anzugeben. Da mit steigender Anzahl der Regalbediengeräte die Wahrscheinlichkeit sinkt, dass die horizontalen Lasten gleichzeitig in einer Ebene wirken, wird die Ersatzlast in DIN EN 15512 gestaffelt. Ab dem fünften Regalbediengerät wird die obere Grenze erreicht und die horizontale Last auf $Q_{h,t} = 3Q_h$ beschränkt. Ein besonderes Augenmerk muss auf die Lasten aus den Regalbediengeräten gelegt werden, wenn diese zum Beispiel mehr als einen Gang bedienen und für den Gangwechsel Kurvenfahrten erforderlich werden. Die hieraus resultierenden Beanspruchungen für das Regal können erheblich größer ausfallen als die horizontale Ersatzlast Q_h . Sowohl die Beschickungslasten als auch die Lasten aus dem Betrieb der Regalbediengeräte sind als veränderliche Einwirkungen einzustufen. Als **außergewöhnliche Einwirkungen** sind in DIN EN 15512 Beanspruchungen aus dem Ein- und Auslagern der Ladeeinheiten vorgesehen, die deutlich über die normalen Beschickungslasten hinausgehen. In vertikaler Richtung müssen die Palettenträgeranschlüsse für abhebende Lasten von bis zu $A_{pv} = 5,0$ kN (Betrieb mit Gabelstapler) nachgewiesen werden. Dies erfolgt in der Regel über einen Bauteilversuch und muss nicht innerhalb der eigentlichen Tragwerksberechnung berücksichtigt werden. Des Weiteren sind außergewöhnliche horizontale Lasten in Gangquer- und Ganglängsrichtung vorgesehen, die bei Staplerbetrieb bis zu $A_{ph} = 2,5$ kN betragen und auf einer Höhe von 0,4 m über dem Boden wirkend anzusetzen sind. Mit diesem Belastungsansatz wird der direkte Anprall eines Gabelstaplers an die Regalkonstruktion nicht abgedeckt, daher verlangt DIN EN 15512 konstruktive Sicherungsmaßnahmen, wie einen auf dem Boden verankerten Prallschutz bei den Eckstützen. Werden Regale im Freien aufgestellt oder bilden sie bei der Silobauweise auch die Tragkonstruktion der Gebäudehülle, müssen sowohl **Schnee als auch Wind** als veränderliche Einwirkungen bei der Bemessung erfasst werden. Die DIN EN 15512 verweist hier – ebenso wie bei den **Erdbebeneinwirkungen** – auf die zugehörigen nationalen Normen.

Im Hinblick auf die **Kombination von Einwirkungen** weichen die Vorgaben in der DIN EN 15512 von den Regelungen im Stahlhochbau ab. Auf die Verwendung von Kombinationsbeiwerten wird in DIN EN 15512 verzichtet. Wenn mehr als eine veränderliche Einwirkung zu berücksichtigen ist, werden die veränderlichen Einwirkungen pauschal mit dem Faktor 0,9 abgemindert. Die pauschale Abminderung darf nicht bei außergewöhnlichen Einwirkungskombinationen in Rechnung

gestellt werden. Für die veränderlichen Lasten aus den eingelagerten Waren und auch für die Beschickungslasten sieht DIN EN 15512 mit $\gamma_Q = 1,40$ einen reduzierten **Teilsicherheitsbeiwert** für die Bemessung der Konstruktion im Grenzzustand der Tragfähigkeit vor. Werden bei einem voll automatisiert betriebenen Regalsystem alle Paletten vor dem Einlagern gewogen und zu schwere Paletten abgewiesen, darf der Teilsicherheitsbeiwert bis auf $\gamma_Q = 1,30$ abgemindert werden. Die reduzierten Teilsicherheitsbeiwerte werden mit den geringeren Streuungen der Nutzlasten im Vergleich zu den Nutzlasten im Hochbau begründet. Auch bei den Konstruktionseigengewichten erlaubt DIN EN 15512 mit $\gamma_G = 1,30$ einen kleineren Teilsicherheitsbeiwert. Bei Silobauwerken greifen die Kombinationsvorschriften und die Teilsicherheitsbeiwerte aus DIN EN 15512 nicht, hier müssen die im Hochbau üblichen Regelungen angewendet werden. *Brune et al.* [12] merken in diesem Kontext an, dass das Vorgehen gem. DIN EN 15512 nicht das gleiche Sicherheitsniveau erreicht wie bei der Anwendung der DIN EN 1990. Des Weiteren ist nochmals auf den Umstand hinzuweisen, dass die DIN EN 15512 in Deutschland nicht bauaufsichtlich eingeführt wurde, sodass in [13] empfohlen wird, eine frühzeitige Abstimmung zwischen dem Aufsteller, dem Bauherren / Betreiber und den Bauaufsichtsbehörden und Prüfinstanzen herbeizuführen.

Wie in Kapitel 2.1.2 ausführlich dargestellt, werden für den Bau von Regaltragwerken aufgrund des geringen Eigengewichtes gepaart mit hohen Tragfähigkeiten überwiegend kaltgeformte, dünnwandige Stahlprofile eingesetzt. Die Querschnitte bestehen aus ebenen Blechelementen, die zusätzlich durch Sicken oder Lippen versteift sein können. Beispiele für typische kaltgeformte, dünnwandige Stahlprofile für verschiedene Anwendungszwecke zeigt Bild 2.21. Die für den Regalbau nicht gebräuchlichen Profile sind grau dargestellt. Bedingt durch den Herstellprozess ist die Blechdicke über den gesamten Querschnitt konstant und bezogen auf die Breite der Blechelemente zumeist kleiner als bei klassischen, warmgewalzten Stahlprofilen. Es liegt in der Natur dünnwandiger Querschnitte, dass deren Tragfähigkeit bei Druck- und Biegebeanspruchungen nicht nur von globalen Instabilitätserscheinungen, wie dem Knicken oder Biege(drill)knicken, sondern auch von lokalen Instabilitätserscheinungen, wie dem Plattenbeulen oder der Forminstabilität („Lippenknicken“), beeinflusst wird. Überlagern sich Einflüsse von lokalen und globalen Instabilitätserscheinungen, liegt ein Gesamtstabilitätsproblem vor. Bei Regaltragwerken ist dies häufig bei der Bemessung der druckbeanspruchten Stützen, aber unter Umständen auch bei den Ausfachungen der Ständerrahmen oder den Palettenträgern zu berücksichtigen. Im Regalbau wird die Bemessung der dünnwandigen Querschnitte zudem durch die bei Stützen häufig zur Ausführung kommende Systemlochung oder auch durch die nachgiebigen Anschlüsse zusätzlich erschwert bzw. erfordert zwingend ergänzende Bauteilversuche. *Brune et al.* widmen sich in

[12] sehr ausführlich der Thematik und ziehen Vergleiche zwischen der für den Hochbau anzuwendenden DIN EN 1993-1-3 [R17] und der DIN EN 15512 [R12], in der die Bemessung von Palettenregalen geregelt ist. *Brune et al.* gehen dabei auch auf die theoretischen Hintergründe ein und berichten über Forschungsarbeiten aus der jüngeren Vergangenheit, die sich mit der Tragfähigkeit von dünnwandigen Querschnitten allgemein (vgl. u. a. [11], [13], [43]) und mit Bauteilen aus dem Regalbau im Speziellen (vgl. u. a. [107], [14]) befasst haben.

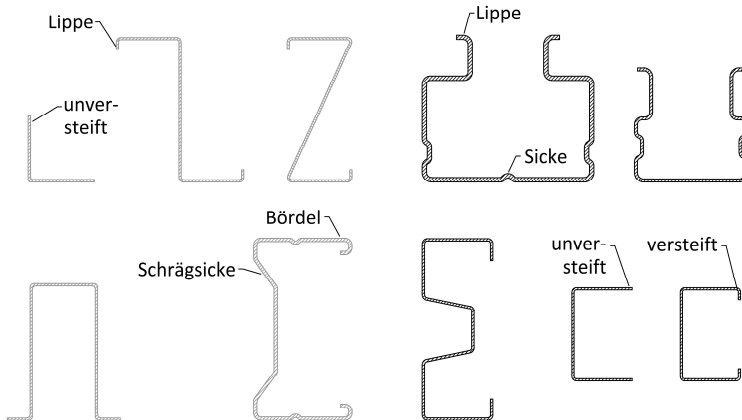


Bild 2.21: Beispiel von typischen dünnwandigen, kaltgeformten Stahlprofilen

Auch wenn in der vorliegenden Arbeit noch auf für den Regalbau typische Fragestellungen, zum Beispiel zur effektiven Querschnittsfläche und Biegesteifigkeit von Stützen mit Systemlochungen, Bezug genommen wird, wird an dieser Stelle mit dem Verweis auf [12] auf weitere Ausführungen zur Bemessung von Regaltragwerken verzichtet.

2.2.4 Analytische Ermittlung der Schubsteifigkeit

Für die nachfolgenden Erläuterungen zur analytischen Ermittlung der Schubsteifigkeit ist zunächst die grundlegende Definition des Begriffes erforderlich, da hierauf immer wieder zurückgegriffen wird:

Die Schubsteifigkeit S_D kann allgemein als die Querkraft V interpretiert werden, die in einem System eine Schubverzerrung mit dem Gleitwinkel $\gamma = „1“$ erzeugt.

Bei klassischen Stahlbauprofilen mit I-förmigen Querschnitten erfolgt der Abtrag der Querkraft über die Stegbleche. Sofern keine größeren Aussparungen oder Öffnungen die Stegbleche schwächen, kann der Einfluss der Schubverformungen unberücksichtigt bleiben. Dies zeigt auch das Diagramm in Bild 2.22 anhand der über dem Verhältnis l/h dargestellten Anteile der Biege- und Schubverformungen eines Kragarms mit einer Einzellast am freien Ende.

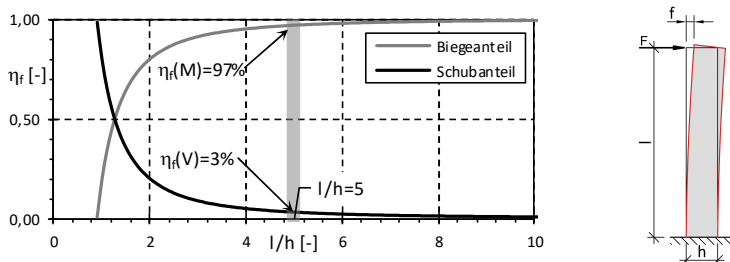


Bild 2.22: Anteilige Biege- und Schubverformungen für einen Kragarm mit Rechteckquerschnitt in Abhängigkeit von dem Verhältnis l/h

Die dargestellten Verformungsanteile lassen sich nach [37] mithilfe der Gleichung (2.8) bestimmen. Der zweite Summand in der Klammer stellt die zusätzlichen Verformungsanteile aus der Querkraft dar.

$$f(l) = \frac{F \cdot l^3}{3EI} \cdot \left[1 + \frac{6 \cdot (1 + \nu)}{\kappa} \cdot \frac{l^2}{l^2} \right] \quad (2.8)$$

Für einen stählernen Rechteckquerschnitt ($\kappa = 5/6$ und $\nu = 0,3$) folgt für eine Kragarmlänge von $l = 5h$ aus Gleichung (2.8) bereits ein Schubanteil von weniger $\eta_f(V) \approx 3\%$, und für $l = 10h$ fällt der Schubanteil auf weniger als 1% ab. Im Gegensatz dazu verhalten sich in einzelne Stäbe aufgelöste Systeme wesentlich schubweicher, und die Schubverformungen sind aufgrund der zusätzlichen Effekte aus der Theorie II. Ordnung nicht mehr vernachlässigbar, vgl. Bild 2.23 a) und b). Wird ein in einzelne Stäbe aufgelöstes System für die Ermittlung der Beanspruchungen und Verformungen detailliert als Fachwerk abgebildet, wird die Schubweichheit implizit erfasst. Erfolgt die Berechnung zum Beispiel für einen druckbeanspruchten, fachwerkartigen Gitterstab an einem vereinfachten Ersatzsystem, wie in Bild 2.23 c) dargestellt, muss ein geeigneter Ansatz zur Berücksichtigung der Schubweichheit gewählt werden.

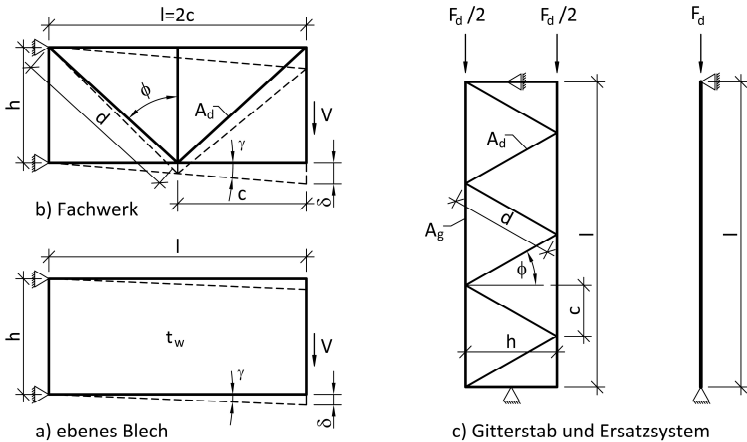


Bild 2.23: Schubverformungen bei ebenen Blechen und Fachwerken sowie Gitterstab mit Ersatzsystem (Bezeichnung der Geometrieparameter nach [21])

Die Grundlagen hierfür hat *Engesser* bereits im Jahr 1891 geschaffen (vgl. [21]), als er sich mit der Knickfestigkeit gerader Stäbe und dem Einfluss der Schubkräfte auf die Verzweigungslasten befasst hat. *Engesser* hat zunächst aufgezeigt, dass bei klassischen I-förmigen Stahlprofilen die Schubverformungen einen vernachlässigbar kleinen Einfluss auf die Knickfestigkeit haben. Im Anschluss hat er seine Untersuchungen auf die Knicktragfähigkeit von Gitterstäben erweitert, für die sich nach [21] die Verzweigungslast F_{cr} unter Verwendung der in Bild 2.23 c) dargestellten Bezeichnungen wie folgt bestimmen lässt:

$$F_{cr} = \frac{\pi^2 \cdot E A_g \cdot h^2}{2 \cdot l^2} \cdot \frac{1}{1 + \frac{\pi^2 \cdot A_g \cdot d^3}{2 \cdot l^2 \cdot A_d \cdot c}} \quad (2.9)$$

Der erste Faktor in Gleichung (2.9) beinhaltet die Verzweigungslast nach *Euler* für das allein aus den Steineranteilen der Fachwerkgurte ermittelte Flächenträgheitsmoment. Der zweite Faktor erfasst den Einfluss der Verformungen infolge der Querkräfte. *Engesser* setzt dabei voraus, dass es sich um ein ideales Fachwerk ohne Nachgiebigkeiten in den Anschlusspunkten handelt und sich die Verformungen infolge der Querkraft allein durch die Längenänderung der Füllstäbe bestimmen lassen. Für dehnstarre Füllstäbe $A_d \rightarrow \infty$ strebt der zweite Faktor gegen den Wert eins, und die Gleichung (2.9) geht in die bekannte Bestimmungsgleichung der Verzweigungslast für einen schubstarreren Querschnitt über. Bei der Herleitung der

Gleichung (2.9) hat *Engesser* die Formänderung δ infolge der Querkraft nach Gleichung (2.10) berücksichtigt und damit die Grundlage zur analytischen Bestimmung der Schubsteifigkeit geschaffen.

$$\Rightarrow \delta = \frac{V}{EA_d} \cdot \frac{d^3}{h^2 \cdot c} \quad (2.10)$$

Mit den Winkelbeziehungen $\sin\phi = c/d$ und $\cos\phi = h/d$ sowie $\gamma = \delta/c$ lässt sich die Gleichung (2.10) auf Basis der allgemeinen Definition der Schubsteifigkeit S_D in die aus der Fachliteratur und Normung bekannte Gleichung (2.11) für D-Fachwerke überführen. Dabei wird nur der Anteil der axialen Verformungen der Diagonalen berücksichtigt. Die an beiden Enden vorhandenen Pfosten in D-Fachwerken werden nicht gesondert erfasst. Dies setzt voraus, dass es sich um regelmäßige Fachwerke mit einer im Verhältnis zur Länge l kleinen Fachwerktiefe h handelt. Mit dieser Vorgabe wird sichergestellt, dass das Verschmieren der Steifigkeit der einzelnen Füllstäbe zu einem Kontinuum hinreichend genau ist und der Einfluss der Endpfosten auf die Schubsteifigkeit als vernachlässigbar eingestuft werden kann. Für die Schubsteifigkeit S_D ergibt sich somit:

$$\text{D-Fachwerke:} \quad S_D = EA_d \cdot \sin\phi \cdot \cos^2\phi \quad (2.11)$$

Bei Z-Fachwerken sind in jedem Aussteifungsfeld Diagonalen und Pfosten am Lastabtrag beteiligt. Folglich müssen die Verformungsanteile beider Komponenten bei der Herleitung der Schubsteifigkeit erfasst werden. Dies kann nach dem gleichen Grundprinzip wie bei D-Fachwerken erfolgen und führt zu der ebenfalls bekannten Gleichung (2.12).

$$\text{Z-Fachwerk:} \quad S_D = \left(\underbrace{\frac{1}{EA_d \cdot \sin\phi \cdot \cos^2\phi}}_{\text{Diagonalen}} + \underbrace{\frac{1}{EA_h \cdot \tan\phi}}_{\text{Pfosten}} \right)^{-1} \quad (2.12)$$

Auf eine detaillierte Darstellung der Herleitungen wird an dieser Stelle verzichtet, da dies in Kapitel 5.3 im Kontext der analytischen Modellbildung erfolgt, um bei der Einbindung von weiteren Verformungsanteilen hierauf aufbauen zu können. Bei allen weiteren Ausführungen und Herleitungen zur Schubsteifigkeit wird – abweichend von *Engesser* – auf die Definition der Geometrieparameter nach Bild 2.24 zurückgegriffen.

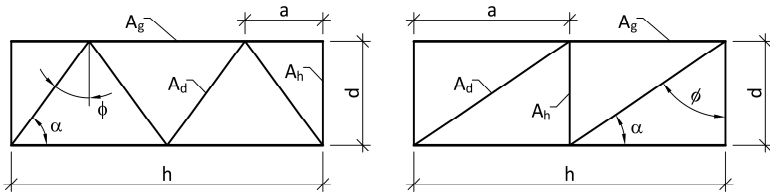


Bild 2.24: Geometrieparameter für D- und Z-Fachwerke in Anlehnung an DIN EN 15512

Die Arbeiten von *Engesser* finden sich in vielen Fachbüchern, zum Beispiel in *Petersens* „Statik und Stabilität der Baukonstruktionen“ [72] oder *Timoshenkos* und *Geres* „Theory of Elastic Stability“ [100], wieder. Da sich insbesondere *Timoshenko* Anfang des 20. Jahrhunderts sehr intensiv mit diesen Fragestellungen auseinandergesetzt hat und [100] ein stetig fortgeschriebenes Standardwerk darstellt, hat sich die Begrifflichkeit der **Schubtheorie von Timoshenko** etabliert. Die Schubtheorie von *Timoshenko* hat auch Eingang in die Stahlbaunormung gefunden. In der aktuellen Fassung der DIN EN 1993-1-1 [R15] ist sie sich unter dem Oberbegriff *Mehrteilige Bauteile* in den Normtext eingebunden worden. Unter diesem Oberbegriff werden Gitter- und Rahmenstützen zusammengefasst, die in der Vergangenheit häufig als sehr materialsparende Konstruktionen zum Einsatz kamen. In der heutigen Zeit werden Gitter- und Rahmenstäbe im klassischen Stahlbau immer seltener eingesetzt, da die Fertigung arbeitsintensiv ist und entsprechend hohe Lohnkosten mit sich bringt. Für Anwendungen, wie den Bau von Freileitungsmasten, fliegende Bauten, Traggerüsten, Krane und auch im Regalbau, überwiegen jedoch die Vorteile des geringen Eigengewichtes von Gitter- und Rahmenstäben, sodass auch heute noch diese Bauweise sehr häufig anzutreffen ist.

In der Regel werden die Systeme mittlerweile detailliert als Fachwerke in der EDV abgebildet, was die Verwendung von schubweichen Ersatzstäben entbehrlich macht. Dies ist aber nur dann richtig, wenn das zu bemessende Tragwerk durch ein ideales Fachwerk beschrieben werden kann. Exzentrizitäten, lokale Verformungen in den Anschlusspunkten oder auch Schlupf in den Verbindungsmitteln dürfen die Schubsteifigkeit nicht weiter herabsetzen oder müssen auf geeignete Weise erfasst werden. In den zurückgezogenen nationalen Stahlbaunormen, wie der DIN 18800-2 [R5], wurde im Gegensatz zur DIN EN 1993-1-1 [R15] hierauf noch explizit aufmerksam gemacht. In DIN 18800-2 wird in dem Kontext auf die Arbeiten von *Ramm* und *Uhlmann* verwiesen, die in [74] Möglichkeiten aufzeigen, wie elastische Anschlussverformungen in die Gleichungen (2.11) und (2.12) eingebunden werden können. Mit der Annahme, dass die Nachgiebigkeiten in den Anschlüssen in Richtung Achsen der Diagonalen orientiert sind und sich diese durch eine

Federsteifigkeit k_A und die Stabkraft der Diagonalen N_D bestimmen lassen, kann der Gleitwinkel γ bzw. die Schubsteifigkeit S_D analog zu dem Vorgehen von *Engesser* in [21] bestimmt werden. Das Konzept von *Ramm* und *Uhlmann* wird auch bei der Entwicklung des analytischen Bemessungsmodells in Kapitel 5 angewendet. Es kann aber zum Einsatz kommen, wenn ein Gitterstab mit nicht vernachlässigbaren lokalen Anschlussverformungen als ideales Fachwerk mit der EDV berechnet und bemessen werden soll. In dem Fall kann aus der anteiligen Schubsteifigkeit infolge der lokalen Anschlussverformungen auf eine äquivalente Querschnittsfläche A_d der Diagonalen bzw. auf eine Anschlussfedersteifigkeit k_{eq} zurückgerechnet werden, mit der eine realitätsnahe Berechnung des Stabwerks unter Berücksichtigung aller Nachgiebigkeiten erfolgen kann. Dieses Vorgehen setzt voraus, dass alle die Schubsteifigkeit beeinflussenden Verformungen identifiziert sind und analytisch beschrieben werden können. Für die klassischen Ständerrahmen im Regalbau ist dies bekanntermaßen nicht gegeben. Eine realitätsnahe rechnerische Bestimmung der Schubsteifigkeit ist zurzeit nicht möglich. Es ist daher auch heute noch üblich, die Schubsteifigkeit der Ständerrahmen experimentell zu bestimmen und aus den gemessenen Auslenkungen auf die Schubsteifigkeit bzw. eine äquivalente Querschnittsfläche für die Diagonalen und Pfosten zurückzuschließen, mit der dann die Bemessung der Regaltragwerke erfolgt.

2.2.5 Experimentelle Ermittlung der Schubsteifigkeit

Wie im vorhergehenden Abschnitt dargelegt, ist eine rein analytische Bestimmung der Schubsteifigkeit von Ständerrahmen im Regalbau zurzeit nicht möglich. Aufgrund der in der Regel zum Einsatz kommenden dünnwandigen, kaltgeformten Stahlprofile und der Fügetechnik mit einfachen Schraubverbindungen haben neben den axialen Dehnungen der Füllstäbe auch die sich einstellenden lokalen Anschlussverformungen einen Einfluss auf die Schubsteifigkeit. Die Randbedingungen für die Anwendung der Gleichungen aus der Schubtheorie von *Timoshenko* sind hier nicht gegeben, sodass die Schubsteifigkeit auf experimentellem Wege bestimmt wird. Dies erfolgt in sogenannten Rahmenschubversuchen, bei denen die Verformungen der Ständerrahmen infolge einer aufgezwungenen Verschiebung gemessen werden und hieraus auf deren Schubsteifigkeit zurückgerechnet wird.

Erste Regelungen zum Aufbau und zur Durchführung der Rahmenschubversuche finden sich in der 1998 veröffentlichten Richtlinie **FEM 10.2.02** [R31] in Abschnitt 5.9. Der Versuchsaufbau und die Versuchsauswertung sind in der nachfolgenden Abbildung dargestellt.

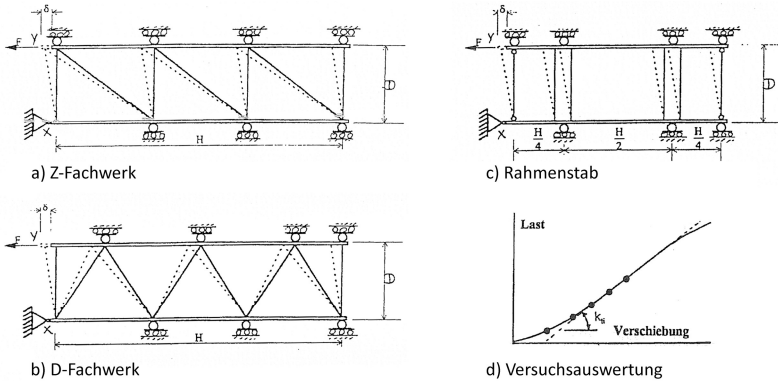


Bild 2.25: Durchführung und Auswertung von Rahmenschubversuchen nach FEM 10.2.02 [R31]

Charakteristisch für den Versuchsaufbau in der FEM 10.2.02 sind die vertikale Lagerung aller Fachwerkknotenpunkte und die Anzahl von drei Aussteifungsfeldern bei Z- und D-Fachwerken. Bei Rahmenstäben sind mindestens zwei Bindebleche vorgesehen, die so anzuordnen sind, dass sie mit den gelenkig zu lagernden Pfosten an den Rahmenenden eine ganze Anzahl von Teilungen über die Rahmenlänge aufweisen. Die Ständerrahmen sind frei von Spiel zwischen den vertikalen Lagerungen einzubauen und bei Punkt X zusätzlich gegen horizontale Verschiebungen zu sichern. Bei Punkt Y sind die Ständerrahmen in axialer Richtung zu belasten. Die aufgebrachte Kraft F und die korrespondierende Verformung δ sind als Last-Verformungskurven aufzutragen. Aus der Steigung im linearen Bereich der Last-Verformungskurven, die mindestens drei Messpunkte umfassen soll, wird die Schubsteifigkeit S_{ti} der Ständerrahmen wie folgt abgeleitet:

$$S_{ti} = \frac{k_{ti} \cdot D^2}{H} \quad (2.13)$$

dabei ist:

- k_{ti} die Steigung der Ausgleichsgrade im linearen Bereich der LV-Kurve
- D der Abstand der Schwerlinien der Stützen der Ständerrahmen
- H die Länge des Rahmens

Da steifigkeitsorientierte Versuche naturgemäß stärker streuen als zum Beispiel Traglastversuche, ist die Schubsteifigkeit als Mittelwert aus mindestens drei Versuchen – ohne weitere Korrekturen oder statistische Auswertungen – abzuleiten. In

[17] gehen *Davies* und *Godley* hierauf ein und merken an, dass statistische Auswertungen aufgrund der Streuungen zu unbegründet niedrigen Schubsteifigkeiten führen würden. Dieser Ansatz für die Auswertung von Rahmenschubversuchen ist auch bei allen nachfolgenden Richtlinien und Normen weiter beibehalten worden. Bei nicht symmetrischen Konfigurationen wie Z-Fachwerken legt die FEM 10.2.02 des Weiteren fest, dass die Rahmen in beide Richtungen zu testen sind. Die Schubsteifigkeit ist aus der durchschnittlichen Schubsteifigkeit für beide Lastrichtungen abzuleiten.

Die obere Grenze der Kraft F , mit der die Ständerrahmen zu beanspruchen sind, wird in der FEM 10.2.02, ebenso wie die Belastungsgeschwindigkeit, nicht genauer spezifiziert. Hier heißt es bei der Beschreibung der Versuchsdurchführung lediglich „bis zu einem ausreichenden Grad stufenweise gesteigert“. Das Lastniveau in den Rahmenschubversuchen wird in der FEM 10.2.02 aber als insgesamt gering bewertet, wie aus der Anmerkung zu nicht symmetrischen Konfigurationen bei der Beschreibung des Versuchsaufbaus hervorgeht. Unter der Voraussetzung, dass der erste Versuch keinen sichtbaren Schaden verursacht hat, darf aufgrund der „geringen Gesamtlast“ der Rahmenschubversuch in die zweite Richtung am gleichen Prüfstück durchgeführt werden. Da die Rahmenschubversuche nach FEM 10.2.02 nicht zwingend bis in den nicht linearen Bereich der Last-Verformungskurve gefahren werden, ist in der Regel auch die Ableitung einer Grenzquerkraft, bis zu der die linear approximierte Schubsteifigkeit der Ständerrahmen sicher angewendet werden kann, nicht möglich. Dies ist gerade bei Silobauwerken mit großen Bauhöhen und Beanspruchungen kritisch einzustufen und auch bei den nachfolgenden Regelwerken zu bemängeln.

Um den Aufwand für die Regalhersteller möglichst gering zu halten, erlaubt die FEM 10.2.02 für Regalsysteme mit verschiedenen Tiefen oder unterschiedlichen Neigungswinkeln bzw. Längen der Füllstäbe die Prüfung an den vermeintlich ungünstigsten Konfigurationen. Die dabei experimentell ermittelte Schubsteifigkeit S_{ii} darf dann vereinfachend für abweichende Rahmengenometrien in Ansatz gebracht werden. Mit der Formulierung „vermeintlich“ soll an dieser Stelle darauf hingewiesen werden, dass nicht zwingend mit dem maximalen Neigungswinkel bzw. mit dem größten Vergitterungsabstand in der Terminologie der FEM 10.2.02 die kleinste Schubsteifigkeit einhergeht. Aus der Auswertung der Gleichungen (2.11) und (2.12) geht hervor, dass D-Fachwerke bei $\phi = 35^\circ$ und Z-Fachwerke bei $\phi = 45^\circ$ die höchsten Schubsteifigkeiten aufweisen. Die Übertragung der Ergebnisse von Rahmenschubversuchen auf abweichende Neigungswinkel bzw. Vergitterungsabstände muss nicht notwendigerweise auf der sicheren Seite liegen. Im Kontext der Optimierung der Ständerrahmen in Kapitel 7 wird dieser Punkt noch aufgegriffen und diskutiert.

Aus der Vorgabe, die Schubsteifigkeit aus dem linearen Bereich der Last-Verformungskurve abzuleiten, und der gewählten Darstellung der Versuchsauswertung (vgl. Bild 2.25 d)) folgt, dass der Schlupf in den Anschlusspunkten unberücksichtigt bleibt, auch wenn dies textlich in der FEM 10.2.02 nicht explizit aufgeführt wird.

Auf Basis der Regelung für Rahmenschubversuche in der FEM 10.2.02 haben die Regalhersteller und auch die forschenden Stellen Erfahrungen gesammelt, die bei Fortschreibung der Regelwerke und Normen eingeflossen sind. Die Überführung der FEM 10.2.02 in die europäische Norm **DIN EN 15512** begann 2006 mit der Veröffentlichung des Entwurfs DIN ENV 15512 [R26]. Die Lagerung im Rahmenschubversuch ist dabei aufgrund der großen Streuungen und der zum Teil als inkonsistent eingestuften Ergebnisse auf den Vorschlag von *Sajja, Beale* und *Godley* (vgl. [82]) modifiziert worden. Nach dem Vorschlag in [82] ist die Lagerung der Zwischenknoten entfallen, um unplanmäßigen Lastabtrag über Reibungs- und Klemmkkräfte zu minimieren. *Sajja, Beale* und *Godley* sehen hierin die Hauptursache für die großen Streuungen bei der experimentellen Ermittlung der Schubsteifigkeit. Die Versuchsrahmen sind des Weiteren von mindestens drei auf zwei Aussteifungsfelder gekürzt worden. Der im Entwurf DIN ENV 15512 vorgestellte Versuchsaufbau ist nach Ablauf der Einspruchsphase ohne weitere Änderungen in die 2010 veröffentlichte Fassung der DIN EN 15512 [R12] übernommen worden und findet sich im Anhang A.2.8 der Norm. Der Versuchsaufbau und die Auswertung sind im nachfolgenden Bild 2.26 dargestellt.

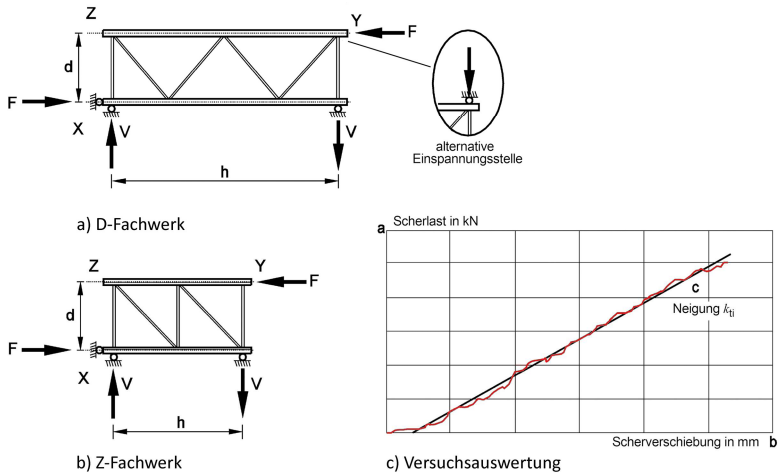


Bild 2.26: Durchführung und Auswertung von Rahmenschubversuchen nach DIN EN 15512 [R12]

Wie Bild 2.26 zeigt, wird der Rahmenschubversuch nach DIN EN 15512 weiterhin „liegend“ mit einer axialen Beanspruchung der Stützen durchgeführt. Die Lastaufbringung ist in DIN EN 15512 von der Messstelle der Kopfauslenkung an das gegenüberliegende Ende der oberen Stütze verschoben worden. Die Lagerung des Rahmens auf der Pressenseite darf entweder als zugfestes Lager bei der unteren Stütze oder alternativ als druckfestes Lager bei der oberen Stütze ausgeführt werden. In einer Anmerkung zur Versuchsdurchführung wird in DIN EN 15512 erstmals eine Empfehlung für das anzustrebende Lastniveau mit $F = 2,0 \text{ kN}$ je Vergitterung ausgesprochen. Die maximale Last soll aber nicht so groß sein, dass ein Knicken der druckbeanspruchten Streben verursacht wird. Für den im Prüflabor tätigen Ingenieur ist das eine erste Orientierungshilfe, aber die beim Rahmenschubversuch nach FEM 10.2.02 aufgezeigten Fragestellungen zur maximal zulässigen Querkraft im System bestehen weiterhin, da das Ende des linear elastischen Bereichs im Versuch nicht zwingend erreicht wird. Die Auswertung erfolgt grundsätzlich wie in der FEM 10.2.02, wobei die Formulierung in Abschnitt A.2.8.5 mit der *„Best-Fit Linie für die Kurve über ihren gesamten Wertebereich“* im Kontext zu den Festlegungen in Abschnitt A.2.8.3 zu sehen ist. In Abschnitt A.2.8.3, der in großen Teilen wortwörtlich aus der FEM 10.2.02 übernommen wurde, wird explizit festgelegt, dass nur der wesentliche lineare Teil der Last-Verformungskurve für die Ableitung der Schubsteifigkeit zugrunde zu legen ist. Die Schubsteifigkeit S_{ii} wird weiterhin als Mittelwert aus mindestens drei Versuchen – ohne statistische Auswertungen oder Korrekturen – definiert.

Bei dem Vergleich der Rahmenschubversuche nach FEM 10.2.02 und DIN EN 15512 fällt noch auf, dass beide Regelwerke bei Regalsystemen mit verschiedenen Rahmentiefen und / oder Neigungswinkeln der Vergitterungen unterschiedliche Festlegungen treffen. Nach der FEM 10.2.02 sollten die Rahmenschubversuche noch für die größte Rahmentiefe und den größten Vergitterungsabstand durchgeführt und vereinfachend auf abweichende Konfigurationen übertragen werden. Die DIN EN 15512 erlaubt in diesem Kontext die Prüfung an der am meisten verwendeten Rahmentiefe bzw. am Rahmen mit dem durchschnittlichen Neigungswinkel der Vergitterungen. Beide Ansätze zielen darauf ab, den Prüfaufwand für die Regalhersteller soweit möglich zu reduzieren. Dies ist grundsätzlich zu hinterfragen, da nicht zweifelsfrei bewertet werden kann, ob die Übertragung der Schubsteifigkeit auf abweichende Rahmgeometrien zu nicht konservativen Auslegungen der Regaltragwerke führt.

Das Thema Schlupf wird in beiden Regelwerken gleich behandelt, auch wenn das aus der gewählten Darstellung einer „typischen“ Last-Verformungskurve in Bild A.14 der DIN EN 15512 (vgl. Bild 2.26 c)) weniger deutlich hervorgeht als noch in der FEM 10.2.02. Neben der gewählten Darstellung der Last-Verformungskurve ist

bei der Beschreibung der Rahmensubversuche in der DIN EN 15512 noch zu kritisieren, dass es keine Hinweise dazu gibt, wie bei unsymmetrischen Rahmenkonfigurationen zu verfahren ist. Aus der Darstellung für die Versuchsdurchführung bei Z-Fachwerken (vgl. Bild 2.26 b)) leitet sich eine Prüfung mit zugbeanspruchten Diagonalen ab, was aber zu größeren Schubsteifigkeiten im Vergleich zu druckbeanspruchten Diagonalen führt, wie *Baldassino* und *Zandonini* in [7] aufzeigen.

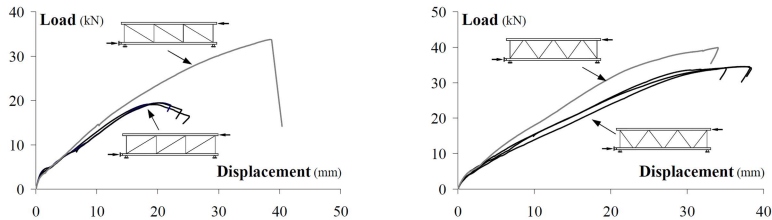


Bild 2.27: Einfluss der Orientierung der Diagonalen auf die Schubsteifigkeit nach [7]

Das aus [7] entnommene Bild 2.27 zeigt dies anschaulich für Z- und D-Fachwerke. Bei den D-Fachwerken ist die reduzierte Schubsteifigkeit weniger auf die unterschiedliche Verteilung der Druck- und Zugkräfte in den Diagonalen zurückzuführen als auf den Umstand, dass bei dem schubsteiferen System nur ein Endpfosten beansprucht wird. Der Endpfosten auf der Widerlagerseite ist bei diesem System ein Nullstab, und es ergeben sich in Summe weniger lokale Anschlussverformungen, welche die Schubsteifigkeit herabsetzen. Es wäre für die Durchführung von Rahmensubversuchen mit unsymmetrischen Konfigurationen sinnvoll, diesen Punkt im Normtext klar zu regeln. Dies gilt auch für die weiterhin nicht genauer spezifizierte Geschwindigkeit, mit der die Last bzw. Zwangsverschiebung im Rahmensubversuch aufzubringen ist.

Neben der FEM 10.2.02 bzw. der hieraus hervorgegangenen europäischen Norm DIN EN 15512 existieren international weitere Regelwerke und Normen zur Bemessung von Regaltragwerken. Aber erst mit der Neufassung der australischen Norm **AS 4084** im Jahr 2012 [R2] hat der Rahmensubversuch außerhalb Europas Eingang in eine internationale Norm gefunden, vgl. Bild 2.28. Bis zu diesem Zeitpunkt wurde die Schubsteifigkeit der Ständerrahmen rein analytisch auf Basis der Schubtheorie von *Timoshenko* ermittelt. Dies gilt für die USA mit den RMI-Spezifikationen [R39] auch heute noch. Wie Bild 2.28 a) bis c) zeigt, ist der „liegende“ Rahmensubversuch mit axialer Belastung der Ständerrahmen eins zu eins in die australische Norm AS 4084 übernommen worden, sodass sich weitere Erläuterungen hierzu an dieser Stelle erübrigen. Eine wichtige Neuerung in der AS 4084 stellt

der kombinierte Biege- und Schubversuch nach Bild 2.28 d) dar. Abweichend von allen bisherigen Rahmenschubversuchen erfolgt die Beanspruchung der Ständerrahmen über eine senkrecht zur Stützenachse wirkende Kraft bzw. Zwangsverschiebung. Zur Differenzierung wird dieser alternative Versuchsaufbau in der vorliegenden Arbeit als „stehender“ Rahmenschubversuch bezeichnet.

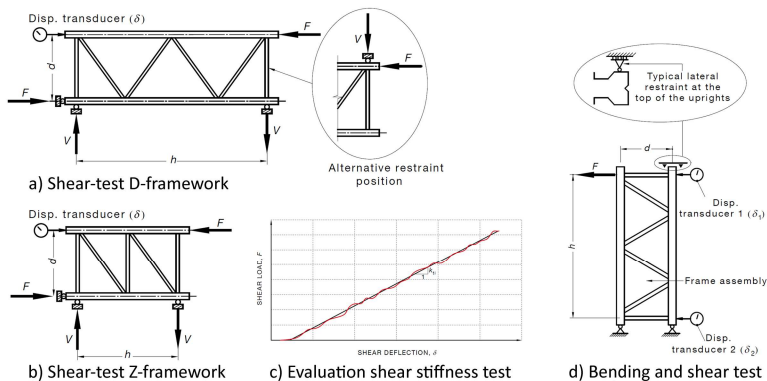


Bild 2.28: Durchführung und Auswertung von Rahmenschubversuchen nach AS 4084 [R2]

Die Ständerrahmen werden bei dem „stehenden“ Rahmenschubversuch an beiden Stützenfußpunkten gelenkig gelagert und am Rahmenkopf zusätzlich seitlich geführt. Neben der Kraft F werden die Verformungen in Höhe der Endpfosten δ_1 und δ_2 gemessen, und hierüber wird auf die Schubsteifigkeit der Ständerrahmen zurückgerechnet. Es ist dabei weiterhin die Neigung der Ausgleichsgeraden im linearen Bereich der Last-Verformungskurve zugrunde zu legen. Aufgrund der abweichenden Beanspruchung der Ständerrahmen ist die Schubsteifigkeit wie folgt zu bestimmen:

$$k_{ti} = \frac{F}{\delta_1 - \delta_2} \quad (2.14)$$

$$S_{ti} = k_{ti} \cdot h \quad (2.15)$$

Die Schubsteifigkeit ist auch hier als Mittelwert aus mindestens drei Rahmenschubversuchen ohne etwaige Korrekturen oder weitere statistische Auswertungen zu bestimmen.

Aufgrund der größeren Biegeverformungen der Ständerrahmen im „stehenden“ Rahmenschubversuch liegt es eigentlich auf der Hand, dass die experimentell ermittelte Schubsteifigkeit kleiner ausfällt als bei einem „liegend“ getesteten

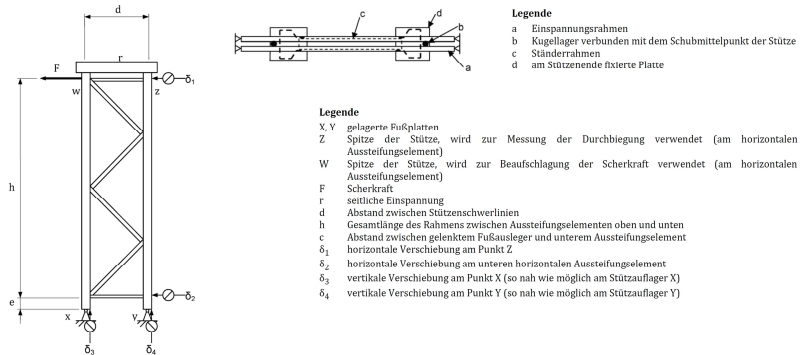
Ständerrahmen mit der gleichen Konfiguration. Bei den bisherigen Untersuchungen hierzu an den Universitäten in Sydney und Griffith in Australien und Trento in Italien hat sich jedoch das Gegenteil gezeigt, vgl. [32]. In einer Versuchsserie mit insgesamt 36 Rahmenschubversuchen lag die Schubsteifigkeit im „stehenden“ Rahmenschubversuch um den Faktor 1,2 bis 2,0 höher, als bei den korrespondierenden „liegenden“ Rahmenschubversuchen. Auf die Veröffentlichung von *Gilbert, Rasmussen, Baldassino* et al. in [32] wird in Kapitel 2.5.2 noch detailliert eingegangen.

Da sich die Regelungen zur Durchführung und Auswertung der Rahmenschubversuche in der AS 4084 [R2] – mit Ausnahme des neu eingeführten „stehenden“ Rahmenschubversuchs – sehr stark an die DIN EN 15512 [R12] anlehnen, gelten hier die gleichen Anmerkungen und Kritikpunkte bezüglich des anzusteuernenden Lastniveaus, der Belastungsgeschwindigkeit, des Umgangs mit nicht symmetrischen Konfigurationen, des Schlupfs und auch des Einbaus der Ständerrahmen mit steigenden oder fallenden Diagonalen. Insbesondere wäre es wünschenswert, für den alternativen „stehenden“ Rahmenschubversuch festzulegen, wie nicht symmetrische Konfigurationen wie Z-Fachwerke zu testen sind.

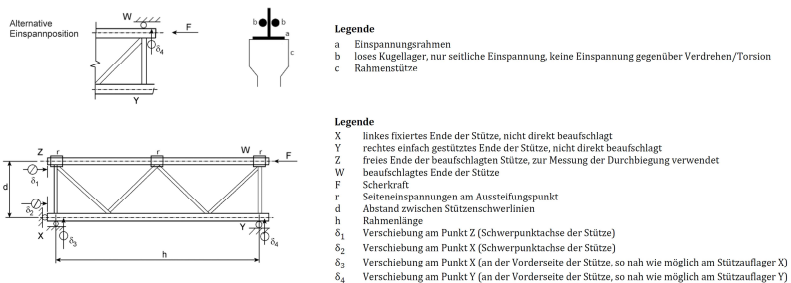
Neben dem „stehenden“ Rahmenschubversuch stellt die Einführung einer pauschalen Abschätzung der Schubsteifigkeit der Ständerrahmen eine weitere wichtige Neuerung in der AS 4084 dar. Bei diesem Ansatz darf pauschal eine auf 5 % abgeminderte Querschnittsfläche der Diagonalen und Pfosten für die Berechnung der Verformungen und Beanspruchungen angesetzt werden. Die Abschätzung der reduzierten Querschnittsfläche auf 5 % liegt in der Regel auf der sicheren Seite, nur bei Fachwerkkonfigurationen mit Torsionsbeanspruchungen in den dünnwandigen Stützenquerschnitten kann die wirksame Querschnittsfläche noch kleiner ausfallen. Der pauschale Ansatz darf nicht verwendet werden, wenn Eigenfrequenzen der Regaltragwerke zu ermitteln sind oder wenn es sich um eine Bemessung von Regaltragwerken in Erdbebengebieten handelt.

Aufgrund der stetig weiter vorangetriebenen Forschung auf dem Gebiet des Regalbaus laufen derzeit auf europäischer Ebene die Arbeiten für die Neufassung der DIN EN 15512. Hierzu wurde eine erste Entwurfsfassung als E DIN EN 15512 [R28] im Februar 2017 veröffentlicht. Diese Entwurfsfassung ist noch einmal inhaltlich überarbeitet sowie neu strukturiert und im Januar 2019 [R29] der Fachwelt zur Prüfung und Stellungnahme übergeben worden. Bei der Fortschreibung der Norm sind auch die Durchführung und Auswertung der Rahmenschubversuche – die sich in [R29] nun im Anhang A.2.4 wiederfinden – angepasst worden. Neben dem klassischen „liegenden“ Rahmenschubversuch als Methode A ist nun auch der „stehende“ Rahmenschubversuch aus der australischen Norm AS 4084 als Methode B neu mit in die Normung aufgenommen worden. In den nachfolgenden

Ausführungen wird der Fokus auf den aktuellen Entwurf von 2019 gelegt. Bei inhaltlich relevanten Unterschieden zwischen den Fassungen von 2019 und 2017 wird hierauf kurz hingewiesen. Die Versuchsaufbauten für die Methode A und B nach E DIN 15512 [R29] sind in Bild 2.29 zusammenfassend dargestellt.



a) „stehender“ Rahmenschubversuch mit Beanspruchung senkrecht zur Stützenachse



b) „liegender“ Rahmenschubversuch mit Beanspruchung in Stützenachsrichtung

Bild 2.29: Durchführung von Rahmenschubversuchen nach E DIN EN 15512 [R29]

Die Versuchsaufbauten und auch die Anzahl der Aussteifungsfelder entsprechen im Wesentlichen den Vorgaben aus den bekannten und zuvor ausführlich dargestellten Regelwerken. Bezüglich der möglichen Umsetzungen der Lagerungsrandbedingungen finden sich in der E DIN EN 15512 ausführlichere Informationen und Darstellungen als in den bisherigen Regelwerken. Insbesondere ist darauf hinzuweisen, dass seitliche Führungen nach [R29] im Schubmittelpunkt der Stützenquerschnitte positioniert werden sollen. Relevant wird dieses Detail jedoch nur bei einer planmäßigen Torsionsbeanspruchung der Stützen, wie sie zum Beispiel bei der Anschlusskonfiguration Lippe an Lippe gegeben ist. Im Vergleich zu den anderen Regelwerken ist des Weiteren auch der Umfang der Messstellen erhöht

und damit verbunden die Definition der maßgeblichen Verschiebung δ angepasst worden. Beim „liegenden“ Rahmenschubversuch werden nicht nur die Kopfauslenkungen mit δ_1 , sondern auch etwaige Nachgiebigkeiten der Auflager mit δ_2 bis δ_4 gemessen. Beim „stehenden“ Rahmenschubversuch sind ebenfalls mit δ_3 und δ_4 zwei weitere Messstellen an den Stützenfußpunkten hinzugekommen. Je nach Ausbildung der Stützenfußpunkte sind diese zusätzlichen Messstellen von besonderer Bedeutung, da bereits kleine Nachgiebigkeiten und Deformationen an den Stützenfußpunkten eine deutlich größere Kopfauslenkung hervorrufen können, die aber nicht der Schubsteifigkeit der Ständerrahmen zuzuschreiben sind.

Die für die Auswertung relevanten Verschiebungen δ ergeben sich nach dem Entwurf für die Neufassung der DIN EN 15512 wie folgt:

$$\text{„Liegender“ Rahmen:} \quad \delta = (\delta_1 - \delta_2) - d \cdot (\delta_4 - \delta_3) / h \quad (2.16)$$

$$\text{„Stehender“ Rahmen:} \quad \delta = (\delta_1 - \delta_2) - h \cdot (\delta_4 - \delta_3) / d \quad (2.17)$$

Aus der Last-Verformungskurve F über δ kann die Steigung k_{fi} abgeleitet und damit die Schubsteifigkeit der Ständerrahmen mithilfe der Gleichungen (2.13) und (2.15) bestimmt werden. Dabei ist ein bilinearer Ansatz vorgesehen, worauf noch im Detail eingegangen wird.

Anders als in den bisherigen Regelwerken wird die Belastungshistorie für den ganzen Rahmenschubversuch in E DIN EN 15512 eindeutig definiert. Neben dem Ziel die Schubsteifigkeit realitätsnah zu erfassen, sollen so zusätzliche Aussagen über den konstruktionsbedingten Schlupf in den Anschlüssen ermöglicht werden. Hierzu ist eine Beanspruchung der Ständerrahmen in beide Richtungen bis zu einem Level von 10 bis 20 % der zu erwarteten Grenztragfähigkeit vorgesehen. Die dabei gemessene horizontale Auslenkung δ definiert den konstruktionsbedingt insgesamt möglichen Schlupf. Der erste Lastzyklus wird in Hauptlastrichtung gefahren. Im Anschluss erfolgt die Entlastung bzw. Belastung entgegen der Hauptlastrichtung. Sind diese beiden Lastzyklen durchlaufen, werden die Ständerrahmen planmäßig im letzten Lastzyklus mindestens bis zur Grenztragfähigkeit beansprucht. Um dies zu veranschaulichen, ist erstmals auch eine realitätsnahe Last-Verformungskurve eines Rahmenschubversuchs in den Normtext eingebunden worden, vgl. Bild 2.30. Die detaillierte Festlegung der Belastungshistorie in der E DIN EN 15512 zielt nicht nur darauf ab, den möglichen Schlupf zu messen. Auch die Methodik zur Festlegung der Ausgleichsgeraden ist angepasst worden. Es wird nicht mehr eine Ausgleichsgerade über „mindestens drei Punkte im elastischen Bereich“ definiert, sondern die Last-Verformungskurve, wie in Bild 2.30 dargestellt, in zwei Bereiche gegliedert:

Bereich f:	schlupfbedingt niedrige Steifigkeit (k_{ti1})
Bereich g:	linear elastische Steifigkeit (k_{ti2})

Der Bereich f ist bei der Auswertung durch den Ingenieur im Labor entsprechend dem Verlauf der Last-Verformungskurve festzulegen. Für die Definition des linear elastischen Bereichs g sind in E DIN EN15512 zwei Stützpunkte angegeben:

Stützpunkt unten:	$F_1 \approx 0,1 \dots 0,2 \cdot F_{max}$
Stützpunkt oben:	$F_2 = 0,5 \cdot F_{max}$

Zum oberen Grenzwert F_2 findet sich im Entwurf von 2017 eine kurze Anmerkung, aus der hervorgeht, dass mit der Beschränkung auf $0,5 \cdot F_{max}$ sicher gewährleistet werden soll, dass die Ständerrahmen im elastischen Bereich verbleiben ($F_{max} / (\gamma_Q \cdot \gamma_M) = F_{max} / (1,40 \cdot 1,25) = 0,57 \cdot F_{max}$). Dieser Ansatz wird vor dem Hintergrund der eigenen Erfahrungen in Kapitel 3.2.5 noch ausführlich erörtert. Die Steifigkeiten sind wie bekannt als Mittelwerte aus mindestens drei Versuchen ohne etwaige Korrekturen oder ergänzende statistische Auswertungen zu bestimmen. Für die Einbindung der Schubsteifigkeiten in die Bemessung und Dimensionierung der Regaltragwerke sieht E DIN EN 15512 entweder die Verwendung von mindestens einer bilinearen Federkennlinie oder eine Reduktion der Querschnittsfläche der Füllstäbe unter Berücksichtigung der schlupfbedingten Verformungsanteile vor. Alternativ dürfen in beiden Fällen die schlupfbedingten Verformungen in Form von Imperfektionen als globale Anfangsschiefstellung erfasst werden.

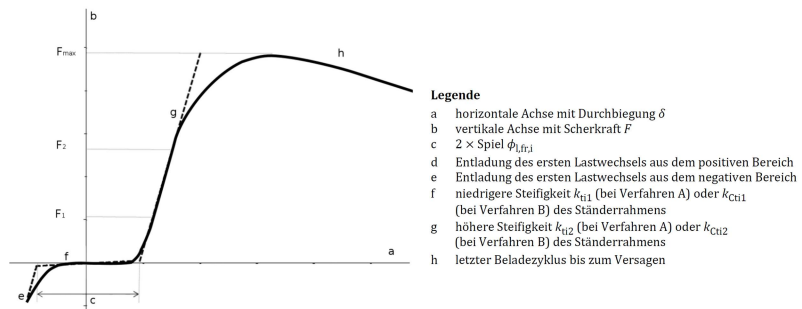


Bild 2.30: Auswertung von Rahmenschubversuchen nach E DIN EN 15512 [R29]

Angaben zur Belastungsgeschwindigkeit fehlen weiterhin in dem Entwurf für die Neufassung der DIN EN 15512. Im Hinblick auf Regalsysteme mit unterschiedlichen Rahmentiefen und / oder Neigungswinkeln werden in dem Entwurf [R29] die Regeln aus DIN EN 15512 [R12] quasi unverändert beibehalten. Nur ein ergänzender

Hinweis wurde aufgenommen, der aufzeigt, dass alternativ auch eine Reihe verschiedener Winkel oder Rahmentiefen geprüft werden kann. In der DIN EN 15512 fehlende Regelungen für unsymmetrische Rahmenkonfigurationen wie Z-Fachwerke sind in der E DIN EN 15512 wieder berücksichtigt worden. Analog zur ersten FEM-Richtlinie sind unsymmetrische Rahmenkonfigurationen in beide Richtungen zu testen, sofern nicht eindeutig ist, dass eine der beiden Belastungsrichtungen die minimale Schubsteifigkeit liefert. Anders als in der FEM 10.2.02 ist eine Mittelwertbildung aus den unterschiedlichen Belastungsrichtungen nicht vorgesehen. Es ist mit der kleineren der beiden Schubsteifigkeiten zu planen.

Der vereinfachte Ansatz aus der australischen Norm, der eine pauschale Abminderung auf 5 % der Bruttoquerschnittsfläche der Füllstäbe erlaubt, ist in die erste Entwurfsfassung von Februar 2017 in den Anhang A.2.8 übernommen worden. Im Vergleich zur AS 4084 ist neben den dort aufgeführten Anwendungsgrenzen – keine Erdbebenbemessung und Eigenfrequenzberechnungen – noch ein weiteres, geometrisches Grenzkriterium mit $h/d \leq 10$ definiert worden, das die Anwendung bei schlanken Regaltragwerken verbietet. Ferner ist darauf hinzuweisen, dass in der europäischen Normung explizit angemerkt wird, dass die 5 %-Regelung auch mögliche Einflüsse aus dem Spiel – d. h. Schlupf in den Anschlüssen – mit abdeckt und keine zusätzliche Anfangsschiefstellung berücksichtigt werden muss. Ob dieser Ansatz auch bei sehr schubweichen Anschlusskonfigurationen, wie zum Beispiel Lippe an Lippe-Anschlüssen, noch auf der sicheren Seite liegt, ist zu hinterfragen.

Um abschließend einen Überblick über die verschiedenen Regelwerke für Rahmenschubversuche zu schaffen, sind die maßgeblichen Details der Tabelle 2.1 auf der nachfolgenden Seite zusammengestellt. Insgesamt ist festzuhalten, dass die Durchführung und Auswertung der Rahmenschubversuche in E DIN EN 15512 deutlich detaillierter beschrieben werden, als in allen vorhergehenden Normen und Regelwerken. Die E DIN EN15512 lässt keinen Interpretationsspielraum bei der Auswertung mehr offen und stellt den derzeitigen Stand der Kenntnis zur Umsetzung von Rahmenschubversuchen dar. Positiv ist hervorzuheben, dass eine Messung der schlupfbedingt möglichen Verformungen erfolgt und diese auch in Form einer reduzierten Steifigkeit oder durch zusätzliche geometrische Imperfektionen bei der Bemessung berücksichtigt werden. Eine kritische Auseinandersetzung mit der Durchführung und Auswertung von Rahmenschubversuchen ist dennoch erforderlich und erfolgt im Anschluss an die Auswertung der verfügbaren Rahmenschubversuche in Kapitel 3.2.5.

Tabelle 2.1: Übersicht zu den normativen Regeln für Rahmenschubversuche

	FEM 10.2.02 (1998)	DIN EN 15512 (2010)	AS4084 (2012)	E DIN EN 15512 (2019)
Versuchsaufbau	liegend		liegend & stehend	
Aussteifungsfelder	3	2		
Anzahl Versuche	min. 3 Stk.			
Bestimmung S_{ii}	Mittelwert ohne statistische Auswertung			Mittelwerte & binlinearer Ansatz
Schlupfanteil	nicht dezidiert erfasst / bei Auslegung der Regale berücksichtigt			in S_{ii} oder als Imperfektion
LV-Kurve / Stützpunkte	stark vereinfacht, min. drei Stützpunkte im linearen Bereich	stark vereinfacht, Best-Fit-Linie im linearen Bereich, drei Stützpunkte		realitätsnahe Darstellung inkl. Schlupf und Belastungszyklus in \pm Richtung
Prüflasten	"geringe Gesamtlast", nach Möglichkeit keine Schädigung des Versuchsrahmens	Last F bis zu einem "ausreichenden Grad" stufenweise steigern, Orientierungswert 2kN je Vergitterung	"increased in increments up to a sufficient level", keine genaueren Spezifikationen	Stützpunkte festgelegt: untere Grenze bei 10 ... 20% von F_u bzw. obere Grenze bei 50% von F_u
Belastungsgeschwindigkeit	n.v.			
unsymmetrische Rahmen	Belastung in beide Richtungen	nicht explizit aufgeführt		Belastung in beide Richtungen
unterschiedliche Rahmentiefen und Neigungswinkel	größte Rahmentiefe & Vergitterungsabstand	meist verwendete Rahmentiefe / Durchschnittswinkel		
Vereinfachte Ansätze	n.v.		pauschal $A_{red} = 5\% A_{brutto}$ nicht zulässig bei Erdbeben / dynamischen Berechnungen, in E DIN EN15512 zusätzliche Schlankheitsbegrenzung	

Bearbeitungsstand: 01-2020, etwaige Aktualisierungen / Anpassungen nach diesem Datum sind nicht mit erfasst.

2.3 Werkstoffe für kaltgeformte, dünnwandige Bauteile

Der Fertigungsprozess von dünnwandigen, kaltgeformten Bauteilen erfordert die Verwendung von Stahlsorten, die über eine ausreichende Duktilität verfügen. Von einer ausreichenden Duktilität kann nach DIN EN 1993-1-3 [R17] ausgegangen werden, wenn die folgenden Mindestanforderungen eingehalten werden:

- Zugfestigkeit zu Streckgrenze: $f_u/f_y \geq 1,10$
- Bruchdehnung: $A \geq 15 \%$
- Gleichmaßdehnung: $\varepsilon_u \geq 15 f_y/E$

Diese Mindestanforderungen werden von einer Vielzahl der üblichen Stahlsorten erfüllt. Abweichend von den Regelungen in DIN EN 1993-1-3 erlaubt DIN EN 15512 [R12] auch die Verwendung von Werkstoffen mit einem Verhältnis von Zugfestigkeit zu Streckgrenze von $f_u/f_y \geq 1,05$, sofern für diese Werkstoffe über den in Anhang A.1.2 von [R12] geregelten Kaltversuch eine ausreichende Dehnbarkeit nachgewiesen werden kann. Neben dem Ansatz von Duktilitätskriterien werden zudem Risse im Bereich der Kaltumformung konstruktiv durch ausreichend groß gewählte Biegeradien verhindert. Die empfohlenen Mindestwerte können den jeweiligen Werkstoffnormen, z. B. DIN EN 10025-2 [R6] oder DIN EN 10149-2 [R8], entnommen werden. Neben der Blechdicke und der Festigkeit hat auch das Umformverfahren Einfluss auf die erforderlichen Biegeradien. Für Bauteile, die durch Biege- oder Kantverfahren hergestellt werden, sind größere Biegeradien erforderlich als beim Walzprofilieren. Im Allgemeinen ist für Blechdicken bis $t = 4 \text{ mm}$ und Streckgrenzen bis $f_y = 460 \text{ N/mm}^2$ ein innerer Biegeradius von $r_i \leq 2t$ ausreichend. Wird der Korrosionsschutz durch eine vor der Kaltumformung aufgebraute Beschichtung wie einem Zinküberzug realisiert, müssen die Biegeradien ggf. auf das Beschichtungssystem angepasst werden.

Beim Bau größerer Palettenregallager – insbesondere bei der Silobauweise – wird bevorzugt auf kontinuierlich feuerverzinktes Blech aus unlegierten Stählen nach DIN EN 10149-2 [R8] zurückgegriffen. Die üblichen Streckgrenzen des Ausgangswerkstoffes vor der Kaltumformung liegen zwischen $f_{yb} = 250$ und 350 N/mm^2 (S250GD+Z bis S350GD+Z). Beim Umformprozess wird der Ausgangswerkstoff lokal über seine Streckgrenze hinaus beansprucht und plastisch verformt. Durch die aufgezogene Formänderung wird die Versetzungsdichte im Metallgitter vergrößert, und bei erneuter Beanspruchung muss für eine weitere plastische Verformung eine höhere Formänderungsenergie aufgebracht werden. Die Streckgrenze und die Zugfestigkeit steigen dabei an, und die Bruchdehnung fällt im Gegenzug ab. Dieser Mechanismus wird als Kaltverfestigung bezeichnet (vgl. [92], [112]). Die Kaltverfestigung lässt sich auch anschaulich an dem Spannungs-Dehnungs-Diagramm von Baustahl erläutern, vgl. Bild 2.31. Im Umformprozess muss die Streckgrenze f_{yb} des Ausgangswerkstoffes überschritten werden, um die plastische Verformung aufzutragen. Entlastet man das Werkstück nach der Kaltumformung wieder, verläuft die

Spannungs-Dehnungs-Kurve parallel zum elastischen Ast, wobei die Dehnung ϵ nicht wieder auf null zurückgeht. Bei einer erneuten Beanspruchung folgt die Spannungs-Dehnungs-Kurve für die kaltverfestigten Bereiche im Idealfall dem Entlastungspfad, und ein Fließen setzt erst beim Erreichen der durch die Kaltverfestigung angehobenen „neuen“ Streckgrenze f_{ya} ein. Die Kaltverfestigung kann die Querschnittstragfähigkeit positiv beeinflussen, darf aber nicht in jedem Fall im rechnerischen Nachweis angesetzt werden (vgl. Kapitel 3.2 in DIN EN 1993-1-3).

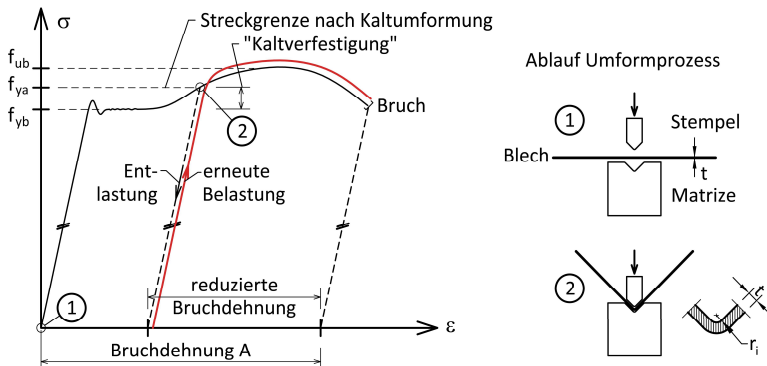


Bild 2.31: Spannungs-Dehnungs-Diagramm zur Erläuterung der Kaltverfestigung

Bei hoch beanspruchten Bauteilen, zum Beispiel Stützen in Silobauwerken mit großen Bauhöhen und / oder hohen Palettenlasten, sind in jüngerer Vergangenheit vermehrt höherfeste Stähle mit Streckgrenzen von $f_{ya} = 355$ bis 550 N/mm^2 eingesetzt worden. Dies folgt der im Stahlbau generell festzustellenden Tendenz, verstärkt auf höherfeste Werkstoffe zurückzugreifen. Mit dem Einsatz von hochfesten Stählen mit Streckgrenzen von über 460 N/mm^2 wird der Geltungsbereich der Grundnormen des Eurocode 3 ([R15], [R17] und [R18]) und auch von DIN EN 15512 verlassen. Mit der Einführung der DIN EN 1993-1-12 [R16] ist der Anwendungsbereich des Eurocode 3 zwar auf Stahlsorten bis S700 erweitert worden, jedoch ohne dabei zusätzliche Regelungen für kaltgeformte, dünnwandige Bauteile festzulegen. Die sichere Anwendung von höherfesten Stählen und die Bewertung möglicher Potenziale zur Optimierung der Konstruktion von Hochregallagern waren Gegenstand des AiF-Forschungsvorhabens 16998 N/1 (FOSTA P866) [107]. In dem Forschungsvorhaben konnte bestätigt werden, dass der Einsatz von höherfesten Stählen für dünnwandige, kaltgeformte Profile im Regalbau grundsätzlich möglich ist und dabei wirtschaftliche Vorteile erzielt werden können. Jedoch muss dies immer im Einzelfall beurteilt werden, da speziell bei stabilitätsgefährdeten Bauteilen in Kombination mit großen Schlankheiten der positive Einfluss der höheren Festigkeiten nicht voll ausgeschöpft werden kann.

In Abhängigkeit von dem Einsatzort und den dort herrschenden Umgebungsbedingungen können sich weitere Anforderungen an die eingesetzten Werkstoffe ergeben. Beispiele hierfür sind: besonders korrosive Umgebungen oder der Einsatz bei sehr niedrigen Temperaturen. Die hieraus resultierenden Anforderungen an den Korrosionsschutz oder die Zähigkeit des Werkstoffes sind nicht nur auf die kaltgeformten, dünnwandigen Bauteile anzuwenden, sondern auf alle im Bauwerk eingesetzten Werkstoffe. Besonders die Zähigkeit, die in Kerbschlagbiegeversuchen ermittelt wird, ist eine wichtige Werkstoffeigenschaft, wenn die Bauteile in einem Tiefkühlager mit Temperaturen von $T = -20^{\circ}\text{C}$ oder darunter eingesetzt werden. Bei einer ungeeigneten Werkstoffwahl kann der Steilabfall zwischen der „zähen Hochlage“ und der „spröden Tief- lage“ in den Bereich der Umgebungstemperatur fallen (vgl. Bild 2.32). Bei stoßartigen Belastungen, z. B. beim Absetzen einer Palette oder bei Anprall des Regalbediengerätes, kann es dann zu verformungsarmen Sprödbri- chen kommen, wie die Bruchfläche für $T = -60^{\circ}\text{C}$ im nachfolgenden Bild zeigt.

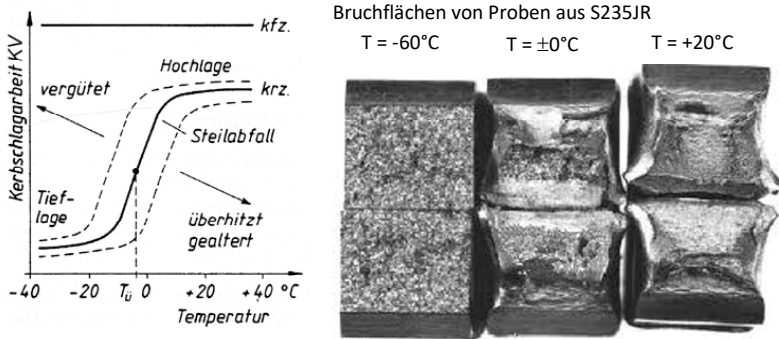


Bild 2.32: Kerbschlagarbeit-Temperatur-Kurve und Bruchflächen von Proben aus Stahl (entnommen aus [112])

Grundsätzlich sind niedrig legierte Stähle mit einem kubisch raumzentrierten Gitter anfälliger für einen temperaturbedingten Sprödbbruch als zum Beispiel austenitische Stähle mit einem kubisch flächenzentrierten Gitter. Ursache hierfür ist die Anzahl von möglichen Gleitebenen, die bei kubisch raumzentrierten Gittern deutlich kleiner ist als bei einem kubisch flächenzentrierten Gitter. Die Zähigkeit ist auch vom Gefügestand abhängig und kann durch Wärmebehandlungen (Feinkorngefüge) oder auch durch Zugabe von Legierungselementen entsprechend eingestellt werden. Die werkstofflichen Grundlagen sind hier weitestgehend bekannt, sodass die Auswahl geeigneter Werkstoffe möglich ist. Dies gilt auch für die zum Fügen der Bauteile erforderlichen Schrauben, die häufig einen relativ hohen Kohlenstoffgehalt aufweisen, was die Zähigkeit negativ beeinflusst. Nach *Blume* und *Illgner* [8] kann für vergütete hochfeste Schrauben mit einem Kohlenstoffgehalt von

$C \leq 0,40$ % der Steilabfall so weit verschoben werden, dass Einsatztemperaturen bis zu $T = -50^\circ\text{C}$ realisierbar sind.

In Tabelle 2.2 sind die mechanischen Eigenschaften von Stahlsorten zusammengestellt, die für Kaltumformung geeignet sind und bei Palettenregalen zum Einsatz kommen. Die beiden Stahlsorten mit Streckgrenzen über 350N/mm^2 sind in der Tabelle kursiv gedruckt, da sie in den Tabellen 3.1a und 3.1b der DIN EN 1993-1-3 [R17] nicht enthalten sind.

Tabelle 2.2: Typische Stahlsorten für kaltgeformte, dünnwandige Bauteile

Stahlsorte		$f_{yb} / R_{p0,2}$	f_u / R_m	f_u / f_{yb}	Norm
Kurzname	Nummer	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[-]	
S250GD(+Z)	1.0242	250	330	1,320	DIN EN 10346
S350GD(+Z)	1.0529	350	420	1,200	DIN EN 10346
S550GD(+Z)	1.0531	550	560	1,018	<i>DIN EN 10346</i>
HX460LAD(+Z)	1.0991	460	500	1,087	<i>DIN EN 10346</i>

Der HX460LAD ist zudem nicht in der Bauregelliste aufgeführt. Für die Verwendung im Geltungsbereich der Bauordnung ist dann entweder eine allgemeine bauaufsichtliche Zulassung durch das DIBt für das Bauprodukt (hier das kaltgeformte, dünnwandige Stützenprofil) oder eine Zustimmung im Einzelfall für das betreffende Bauvorhaben erforderlich.

In Tabelle 2.2 ist der Elastizitätsmodul nicht mit dargestellt. Dieser wird in der Regel mit einem Wert von $E = 210.000\text{ N/mm}^2$ angesetzt (vgl. Kapitel 3.2.6 in [R15]). Möll und Roßbach berichten hierzu in [63], dass der Elastizitätsmodul bei Kaltprofilen mit $E = 160.000$ bis 180.000 N/mm^2 erheblich niedriger liegen kann. Vergleichbare Zahlen finden sich auch in der Veröffentlichung von Davies und Jiang, die in [18] Materialkennwerte zu Traglastversuchen mit dünnwandigen, kaltgeformten Profilen angeben und dabei den Elastizitätsmodul mit $E = 160.000$ bis 190.000 N/mm^2 beziffern. In dem laufenden FOSTA-Forschungsprojekt P1328 [103] befassen sich Ungermann und Mruczkowski mit der „Zukunftsfähigkeit von kaltgeformten Stahlprofilen im Bauwesen“. Dabei werden auch umfassende Untersuchungen zu den Materialeigenschaften durchgeführt, und die ersten Ergebnisse aus Zugversuchen an Proben aus dem unverformten Grundmaterial weisen mit Elastizitätsmodulen von $E = 180.000$ bis 190.000 N/mm^2 in die gleiche Richtung. Bezogen auf den nominalen Wert stellt dies eine Unterschreitung von mehr als 15 % dar, die sich vermutlich auch in den Ergebnissen der Rahmenschubversuche widerspiegelt.

2.4 Komponentenmethode gemäß DIN EN 1993-1-8

2.4.1 Einführung und Grundlagen

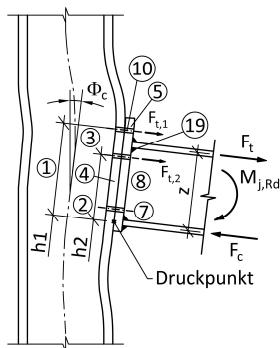
In der Einleitung der Arbeit wurde dargelegt, dass die Schubsteifigkeit der fachwerkartigen Ständerrahmen unter anderem von der Dehn- und Biegesteifigkeit der Füllstäbe und weiteren konstruktionsbedingten Verformungsanteilen in den Anschlusspunkten abhängt. Für Z-förmige Ausfachungen ist in Kapitel 2.2.4 des Weiteren aufgezeigt worden, dass die aus der axialen Dehnung der Diagonalen und Pfosten resultierenden Verformungsanteile in Analogie zu einer Gruppe von in Reihe geschalteter Federn zu einer äquivalenten Ersatzfeder zusammengefasst werden können, um die Schubweichheit der Ständerrahmen als Ganzes zu erfassen. Dieses Grundprinzip findet auch bei der Komponentenmethode Anwendung, mit der nach DIN EN 1993-1-8 [R19] das Trag- und Verformungsverhalten von geschraubten oder geschweißten momententragfähigen Anschlüssen und von Stützenfußpunkten beschrieben werden kann. Aufgrund der aufgezeigten Parallelen liegt es auf der Hand, das Grundprinzip für die Entwicklung eines analytischen Bemessungsmodells zur realitätsnahen Ermittlung der Schubsteifigkeit aufzugreifen. Um die Grundlagen für die theoretischen Ausarbeitungen in Kapitel 5 bereitzustellen, wird das Grundprinzip nachfolgend vorgestellt und am Beispiel einer geschraubten Rahmenecke erläutert. Weiterführende Informationen zur Komponentenmethode mit genauen Herleitungen von Kennwerten zur Tragfähigkeit und Verformbarkeit finden sich unter anderem in [88], [101], [109] und [108].

Das Grundprinzip der Komponentenmethode basiert auf der gedanklichen Zerlegung eines Anschlusses in seine Grundkomponenten, für die jeweils Modelle zur Bestimmung der Beanspruchbarkeiten und Steifigkeiten in DIN EN 1993-1-8 bereitgestellt werden. Unter Berücksichtigung der Gleichgewichtsbedingungen und der Kraft-Verformungsbeziehungen werden aus den Beanspruchbarkeiten und Steifigkeiten der den Anschluss bildenden Grundkomponenten die Anschlusstragfähigkeit $M_{j,Rd}$ und die Anschlusssteifigkeit S_j bestimmt, sowie die Rotationskapazität Φ_{CD} bewertet. Mithilfe der Kennwerte $M_{j,Rd}$ und S_j kann eine Klassifizierung der Anschlüsse in gelenkig, starr / volltragfähig / biegesteif oder verformbar / teiltragfähig / nachgiebig erfolgen, und es kann festgelegt werden, wie der Anschluss bei der Tragwerksberechnung zu modellieren ist. Ein wesentlicher Vorteil der Komponentenmethode ist die flexible Anwendung auf allgemeine Anschlüsse sowie die Möglichkeit, gezielte Optimierungen vorzunehmen. Soll ein volltragfähiger, starrer Anschluss einer Rahmenecke ausgebildet werden, kann mithilfe der Komponentenmethode überprüft werden, ob zum Beispiel Steifen im Rahmenstiel erforderlich sind. Sind eine ausreichende Rotationssteifigkeit und Anschlusstragfähigkeit auch

ohne Steifen gegeben, kann auf diese Bauteile verzichtet und der Anschluss wesentlich kostengünstiger ausgeführt werden. Untersuchungen zur Wirtschaftlichkeit von momententragfähigen Anschlüssen von *Weynand*, *Jaspart* und *Steenhuis* haben aufgezeigt, dass sich mit nachgiebigen Anschlüssen das Optimum bezogen auf Fertigungs- und Materialkosten erreichen lässt, vgl. [114], [115]. Mit der klassischen Einteilung von Anschlüssen in gelenkig oder starr bzw. biegesteif waren diese Optimierungspotenziale nicht aktivierbar. Bei der Anwendung des Grundprinzips der Komponentenmethode auf die Schubsteifigkeit der Ständerrahmen ergeben sich vergleichbare Optimierungspotenziale, da sich die maßgebenden Einflussfaktoren identifizieren und quantitativ bewerten lassen, was eine gezielte Weiterentwicklung der Konstruktion der Ständerrahmen ermöglicht.

2.4.2 Anwendung der Komponentenmethode

Um die Anwendung der Komponentenmethode anschaulicher darzustellen, wird sie anhand des in Bild 2.34 dargestellten Riegelanschlusses nachfolgend näher erläutert. Der Schwerpunkt wird auf die Ermittlung der Anschlusssteifigkeit S_j gelegt.



Globale Grundkomponenten:

1. Stützenstegfeld auf Schub
2. Stützensteg auf Druck
7. Trägergurt und Trägersteg auf Druck
19. Schweißnaht

Lokale Grundkomponenten:

3. Stützensteg auf Zug
4. Stützengurt auf Biegung
5. Stirnplatte auf Biegung
8. Trägersteg auf Zug
10. Schrauben auf Zug

Bild 2.33: Grundkomponenten eines Anschlusses mit überstehender Stirnplatte

Bei der Anschlusssteifigkeit ist, wie in Bild 2.34 für die Momenten-Rotations-Charakteristik eines geschraubten Träger-Stützenanschlusses dargestellt, zu unterscheiden zwischen:

- elastischer Anfangssteifigkeit $S_{j,ini}$
- Sekantensteifigkeit S_j

Diese Differenzierung ist erforderlich, da die Momenten-Rotations-Charakteristiken von Anschlüssen nicht linear sind und der Ansatz von $S_{j,ini}$ für Momentenbeanspruchungen größer als $2/3 M_{j,Rd}$ zu einer Überschätzung der Anschlusssteifigkeit führen würde.

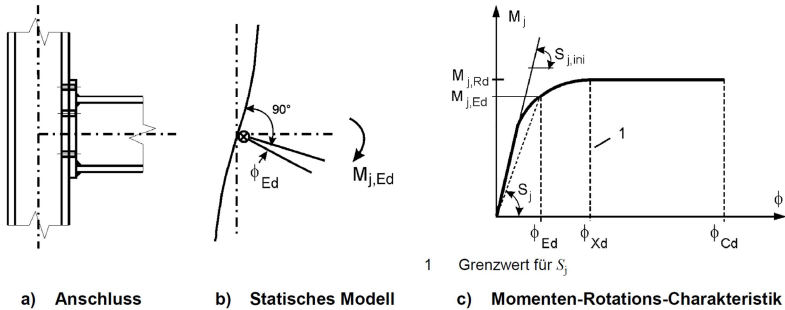


Bild 2.34: Momenten-Rotations-Charakteristik eines Anschlusses, aus [R12]

Die Ermittlung der Anschlusssteifigkeit erfolgt bei der Komponentenmethode mithilfe eines Gesamtfedermodells, bei dem jede im Anschluss vorhandene Grundkomponente als Wegfeder mit einer definierten Steifigkeit k_i erfasst wird. Aufgrund der sehr hohen Steifigkeitskoeffizienten einzelner Grundkomponenten, wie Trägergurt und -steg auf Druck, den Schweißnähten zwischen Träger und Stirnplatte, können diese bei der Ermittlung der Anschlusssteifigkeit vernachlässigt werden. Bild 2.35 zeigt die Federmodelle und die schrittweise Zusammenfassung zu äquivalenten Federn für den exemplarisch ausgewählten geschraubten Träger-Stützenanschluss aus Bild 2.33.

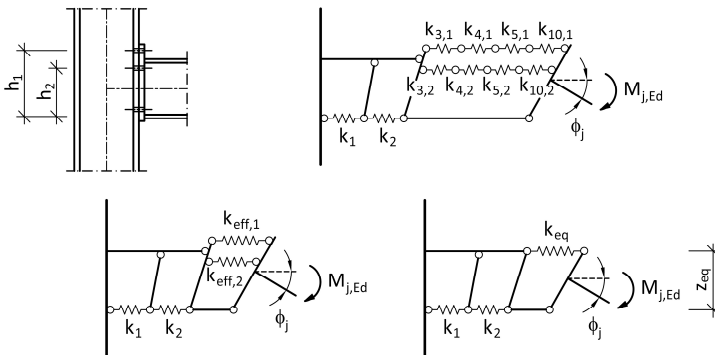


Bild 2.35: Federmodell für einen unausgesteiften Stirnplattenanschluss

Die Zusammenfassung der einzelnen Federn zu äquivalenten Ersatzfedern k_{eq} bzw. der Hebelarme zu einem äquivalenten Hebelarm z_{eq} setzt voraus, dass die Verformungen in Achse der Schraubenreihen proportional zum Abstand vom Druckpunkt sind. Dem Gesamtfedermodell liegen des Weiteren die Annahmen zugrunde, dass die Verformungen der einzelnen Grundkomponenten untereinander verträglich sind, dass die Beanspruchbarkeit und Verformbarkeit jeder Grundkomponente eingehalten werden und dass die inneren Schnittgrößen mit den äußeren Beanspruchungen im Gleichgewicht stehen. Die zugehörige Bestimmungsgleichung für die Berechnung der Anschlusssteifigkeit lautet:

$$S_j = \frac{1}{\mu} \cdot S_{j,ini} = \frac{E \cdot z^2}{\mu \cdot \sum_i \frac{1}{k_i}} \quad (2.18)$$

dabei ist:

- S_j die Sekantensteifigkeit des Anschlusses
- $S_{j,ini}$ die elastische Anfangssteifigkeit des Anschlusses für $M_j \leq 2/3 M_{j,Rd}$
- μ Beiwert zur Bestimmung der Anschlusssteifigkeit aus der elastischen Anfangssteifigkeit, für $M_j \leq 2/3 M_{j,Rd}$ gilt:
 - $\mu = 1,0$ unabhängig vom Anschlussstyp
 - und für $M_j > 2/3 M_{j,Rd}$ gelten abhängig vom Anschlussstyp:
 - $\mu = 3,0$ bei geschweißten Anschlüssen oder geschraubten Stirnplattenverbindungen
 - $\mu = 3,5$ bei geschraubten Gurtwinkeln
- E der Elastizitätsmodul
- k_i der Steifigkeitskoeffizient der Komponente i
- z der Hebelarm, über den die Beanspruchungen der Grundkomponenten aus dem Anschlussmoment M_j ermittelt werden

Bei Anschlüssen mit zwei oder mehr Schraubenreihen im Zugbereich sind die Steifigkeitskoeffizienten der Grundkomponenten der einzelnen Schraubenreihen zunächst zu einem effektiven Steifigkeitskoeffizienten $k_{eff,r}$ nach Gleichung (2.19) zusammenzufassen.

$$k_{eff,r} = \frac{1}{\sum_r \frac{1}{k_{i,r}}} \quad (2.19)$$

Für die Ermittlung des äquivalenten Hebelarms und der äquivalenten Federsteifigkeit sind die beiden nachfolgenden Gleichungen anzuwenden.

$$z_{\text{eq}} = \frac{\sum_r k_{\text{eff},r} \cdot h_r^2}{\sum_r k_{\text{eff},r} \cdot h_r} \quad (2.20)$$

$$k_{\text{eq}} = \frac{\sum_r k_{\text{eff},r} \cdot h_r}{z_{\text{eq}}} \quad (2.21)$$

Neben der gedanklichen Zerlegung des Anschlusses in die relevanten Grundkomponenten besteht die Hauptaufgabe für den planenden Ingenieur bei der Anwendung der Komponentenmethode darin, die Tragfähigkeiten und Steifigkeiten der Grundkomponenten zu bestimmen. Die notwendigen Werkzeuge und Gleichungen hierfür werden in DIN EN 1993-1-8 – auf Grundlage umfassender Forschungsarbeiten – bereitgestellt. Für eines der zentralen Elemente der Komponentenmethode, das sogenannte T-Stummel-Modell, sind diese Grundlagen bereits 1974 von *Zoetemeijer* in [118] geschaffen und stetig erweitert worden. In der Regel wird das Trag- und Verformungsverhalten der Grundkomponenten durch einfache mechanische Modelle abgebildet und beschrieben. Die Güte der gewählten mechanischen Modelle lässt sich in Komponentenversuchen verifizieren oder – integral über mehrere Komponenten – in Großversuchen an ganzen Anschlüssen. Letzteres entspricht dem derzeitigen Vorgehen bei der Ermittlung der Schubsteifigkeit von Ständerrahmen in Rahmenschubversuchen nach den einschlägigen Normen aus dem Regalbau.

Die wesentliche Forschungsarbeit, die für die Entwicklung eines analytischen Bemessungsmodells für die Bestimmung der Schubsteifigkeit von Ständerrahmen zu leisten ist, besteht in Analogie zur Entwicklung der Komponentenmethode aus den folgenden Bausteinen:

- Identifikation der maßgeblichen (Grund-)Komponenten
- Herleitung von Steifigkeitskoeffizienten für die (Grund-)Komponenten
- Herleitung der Bestimmungsgleichungen für die anteilige Schubsteifigkeit
- Zusammenfügen der Komponenten zum Gesamtmodell
- Verifizieren des Bemessungsmodells

Da die Anwendungsgrenzen der DIN EN 1993-1-8 mit Blechdicken $t \geq 3,0$ mm und Stahlbauschrauben ab M12 mit Lochspiele $\Delta d \geq 1,00$ mm nicht ganz deckungsgleich mit den regalbautypischen konstruktiven Gegebenheiten sind, wird an dieser Stelle auf weitere detaillierte Ausführungen zu Tragfähigkeiten und Steifigkeitskoeffizienten verzichtet. Wo es sinnvoll möglich ist, wird an entsprechender Stelle in der vorliegenden Arbeit dennoch auf Steifigkeitskoeffizienten, zum Beispiel k_{11} für Schrauben mit Abscherbeanspruchungen oder k_{12} für Lochleibungsbeanspruchungen, zurückgegriffen und deren Anwendbarkeit eingehender untersucht.

2.5 Forschung auf dem Gebiet des Regalbaus

2.5.1 Einführung und Überblick

Auf dem Gebiet des Regalbaus sind in der Vergangenheit – neben der ohnehin fortlaufenden internen Forschung und Entwicklung seitens der Regalhersteller – umfassende Forschungsarbeiten durchgeführt worden. Initiiert wurden diese Forschungsarbeiten vor allem durch Interessenverbände, wie der „*Fédération Européen de la Manutention*“ (= FEM) auf europäischer Seite oder dem in den USA gegründeten „*Rack Manufactures Institute*“ (= RMI). Das zentrale Ziel war dabei, einheitliche Sicherheits- und Qualitätsstandards für die in der Bauhöhe stetig steigenden Regaltragwerke zu schaffen.

Auf europäischer Ebene kann die Veröffentlichung der FEM-Richtlinie FEM 10.2.02 [R31] im Jahr 1998 als ein wichtiger Meilenstein betrachtet werden. Die FEM 10.2.02 beinhaltet „*Berechnungsempfehlungen für ortsfeste Paletten- und Fachbodenregale aus Stahl*“ und wurde unter Beteiligung der europäischen Regalhersteller, sowie von Experten aus der Wissenschaft und Praxis in enger Anlehnung an die europäische Stahlbaunormung ENV 1993-1-1 [R30] entwickelt. Für regalbautypische Fragestellungen, zum Beispiel der Drucktragfähigkeit von dünnwandigen Stützenquerschnitten mit Systemlochungen oder auch zur Schubsteifigkeit der Ständerrahmen, die nicht oder nur unzureichend mit den verfügbaren analytischen Methoden behandelt werden konnten, sind ergänzend versuchsbasierte Tragfähigkeits- und Steifigkeitsermittlungen in die FEM-Richtlinie aufgenommen worden. Neben den Vertretern der Regalhersteller sind vor allem die Experten *Davies* und *Godley* von den Universitäten Manchester (UK) bzw. Oxford-Brookes (UK) sowie *Möll* und *Rosbach* vom Dr. Ingenieurbüro Möll aus Darmstadt für die Erstellung der FEM-Richtlinie verantwortlich. Aufgrund der engen Anbindung der FEM 10.2.02 an den parallel erarbeiteten Eurocode 3 konnte die FEM-Richtlinie ohne signifikante inhaltliche Anpassungen in die aktuelle europäische Norm DIN EN 15512 [R12] überführt werden. Auf der amerikanischen Seite ist das Pendant zur FEM-Richtlinie der 1997 veröffentlichte RMI-Code „*Specification for the design and utilization of industrial steel storage racks*“ [R40], der unter Beteiligung von *Peköz* von der Cornell Universität in den USA erarbeitet wurde. Wie *Godley* und *Davis* in [17] darlegen, ist die FEM-Richtlinie insgesamt wesentlich umfangreicher als der RMI-Code, der vermutlich auch aufgrund der abweichenden Konstruktionspraxis in den USA mit weniger Schraub- und mehr Schweißverbindungen bei den Ständerrahmen auch 1997 noch die rein analytische Bestimmung Schubsteifigkeit auf Basis der Schubtheorie von *Timoshenko* vorsieht.

Die Forschungsarbeiten, die im Kontext der FEM-Richtlinie bzw. des RMI-Codes durchgeführt wurden, beschäftigten sich unter anderem mit der Stabilität von Palettenregalen in Längsrichtung ([16], [15]), der Stabilität von Ein- und Durchfahrregalen ([33], [34], [84]), der Drucktragfähigkeit der regalbautypischen Ω -förmigen Stützen und dem Einfluss von Systemlochanlagen ([18], [76]). Der jeweilige Stand der Technik wird in verschiedenen Fachartikeln übersichtlich zusammengefasst. Hier sei insbesondere noch einmal auf den ausführlichen Vergleich der FEM-Richtlinie mit dem RMI-Code von *Godley* und *Davis* in [17] und die Veröffentlichungen von *Möll* zur Planung, Herstellung, Montage und Betrieb von Palettenregalen in [58], [59] und [60] sowie von *Tilburgs* in [99] hingewiesen. Wie die Anzahl der Veröffentlichungen zu Fragestellungen auf dem Gebiet des Regalbaus deutlich zeigen, sind die Universitäten Manchester (UK), Oxford-Brookes (UK) und Cornell (USA) sowie das Ingenieurbüro Dr. Möll als die Kompetenzzentren einzustufen, welche die Forschung auf dem Gebiet des Regalbaus maßgeblich geprägt haben. In der jüngeren Vergangenheit haben weitere Stahl- und Leichtbauexperten national und international Forschungsarbeiten zu Fragestellungen aus dem Regalbau durchgeführt. Hier sind im Wesentlichen die Universitäten von Sydney mit *Rasmussen* und *Gilbert* (AUS), Trento mit *Baldassino* (I) und Dortmund mit *Ungermann* und *Brune* zu nennen, die mit Forschungsarbeiten zu Themen, wie dem Trag- und Verformungsverhalten von Ein- und Durchfahrregalen (vgl. [29], [31] und [30]), der Steifigkeit von Regalfußpunkten (vgl. [27]), dem Einsatz von höherfesten Stählen im Regalbau (vgl. [107]) und auch zur Schubsteifigkeit von Ständerrahmen (vgl. [15], [32], [104] und [106]), zur Weiterentwicklung des Regalbaus beigetragen haben. In [32] lag der Schwerpunkt der Untersuchungen auf dem Vergleich der beiden alternativen Ansätze zur experimentellen Ermittlung der Schubsteifigkeit der Ständerrahmen im „stehenden“ bzw. „liegenden“ Rahmenschubversuch aus AS 4084 [R2]. Ein Konzept zur analytischen Bestimmung der Schubsteifigkeit war dabei nicht Gegenstand der Forschungsarbeiten. Das Thema der Schubsteifigkeit ist auch an der Universität Oxford-Brookes von *Sajja*, *Beale* und *Godley* seit 2004 stetig weiter untersucht und mit der PhD-Thesis von *Sajja* [79] im Jahr 2010 „abgeschlossen“ worden. Die hier grob umrissenen Forschungsarbeiten stellen den aktuellen Wissensstand zur Rahmenschubsteifigkeit von Ständerrahmen dar und werden in dem nachfolgenden Abschnitt detaillierter vorgestellt. Einen guten Überblick über den derzeitigen Stand der Technik bietet die auch im Kontext der Bemessung von Regaltragwerken aufgegriffene Veröffentlichung von *Brune*, *Heptner*, *Stangenberg* und *Ungermann* im Stahlbaukalenderbeitrag von 2015 „*Regale in Stahlbauweise*“ [12].

2.5.2 Forschungsarbeiten zur Schubsteifigkeit von Ständerrahmen

Die konstruktionsbedingte Schubweichheit der für den Regalbau typischen Ständerrahmen ist seit Langem bekannt. Auf die Notwendigkeit, statische Berechnungen von Regaltragwerken im Bedarfsfall durch ergänzende Versuche abzusichern, hat Möll bereits im Jahr 1975 hingewiesen, wenngleich in der Veröffentlichung im Stahlbau nicht explizit die Schubweichheit angesprochen wird, vgl. [59]. Forschungsarbeiten und entsprechende Veröffentlichungen zur Schubsteifigkeit von Ständerrahmen sind allerdings erst ab dem Jahr 2002 zu finden, was vermutlich darauf zurückzuführen ist, dass jeder Regalhersteller firmenspezifische, nicht genormte dünnwandige Querschnitte einsetzt und die Schubsteifigkeiten der Ständerrahmen nur im Kontext der eigenen Forschung und Entwicklung untersucht hat. Mit der Veröffentlichung der Richtlinie FEM 10.2.02 [R13] im Jahr 1998 und dem darin erstmals detailliert geregelten Versuch zur experimentellen Ermittlung der Schubsteifigkeit ist die Thematik stärker in den Vordergrund gerückt.

Davies und *Godley* von den Universitäten Manchester bzw. Oxford-Brookes, die beide auch als Experten in die Erarbeitung der FEM 10.2.02 eingebunden waren, haben 1998 bei der Vorstellung der FEM-Richtlinie auf einer Fachkonferenz in den USA darauf hingewiesen, dass die Schubsteifigkeit von Ständerrahmen nur bedingt rechnerisch erfasst werden kann und besser auf experimentelle Verfahren zurückgegriffen werden sollte. Sie stufen die Durchführung der Rahmenschubversuche entsprechend der FEM 10.2.02 als obligatorisch ein, ohne dass sie einen Vergleich zwischen rein analytisch und experimentell ermittelten Schubsteifigkeiten liefern. Der erste quantitative Vergleich, der bei der Literaturrecherche gefunden wurde, stammt aus einer Veröffentlichung von *Godley* zum Trag- und Verformungsverhalten von Drive-In-Regalen aus dem Jahr 2002, vgl. [34]. In dem Artikel führt *Godley* aus, dass die Schubsteifigkeit von typischen Ständerrahmen aus dem Regalbau im Vergleich zur theoretisch maximal möglichen Schubsteifigkeit nur ca. 15 % erreicht. Als theoretisch maximal mögliche Schubsteifigkeit ist in diesem Kontext die nach der Schubtheorie von *Timoshenko* – nur aus den axialen Dehnungen der Fachwerkfüllstäbe folgende – Schubsteifigkeit aufzufassen.

Die Forscher *Sajja*, *Godley* und *Beale* von der Universität Oxford-Brookes haben sich in der Zeit von 2004 bis 2010 stetig weiter mit dem Thema Schubsteifigkeit von Ständerrahmen befasst, wie die Vielzahl der Veröffentlichungen belegt, vgl. [35], [78], [82], [83], [81] und [80]. In seiner 2010 veröffentlichten PhD-Thesis [79] fasst *Sajja* die gesamten seit 2004 durchgeführten Forschungsarbeiten zusammen, sodass die zuvor aufgeführten Literaturstellen in diesem Abschnitt nur kurz

aufgegriffen werden, um den Entwicklungsprozess darzustellen. Die Arbeiten von *Sajja*, *Godley* und *Beale* umfassen dabei sowohl experimentelle, theoretische als auch numerische Untersuchungen zum Trag- und Verformungsverhalten von Ständerrahmen. Über erste Erkenntnisse berichteten sie 2004 auf einer Fachkonferenz in den USA, vgl. [78]. *Sajja*, *Godley* und *Beale* stellen die Ergebnisse von insgesamt 21 Rahmenschubversuchen mit D-Fachwerken vor, die *Godley* und *Chwan* bereits 2001 durchgeführt haben, und führen in [78] aus, dass die Schubsteifigkeiten konstruktionsabhängig um Faktor 20 (Rücken an Rücken) bis 30 (Lippe an Lippe) kleiner ausfallen als nach der Schubtheorie von *Timoshenko*. Die Versuche erfolgten mit dem Versuchsaufbau aus der FEM-Richtlinie und sind von *Sajja* in [79] nicht weiter berücksichtigt worden. Eine detaillierte Übersicht mit den Ergebnissen findet sich in Kapitel 3.2.2 bei der Aufbereitung der Daten aller aus Fachveröffentlichungen verfügbaren Rahmenschubversuche und deren Einbindung in die zentrale Datenbank. Für die Versuche sind von *Godley* und *Chwan* Ω -förmige Stützen mit einer Systemlochung eingesetzt worden, die mit ihren Hauptabmessungen von $b/h = 90/70$ mm tendenziell für kleinere freistehende Palettenregale gebräuchlich sind, vgl. Bild 2.36. Dies spiegelt sich auch in der Variation der Rahmentiefe von $d = 370$ bis 1050 mm wider.

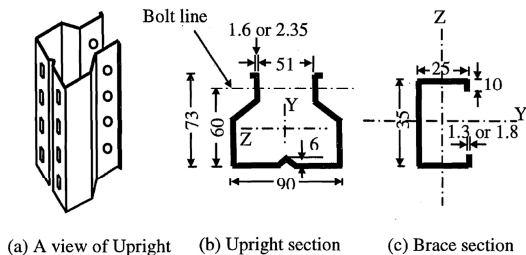


Bild 2.36: Querschnitte der Stützen und Füllstäbe aus den Rahmenschubversuchen in [78]

Soweit dies aus den veröffentlichten Daten hervorgeht, wurden die Ständerrahmen – mit Ausnahme einer Gruppe – nur jeweils einmal getestet. Dieses Vorgehen entspricht nicht den Vorgaben der FEM 10.2.02, die eine Mittelwertbildung aus mindestens drei Versuchen vorsieht. Für die einzige Gruppe mit drei Versuchen beträgt das Verhältnis von Standardabweichung zur mittleren Schubsteifigkeit etwa $S_{Abw,N} / S_{ti,m} = 0,080 = 8,0 \%$. Quervergleiche zwischen den Ergebnissen der Einzelversuche haben aufgrund der typischen Streuungen augenscheinlich nur bedingt Aussagekraft. Die parallel durchgeführten numerischen Untersuchungen mit einem dreidimensionalen Stabwerksmodell und der Software LUSAS liefern – je nach Modellbildung und Umsetzung der Lagerungsrandbedingungen – mit Abweichungen von Faktor 2,3 bis 4,9 noch keine befriedigenden Übereinstimmungen. Dies wird

auf den Umstand zurückgeführt, dass nicht alle die Schubsteifigkeit beeinflussenden Faktoren vollumfänglich in dem numerischen Modell erfasst sind. Die Autoren verweisen auf die Notwendigkeit von weiteren Studien mit besser geeigneten numerischen Modellen, über die im Kontext der PhD – Thesis von Sajja ausführlich berichtet wird.

Um eine breitere Datenbasis zu erhalten, haben *Sajja, Godley und Beale* zunächst bis 2006 mehr als 70 weitere Rahmenschubversuche durchgeführt. Die experimentellen Untersuchungen sind in den Zeitraum gefallen, in dem die FEM 10.2.02 [R31] in die DIN ENV 15512 [R26] überführt worden ist. Der dabei modifizierte Versuchsaufbau geht auf eine Empfehlung von *Sajja, Godley und Beale* zurück, die in ihren experimentellen Untersuchungen festgestellt haben, dass die Lagerung jedes einzelnen Fachwerkknotens wie in [R31] vorgesehen, inkonsistente Ergebnisse liefert. Mögliche Effekte aus Reibung an den Auflagern der einzelnen Fachwerkknoten stufen die Autoren in [82] zudem als kritisch ein, da diese zu einer Überschätzung der Schubsteifigkeit führen können. Im Kontext der experimentellen Untersuchungen greifen *Sajja, Godley und Beale* in [82] nochmals die geringe Schubsteifigkeit von Ständerrahmen mit der Anschlusskonfiguration Lippe an Lippe auf und führen aus, dass dieser Konstruktionstyp nach ihrer Auffassung nicht bzw. nicht mehr gebräuchlich ist. In dem 2008 veröffentlichten Beitrag im Journal of Constructional Steel Research [83] empfehlen *Sajja, Godley und Beale* aufgrund der von ihnen gewonnenen Erkenntnisse eine weitere Modifikation für den Rahmenschubversuch. Um Verformungsanteile aus Schlupf messen zu können, wird in [83] angeregt, die Ständerrahmen mit einer axialen Zug- und Druckbelastung zu testen. Auch dieser Vorschlag ist bei dem im Frühjahr 2017 veröffentlichten ersten Entwurf für die Neufassung der E DIN EN 15512 [R20] berücksichtigt worden, wie Bild 2.30 dokumentiert. *Sajja, Godley und Beale* haben mit ihren Forschungsarbeiten somit einen wesentlichen Beitrag zur Weiterentwicklung des Rahmenschubversuchs geleistet. Auf Basis ihrer experimentellen Untersuchungen fassen *Sajja, Godley und Beale* in [83] die aus ihrer Sicht in der Schubtheorie von *Timoshenko* fehlenden und für die Schubweichheit maßgeblichen Einflussfaktoren wie folgt zusammen:

- Anschluss­ex­zen­tri­zi­tä­ten („major role in shear stiffness“)
- Dehn­stei­fig­keit der Stützen
- Länge und Anzahl der Aussteifungsfelder
- Aussteifungstyp, z. B. D-, Z- oder X-Fachwerk
- Schlupf in den Anschlüssen
- Verzerrungen der Stützenquerschnitte im Anschlussbereich

Zum Schlupf in den Anschlüssen verweisen die Autoren in [83] auf eine weitere Veröffentlichung von *Godley* und *Beale*, in der dieses Thema vor dem Hintergrund der Grenztragfähigkeit und möglicher Ansätze für Imperfektionen betrachtet wird. Auf die zugehörige Literaturstelle [35] wird nach der Darstellung der wesentlichen Erkenntnisse aus der PhD-Thesis von *Sajja* noch eingegangen. Da die beiden Veröffentlichungen [81] und [80] aus dem Jahr 2010 „nur“ die Weiterentwicklungen der numerischen Modelle und detailliertere Darstellungen der experimentellen Untersuchungen behandeln, die auch in der PhD-Thesis von *Sajja* [79] enthalten sind, erübrigen sich hier weitere Ausführungen. *Sajja* hat seine PhD-Thesis nach dem Stand der Technik in drei Hauptabschnitte gegliedert: „*Experimental study*“, „*Numerical study*“ und „*Analytical study and comparison of the result*“. Diese Gliederung wird bei den nachfolgenden Ausführungen zu [79] aufgegriffen. Auf eine ausführliche Darstellung der Versuchsergebnisse wird mit dem Verweis auf Kapitel 3.2.2 bzw. die tabellarische Aufbereitung in Anhang C.1 verzichtet.

Experimentelle Untersuchungen aus [79]:

Bei den experimentellen Untersuchungen an der Universität Oxford-Brookes haben *Sajja*, *Godley* und *Beale* den Schwerpunkt auf die folgenden Einflussfaktoren gelegt:

- Anschlusskonfiguration Lippe an Lippe und Rücken an Rücken
- Lagerungsrandbedingungen gem. FEM 10.2.02 und alternativ DIN 15512
- Einfluss der Schraubenvorspannung bzw. des Anziehmomentes
- Anzahl der Aussteifungsfelder, $n = 1,0$ bis $3,0$ / Rahmensymmetrie
- Rahmentiefe $d = 605, 902, 1032$ und 1050 mm
- Aussteifungstyp, D-, Z- oder X-Fachwerk

Die Querschnitte wurden nach ersten Vorversuchen, über die bereits in [78] berichtet wurde, nicht mehr variiert. *Sajja* setzt weiterhin Ω -förmige Stützenquerschnitte mit Systemlochungen und Hauptabmessungen von $b/h/t = 90/70/2,80$ mm ein, vgl. Bild 2.36. Als Füllstäbe werden C-Profile verwendet, die Hauptabmessungen von $b/h/t = 35/25/1,50$ mm aufweisen. Die Querschnittswerte der verwendeten Profile sind von *Sajja* angegeben worden, wohingegen die verwendeten Materialgüten sowie die Durchmesser und Festigkeitsklassen der Schrauben in [79] nicht zu finden sind. Bild 2.37 zeigt den Versuchsaufbau und die Positionierung der Messstellen. Die Versuche sind alle kraft geregelt mit einer Belastungsgeschwindigkeit von $v = 0,1$ kN/sec gefahren worden. Wie aus Bild 2.37 hervorgeht, wird in den Versuchen analog zur Vorgabe der DIN EN 15512 eine axiale Druckkraft aufgebracht. *Sajja* weist in diesem Kontext darauf hin, dass die zum Zeitpunkt der Versuchsdurchführung gültige Richtlinie FEM 10.2.02 eigentlich eine axiale Zugkraft

vorsieht. Zugunsten der einfacheren Umsetzung im Versuchsaufbau wurde aber bei allen in [79] dokumentierten Rahmenschubversuchen auf eine axiale Druckkraft gesetzt. Es ist des Weiteren wichtig anzumerken, dass die Rahmenkonfigurationen in der Regel nur in einem bzw. zwei Versuchen getestet worden sind. Auf die Durchführung von insgesamt drei Versuchen – wie es aufgrund der üblichen Streuungen von steifigkeitsorientierten Versuchen nach FEM 10.2.02 vorgesehen ist – haben die Forscher um *Sajja* verzichtet. Bezüglich der nur aus ein oder zwei Versuchen abgeleiteten Schlussfolgerungen verbleibt somit eine gewisse Unsicherheit bzw. Unschärfe. Dennoch kann *Sajja* mit den eigenen Versuchen und den Datensätzen von *Godley* und *Chwan* aus [78] auf insgesamt fast 100 Ergebnisse von Rahmenschubversuchen zurückgreifen.

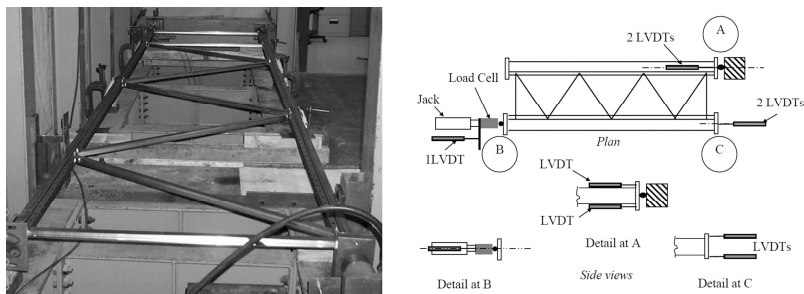


Bild 2.37: Versuchsaufbau und Lage der Messstellen der Oxford-Brookes-Versuche aus [79]

In die Auswertung der verfügbaren Daten steigt *Sajja* mit einem Vergleich der **Anschlusskonfigurationen** Lippe an Lippe bzw. Rücken an Rücken ein. Die Ergebnisse seiner Versuche bestätigen, dass Lippe an Lippe-Konfigurationen um den Faktor $f = 1,90$ kleinere Schubsteifigkeiten aufweisen als vergleichbare Ständerrahmen mit der Anschlusskonfiguration Rücken an Rücken. *Sajja* greift hierzu auf insgesamt 20 Datensätze mit zwei unterschiedlichen Rahmentiefen und fünf unterschiedlichen Rahmenlängen zurück. Bei diesem Vergleich nutzt *Sajja* nur Versuche, die in Anlehnung an die DIN EN 15512 ohne Lagerungen der Zwischenknoten durchgeführt worden sind, da er zusammen mit *Godley* und *Beale* schon in [82] auf die inkonsistenten Ergebnisse bei der Versuchsdurchführung gemäß FEM 10.2.02 hingewiesen hat. Auf die ergänzenden Versuche von *Sajja*, bei denen er die Tordierungen der Stützenquerschnitte der Ständerrahmen gemessen hat, wird hier nicht weiter eingegangen, da die Ergebnisse grundsätzlich bestätigen, dass bei den Rücken an Rücken-Anschlüssen die Verdrehungen der Stützenquerschnitte kleiner ausfallen als bei vergleichbaren Rahmen mit Lippe an Lippe-Anschlüssen. Bei der Rückrechnung auf die zugehörigen Rotationssteifigkeiten in Kapitel 3.4.4 der PhD-Thesis von *Sajja* wird für die Exzentrizitäten auf den Abstand der Schwerelinien der Diagonalen

zurückgegriffen. Der Kraftfluss in den Fachwerkknoten und damit auch das Torsionsmoment in den Stützen folgt aber aus dem Abstand der Lastübergabepunkte, die hier durch die Kontaktzonen der Querschnitte mit dem Schraubenschaft definiert sind.

Der Thematik der **Lagerungsrandbedingungen** hat sich *Sajja* dann auch in dem ersten eigenen Versuchsblock in insgesamt vier Rahmenschubversuchen gewidmet. In der ersten Variante sind die Ständerrahmen an allen Fachwerkknoten gelagert worden. Diese Lagerungsart folgt den Vorgaben der FEM 10.2.02 und wird von *Sajja* als RAN (= „Restraint at All Nodes“) bezeichnet. Die zweite alternative Lagerungsart entspricht der in die DIN EN 15512 übernommenen Lagerung der Eckknoten, die von *Sajja* mit dem Kürzel OCR (= „Only Corner Restraint“) bezeichnet wird. Es hat sich gezeigt, dass die Schubsteifigkeiten bei der RAN-Lagerung höher ausfallen, als bei der OCR-Lagerung. Der Effekt ist bei der Anschlusskonfiguration Lippe an Lippe aufgrund der Reduktion der Tordierung der Stützen deutlicher zu erkennen, als bei Rücken an Rücken-Anschlüssen. Aufgrund dieser Erkenntnis sind auch bei den weiteren Versuchsgruppen die Lagerungsrandbedingungen OCR und RAN parallel getestet worden. Die bereits in [82] von *Sajja*, *Godley* und *Beale* ausgesprochene Empfehlung, die Ständerrahmen nur an den vier Eckpunkten zu lagern, basiert auf der Auswertung von weiteren 48 Versuchen, die alle die gleichen Tendenzen aufgewiesen haben.

Als weiteren möglichen Einflussfaktor hat *Sajja* das **Anziehmoment** der Schraubverbindungen in zwölf Rahmenschubversuchen untersucht. Das Anziehmoment wird zwischen $M_v = 5,0$ und $20,0$ Nm variiert. Da *Sajja* weder den Schraubendurchmesser noch die Festigkeitsklasse angibt, kann nur aus dem Hinweis, dass mit $M_v = 15$ Nm eine Vorspannkraft von ca. 60 % der Vollvorspannung erreicht wird, auf die vermutlich verwendeten Schrauben M8-8.8 zurückgeschlossen werden. Die Ergebnisse der Versuche von *Sajja* haben aufgezeigt, dass das Anziehmoment einen signifikanten Einfluss hat. Selbst wenn der von *Sajja* als Fehlversuch eingestufte Versuch Nr. 3 (in [79]: 3PF17RAN) außer Acht bleibt, variiert die Schubsteifigkeit zwischen $S_{ti} = 363$ und 702 kN für die RAN-Lagerung bzw. $S_{ti} = 263$ und 674 kN für die OCR-Lagerung. *Sajja* kommt in seiner PhD-Thesis zu dem Schluss, dass ab einem Anziehmoment von $M_v = 12,5$ Nm konsistente Ergebnisse erzielt werden, und begründet damit auch seine Festlegung des Anziehmomentes von $M_v = 15$ Nm, das bei allen weiteren Rahmenschubversuchen an der Oxford-Brookes Universität verwendet wurde. Konstruktionsbedingt ist zu hinterfragen, wie bei den eingesetzten dünnwandigen offenen Querschnitten Vorspannkraft mit ca. 60 % der vollen Vorspannung erzielt werden können, ohne dass sich im Anschlussbereich signifikante lokale Deformationen einstellen. Ferner werden mit dem Anziehmoment $M_v = 15$ Nm Schubsteifigkeiten erreicht, die um den Faktor 2,0 höher liegen als bei

$M_v = 5 \text{ Nm}$. Dies heißt im Umkehrschluss, dass auch nur mit einer zusätzlichen auf den Baustellen praktikablen Montageanweisung die hohen Schubsteifigkeiten gewährleistet werden können. Abschließend weist *Sajja* darauf hin, dass auf das Anziehmoment ein besonderes Augenmerk gelegt und bei Bedarf auch auf zusätzliche Sensitivitätsstudien zurückgegriffen werden sollte.

Die bisher vorgestellten Rahmenschubversuche sind alle entsprechend der FEM 10.2.02 mit drei Aussteifungsfeldern getestet worden. Da bei der Schubtheorie von *Timoshenko* die Rahmengeometrie nur über den Neigungswinkel ϕ erfasst wird, hat *Sajja* in weiteren Rahmenschubversuchen den Einfluss der **Anzahl der Aussteifungsfelder** untersucht. Er hat hierzu Ständerrahmen mit $n = 1,0$ bis $3,0$ und den Anschlusskonfigurationen Lippe an Lippe und Rücken an Rücken getestet. Die Ergebnisse sind für die OCR-Lagerung in Bild 2.38 dargestellt.

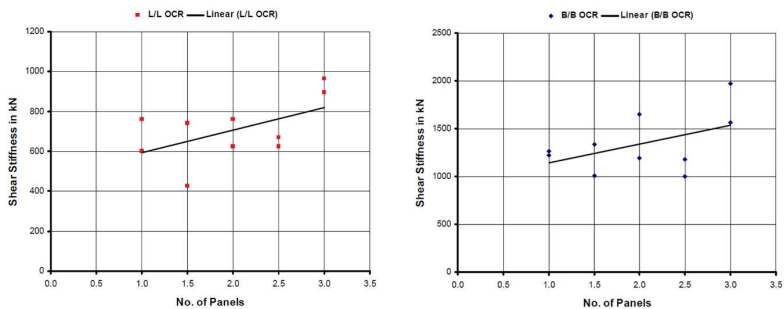


Bild 2.38: Darstellung der Schubsteifigkeit über der Anzahl der Aussteifungsfelder aus [76]

Auf Basis der 20 ausgewerteten Rahmenschubversuche kommt *Sajja* zu dem Schluss, dass ein Trend zu erkennen sei und die Schubsteifigkeit mit der Anzahl der Aussteifungsfelder zunehme. Bei der Auswertung wird allerdings nicht berücksichtigt, dass mit der zunehmenden Anzahl an Aussteifungsfeldern und der immer auf $F = 5,0 \text{ kN}$ begrenzten axialen Last, auch immer eine unterschiedlich große Querkraft auf das System einwirkt.

Auf die Ergebnisse der Rahmenschubversuche mit unterschiedlichen Rahmentiefen $d = 605, 902, 1032 \text{ mm}$ geht *Sajja* in [79] nicht näher ein, obwohl die Rahmentiefe ebenfalls einen signifikanten Einfluss auf die in der vorliegenden Arbeit als Schlankheit $\lambda = h/d$ bezeichneten Rahmenproportionen hat. Die Ergebnisse von *Sajja* decken sich nicht mit denen von *Godley* und *Chwan*, die mit einer abnehmenden Schlankheit einen stetigen Zuwachs der Schubsteifigkeit festgestellt haben. Bei dem Vergleich ist anzumerken, dass *Godley* und *Chwan* die Versuche mit der RAN- und *Sajja* mit der OCR-Lagerung durchgeführt haben. Die Vergleichbarkeit ist nur bedingt gegeben, allerdings sind die Schubsteifigkeiten der Versuche mit

$d = 902$ mm Rahmentiefe auffällig hoch. In dem Kontext seiner Untersuchungen zum Einfluss der Anzahl der Aussteifungsfelder verweist *Sajja* in seiner PhD-Thesis abschließend noch auf die Notwendigkeit weiterer Untersuchungen und die Auffälligkeiten bei den Versuchen mit unsymmetrischen Ständerrahmen.

Als unsymmetrisch sind die Ständerrahmen einzustufen, die eine nicht ganzzahlige Anzahl an Aussteifungsfeldern aufweisen. Bei **unsymmetrischen Ständerrahmen** beeinflusst der Einbau bzw. die Ausrichtung der Füllstäbe die Schubsteifigkeit. *Sajja* führt hierzu ergänzend vier Versuche durch, bei denen er Ständerrahmen mit D-Fachwerken und nur einem Aussteifungsfeld testet, was vor dem Hintergrund der Fragestellung nicht nachvollziehbar ist, auch wenn *Sajja* diesen Abschnitt in seiner PhD-Thesis mit dem Titel „*Effect of loading Pattern*“ überschreibt. Er empfiehlt auf Basis seiner Erkenntnisse, Rahmenschubversuche mit Lastumkehr durchzuführen, um sicherzustellen, dass der mögliche Einfluss auf die Schubsteifigkeit erfasst und bei der Auslegung von Regaltragwerken berücksichtigt werden kann. Bei Abweichungen von bis zu 10% kann nach *Sajja* hinreichend genau mit dem Mittelwert der Schubsteifigkeiten gerechnet werden. Ansonsten sollte nach *Sajja* die kleinste Schubsteifigkeit angesetzt werden.

Da neben den bisher untersuchten D-Fachwerken weitere Typen wie Z- oder X-Fachwerke im Regalbau eingesetzt werden, untersucht *Sajja* diese in insgesamt sechs zusätzlichen Rahmenschubversuchen mit jeweils einem Aussteifungsfeld. Der Einfluss des **Aussteifungstyps** lässt sich nach *Sajja* kurz wie folgt zusammenfassen: Z-Fachwerke weisen die im Vergleich geringsten Schubsteifigkeiten auf und werden daher in [79] als nicht effizient eingestuft. Bei X-Fachwerken ist keine signifikante Steigerung der Schubsteifigkeit festgestellt worden, sodass diese aufgrund des deutlich höheren Materialeinsatzes im Vergleich zu den D-Fachwerken ungünstiger zu bewerten sind. Allerdings zeigen die Versuche von *Sajja* auch, dass der Einfluss der Anschlusskonfiguration bei X-Fachwerken weniger stark ins Gewicht fällt als bei D-Fachwerken.

Numerische Untersuchungen aus [79]:

Die numerischen Untersuchungen, die *Sajja* in seiner PhD-Thesis vorstellt, umfassen Vergleichsrechnungen zu zwei Rahmenschubversuchen, die mithilfe der Software LUSAS durchgeführt worden sind. Es wird dabei ausschließlich auf stabförmige Elemente zurückgegriffen, und das Modell von einem einfachen 2D-Fachwerk (Modell A) bis hin zu einem 3D-Stabwerksmodell mit Schraubenbiegung (Modell E) erweitert. Die nachfolgende Abbildung zeigt neben dem numerischen Modell des gesamten Rahmens auch die Umsetzung des Anschlussdetails.

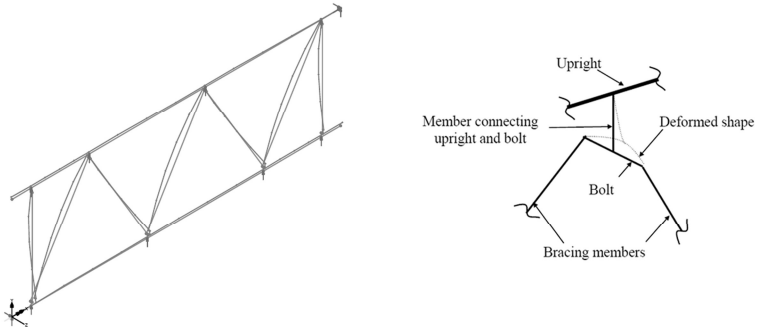


Bild 2.39: Numerisches Modell – gesamter Ständerrahmen / Anschlussdetail aus [79]

Zielwerte der Vergleichsrechnungen sind $S_{ti} = 1.243 \text{ kN}$ (Rücken an Rücken) bzw. $S_{ti} = 629 \text{ kN}$ (Lippe an Lippe). Mit dem numerischen Modell mit dem höchsten Detaillierungsgrad erreicht *Sajja* Schubsteifigkeiten, die zwischen Faktor 2,2 und 2,5 höher liegen als die Zielwerte aus den Versuchen. Für die ausgewählten Versuche erreicht er damit bessere Übereinstimmungen als bei seinen vorhergehenden Veröffentlichungen, bei denen die Modellbildung noch nicht die Tiefe hatte wie 2010. *Sajja* führt in seiner Zusammenfassung aus, dass in dem numerischen Modell nicht alle Einflussfaktoren abgebildet seien, und verweist darauf, dass hierfür komplexere dreidimensionale numerische Modelle erforderlich seien.

Analytische Untersuchungen und Vergleich der Ergebnisse aus [79]:

Sajja leitet in seinen analytischen Untersuchungen den Einfluss der axialen Längenänderung der Stützen auf die Schubsteifigkeit über ein Fachwerkmodell her, das in der nachfolgenden Abbildung mit der von *Sajja* verwendeten Nomenklatur dargestellt ist.

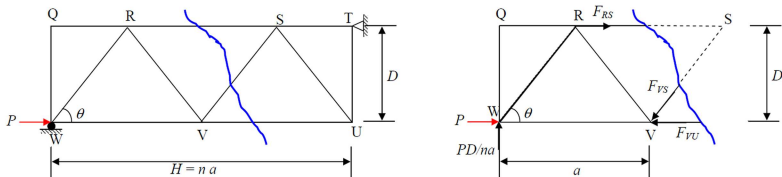


Bild 2.40: Fachwerkmodell zur Untersuchung des Einflusses der Stützenstauchungen aus [79]

Sajja stellt Gleichungen auf, mit denen sich die Längenänderungen der oberen und unteren Stütze für eine 1-Last bestimmen lassen. Mithilfe der Software MATHCAD leitet *Sajja* aus der Verformungsdifferenz der beiden Stützen insgesamt vier unten

angegebene Gleichungen ab, über die je nach Belastungssituation die Schubverformungen δ analytisch bestimmt werden können:

$$\begin{array}{l} \text{Compressive force –} \\ \text{whole panels:} \end{array} \quad \delta = \frac{\text{Pa}}{12EA} \cdot \left(\frac{1 + 2n^2}{n} \right) \quad (2.22)$$

$$\begin{array}{l} \text{Compressive force –} \\ \text{half panels:} \end{array} \quad \delta = \frac{\text{Pa}}{12EA} \cdot \left(\frac{1 - 6n + 2n^2}{n} \right) \quad (2.23)$$

$$\begin{array}{l} \text{Tensile force –} \\ \text{whole panels:} \end{array} \quad \delta = \frac{\text{Pa}}{12EA} \cdot \left(\frac{1 + 8n^2}{n} \right) \quad (2.24)$$

$$\begin{array}{l} \text{Tensile force –} \\ \text{half panels:} \end{array} \quad \delta = \frac{\text{Pa}}{12EA} \cdot \left(\frac{1 - 6n + 14n^2}{n} \right) \quad (2.25)$$

Ohne genauere Ausführungen kommt *Sajja* zu dem Schluss, dass der Anteil der Stützenverformungen vernachlässigbar klein sei und unberücksichtigt bleiben könne. Bei seinem abschließenden Vergleich zeigt *Sajja* noch einmal auf, wie weit die Versuchsergebnisse von der *Timoshenko*-Schubtheorie abweichen, und stellt den Einfluss der Schubsteifigkeit anschaulich an den Verzweigungslasten für verschiedenen schlanke Ständerrahmen dar (vgl. Fig. 6.6 in [79]).

Trotz der umfassenden und systematischen Bearbeitung der Fragestellungen zur Schubsteifigkeit von Ständerrahmen ist es *Sajja* in seiner PhD-Thesis nicht gelungen, ein geschlossenes analytisches Konzept zu entwickeln, mit dem eine realitätsnahe Berechnung der Schubsteifigkeit möglich wäre. In seinem Ausblick verweist er auf die Notwendigkeit weiterer experimenteller und numerischer Untersuchungen, um das Verständnis für die Schubsteifigkeit zu vertiefen.

Auf den möglichen Einfluss von Schlupf in den Anschlusspunkten ist *Sajja* in seiner PhD-Thesis nicht genauer eingegangen. Er verweist auf die Arbeit von *Godley* und *Beale*, die in [35] Ansätze aufzeigen, wie im Längs- und Quersystem von Regaltragwerken der Einfluss von Schlupf in den Einhakverbindungen bzw. den geschraubten Verbindungen der Ständerrahmen erfasst werden kann. Auf die im Kontext der vorliegenden Arbeit nicht relevanten Einhakverbindungen wird nicht näher eingegangen und auf die detaillierten Ausführungen in [1] und [35] verwiesen. Für das Quersystem schlagen *Godley* und *Beale* die Erweiterung der anzusetzenden Imperfektionen um den Schlupfanteil ϕ_1 vor, den sie wie folgt in der Gleichung (2) der DIN EN 15512 integrieren:

$$\phi = \sqrt{\left(\frac{1}{2} + \frac{1}{n_f} \right)} \cdot (2\phi_s + \phi_1) \left\{ \begin{array}{l} \geq \max(\phi_s + 0,5\phi_1; 1/500) \\ \leq 2 \cdot \phi_s \end{array} \right. \quad (2.26)$$

dabei sind:

- ϕ die anzusetzende Vorverdrehung
- n_f die Anzahl der verbundenen / gekoppelten Ständerrahmen
- ϕ_s der Quotient der zulässigen Montage-Lotabweichung und der Höhe
- ϕ_i der Anteil der schlupfbedingten Verformungen

In der Ausgangsgleichung in DIN EN 15512 ist die Komponente ϕ_i nicht enthalten (vgl. auch Gleichung (2.5) in Kapitel 2.2.3.3), was nach *Godley* und *Beale* immer dann zulässig ist, wenn die Schubsteifigkeit aus der Steigung des ersten Astes der Last-Verformungskurve abgeleitet wird, wie schematisch im linken Teil von Bild 2.41 skizziert. Dieser Ansatz führt zu einer deutlich reduzierten Schubsteifigkeit und damit verknüpft auch zu einer sehr kleinen Verzweigungslast für die Stabilitätsnachweise der Gesamtsysteme. Der von *Godley* und *Beale* dargestellte Ansatz widerspricht zudem den Vorgaben zur Auswertung der Schubversuche in der FEM 10.2.02 und der DIN EN 15512, vgl. Kapitel 2.2.5. Im Umkehrschluss lässt sich daraus auch schlussfolgern, dass bei Anwendung der normativ geregelten Auswertemethodik schlupfbedingte Verformungen immer durch einen geeigneten Imperfektionsansatz abgebildet werden müssen.

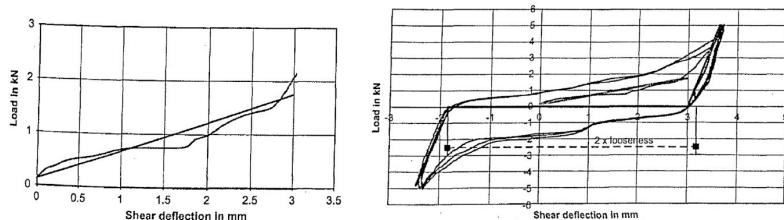


Bild 2.41: Schub- und Schlupfverformungen für typische Ständerrahmen aus [35]

Für die Festlegung der schlupfbedingten Verformungen empfehlen *Godley* und *Beale* durch Durchführung von Rahmenschubversuchen mit zyklischen Belastungen, aus denen sich dann wie im rechten Teil von Bild 2.41 dargestellt, der Schlupf ableiten lässt. Auf der sicheren Seite liegend sollten nach *Godley* und *Beale* für die Ermittlung des Schlupfes die Kurvenabschnitte zugrundegelegt werden, die bei der Entlastung der Ständerrahmen aufgezeichnet werden. Bei der Ableitung der Schiefstellung ϕ_i kann die insgesamt gemessene schlupfbedingte Verformung – von *Godley* und *Beale* als „2x looseness“ bezeichnet – auf die Hälfte reduziert werden. Für eine größere Anzahl gekoppelter Ständerrahmen ist der Ansatz plausibel. Bei einzelnen, nicht gekoppelten Ständerrahmen ist aber durchaus mit größeren schlupfbedingten Verformungen zu rechnen. *Godley* und *Beale* gehen hierauf in [35] nicht näher ein. Es ist auch zu hinterfragen, warum die Imperfektionen nach

Gleichung (2.26) weiterhin auf maximal den zweifachen Wert der zulässigen Montage-Lotabweichungen beschränkt werden dürfen. Insbesondere bei voll automatisiert betriebenen Hochregallagern sind die Anforderungen an die Montagetoleranzen sehr hoch, und der obere Grenzwert für die Imperfektion ist entsprechend klein. Bei weiterführenden Vergleichsrechnungen zum Einfluss der schlupfbedingten Verformungen, auf die im Anschluss noch eingegangen wird, wenden *Godley* und *Beale* die Begrenzung auf $\phi \leq 2\phi_s$ selbst nicht an. In den Entwürfen für die Neufassung der DIN EN 15512 [R28] bzw. [R29] ist auf Grundlage der Arbeiten von *Godley* und *Beale* der Einfluss von Schlupf in die Imperfektionsansätze integriert worden. Die in [R28] bzw. [R29] gewählten Formulierungen weichen von dem Vorschlag nach Gleichung (2.26) ab, wie der Vergleich zu den Ausführungen in Kapitel 2.2.3.3 aufzeigt.

Mit dem Verweis auf die Arbeit von *Sajja* gehen *Godley* und *Beale* in [35] nur kurz auf die Schubweichheit der Ständerrahmen ein. Dabei stellen sie für ein vereinfachtes Ersatzsystem eines beidseitig gelenkig gelagerten Trägers eine Gleichung auf, mit der sich die Anteile der Biegeverformungen der Diagonalen berechnen lassen. Die nachfolgend dargestellte Gleichung erlaubt keine Differenzierung bei Zug- und Drucklasten, stellt aber dennoch erstmals eine analytisch abgeleitete Erweiterung der Schubtheorie von *Timoshenko* dar:

$$\Delta L = \frac{PL}{EA} + \frac{Pe^2L}{EI} = \frac{PL}{EA} \cdot \left(1 + \frac{e^2A}{I} \right) \quad (2.27)$$

dabei sind:

- P die einwirkende Normalkraft
- L die Länge des biegebeanspruchten Stabes
- e die Exzentrizität des Stabanschlusses
- E der Elastizitätsmodul
- A die Querschnittsfläche
- I das Flächenträgheitsmoment für die betrachtete Biegeebene

Der erste Term spiegelt die axiale Längenänderung infolge der Stabnormalkräfte wider, und der zweite Term stellt die Erweiterung um die Biegeverformungen dar. Dieser Ansatz wird bei der Entwicklung des analytischen Bemessungskonzeptes in Kapitel 5 aufgenommen und so aufbereitet, dass eine Einbindung in den Ansatz nach der Komponentenmethode möglich ist.

Um den Einfluss der Schubweichheit und der schlupfbedingten Verformungen weiter zu untersuchen, haben *Godley* und *Beale* die Tragfähigkeit von exemplarisch ausgewählten Regalen mit Höhen von bis zu 20 m untersucht. Sie kommen dabei

zu dem Schluss, dass der Einfluss von schlupfbedingten Verformungen auf die Grenztragfähigkeit der Ständerrahmen nicht sehr groß sei. Dies gilt jedoch nicht uneingeschränkt für die Schubweichheit der Ständerrahmen, die sie in ihren numerischen Untersuchungen über die Variation der effektiven Querschnittsfläche der Diagonalen zwischen $A_{d,red} = 50 \text{ mm}^2$ (100 %) und $A_{d,red} = 1 \text{ mm}^2$ (2 %) abbilden. Die Ergebnisse haben sie in Form der maximalen Tragfähigkeit (= „safe working load“) für einen 20 m hohen Ständerrahmen und eine Rahmentiefe von 700 mm tabellarisch angegeben, vgl. Bild 2.42. Es ist deutlich zu erkennen, dass bis zu einer effektiven Querschnittsfläche von $A_{d,red} = 10 \text{ mm}^2$ (=20 %) die maximale Tragfähigkeit nur geringfügig beeinflusst wird (Malus ca. -5 %). Wird die effektive Querschnittsfläche weiter abgemindert, reduziert sich die maximale Tragfähigkeit des betrachteten Ständerrahmens überproportional stark und fällt für $A_{d,red} = 1 \text{ mm}^2$ (=2 %) auf weniger als die Hälfte ab. Wie Bild 2.42 des Weiteren zeigt, variiert die maximale Tragfähigkeit der Ständerrahmen zwischen den von *Godley* und *Beale* angesetzten Grenzwerten „kein Schlupf“ und 3,0 mm Schlupf¹ nur um 10 %. Bis etwa 1,50 mm Schlupf kann der Einfluss für den betrachteten Ständerrahmen nach der Einschätzung von *Godley* und *Beale* als quasi vernachlässigbar eingestuft werden. Dies ist aufgrund des beschränkten Umfangs der Untersuchungen zwar nicht pauschal auf alle Regaltragwerke übertragbar, zeigt aber im Hinblick auf den Grenzzustand der Tragfähigkeit auf, dass zusätzliche schlupfbedingte Verformungen tendenziell keine so große Rolle spielen. Ob dies auch für den Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit gilt, lässt sich aus [35] ebenso wenig ableiten wie die Übertragbarkeit auf Regaltragwerke mit größeren Bauhöhen.

Effects of different looseness on maximum design capacity

Effective area (mm ²)	0.0 mm looseness	0.5 mm looseness	1.0 mm looseness	1.5 mm looseness	2.0 mm looseness	2.5 mm looseness	3.0 mm looseness
50	1.997	1.997	1.997	1.956	1.901	1.850	1.803
45	1.995	1.995	1.985	1.953	1.899	1.848	1.800
40	1.992	1.992	1.992	1.950	1.896	1.845	1.797
35	1.988	1.988	1.988	1.946	1.892	1.841	1.794
30	1.983	1.983	1.983	1.941	1.887	1.836	1.789
25	1.976	1.976	1.976	1.934	1.880	1.829	1.782
20	1.965	1.965	1.965	1.923	1.869	1.818	1.771
15	1.946	1.946	1.946	1.905	1.850	1.800	1.753
12.5	1.931	1.931	1.931	1.890	1.835	1.785	1.739
10	1.908	1.908	1.908	1.866	1.812	1.763	1.716
5	1.782	1.782	1.782	1.743	1.692	1.646	1.603
1	0.913	0.913	0.913	0.904	0.891	0.863	0.819

Bild 2.42: Maximale Tragfähigkeit in Abhängigkeit von Schlupf und Schubsteifigkeit aus [35]

¹ *Godley* und *Beale* setzen den im Rahmenschub in axialer Richtung gemessenen Schlupf bei der Definition der Vorverdrehung in eine korrespondierende Kopfauslenkung um, wie die in [35] angegebenen Winkel für die Vorverdrehung belegen (Schlupf 3,0 mm / $\phi_1 = 0,0043 \text{ rad} \Rightarrow$ Kopfauslenkung 85,7 mm).

Alle bis hierhin vorgestellten Forschungsarbeiten zur Schubsteifigkeit von Ständerrahmen sind an der Universität Oxford-Brookes von *Sajja, Godley* und *Beale* sowie zu Beginn von *Godley* und *Chwan* durchgeführt worden. Aber auch außerhalb von Großbritannien haben sich Experten mit der Thematik befasst. Hier sind namentlich vor allem *Gilbert* und *Rasmussen* aus Australien sowie *Baldassino* aus Italien zu nennen. Auf die zum Teil auch in Kooperation bearbeiteten Forschungsarbeiten wird in den nachfolgenden Abschnitten eingegangen.

Die im Kontext der Schubsteifigkeit von Ständerrahmen ersten relevanten Veröffentlichungen stammen von *Gilbert* und *Rasmussen*, die sich an der Universität Sydney mit dem Trag- und Verformungsverhalten von Drive-In-Regalen befasst haben. Sie haben ihre 2009 veröffentlichten Forschungsarbeiten thematisch gegliedert und sich im ersten, inhaltlich besonders relevanten Forschungsbericht Nr. R899 (vgl. [29]) mit den experimentellen Untersuchungen von Bauteilen und Komponenten von Regalsystemen befasst. In den beiden weiteren Forschungsberichten Nr. R900 und R901 gehen *Gilbert* und *Rasmussen* auf einen Großbauteilversuch an einem 4x4x4-Stellplätze umfassenden Drive-In-Regal, sowie die nachgeschalteten numerischen Berechnungen ein (vgl. [31] und [30]). Sie ziehen dabei zwar immer wieder Quervergleiche zu den in R899 beschriebenen Bauteilversuchen, aber die wesentlichen Aspekte und im Kontext der Schubsteifigkeit von Ständerrahmen relevanten Fragestellungen werden alle bereits in dem Forschungsbericht R899 behandelt. In diesem Forschungsbericht werfen sie die grundsätzliche Frage auf, ob der in Europa etablierte und in der DIN EN 15512 normativ geregelte Rahmenschubversuch für die realitätsnahe Ermittlung der Schubsteifigkeit geeignet ist. *Gilbert* und *Rasmussen* greifen hierbei die Ergebnisse der Forschungsarbeiten von *Sajja* et al. auf und teilen deren Einschätzung, dass die Schubweichheit nur bedingt Einfluss auf die Grenztragfähigkeit von Regaltragwerken hat, aber im Hinblick auf die Gebrauchstauglichkeit – insbesondere bei Hochregallagern in Silobauweise – von essenzieller Bedeutung ist. Dabei stellen sie grundsätzlich klar, dass auch aus ihrer Sicht die in der australischen Norm AS4084 von 1993 (vgl. [R1]) und dem amerikanischen RMI-Code von 2008 (vgl. [R39]) verankerte Verwendung der *Timoshenko*-Schubtheorie unzureichend ist, um die Schubweichheit der für den Regalbau typischen Ständerrahmen zu bestimmen. Im Anschluss an diese Einschätzung hinterfragen sie – ohne Anhaltspunkte oder Begründungen zu nennen – ob sich die von *Sajja* et al. aufgezeigten Einflussfaktoren anders verhalten, wenn anstelle einer axialen eine transversal ausgerichtete Beanspruchung aufgebracht wird. Sie skizzieren hierfür zwei Varianten eines alternativen „stehenden“ Rahmenschubversuchs, vgl. Bild 2.23.

2 Stand der Technik und Forschung

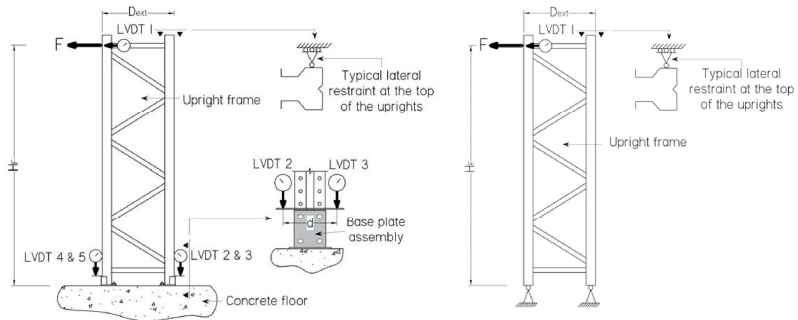


Bild 2.43: Alternativer Versuchsaufbau aus dem Forschungsbericht R899 [29]

Der Versuchsaufbau und die transversal ausgerichtete Beanspruchung bedingen signifikante Biegebeanspruchungen. Mit den möglichen Starrkörperrotationen infolge des „base plate uplift“ und den eigentlichen Schubverformungen lässt sich die Gesamtverformung der Ständerrahmen nach *Gilbert und Rasmussen* wie folgt aufteilen:

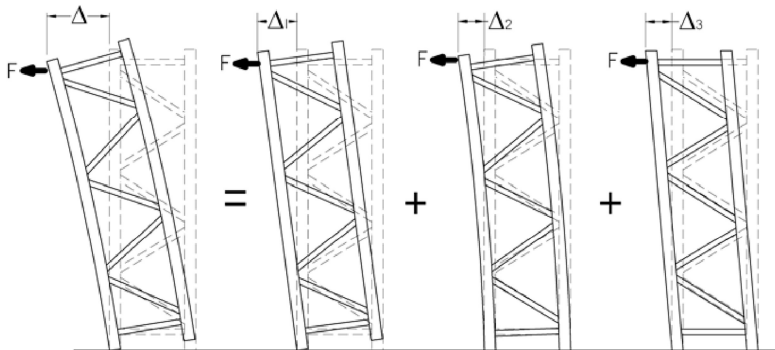


Bild 2.44: Definition der Verformungsanteile nach Gilbert und Rasmussen nach [29]

dabei sind:

- Δ die Gesamtverformung des Ständerrahmens am Rahmenkopf bestehend aus den Komponenten:
- Δ_1 Starrkörperrotationen infolge des „base plate uplift“
- Δ_2 Anteil der „reinen“ Biegeverformungen „pure bending“
- Δ_3 Anteil der „reinen“ Schubverformungen „pure shear“

Über den Effekt einer möglichen Starrkörperrotation haben *Gilbert und Rasmussen* im Kontext ihrer Untersuchungen zur Verbindung der Stützenfußpunkte mit dem

Fußboden im Forschungsbericht R899 berichtet, vgl. Bild 2.45. Das Phänomen kann insbesondere bei geringen Auflasten in den Stützen auftreten.

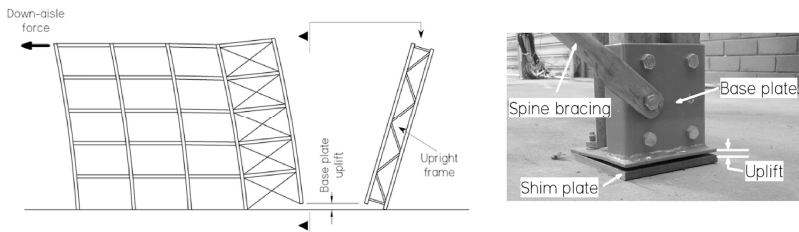


Bild 2.45: Verformungen im Quersystem infolge von „base plate uplift“ nach [29]

Gilbert und *Rasmussen* haben in [29] Versuche durchgeführt und experimentell Steifigkeitskoeffizienten abgeleitet, mit denen das Trag- und Verformungsverhalten der bei Zugbeanspruchungen als nachgiebig einzustufenden Stützenfüße erfasst werden kann. Im Hinblick auf die experimentelle Ermittlung der Schubsteifigkeit nach dem alternativen Versuchsaufbau ist eine entsprechende Sorgfalt bei der Konzeption der Fußpunkte notwendig. Daher haben die Autoren in [29] die Anordnung von Wegaufnehmern vorgeschlagen, um etwaige Starrkörperrotationen identifizieren zu können.

Im Kontext des Forschungsvorhabens führen *Gilbert* und *Rasmussen* scheinbar nur einen einzelnen Rahmenschubversuch durch, bei dem der alternativ vorgeschlagene Versuchsaufbau verwendet wird. Sie setzen für den Regalbau typische Ω - und C-förmige Querschnitte ein, wobei sie im Gegensatz zu den Forschern der Oxford-Brookes Universität auf Einzelanschlüsse – d. h. jeder Füllstab wird separat mit einer zweiseitigen Schraubverbindung angeschlossen – zurückgreifen. Im Vergleich zu dem in [R2] aufgenommenen Versuchsaufbau umfasst der von *Gilbert* und *Rasmussen* getestete Ständerrahmen zweieinhalb Aussteifungsfelder und somit sieben statt sechs Füllstäbe. Außer den im Appendix 6 dargestellten Querschnittswerten und der Information, dass die Schrauben mit einem Standard – Anziehmoment von $M_v = 20 \text{ Nm}$ „vorgespannt“ wurden, finden sich im Forschungsbericht kaum weitere Informationen zum getesteten Ständerrahmen. Weder die Rahmentiefe, die Rahmenhöhe, noch der Neigungswinkel der Diagonalen werden explizit angegeben. Die Versuchsergebnisse fassen sie in einer Last-Verformungskurve zusammen, die in Bild 2.46 mit den zugehörigen Ausgleichsgeraden gezeigt wird. Für die kombinierte Biege- und Schubverformung und ohne Anteile aus möglichen Starrkörperrotationen geben sie die Steigung der Ausgleichsgeraden mit $k_{ti} = 0,95 \text{ kN/mm}$ an. Mit dem ebenfalls in Bild 2.46 gezeigten FE-Modell erreichen *Gilbert* und *Rasmussen* ohne weitere Kalibrierungen bereits eine

Übereinstimmung von $\eta = k_{FE} / k_{ei} \approx 1,50$. Für eine weitere Kalibrierung des FE-Modells ist trotz der bereits guten Übereinstimmung eine Abminderung der Querschnittsfläche der Diagonalen um 63 % erforderlich. In diesem Kontext ist noch einmal darauf hinzuweisen, dass nur ein einzelner Rahmenschubversuch durchgeführt bzw. dokumentiert worden ist. Inwieweit mögliche Streuungen die getroffenen Aussagen beeinflussen, kann nicht bewertet werden.

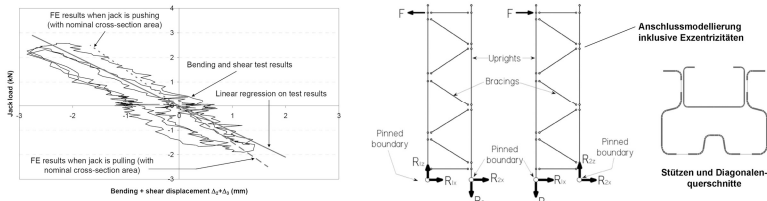


Bild 2.46: Last-Verformungskurve und FE-Modell zu dem Rahmenschubversuch aus [29]

In [29] erarbeiten *Gilbert* und *Rasmussen* des Weiteren die Grundlagen, um aus den Steigungen der Ausgleichsgeraden für den alternativen Versuchsaufbau auf die Schubsteifigkeit der Ständerrahmen zurückzuschließen. Sie verwenden dabei die in Bild 2.47 dargestellten Modelle.

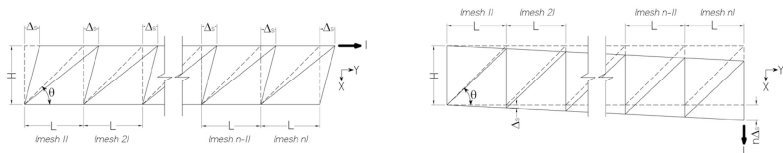


Bild 2.47: Modelle für die Ableitung der longitudinalen und transversalen Schubsteifigkeit

Aus den analytischen Betrachtungen folgt nach *Gilbert* und *Rasmussen*:

$$(G\Omega)_{\text{longitudinal}} = n \cdot L/H \cdot (G\Omega)_{\text{transversal}} \quad (2.28)$$

Die Nomenklatur in Gleichung (2.28) weicht von den Festlegungen in den einschlägigen Normen und Richtlinien ab, aber mit Bild 2.47 ist nachvollziehbar, dass der Term „ $n \cdot L/H$ “ die geometrischen Verhältnisse „ h/d “ widerspiegelt. Bei der Novelisierung der australischen Norm AS 4084 im Jahr 2012 ist die gleiche Nomenklatur wie in der DIN EN 15512 verwendet worden, sodass sich die in Kapitel 2.2.5 aufgeführten Gleichungen (2.13) bis (2.15) für die Ermittlung der Schubsteifigkeit ergeben.

Gilbert und *Rasmussen* haben ihre Forschungsarbeiten auf dem Gebiet der Schubsteifigkeit von Ständerrahmen 2011 auch auf einer internationalen Fachkonferenz in Rumänien vorgestellt, vgl. [28]. Inhaltlich sind im Vergleich zu [29] keine

neuen Erkenntnisse aufgezeigt worden. Erst in der gemeinsamen Veröffentlichung mit *Baldassino, Cudini* und *Rovere* (vgl. [32]) wird der alternative Versuchsaufbau mit transversaler Beanspruchung weiter erforscht und mit dem etablierten Versuchsaufbau mit axialer Belastung aus der DIN EN 15512 verglichen. Die Autoren berichten über die Ergebnisse von insgesamt 36 Rahmenschubversuchen, von denen jeweils 18 Versuche nach DIN EN 15512 bzw. dem alternativen Versuchsaufbau durchgeführt worden sind. Als Anlass und Hintergrund für die Untersuchungen verweisen sie auf die Erkenntnisse aus den Forschungsarbeiten von *Sajja* et al. und setzen mit ihren Untersuchungen dort an, wo *Gilbert* und *Rasmussen* in [29] und [28] geendet haben.

Für die an der Universität Griffith in Australien bzw. Trento in Italien durchgeführten Rahmenschubversuche sind Ständerrahmen mit drei Aussteifungsfeldern und X- und Z-Fachwerken verwendet worden. Die Hauptabmessungen der Ständerrahmen sind nicht variiert worden. Alle wiesen eine Höhe von 3400 mm und eine Tiefe von 950 mm auf. Die nachfolgende Abbildung zeigt die untersuchten Fachwerkkonfigurationen und die eingesetzten Querschnitte.

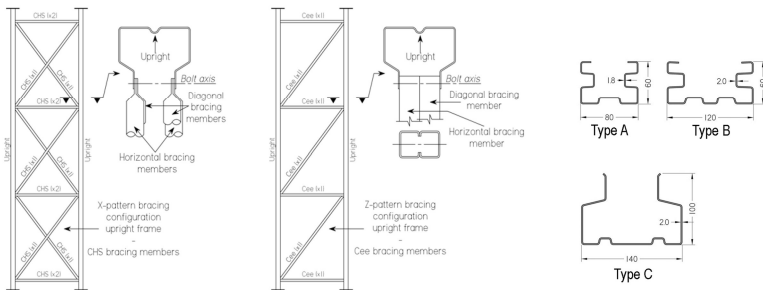


Bild 2.48: Untersuchte Fachwerkkonfigurationen und Stützenquerschnitte aus [32]

Im Hinblick auf die Stützenquerschnitte ist nur Typ C vergleichbar mit den von *Sajja* et al. untersuchten Ω -förmigen Stützen. Für die Füllstäbe werden in den Untersuchungen nicht nur dünnwandige offene Profile verwendet. Bei den Versuchen mit X-förmigen Fachwerken wird, wie in Bild 2.48 zu erkennen ist, auf kreisförmige Hohlprofile mit abgeflachten Endstücken zurückgegriffen. Bei allen weiteren Versuchen mit den Z-förmigen Fachwerken wurden C-Profile in der Anschlusskonfiguration Lippe an Lippe verwendet. Die Versuche wurden zu 75 % in Australien durchgeführt. Nur die DIN EN 15512-Versuche mit den Z-Fachwerken wurden in Italien gefahren. Um den Einfluss von Streuungen bei der Versuchsdurchführung erfassen zu können, sind zu jeder Fachwerkkonfiguration jeweils drei Ständerrahmen getestet worden. Bei den unsymmetrischen Ständerrahmen mit Z-

förmig angeordneten Füllstäben haben *Gilbert et al.* die Beanspruchung in den Versuchen immer so aufgebracht, dass die Diagonalen auf Druck beansprucht wurden.

Im Hinblick auf die Montage verweisen die Autoren in [32] auf unterschiedliche Konzepte. In Italien wurden die Schraubverbindungen entsprechend der Montageanweisung des Herstellers mit einem definierten, aber nicht näher benannten Anziehmoment vorgespannt. In Australien ist bei der Montage darauf geachtet worden, dass die Schrauben nur handfest angezogen wurden, um den Einfluss von Reibung in den Anschlüssen möglichst zu eliminieren. Auch im Hinblick auf die Unterbindung möglicher seitlicher Verformungen weisen *Gilbert et al.* auf Abweichungen hin, da die Position und Anzahl der seitlichen Führungen nicht identisch waren. In Australien waren vier Halterungen über die Stützenlänge und in Italien nur drei vorgesehen. Wie die aus [32] entnommenen Fotos der Versuchsaufbauten zeigen, war die Lage der Haltepunkte nicht konsequent abgestimmt und wurde in den Versuchen nicht beibehalten. Es ist des Weiteren auch nicht sicher erkennbar, ob in Italien immer nur eine Stütze seitlich gehalten wurde.



a) Trento - DIN EN 15512

b) Griffith - DIN EN 15512

c) Griffith - AS 4084

Bild 2.49: Durchführung der Rahmensubversuche in Italien und Australien nach [32]

Um sicherzustellen, dass die Durchführung der Versuche in zwei verschiedenen Forschungseinrichtungen – mit im Detail differierenden Umsetzungen – nicht zu einer Verfälschung der Ergebnisse beiträgt, ist eine Versuchsgruppe mit einem Z-förmigen Fachwerk in Griffith wiederholt worden. Dabei konnten keine signifikanten Abweichungen festgestellt werden. Die Last-Verformungskurven lagen annähernd deckungsgleich, sodass *Gilbert et al.* zu dem Schluss kommen, dass die Versuche in beiden Forschungseinrichtungen auf ähnliche Art und Weise durchgeführt worden sein und die Ergebnisse somit für weitere Vergleiche herangezogen werden könnten.

Die Ergebnisse der Versuche aus [32] sind in Bild 2.50 zusammenfassend dargestellt. Wie der Vergleich der Ergebnisse zeigt, sind bei den X-förmigen Fachwerken in den Versuchen nach AS 4084 mit $S_{Cti} \approx 1950$ kN signifikant größere Schubsteifigkeiten gemessen worden als in den Versuchen nach DIN EN 15512, bei denen sich

Werte zwischen $S_{ti} = 1215$ und 1425 kN ergeben haben. Bei den Z-förmigen Fachwerken sind die Abweichungen nicht so auffällig, aber auch hier liegen die im AS 4084-Versuch ermittelten Schubsteifigkeiten alle höher als bei dem Versuch nach DIN EN 15512. Aufgrund der Versuchsergebnisse stufen die Autoren in [32] den etablierten Rahmenschubversuch nach DIN EN 15512 als konservativ und im Hinblick auf die Auslegung von Regaltragwerken als unwirtschaftlich ein.

Table 4: EN 15512 [6] experimental average slope k_{ti} and frame shear stiffness S_{ti} (original test method)

Bracing type / pattern	Upright type	k_{ti}			S_{ti}		
		Average (kN/mm)	St. dev. (kN/mm)	CoV	Average (kN)	St. dev. (kN)	CoV
CHS / X	A	4.62	0.224	0.048	1213.0	58.7	0.048
	B	4.59	0.045	0.010	1215.8	11.9	0.010
	C	5.61	0.131	0.023	1425.3	33.1	0.023
Cee / Z	A	1.14	0.058	0.051	298.9	15.1	0.051
	B	0.56	0.009	0.016	148.1	2.4	0.016
	C	0.78	0.019	0.024	197.7	4.9	0.024

Table 5: AS 4084 [7] experimental average slope k_{Ci} and frame combined bending and shear stiffness S_{Ci} (alternative test method)

Bracing type / pattern	Upright type	k_{Ci}			S_{Ci}		
		Average (kN/mm)	St. dev. (kN/mm)	CoV	Average (kN)	St. dev. (kN)	CoV
CHS / X	A	0.57	0.035	0.061	1943.7	118.7	0.061
	B	0.57	0.005	0.009	1960.8	17.6	0.009
	C	0.56	0.045	0.081	1915.1	154.6	0.081
Cee / Z	A	0.089	0.003	0.033	306.7	10.2	0.033
	B	0.051	0.004	0.080	174.6	14.1	0.080
	C	0.076	0.005	0.065	260.4	16.8	0.065

Bild 2.50: Ergebnisse der Rahmenschubversuche gem. DIN EN 15512 & AS 4084 nach [32]

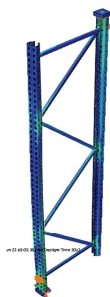
Gilbert et al. führen noch ergänzende numerische Berechnungen durch, die alle auf den Ergebnissen der eigenen Rahmenschubversuche aufbauen. Folgerichtig bestätigen die FE-Berechnungen, dass die X-förmigen Fachwerke in Rahmenschubversuchen nach AS 4084 ca. 1,6 bis 2,0-fach höhere Schubsteifigkeiten erreichen als bei der Versuchsdurchführung nach DIN EN 15512. Für die Z-förmigen Fachwerke liegt der Quotient mit 1,2 bis 1,5 niedriger. Zu einer Modellbildung sind *Gilbert et al.* im Rahmen ihrer Forschungsarbeit nicht gekommen. Die Autoren weisen in ihrem Fazit daher darauf hin, dass weiterer Forschungsbedarf bestehe, um zu einem besseren Verständnis für das Trag- und Verformungsverhalten der Ständerrahmen zu gelangen.

An der Universität Sydney hat sich des Weiteren *Firouzehaji* 2016 im Rahmen seiner PhD-Thesis [26] mit dem Einfluss von nachgiebigen Anschlüssen auf das Tragverhalten von Regalsystemen unter horizontalen Lasten aus Erdbeben befasst.

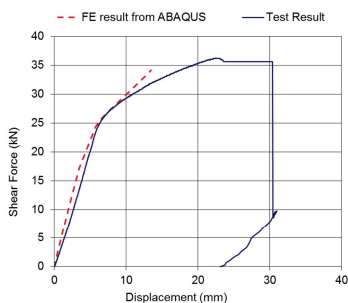
Der Schwerpunkt der Arbeit lag auf den Längssystemen von freistehenden Palettenregalen, die in der Regel nur über die Einhakverbindungen zwischen den Palettenträgern und den Stützen sowie über die momententragfähigen Anschlüsse der Regalfußpunkte ausgesteift werden. *Firouzianhaji* hat aber auch numerische und analytische Untersuchungen zu der Aussteifung der Quersysteme durchgeführt. Für seine Untersuchungen zum Quersystem kann *Firouzianhaji* auf insgesamt vier Rahmenschubversuche zurückgreifen, die 2012 von dem Regalhersteller Dexion Pty Ltd. durchgeführt worden sind. Die Rahmenschubversuche wurden mit einer in Stützenachsrichtung wirkenden Beanspruchung gefahren, (vgl. Bild 2.51 a).



a) Versuchsaufbau



b) FE-Modell



c) Vergleich Versuch und FE-Modell

Bild 2.51: Versuchsaufbau, numerisches Modell und Vergleich der Ergebnisse aus [26]

Für seine numerischen Untersuchungen setzt *Firouzianhaji* erstmals ein komplexes räumliches FE-Modell ein, bei dem er alle Bauteile detailliert mit Volumenelementen abbildet und auch die Interaktion zwischen den Schrauben und den dünnwandigen Blechen erfasst. Mit seinem FE-Modell erreicht er mit einer Abweichung von nur 10 % eine sehr gute Übereinstimmung (vgl. Bild 2.51 c)). Ergebnisse von Vergleichsrechnungen zu den ebenfalls getesteten Lippe an Lippe-Anschlüssen finden sich in [26] nicht.

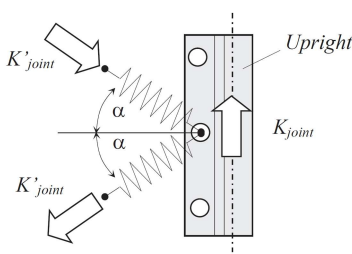
Firouzianhaji befasst sich in seiner PhD-Thesis auch mit theoretischen Betrachtungen zur Schubsteifigkeit und greift dabei auf die Arbeiten von *Zaharia* und *Dubina* zurück (vgl. [117] bzw. Kapitel 2.5.4 in der vorliegenden Arbeit), um die Steifigkeit der Lochleibungsfeder rechnerisch erfassen zu können. Für die Biegeverformungen der Schrauben greift er auf das Ersatzsystem eines beidseitig gelenkig gelagerten Balkens unter Einzellast zurück. Er fasst die Steifigkeitskoeffizienten für die Lochleibungsfeder und die Schraubenbiegung wie folgt zusammen:

$$k_{\text{joint}} = \left(\frac{1}{k_{\text{bolt}}} + \frac{1}{k_{\text{bearing}}} \right)^{-1} \quad (2.29)$$

Die Orientierung der Wegfedern definiert *Firouzianhaji* unabhängig vom Kraftfluss im betrachteten Knoten parallel zur Stützenachse. Für die weitere analytische Auswertung erfolgt eine Anpassung entsprechend der Gleichung (2.30), mit der die Wegfedern in Richtung der Achsen der Diagonalen gedreht werden.

$$k'_{\text{joint}} = k_{\text{joint}} / \sin^2 \alpha \quad (2.30)$$

Die Nachgiebigkeiten aus der Lochleibungsfeder und der Biegung der Schrauben überführt *Firouzianhaji* abschließend mit Gleichung (2.31) in einen Abminderungsfaktor β , mit dem der Steifigkeitskoeffizient für die axialen Verformungen der Füllstäbe k_{member} skaliert werden kann.



$$\beta = \frac{1}{1 + \frac{2k_{\text{member}} \cdot \sin^2 \alpha}{k_{\text{joint}}}} \quad (2.31)$$

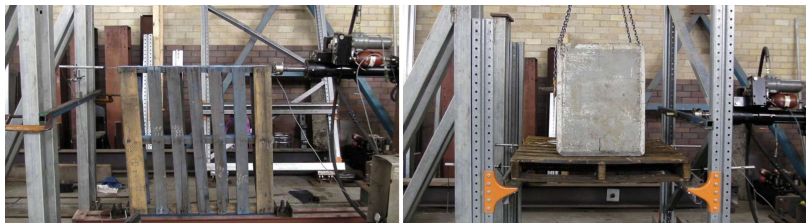
$$k_{\text{member}}^* = \beta \cdot k_{\text{member}} \quad (2.32)$$

Bild 2.52: Federmodell aus [26]

Der Ansatz, den *Firouzianhaji* in seiner PhD-Thesis wählt, gleicht dem Vorgehen bei der Entwicklung des analytischen Modells in Kapitel 5, es bestehen aber deutliche Abweichungen bei der Entwicklung des Federmodells und der Erfassung des Kraftflusses im Knoten. Es ist unter anderem zu hinterfragen, warum die Lochleibungsfedern für die Diagonalen und die Schraubenbiegung die gleiche Orientierung aufweisen. Aus dem Kraftfluss im Knoten folgt eine Biegebeanspruchung mit einer in Stützachsenrichtung wirkenden Deformation der Schrauben, während die Lochleibungsfeder der Diagonalen augenscheinlich parallel zur Füllstabachse orientiert ist. In den analytischen Betrachtungen von *Firouzianhaji* sind des Weiteren der Einfluss der Biegeverformungen der Füllstäbe sowie alle Deformationen der beiden Endpfosten nicht berücksichtigt worden. In Vergleichsrechnungen mit einfachen 2D-Stabwerksmodellen und dem Ansatz einer über Gleichung (2.31) reduzierten Querschnittsfläche der Füllstäbe erzielt *Firouzianhaji* Abweichungen von nur 28 % bezogen auf die Versuchsergebnisse. Dies verdeutlicht, dass die Lochleibungsverformungen und die Biegeverformungen der Schrauben einen signifikanten Einfluss auf die Schubsteifigkeit der Ständerrahmen haben. Die nicht dem Kraftfluss entsprechende Orientierung der Federn in dem analytischen Modell sowie die unzureichende Erfassung aller möglichen Verformungskomponenten zeigen auf,

dass hier weiterhin Forschungsbedarf besteht. Dabei muss auch berücksichtigt werden, dass die Steifigkeitskoeffizienten von *Zaharia* und *Dubina* für die Lochleibungsfedern überwiegend für Lochspiele von $\Delta d \approx 2,0$ mm und größere Schraubendurchmesser empirisch aus Versuchsdaten abgeleitet worden sind und nicht ohne Weiteres auf die Fragestellungen aus dem Regalbau mit deutlich kleineren Lochspielen von $\Delta d \approx 0,50$ mm übertragen werden können, vgl. Kapitel 2.5.4.

Im Kontext der Forschungsarbeiten, die in Australien auf dem Gebiet des Regalbaus durchgeführt wurden, ist abschließend noch auf die Untersuchungen von *Hua* und *Rasmussen* hinzuweisen, die sich in [41] mit der Schubsteifigkeit von hölzernen Paletten und dem Reibungskoeffizienten zwischen eingelagerten Paletten und den Palettenträgern befasst haben, vgl. Bild 2.53. Die untersuchten Paletten weisen Abmessungen von 1.200x1.200 mm auf und weichen damit von der in Europa gebräuchlichen Europalette ab. Die gewonnenen Erkenntnisse sind qualitativ aber auch auf abweichende Paletten übertragbar.



a) Schubversuch Palette 1.200x1.200mm

b) Messung Reibbeiwert Holz / Stahl

Bild 2.53: Experimentelle Untersuchungen von Hua und Rasmussen aus [41]

In den Schubversuchen haben *Hua* und *Rasmussen* einen signifikanten Einfluss des Zustandes der Paletten auf die Schubsteifigkeit feststellen können. Für Paletten in einem guten Zustand sind Steifigkeiten von bis zu $S = 18,5$ N/mm gemessen worden. Beschädigte oder in einem weniger guten Zustand befindliche Paletten erreichen immer noch Werte von $S = 5,1$ N/mm. Aus den insgesamt 20 Versuchen leiten *Hua* und *Rasmussen* charakteristische Steifigkeiten ab, die aufgrund der großen Streuungen in den Versuchen nur bei 4 bis 8 N/mm² liegen. Den Reibungskoeffizienten μ bei verzinkten Palettenträgern – ohne etwaige Verschmutzungen in den Kontaktbereichen – beziffern die Autoren in [41] mit $\mu = 0,439$. Dies deckt sich mit dem oberen Grenzwert von $\mu = 0,50$, den *Godley* in [33] angibt. *Hua* und *Rasmussen* haben in [41] des Weiteren numerische Vergleichsrechnungen für ein Drive-In-Regal durchgeführt und dabei festgestellt, dass die Kopfauslenkung um bis zu 47 % kleiner ausfallen, wenn die Steifigkeit der eingelagerten Paletten mit

erfasst werde. Im Hinblick auf die Beanspruchungen im Grenzzustand der Tragfähigkeit ist der Einfluss mit maximal -10 % deutlich kleiner. Den positiven Einfluss von eingelagerten Paletten haben sowohl *Gilbert* und *Rasmussen* bei einem Großversuch an einem 64 Stellplätze umfassenden Drive-In-Regal in [30] experimentell als auch *Salomon*, *Welch* und *Longinow* sowie *Harris* und *Hancock* bei ihren numerischen und analytischen Untersuchungen zur Stabilität der Längssysteme in [84] bzw. [39] beobachten können. Dass dabei bereits sehr geringe Reibungskräfte respektive Steifigkeiten der Paletten ausreichen, um die Tragfähigkeit günstig zu beeinflussen, hat *Godley* in seinen theoretischen Untersuchungen zur Stabilität von Regalstützen in [33] aufgezeigt. *Gilbert* und *Rasmussen* stellen in [30] hierzu aber klar, dass die Steifigkeit der Paletten und die Stabilisierung der Konstruktion über Reibungskräfte bei der Auslegung der Regaltragwerke zurzeit nicht berücksichtigt werden darf. Bei einzelnen Nachweisen, zum Beispiel dem Biegedrillknicknachweis von Palettenträgern, bei dem sich nach *Möll* und *Altmann* (vgl. [62]) sowie nach *Tilburgs* (vgl. [99]) die stabilisierende Wirkung aus den eingelagerten Paletten ebenfalls positiv bemerkbar macht, scheint eine Integration in das Nachweisformat möglich, da die maßgeblichen Lasten und die zusätzliche Stabilisierung einander bedingen. Mögliche positive Effekte aus der Scheibentragwirkung auf die Schubsteifigkeit der Ständerrahmen – z. B. eine höhere Steifigkeit der Torsionsfessel im Anschluss der Palettenträger oder Verteilung von H-Lasten auf mehrere, benachbarte Rahmen – können im Allgemeinen nicht ausgenutzt werden. Dies ist damit zu begründen, dass die maßgeblichen horizontalen Lasten aus Wind oder dem Regalbediengerät resultieren und damit nicht mit den eingelagerten Paletten verknüpft sind.

An der Universität von Trento sind von *Baldassino*, *Zandonini* und *Bernuzzi* weitere Forschungsarbeiten auf dem Gebiet des Regalbaus durchgeführt worden. Den Schwerpunkt ihrer Arbeiten haben die Forscher in Trento auf das Trag- und Verformungsverhalten der nachgiebigen Verbindungen zwischen den Ständerrahmen und den Palettenträgern und der Verbindungen der Stützenfüße mit dem Fußboden gelegt. Einen Überblick hierüber geben *Baldassino* und *Zandonini* in [7]. In der Veröffentlichung gehen die Autoren auf die besonderen Problemstellungen im Regalbau ein und zeigen auf, dass eine Kombination aus versuchsgestützter und analytischer Bemessung weiterhin erforderlich ist. Sie greifen bei ihren Ausführungen auf die aktuellen Regelwerke in Europa (DIN EN 15512 [R12]) und den USA (RMI-Code [R39]) zurück und berichten über die Unterschiede. Aufgrund der Ergebnisse ihrer eigenen Forschungsarbeiten können *Baldassino* und *Zandonini* etwas genauer auf Details eingehen als zum Beispiel *Davies* und *Godley*, die in [17] die FEM 10.2.02 mit dem amerikanischen RMI-Code verglichen haben. In dem Kontext

berichten *Baldassino* und *Zandonini* über die Durchführung von ca. 100 Rahmenschubversuchen an der Universität Trento und die dabei gewonnenen grundsätzlichen Erkenntnisse. Die einzelnen Versuche werden nicht im Detail beschrieben. Ob die Versuche Teil der in [32] dokumentierten Versuche sind, geht aus den Ausführungen von *Baldassino* und *Zandonini* nicht hervor. Die Versuche sind aber analog zu [32] mit drei Aussteifungsfeldern in dem nachfolgend dargestellten Versuchsaufbau entsprechend DIN EN 15512 durchgeführt worden.

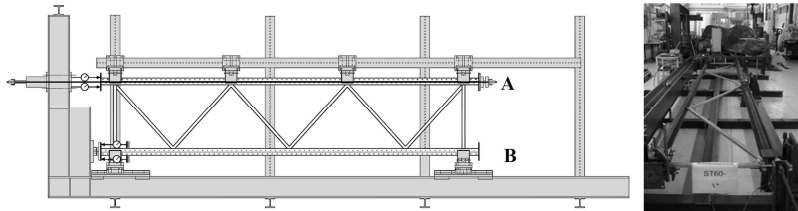


Bild 2.54: Versuchsaufbau für die Rahmenschubversuche in Trento aus [7]

Baldassino und *Zandonini* haben zu jeder getesteten Rahmenkonfiguration insgesamt vier Versuche gefahren, wobei die Einbausituation von ihnen variiert worden ist. In der Standardvariante (Test configuration 1) haben sie bei dem Lasteinleitungspunkt mit einer fallenden, auf Druck beanspruchten Diagonale begonnen, vgl. Bild 2.56. Diese Einbausituation entspricht für D-Fachwerke der Vorgabe der DIN EN 15512. Bei der zweiten getesteten Konfiguration erfolgt der Einbau gespiegelt, d. h. die erste Diagonale wird auf Zug beansprucht. Die Ergebnisse der Versuche von *Baldassino* und *Zandonini* haben gezeigt, dass die Einbausituation für geringe Prüfkräfte keinen Einfluss auf die Schubsteifigkeit hat. Für die in der DIN EN 15512 vorgesehenen 2,0 kN je Aussteifungsfeld liegen die Last-Verformungskurven der Versuche quasi deckungsgleich. Die dokumentierten Versuche weisen dabei eine hohe Anfangssteifigkeit auf, was sehr wahrscheinlich auf eine entsprechende Vorspannung der Schraubverbindungen zurückzuführen ist. Bei höheren Beanspruchungen nach Überwindung des durch Reibung in den Anschlüssen erzeugten Kraftschlusses verlaufen die Last-Verformungskurven nicht mehr deckungsgleich. Auf diesen Aspekt ist bereits bei den Ausführungen zur experimentellen Bestimmung der Schubsteifigkeiten in Kapitel 2.2.5 hingewiesen worden, vgl. Bild 2.27.

Baldassino und *Zandonini* merken in ihren Schlussfolgerungen an, dass die Anschlusszentritäten die Schubsteifigkeit maßgeblich beeinflussten, und empfehlen, diese soweit möglich zu minimieren. Die Ergebnisse der Rahmenschubversuche von *Baldassino* und *Zandonini* haben die von *Sajja* et al. an der Universität

Oxford-Brookes gewonnenen Erkenntnisse bestätigt, wobei die Abweichungen zwischen der theoretischen und der experimentell ermittelten Schubsteifigkeit von den Autoren auf bis zu Faktor $f = S_D / S_{ti} = 60$ beziffert wird. Neben den aufgeworfenen Fragestellungen im Kontext der Auswertung der Rahmenschubversuche – Lastniveau, Einfluss Vorspannung, hohe Anfangssteifigkeit etc. – verweisen *Baldassino* und *Zandonini* in [7] auch auf die Annahmen, die bei der Herleitung der theoretischen Ansätze in der Schubtheorie von *Timoshenko* verwendet worden sind, die ebenfalls zu den Abweichungen zwischen Theorie und Versuch beitragen.

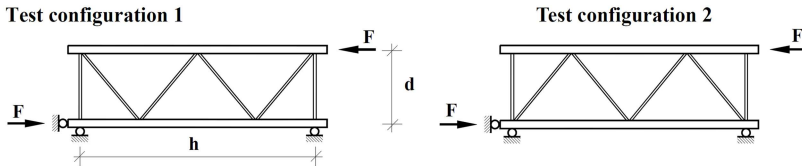


Bild 2.55: Versuchskonfigurationen / Fachwerkorientierungen aus [7]

Wie aus der Darstellung der bisher durchgeführten Forschungsarbeiten auf dem Gebiet der Schubsteifigkeit von Ständerregalrahmen hervorgeht, ist bis zum jetzigen Zeitpunkt keine rein analytische Ermittlung der Schubsteifigkeit möglich, und die Durchführung von Rahmenschubversuchen ist somit für eine sichere Auslegung von Regaltragwerken obligatorisch. Den Schwerpunkt der experimentellen Untersuchungen haben die Forscher bisher auf Querschnitte gelegt, wie sie für freistehende Palettenregale gebräuchlich sind. Ob sich bei abweichenden größeren Stützenquerschnitten – wie sie für Hochregallager in Silobauweise zum Einsatz kommen – weitere Einflussfaktoren ergeben, ist bisher nicht betrachtet worden. Dieser Umstand und die Tatsache, dass bisher keine systematischen Forschungsarbeiten zur Erweiterung der Schubtheorie von *Timoshenko* auf die Randbedingungen im Regalbau durchgeführt worden sind, verdeutlichen den in der Einleitung dargestellten Forschungsbedarf. Das Schließen dieser Wissenslücke ist in dem vom Verfasser parallel bearbeiteten FOSTA-Forschungsvorhaben P1078 [106] angegangen worden. Die dabei erzielten Ergebnisse bilden die Basis für die Weiterentwicklung und Präzisierung des analytischen Modells, für das weiterhin auf das Konzept der in Kapitel 2.4 vorgestellten Komponentenmethode zurückgegriffen wird. Dass dieses Konzept im Regalbau bereits zielführend angewendet worden ist, zeigen unter anderem die Arbeiten von *Slecza* und *Kozłowski* sowie von *Prabha*, auf die im nachfolgenden Abschnitt eingegangen wird.

2.5.3 Forschungsarbeiten zur Anwendung der Komponentenmethode im Regalbau

Die Anwendung der Komponentenmethode ist immer dann vorteilhaft, wenn sich komplexe Systeme in kleinerer Teilsysteme bzw. Komponenten gliedern lassen und aus den Eigenschaften der Komponenten auf das Verhalten des komplexen Systems zurückgeschlossen werden kann.

Im Bereich des Regalbaus ist das Grundprinzip der Komponentenmethode von *Slecza* und *Kozłowski* bereits in [49] und [93] auf die Fragestellung der Tragfähigkeit und Steifigkeit von Riegelanschlüssen bei Palettenregalen angewendet worden. Wie in Kapitel 2.1.4 erläutert, wird bei klassischen freistehenden Palettenregalen über die typischen Einhakverbindungen der Riegelanschlüsse ein Rahmensystem in Längsrichtung ausgebildet, bei dem die Aussteifung nur über die momententragfähigen, verformbaren Riegelanschlüsse sowie die Teileinspannung der Regalfußpunkte realisiert wird. Aufgrund der großen firmenspezifischen Bandbreite der Anschlussausbildung und des komplexen, nicht linearen Trag- und Verformungsverhaltens sind bisher in den Regalbaunormen keine Berechnungsverfahren zu finden, die eine rechnerische Ermittlung der Anschlusstragfähigkeit und -steifigkeit ermöglichen. Wie auch bei der Schubsteifigkeit der Ständerrahmen ist eine experimentelle Ermittlung der relevanten Kennwerte nach dem derzeitigen Stand der Technik nicht zu vermeiden. Der entsprechende Biegeversuch für Trägeranschlüsse nach DIN EN 15512, Anhang A.2.4 [R12], ist in Bild 2.56 mit der Auswertemethodik dargestellt.

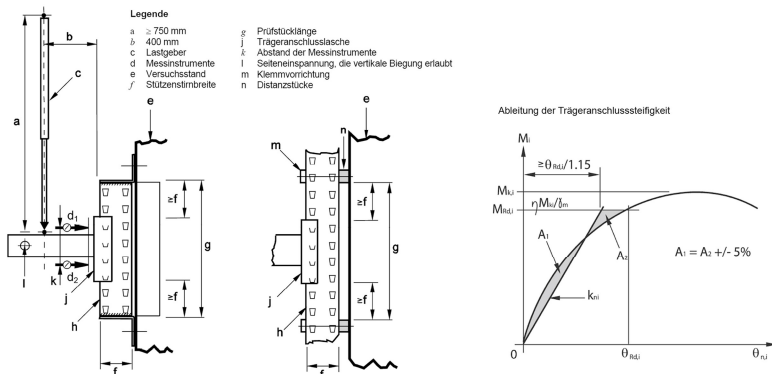


Bild 2.56: Aufbau und Auswertung des Biegeversuchs am Trägeranschluss nach [R12]

Analog zu momententragfähigen Anschlüssen im Sinne der DIN EN 1993-1-8 wird bei der Auswertung der Riegelanschlussversuche auf die experimentell bestimmte

Momenten-Rotations-Charakteristik zurückgegriffen. Die Rotationssteifigkeit des Riegelanschlusses wird durch eine Ausgleichsgerade approximiert, deren Neigung durch den Abgleich der Teilflächen A_1 und A_2 unterhalb bzw. oberhalb der M - θ -Kurve festgelegt wird.

Um die Neigung k_m der Ausgleichskurve in einem rein analytischen Modell abbilden zu können, haben *Sleczak* und *Kozlowski* die Einhakverbindungen in folgende acht wirksame Komponenten aufgeteilt:

- | | |
|---|--|
| • <i>Column web in tearing</i> | seitliches Ausreißen der Stegbleche der Stützen im Bereich der Systemlochung |
| • <i>Column web in bearing</i> | lokale Pressungen in den Kontaktzonen zwischen Haken und Stützensteg |
| • <i>Column web in tension / compression</i> | Stützensteg mit Zug- oder Druckbeanspruchung |
| • <i>Column web in shear</i> | Stützensteg mit Schubbeanspruchungen |
| • <i>Tabs in shear</i> | Haken mit Schubbeanspruchungen |
| • <i>connector in bending and shear</i> | „Anschlussstücke“ mit Biege und Schubbeanspruchungen |
| • <i>connector web in tension / compression</i> | Stegbleche der „Anschlussstücke“ mit Zug- oder Druckbeanspruchungen |
| • <i>Beam flange in tension / compression</i> | Riegelflansch mit Zug- oder Druckbeanspruchungen |

Mit dem „Connector“ bzw. den Anschlussstücken sind in diesem Kontext die in der Regel L-förmigen Stahlwinkel gemeint, an denen die Riegel angeschweißt und die Hakenlaschen durch plastische Umformungen ausgebildet werden.

Für die identifizierten Komponenten haben *Sleczak* und *Kozlowski* unter Verwendung von Ersatzsystemen Kennwerte für die Tragfähigkeit und Steifigkeit hergeleitet. Bild 2.58 zeigt das Vorgehen für die exemplarisch ausgewählte erste Komponente „*Column web in tearing*“, mit der das seitliche Ausreißen der Stegbleche im Bereich der Systemlochungen beschrieben wird. Als Ersatzsystem wird ein beidseitig eingespannter Balken angesetzt, der lokal durch die Einhakverbindung mit einer als konstant unterstellten Beanspruchung F beaufschlagt wird. Mit der angesetzten Schubfläche A_v und der vom Werkstoff abhängigen Grenzscherbeanspruchung τ_{Rd} kann auf der sicheren Seite liegend auf den Widerstand gegen das

Ausreißen des Stegbleches zurückgeschlossen werden. Es ist augenscheinlich, dass die Wahl von geeigneten Ersatzsystemen für die einzelnen Komponenten von entscheidender Bedeutung für die Güte und Genauigkeit des analytischen Modells ist. *Slecza* und *Kozlowski* haben zur Verifizierung ihres analytischen Modells in [93] die experimentell bestimmten Anschluss Tragfähigkeiten und Steifigkeiten von fünf Anschlusskonfigurationen mit den rechnerisch bestimmten Werten verglichen. Im Hinblick auf die Tragfähigkeit konnten Abweichungen von maximal -7,5 bis +5,5 % belegt werden. Bei der Anschlusssteifigkeit lagen die Abweichungen mit $\pm 30\%$ zwar deutlich höher, aber für steifigkeitsorientierte Versuche ist dies als eine sehr gute Übereinstimmung einzustufen.

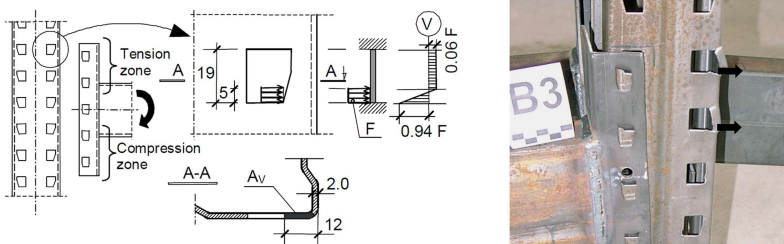


Bild 2.57: Modell für das Ausreißen des Stützenstegs und beobachteter Versagensmechanismus in den Versuchen, aus [93]

Ob in dem Modell von *Slecza* und *Kozlowski* eine Über- oder Unterschätzung der Steifigkeit einer einzelnen Komponente ursächlich für die Abweichungen ist oder ob der Ansatz für die Bestimmung der Rotationssteifigkeit in Bild 2.58 hierfür verantwortlich ist, wird in [49] und [93] nicht weiter bewertet. Grundsätzlich ist zu hinterfragen, ob die Steifigkeit der L-förmigen Anschlusswinkel ausreichend ist, damit sich die Verformungen in den einzelnen Federachsen proportional zum Abstand vom Druckpunkt einstellen. Auch die Festlegung der Lage des Druckpunktes ist bei den Riegelanschlüssen weniger eindeutig zu bestimmen als bei einer Stirnplattenverbindung.

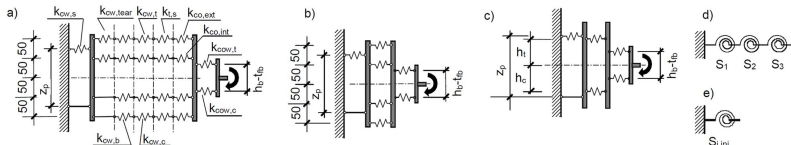


Bild 2.58: Federmodell und Vorgehen bei der Bestimmung der Anschlusssteifigkeit, aus [93]

Die aufgezeigten Punkte sprechen nicht grundsätzlich gegen die Anwendung der Komponentenmethode im Kontext der Riegelanschlüsse. Sie zeigen nur auf, dass

bei der Anwendung des Grundprinzips der Komponentenmethode konstruktionsbedingt nicht immer die gleichen Randbedingungen wie bei den Herleitungen der Anschlusssteifigkeit in DIN EN 1993-1-8 [R19] gegeben sein müssen. Die Zusammenfassung der Federn zu einer äquivalenten Ersatzfeder muss immer unter Wahrung der Gleichgewichtsbedingungen und der Kraft-Verformungsbeziehungen des zu beschreibenden Anschlusses erfolgen, was einen komplexeren Ansatz, als in Bild 2.58 dargestellt, erfordert.

Slecza und *Kozłowski* bilden die Anschlusssteifigkeit analog zur Auswertung der Biegeversuche an Trägeranschlüssen als eine lineare Feder mit einer konstanten Drehfedersteifigkeit ab. Trotz der in der Regel im kompletten Wertebereich nicht-linearen Momenten-Rotations-Charakteristik von Trägeranschlüssen stellt dieser Ansatz eine in der Praxis als geeignet etablierte Näherungslösung dar.

In [73] stellen *Prabha* et al. ein alternatives Konzept vor, bei dem die Momenten-Rotations-Charakteristik durch ein Polynom 5. Grades approximiert wird. Dieser Ansatz geht auf Arbeiten von *Frey* und *Morris* aus dem Jahr 1975 zurück, bei denen der Fokus auf der Anschlusssteifigkeit in Stahlrahmenkonstruktionen lag. Die Gleichung für das zugrundeliegende Polynom lautet:

$$\theta_R = C_1 \cdot (K \cdot M)^1 + C_2 \cdot (K \cdot M)^3 + C_3 \cdot (K \cdot M)^5 \quad (2.33)$$

dabei sind:

M	das im Anschluss wirkende Moment
θ_R	die vom Moment M erzeugte Rotation im Anschluss
C_1, C_2, C_3	„curve fitting constants“
K	„standardisation constant“, in der die identifizierten Parameter erfasst werden, die die Anschlusssteifigkeit beeinflussen:
t_u	Blechdicke der Stütze
d_b	Höhe des angeschlossenen Riegels
d_c	Höhe des Anschlussstückes

Die Standardisierungskonstante K wird mit folgender Gleichung bestimmt:

$$K = t_u^{a_1} + d_b^{a_2} + d_c^{a_3} \quad (2.34)$$

Die Exponenten a_1 bis a_3 werden aus den Momenten-Rotations-Charakteristiken von insgesamt 18 Biegeversuchen an Trägeranschlüssen unter Anwendung von Ausgleichskurven nach der Methode der kleinsten Fehlerquadrate empirisch ermittelt. Für die zugrunde gelegten Biegeversuche ergeben sich im Mittel Werte für die Exponenten in Gleichung (2.34) von -0,500 bis -0,674. Mit diesen Zahlenwerten

werden je Biegeversuch die Konstanten C_1 bis C_3 bestimmt und deren Mittelwerte zur Komplettierung des Polynoms in Gleichung (2.34) genutzt. Mit dem empirisch aufgestellten Polynom 5. Grades lässt sich die Momenten-Rotations-Charakteristik hinreichend genau beschreiben, wie Bild 2.59 zeigt. Allerdings lässt sich der Übergang von dem annähernd linearen Kurvenabschnitt in das mehr oder weniger stark ausgeprägte Fließplateau nicht abbilden, wie *Prabha et al.* selbst festhalten.

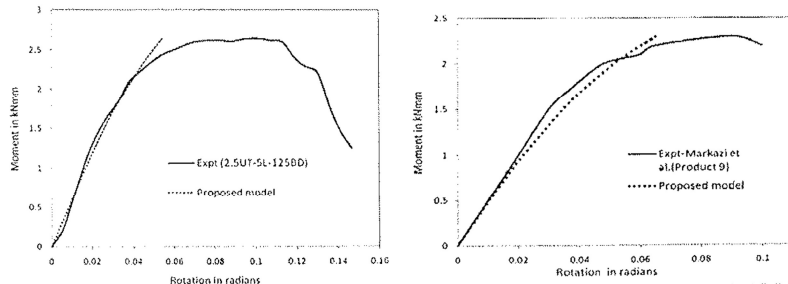


Bild 2.59: Vergleich von Versuchsergebnissen und analytischem Ansatz aus [73]

Der Ansatz, die Einflussparameter über Koeffizienten in einem Polynom zu fassen, das den gesamten Bereich einer Momenten-Rotations-Charakteristik abbildet, ist nur bedingt mit der Komponentenmethode zu vergleichen. Die Übertragbarkeit auf abweichend konstruierte Anschlüsse ist nicht sinnvoll möglich, was die Flexibilität stark einschränkt.

Die gedankliche Verknüpfung beider Arbeiten könnte jedoch dazu beitragen, analytische Modelle auf Basis der Komponentenmethode zu entwickeln, die nicht nur die elastische Anfangssteifigkeit oder – bei hohen Momentenbeanspruchungen – eine abgeminderte Sekantensteifigkeit bereitstellen, sondern realitätsnah die gesamte Momenten-Rotations-Charakteristik abbilden. Hierzu müssten die Steifigkeitskoeffizienten der Grundkomponenten zumindest als bilineare Kurven approximiert werden. Aus der Summation der einzelnen Steifigkeitskoeffizienten, unter Berücksichtigung der jeweiligen Elastizitätsgrenzen, kann dann eine multilinare Kurve zur Approximation der Momenten – Rotations – Charakteristik abgeleitet werden. Mithilfe von MATLAB oder auch Tabellenkalkulationsprogramme wie EXCEL kann über die Methode der kleinsten Fehlerquadrate ein Ausgleichspolynom bestimmt werden, das in der Anwendung einfacher zu handhaben ist als ein multilinearer Ansatz. Es ist zu hinterfragen, ob eine solch hohe Genauigkeit für die praktische Anwendung erforderlich ist insbesondere dann, wenn mit dem Übergang in den nicht linearen Bereich nicht reversible, plastische Verformungen einhergehen.

2.5.4 Weitere im Kontext der Komponentenmethode relevante Forschungsarbeiten

Im Kontext des Projektes sind neben den direkt mit dem Regalbau verknüpften Forschungsarbeiten weitere wissenschaftliche Veröffentlichungen von Bedeutung, die Bausteine zu den einzelnen die Schubsteifigkeit beeinflussenden Komponenten liefern. Hier sind insbesondere die Arbeiten von *Zadanfarrokh* und *Bryan* [116], *Lim* und *Nethercot* [54], *Zaharia* und *Dubina* [117] sowie *Jaspart* [42] zu nennen, die sich mit der Tragfähigkeit und Steifigkeit von Scher-Lochleibungsverbindungen in überwiegend dünnwandigen Blechen befassen.

Die Arbeiten von *Zadanfarrokh* und *Bryan* haben einen besonderen Stellenwert, weil diese sehr umfassenden experimentellen und analytischen Untersuchungen aus den 1980er-Jahren die Grundlagen für die Bemessungsregeln von scherbeanspruchten Schraubverbindungen in dünnwandigen Blechen bilden und in die DIN EN 1993-1-3 [R17] Eingang gefunden haben. *Zadanfarrokh* und *Bryan* haben an der Universität von Salford (UK) ca. 230 eigene Versuche durchgeführt und die Datenbasis um gut 700 Versuche zur Tragfähigkeit von Scherverbindungen von anderen Forschungseinrichtungen erweitert. In den Versuchen sind unterschiedliche Schraubendurchmesser, Festigkeitsklassen, Blechdicken und Stahlgüten verwendet worden, wie Tabelle 2.3 im Überblick zeigt.

Tabelle 2.3: Überblick zu den Eckdaten der Versuchen von *Zadanfarrokh* und *Bryan* [116]

Schrauben	M10 bis M20	FK 4,6 / 8.8 / 10.9
Rand- und Lochabstand	$e_1 = e_2 \geq 3d_0$	
Lochspiel	$\Delta d = 2,0\text{mm}$	
Bleche	$t = 1,6$ bis $3,2\text{mm}$	$f_y = 280$ und 350N/mm^2

Die Schrauben sind in der Regel mit einem definierten Drehmoment vorgespannt worden, das zum Beispiel bei M10er Schrauben $M_v = 15$ Nm betrug. Für eine volle Vorspannung von M10er Schrauben ist ein Drehmoment von $M_v = 50$ Nm erforderlich. Die Schrauben sind in den Versuchen somit mehr als „handfest“ angezogen worden, wobei *Zadanfarrokh* und *Bryan* ausführen, dass die Teilvorspannung die Grenztragfähigkeit der untersuchten Schraubverbindungen nicht beeinflusst habe. Die Versuche sind überwiegend an einschnittigen Verbindungen mit jeweils einer Schraube durchgeführt worden. Um den Einfluss von Biegeverformungen im Anschlussbereich möglichst ausschließen zu können, wurden die Prüfkörper mit Lippen ausgestattet, sodass eine gestützte Verbindung vorlag. Bild 2.61 zeigt den Versuchsaufbau und exemplarisch ausgewählte Last-Verformungskurven.

Aus den Versuchsergebnissen haben *Zadanfarrokh* und *Bryan* Beiwerte k_1 bis k_7 abgeleitet, mit denen die verschiedenen die Lochleibungstragfähigkeit

beeinflussenden Faktoren erfasst werden können. Neben den Rand- und Lochabständen werden über die k -Werte auch der Einfluss der Blechdicke, der Materialfestigkeit und des Schraubendurchmessers sowie die Anzahl und Ausführung der Unterlegscheiben auf die Lochleibungstragfähigkeit berücksichtigt. Für die Einbindung in die europäische Stahlbaunorm DIN EN 1993-1-3 wurde die Anzahl der Beiwerte reduziert, sodass sich die Handhabung in der Praxis heute einfacher gestaltet.

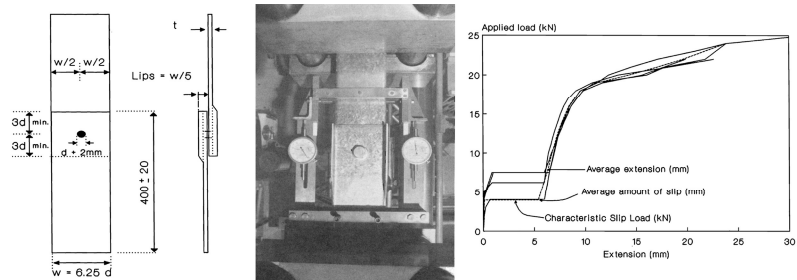


Bild 2.60: Versuchsaufbau und ausgewählte Last-Verformungskurven aus [116]

Neben der Lochleibungstragfähigkeit haben sich *Zadanfarrokh* und *Bryan* auch mit der Nachgiebigkeit der scherbeanspruchten Verbindungen beschäftigt und eine Bestimmungsgleichung für die „Anschluss-Flexibilität c “ aufgestellt, die dem Kehrwert des Steifigkeitskoeffizienten k , wie er im Kontext der Komponentenmethode in DIN EN 1993-1-8 [R19] auch für Lochleibungsbeanspruchungen angegeben ist, entspricht. Die „Anschluss-Flexibilität c “ bzw. der Steifigkeitskoeffizient k kann nach *Zadanfarrokh* und *Bryan* mit den beiden nachfolgenden Gleichungen (2.35) und (2.36) bestimmt werden (Blechdicken t_1 und t_2 in Millimetern):

$$c = 5n \cdot \left(\frac{10}{t_1} + \frac{10}{t_2} - 2 \right) \cdot \frac{1}{1000} \quad [\text{mm/kN}] \quad (2.35)$$

$$\Rightarrow k = \frac{1}{c} = \frac{200}{n \cdot \left(\frac{10}{t_1} + \frac{10}{t_2} - 2 \right)} \quad [\text{kN/mm}] \quad (2.36)$$

Auffällig ist, dass *Zadanfarrokh* und *Bryan* die „Anschluss-Flexibilität c “ unabhängig vom Schraubendurchmesser formuliert haben. Bei den weiteren Forschungsarbeiten zur Steifigkeit von Scher-Lochleibungsverbindungen und auch in der DIN EN 1993-1-8 ist der Steifigkeitskoeffizient immer auch mit dem Schraubendurchmesser verknüpft. Nach *Zadanfarrokh* und *Bryan* sind aber nur die Lage der Scherfläche und die Beanspruchung der Schrauben von Bedeutung. Hierfür wurde der Beiwert n eingeführt, der Tabelle 2.4 entnommen werden kann.

Tabelle 2.4: Beiwert n zur Bestimmung der „Anschluss-Flexibilität“ nach Zadanfarrokh und Bryan aus [116]

Position der Scherfläche	Scherbeanspruchung	Scher- und Biegebeanspruchung
im Schaftquerschnitt	$n = 3,0$	$n = 1,8$
im Gewinde	$n = 5,0$	$n = 3,0$

Wenn die Scherfläche im Gewinde liegt, ergibt sich mit $n = 5,0$ eine um $2/3$ größere Nachgiebigkeit im Anschluss bzw. ein um 40 % kleinerer Steifigkeitskoeffizient. Zadanfarrokh und Bryan führen die geringere Steifigkeit darauf zurück, dass das Gewinde in der Kontaktzone in das Blech gepresst wird und so zusätzliche plastische Verformungen hervorruft. Die experimentellen Untersuchungen in [116] haben des Weiteren gezeigt, dass auch das Lochspiel einen Einfluss auf den Steifigkeitskoeffizienten bei Lochleibungsbeanspruchungen hat, ohne dass dies in der Gleichung (2.35) berücksichtigt wird. Die Arbeiten von Zadanfarrokh und Bryan zum Thema Nachgiebigkeit der scherbeanspruchten Verbindungen haben bisher keinen Eingang in die europäische Normung für dünnwandige Bauteile und Bleche aus Stahl gefunden.

Lim und Nethercot von der Universität Nottingham (UK) haben sich ebenfalls mit der Steifigkeit von scherbeanspruchten Schraubverbindungen befasst und ihre Ergebnisse dazu unter anderem 2002 in [54] veröffentlicht. Der Umfang ihrer experimentellen Untersuchungen ist mit nur vier Versuchen sehr gering, jedoch haben sie umfangreiche numerische Untersuchungen mit einem an den Versuchen kalibrierten FE-Modell durchgeführt und den Einfluss des Lochspiels auf die Steifigkeit sehr anschaulich herausgearbeitet, wie das Diagramm im rechten Teil von Bild 2.61 zeigt.

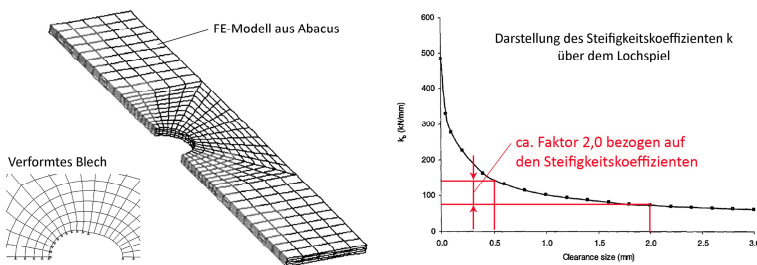


Bild 2.61: FE-Modell und Steifigkeitskoeffizient in Abhängigkeit vom Lochspiel, aus [54]

Im Vergleich zu dem von Zadanfarrokh und Bryan in [116] bei ihren experimentellen Untersuchungen überwiegend verwendeten Lochspiel von $\Delta d = 2,00$ mm stellt sich bei einem im Regalbau üblichen Lochspiel von $\Delta d = 0,50$ mm ein annähernd

doppelt so großer Steifigkeitskoeffizient ein. Die numerischen Untersuchungen von *Lim* und *Nethercot* erfolgten alle ohne eine detaillierte Abbildung des Gewindes. Ob sich die gleichen Verhältnisse auch bei dem Gewinde in der Kontaktzone einstellen, kann aus [54] nicht quantitativ abgeleitet werden. Allerdings bestätigen die Last-Verformungskurven zu den vier Versuchen von *Lim* und *Nethercot* – bei denen jeweils zwei Versuche mit dem Schaft bzw. Gewinde in der Kontaktzone durchgeführt wurden – die Ergebnisse von *Zadanfarrokh* und *Bryan* und weisen für das Gewinde in der Kontaktzone deutlich kleinere Steifigkeitskoeffizienten auf.

Zaharia und *Dubina* haben sich in [117] mit der Momententragfähigkeit von geschraubten Verbindungen in dünnwandigen Blechen befasst und in diesem Kontext auf der Basis von 27 Versuchen die Gleichung (2.36) von *Zadanfarrokh* und *Bryan* um den Einfluss des Schraubendurchmessers erweitert. Die nachfolgende Tabelle gibt einen Überblick über die Eckdaten zu den Versuchen von *Zaharia* und *Dubina*:

Tabelle 2.5: Überblick über die Eckdaten der Versuche von *Zaharia* und *Dubina* [117]

Schrauben	M8 bis M16	FK nicht angegeben
Rand- und Lochabstand	$e_1 = e_2 \geq 3d_0$	
Lochspiel	$\Delta d = 1,0\text{mm}$	
Bleche	$t = 1,85 \text{ bis } 3,75\text{mm}$	$f_y = 260 \text{ bis } 280\text{N/mm}^2$

Bei den Versuchen lag immer das Gewinde in der Kontaktzone, sodass die von *Zaharia* und *Dubina* abgeleitete Bestimmungsgleichung für den Schaft in der Kontaktzone vermutlich konservative Ergebnisse liefern. Der Einfluss des Lochspiels, das bei allen Versuchen $\Delta d = 1,00 \text{ mm}$ betrug, wird weiterhin nicht berücksichtigt:

$$k = 6,8 \cdot \frac{\sqrt{d}}{\left(\frac{5}{t_1} + \frac{5}{t_2} - 1\right)} \quad [\text{kN/mm}] \quad (2.37)$$

Gleichung (2.37) ist ebenfalls dimensionsbehaftet. Die Blechdicken und der Schraubendurchmesser sind in Millimetern einzusetzen.

Alle drei hier in Kurzform vorgestellten Arbeiten zum Trag- und Verformungsverhalten von Scher-Lochleibungsverbindungen in dünnwandigen Blechen können nicht ohne Weiteres im Kontext der vorliegenden Arbeit verwendet werden. Dies gilt auch für die in der DIN EN 1993-1-8 [R19] angegebenen Steifigkeitskoeffizienten k_{11} für Scherversätze von Schrauben nach Gleichung (2.38), bzw. k_{12} für Lochleibungsbeanspruchungen nach Gleichung (2.39), die nachfolgend aufgeführt sind:

$$k_{11} = \frac{16 \cdot n_b \cdot d^2 \cdot f_{ub}}{E \cdot d_{M16}} \quad (2.38)$$

$$k_{12} = \frac{24 \cdot n_b \cdot k_b \cdot k_t \cdot d \cdot f_u}{E} \quad (2.39)$$

dabei sind:

d	der Schraubendurchmesser
n_b	die Anzahl der Schrauben
f_{ub}	die Zugfestigkeit des Schraubenwerkstoffs
f_u	die Zugfestigkeit Baustahl
E	E-Modul von Stahl
d_{M16}	Bezugsdurchmesser M16er Schrauben
k_b	Beiwert für das Lochbild gem. Tabelle 6.11 in [R19]
k_t	Beiwert für die Blechdicke gem. Tabelle 6.11 in [R19]

Die Steifigkeitskoeffizienten k_{11} und k_{12} hat *Jaspart* in seiner Dissertation [42] auf Basis der experimentellen Untersuchungen von *Pavlov* und *Karmalin* aus den 1980er-Jahren in Moskau abgeleitet. Bei den Versuchen von *Pavlov* und *Karmalin* sind ausschließlich Schrauben ab Durchmessern M16 und entsprechend große Blechdicken verwendet worden. Eine Extrapolation der Steifigkeitskoeffizienten nach *Jaspart* auf dünnwandige Bleche ist daher nicht sinnvoll möglich. Dies zeigt auch die grafische Aufbereitung der Steifigkeitskoeffizienten aus den vorgestellten Forschungsarbeiten in Bild 2.62 auf der nachfolgenden Seite.

Bei den Kurven für DIN EN 1993-1-8 ist die Zugfestigkeit von einem S350GD angesetzt und der E-Modul aus der Gleichung (2.38) vernachlässigt worden, um einen einheitlichen Bezugsmaßstab für die Steifigkeitskoeffizienten zu erhalten. Der Einfluss des Schraubendurchmessers auf die Lochleibungssteifigkeit ist in dem Modell von *Zaharia* und *Dubina* aufgrund der Einführung des Ausdrucks „ \sqrt{d} “ vergleichsweise gering, was sich mit der vom Schraubendurchmesser unabhängigen Formulierung von *Zadanfarrokh* und *Bryan* deckt. Die Abweichungen zu dem Modell von *Zadanfarrokh* und *Bryan* sind daher für den Fall, dass das Gewinde in der Kontaktzone liegt, relativ klein. Signifikante Abweichungen zwischen beiden Modellen ergeben sich nur für den Schaft in der Kontaktzone, der in dem Modell von *Zaharia* und *Dubina* nicht abgebildet werden kann. Die experimentellen Untersuchungen mit dünnwandigen Blechen haben immer integral den Anteil der Scherversätze erfasst, sodass vermutlich eine gesonderte Berücksichtigung in Form eines separaten Steifigkeitskoeffizienten nicht erforderlich ist. Auch wenn die Vergleichbarkeit zu der Arbeit von *Jaspart* aufgrund der deutlich größeren

Schraubendurchmesser nur bedingt möglich ist, bestätigen die um etwa den Faktor 30 bis 80 höher liegenden Steifigkeitskoeffizienten für Scherversätze von Schrauben dies ebenfalls.

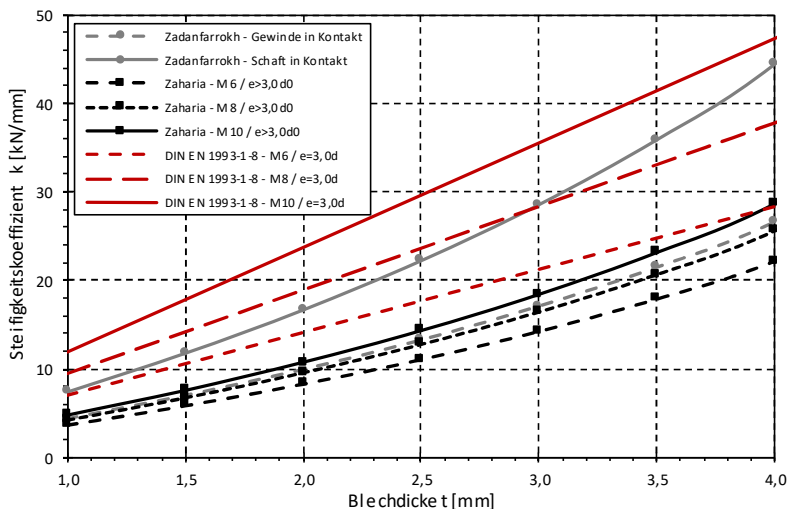


Bild 2.62: Steifigkeitskoeffizienten für die Lochleibung in Abhängigkeit von der Blechdicke

Zu den Steifigkeitskoeffizienten für Lochleibung und Scherversätze von Schrauben lässt sich abschließend festhalten, dass die vorhandenen Modelle nur bedingt für die vorliegende Arbeit verwendet werden können. Das übliche Lochspiel von ca. $\Delta d = 0,50$ mm ist deutlich kleiner als bei den experimentellen Untersuchungen, die den Modellen aus [116] und [117] zugrunde gelegen haben. Bei Schraubverbindungen der Ständerrahmen liegt außerdem sowohl der Schaft als auch das Gewinde in der Kontaktzone, was zu berücksichtigen ist.

Neben den Forschungsarbeiten zur Tragfähigkeit und Steifigkeit von klassischen Scher-Lochleibungsverbindungen ist auch die bei Rücken an Rücken-Anschlüssen gegebene planmäßige Biegebeanspruchung der Schrauben von besonderer Bedeutung. Im klassischen Stahlhochbau werden biegebeanspruchte Schrauben in der Regel durch eine geeignete Detailausbildung vermieden. Entsprechend sind nur sehr wenige Forschungsarbeiten auf diesem Gebiet durchgeführt worden. Als einzige relevante Literaturstelle ist hier das Forschungsvorhaben „Schrauben mit planmäßiger Biegebeanspruchung“ [86], das 1987 an der TU Braunschweig von Scheer, Peil und Nölle im Auftrag des Instituts für Bautechnik bearbeitet wurde, zu nennen. In insgesamt etwa 450 Versuchen ist die Tragfähigkeit von Schrauben der Festigkeitsklassen 4.6 bis 10.9 mit Durchmessern von M6 bis M30 experimentell

untersucht worden. Der Versuchsaufbau wurde so konzipiert, dass neben der reinen Biege- und Schubbeanspruchung auch eine Normalkraft aufgebracht werden konnte, um Interaktionsbeziehungen für kombinierte Beanspruchungen aufstellen zu können. Untersucht wurde sowohl die Tragfähigkeit des Schraubenschaftes als auch der Schraubenabschnitte mit Gewinde. Die Beanspruchungen sind weggeregelt mit geringen Belastungsgeschwindigkeiten aufgebracht worden. Basierend auf den durchgeführten Versuchen und den weiterführenden numerischen und analytischen Untersuchungen haben die Forscher um *Scheer* Vorschläge für eine Erweiterung der DIN 18800-1 [R4] erarbeitet, die aber keine Berücksichtigung gefunden haben. Im Wesentlichen lassen sich die Ergebnisse des Forschungsvorhabens wie folgt zusammenfassen:

Wird der **Schraubenschaft auf Biegung** beansprucht, stellt sich für alle Festigkeitsklassen bis einschließlich 10.9 ein duktileres Tragverhalten ein. Die Biegetragfähigkeit ist dabei immer größer als bei Ansatz des vollplastischen Momentes des Schaftquerschnittes, wobei die größten Tragfähigkeitsreserven bei Schrauben der Festigkeitsklassen 4.6 und 5.6 zu verzeichnen sind. Für die Vergleichbarkeit der Versuche an Schrauben mit unterschiedlichen Festigkeitsklassen wurde in [86] ein Biegewinkel von $\varphi = 10^\circ$ definiert. Bei einem Sicherheitsbeiwert von $\gamma = 1,50$ ergeben sich aufgrund des nicht linearen Last-Verformungsverhaltens im Gebrauchszustand Biegewinkel von $\varphi = 1,5$ bis $3,5^\circ$. Ob damit bereits plastische Verformungen einhergehen, wird nicht näher ausgeführt.

Bei einer **Biegebeanspruchung im Bereich der Gewinde** sind aufgrund der hohen Kerbwirkung insbesondere die Übergänge vom Schraubenschaft zum Gewinde sowie die erste freie Kerbe hinter der Mutter maßgeblich für die Beanspruchbarkeit. Bei den dazwischenliegenden freien Kerben ist die Kraftumlenkung auf den Kernquerschnitt bereits erfolgt, und es liegt keine Gewindeflankenbelastung vor. Im durchplastizierten Zustand haben die Kerbspannungen nur einen geringen Einfluss auf die Momentenbeanspruchbarkeit und ab 4 bis 5 freien Gewindegängen kann die plastische Momententragfähigkeit mit dem Durchmesser des Spannungsquerschnittes ermittelt werden. Der Einfluss der Kerbspannungen bzw. der größeren Dehnungen am Kerbgrund spiegelt sich nur im früheren Erreichen des Bruchkriteriums $\varphi = 10^\circ$ wider. Die experimentellen Untersuchungen umfassten Verhältnisse von Hebelarm zu Schraubendurchmesser zwischen $e/d = 1,0$ und $8,0$, ohne dass dabei ein signifikanter Einfluss der Querkraft auf die Biegetragfähigkeit zu erkennen war. Im Gegensatz dazu ist der Einfluss einer zusätzlichen Normalkraft auf die Biegebeanspruchbarkeit deutlich messbar, auch wenn in den Versuchen die zusätzlichen axialen Beanspruchungen nur etwa 10 % der Zugtragfähigkeit der Schrauben erreicht haben.

Die Versuchsergebnisse wurden für die Aufbereitung eines Bemessungskonzeptes statistisch ausgewertet. Vereinfachend und auf der sicheren Seite liegend ist dabei eine Abminderung auf 0,90 statt 0,97 vorgeschlagen worden, sodass sich die folgenden Bestimmungsgleichungen ergeben:

$$\Rightarrow M_{Rd} = 0,90 \cdot W_{pl} \cdot f_{yb} / \lambda_M \quad (2.40)$$

$$W_{pl} = 1,7 \cdot \pi / 32 \cdot d^3 \quad (2.41)$$

mit:

$d = d_{\text{Schaft}}$

wenn der Schaft auf Biegung beansprucht wird

$d = d_{\text{Sp}}$

wenn das Gewinde auf Biegung beansprucht wird

mit: d_{Sp} als Durchmesser des
Spannungsquerschnittes

Eine Querkraftinteraktion ist $e/d \geq 1,0$ nicht erforderlich. Nur bei einer gleichzeitigen Zugbeanspruchung der Schrauben ist die Biegetragfähigkeit wie folgt abzumindern:

$$\Rightarrow M_{Rd,M+N} = M_{Rd} \cdot \left(1 - \frac{N_{Ed}}{A_S \cdot f_{ub}} \right) / \lambda_M \quad (2.42)$$

Nach *Scheer* et al. kann bei der Bemessung der biegebeanspruchten Schrauben – unabhängig von der Festigkeitsklasse – von einer ausreichenden Duktilität ausgegangen werden, sofern freie Gewindegänge vorhanden sind. Ein Sprödbruchversagen wurde nur bei den Versuchen festgestellt, bei denen die Einspannstelle mit dem größten Biegemoment direkt am Übergang von Schaft zu Gewinde gelegen hat („Einspannung an der ersten Kerbe“). Diese Situation ist bei der Fügung von Stützen und Füllstäben von Ständerrahmen nicht gegeben. Da der Schwerpunkt der Forschungsarbeiten auf der Tragfähigkeit von planmäßig biegebeanspruchten Schrauben lag, finden sich in [86] keine Auswertungen zur Steifigkeit. Hier besteht folglich noch Forschungsbedarf, ohne dass dabei die grundsätzliche Frage der Eignung von Schrauben für eine planmäßige Biegebeanspruchung neu bewertet werden muss.

2.6 Zusammenfassung

Die Ausführungen zum Stand der Technik haben aufgezeigt, dass Regaltragwerke sehr regelmäßig strukturierte Konstruktionen darstellen, die sich für die Bemessung – trotz der dreidimensionalen Ausdehnung – auf ebene Stabwerke reduzieren lassen. Dennoch stellen Regaltragwerke aufgrund der Verformungsbeschränkungen im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit, der möglichen lokalen und globalen Instabilitätserscheinungen sowie der regalbautypischen nachgiebigen Anschlüsse, der etwaigen Systemlochungen in den Stützen und der reduzierten Schubsteifigkeiten der Ständerrahmen sehr hohe Anforderungen an den planenden Ingenieur.

Die im Hinblick auf die Gebrauchstauglichkeit der Quersysteme essenzielle Schubsteifigkeit der Ständerrahmen erfordert bis heute die Durchführung von zeit- und kostenintensiven Rahmenschubversuchen, aus deren integraler Antwort Kennwerte, wie reduzierte Querschnittsflächen oder äquivalente Federsteifigkeiten, abgeleitet werden, mit denen das Trag- und Verformungsverhalten näherungsweise in den Stabwerksberechnungen erfasst wird. Dieses Vorgehen stellt ein Hemmnis für die gezielte Weiterentwicklung der Regalbauweise dar, die aber aufgrund der stetig steigenden Bauhöhen der Regale – insbesondere bei den dach- und wandtragenden Silos – und der in der jüngeren Vergangenheit zu verzeichnenden Schadensfälle augenscheinlich erforderlich ist. Hieraus leitet sich die Motivation für die vorliegende Arbeit ab, das Trag- und Verformungsverhalten der Ständerrahmen eingehend und systematisch zu untersuchen und aufbauend auf den gewonnenen Erkenntnissen ein analytisches Modell zu entwickeln, das es ermöglicht, die Schubsteifigkeit realitätsnah rechnerisch abzubilden. Mit dem Konzept, das analytische Modell in Analogie zur Komponentenmethode nach DIN EN 1993-1-8 aufzubauen, lassen sich die Schlüsselkomponenten identifizieren, welche die Schubsteifigkeit maßgeblich beeinflussen. Dies ermöglicht eine gezielte Optimierung der Ständerrahmen, ohne dass dabei zwingend auf experimentelle Untersuchungen zurückgegriffen werden muss.

Die im Stand der Technik zusammengetragenen Erkenntnisse zu Forschungsarbeiten auf dem Gebiet des Regalbaus und der Komponentenmethode bilden die Grundlage und erste Bausteine, um das formulierte Ziel der Arbeit zu erreichen. Die vorliegende Arbeit ist parallel zu dem vom Verfasser bearbeiteten FOSTA-Forschungsvorhaben P1078 [106] entstanden und baut auch auf den in [106] erzielten Ergebnissen auf. Weiterführende, in [106] aufgeworfene Fragestellungen, wie zum Beispiel zur ansetzbaren Tangenten- oder Sekantensteifigkeit bei Lochleibungsbeanspruchungen, werden experimentell und theoretisch untersucht und in das analytische Modell eingebunden. Aufgrund der engen Zusammenarbeit mit verschiedenen national und international agierenden Regalherstellern, wie META aus Arnsberg, SSI Schäfer aus Neunkirchen und auch Nedcon aus Doetinchem (NL) in [106], ist es zudem gelungen, die Datenbasis der verfügbaren Rahmenschubversuche signifikant zu erweitern, da die Ergebnisse aus der F+E der Regalhersteller für die Einbindung in eine Datenbank zur Verfügung gestellt wurden. Die Datenbank bzw. deren Auswertung bildet ein wesentliches Element für das vertiefte Verständnis des Trag- und Verformungsverhaltens von Ständerrahmen und ist Gegenstand des nachfolgenden Kapitels.

3 Experimentelle Untersuchungen

3.1 Einführung und Überblick

Die experimentellen Untersuchungen verfolgen das Ziel, das Trag- und Verformungsverhalten der Ständerrahmen eingehend zu studieren und hierauf aufbauend die maßgeblichen die Schubsteifigkeit beeinflussenden Faktoren zu identifizieren und soweit möglich zu quantifizieren.

Die experimentellen Untersuchungen lassen sich in zwei Hauptkapitel gliedern. Im ersten Hauptkapitel 3.2 werden Schubversuche an ganzen Ständerrahmen behandelt. Dabei wird eine Datenbank erstellt, in der die Ergebnisse sowohl von Rahmenschubversuchen aus Fachveröffentlichungen (vgl. u.a. [32], [79]) als auch aus der F+E von Regalherstellern (vgl. [57], [95], [94] und [66]) eingebunden werden. Des Weiteren werden die im Rahmen des parallel bearbeiteten FOSTA-Forschungsvorhabens P1078 [106] an der TU Dortmund durchgeführten Rahmenschubversuche vorgestellt und ebenfalls in die Datenbank integriert. Die Datenbank umfasst die Ergebnisse von annähernd vierhundertfünfzig einzelnen Rahmenschubversuchen mit unterschiedlichen Hauptabmessungen, Fachwerk- und Anschlusskonfigurationen. Da die Rahmenschubversuche auf Grundlage verschiedener Regelwerke, wie der FEM 10.2.02 [R31], der DIN EN 15512 [R12] oder des alternativen „stehenden“ Rahmenschubversuchs aus AS 4084 [R2], durchgeführt wurden, sind auch hier Quervergleiche und Auswertungen möglich. Vor dem Hintergrund der eigenen Erfahrungen erfolgen im Anschluss an die Auswertung der Datenbank eine Diskussion und kritische Auseinandersetzung mit der experimentellen Bestimmung der Schubsteifigkeit.

Da in den Rahmenschubversuchen immer die integrale Antwort der Ständerrahmen auf die aufgebrachte Last gemessen wird, ist eine vollumfängliche Quantifizierung der Einflussfaktoren allein auf Basis der in der Datenbank vorliegenden Ergebnisse nicht möglich. Daher werden im zweiten Hauptkapitel 3.3 die Erkenntnisse aus zusätzlich durchgeführten Komponentenversuchen vorgestellt. Die Komponentenversuche umfassen zum einen die experimentelle Bestimmung der Steifigkeit der Lochleibungsfeder unter Berücksichtigung der spezifischen Randbedingungen im Regalbau und zum anderen Untersuchungen zum Trag- und Verformungsverhalten von Schrauben unter Biegebeanspruchung. Mit den insgesamt fast dreihundert Komponentenversuchen werden die aus [106] folgenden Fragestellungen zum Ansatz der Tangenten- bzw. Sekantensteifigkeit für die Lochleibungsfeder und zum Einfluss des Gewindes auf die Verformungen von biegebeanspruchten Schrauben aufgegriffen und beantwortet.

3.2 Rahmenschubversuche

3.2.1 Zielsetzung und Lösungsweg

Wie in der Einführung dargelegt, soll mithilfe der Rahmenschubversuche das Trag- und Verformungsverhalten der Ständerrahmen eingehend untersucht und analysiert werden. Hierfür wird eine umfassende Datenbank mit den Ergebnissen aus Fachveröffentlichungen, der F+E von Regalherstellern sowie eigenen Rahmenschubversuchen erstellt und ausgewertet. Es ist dabei von Vorteil, dass zu den Rahmenschubversuchen aus der F+E der Regalhersteller alle Untersuchungsberichte beige-steuert wurden, aus denen die relevanten Details der getesteten Ständerrahmen entnommen werden konnten. Dies ist bei den Fachveröffentlichungen nur bedingt der Fall. Zum Teil fehlen Querschnittsparameter und genaue Abmessungen, Fügedetails sowie Angaben zur Umsetzung der Lagerungsrandbedingungen, was, wie später noch ausführlich dargelegt wird, einen nicht vernachlässigbaren Einfluss auf die Ergebnisse der Rahmenschubversuche haben kann. Da die aus der Industrie bzw. der F+E zur Verfügung gestellten Versuchsergebnisse firmenspezifisches Knowhow beinhalten, ist allerdings auch bei der Dokumentation dieser Versuche in der vorliegenden Arbeit hierauf Rücksicht zu nehmen.

Die Qualität und Güte der verwendeten Versuchsdaten sind sichergestellt, da sie zu einem Großteil fachlich durch *Ungermann*, *Brune* und den Verfasser bei der Durchführung und Auswertung begleitet wurden. Versuche, die nicht unter Begleitung von unabhängigen Experten in den Prüflaboren der Regalhersteller durchgeführt wurden, sind überwiegend durch das Institut für Schweißtechnik und Ingenieurbüro Dr. Möll GmbH aus Darmstadt ausgeführt worden. Das Ingenieurbüro ist seit mehreren Jahrzehnten eng mit der Forschung und Entwicklung im Regalbau verbunden und hat über *Stangenberg* sein Fachwissen auch in das FOSTA-Forschungsvorhaben P1078 [106] eingebracht.

Die aufgebaute Datenbank beinhaltet zu jedem Rahmenschubversuch möglichst alle relevanten Geometrieparameter und Konstruktionsdetails, sodass die experimentell gemessene Schubsteifigkeit mit dem theoretischen oberen Grenzwert nach der Schubtheorie von *Timoshenko* verglichen werden kann. Des Weiteren können die Versuchsergebnisse über die Geometrieparameter, wie Blechdicke der Stütze, Querschnittsfläche der Füllstäbe, Neigungswinkel der Füllstäbe etc., aufgetragen und im Hinblick auf den Einfluss der Parameter ausgewertet werden.

3.2.2 Rahmenschubversuche aus Fachveröffentlichungen und der F+E von Regalherstellern

Für die Einbindung der Rahmenschubversuche in die Datenbank werden soweit möglich alle in Bild 1.10 aufgeführten Geometrieparameter erfasst. Des Weiteren werden die Fachwerkform (D-, X- oder Z-Fachwerk), die Anschlusskonfiguration, die Materialgüten sowie die zugrundeliegende Norm und die experimentelle bzw. nach *Timoshenko* ermittelte Schubsteifigkeit in die Datenbank aufgenommen. Für Versuchsgruppen, bei denen entsprechend den einschlägigen Regelwerken drei oder mehr Einzelversuche durchgeführt wurden, wird auch die Standardabweichung protokolliert, um Aussagen zu den Streuungen treffen zu können.

Die Versuchsserien die in den Laboren von Universitäten durchgeführt und in Fachveröffentlichungen zu finden sind, werden mit **F = Forschung** bezeichnet. Die von Regalherstellern zur Verfügung gestellten Datensätze werden durch ein **I = Industrie** gekennzeichnet. Für die interne Verwaltung der Datenbank sind die Versuchsserien sowie die Einzelversuche fortlaufend nummeriert, um jeden Versuch eindeutig identifizieren zu können.

Im Kontext der **Versuche aus der Forschung** wurden die folgenden, in Kapitel 2.5.2 ausführlicher vorgestellten Fachveröffentlichungen ausgewertet:

- [78] *Godley und Chwan*: **21 Rahmenschubversuche** nach FEM 10.2.02 mit D-Fachwerken aus systemgelochten Stützen für freistehende Palettenregale.

- [79] *Sajja, Godley und Beale*: **72 Rahmenschubversuche** mit vergleichbaren Querschnitten wie in [78]. Versuchsdurchführung nach FEM 10.2.02 und DIN EN 15512 mit D-, Z- und X-Fachwerken. Die drei in [79] beschriebenen Vorversuche entsprechen der letzten Versuchsgruppe von *Godley und Chwan*.

- [32] *Gilbert, Rasmussen, Baldassino et al.*: **36 Rahmenschubversuche** an X- und Z-förmigen Fachwerken mit systemgelochten Stützen. Versuchsdurchführung sowohl nach DIN EN 15512 „liegend“ als auch nach AS 4084 „stehend“. In [32] wurden auch kreisförmige Hohlprofile und nicht Ω -förmige Stützenquerschnitte getestet.

Die Ergebnisse der aus [78], [79] und [32] entnommenen Rahmenschubversuche sind im Stand der Technik im Detail vorgestellt worden. Eine Zusammenfassung der in die Datenbank eingebundenen Versuche findet sich in tabellarischer Form in Anhang C.1, sodass hier auf weitere Ausführungen verzichtet wird. Auf die insgesamt

73 an der TU Dortmund im Kontext des FOSTA-Forschungsvorhabens P1078 [106] durchgeführten **Rahmenschubversuche** wird in Kapitel 3.2.3 genauer eingegangen, da diese Versuche auch die Grundlage zur Kalibrierung des numerischen Modells in Kapitel 4.2 bilden.

Vonseiten der Industrie kann auf die Versuchsdaten von den Regalherstellern META, NEDCON und SSI Schäfer zurückgegriffen werden. Ein Großteil der Versuchsdaten stammt aus der jüngeren Vergangenheit und ist im Kontext der Erwirkung von allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassungen für das jeweilige Regalsystem entstanden. Für die Regalsysteme, für die bereits bauaufsichtliche Zulassungen erteilt wurden, können die Versuchsergebnisse sowie die Hauptgeometrieparameter der Ständerrahmen in den Zulassungsdokumenten eingesehen werden. Soweit verfügbar, sind in der vorliegenden Arbeit auch Daten aus der Forschung und Entwicklung vor Einführung der DIN EN 15512 mit aufgenommen worden, sodass sich auch Quervergleiche zwischen den Prüfverfahren mit und ohne Lagerung der Zwischenknoten ziehen lassen.

Die von der **Industrie bereitgestellten Versuchsdaten** umfassen folgende Literaturstellen:

- [57] *META*: **9 Rahmenschubversuche** nach DIN EN 15512 für systemgelochte Stützen und Fachwerke mit Z- und D-Verband für das Regalsystem Multi-pal S (vgl. Z-14.8-662).
- [66] *NEDCON*: **54 Rahmenschubversuche** nach DIN EN 15512 für systemgelochte Stützen und Fachwerke mit D-Verband für das Miniload Regalsystem (abZ angestrebt).
- [95] *SSI Schäfer*: **72 Rahmenschubversuche** nach DIN EN 15512 an systemgelochten Stützen und Fachwerke mit D-Verband für das Regalsystem PR600 (vgl. Z-14.8-679).
- [94] *SSI Schäfer*: **110 Rahmenschubversuche** nach FEM 10.2.02 und DIN EN 15512 an Stützen mit und ohne Systemlochung und Fachwerke mit Z- und D-Verband für das Regalsystem PR600 bzw. Silo-Stützen ohne Systemlochung.

Die Ergebnisse der Rahmenschubversuche aus der F+E der Regalhersteller finden sich in tabellarischer Form in Anhang C.2.

3.2.3 Rahmenschubversuche an der TU Dortmund

3.2.3.1 Versuchsprogramm

Das Versuchsprogramm an der TU Dortmund umfasst insgesamt 73 Rahmenschubversuche mit drei verschiedenen Fachwerk- und Anschlusskonfigurationen:

- Serie A:** **Z-Fachwerke** mit Systemlochung und der Anschlusskonfiguration **Lippe an Lippe**, Schrauben M8-8.8
- Serie B:** **D-Fachwerke** mit Systemlochung und **Einzelanschlüssen**, Schrauben M6-8.8
- Serie C:** **D-Fachwerke** ohne Systemlochung und der Anschlusskonfiguration **Rücken an Rücken**, Schrauben M10-8.8

Die Versuche sind sowohl nach DIN EN 15512 „liegend“ als auch nach AS 4084 „stehend“ durchgeführt worden, waren Teil des vom Verfasser bearbeiteten FOSTA-Forschungsvorhabens P1078 und sind umfassend in [106] beschrieben und dokumentiert. Die verwendeten Querschnitte für die Stützen und Füllstäbe können Bild 3.1 und die Hauptabmessungen der getesteten Ständerrahmen Bild 3.2 entnommen werden.

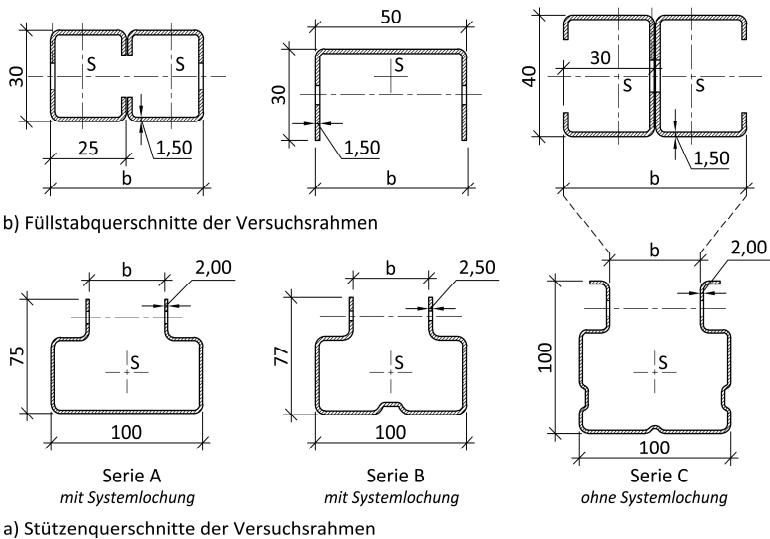


Bild 3.1: Querschnitte der an der TU Dortmund getesteten Ständerrahmen

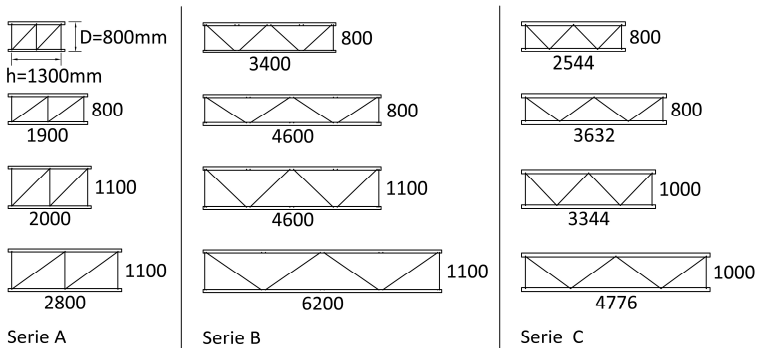


Bild 3.2: Hauptabmessungen der an der TU Dortmund getesteten Ständerrahmen

Die Bauteile der Versuchsrahmen sind aus bandverzinktem Baustahl hergestellt worden. In der Regel wurde auf S350GD+Z zurückgegriffen, nur bei den Füllstäben der Versuchsrahmen der Serien A und B sind mit S250GD+Z bzw. S320GD+Z Baustähle mit geringeren Festigkeiten eingesetzt worden. Für alle Anschlüsse wurden Schrauben der Festigkeitsklasse 8.8 verwendet. Die Durchmesser variierten dabei zwischen M6-8.8 (Serie B), M8-8.8 (Serie A) und M10-8.8 (Serie C). Jede Versuchsreihe umfasste vier unterschiedliche Ständerrahmen mit jeweils zwei Aussteifungsfeldern, die sich durch die Variation von Rahmentiefe d und Neigungswinkel ϕ – wie in Bild 3.2 schematisch dargestellt – ergeben haben. Die Schlankheiten der Ständerrahmen lagen zwischen $\lambda = h/d = 1,74$ und $6,25$, wobei die Z-förmigen Fachwerke konstruktionsbedingt die geringsten Schlankheiten aufwiesen. Jede Versuchsgruppe ist sowohl „liegend“ als auch „stehend“ getestet worden, was einen direkten Vergleich zwischen den beiden alternativen Testverfahren nach der europäischen bzw. australischen Norm ermöglichte.

Die Montage der in Einzelteilen gelieferten Ständerrahmen wurde am Institut für Bauforschung der TU Dortmund vorgenommen. Um den Einfluss von Reibung in den Anschlusspunkten zu minimieren, erfolgte das Anziehen der Schraubverbindungen „handfest“. Nur bei einzelnen Versuchen der Serie B ist unplanmäßig eine Vorspannkraft aufgebracht worden, deren Einfluss sich deutlich in den Last-Verformungskurven und auch den experimentell ermittelten Schubsteifigkeiten ablesen lässt. Hierauf wird im nächsten Kapitel bei der Vorstellung der Ergebnisse der „liegenden“ Rahmenschubversuche nach DIN EN 15512 noch genauer eingegangen.

3.2.3.2 Rahmenschubversuche nach DIN EN 15512

3.2.3.2.1 Versuchsaufbau und Versuchsdurchführung

Die Rahmenschubversuche sind in dem in Bild 3.4 skizzierten Versuchsaufbau durchgeführt worden. Der Versuchsaufbau wurde in [38] und [40] entwickelt und so konzipiert, dass die unterschiedlich schlanken Ständerrahmen möglichst einfach montiert und getestet werden können. Vor der Durchführung der Rahmenschubversuche ist der Versuchsaufbau in einer Reihe von Pilotversuchen überprüft und im Detail weiter optimiert worden. Bei der Entwicklung des Versuchsaufbaus lag auch immer ein Augenmerk darauf, dass der Prüfrahm sowohl für die „liegenden“ Rahmenschubversuche nach DIN EN 15512 als auch für die „stehenden“ Rahmenschubversuche nach AS 4084 verwendet werden kann. Auf die erforderlichen Anpassungen in dem Versuchsaufbau für den „stehenden“ Rahmenschubversuch wird in Kapitel 3.2.3.3 hingewiesen.

Wie aus Bild 3.4 hervorgeht, erfolgte der Einbau der D-Fachwerke entsprechend Bild A.13 der DIN EN 15512 mit einer ersten fallenden Diagonale. Bei den Z-Fachwerken wurden die Ständerrahmen gespiegelt zu Bild A.13 eingebaut (vgl. Bild 3.3), sodass die Diagonalen auf Druck beansprucht werden, was nach *Baldassino* und *Zandonini* [7] zur kleinsten Schubsteifigkeit führt. Eindeutige Regelungen für unsymmetrische Fachwerke, wie sie noch in der FEM 10.2.02 [R31] enthalten waren bzw. in den Entwürfen für die Neufassung der DIN EN 15512 (vgl. [R29]) wiederzufinden sind, fehlen in der DIN EN 15512 von 2010. Um den Versuchsumfang in [106] in vertretbaren Grenzen zu halten, wurde nur die im Hinblick auf die Schubsteifigkeit ungünstigere Beanspruchungssituation untersucht.

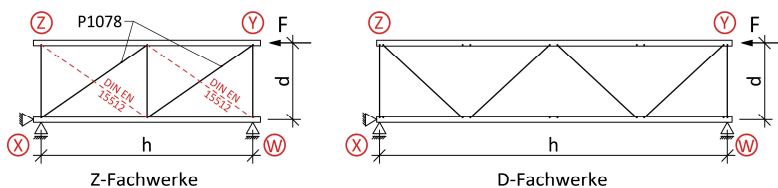


Bild 3.3: Einbausituation der Ständerrahmen für die Versuche nach DIN EN 15512

Eine zweite Versuchsserie mit den Z-Fachwerken hätte den Materialbedarf verdoppelt, da die Ständerrahmen in den Versuchen grundsätzlich über ihre Elastizitätsgrenze hinaus beansprucht wurden. Eine erneute Prüfung mit demselben Ständerrahmen wäre somit nicht möglich gewesen.

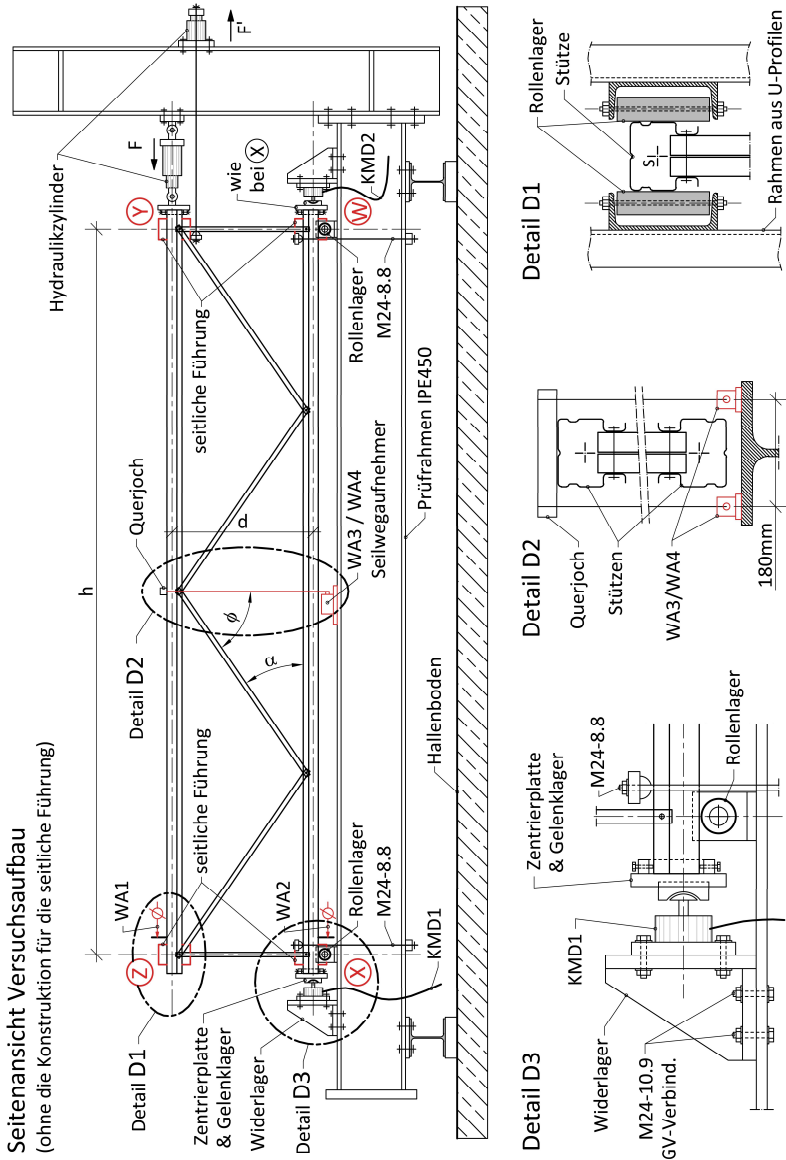


Bild 3.4: Versuchsaufbau für die Rahmenschubversuche nach DIN EN 15512

Die Ständerrahmen sind in den Versuchen zunächst entgegen der Hauptbelastungsrichtung mit der Kraft $F' \approx 2,0 \text{ kN}$ beansprucht worden. Dies erfolgte vor dem Hintergrund, den Schlupf aus dem Lochspiel der Schraubverbindungen experimentell zu bestimmen. Um die Ständerrahmen mit einer Wechsellast beaufschlagen zu können, sind die Auflagerpunkte W und X in den Stützenschwerpunkten horizontal unverschieblich ausgebildet worden. Des Weiteren sind an den Auflagerpunkten W und X Rollenlager in Achse der Endpfosten und zugfeste Rückverankerungen zur Fixierung der Ständerrahmen ausgeführt worden. Die Rückverankerungen erfolgten über Querjoche und Gewindestangen, die aus geometrischen Gründen leicht versetzt zu den Endpfosten positioniert worden sind. An den Rahmeneckpunkten sind beidseits der Stützen Rollenlager angebracht worden, die neben der horizontalen Halterung der Rahmen auch eine Torsionsfessel für die Stützen darstellen. Die Hauptbelastung F wurde bei Punkt Y über einen hydraulischen Zylinder in der Schwerelinie der Stützen eingetragen, wobei die gleiche Zentrierplatte wie bei den Auflagerpunkten W und X zum Einsatz kam.

Die Lastaufbringung erfolgte von „Hand“ über ein System mit zwei gekoppelten Hydraulikzylindern. Die in Bild 3.4 dargestellten lastbringenden Hydraulikzylinder sind mit jeweils einem Pufferzylinder verbunden worden, der sukzessive über eine mechanische Vorrichtung kontrolliert eingefahren wurde. Mit diesem System konnte eine annähernd konstante Belastungsgeschwindigkeit erreicht werden ohne die für Handpumpen typischen Schwankungen im Betriebsdruck bzw. der Belastungsgeschwindigkeit. Während der Versuchsdurchführung war immer nur das lastbringende Hydrauliksystem kraftschlüssig mit dem Ständerrahmen verbunden. Die Messung der Kraft F erfolgte über Kraftmessdosen an den Auflagerpunkten W und X. Für die Auswertung der Versuche wurde die horizontale Verschiebung der Ständerrahmen in der Schwerelinie der Stützen bei Punkt Z mit einem induktiven Wegaufnehmer gemessen (WA1). Bei Punkt X ist ein zweiter Wegaufnehmer (WA2) positioniert worden, um etwaige Bewegungen des Widerlagers bei der Hauptbelastung identifizieren zu können. Zusätzlich sind zwei Seilwegaufnehmer (WA3 & WA4) eingesetzt worden, mit deren Hilfe auf die Verdrehung des mittleren Fachwerkknotens der oberen Stütze zurückgeschlossen werden konnte, was insbesondere bei der Anschlusskonfiguration Lippe an Lippe von Bedeutung ist. Weitere Messstellen, wie sie zum Beispiel in E DIN EN 15512 Bild A.7 mit δ_3 und δ_4 zur Identifikation von möglichen Starrkörperrotationen vorgesehen sind, wurden nicht berücksichtigt.

Während der Versuchsdurchführung wurden die Messdaten der Wegaufnehmer und der Kraftmessdosen kontinuierlich aufgezeichnet und zur weiteren Auswertung gespeichert. Hierfür wurde ein Messwertverstärker Typ Quantum X mit der zugehörigen Software Catman 6.0 [S8] von der HBM GmbH eingesetzt.

Für eine anschauliche Darstellung des Versuchsaufbaus sind in Bild 3.5 ergänzend zwei Gesamtansichten mit eingebauten Z- und D-Fachwerken dargestellt. Weitere Details können sowohl [106] als auch [38] und [40] entnommen werden.

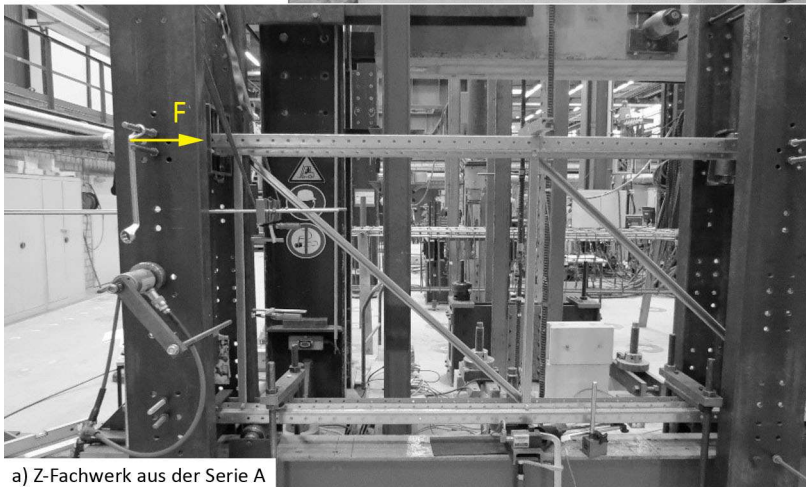
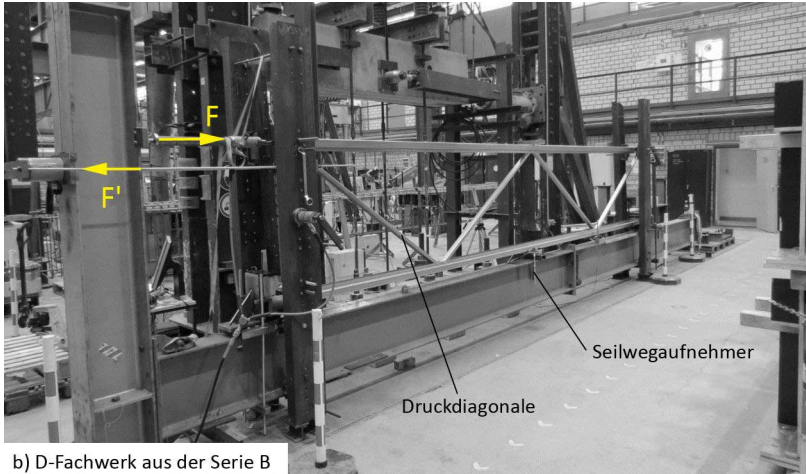


Bild 3.5: Gesamtansichten des Versuchsaufbaus für die Rahmenschubversuche nach DIN EN 15512

3.2.3.2.2 Auswertung der Versuche und Darstellung der Versuchsergebnisse

Bei der Auswertung der Versuche wurde in Anlehnung an die DIN EN 15512 nur der lineare Bereich der Last-Verformungskurven zugrunde gelegt. Hierfür sind für jede Versuchsgruppe wie folgt zwei Stützpunkte F1 und F2 definiert worden:

F1	unterer Stützpunkt	Beginn des linearen Bereichs Verformungsanteile aus Schlupf bleiben unberücksichtigt. Festlegung von F1 erfolgt nach visueller Auswertung von Ausschnitten der Last-Verformungskurven <u>individuell für jeden Versuch</u> . Als F1 wurde der Punkt festgelegt, bei dem ein signifikanter Neigungswechsel in der Last-Verformungskurve zu erkennen ist, vgl. Bild 3.7 a).
F2	oberer Stützpunkt	Ende des linearen Bereichs Die Festlegung von F2 erfolgte <u>individuell für die jeweilige Versuchsgruppe</u> , wobei die Steigungen der Ausgleichsgeraden für unterschiedliche Beanspruchungen detailliert analysiert wurden. Der Übergang vom linearen in den nicht linearen Bereich zeichnet sich durch einen signifikanten Abfall der Steigung der Ausgleichsgeraden k_{ii} aus, sodass aus den Diagrammen der Stützpunkt F2 abgeleitet werden konnte, vgl. Bild 3.7 b).

In Abhängigkeit von der Anschlusskonfiguration und der Tragfähigkeit der Bauteile haben sich unterschiedliche Versagensmechanismen und entsprechend auch obere Stützpunkte F2 für die Auswertung eingestellt:

Serie A:	Z-Fachwerke mit der Anschlusskonfiguration Lippe an Lippe, Versagen infolge der Tordierung der Stützen Oberer Stützpunkt: F2 = 8,0 kN
Serie B:	D-Fachwerke mit Einzelanschlüssen, Stabilitätsversagen der druckbeanspruchten Diagonalen Oberer Stützpunkt: F2 = 15,0 kN
Serie C:	D-Fachwerke mit der Anschlusskonfiguration Rücken an Rücken, Versagen infolge der Schraubenbiegung kombiniert mit Lochleibungsversagen der dünnwandigen Bleche Oberer Stützpunkt: F2 = 15,0 kN

Das grundsätzliche Vorgehen bei der Auswertung der Rahmenschubversuche und die für den jeweiligen Versagensmechanismus charakteristische Ausprägung der Last-Verformungskurven zeigen die beiden nachfolgenden Bilder.

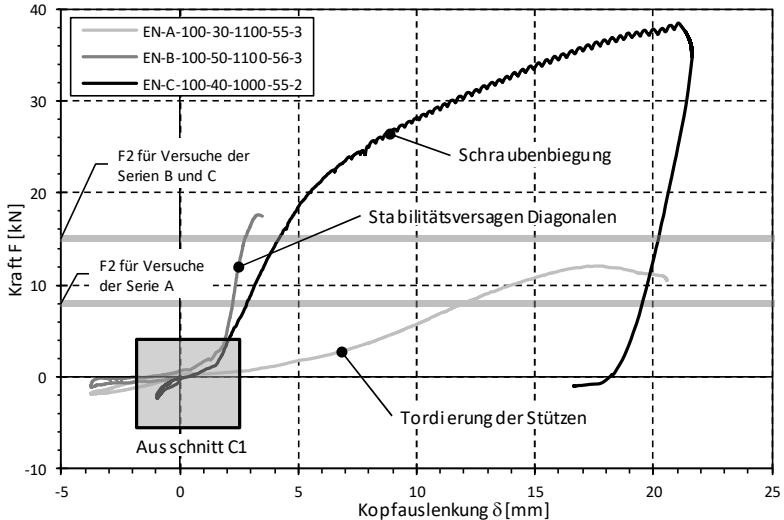
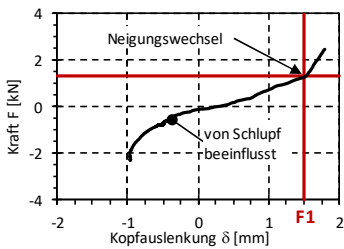
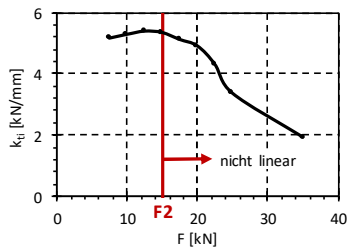


Bild 3.6: Ausgewählte Last-Verformungskurven zu Versuchen nach DIN EN 15512



a) Ausschnitt C1 zur Festlegung des unteren Stützpunktes F1



b) Auswertung der Geradensteigungen k_{ii} zur Festlegung von Stützpunkt F2

Bild 3.7: Festlegung der Stützpunkte F1 und F2 für den Versuch EN-C-100-40-1000-55-1

Die gewählte Auswertungsmethodik entspricht der grundsätzlichen Herangehensweise, die auch in den Entwürfen zur Neufassung der DIN EN 15512 [R28] und [R29] Eingang gefunden hat. Nur die starre Festlegung, den oberen Stützpunkt F2 mit 50 % der Grenztragfähigkeit anzusetzen, ist nicht übernommen worden, da dies

nicht in jedem Anwendungsfall sinnvoll ist. Insbesondere bei Ständerrahmen, die nach Überschreitung der Elastizitätsgrenze ein gutmütiges Tragverhalten aufweisen und große plastische Tragreserven bereitstellen, ist der pauschale Ansatz von $F_2 = 0,50F_{\max}$ nicht zielführend, da hierbei möglicherweise plastische Verformungsanteile in die experimentell ermittelte Schubsteifigkeit einfließen. Dies führt zum einen zu einer nicht erforderlichen Reduktion der experimentell ermittelten Schubsteifigkeit, zum anderen ergeben sich bei einer Lastumkehr im realen System zusätzliche Verformungsanteile aus den möglicherweise plastischen Deformationen. Mit dem in [106] gewählten Ansatz für die Auswertung der Rahmenschubversuche werden solche Effekte sicher ausgeschlossen. Aus dem oberen Stützpunkt F_2 lässt sich – analog zu dem Vorgehen bei den allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassungen – eine korrespondierende Querkraft V ableiten, bis zu der die experimentell ermittelte Schubsteifigkeit der Ständerrahmen Gültigkeit besitzt.

Die Ermittlung der schluffbedingten Verformungen zeigt Bild 3.8 exemplarisch für einen Versuch aus der Serie C. Charakteristisch für den von Schluff beeinflussten Bereich ist eine deutlich reduzierte Schubsteifigkeit, die sich als flach geneigter Ast in den Last-Verformungskurven widerspiegelt.

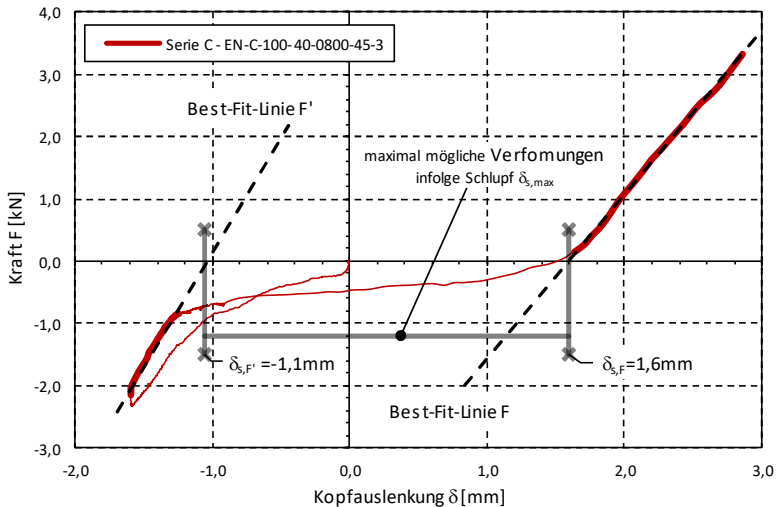


Bild 3.8: Ermittlung der Verformungsanteile infolge Schluff im Rahmenschubversuch

Ab dem Zeitpunkt, an dem die schluffbedingt möglichen Verformungen abgebaut sind, stellen sich deutlich größere Schubsteifigkeiten ein, die als Neigungswechsel

in den Last-Verformungskurven erkennbar sind. Aus der Summe der bei den Neigungswechseln anliegenden Kopfauslenkungen der Ständerrahmen ergeben sich die maximal möglichen Schlupfverformungen wie folgt:

$$\Rightarrow \delta_{s,max} = \delta_{s,F'} + \delta_{s,F} \quad (3.1)$$

Die maximal möglichen Schlupfverformungen beinhalten die Anteile aus beiden Belastungsrichtungen. Für weiterführende Betrachtungen zum Einfluss von Schlupf kann daher der Zahlenwert nach Gleichung (3.1) auf 50 % abgemindert bzw. mit dem Mittelwert aus $\delta_{s,F'}$ und $\delta_{s,F}$ gerechnet werden:

$$\Rightarrow \delta_s = 1/2 \cdot (\delta_{s,F'} + \delta_{s,F}) \quad (3.2)$$

Mit der zuvor beschriebenen Methodik sind alle 36 nach DIN EN 15512 durchgeführten Rahmenschubversuche ausgewertet worden. Die zahlenmäßigen Ergebnisse sind detailliert in Tabelle C.4 im Anhang dargestellt. Eine Übersicht zu den experimentell ermittelten Schubsteifigkeiten $S_{ti,m}$ und einem Vergleich mit dem oberen theoretischen Grenzwert S_D nach der Schubtheorie von *Timoshenko* findet sich in Tabelle 3.1.

Tabelle 3.1: Schubsteifigkeiten der nach DIN EN 15512 getesteten Ständerrahmen

Schubsteifigkeit $S_{ti,m}$ (Quotient: $S_{ti,m}/S_D$ in Prozent)	Rahmentiefe D=800mm		Rahmentiefe D=1000 bzw. 1100mm	
	$\phi_{nom} = 45^\circ$	$\phi_{nom} = 55^\circ$	$\phi_{nom} = 45^\circ$	$\phi_{nom} = 55^\circ$
Serie A Z-Fachwerk, Lippe an Lippe	296kN (4,1%)	312kN (5,0%)	360kN (5,0%)	368kN (5,9%)
Serie B D-Fachwerk, Einzelschluss	1333kN (12,1%)	1645kN (20,3%)	2228kN (19,9%)	1538kN (18,0%)
Serie C D-Fachwerk, Rücken an Rücken	847kN (7,2%)	804kN (8,9%)	989kN (8,4%)	903kN (10,0%)

Auf die Ergebnisse der einzelnen Versuchsserien wird in den nachfolgenden Abschnitten genauer eingegangen. Soweit dies auf Basis der integralen Antwort der Ständerrahmen im Rahmenschubversuch möglich ist, werden dabei auch weiterführende Erkenntnisse bezüglich der die Schubsteifigkeit maßgeblich beeinflussenden Komponenten zusammengetragen.

Serie A – Z-Fachwerke mit der Anschlusskonfiguration Lippe an Lippe:

Wie aus den Last-Verformungskurven in Bild 3.6 hervorgeht, liefern die Z-Fachwerke mit der Anschlusskonfiguration Lippe an Lippe die mit Abstand geringsten Schubsteifigkeiten aller untersuchten Ständerrahmen. Die Schubsteifigkeiten erreichen Werte zwischen $S_{ti,m} \approx 300$ und 370 kN. Bezogen auf die Schubtheorie von *Timoshenko* sind dies etwa 4 bis 6 %. Dies deckt sich mit den eigenen Erfahrungswerten sowie mit den Ergebnissen von Forschungsarbeiten auf dem Gebiet, wie sie zum Beispiel von Sajja durchgeführt wurden (vgl. [79]). Ursächlich für die geringen Schubsteifigkeiten sind die anschlussbedingten, planmäßigen Tordierungen der Stützen. Die Torsionswiderstände der dünnwandigen offenen Stützenquerschnitte sind so klein, dass sich schon bei geringen Beanspruchungen signifikante Verdrehungen einstellen, die sich im Weiteren auch auf die Füllstäbe übertragen und diese senkrecht zur Rahmenebene verformen, wie Bild 3.9 zeigt.

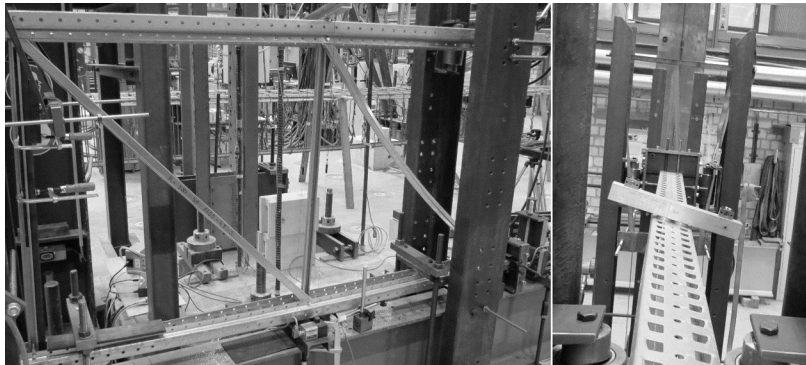


Bild 3.9: Versagensmechanismus Serie A – Tordierung der dünnwandigen offenen Stützen

Mit der zunehmenden Verdrehung der Stützen geht auch eine plastische Deformation der Füllstäbe in den Knotenpunkten einher, welche die Tragfähigkeit der Ständerrahmen in den Versuchen begrenzt. Aus der grafischen Aufbereitung in Bild 3.6 lässt sich aufgrund der Skalierung der Ordinatenachse nur sehr bedingt erkennen, bis zu welcher Beanspruchung die Ständerrahmen im elastischen Bereich liegen. Die Elastizitätsgrenze ist bei den Versuchen für die weitere Auswertung einheitlich mit $F_2 = 8,0$ kN festgelegt worden. Dies geht anschaulich aus den Datenblättern zu den Versuchen hervor, die im Anhang von [106] zu finden sind. Zu $F_2 = 8$ kN korrespondiert als Anwendungsgrenze eine von den Rahmenabmessungen abhängige Querkraft, die zwischen $V_{max} = 3,0$ und $4,6$ kN variiert. Die Streuungen innerhalb der Serie A lagen in einem für steifigkeitsorientierte Versuche üblichen Bereich. Der Quotient aus Standardabweichung und Mittelwert der

Schubsteifigkeit betrug je nach Versuchsgruppe zwischen $S_{AbW.N}/S_{ti,m} = 4,6$ und maximal $10,3\%$. Nur der Versuch EN-A-100-30-1100-45-3 ist aufgrund der im Verhältnis zur Versuchsgruppe auffällig hohen Schubsteifigkeit als Streichversuch eingestuft worden. Zur Identifikation von auffälligen Streuungen ist in [106] auf eine frühere Fassung der Datenbank aus Kapitel 3.2.4 zurückgegriffen worden, die aber bereits die Ergebnisse von etwa 220 Rahmenschubversuchen beinhaltet. Mit einer um den Faktor $1,32$ höheren Schubsteifigkeit als die beiden Vergleichsversuche ergibt sich ein Quotient von $S_{AbW.N}/S_{ti,m} = 14,4\%$, der über dem in [106] verwendeten Grenzkriterium von 12% liegt. Ohne den als auffällig eingestuften Versuch stellt sich ein Quotient von $S_{AbW.N}/S_{ti,m} = 6,0\%$ ein. Der Versuch EN-A-100-30-1100-45-3 hat zudem eine signifikant größere Grenztragfähigkeit und eine deutlich kleinere Verdrehung des oberen Fachwerkknotens (Messstelle WA3 / WA4) aufgewiesen. Bei der Auswertung der Messdaten sind in [106] keine weiteren Hinweise gefunden worden, welche die Abweichungen zweifelsfrei erklären würden, sodass der Versuch insgesamt nicht weiter berücksichtigt wurde.

Das Tragverhalten der Ständerrahmen ist als relativ gutmütig einzustufen, ohne dass sich nach dem Überschreiten der Elastizitätsgrenze ein ausgeprägtes Fließplateau einstellte. Die schlupfbedingten Verformungen lagen bei der Serie A im Mittel über alle Versuche bei $\delta_s = 3,7$ mm. Bei einer „perfekten“ Passung aller Bauteile mit deckungsgleichen Schraubenlöchern, einem Nennlochspiel von $\Delta d = 0,50$ mm und einem Schraubenschaftdurchmesser, der $0,20$ mm kleiner als der Nenndurchmesser ist, ergeben sich numerisch bestimmt geringere Verformungen von $\delta_{s,theo.} = 2,3$ mm. Ähnliche Verhältnisse haben sich auch bei den Serien B und C gezeigt. Diese Thematik wird in Kapitel 6 der vorliegenden Arbeit noch detailliert behandelt, sodass an dieser Stelle auf weitere Ausführungen verzichtet wird.

Innerhalb der Versuchsgruppe sind die Rahmentiefe und der Neigungswinkel der Diagonalen variiert worden. Dabei hat sich gezeigt, dass die Schubsteifigkeit mit der Vergrößerung der Rahmentiefe von $D = 800$ auf 1.100 mm um 16% zunimmt. Der Einfluss des Neigungswinkels der Diagonalen spiegelt sich in den Versuchsergebnissen kaum wider. Bei gleicher Rahmentiefe und Variation des Neigungswinkels zwischen $\phi = 45^\circ$ und 55° ist quasi kein Einfluss auf die Schubsteifigkeit erkennbar. Dies widerspricht den Erwartungen, die aus der Theorie von *Timoshenko* folgen. Nach *Timoshenko* sollte mit der Vergrößerung des Neigungswinkels auf $\phi = 55^\circ$ eine Reduktion der Schubsteifigkeit von gut 15% einhergehen. In den Versuchen hingegen lag die Schubsteifigkeit bei $\phi = 55^\circ$ sogar um 2 bis 5% höher. Hieraus und aus dem Verhältnis von $S_D / S_{ti,m} \approx 4$ bis 6% lässt sich schlussfolgern, dass die Tordierung der Stützen die dominante Komponente darstellt und weitere Verformungsanteile, wie zum Beispiel die Dehnungen der Diagonalen, nur eine stark untergeordnete Rolle spielen. Aufgrund der sehr geringen Schubsteifigkeiten

in Kombination mit den großen Kopfauslenkungen ist das Konstruktionsprinzip der Lippe an Lippe-Anschlüsse weniger gut für Regaltragwerke mit hohen Anforderungen im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit und / oder hohen horizontalen Lasten geeignet als die in den Versuchsserien B und C getesteten Anschlusskonfigurationen. Die im Hinblick auf die Schubsteifigkeit ungünstigere Ausbildung als Z-Fachwerk verstärkt diesen Effekt zusätzlich. Auch wenn in realen Systemen in der Regel Palettenträger oder Traversen die Tordierung der Stützen behindern und die Schubsteifigkeit anheben, sollten Ständerrahmen mit der Anschlusskonfiguration Lippe an Lippe – unabhängig von der Ausbildung als Z- oder D-Fachwerk – nicht für höher beanspruchte Regaltragwerke eingesetzt werden. Mit der Einstufung, dass Lippe an Lippe-Anschlüsse „eher ungebräuchliche Konstruktionen“ darstellten, kommen *Sajja*, *Beale* und *Godley* in [82] indirekt zu der gleichen Schlussfolgerung.

Serie B – D-Fachwerke mit Einzelanschlüssen:

Die Versuche der Serie B haben mit $S_{ti,m} \approx 1.330$ bis 2.630 kN die höchsten Schubsteifigkeiten aller getesteten Ständerrahmen erreicht. Im Vergleich zu der Schubtheorie von *Timoshenko* entspricht dies Werten von 12 bis maximal 32 %. Hierbei sind auffällige Versuche, die bei der weiteren Auswertung nicht weiter berücksichtigt wurden, noch eingeschlossen.

Bei den D-Fachwerken mit Einzelanschlüssen hat ein Stabilitätsversagen der druckbeanspruchten Diagonalen die Tragfähigkeit der Ständerrahmen begrenzt. Dies lässt sich sowohl an dem Verlauf der Last-Verformungskurve als auch an dem in Bild 3.10 dokumentierten Versagensmechanismus erkennen. Die Ständerrahmen weisen nach Abbau der schlupfbedingten Verformungen zunächst einen annähernd linearen, aber teilweise durch Gleitungen beeinflussten, sehr steilen Kurvenverlauf auf, der mit dem Erreichen der Grenztragfähigkeit der druckbeanspruchten Diagonalen bei einer Stabkraft von $N = 5,4$ bis 6,6 kN schlagartig abfällt. Maßgebend ist das Versagen infolge Biegeknicken senkrecht zur schwachen Achse der C-förmigen Querschnitte. Vergleichsrechnungen unter Ansatz der nominellen Materialfestigkeiten haben in [106] gute Übereinstimmungen zwischen der rechnerischen Tragfähigkeit und den oben genannten Stabkräften ergeben. Die Elastizitätsgrenze lag bei den Versuchen bei $F_2 = 15$ kN.

Die Gleitungen in den Last-Verformungskurven sowie die zum Teil auffällig hohe Schubsteifigkeit der Ständerrahmen in der Serie B sind auf eine konstruktive Besonderheit bei der Fertigung der Diagonalen zurückzuführen, die dazu beigetragen hat, dass bei einzelnen Versuchsrahmen die Schraubanschlüsse mit einer mehr oder minder großen und im Nachgang nicht genauer zu spezifizierenden Klemmwirkung angezogen wurden.

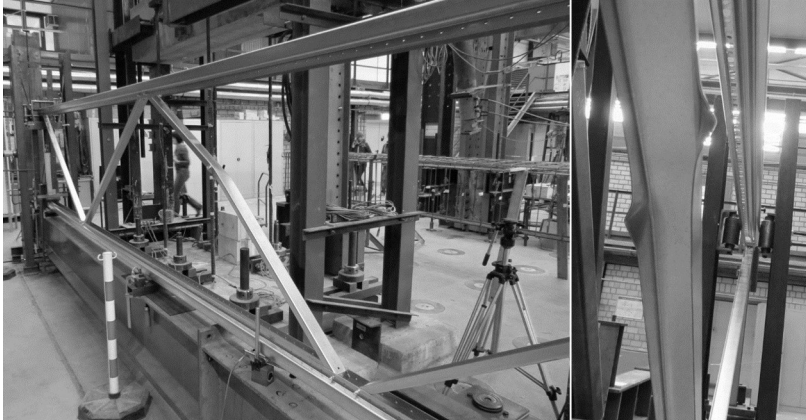


Bild 3.10: Versagensmechanismus Serie B – Knicken der druckbeanspruchten Diagonalen

Die konstruktive Besonderheit bilden die in Bild 3.11 erkennbaren Stegbleche, die im Anschlussbereich in die Trägerkammer zwischen den Flanschen der C-förmigen Profile gebogen werden. Die Formstabilität der Anschlussbereiche ist aufgrund dieser Detailausbildung ungleich höher als bei den Anschlusskonfigurationen in den Serien A und C und ermöglicht bei einer unplanmäßigen Vorspannung einen signifikanten Lastabtrag über Reibungskräfte. Wird der Gleitwiderstand im Anschluss überwunden, treten die in den Last-Verformungskurven zum Teil erkennbaren Gleitungen ein. Nachteilig ist hier, dass die Ständerrahmen aus der Serie B insgesamt zwölf Schraubanschlüsse umfassen, die alle einen unterschiedlichen Vorspanngrad aufweisen können.

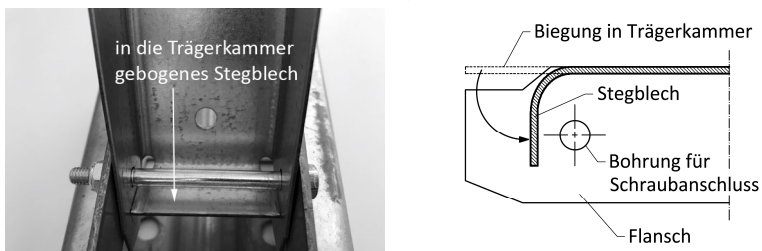


Bild 3.11: Konstruktive Besonderheit der Diagonalen aus der Versuchsserie B

Entsprechend groß ist auch die Bandbreite bei den sich einstellenden Verläufen der Last-Verformungskurven und in den Streuungen der experimentell ermittelten Schubsteifigkeiten, wie auch aus dem Diagramm in Bild 3.12 hervorgeht.

3 Experimentelle Untersuchungen

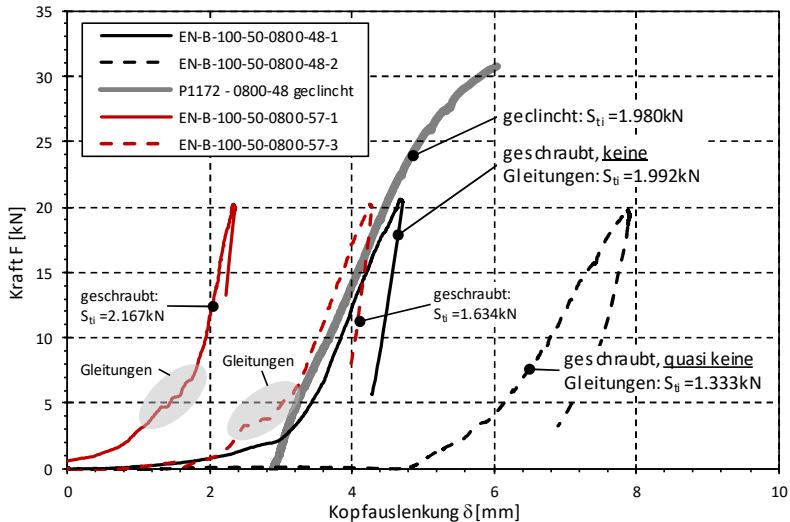


Bild 3.12: Ausgewählte Last-Verformungskurven zur Versuchsserie B und Vergleichsversuch mit geclinchten Verbindungen aus dem FOSTA-Projekt P11172 (vgl. [102])

Dargestellt sind ausgewählte Last-Verformungskurven von zwei Versuchsgruppen mit einer Rahmentiefe von $D = 800$ mm und zwei verschiedenen Neigungswinkeln der Diagonalen. Des Weiteren ist ein Vergleichsversuch mit geclinchten Anschlusspunkten (vgl. auch Bild 3.13) aufgenommen worden, der in dem FOSTA-Forschungsvorhaben P1172 [102] mit den gleichen Querschnitten und Rahmenabmessungen von *Ungermann* und *Kleemann* durchgeführt worden ist. Betrachtet man zunächst die beiden in Rot dargestellten Kurven für die Versuche mit $\phi = 57^\circ$, zeigen sich in beiden Fällen unterschiedlich stark ausgeprägte Gleitungen im Bereich bis etwa $F = 6$ kN. Die Gleitungen umfassen einen Zuwachs der Kopfauslenkung δ im Bereich weniger zehntel Millimeter bei einer konstanten äußeren Beanspruchung F . Zum Vergleich: Die schlupfbedingten Verformungen der in der Serie B getesteten Ständerrahmen betragen im Mittel $\delta_s = 2,3$ mm. Für $\phi = 57^\circ$ differieren die zugehörigen Schubsteifigkeiten um den Faktor 1,33, wobei die geringere Schubsteifigkeit bei dem Versuch EN-B-100-50-0800-57-3 mit den größeren Gleitungen zu verzeichnen ist. Der untere Stützpunkt F1 wurde möglichst oberhalb der Gleitungen positioniert, was sehr kleine Verformungsunterschiede von weniger als 1,0 mm zwischen den Stützpunkten F1 und F2 bedingt. Kleine, „verschmierte“ Nachgiebigkeiten, die nicht als Gleitungen in den Last-Verformungskurven zu identifizieren sind, führen dazu, dass die Auswertung der Rahmenschubversuche sehr sensibel reagiert und deutlich stärker streut. Dies zeigt sich auch bei den beiden in Schwarz dargestellten Last-Verformungskurven für $\phi = 48^\circ$, die keine erkennbaren

Gleitungen aufweisen. Vermutlich sind bei dem Versuch EN-B-100-50-0800-48-2 keine signifikanten Vorspannkräfte aufgebracht worden. Die zugehörige Schubsteifigkeit liegt mit $S_{ti} = 1.333 \text{ kN}$ im Vergleich zu allen weiteren Versuchen der Serie B am niedrigsten. Der Vergleichsversuch EN-B-100-50-0800-48-1 erreicht eine um den Faktor 1,50 höhere Schubsteifigkeit, wobei in den vorgespannten Schraubanschlüssen der Gleitwiderstand scheinbar nicht überwunden wurde.

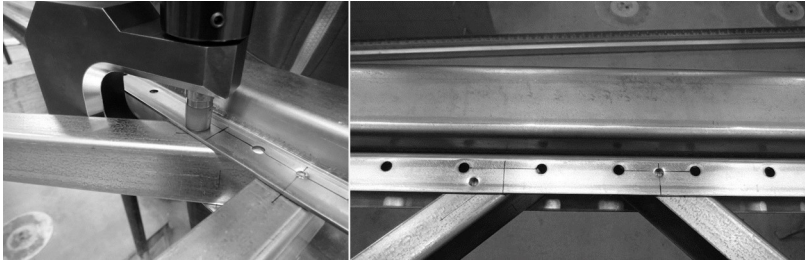


Bild 3.13: Beispiel für geclinchte Anschlusspunkte eines Ständerrahmens aus [102]

Dies deckt sich auch mit dem Ergebnis aus dem Vergleichsversuch von *Ungermann* und *Kleemann* mit geclinchten Anschlusspunkten, der eine Schubsteifigkeit von $S_{ti} = 1.980 \text{ kN}$ erreicht hat. Die zugehörige Last-Verformungskurve ist in Bild 3.12 für den direkten Vergleich um 2,80 mm parallel verschoben worden, da sich bei geclinchten Anschlusspunkten keine schlupfbedingten Verformungsanteile einstellen. Zu dem hier exemplarisch ausgewählten Versuch aus [102] ist ergänzend anzumerken, dass es sich nicht um einen Einzelversuch handelt. Insgesamt haben *Ungermann* und *Kleemann* fünf Rahmenschubversuche mit geclinchten Anschlüssen durchgeführt, die alle die gleichen Tendenzen aufgewiesen haben. Aufgrund der Problematik mit der unplanmäßigen Vorspannung der Schraubverbindungen, die auch bei der Rahmentiefe von $D = 1.100 \text{ mm}$ gegeben ist, sind die in Tabelle 3.1 aufgeführten Schubsteifigkeiten für die Versuchsserie B gelb hinterlegt, da sie mit einer nicht genau zu beziffernden Unschärfe behaftet sind. Die Schubsteifigkeiten lassen sich nach [106] wie folgt eingrenzen:

vorgespannte Schraubverbindungen: $S_{ti,m} = 2.000 \text{ bis } 2.600 \text{ kN}$

nicht vorgespannte Schraubverbindungen: $S_{ti,m} = 1.300 \text{ bis } 1.600 \text{ kN}$

Die Schubsteifigkeiten für die nicht vorgespannten bzw. nur „handfest“ angezogenen Schraubverbindungen sind in [106] zusätzlich über Quervergleiche zu Datensätzen aus der F+E des Regalherstellers und numerische Vergleichsrechnungen bestätigt worden. Auf Letzteres wird in Kapitel 4.2 noch genauer eingegangen.

Für weiterführende Bewertungen zu den untersuchten Einflussfaktoren Rahmentiefe und Neigungswinkel liegen bei der Serie B aufgrund der Problematik der unplanmäßigen Vorspannungen nicht genügend belastbare Datensätze vor. Daher wird an dieser Stelle auf die Ableitung von weiteren Ergebnissen und Erkenntnissen zu den Einflussfaktoren verzichtet. Im Hinblick auf die maßgebenden Komponenten lässt sich aus den Versuchsergebnissen ableiten, dass neben Faktoren, wie den axialen Dehnungen und Biegeverformungen der Füllstäbe sowie der Lochleibung, noch weitere Mechanismen die Schubsteifigkeit beeinflussen. Bei den Einzelanschlüssen müssen die Stabkräfte zwischen den Schraubverbindungen voll über den Stützenquerschnitt übertragen werden. Insbesondere die Kraftkomponenten, die senkrecht zur Stützenachse wirken, verursachen lokale Deformationen in den Stützen, die zu einer Reduktion der Schubsteifigkeit führen. Diese Deformationen stellen vermutlich eine der Schlüsselkomponenten für Ständerrahmen mit Einzelanschlüssen dar.

Aus der Versuchsserie B und den Untersuchungen von *Ungermann* und *Kleemann* zum Trag- und Verformungsverhalten von geclinchten Ständerrahmen lässt sich abschließend ableiten, dass – eine entsprechende Detailausbildung und geeignete Montage vorausgesetzt – ein gezieltes Vorspannen der Schraubverbindungen zu einer signifikanten Steigerung der Schubsteifigkeit beitragen kann. Mit der alternativen und im Bauwesen bisher weniger gebräuchlichen Fügetechnik des Clinchens lassen sich so Ständerrahmen konzipieren, die keine schlupfbedingten Verformungen aufweisen. Ferner führt die Behinderung der Verdrehungen im geclinchten Anschlusspunkt zu einer Teileinspannung der Füllstäbe, was die Tragfähigkeit der Ständerrahmen günstig beeinflussen kann. Als nachteilig sind der erhöhte Montageaufwand sowie die Instandhaltung bzw. Reparatur von geclinchten Verbindungen einzustufen.

Serie C – D-Fachwerke mit der Anschlusskonfiguration Rücken an Rücken:

Die Ständerrahmen aus der Serie C mit der Anschlusskonfiguration Rücken an Rücken liegen mit experimentell ermittelten Schubsteifigkeiten von $S_{ti,m} \approx 800$ bis 990 kN zwischen den Ergebnissen der Serien A und B. Bezogen auf die Schubtheorie von *Timoshenko* entspricht dies Werten von etwa 7 bis 12 %.

Bei den Versuchen hat sich aufgrund der Anschlusskonfiguration Rücken an Rücken ein Versagen infolge der Biegebeanspruchung der Schrauben eingestellt. Wie aus Bild 3.6 hervorgeht, ist das Trag- und Verformungsverhalten der Ständerrahmen dabei sehr „gutmütig“ und zeichnet sich durch hohe Tragfähigkeitsreserven im nicht linearen Bereich aus. Mit der Überschreitung der Elastizitätsgrenze stellen

sich neben den plastischen Verformungen der Schrauben auch Lochovalisierungen bei den Diagonalen ein. Signifikante Abweichungen zwischen den zug- bzw. druckbeanspruchten Diagonalen konnten dabei nicht festgestellt werden, vgl. Bild 3.14. Dies bestätigt indirekt, dass mit dem Randabstand in Kraftrichtung von $e_1 = 3,0d_0$ die maximale Lochleibungstragfähigkeit erreicht wird. Die Auswertung der Rahmenschubversuche hat eine Elastizitätsgrenze von $F_2 = 15$ kN ergeben, woraus eine Biegetragfähigkeit der Schrauben M10-8.8 von $F_u = 8,26$ bis $8,50$ kN folgt. Die plastische Grenztragfähigkeit – ohne den Ansatz von etwaigen Überfestigkeiten – liegt für einen beidseitig gelenkig gelagerten Stab als Ersatzsystem nur bei $F_u = 5,33$ kN und somit 35 % niedriger, als aus den Rahmenschubversuchen zurückgerechnet. Da in dem FOSTA-Forschungsprojekt P1078 die Festigkeit der verwendeten Schrauben nicht gemessen wurde, konnte in [106] auch nicht zweifelsfrei angegeben werden, ob die Abweichungen auf eine höhere Streckgrenze des Schraubenwerkstoffs oder auf das vereinfachte Ersatzsystem des beidseits gelenkig gelagerten Stabes zurückzuführen sind.

Im Hinblick auf die Streuungen haben die Versuche der Serie C – bis auf die nach oben ausreißende Schubsteifigkeit bei Versuch EN-C-100-40-1000-45-3 – keine Auffälligkeiten gezeigt. Der Quotient aus Standardabweichung und Schubsteifigkeit lag zwischen $S_{Abw.N}/S_{ti,m} = 4,9$ und maximal $8,6$ %. Der Versuch EN-C-100-40-1000-45-3 ist aufgrund der in Relation zu den Vergleichsversuchen um den Faktor $1,60$ höher liegenden Schubsteifigkeiten bei der weiteren Auswertung nicht berücksichtigt worden. Bei der Versuchsauswertung zeigte sich, dass auch die Elastizitätsgrenze mit $F_2 \approx 25$ kN deutlich höher war als bei allen weiteren Versuchen der Serie C. Bis auf eine geringfügig größere Belastungsgeschwindigkeit, die aber innerhalb der Bandbreite aller durchgeführten Rahmenschubversuche lag, sind in den Versuchsdaten keine weiteren Hinweise für die Abweichung bei der Schubsteifigkeit gefunden worden. Ob hier die Festigkeit der Schrauben, die nicht notwendigerweise aus einer Produktionscharge stammten, zu der auffällig hohen Schubsteifigkeit beigetragen hat, konnte in [106] nicht ermittelt werden.

Die schlupfbedingten Verformungen haben bei der Versuchsserie C Werte zwischen $\delta_s = 1,2$ und $2,7$ mm erreicht. Aufgrund der Fügung von jeweils zwei Diagonalen mit einer einzelnen Schraube fällt δ_s im Mittel kleiner aus, als bei den D-Fachwerken mit Einzelanschlüssen aus der Versuchsserie B. Aber auch bei den Versuchen der Serie C liegen die gemessenen Verformungen infolge Schlupf höher, als auf analytischem oder numerischem Weg bestimmt.



Bild 3.14: Versagensmechanismus Serie C – Schraubenbiegung und Lochleibung

In den Versuchen wurden die Beanspruchungen nicht bis zu einem vollständigen Versagen der Ständerrahmen gesteigert. Die hohen Tragfähigkeitsreserven, die in den Versuchen festgestellt wurden, können aufgrund der oberhalb der Elastizitätsgrenze einsetzenden plastischen Verformungen der Schrauben ohnehin nicht ausgenutzt werden, da bei einer Lastumkehr überproportional große Verformungen auftreten würden. Die Rahmenschubversuche der Serie C haben gezeigt, dass mit der Vergrößerung des Neigungswinkels von $\phi = 45^\circ$ auf $\phi = 55^\circ$ eine Reduktion der Schubsteifigkeit von 6 bis 9 % einhergeht. Dies deckt sich mit den Erwartungen, die aus den theoretischen Ansätzen von *Timoshenko* folgen, auch wenn die Reduktion nicht den prognostizierten Wert von 22 % erreicht. Die Vergrößerung der

Rahmentiefe D respektive die Reduktion der Schlankheit λ der Ständerrahmen wirkt sich günstig auf die Schubsteifigkeit aus. Unabhängig von der Neigung der Diagonalen hat sich für die größere Rahmentiefe mit $D = 1000$ mm eine gut 13 % größere Schubsteifigkeit ergeben.

Aus den Rahmenschubversuchen für die Anschlusskonfiguration Rücken an Rücken lässt sich abschließend ableiten, dass die Schubsteifigkeit der Ständerrahmen im Wesentlichen von der Biegesteifigkeit der Schrauben und der Lochleibungspressung beeinflusst wird.

3.2.3.3 Rahmenschubversuche nach AS 4084

3.2.3.3.1 Versuchsaufbau und Versuchsdurchführung

Für die „stehenden“ Rahmenschubversuche nach AS 4084 wurde auf das gleiche Prüfgerüst wie bei den „liegenden“ Rahmenschubversuchen zurückgegriffen. Die Detailpunkte zur Umsetzung der Lagerungsrandbedingungen sind hierfür modifiziert und in Vorversuchen getestet und optimiert worden, vgl. [68].

Der Einbau der Ständerrahmen erfolgte für die D-Fachwerke so, dass die erste Diagonale im Bereich der Lasteinleitung – analog zu den Versuchen nach DIN EN 15512 – auf Druck beansprucht worden ist, vgl. Bild 3.15.

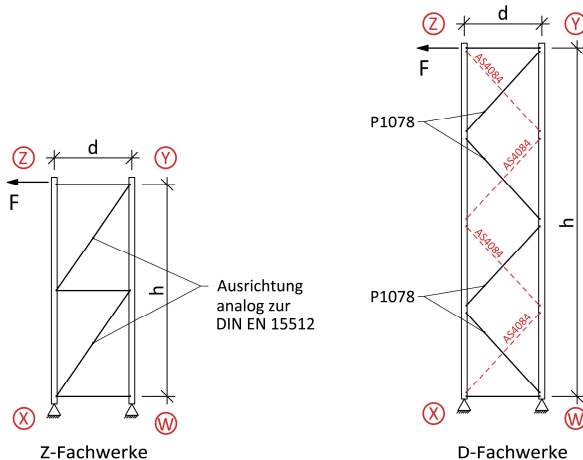
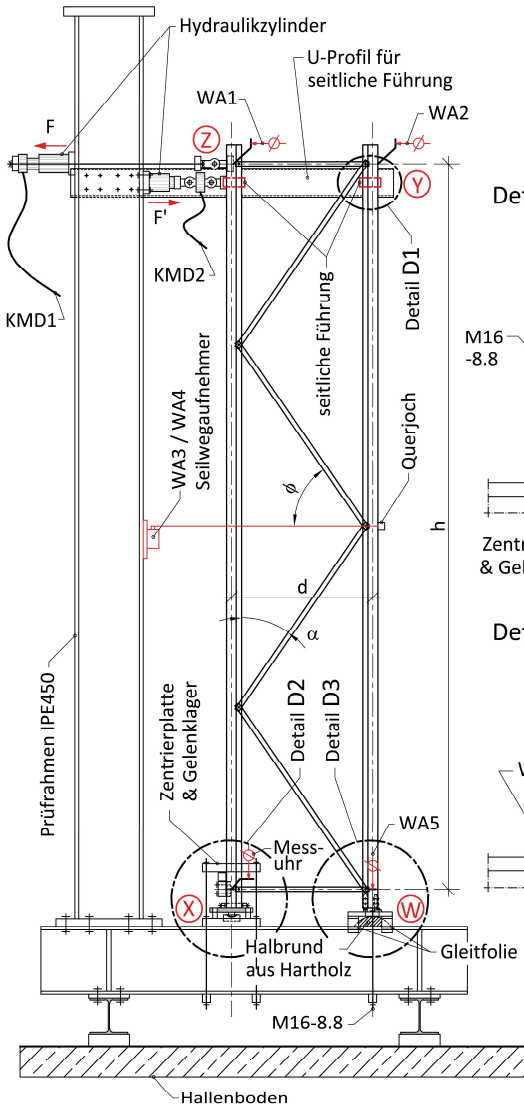


Bild 3.15: Einbausituation der Ständerrahmen für die Versuche nach AS 4084

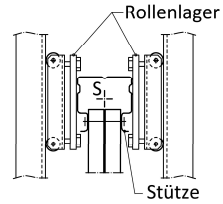
Vorgaben für die Ausrichtung der unsymmetrischen Z-Fachwerke finden sich in AS 4084 nicht. Für die Quervergleiche zwischen den beiden alternativen Prüfverfahren sind die Z-Fachwerke daher in Analogie zu den „liegenden“ Rahmenschubversuchen so ausgerichtet worden, dass die Diagonalen auf Druck beansprucht werden.

Wie aus dem in Bild 3.16 dargestellten Versuchsaufbau hervorgeht, sind auch die Rahmenschubversuche nach AS 4084 mit einer zyklischen Beanspruchung getestet worden, um die schlupfbedingten Verformungen messtechnisch erfassen zu können. Die mit F' gekennzeichnete Beanspruchung ist dabei im ersten Belastungszyklus mit einer Obergrenze von $F' \leq 2,0$ kN angesteuert worden. Die Hauptbelastung F ist im zweiten Belastungszyklus in die entgegengesetzte Richtung aufgebracht und sukzessive bis zum Versagen der Ständerrahmen gesteigert worden. Die Beanspruchungen wurden über Hydraulikzylinder von „Hand“ – mit dem bei den „liegenden“ Rahmenschubversuchen verwendeten Prinzip zweier gekoppelter Zylinder – als Zwangsverschiebungen bei Punkt Z aufgebracht. Die Vorbelastung F' ist über Kontakt etwas unterhalb des letzten Fachwerkpfostens in das System eingeleitet worden. Für die Hauptbelastung F ist eine aus Hartholz gefertigte Lasteinleitungsplatte in die Stütze eingesetzt worden. Durch eine Bohrung in der Stütze ist die Lasteinleitungsplatte über ein Stahlformteil mit einem Augenstab verbunden worden. Über Jochträger und Gewindestangen wurde der Augenstab mit dem Hydraulikzylinder gekoppelt. Aufgrund der einander entgegen gerichteten Vor- und Hauptbelastung mussten die Auflager bei Punkt W und X sowohl zug- als auch druckfest ausgebildet werden. Da die Vorbelastung auf maximal $F' \leq 2,0$ kN begrenzt wurde, ist das druckfeste Lager bei Punkt W mit einem halbrunden Hartholzelement umgesetzt worden. Die korrespondierende zugfeste Lagerung bei Punkt X erfolgte über Joche aus Vierkantstahl, die über Gewindestangen gegen den Prüfrahmen gespannt wurden. Für die Hauptbelastung sind bei Punkt W zur zugfesten Rückverankerung geschweißte, L-förmige Winkel eingesetzt worden, die analog zu einem Fußinnenteil mit der Stütze und einer stählernen Fußplatte verschraubt wurden. Die Fußplatte ist über Gewindestangen und ein Joch mit dem Prüfrahmen verbunden worden. Für die druckfeste Lagerung bei Punkt X ist auf die von den DIN EN 15512-Versuchen bekannte Zentrierplatte mit Axialgelenklager zurückgegriffen worden. Um eine Verdrehung der Stützen an den Punkten W und X zu unterbinden, sind Winkel an der Fuß- und Zentrierplatte befestigt worden, die am oberen Flansch des Prüfrahmens anliegen. Um mögliche Reibungskräfte zu minimieren, sind zwischen den Winkeln und dem Prüfrahmen Gleitfolien angeordnet worden. Auf zusätzliche seitliche Führungen, wie sie am Kopf der Ständerrahmen ausgeführt wurden, konnte so bei Punkt W und X verzichtet werden. Die seitliche Führung wurde bei den AS 4084-Versuchen über U-Profile mit je zwei Rollenlagern umgesetzt. Die U-Profile haben in der Lage justierbare Stahlplatten erhalten, sodass eine individuelle Anpassung der Führungselemente an die Stützenabmessungen möglich war.

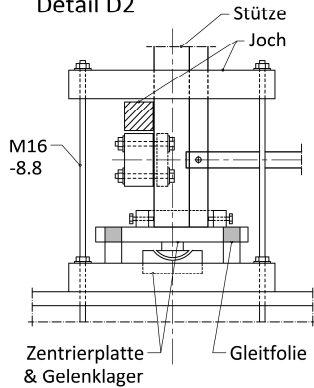
Seitenansicht Versuchsaufbau



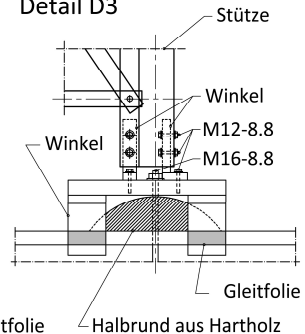
Detail D1



Detail D2



Detail D3



Messung Knotenverdrehung mit den Seilwegaufnehmern analog zu den Versuchen nach DIN EN 15512

Bild 3.16: Versuchsaufbau für die Rahmenschubversuche nach AS 4084

Zur Messwerterfassung ist dasselbe System wie bei den DIN EN 15512-Versuchen verwendet worden. Die wesentlichen Messstellen sind in Bild 3.16 eingetragen. Die Kraftmessung erfolgte konstruktionsbedingt direkt in Achse der Hydraulikzylinder und nicht an den Widerlagern. Die Kopfauslenkungen der Ständerrahmen sind mit den induktiven Wegaufnehmern WA1 und WA2 bei Punkt Y und Z aufgezeichnet worden. Die Seilwegaufnehmer WA3 und WA4 sind zur Messung etwaiger Stützenverdrehtungen angeordnet worden. Weitere Wegaufnehmer wurden zur Messung von Nachgiebigkeiten an den Auflagerpunkten W und X positioniert. Für die Auswertung ist dabei insbesondere die Messstelle WA5 wichtig, da hier selbst kleine Nachgiebigkeiten oder elastische Verformungsanteile in vertikaler Richtung einen signifikanten Einfluss auf die Kopfauslenkung – und damit auch auf die Schubsteifigkeit – der Ständerrahmen haben können. Aufgrund der geringen Abstände zwischen dem untersten Pfosten und den Auflagerpunkten W und X ist nach Durchführung von Vorversuchen auf den in AS 4084 mit δ_2 bezeichneten Wegaufnehmer verzichtet worden.

Zur Veranschaulichung des Versuchsaufbaus sind abschließend die Gesamtansichten von je einem Z- bzw. D-Fachwerk in Bild 3.17 dargestellt. Weitere Details können sowohl [106] als auch [68] entnommen werden.



Bild 3.17: Gesamtansicht des Versuchsaufbaus für die Rahmensubversuche nach AS 4084

3.2.3.3.2 Auswertung der Versuche und Darstellung der Versuchsergebnisse

Für die Auswertung der „stehenden“ Rahmenschubversuche ist auf die gleiche Methodik wie bei den „liegenden“ Rahmenschubversuchen in Kapitel 3.2.3.2.2 zurückgegriffen worden. Um Vergleichbarkeit herzustellen, ist in [106] der obere Stützpunkt F2 für die Auswertung der „stehenden“ Rahmenschubversuche aus der in den korrespondierenden „liegenden“ Rahmenschubversuchen wirkenden Querkraft abgeleitet worden. Diese Querkraft entspricht der in den DIN EN 15512-Versuchen mit V_{\max} bezeichneten Anwendungsgrenze. Der obere Stützpunkt F2 für die „stehenden“ Rahmenschubversuche kann mithilfe der folgenden Gleichung bestimmt werden:

$$\Rightarrow F_2^{4084} = V_{\max}^{15512} \Leftrightarrow F_2^{4084} = \frac{d}{h} \cdot F_2^{15512} \quad (3.3)$$

Dabei sind d und h die Tiefe bzw. Höhe des betrachteten Ständerrahmens. Die Auswertung der Gleichung (3.3) ist in Tabelle 3.2 zusammengefasst. Der Übersichtlichkeit halber wird in den weiteren Ausführungen auf die Indizierung entsprechend der Gleichung (3.3) verzichtet.

Tabelle 3.2: Festlegung der oberen Stützpunkte für die Auswertung nach AS 4084

Stützpunkt F2 in [kN]	Rahmentiefe D=800mm		Rahmentiefe D=1000 bzw. 1100mm	
	$\phi_{\text{nom}} = 45^\circ$	$\phi_{\text{nom}} = 55^\circ$	$\phi_{\text{nom}} = 45^\circ$	$\phi_{\text{nom}} = 55^\circ$
Serie A Z-Fachwerk, Lippe an Lippe	4,6	3,1	4,2	3,0
Serie B D-Fachwerk, Einzelschluss	3,2	2,4	3,3	2,5
Serie C D-Fachwerk, Rücken an Rücken	4,2	3,0	4,1	2,9

Parallel zur Ableitung des oberen Stützpunktes aus den korrespondierenden „liegenden“ Rahmenschubversuchen sind in [106] zur Kontrolle auch die Steigungen der Ausgleichsgeraden von allen „stehend“ durchgeführten Versuchen analysiert worden. Es haben sich dabei sehr gute Übereinstimmungen zwischen beiden Ansätzen gezeigt. Um dies zu dokumentieren, ist in Bild 3.19 b) die grafische Auswertung für einen exemplarisch ausgewählten Versuch aus der Serie C dargestellt, für den sich nach Gleichung (3.3) eine Elastizitätsgrenze von $F_2 = 4,2$ kN ergeben hat. Dieser Wert wird durch die visuelle Auswertung des Diagramms in Bild 3.19 b) bestätigt. Die Festlegung des unteren Stützpunktes F1 erfolgte, wie in Kapitel 3.2.3.2.2 beschrieben, individuell für jeden einzelnen Rahmenschubversuch, vgl. hierzu auch Bild 3.19 a).

Bei der Durchführung der Versuche sind Nachgiebigkeiten beim zugfesten Auflagerpunkt W festgestellt worden, deren Einfluss auf die Kopfauslenkung der

Ständerrahmen als nicht vernachlässigbar einzustufen ist. Aus den Nachgiebigkeiten resultiert eine Starrkörperrotation der Ständerrahmen, auf die auch im Stand der Technik unter dem Begriff „base plate uplift“ (vgl. Bild 2.45) eingegangen wurde. Die Nachgiebigkeiten sind mithilfe des induktiven Wegaufnehmers WA5 messtechnisch erfasst worden, sodass eine Bereinigung der weiteren Versuchsdaten bzw. der Last-Verformungskurven möglich war. Wie groß der Einfluss der Starrkörperrotation insgesamt sein kann, zeigen die beiden Last-Verformungskurven zu dem Versuch AS-C-100-40-0800-45-2, die mit und ohne „base plate uplift“ in Bild 3.18 dargestellt sind.

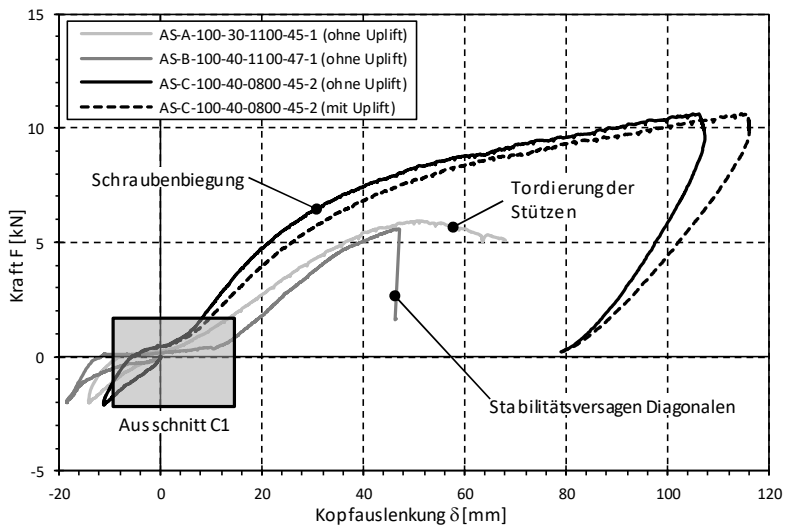
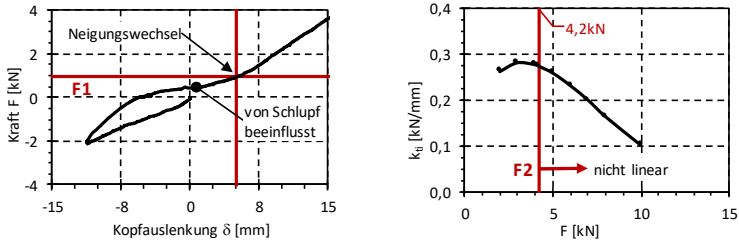


Bild 3.18: Ausgewählte Last-Verformungskurven zu Versuchen nach AS 4084

Ohne die Bereinigung der Messdaten betragen die Kopfauslenkungen für den exemplarisch ausgewählten Ständerrahmen beim Erreichen der Elastizitätsgrenze $F_2 = 4,2$ kN etwa $\delta = 21,2$ mm. Nach Eliminierung der „uplift“-Verformungen ergibt sich mit $\delta = 17,5$ mm eine um fast 20 % kleinere Kopfauslenkung respektive eine deutlich höhere Schubsteifigkeit des Ständerrahmens. Da die Verformungsanteile aus den Starrkörperrotationen im Kontext der reinen Schubsteifigkeit der Ständerahmen nicht relevant sind, wurden in [106] folgerichtig für alle weiteren Auswertungen die um den „uplift“-Anteil bereinigten Datensätze verwendet.

Für die Ableitung der schlupfbedingten Verformungen der Ständerrahmen ist bei den „stehend“ durchgeführten Rahmenschubversuchen wieder auf das in Bild 3.8 skizzierte Konzept zurückgegriffen worden.



- a) Ausschnitt C1 zur Festlegung des unteren Stützpunktes F1
- b) Auswertung der Geradensteigungen k_{ti} zur Festlegung von Stützpunkt F2

Bild 3.19: Festlegung der Stützpunkte F1 und F2 für den Versuch AS-C-100-40-0800-45-2

Die experimentell ermittelten Schubsteifigkeiten $S_{ti,m}$ aus den insgesamt 37 nach AS 4084 durchgeführten Rahmenschubversuchen sind in Tabelle 3.3 zusammengefasst. Die Ergebnisse der einzelnen Versuche sowie detailliertere Angaben unter anderem zu den Abmessungen etc. sind im Anhang in Tabelle C.4 zu finden.

Tabelle 3.3: Schubsteifigkeiten der nach AS 4084 getesteten Ständerrahmen

Schubsteifigkeit $S_{ti,m}$ (Quotient: $S_{ti,m}/S_0$ in Prozent)	Rahmentiefe D=800mm		Rahmentiefe D=1000 bzw. 1100mm	
	$\phi_{nom} = 45^\circ$	$\phi_{nom} = 55^\circ$	$\phi_{nom} = 45^\circ$	$\phi_{nom} = 55^\circ$
Serie A Z-Fachwerk, Lippe an Lippe	242kN (3,4%)	253kN (4,0%)	302kN (4,2%)	300kN (4,8%)
Serie B D-Fachwerk, Einzelanschluss	843kN (7,7%)	682kN (8,4%)	959kN (8,5%)	668kN (7,8%)
Serie C D-Fachwerk, Rücken an Rücken	642kN (5,4%)	505kN (5,6%)	692kN (5,9%)	660kN (7,3%)

In den „stehend“ durchgeführten Rahmenschubversuchen haben sich bei den Versuchen der Serien A bis C grundsätzlich die gleichen Versagensphänomene wie bei der „liegenden“ Versuchsdurchführung eingestellt. An dieser Stelle sei daher auf die Ausführungen hierzu in Kapitel 3.2.3.2.2 oder auch in [106] verwiesen.

Im Hinblick auf die Streuungen der Versuchsergebnisse lässt sich festhalten, dass die „stehende“ Versuchsdurchführung für die hier untersuchten Ständerrahmen insgesamt weniger sensibel ist als die „liegende“ Versuchsvariante. Das statische System der Ständerrahmen entspricht einem Kragarm mit einer horizontalen Last am freien Ende. Die damit einhergehenden Verformungen der Ständerrahmen sind ungleich größer als bei den Vergleichsversuchen nach DIN EN 15512, und die Auswertemethodik ist weniger anfällig für etwaige Ungenauigkeiten, wie nicht exakt

positionierte Wegaufnehmer. Da alle „stehenden“ Rahmenschubversuche im Anschluss an die „liegenden“ Rahmenschubversuche durchgeführt wurden, konnte der Problematik der unplanmäßigen Vorspannung der Schraubverbindungen bei der Serie B durch eine sorgsamere Montage der Ständerrahmen begegnet werden. Auffällige Gleitungen, wie in Bild 3.12 dargestellt, wurden bei den „stehenden“ Rahmenschubversuchen nicht festgestellt. Der Quotient aus Standardabweichung und mittlerer Schubsteifigkeit lag mit $S_{Abw.N}/S_{ti,m} = 1,0$ bis 11,3 % innerhalb der auch in Kapitel 3.2.3.2.2 zugrunde gelegten Toleranz von maximal 12 %. Dabei ist nur ein einzelner Versuch aus der Serie C aufgrund der auffällig hohen Schubsteifigkeit aus der Auswertung gestrichen worden. Bei dem betreffenden Versuch AS-C-100-40-0800-55-2 hat nach [106] eine Fehlmessung der „uplift“-Verformungen zu einer Überschätzung der Schubsteifigkeit geführt.

In den nachfolgenden Abschnitten werden die Ergebnisse der Versuchsserien – insbesondere im Hinblick auf den Einfluss der variierten Parameter – zusammengefasst. Der Vergleich der beiden alternativen Prüfverfahren erfolgt im Anschluss in Kapitel 3.2.3.4.

Serie A – Z-Fachwerke mit der Anschlusskonfiguration Lippe an Lippe:

Auch bei den „stehenden“ Rahmenschubversuchen haben sich in der Serie A die geringsten Schubsteifigkeiten eingestellt. Ursächlich für die Schubweichheit der Anschlusskonfiguration Lippe an Lippe ist weiterhin die planmäßige Tordierung der dünnwandigen offenen Stützen, die auch bei den Versuchen nach AS 4084 nicht durch zusätzliche Torsionsfessel unterbunden wird. Die Schubsteifigkeiten haben Werte von $S_{ti,m} = 240$ bis 300 kN erreicht, was bezogen auf die Schubtheorie von *Timoshenko* $S_{ti,m} / S_D = 3,4$ bis 4,9 % entspricht. Dies deckt sich mit den Ergebnissen aus den Rahmenschubversuchen nach DIN EN 15512.

Die Ständerrahmen weisen ein gutmütiges Tragverhalten auf, ohne dass sich nach dem Überschreiten der Elastizitätsgrenze ein ausgeprägtes Fließplateau einstellt. Im Mittel über alle zwölf Versuche haben sich schlupfbedingte Verformungen von $\delta_s = 7,5$ mm ergeben. Eine perfekte Passung aller Bauteile sowie deckungsgleiche Schraubenlöcher unterstellt, ergeben sich numerisch Verformungen infolge Schlupf von im Mittel etwa $\delta_{s,theo.} = 6,0$ mm. Vergleichbare Verhältnisse haben sich auch bei den „liegenden“ Rahmenschubversuchen und auch bei allen weiteren „stehend“ getesteten Ständerrahmen gezeigt. In Kapitel 6 wird hierauf noch genauer eingegangen.

Das Versagen der Ständerrahmen erfolgte wie bei den „liegenden“ Rahmenschubversuchen durch die Tordierung der Stützen und die damit einhergehenden Deformationen der Füllstäbe in den Anschlussbereichen, vgl. Bild 3.20.



Bild 3.20: Versagensmechanismus Serie A – Tordierung der dünnwandigen offenen Stützen

Wie bei „liegenden“ Rahmenschubversuchen festgestellt, wirkt sich die Variation des Neigungswinkels der Diagonalen quasi nicht auf die Schubsteifigkeit aus. Unabhängig vom Neigungswinkel erreichen die Ständerrahmen mit 800 mm Rahmentiefe eine Schubsteifigkeit von $S_{ti,m} = 240 \text{ kN}$ und die mit 1.100 mm erreichen $S_{ti,m} = 300 \text{ kN}$. Dies entspricht einem Zuwachs der Schubsteifigkeit um ca. 20 % bei einer Vergrößerung der Rahmentiefe von 300 mm, was annähernd den Ergebnissen der DIN EN 15512-Versuche entspricht.

Für die grundsätzliche Bewertung des Konstruktionsprinzips der Lippe an Lippe-Anschlüsse gelten die gleichen Feststellungen wie in Kapitel 3.2.3.2.2, da die Versuche nach AS 4084 keine abweichenden Tendenzen aufgezeigt haben.

Serie B – D-Fachwerke mit Einzelanschlüssen:

Die D-Fachwerke mit Einzelanschlüssen aus der Serie B haben auch bei den „stehenden“ Rahmenschubversuchen die größten Schubsteifigkeiten erreicht, da hier konstruktionsbedingt weder eine planmäßige Tordierung der Stützen noch eine Schraubenbiegung vorliegt. Die hohen Schubsteifigkeiten mit Werten von $S_{ti,m} = 670$ bis 960 kN spiegeln sich in dem Quotienten $S_D / S_{ti,m}$ wider, der bei der Serie B zwischen 7,7 und 8,5 % liegt. Bei der Montage der Ständerrahmen ist sehr sorgsam auf das „handfeste“ Anziehen der Schrauben geachtet worden, sodass in den Versuchen keine Einflüsse von unplanmäßig vorgespannten Schraubverbindungen zu erkennen waren. Auffällige Streuungen bei den Schubsteifigkeiten der Einzelversuche waren im Gegensatz zu den „liegenden“ Rahmenschubversuchen der Serie B nicht zu verzeichnen.

Der maßgebende Versagensmechanismus ist wieder das Stabilitätsversagen der druckbeanspruchten Diagonalen, das ohne Vorankündigung schlagartig aufgetreten ist. Mit dem Stabilitätsversagen geht ein Abknicken der Last-Verformungskurven einher. Bild 3.21 dokumentiert den Versagensmechanismus noch einmal anschaulich für einen exemplarisch ausgewählten Versuch der Serie B.



Bild 3.21: Versagensmechanismus Serie B – Knicken der druckbeanspruchten Diagonalen

Die schlupfbedingten Verformungen der Ständerrahmen haben im Mittel über alle Versuche $\delta_s = 14,5$ mm erreicht, was bezogen auf die numerisch bestimmten Schlupfverformungen von $\delta_{s,theo.} = 11,1$ mm eine Abweichung von 31 % darstellt.

In den insgesamt vier Versuchsgruppen sind wie zuvor zwei verschiedene Rahmentiefen mit $D = 800$ bzw. 1.100 mm und Neigungswinkel der Diagonalen mit $\phi \approx 48$ bzw. 57° untersucht worden. Die Schlankheiten der Ständerrahmen aus der Serie B sind mit bis zu $\lambda = 6,3$ deutlich größer als bei der Serie A, in der die Z-Fachwerke Schlankheiten von $\lambda = 1,7$ bis $2,7$ aufgewiesen haben. Aus den größeren Schlankheiten der Ständerrahmen folgen bei den „stehenden“ Rahmenschubversuchen größere Biegeverformungen respektive Kopfauslenkungen. Die experimentell ermittelten Schubsteifigkeiten differieren daher bei der Ausführung der Versuche nach AS 4084 nicht mehr so stark wie bei den klassischen Rahmenschubversuchen nach DIN EN 15512.

Beim Quervergleich der Ergebnisse der vier Versuchsgruppen zeigt sich, dass mit dem größeren Neigungswinkel erwartungsgemäß eine Reduktion der Schubsteifigkeit einhergeht. Bei der Rahmentiefe von $D = 800$ mm fällt die Schubsteifigkeit um 20 % und bei $D = 1.100$ mm sogar um 30 % ab. Auffällig ist, dass mit der Vergrößerung der Rahmentiefe um 300 mm nur bei $\phi \approx 48^\circ$ die Schubsteifigkeit zunimmt. Für $\phi \approx 57^\circ$ liegen die Schubsteifigkeiten mit $S_{t,m} = 682$ bzw. 668 kN unabhängig von

der Rahmentiefe auf einem Niveau. Insgesamt scheint die Versuchsgruppe mit $D = 1.100 \text{ mm}$ und $\phi \approx 57^\circ$ etwas nach unten auszureißen, da der Einfluss des Neigungswinkels auf $S_{ti,m}$ mit gut 30 % höher ausfällt, als nach der Schubtheorie von *Timoshenko* prognostiziert (Malus 24 %).

Die Versuche nach AS 4084 haben im Kontext der maßgebenden Komponenten keine neuen oder gegenteiligen Erkenntnisse geliefert, sodass hier auf die Erläuterungen in Kapitel 3.2.3.2 verwiesen werden kann. Als eine der Schlüsselkomponenten sind weiterhin die lokalen Anschlussverformungen der Stützen einzustufen.

Serie C – D-Fachwerke mit der Anschlusskonfiguration Rücken an Rücken:

Wie auch schon bei den Rahmenschubversuchen nach DIN EN 15512 liegen die Schubsteifigkeiten der Ständerrahmen der Serie C in etwa mittig zwischen den Werten der Serien A und B. Die Schubsteifigkeiten variieren zwischen $S_{ti,m} = 500$ und 690 kN , was bezogen auf die Schubtheorie von *Timoshenko* Werten von 5,5 bis 7,3 % entspricht.



Bild 3.22: Versagensmechanismus Serie C – Schraubenbiegung und Lochleibung

Die Ständerrahmen mit der Anschlusskonfiguration Rücken an Rücken weisen auch in den „stehenden“ Rahmenschubversuchen ein sehr gutmütiges Tragverhalten

auf. Mit Überschreitung der Elastizitätsgrenze knicken die Last-Verformungskurven mehr oder weniger stark ausgeprägt in einen deutlich flacher geneigten Verlauf ab, dessen Neigung von dem Widerstand der Schrauben gegen die plastischen Biegeverformungen bestimmt wird, vgl. Bild 3.18. Die Verformungen infolge Schlupf betragen im Mittel über alle vier Versuchsgruppen $\delta_s = 8,7$ mm. Im Vergleich zu den numerisch abgeleiteten Schlupfverformungen von $\delta_{s,theo.} = 7,9$ mm fallen die Differenzen kleiner aus als bei den Serien A und B.

Aufgrund der hohen Tragfähigkeitsreserven wurden die Versuche nicht bis zum vollständigen Versagen gefahren. Das Versagen erfolgte – wie auch Bild 3.22 dokumentiert – infolge der Überschreitung der plastischen Biegetragfähigkeit der Schrauben in Kombination mit den Lochovalisierungen bei den Diagonalen, die mit dem Überschreiten der Elastizitätsgrenze eingesetzt haben. Im Hinblick auf die Versagensmechanismen und auch die maßgebenden Komponenten folgen aus den Versuchen nach AS 4084 keine neuen oder abweichenden Erkenntnisse.

Die Versuche der Serie C bestätigen wieder, dass mit der Vergrößerung des Neigungswinkels von $\phi = 45^\circ$ auf 55° eine Reduktion der Schubsteifigkeit einhergeht. Bei den 800 mm tiefen Ständerrahmen entspricht die Reduktion von 22 % annähernd dem nach der Schubtheorie von *Timoshenko* zu erwartenden Malus von 23 %. Bei der Rahmentiefe $D = 1000$ mm ist der Einfluss mit nur 5 % Differenz deutlich geringer. Vermutlich liegen hier für die Versuchsgruppen AS-C-100-40-1000-45 etwas zu niedrige und für AS-C-100-40-1000-55 etwas zu hohe Schubsteifigkeiten vor. Dies zeigt sich auch an den Zuwächsen der Schubsteifigkeiten bei Vergrößerung der Rahmentiefe um 300 mm, die je nach Neigungswinkel der Diagonalen 8 % bzw. 30 % betragen. Bei den liegenden Rahmenschubversuchen der Serie C lagen die Schubsteifigkeiten für $D = 1000$ mm 13 % höher. Diese Größenordnung ist auch bei den Rahmenschubversuchen in der Serie B festgestellt worden.

3.2.3.4 Vergleich und Bewertung der Rahmenschubversuche nach DIN EN 15512 und AS 4084

Wie sich in den vorhergehenden Kapiteln gezeigt hat, haben die „liegenden“ Rahmenschubversuche nach DIN EN 15512 in [106] – bei gleich konfigurierten Ständerrahmen – grundsätzlich höhere Schubsteifigkeiten ergeben als bei der „stehenden“ Versuchsdurchführung nach AS 4084. Zur Übersicht sind die Schubsteifigkeiten für beide Prüfverfahren nochmals zusammenfassend in der nachfolgenden Tabelle dargestellt.

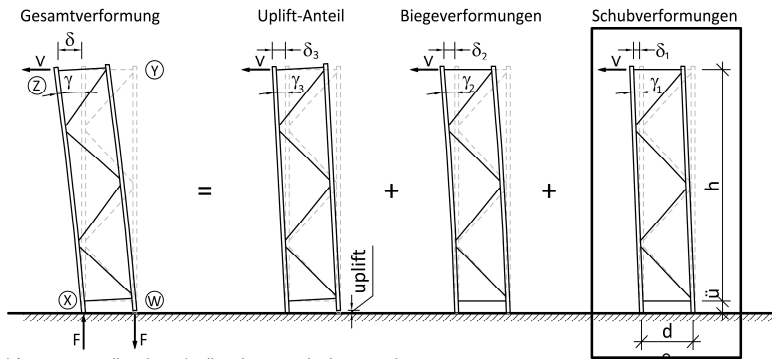
Tabelle 3.4: Vergleich der Schubsteifigkeiten DIN EN- vs. AS-Versuch (unbereinigt)

kombinierte Biege- und Schubverformungen		Rahmentiefe D=800mm		Rahmentiefe D=1000 bzw. 1100mm	
		$\phi_{nom} = 45^\circ$	$\phi_{nom} = 55^\circ$	$\phi_{nom} = 45^\circ$	$\phi_{nom} = 55^\circ$
Serie A	$S_{t,m,15512}$ [kN]	296	312	360	368
	$S_{t,m,4084}$ [kN]	242	253	302	300
	Vergleich DIN EN vs. AS	122,3%	123,3%	119,2%	122,7%
Serie B	$S_{t,m,15512}$ [kN]	1.333	1.645	2.228	1.538
	$S_{t,m,4084}$ [kN]	843	682	959	668
	Vergleich DIN EN vs. AS	158,1%	241,2%	232,3%	230,2%
Serie C	$S_{t,m,15512}$ [kN]	847	804	989	903
	$S_{t,m,4084}$ [kN]	642	505	692	660
	Vergleich DIN EN vs. AS	131,9%	159,2%	142,9%	136,8%

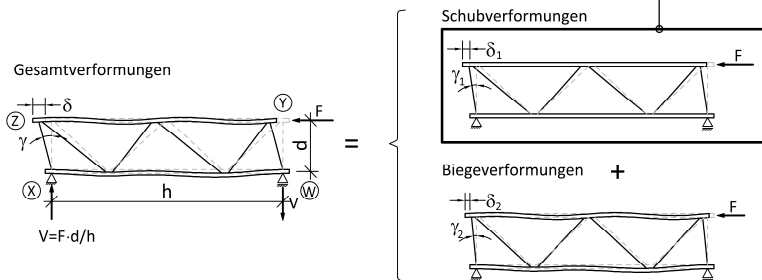
Der direkte Vergleich zeigt auf, dass die Abweichungen bei der Serie A 20 % und bei der Serie C 40 % betragen. Bei Serie B sind die Abweichungen ungleich größer, allerdings auch bedingt durch den Einfluss der unplanmäßigen Vorspannung der Schraubverbindungen bei den Versuchen nach DIN EN 15512. Die Ergebnisse der Rahmenschubversuche aus [106] decken sich mit den ingenieurmäßigen Erwartungen, dass eine „stehende“ Versuchsdurchführung aufgrund der größeren Biegeverformungen der als Kragarme beanspruchten Ständerrahmen eine kleinere Schubsteifigkeit liefert als bei der klassischen „liegenden“ Versuchsdurchführung. Die Ergebnisse aus den experimentellen Untersuchungen von *Gilbert, Rasmussen* und *Baldassino* aus [32], bei denen grundsätzlich höhere Schubsteifigkeiten in den „stehenden“ Rahmenschubversuchen gemessen wurden, konnten für die in [106] untersuchten Anschlusskonfigurationen und Fachwerkgeometrien somit nicht bestätigt werden.

Aufgrund der unterschiedlich großen Anteile der Schub- und Biegeverformungen ist ein direkter Vergleich der experimentell ermittelten Schubsteifigkeiten aus dem „liegenden“ und „stehenden“ Rahmenschubversuch nicht zielführend. Daher wurden analog zum Vorgehen in [32], mithilfe von numerischen Berechnungen die

Anteile der Schub- und Biegeverformungen für die einzelnen Versuchsgruppen bestimmt. In weiterführenden Betrachtungen wurden die experimentell ermittelten Schubsteifigkeiten um die Biegeanteile bereinigt, sodass ein direkter Vergleich der reinen Schubsteifigkeiten möglich war („pure transverse shear stiffness“ in [32]). Die Verformungsanteile sind in Bild 3.23 schematisch dargestellt, wobei im „liegenden“ Rahmenschubversuch Anteile aus etwaigen Starrkörperrotationen nicht mit erfasst worden sind.



b) AS 4084 - "stehender" Rahmenschubversuch



a) DIN EN 15512 - "liegender" Rahmenschubversuch

Bild 3.23: Verformungsanteile bei „stehender“ und „liegender“ Versuchsdurchführung

Für die numerischen Vergleichsrechnungen ist auf die FE-Software ANSYS V14.0 [S1] zurückgegriffen worden. Das zugehörige Stabwerksmodell ist auch für die in Kapitel 4.3 dokumentierten Untersuchungen zum Trag- und Verformungsverhalten der Ständerrahmen verwendet worden, sodass im Hinblick auf die Modellbildung und Umsetzung des FE-Modells im Detail an dieser Stelle auf weitere Ausführungen verzichtet wird.

Die numerischen Berechnungen zur Identifikation der unterschiedlichen Verformungsanteile umfassen drei Vergleichsrechnungen für jede Versuchsgruppe:

- Berechnung A: nominelle Biegesteifigkeiten kombinierte Schub- und Biegeverformungen
- Berechnung B: $EI_{\text{Stütze}} \rightarrow \infty$ und Schubverformungen
 $EI_{\text{Füllstäbe}} = EI_{\text{nom}}$
- Berechnung C: $EI_{\text{Füllstäbe}} \rightarrow \infty$ und Biegeverformungen
 $EI_{\text{Stütze}} = EI_{\text{nom}}$

Die Berechnung A liefert die Gesamtverformung der Ständerrahmen, die sich aus der noch zu spezifizierenden Überlagerung der Schub- und Biegeverformungen zusammensetzt. In der Berechnung B wird dann die Dehn- und Biegesteifigkeit der Stützen um den Faktor $f = 10^6$ skaliert, sodass nur die Verformungsanteile aus den Füllstäben verbleiben, die den reinen Schubverformungen entsprechen. In der Berechnung C sind zur Kontrolle die Dehn- und Biegesteifigkeiten der Füllstäbe skaliert worden, sodass sich aus den numerischen Berechnungen die reinen Biegeverformungen ergeben. Die Vergleichsrechnungen erfolgten ohne den Ansatz von Imperfektionen oder Materialnichtlinearitäten. Als Beanspruchungen wurden die aus den Versuchen abgeleiteten Elastizitätsgrenzen – oberer Stützpunkt F2 – angesetzt.

Die numerisch berechneten Verformungen sind exemplarisch für einen Ständerrahmen aus der Serie C mit einer Rahmentiefe von $D = 1.000$ mm und einen Neigungswinkel der Diagonalen von $\phi = 45^\circ$ in Bild 3.24 dargestellt. Die Prozentangaben in den Teilbildern entsprechen den jeweiligen Verformungsanteilen, wobei die kombinierten Schub- und Biegeverformungen mit $A = 100$ % als Bezugswert dienen. Die Auswertung der Daten erfolgt tabellarisch und ist zusammenfassend in Tabelle 3.5 zu finden. Das grundsätzliche Vorgehen wird für den in Bild 3.24 gezeigten Datensatz nachfolgend vorgestellt und erläutert.

Im ersten Schritt werden die numerisch berechneten Verformungsanteile aus den Spalten 6 und 7 der Tabelle 3.5 verwendet, um die experimentell ermittelten Kopfauslenkungen in den entsprechenden Schub- und Biegeanteil zu zerlegen. Die Verformungsdifferenz wird dabei zwischen den Stützpunkten F1 und F2 zugrunde gelegt, wobei die Zahlenwerte in der Spalte 8 den Mittelwert der betreffenden Versuchsgruppe darstellen. Für den exemplarisch ausgewählten Ständerrahmen der Serie C ergeben sich folgende Verformungsanteile für den „liegenden“ bzw. „stehenden“ Versuch:

3 Experimentelle Untersuchungen

$\Rightarrow u_{x,B,exp.}^{15512} = 3,089 \text{ mm} \cdot 0,862 = 2,663 \text{ mm}$	Schubanteil
$u_{x,C,exp.}^{15512} = 3,089 \text{ mm} \cdot 0,138 = 0,426 \text{ mm}$	Biegeanteil
$u_{x,B,exp.}^{4084} = 16,085 \text{ mm} \cdot 0,665 = 10,535 \text{ mm}$	Schubanteil
$u_{x,C,exp.}^{4084} = 16,085 \text{ mm} \cdot 0,345 = 5,549 \text{ mm}$	Biegeanteil

Für die Ermittlung der reinen Schubsteifigkeiten wird die Steigung der Ausgleichsgeraden $k_{ti,B}$ mit den oben aufgeführten Schubverformungen und der Differenz der bei den Stützpunkten F1 und F2 anliegenden Kräfte angesetzt. Die in der Spalte 11 der Tabelle 3.5 angegebene Differenz zwischen den Kräften bei F1 und F2 stellt wieder den Mittelwert der jeweiligen Versuchsgruppe dar. Hieraus folgt:

$\Rightarrow k_{ti,B}^{15512} = 11,67 \text{ kN} / 2,663 \text{ mm} = 4,382 \text{ kN/mm}$	DIN EN-Versuch
$k_{ti,B}^{4084} = 3,27 \text{ kN} / 10,535 \text{ mm} = 0,310 \text{ kN/mm}$	AS-Versuch

Aus den Hauptabmessungen der Ständerrahmen ergeben sich nach Gleichung (2.13) bzw. (2.15) folgende, um die Biegeanteile bereinigte Schubsteifigkeiten:

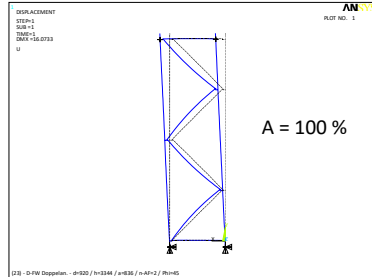
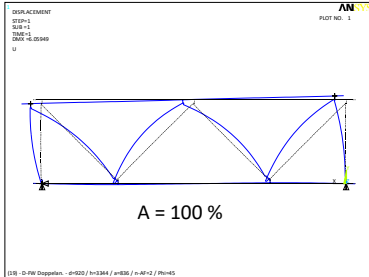
$\Rightarrow S_{ti,B}^{15512} = \frac{4,382 \text{ kN/mm} \cdot (920 \text{ mm})^2}{3.344 \text{ mm}} = 1.109 \text{ kN}$	DIN EN-Versuch
$S_{ti,B}^{4084} = 0,310 \text{ kN/mm} \cdot 3.344 \text{ mm} = 1.038 \text{ kN}$	AS-Versuch

Die auf diesem Weg für alle Ständerrahmen berechneten bereinigten Schubsteifigkeiten sind in der Spalte 14 zusammengestellt. Zu Kontrollzwecken sind sinngemäß die um die Schubverformungen bereinigten Schubsteifigkeiten bestimmt worden. Fasst man die beiden Teilergebnisse wieder zusammen, erhält man in sehr guter Übereinstimmung die in den Versuchen gemessenen Schubsteifigkeiten, wie der Vergleich der Zahlenwerte in Spalte 16 und 17 bestätigt. Die geringfügigen Abweichungen resultieren aus dem vereinfachten Ansatz, mit den Mittelwerten der Kraft- und Wegdifferenzen für die jeweiligen Versuchsgruppen zu arbeiten. Die letzte Spalte der Tabelle 3.5 beinhaltet den Quotienten aus der reinen Schubsteifigkeit aus dem „liegenden“ und „stehenden“ Rahmenschubversuch. Für den ausgewählten Ständerrahmen aus der Serie C liegt die Abweichung bei:

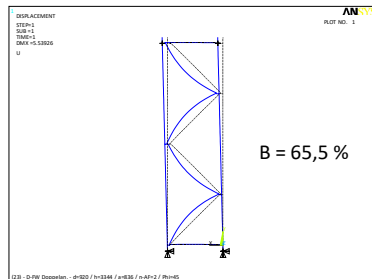
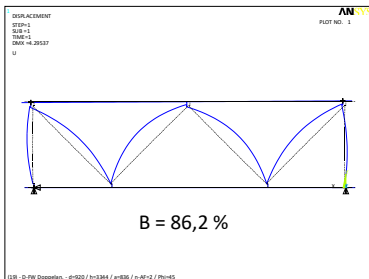
$$\Rightarrow S_{ti,B}^{1551} / S_{ti,B}^{4084} = 1.109 \text{ kN} / 1.038 \text{ kN} = 1,069 = 106,9 \%$$

Im Vergleich zur Ausgangssituation ohne eine Bereinigung um die Biegeanteile, bei der die Abweichung 43 % betrug, sind die verbleibenden 6,9 % für steifigkeitsorientierte Versuche und deren übliche Streuung als sehr gute Übereinstimmung

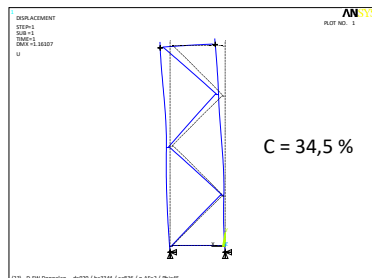
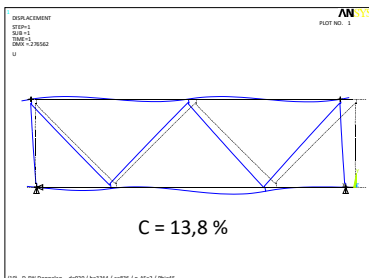
einzustufen. Vergleichbare Ergebnisse zeigen sich auch bei den weiteren Versuchen der Serie C sowie bei der Serie A. Im Mittel über die vier Versuchsgruppen in jeder Serie betragen die Abweichungen nur etwa 3 bis 5%.



Berechnung A: kombinierte Schub- und Biegeverformungen ($EI_{Stütze} = EI_{Füllstäbe} = EI_{nom}$)



Berechnung B: reine Schubverformungen ($EI_{Stütze} \rightarrow \infty / EI_{Füllstäbe} = EI_{nom}$)



Berechnung C: reine Biegeverformungen ($EI_{Füllstäbe} \rightarrow \infty / EI_{Stütze} = EI_{nom}$)

Bild 3.24: Verformungsanteile für einen exemplarisch ausgewählten Ständerahmen

Für die Versuche der Serie C ergeben sich aufgrund der als auffällig hoch eingestufteten Schubsteifigkeiten bei den „liegenden“ Rahmenschubversuchen folgerichtig weniger gute Übereinstimmungen. Nur für die Ständerrahmen mit einer Rahmentiefe von $D = 800$ mm und einem Neigungswinkel der Diagonalen von $\phi = 48^\circ$ liefern mit 7,9 % ähnlich gute Übereinstimmungen wie bei den Serien A und C. Bei dieser Versuchsgruppe sind zwei „liegende“ Rahmenschubversuche mit auffällig hohen Schubsteifigkeiten in der Auswertung nicht weiter berücksichtigt worden. Zudem haben sich bei dem verbleibenden Einzelversuch EN-B-100-50-0800-48-2 keine Hinweise auf unplanmäßige Vorspannungen in den Schraubverbindungen gezeigt. Bei allen weiteren „liegend“ durchgeführten Rahmenschubversuchen der Serie B kann nicht sicher angegeben werden, inwieweit die Schubsteifigkeiten durch die unplanmäßigen Vorspannungen beeinflusst wurden. Weitere Bewertungen für die D-Fachwerke mit Einzelanschlüssen sind daher auf Basis der in [106] durchgeführten Rahmenschubversuche nur bedingt möglich. In dem FOSTA-Forschungsprojekt P1078 ist hierzu ergänzend ein Quervergleich mit Versuchen aus der F+E des Regalherstellers vorgenommen worden, der für die Versuchsgruppe EN-B-100-50-1100-47 mit einer Abweichung bei den reinen Schubsteifigkeiten von nur 3,2 % sehr gute Übereinstimmungen ergeben hat. Zu dem Quervergleich ist anzumerken, dass die Rahmenabmessungen und der Füllstabquerschnitt identisch zur Versuchsgruppe EN-B-100-50-1100-47 waren, der Stützenquerschnitt jedoch eine geringere Dehn- und Biegesteifigkeit aufgewiesen hat.

Zur Übersicht ist der Vergleich der aus den Schubverformungen folgenden Schubsteifigkeiten noch einmal in der nachfolgenden Tabelle zusammengefasst.

Tabelle 3.6: Vergleich der Schubsteifigkeiten DIN EN- vs. AS-Versuch (bereinigt)

reine Schubverformungen		Rahmentiefe D=800mm		Rahmentiefe D=1000 bzw. 1100mm	
		$\phi_{nom} = 45^\circ$	$\phi_{nom} = 55^\circ$	$\phi_{nom} = 45^\circ$	$\phi_{nom} = 55^\circ$
Serie A	$S_{t,m,15512}$ [kN]	319	354	424	415
	$S_{t,m,4084}$ [kN]	319	330	397	387
	Vergleich DIN EN vs. AS	99,9%	107,3%	106,9%	107,1%
Serie B	$S_{t,m,15512}$ [kN]	1.671	2.111	2.700	2.096
	$S_{t,m,4084}$ [kN]	1.549	1.414	1.697	1.351
	Vergleich DIN EN vs. AS	107,9%	149,3%	159,1%	155,1%
Serie C	$S_{t,m,15512}$ [kN]	978	984	1.109	1.110
	$S_{t,m,4084}$ [kN]	972	904	1.037	1.170
	Vergleich DIN EN vs. AS	100,7%	108,9%	106,9%	94,9%

Insgesamt lässt sich aus den experimentellen und numerischen Untersuchungen schlussfolgern, dass zumindest für Ständerrahmen mit **Z- bzw. D-Fachwerken** und den Anschlusskonfigurationen **Lippe an Lippe bzw. Rücken an Rücken** die **reinen Schubsteifigkeiten** – ohne etwaige Anteile aus Biegeverformungen – **unabhängig vom Prüfverfahren** sind. Die reinen Schubsteifigkeiten aus dem klassischen „liegenden“ Rahmenschubversuch nach DIN EN 15512 entsprechen denen, die sich im alternativen „stehenden“ Rahmenschubversuch nach AS 4084 ergeben.

Für **D-Fachwerke mit Einzelanschlüssen bestätigen** die bisher vorliegenden Erkenntnisse diese **Tendenz** ebenfalls. **Allerdings** liegen dieser Einschätzung zum Teil nur einzelne Versuchsergebnisse sowie ingenieurmäßige Quervergleiche zu Versuchen aus der F+E des Regalherstellers zugrunde, sodass **keine wissenschaftlich fundierte Basis** für eine Schlussfolgerung gegeben ist.

Die Ergebnisse für die Z-Fachwerke mit der Anschlusskonfiguration Lippe an Lippe stehen im Widerspruch zu den Erkenntnissen von *Gilbert, Rasmussen* und *Baldasino* in [32], sodass an dieser Stelle nochmals eine kritische Auseinandersetzung angebracht ist. Hierzu ist zunächst anzumerken, dass die zugrundeliegenden Versuchsserien in Trento (I) bzw. Griffith (AUS) durchgeführt wurden. Auch wenn zu Testzwecken Versuche aus Trento in Griffith wiederholt wurden – und dabei gute Übereinstimmungen zu verzeichnen waren –, lässt sich nicht ausschließen, dass kleine Abweichungen in den Versuchsaufbauten oder der Montage der Ständerrahmen dennoch einen Einfluss auf die gemessenen Schubsteifigkeiten hatten. Gerade die sehr schubweichen Lippe an Lippe-Anschlüsse in Kombination mit Z-förmigen Fachwerken liefern grundsätzlich sehr kleine Schubsteifigkeiten mit Beträgen um $S_{ti,m} = 150$ bis 300 kN. In [32] werden zum Teil Quervergleiche zwischen Versuchsgruppen gezogen, deren Schubsteifigkeiten im „liegenden“ bzw. „stehenden“ Rahmenschubversuch im Mittel um weniger als 7 bis 20 kN differieren, vgl. auch Bild 2.50 im Stand der Technik. Diese Differenzen sind so gering, dass sie voll im Streuband der steifigkeitsorientierten Rahmenschubversuche liegen können und zu den abweichenden Schlussfolgerungen führen.

Bei den in [32] ebenfalls untersuchten X-Fachwerken sind die Abweichungen zwischen den „liegend“ und „stehend“ gemessenen Schubsteifigkeiten deutlich größer. Auch wenn alle Versuchen mit X-förmigen Fachwerken in Griffith ausgeführt wurden, können Abweichungen im Versuchsaufbau als möglicher Einflussparameter nicht ausgeschlossen werden. Die Abstände und Positionen der seitlichen Halterungen waren nicht aufeinander abgestimmt, wie auch Bild 2.49 aufzeigt. Ob des Weiteren die größeren Zwangsverschiebungen im „stehenden“ Rahmenschubversuch dazu geführt haben, dass sich mehr Füllstäbe als bei der „liegenden“ Versuchsdurchführung am Abtrag der Querkraft beteiligt haben, lässt sich

aus [32] nicht ableiten. Veröffentlichte Daten zu weiteren Versuche mit X-förmigen Fachwerken liegen kaum vor, nur *Sajja* hat in [79] einzelne Versuche mit X-Fachwerken durchgeführt und deren Ergebnisse dokumentiert. Aufgrund des hohen Materialbedarfs für die beiden gegenläufigen Aussteifungsverbände und die – zumindest im „liegenden“ Rahmenschubversuch – nicht signifikant höhere Schubsteifigkeit stuft *Sajja* X-Fachwerke als weniger effizient ein. Da X-Fachwerke zudem im Bereich der für die vorliegende Arbeit besonders relevanten Hochregallager in Silobauweise nicht gebräuchlich sind, wird die Fragestellung nach der Vergleichbarkeit der beiden alternativen Prüfverfahren für X-Fachwerke nicht weiterverfolgt.

3.2.4 Auswertung aller verfügbaren Rahmenschubversuche und Identifikation der relevanten Komponenten

Im folgenden Kapitel werden die in der Datenbank erfassten Rahmenschubversuche ausgewertet. Bevor auf die Auswertung im Detail eingegangen wird, soll zunächst ein Überblick über den Datenbestand und die dahinterliegenden Konstruktionen gegeben werden. Dazu sind in dem Balkendiagramm in Bild 3.25 die Fachwerktypen und die Anschlusskonfigurationen grafisch dargestellt.

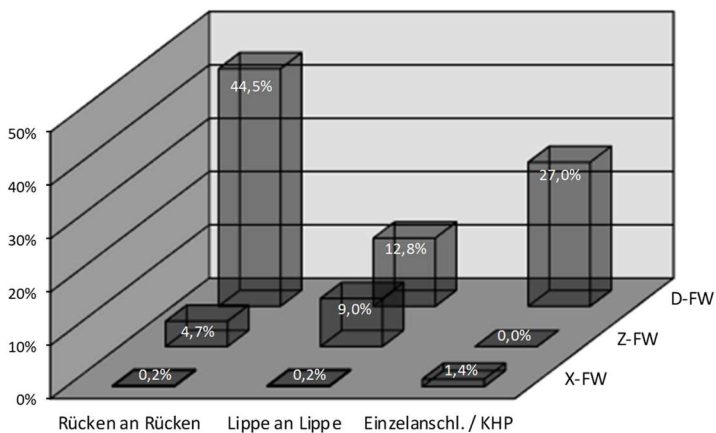


Bild 3.25: Aufteilung der Fachwerktypen und Anschlusskonfigurationen in der Datenbank

Es zeigt sich, dass D-Fachwerke den überwiegenden Anteil beisteuern, wobei die Anschlusskonfiguration Rücken an Rücken mit fast 45 % dominiert. Dies ist darauf

zurückzuführen, dass die von dem Regalhersteller SSI Schäfer aus der eigenen Forschung und Entwicklung (F+E) zur Verfügung gestellten Datensätze den größten Umfang ausmachen und das zugehörige Regalsystem PR600 auf diesem Konstruktionsprinzip beruht. D-Fachwerke mit Einzelanschlüssen werden sowohl von SSI Schäfer als auch von META und NEDCON eingesetzt, sodass diese Bauweise mit etwas mehr als 27 % Anteil den zweitgrößten Datensatz bildet. Die D-Fachwerke mit der Anschlusskonfiguration Lippe an Lippe stammen überwiegend aus der Forschung – hier: Rahmenschubversuche an der Universität Oxford-Brookes. Einzelne ältere Datensätze sind auch von der F+E von SSI Schäfer bereit gestellt worden. Aber aufgrund der höheren Schubsteifigkeiten setzt SSI Schäfer verstärkt auf die Anschlusskonfiguration Rücken an Rücken, sodass Lippe an Lippe-Anschlüsse in der Regel nicht mehr eingesetzt werden. Die in der Datenbank enthaltenen Z-Fachwerke kommen zumeist von dem Regalhersteller META, der diese in der Anschlusskonfiguration Lippe an Lippe einsetzt. Die weiteren Datensätze stammen aus der Forschung. Insgesamt liegt der Anteil der Z-Fachwerke mit 12,8 % aber deutlich unter dem Anteil der D-Fachwerke, wobei dies nicht repräsentativ für den gesamten Regalbau ist. Dass die X-Fachwerke nur auf einen Anteil von weniger als 2 % kommen, ist auf den Umstand zurückzuführen, dass der doppelte Materialeinsatz keine signifikant höheren Schubsteifigkeiten bedingt. Insofern hat sich diese Bauweise im Regalbau nicht sehr stark verbreitet. Gleiches gilt auch für Z-Fachwerke mit Einzelanschlüssen, sodass hierzu kein einziger Rahmenschubversuch vorliegt.

Größtenteils ist bei den Rahmenschubversuchen auf Ständerrahmen mit systemgelochten Stützen zurückgegriffen worden. Die prozentualen Anteile stellen sich wie folgt dar:

- Stützen mit Systemlochung: $p = 85,8 \%$
- Stützen ohne Systemlochung: $p = 14,2 \%$

Bei den Ständerrahmen ohne Systemlochung handelt es sich ausnahmslos um D-Fachwerke mit den Anschlusskonfigurationen Rücken an Rücken bzw. Einzelanschlüssen, die im Kontext der F+E von dem Regalhersteller SSI Schäfer getestet worden sind, vgl. Tabelle C.8. Im Hinblick auf die Geometrien der Stützen und Füllstäbe dominieren Ω -förmige Stützen mit unterschiedlich stark ausgeprägten Sicken und Lippen sowie C-förmige Füllstäbe. Nur bei den in [32] veröffentlichten Untersuchungen von *Gilbert*, *Rasmussen*, *Baldassino* et al. sind in insgesamt 30 Versuchen abweichende Querschnittsformen für die Stützen (vgl. Typ A / B in Bild 2.48) und Füllstäbe (kreisförmige Hohlprofile) verwendet worden. Bezogen auf den gesamten Umfang der Datenbank ergeben sich folgende prozentuale Anteile:

- Ω -förmige Stützen / C-förmige Füllstäbe: $p = 93,3 \%$
- abweichende Querschnittsgeometrien: $p = 6,7 \%$

Die Bandbreite der Querschnittsabmessungen ist bei den Stützen vergleichsweise groß und reicht von Hauptabmessungen mit $b/h/t = 55/39/1,50$ mm bis hin zu $b/h/t = 140/120/3,50$ mm. Die Füllstabquerschnitte variieren weniger stark, hier wird zumeist auf eine Blechdicke von $t = 1,50$ mm und Hauptabmessungen zwischen $b/h = 30/25$ und $60/40$ mm zurückgegriffen. Einen Überblick über die Flächen der Stützen- und Füllstabquerschnitte zeigen die beiden nachfolgenden Diagramme.

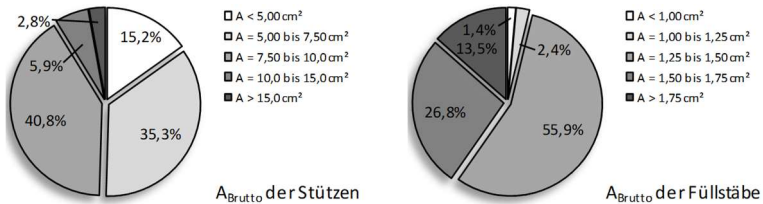


Bild 3.26: Verteilung der Querschnittsflächen der Stützen und Füllstäbe in der Datenbank

In den weiteren Ausarbeitungen in der vorliegenden Arbeit wird aufgrund des dominierenden Anteils der Ω -förmigen Stützen und C-förmigen Füllstäbe der Fokus auf diese Bauweise gelegt. Die weniger gebräuchlichen X-förmigen Fachwerke werden – ebenso wie Z-Fachwerke mit Einzelanschlüssen – nicht berücksichtigt.

In der Datenbank sind „liegende“ Rahmenschubversuche nach FEM 10.2.02 [R31] und DIN EN 15512 [R12] sowie „stehende“ Rahmenschubversuche nach dem alternativen Prüfverfahren aus AS 4084 [R2] enthalten. Da ein Großteil der Rahmenschubversuche in der Datenbank in der jüngeren Vergangenheit im Kontext von DIBt-Zulassungen verschiedener Regalhersteller durchgeführt wurde, entfällt hierauf die größte Anzahl von Datensätzen. An zweiter Stelle liegen die Rahmenschubversuche nach FEM 10.2.02, und den geringsten Anteil machen die „stehenden“ Rahmenschubversuche nach AS 4084 aus. Im Detail sieht die Verteilung wie folgt aus:

- Versuchsdurchführung nach FEM 10.2.02: $p = 12,6 \%$
- Versuchsdurchführung nach DIN EN 15512: $p = 77,2 \%$
- Versuchsdurchführung nach AS 4084: $p = 10,2 \%$

Da bei der Auswertung der Rahmenschubversuche keine Korrekturen im Hinblick auf etwaige Streuungen der Materialeigenschaften vorgesehen sind, werden in der Regel auch keine Zugversuche zur Bestimmung der Festigkeiten und des Elastizitätsmoduls durchgeführt. Im Hinblick auf die verwendeten Materialien ist daher nur eine grobe Sortierung anhand der Nennwerte der Streckgrenzen möglich. Wie die Diagramme in Bild 3.27 zeigen, dominieren bei den Stützen Baustähle mit

Streckgrenzen um 350 N/mm^2 , während bei den Füllstäben tendenziell auf weniger festen Baustahl mit Streckgrenzen um 250 N/mm^2 zurückgegriffen wird. Ständer- rahmen aus Baustählen mit Festigkeiten höher als 350 N/mm^2 werden im Regalbau zwar auch eingesetzt, jedoch liegen hierzu keine gesonderten Rahmenschubversuche in der Datenbank vor.

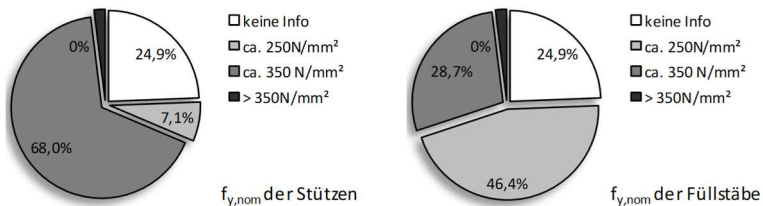


Bild 3.27: Verteilung der Streckgrenzen der Stützen und Füllstäbe in der Datenbank

Grundsätzlich gilt auch hier, dass die dargestellte Materialverteilung nicht repräsentativ für den gesamten Regalbau ist und nur die Inhalte der im Rahmen der Arbeit erstellten Datenbank widerspiegelt.

Für das Fügen der Ständerrahmen kommen fast ausnahmslos galvanisch verzinkte Schrauben mit Schaft in der Festigkeitsklasse 8.8 zur Ausführung. Die Schraubendurchmesser der in der Datenbank erfassten Rahmenschubversuche variieren zwischen $d = 6$ und 10 mm , wobei für nicht ganz ein Viertel der Datensätze keine Angaben zum Schraubendurchmesser vorliegen. Die Verteilung stellt sich insgesamt wie folgt dar:

- Schrauben M6-8.8: $p = 17,4 \%$
- Schrauben M8-8.8: $p = 7,4 \%$
- Schrauben M10-8.8: $p = 46,1 \%$
- keine Angaben: $p = 23,5 \%$

Messungen der mechanischen Eigenschaften, wie Streckgrenze, Zugfestigkeit oder Elastizitätsmodul, werden auch bei den Schrauben in aller Regel nicht durchgeführt, obwohl dies bei der planmäßigen Biegebeanspruchung bei der Anschlusskonfiguration Rücken an Rücken sinnvoll erscheint. Zu dem biegebeanspruchten Gewindeanteil finden sich keine Angaben in den zugehörigen Prüfberichten. Für die vom Verfasser mit begleiteten Versuche in der Datenbank lässt sich aber festhalten, dass der bei den Komponentenversuchen in Kapitel 3.3.2 als vernachlässigbar klein eingestufte Gewindeanteil von $f_g = 20 \%$ nicht überschritten wurde. Die Schrauben mit dem kleinsten Nenndurchmesser M6-8.8 werden ausschließlich bei D-Fachwerken mit Einzelanschlüssen verwendet. Die Schrauben M8-8.8 werden überwiegend bei Z-Fachwerken mit der Anschlusskonfiguration Lippe an Lippe sowie bei einer Versuchsgruppe mit D-Fachwerken und Einzelanschlüssen eingesetzt. Die größte

Anwendungsbreite weisen die Schrauben M10-8.8 auf, die bei allen Anschlusskonfigurationen – insbesondere bei planmäßiger Schraubenbiegung für Rücken an Rücken-Anschlüsse – zum Einsatz gekommen sind. Zu Nenndurchmessern größer als $d = 10$ mm liegen bisher keine frei verfügbaren Datensätze bzw. eigene Rahmenschubversuche vor.

Dass Rahmenschubversuche als steifigkeitsorientierte Versuche zu größeren Streuungen neigen, ist bekannt und Hintergrund für die reine Mittelwertbildung bei der Auswertung. Setzt man die Standardabweichungen und die experimentell ermittelten Schubsteifigkeiten der einzelnen Versuchsgruppen ins Verhältnis zueinander, erhält man einen guten Eindruck von den typischen Streuungen. Für die in der Datenbank enthaltenen Rahmenschubversuche ist dies grafisch in Bild 3.28 aufbereitet worden, wobei für die Darstellung auf der Abszissenachse der Neigungswinkel der Diagonalen ϕ gewählt wurde. Zur Orientierung sind die Quotienten von $S_{AbW,N}$ und $S_{ti,m}$ für die verschiedenen Anschlusskonfigurationen mit unterschiedlichen Markierungen gekennzeichnet und zusätzlich der Mittelwert sowie die 75 %- und 98 %-Quantile im Diagramm eingetragen worden. Bleibt der „Ausreißer“ mit 20,83% außen vor, ergibt sich ein Mittelwert von etwa $S_{AbW,N}/S_{ti,m} \approx 5\%$. Das 75 %-Quantil liegt bei 6,5 % und das 98 %-Quantil bei 11,6 %. Basierend auf den hier dokumentierten Streuungen von Rahmenschubversuchen lässt sich ein Grenzkriterium ableiten, bei dessen Überschreitung die Rahmenschubversuche als auffällig einzustufen und noch einmal genauer zu betrachten sind. Die Erweiterung der Datenbank auf die nunmehr fast 450 Versuche erfordert dabei keine Korrektur von dem bereits in [106] verwendeten Grenzkriterium von $S_{AbW,N}/S_{ti,m} \geq 12\%$.

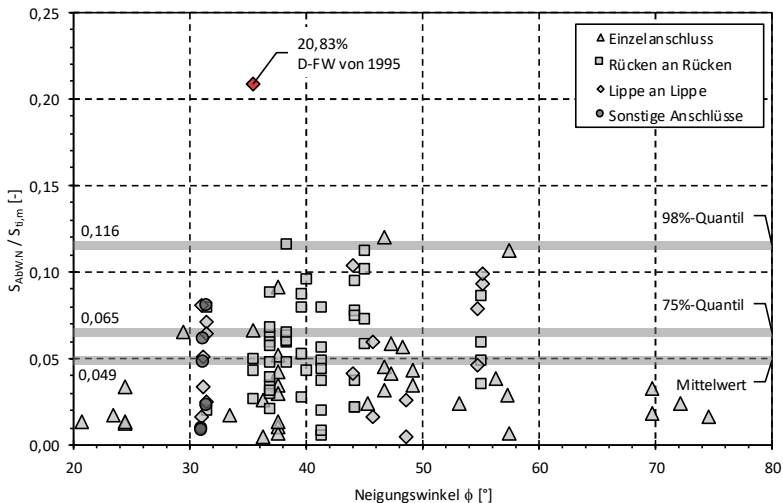


Bild 3.28: Quotient aus Standardabweichung $S_{AbW,N}$ und mittlerer Schubsteifigkeit $S_{ti,m}$ für alle Versuchsgruppen mit zwei oder mehr Einzelversuchen

3 Experimentelle Untersuchungen

Aufgrund der Darstellung des Quotienten von $S_{Abw.N} / S_{ti,m}$ über dem Neigungswinkel ϕ lässt sich aus dem Diagramm in Bild 3.28 ablesen, wie sich die Neigungswinkel der Diagonalen verteilen. Es zeigt sich, dass die meisten Ständerrahmen Diagonalen mit einem Neigungswinkel zwischen 30 und 45° aufweisen. Einen genaueren Überblick ermöglicht das nachfolgende Balkendiagramm.

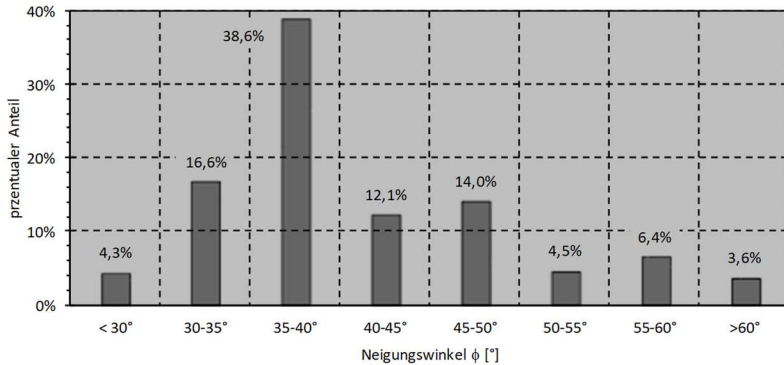


Bild 3.29: Verteilung der Neigungswinkel ϕ der Diagonalen für die in der Datenbank enthaltenen Ständerrahmen

Wie aus dem Diagramm hervorgeht, weist mehr als ein Drittel aller Ständerrahmen Neigungswinkel der Diagonalen zwischen $\phi = 35$ und 40° auf, was für D-Fachwerke nach der Schubtheorie von *Timoshenko* auch zu den höchsten Schubsteifigkeiten führt. Für Z-Fachwerke liegt der optimale Neigungswinkel mit $\phi_{opt.} = 43^\circ$ etwas höher. Wertet man die Neigungswinkel getrennt nach den Fachwerkgeometrien aus, zeigen sich folgende mittlere Neigungswinkel:

- D-Fachwerke: $\phi_m = 40,5^\circ$ bei $\phi_{opt.} = 35^\circ$
- Z-Fachwerke: $\phi_m = 44,0^\circ$ bei $\phi_{opt.} = 43^\circ$
- X-Fachwerke: $\phi_m = 31,3^\circ$ bei $\phi_{opt.} = 35^\circ$

Blieben bei den D-Fachwerken die weniger gebräuchlichen Neigungswinkel von mehr als $\phi = 50^\circ$ außen vor, verschiebt sich der mittlere Neigungswinkel und liegt mit $\phi_m = 37,5^\circ$ näher an dem theoretisch optimalen Neigungswinkel. Die Auswertung bestätigt, dass bei der Konstruktionspraxis von Ständerrahmen in der Regel auf Neigungswinkel der Diagonalen zurückgegriffen wird, die nach der Schubtheorie von *Timoshenko* möglichst hohe Schubsteifigkeiten liefern. Die sehr großen Neigungswinkel von mehr als $\phi = 55^\circ$ sind zumeist bei Ständerrahmen aus Forschungsprojekten zur Ausführung gekommen oder bei Regalkonstruktionen mit sehr geringen Rahmentiefen und daher im Hinblick auf die Konstruktionspraxis von

Tragwerken für Hochregallager – insbesondere in Silobauweise – weniger von Bedeutung.

Einen ersten Überblick über die experimentell ermittelten Schubsteifigkeiten der in der Datenbank erfassten Ständerahmen verschafft das Diagramm in Bild 3.30.

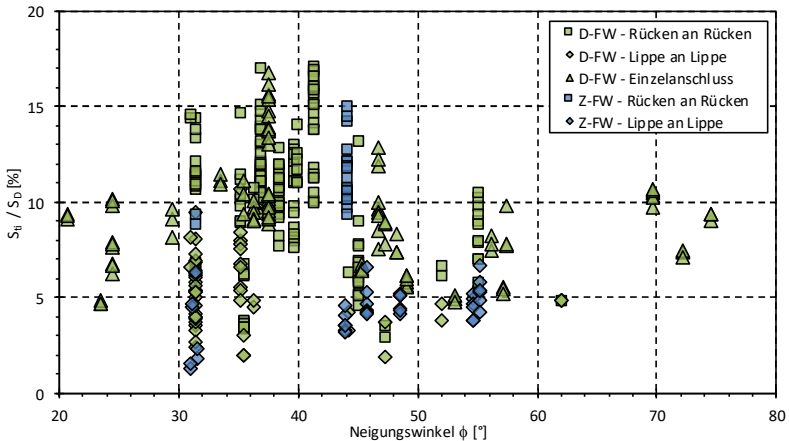


Bild 3.30: Quotient aus der experimentell ermittelten Schubsteifigkeit S_{ti} und der theoretischen Schubsteifigkeit S_D nach Timoshenko für D- und Z-Fachwerke

Dargestellt ist der Quotient aus der experimentell ermittelten Schubsteifigkeit S_{ti} und dem theoretischen oberen Grenzwert S_D nach der Schubtheorie von *Timoshenko*. Im Diagramm sind die Datensätze zu den X-Fachwerken, den Untersuchungen von *Sajja* zu unterschiedlichen Anziehungsmomenten und den als auffällig eingestuftem Rahmenschubversuchen an der TU Dortmund aus [106] nicht mit erfasst. Die Darstellung des Quotienten S_{ti} / S_D erfolgt in Abhängigkeit von Fachwerkgeometrie und Anschlusskonfiguration über dem Neigungswinkel ϕ . Aus dem Diagramm geht deutlich hervor, dass sich die höchsten auf S_D bezogenen Schubsteifigkeiten erwartungsgemäß bei Neigungswinkeln um $\phi \approx 35$ bis 40° einstellen und dass Ständerahmen mit der Anschlusskonfiguration Lippe an Lippe tendenziell die geringsten bezogenen Schubsteifigkeiten aufweisen. Allerdings ist die Bandbreite im Hinblick auf die maximalen und minimalen Werte sehr groß, was deutlich aufzeigt, dass neben dem Neigungswinkel und der Querschnittsfläche der Füllstäbe weitere die Schubsteifigkeit essenziell beeinflussende Faktoren vorhanden sind. Um dies zu verdeutlichen, sind die Durchschnittswerte sowie die Max.- und Min.-Werte des Quotienten S_{ti} / S_D für die unterschiedlichen Fachwerktypen und Anschlusskonfigurationen ergänzend in der nachfolgenden Tabelle zusammengestellt worden.

3 Experimentelle Untersuchungen

Tabelle 3.7: Durchschnittliche Quotienten von S_{ti}/S_D sowie Max.- und Min.-Werte für D- und Z-Fachwerke mit unterschiedlichen Anschlusskonfigurationen

Quotient S_{ti}/S_D [%]		Mittelwerte	Max.-Werte	Min.-Werte
D-FW	Rücken an Rücken	10,5%	17,1% DIN EN 15512 $S_{ti}=2.130\text{kN}$ F+E (SSI) Stütze $t=3,0\text{mm}$	3,0% DIN EN 15512 $S_{ti}=308\text{kN}$ F (Sajja) kleinste Rahmentiefe
	Lippe an Lippe	5,3%	10,7% FEM 10.2.02 $S_{ti}=1.204\text{kN}$ F (Sajja), Einzelversuch FEM I	1,9% DIN EN 15512 $S_{ti}=200\text{kN}$ F (Sajja) kleinste Rahmentiefe
	Einzelanschluss	9,2%	16,8% DIN EN 15512 $S_{ti}=3.928\text{kN}$ F+E (SSI) Stütze $t=3,0\text{mm}$	4,7% DIN EN 15512 $S_{ti}=462\text{kN}$ F+E (Nedcon) kleine Stütze und $\phi=23,4^\circ$
Z-FW	Rücken an Rücken	11,3%	15,0% FEM 10.2.02 $S_{ti}=1.439\text{kN}$ F+E (SSI) FEM-Versuch I	8,9% FEM 10.2.02 $S_{ti}=976\text{kN}$ F (Sajja), nur ein Feld I
	Lippe an Lippe	4,4%	6,7% DIN EN 15512 $S_{ti}=414\text{kN}$ F (TU Do) Stütze $t=2,0\text{mm}$	1,3% DIN EN 15512 $S_{ti}=148\text{kN}$ F (Griffith, AUS), Stütze Typ B, sehr kleines l_r

Wie Tabelle 3.7 dokumentiert, variieren die Max.- / Min.-Werte um bis zu $\pm 7\%$ bezogen auf den Mittelwert. Die Schubsteifigkeiten selbst liegen zwischen absoluten Werten von $S_{ti} = 148\text{ kN}$ (Z-Fachwerk, Lippe an Lippe) und bis zu $S_{ti} = 3.928\text{ kN}$ (D-Fachwerk, Einzelanschluss). Hierbei ist zu berücksichtigen, dass die Querschnitte und die Hauptabmessungen der Ständerrahmen in den Versuchen zum Teil sehr stark voneinander abweichen. So sind zum Beispiel die kleinsten Schubsteifigkeiten bei den D-Fachwerken für Ständerrahmen mit geringen Rahmentiefen, kleinen Stützenquerschnitten und ungünstigen Neigungswinkeln der Diagonalen zu verzeichnen. Die höchsten Schubsteifigkeiten ergeben sich bei den Rücken an Rücken- und Einzelanschlüssen für „relativ kompakte“ Stützenquerschnitte mit einer großen Blechdicke. Bei der Anschlusskonfiguration Lippe an Lippe wird die größte Schubsteifigkeit bei einem Rahmenshubversuch nach FEM 10.2.02 erzielt, den Sajja an der Universität Oxford-Brookes durchgeführt hat. Der korrespondierende, nach DIN EN 15512 getestete Ständerrahmen erreicht eine um 25 % geringere Schubsteifigkeit. Diese Abweichungen sind durch die planmäßige Tordierung der Stützen bei der Anschlusskonfiguration Lippe an Lippe begünstigt. Durch die Lagerung der Zwischenknoten im Rahmenshubversuch nach FEM 10.2.02 wird die Tordierung wirksam unterbunden, sodass sich bei ansonsten gleichen Randbedingungen entsprechend höhere Schubsteifigkeiten einstellen. Dies bestätigt auch der erste Versuchsblock von Sajja, der unter den laufenden Nummern 1 bis 4 in der Tabelle C.2 in die Datenbank eingebunden wurde. Diese Versuche wurden explizit zur Untersuchung des Einflusses der Lagerungsrandbedingungen durchgeführt und

haben Abweichungen bei den Schubsteifigkeiten von -20 % bzw. -7 % für die Anschlusskonfigurationen mit bzw. ohne planmäßige Tordierungen der Stützen ergeben. Für weitere Quervergleiche zwischen den beiden Prüfverfahren liegen nur wenig geeignete – nicht aus dem Umfeld der Forschungsarbeiten von *Sajja* stammende – Datensätze vor. Rahmenschubversuche mit Lagerung aller Zwischenknoten finden sich nur im Kontext der Forschung und Entwicklung für Z-Fachwerke des Regalsystems PR600, wobei die in Tabelle C.8 dokumentierten Versuchsergebnisse (vgl. lfd.-Nr. 88 bis 93) mit Standardabweichungen von $S_{Abw.N} = 31$ bzw. 53 kN auf den ersten Blick keine auffällig großen Streuungen aufweisen. Zu diesen Rahmenschubversuchen liegen vergleichbare Versuche nach DIN EN 15512 vor (Tabelle C.8, lfd.-Nr. 76-78 bzw. 82-84), bei denen die Schubsteifigkeit um bis zu 25 % niedriger ausfällt, obwohl es sich um Ständerrahmen mit der Anschlusskonfiguration Rücken an Rücken handelt, also ohne eine planmäßige Tordierung der Stützen. Die Schlussfolgerung von *Sajja* et al. aus [82], nach der die Ergebnisse von Rahmenschubversuchen gemäß FEM 10.2.02 als inkonsistent einzustufen sind, ist durch diese Versuche bestätigt worden. Da *Sajja* in seinen experimentellen Untersuchungen vor allem die Hauptgeometrieparameter der Ständerrahmen variiert und überwiegend nur Einzelversuche durchgeführt hat, sind die Ergebnisse von *Sajja* nur bedingt verwendbar. Lässt man zum Beispiel bei der Auswertung der D-Fachwerke die Rahmenschubversuche von *Sajja* ganz außen vor, ergibt sich für die Anschlusskonfiguration Lippe an Lippe mit $S_{ti} / S_D = 1,98$ bis 3,03 % eine deutlich kleinere Spanne bei der bezogenen Schubsteifigkeit. Im Durchschnitt wird nur $S_{ti} / S_D = 2,3$ % erreicht. Hier haben sich in der Tabelle 3.7 die inkonsistenten Ergebnisse der Rahmenschubversuche nach FEM 10.2.02 besonders stark bemerkbar gemacht.

Bei den Z-Fachwerken ist die Bandbreite insgesamt geringer. Die höchsten auf S_D bezogenen Schubsteifigkeiten werden bei der Anschlusskonfiguration Rücken an Rücken für einen Ständerrahmen erreicht, bei dem die biegebeanspruchten Schrauben die kleinste Spannweite aufweisen. Bei den D-Fachwerken stellt sich dies vergleichbar dar, nur dass mit $S_{ti} / S_D = 16,99$ % dabei nicht das absolute Maximum erreicht wurde. Auffällig ist die kleinste bezogene Schubsteifigkeit von $S_{ti} / S_D = 1,34$ %, die sich bei einer Gruppe von Rahmenschubversuchen aus [32] ergeben hat. Bei den in Griffith durchgeführten Versuchen sind offene, rechteckige Stützenquerschnitte (Typ B in Bild 2.48) und Ständerrahmen mit drei Aussteifungsfeldern verwendet worden, was zur absoluten und auch auf S_D bezogenen geringsten Schubsteifigkeit beigetragen hat.

Dass eine weitere Separierung der Versuchsergebnisse für die Auswertung der Datenbank sinnvoll ist, veranschaulicht das nachfolgende Diagramm, in dem zum

umfangreichsten Datensatz der D-Fachwerke mit der Anschlusskonfiguration Rücken an Rücken an Rücken zwei Trendlinien ergänzt wurden. Das Bestimmtheitsmaß R^2 liegt für beide Regressionstypen (linear und Polynom 2. Grades) mit Werten von $R^2 \approx 0,10$ oder kleiner sehr weit von einer guten Korrelation entfernt, was auch auf die gewählte Darstellung der Ergebnisse über dem Neigungswinkel ϕ zurückzuführen ist.

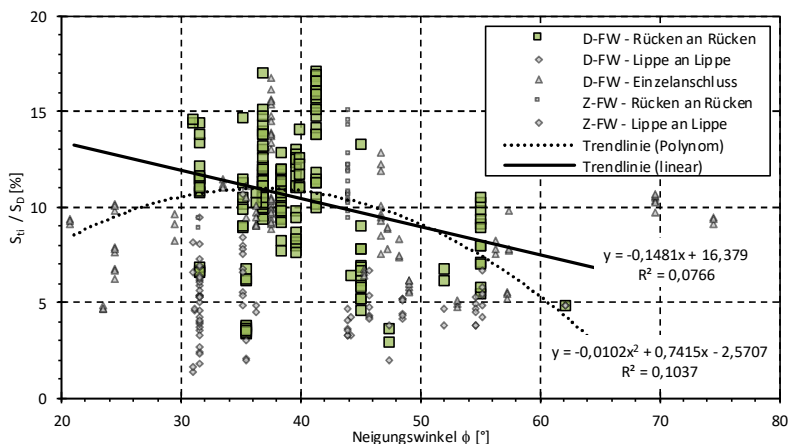


Bild 3.31: Ergänzende Darstellung von Trendlinien – linear / Polynom 2. Grades – zu dem Quotienten S_{ti} / S_D für D-Fachwerke mit der Anschlusskonfiguration Rücken an Rücken

Wird bei der Auswertung weiterhin der Quotient S_{ti} / S_D auf der Ordinatenachse aufgetragen, ist indirekt ein Bezug zu dem Neigungswinkel und der Querschnittsfläche der Füllstäbe gegeben, da diese über die Schubtheorie von *Timoshenko* in S_D enthalten sind. Für die Abszissenachse können geeignete Geometrieparameter oder auch die Flächenträgheitsmomente der Querschnitte oder von Querschnittselementen als Bezugswerte verwendet werden. Um maßgebliche Einflussparameter identifizieren zu können, ist es zudem sinnvoll, bei der Auswertung die drei klassischen Anschlusskonfigurationen Rücken an Rücken, Lippe an Lippe sowie die Einzelanschlüsse – unabhängig von der Fachwerkgeometrie – zu betrachten. Der Schwerpunkt wird dabei auf die klassischen „liegend“ durchgeführten Versuche ohne Lagerung der Zwischenknoten gelegt.

Begonnen wird die weitere Auswertung mit der **Anschlusskonfiguration Rücken an Rücken**. Aufgrund der Biegebeanspruchung der Schrauben und der hohen Lochleibungspressungen bei den Füllstäben sind diese beiden Komponenten als maßgeblich einzustufen. Als weitere Einflussfaktoren sind die axialen Dehnungen und die Biegeverformungen der Füllstäbe senkrecht zur Rahmenebene sowie die

Biegeverformungen der Stützen zu nennen. In der Datenbank befinden sich nur Datensätze für Schrauben M10-8.8, die zum größten Teil eine Stützweite von $L_{SR} = 60$ mm aufweisen. Eine Darstellung der Schubsteifigkeiten mit Bezug zu den Kennwerten der Schrauben ist daher nicht sinnvoll umsetzbar, sodass die Versuchsergebnisse zunächst getrennt für D- und Z-Fachwerke über dem Flächenträgheitsmoment der Stützen aufgetragen werden. Da die Versuche von *Sajja* überwiegend Einzelversuche mit einem Stütztypen darstellen, werden diese nicht berücksichtigt. Gleiches gilt für die „stehend“ durchgeführten Rahmenschubversuche aus [106]. Die ersten beiden Diagramme beinhalten die Ergebnisse der D-Fachwerke mit und ohne Systemlochungen in den Stützen und das dritte Diagramm die verfügbaren Datensätze für Z-Fachwerke (vgl. Bild 3.32 bis Bild 3.34). Die zugrunde liegenden Stützenquerschnitte umfassen kleine, gedrungene Ω -förmige Querschnitte mit Abmessungen von $b/h = 75/75$ mm für freistehende Regale bis hin zu Querschnitten mit $b/h=140/120$ mm und Wandstärken von $t = 3,50$ mm für hoch beanspruchte Silobauwerke. Der Umfang der Füllstabquerschnitte ist mit $b/h/t = 30/25/1,25$ bis $40/30/2,0$ mm geringer, deckt aber den Rahmen für gebräuchliche Konstruktionen voll ab. Die in den Diagrammen dargestellten Piktogramme zeigen maßstäblich den jeweils kleinsten und größten Stützenquerschnitt zu den abgebildeten Datensätzen.

Die beiden Diagramme zu den D-Fachwerken zeigen auf, dass der Einfluss der Steifigkeit des Stützenquerschnittes ($I_y = 32$ bis 265 cm⁴) auf die bezogene Schubsteifigkeit vergleichsweise gering ist. Ohne die Einzelversuche von *Sajja* ergeben sich mit und ohne Systemlochungen Abweichungen von weniger als ± 3 % bezogen auf den Mittelwert. Die linearen Trendlinien liefern Bestimmtheitsmaße von $R^2 = 0,18$ bis $0,43$, wobei die in Rot dargestellten Datensätze in Bild 3.32 nicht mit berücksichtigt wurden. Die beiden sehr hoch liegenden Werte bei $I_y = 32$ cm⁴ gehören zu einem Stützenquerschnitt, bei dem die biegebeanspruchten Schrauben eine Spannweite von nur $L_{SR} = 50$ mm aufweisen. Die bezogenen Schubsteifigkeiten und auch die absoluten Schubsteifigkeiten liegen trotz des kleinen Stützenquerschnittes deutlich höher als bei allen weiteren Rahmenschubversuchen mit der Anschlusskonfiguration Rücken an Rücken und das, obwohl gleichzeitig die kleinste Füllstabquerschnittsfläche gegeben ist. Dies verdeutlicht, dass die Schraubenbiegung einen essenziellen Einfluss auf die Schubsteifigkeit der Ständerrahmen mit der Anschlusskonfiguration Rücken an Rücken hat. Die Rahmentiefe beträgt bei den hier betrachteten Rahmenschubversuchen in der Regel $d_{AK} = 1.000$ bis 1.100 mm. Nur bei den an der TU Dortmund durchgeführten Rahmenschubversuchen aus [106] ist mit $d_{AK} = 800$ mm eine kleinere Rahmentiefe untersucht worden, die bei der betrachteten Versuchsgruppe mit zu den geringsten Schubsteifigkeiten führt, vgl. Bild 3.32. Um aufzuzeigen, wie groß der Einfluss der Anschlusskonfiguration auf

3 Experimentelle Untersuchungen

die Schubsteifigkeit sein kann, ist ergänzend ein D-Fachwerk mit Lippe an Lippe-Anschlüssen in die Diagramme eingebunden worden. In Relation zum Einfluss der planmäßigen Tordierung der dünnwandigen offenen Stützenquerschnitte bei Lippe an Lippe-Anschlüssen sind die weiteren möglichen Einflussfaktoren augenscheinlich von untergeordneter Bedeutung.

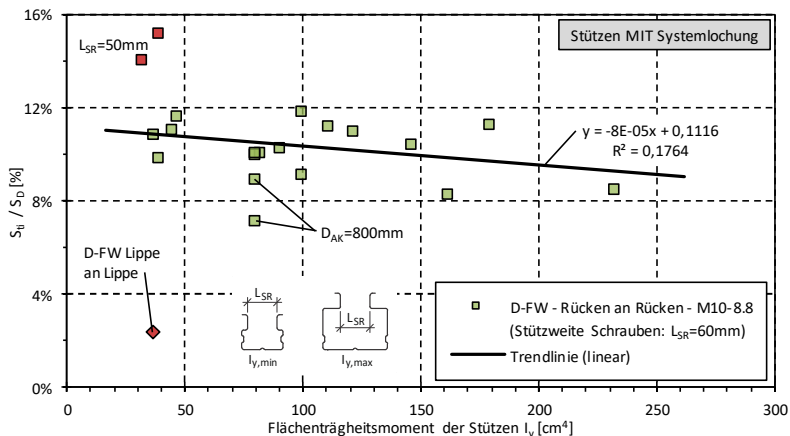


Bild 3.32: Quotient S_{ti}/S_D über I_y -Stütze für D-Fachwerke mit der Anschlusskonfiguration Rücken an Rücken und Stützen mit Systemlochung

In Bild 3.32 wird überwiegend auf einen Füllstabquerschnitt mit $t = 1,25$ mm Blechdicke und ähnlich proportionierte Ständerrahmen zurückgegriffen. Die Streuungen der bezogenen Schubsteifigkeiten müssen somit aus anderen Einflussfaktoren resultieren. Sehr wahrscheinlich wirkt sich die variierte Blechdicke der Stützen positiv aus, da eine klare Tendenz zu erkennen ist, dass die über der Trendlinie liegenden Datensätze zu Stützen mit größeren Blechdicken gehören. Dies gilt sowohl für die bezogene Schubsteifigkeit S_{ti} / S_D als auch für die gemessene Schubsteifigkeit S_{ti} selbst. Bei gleichen b/h -Verhältnissen der Ω -förmigen Stützen nimmt die Schubsteifigkeit $S_{ti,m}$ allerdings nur um maximal 2 bis 3 % zu, wenn die Blechdicke von $t = 2,00$ auf 2,50 bzw. 3,00 mm vergrößert wird.

Bei den D-Fachwerken ohne Systemlochung in Bild 3.33 stellt sich das etwas anders dar. Insgesamt liegen zehn Datensätze für fünf Stützen- und zwei Füllstabquerschnitte mit $t = 1,50$ bzw. 2,00 mm vor, und nach der Schubtheorie von *Timoshenko* sollte sich für den dehnsteiferen Füllstabquerschnitt eine 30 % höhere Schubsteifigkeit einstellen. In den Versuchen hat sich dies nicht bestätigt, und die Auswertung im Detail hat bei gleichen Stützenquerschnitten einen Zuwachs von im Mittel „nur“ 23 % ergeben, wenn die Blechdicke der Füllstäbe von $t = 1,50$ auf

2,00 mm erhöht wird. Dass die Schubtheorie von *Timoshenko* den Zuwachs der Schubsteifigkeit hier nicht zutreffend beschreibt, belegt, dass zusätzliche Effekte, wie zum Beispiel die möglichen Biegeverformungen der Füllstäbe senkrecht zur Rahmenebene oder die Ausnutzungsgrade der Lochleibungsspannungen, einen Einfluss auf die Schubsteifigkeit haben. Die integrale Antwort der Ständerrahmen auf die erzwungene Verschiebung im Rahmenschubversuch sowie die üblichen Streuungen bei steifigkeitsorientierten Versuchen erlauben an dieser Stelle keine weitere quantitative Bewertung zu den Einflussfaktoren. Es lässt sich aber festhalten, dass der Einfluss der Dehnsteifigkeit der Füllstäbe auf die Schubsteifigkeit der Ständerrahmen wesentlich größer ist als der der Biege- und Dehnsteifigkeit der Stützen.

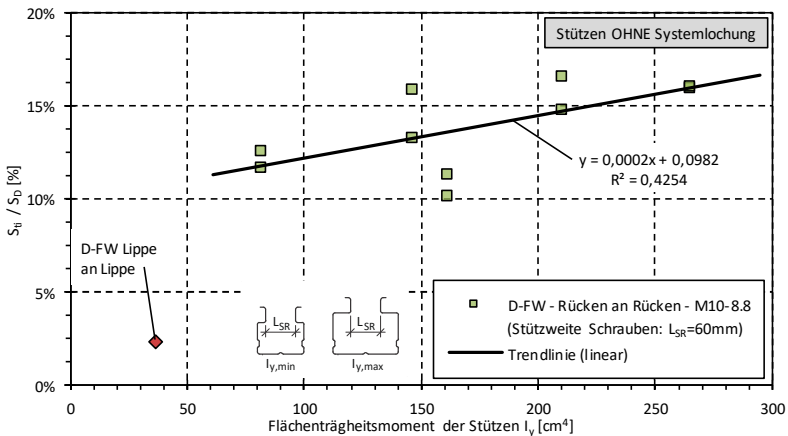


Bild 3.33: Quotient S_T/S_D über I_y -Stütze für D-Fachwerke mit der Anschlusskonfiguration Rücken an Rücken und Stützen ohne Systemlochung

Zu den Z-Fachwerken mit der Anschlusskonfiguration Rücken an Rücken liegen nur wenige Datensätze vor, und auch die Bandbreite der variierten Querschnitte ist klein. Daher sind in dem Diagramm in Bild 3.34 auch die beiden Rahmenschubversuche nach FEM 10.2.02 mit aufgenommen worden (Tabelle C.8, lfd.-Nr. 88 bis 93). Grundsätzlich zeigt sich auch bei den Z-Fachwerken, dass der Einfluss der Steifigkeit der Stützen gering ist, wobei das abgedeckte Spektrum mit $I_y \approx 30$ bis 50cm^4 wesentlich kleiner ist als bei den zuvor betrachteten D-Fachwerken. Die größten Abweichungen von der linearen Trendlinie sind bei den beiden nach FEM 10.2.02 durchgeführten Rahmenschubversuchen zu verzeichnen. Die bezogenen Schubsteifigkeiten liegen bei $S_{Ti} / S_D = 12,1$ bzw. $14,6$ %, während die Rahmenschubversuche nach DIN EN 15512 im Mittel $10,7$ % erreichen. Bleiben die beiden FEM-Versuche außen vor, weichen die bezogenen Schubsteifigkeiten mit maximal $\pm 0,4$ % kaum

von der linearen Trendlinie ab. Da bei den Rahmenschubversuchen Stützen mit lichten Öffnungsmaßen von $b = 50$ bzw. 60 mm verwendet wurden, decken sich die geringen Streuungen um den Mittelwert nicht mit den Erwartungen, die sich aus den Ergebnissen der Rahmenschubversuche mit D-Fachwerken ergeben. Bild 3.32 spiegelt sehr deutlich den positiven Einfluss einer reduzierten Spannweite der Schrauben wider. Die bezogenen Schubsteifigkeiten fallen bei den D-Fachwerken um 4 bis 5 % höher aus als der Mittelwert der weiteren Versuche, während sie bei den Z-Fachwerken annähernd auf einem Niveau liegen. Im zugehörigen, unveröffentlichten Versuchsbericht findet sich ein Hinweis auf differierende Blechdicken ($\Delta t = 0,33$ mm) bei den zwei Lieferchargen für die Füllstäbe, was diese Auffälligkeit begründen könnte. Ob weitere Faktoren hier eine Rolle spielen, kann aus den vorliegenden Informationen nicht eindeutig abgeleitet werden.

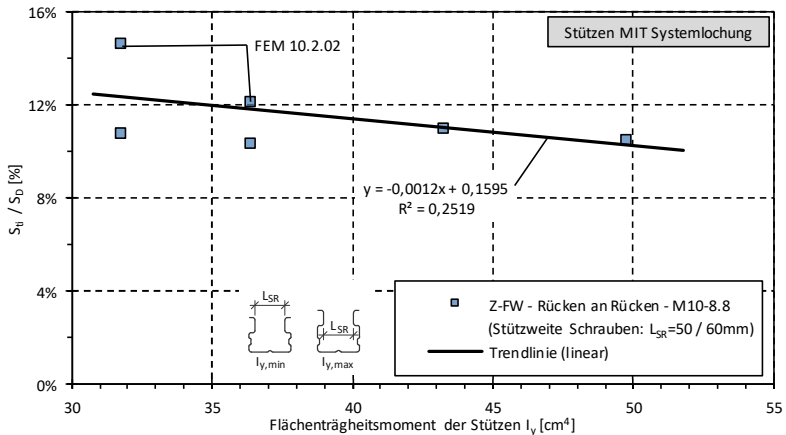


Bild 3.34: Quotient S_{ii}/S_D über I_y -Stütze für Z-Fachwerke mit der Anschlusskonfiguration Rücken an Rücken und Stützen mit Systemlochung

Die bisher vorgestellten Auswertungen haben aufgezeigt, dass der Einfluss der Biegesteifigkeit des Stützenquerschnittes auf die Schubsteifigkeit für die Anschlusskonfiguration Rücken an Rücken vergleichsweise gering ist. Die verbleibenden Deviationen müssen daher aus den Biegeverformungen der Füllstäbe sowie den Lochleibungsverformungen der dünnwandigen Bleche resultieren. Da sich die Einflussfaktoren in ihrer Wirkung überlagern, können ohne Vorgriff auf das in Kapitel 5 entwickelte analytische Modell an dieser Stelle nur Tendenzen zur Gewichtung angegeben werden. Hierfür ist es hilfreich, den Quotienten aus S_{ii} / S_D über der bezogenen Schlankheit der Diagonalen $\lambda_k = L_{Diag} / (i_z \cdot \lambda_a)$ aufzutragen. Dies ist in dem Diagramm in Bild 3.35 für alle verfügbaren Datensätze zu der Anschlusskonfiguration Rücken an Rücken erfolgt.

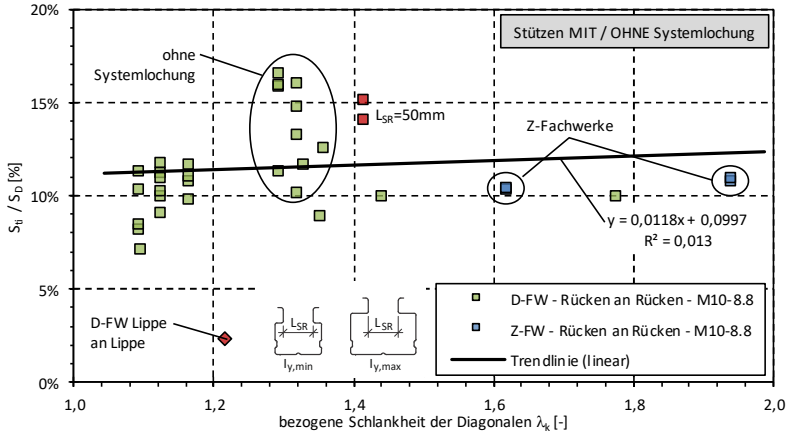


Bild 3.35: Quotient S_H/S_D über der bezogenen Schlankheit λ_k der Diagonalen für D- und Z-Fachwerke mit der Anschlusskonfiguration Rücken an Rücken

Es zeigt sich deutlich, dass trotz zunehmender Schlankheit der Diagonalen die bezogenen Schubsteifigkeiten der Ständerrahmen nicht signifikant abfallen. Es ist vielmehr so, dass bei den Versuchsgruppen mit vergleichbaren Stabschlankheiten deutliche Streuungen zu erkennen sind, wobei die größeren Schubsteifigkeiten in aller Regel immer zu den Füllstäben bzw. Stützen mit den größeren Blechdicken gehören. Im Umkehrschluss heißt das, in dem untersuchten Parameterbereich ist der Einfluss der Biegeverformungen der Füllstäbe – ebenso wie der Einfluss der Biegesteifigkeit der Stützen – geringer als der Einfluss der Lochleibungsverformungen.

Als **Schlüsselkomponente** ist nach Auswertung der vorliegenden Daten für die Anschlusskonfiguration **Rücken an Rücken die planmäßige Biegebeanspruchung der Schrauben** einzustufen. Für eine quantitative Gewichtung aller Einflussfaktoren und die angestrebte Entwicklung eines analytischen Modells bedarf es weiterer Untersuchungen zum Trag- und Verformungsverhalten der Ständerrahmen sowie der Absicherung der wesentlichen Einflussfaktoren durch ergänzende Komponentenversuche. Dass hierbei die Tordierung und Verzerrung der dünnwandigen offenen Stützenquerschnitte bei der **Anschlusskonfiguration Lippe an Lippe** besonders zu beachten sind, haben die Zusammenstellung der Ergebnisse in Tabelle 3.7 sowie die exemplarische Darstellung in den Diagrammen zuvor aufgezeigt. Wie weit die anderen Einflussfaktoren noch eine Rolle spielen, wird in den nachfolgenden Abschnitten genauer betrachtet.

Für diese Untersuchungen liegen insgesamt nur zehn Datensätze mit unterschiedlich konfigurierten Fachwerken vor. Die getesteten Ständerrahmen weisen

ausschließlich Stützen mit Systemlochungen auf, wie sie bei freistehenden Regaltragwerken gebräuchlich sind. Ein Großteil der Datensätze stammt aus Rahmenschubversuchen mit Z-förmigen Fachwerken. Zu den D-förmigen Fachwerken liegt nur ein Datensatz vor (Tabelle C.8, lfd.-Nr. 70-72), der in den Diagrammen mit dargestellt, aber ansonsten nicht weiter berücksichtigt wird. Der betreffende Datensatz erlaubt allerdings einen direkten Quervergleich zu der Anschlusskonfiguration Rücken an Rücken, da ein gleich konfigurierter Ständerrahmen von dem selben Hersteller getestet wurde (Tabelle C.8, lfd.-Nr. 64-66). Dabei ist bei gleichem Materialeinsatz eine um 55 % größere Schubsteifigkeit gemessen worden, die zudem bis zu einer Beanspruchung der Diagonalen von $F = 10 \text{ kN}$ anwendbar ist. Im Gegensatz dazu erreicht der Ständerrahmen mit Lippe an Lippe-Anschlüssen bereits bei $F = 8 \text{ kN}$ das Ende des linear elastischen Bereichs. Dies verdeutlicht, dass die **Tordierungen und Verzerrungen** der dünnwandigen offenen Stützenquerschnitte den **größten Malus** im Hinblick auf die Schubsteifigkeit bedingen („weakest link“). Der Verzicht auf die Anschlusskonfiguration Lippe an Lippe ist folglich ein erster Ansatz zur Optimierung der Konstruktion von Ständerrahmen, der wesentlich wirksamer ist als die Erhöhung der Torsionssteifigkeit der Stützenquerschnitte, wie das Diagramm in Bild 3.36 für die verfügbaren Datensätze aufzeigt.

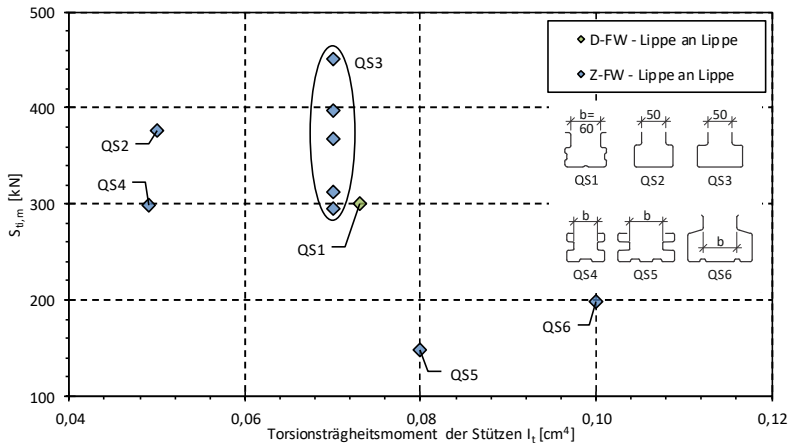


Bild 3.36: Schubsteifigkeit S_{II} über I_T -Stütze für D- und Z-Fachwerke mit der Anschlusskonfiguration Lippe an Lippe

Die Versuche mit den Querschnitten QS4 bis QS6 sind von *Gilbert, Rasmussen, Baldassino et al.* an Ständerrahmen mit drei Aussteifungsfeldern durchgeführt und in [32] veröffentlicht worden. Alle weiteren Datensätze stammen aus Versuchen an

Ständerrahmen, die entsprechend den Festlegungen in den Normen und Regelwerken, nur zwei Aussteifungsfeldern aufweisen. Die größere Rahmenhöhe bedingt bei den Querschnitten QS5 und QS6 die mit $S_{ti,m} = 148$ bzw. 198 kN sehr niedrig liegenden Schubsteifigkeiten. Dass bei QS4 trotz einer geringeren Torsionssteifigkeit und der drei Aussteifungsfelder eine deutlich höhere Schubsteifigkeit zu verzeichnen ist, deutet darauf hin, dass eine kompaktere Gestaltung der Querschnitte und damit die Reduktion der Verzerrungen der Querschnitte im Anschlussbereich wichtiger sind als eine Erhöhung der Torsionssteifigkeit. Letzteres ist bei den dünnwandigen offenen Stützenquerschnitten ohnehin nur sehr bedingt möglich, und selbst die für Hochregallager in Silobauweise verwendeten Ω -förmigen Stützen mit Blechdicken von bis zu $t = 3,50$ mm erreichen Torsionsträgheitsmomente die kaum größer als $I_T \approx 0,70$ cm⁴ sind. Bleiben die Versuche aus [32] außen vor, variiert die gemessene Schubsteifigkeit nur zwischen $S_{ti,m} = 296$ und 452 k N bzw. bezogen auf S_D nach der Theorie von *Timoshenko* zwischen 4,1 und 5,9 %. Ein signifikanter Einfluss der Biegesteifigkeit der Stützenquerschnitte ist bei den wenigen vorliegenden Datensätzen zu der Anschlusskonfiguration Lippe an Lippe nicht festgestellt worden. Trägt man die bezogene Schubsteifigkeit wieder über der Schlankheit λ_k der Diagonalen auf, zeigt sich für die Querschnitte QS1 bis QS3 ebenfalls ein nur geringer Einfluss auf die Schubsteifigkeit, vgl. Bild 3.37.

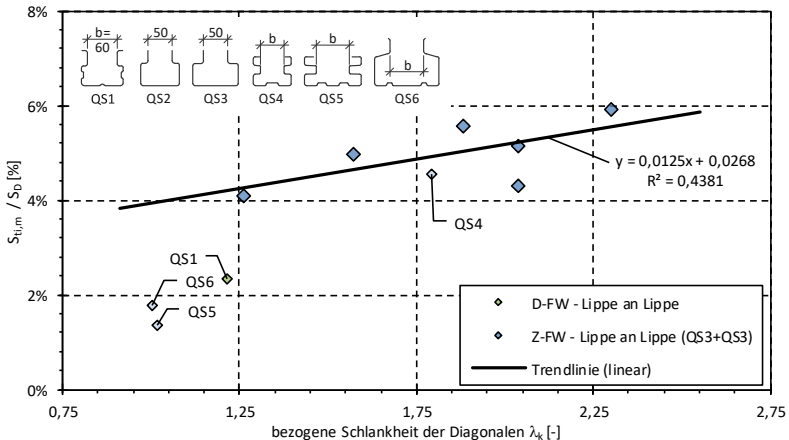


Bild 3.37: Quotient S_{ti}/S_D über der bezogenen Schlankheit λ_k der Diagonalen für D- und Z-Fachwerke mit der Anschlusskonfiguration Lippe an Lippe

Dass die Trendlinie für die einbezogenen Datensätze zu den Stützenquerschnitten QS2 und QS3 hier suggeriert, dass mit einer steigenden Schlankheit der Diagonalen eine Erhöhung der Schubsteifigkeit einhergeht, bedarf einer kurzen Erläuterung:

Die Steigung der Trendlinie ist hier nicht auf einen Zuwachs der Schubsteifigkeit $S_{ti,m}$, sondern auf eine Reduktion des Bezugswertes S_D nach der Theorie von *Timoshenko* zurückzuführen. Zu den größeren bezogenen Schlankheiten der Diagonalen korrespondieren ungünstigere Neigungswinkel ($\phi \approx 55^\circ$ statt 45°), sodass sich bei den geringen Variationen der gemessenen Schubsteifigkeiten eine Trendlinie mit einer positiven Steigung ergibt. Dies erlaubt in umgekehrter Richtung den Rückschluss, dass der Einfluss der Biegeverformungen der Füllstäbe infolge der Anschlussexzentrizität eine untergeordnete Rolle spielt. Wie bei der Bildung des analytischen Modells später noch aufgezeigt wird, ist die Interaktion in den Fachwerkknoten zwischen den Füllstäben und den torsionsbeanspruchten Stützen dennoch von essenzieller Bedeutung. Ohne die hieraus resultierende Verformungsbehinderung sind die experimentell ermittelten Schubsteifigkeiten respektive die in den Versuchen beobachteten – vergleichsweise kleinen – Verdrehungen um die Stützenlängsachse nicht nachzuvollziehen.

Der letzte, noch auszuwertende Datensatz umfasst knapp über 100 Rahmenschubversuche mit **Einzelanschlüssen**, ohne dabei die im FOSTA-Forschungsvorhaben P1078 [106] als auffällig eingestuft Versuche zu berücksichtigen. Die Bandbreite der experimentell ermittelten Schubsteifigkeiten ist mit Werten von $S_{ti} = 400$ bis fast 4.000 kN sehr groß, was vorrangig auf die stark differierenden Abmessungen der Stützenquerschnitte zurückzuführen ist. Die Hauptabmessungen der Stützen reichen von $b/h/t = 55/39/1,5$ mm bis zu $b/h/t = 140/120/3,5$ mm, wobei die kleineren Stützenquerschnitte dem für freistehende Regale konzipierten System Miniload der Firma NEDCON zuzuordnen sind. Im Vergleich zu den für Silobauwerke entwickelten Stützen liegen die Querschnittsflächen bzw. Flächenträgheitsmomente bei dem System Miniload um bis zu Faktor 7 bzw. 80 niedriger. Dies führt in Kombination mit Rahmentiefen von $d_{AK} = 400$ bzw. 1.700 mm und den zum Teil sehr ungünstigen Neigungswinkeln von $\phi \approx 20$ bzw. 70° dazu, dass die Schubsteifigkeiten für das System Miniload kleiner ausfallen als bei klassischen Silokonfigurationen. Um dies zu veranschaulichen, sind in dem Diagramm in Bild 3.38 die experimentell ermittelten Schubsteifigkeiten über dem Neigungswinkel der Diagonalen aufgetragen worden. Die Datensätze zu dem System Miniload (vgl. Tabelle C.6 im Anhang) sind durch ein rotes Filling hervorgehoben worden. Es ist gut zu erkennen, dass mit zunehmenden Neigungswinkeln ϕ eine kleinere Schubsteifigkeit einhergeht. Für die grün hinterlegten Datensätze zu den klassischen Silokonfigurationen beträgt der mittlere Neigungswinkel mit $\phi \approx 36^\circ$ annähernd dem Optimum von $\phi = 35^\circ$, vgl. Bild 7.3. Entsprechend haben sich hier die betragsmäßig größten Schubsteifigkeiten S_{ti} sowie die größten auf S_D bezogenen Schubsteifigkeiten aller Versuche eingestellt.

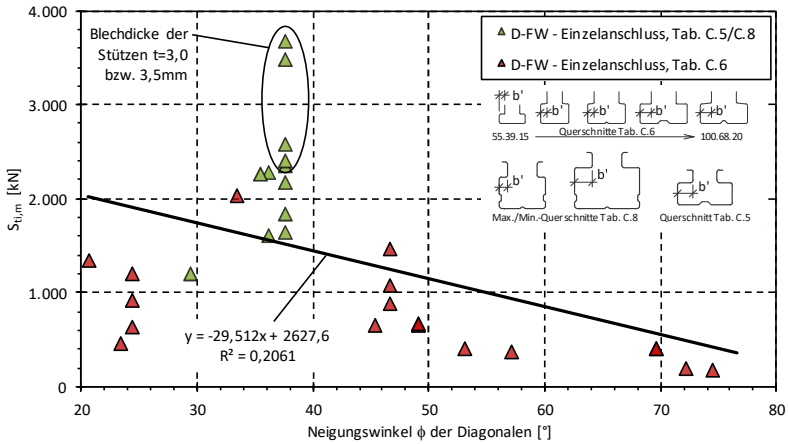


Bild 3.38: Schubsteifigkeit S_{Di} über dem Neigungswinkel ϕ der Diagonalen für D-Fachwerke mit Einzelanschlüssen

Dass die höchsten Schubsteifigkeiten nicht mit der größten Biegesteifigkeit der Stützenquerschnitte korrespondiert, zeigt das nachfolgende Diagramm, in dem die auf S_D bezogenen Schubsteifigkeiten über dem Flächenträgheitsmoment I_y aufgetragen sind.

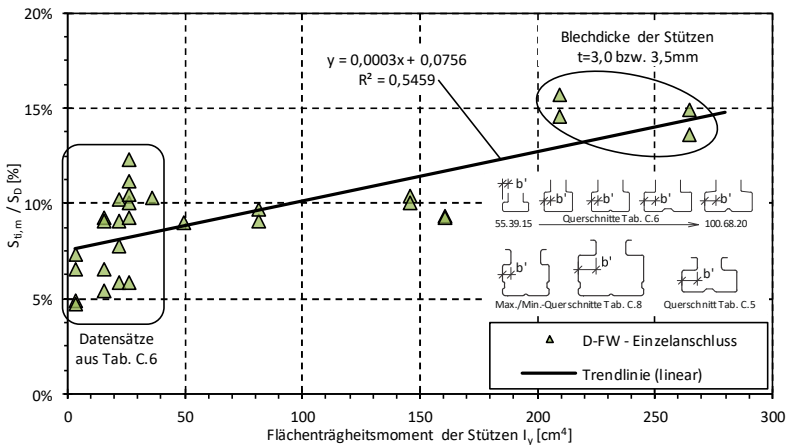


Bild 3.39: Quotient S_{Di}/S_D über dem Flächenträgheitsmoment I_y der Stützen für D-Fachwerke mit Einzelanschlüssen

Diese Feststellung gilt sowohl für die Querschnitte aus dem System Miniload als auch für die klassischen Silokonfigurationen. Besonders ins Auge fallen in Bild 3.39

die Querschnitte mit den betragsmäßig größten Flächenträgheitsmomenten, da hier der weniger biegesteife Querschnitt mit einer geringeren Blechdicke höhere absolute und auf S_D bezogene Schubsteifigkeiten erreicht. Weil in den betreffenden Versuchen Ständerrahmen mit einheitlichen Füllstabquerschnitten und Neigungswinkeln ϕ getestet wurden, können die höheren Schubsteifigkeiten einer günstigeren Formgebung der Stützen zugeschrieben werden.

Um hier nochmals den geringen Einfluss der Biegeverformungen der druckbeanspruchten Diagonalen zu dokumentieren, sind in Bild 3.40 die Schubsteifigkeiten über der bezogenen Schlankheit der Diagonalen dargestellt worden. Aufgrund der tendenziell größeren Flächenträgheitsmomente der Füllstäbe von Ständerrahmen mit Einzelanschlüssen werden maximale Schlankheiten von $\lambda_k \approx 1,25$ erreicht. Die zugehörigen Stablängen umfassen mit $L_{Diag} \approx 570$ bis 1.900 mm aber ähnliche Größenordnungen wie bei den zuvor betrachteten Anschlusskonfigurationen. Da die Schubsteifigkeiten nahezu über den gesamten Wertebereich zwischen $S_{ti,m} / S_D = 5$ und 10% streuen, lässt sich eine signifikante Beeinflussung ausschließen. Der geringe Einfluss wird zum einen von den höheren Biegesteifigkeiten der Füllstäbe und zum anderen von den geringeren Exzentrizitäten zwischen dem Schraubanschluss und der Schwerelinie der Füllstäbe begünstigt.

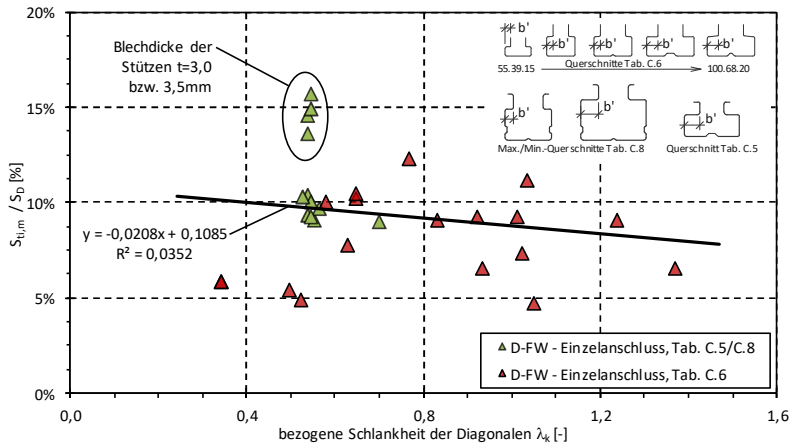


Bild 3.40: Quotient S_{ti}/S_D über der bezogenen Schlankheit λ_k der Diagonalen für D-Fachwerke mit Einzelanschlüssen

Ein erster Ansatz zur Bewertung der Formgebung der Stützen im Hinblick auf die lokalen Anschlussverformungen ist in Bild 3.41 dargestellt. Als Bezugsgröße ist auf der Abszissenachse der Quotient aus der Biegesteifigkeit eines Blechelements mit

der Dicke t (= Blechdicke des Stützenquerschnittes) und der Stützenbreite b' im Anschlussbereich verwendet worden.

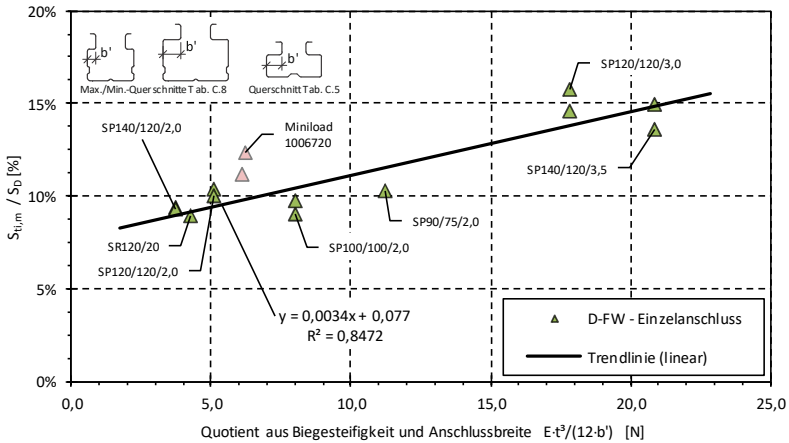


Bild 3.41: Quotient S_{II}/S_D über der Biegesteifigkeit der Stützen im Anschlussbereich für D-Fachwerke mit Einzelanschlüssen (hier nur Daten aus Tabelle C.5 und C.8)

Beschränkt man die Auswertung auf die für Silobauwerke gebräuchlichen Stützenquerschnitte, ergibt sich für das gesamte Spektrum bereits eine sehr gute Korrelation zwischen der linearen Trendlinie und den einzelnen Datensätzen. Dass weder die Bauhöhe der Stützen noch die genaue Formgebung im Bereich der Öffnung in die Betrachtung einfließt, lässt Raum für eine weitere Optimierung im Hinblick auf die Bildung des analytischen Modells. Aufgrund der Überlagerung mit weiteren Einflussfaktoren – insbesondere der Steifigkeit der Lochleibungsfeder – bedarf es auch bei den Einzelanschlüssen weiterführender Untersuchungen. Es lässt sich aber abschließend festhalten, dass die **lokalen Anschlussverformungen die Schlüsselkomponente** darstellen.

Bevor auf die in diesem Kontext durchgeführten Komponentenversuche eingegangen wird, ist es an dieser Stelle angebracht, die gewonnenen Erkenntnisse für eine kritische Auseinandersetzung mit der experimentellen Ermittlung der Schubsteifigkeit zu nutzen.

3.2.5 Diskussion und kritische Auseinandersetzung mit der experimentellen Bestimmung der Schubsteifigkeit

Grundsätzlich ist die experimentelle Messung der Schubsteifigkeit – wie sie seit der Einführung der FEM 10.2.02 im Jahr 1998 für die aus dünnwandigen Querschnitten gefügten Ständerrahmen aus dem Regalbau obligatorisch ist – positiv zu bewerten, da alle bisherigen theoretischen Modelle keine realitätsnahe Bestimmung der Schubsteifigkeit erlauben. Die Schubtheorie von *Timoshenko* liefert für gebräuchliche Systemgeometrien um bis zu Faktor 30 zu hohe Schubsteifigkeiten und ist im Kontext der Ständerrahmen ohne entsprechende Erweiterungen augenscheinlich nicht sicher anwendbar. Dabei sind die deutlichen Abweichungen nicht auf Unzulänglichkeiten in der Theorie von *Timoshenko* zurückzuführen, sondern vielmehr auf den Umstand, dass die Eingangsvoraussetzungen – nämlich, dass die Schubverformungen der fachwerkartigen Struktur allein von den axialen Verformungen der Füllstäbe bestimmt werden – nicht eingehalten sind. Bei den typischen Ständerrahmen aus dem Regalbau stellen sich signifikante lokale Anschlussverformungen und konstruktionsabhängig weitere Effekte, wie Tordierungen der Stützen oder auch Biegeverformungen der Füllstäbe ein, welche die Schubsteifigkeit im Vergleich zu einem idealen Fachwerk deutlich herabsetzen. Auch wenn *Ramm und Uhlmann* in [74] oder auch *Firouzehaji* in [26] erste Ansätze aufgezeigt haben, wie die Schubtheorie von *Timoshenko* erweitert werden kann, fehlen weiterhin geschlossene analytische Modelle, sodass für eine sichere Auslegung von Regaltragwerken auf Rahmenschubversuche zurückgegriffen werden muss.

Vor dem Hintergrund der bisher zusammengetragenen Erkenntnisse muss eine kritische Auseinandersetzung mit der experimentellen Ermittlung der Schubsteifigkeit erfolgen, um im weiteren Verlauf der Arbeit gezielt Lösungsansätze entwickeln zu können. Dabei ist als **erster wesentlicher Kritikpunkt** am Rahmenschubversuch die **integrale Messung der Schubsteifigkeit** zu nennen. Aufgrund der integralen Messung der Schubsteifigkeit lassen sich nur bedingt Rückschlüsse auf die Wirkung von einzelnen Einflussfaktoren ziehen. Das Konzept der Rahmenschubversuche ist dabei wenig flexibel und nicht – ohne einen unverhältnismäßig hohen Zeit- und Kostenaufwand – für eine zielgerichtete Optimierung der Konstruktionen geeignet. Die Vielzahl der möglichen Einflussfaktoren bedingt auch gleichzeitig eine Vielzahl von möglichen Fehlerquellen bei der Versuchsdurchführung und Auswertung. Überlagern sich die im Weiteren diskutierten Einflussfaktoren alle günstig oder ungünstig, kann dies sowohl zu einer signifikanten Über- als auch Unterschätzung der Schubsteifigkeiten führen. Dabei neigen steifigkeitsorientierte Versuche ohnehin zu deutlich größeren Streuungen als zum Beispiel reine Traglastversuche. Wenn dann noch eine Vielzahl von Einflussfaktoren eine mehr oder weniger gewichtige

Rolle spielt, können die Effekte aus der normalen Streuung und den unterschiedlichen Einflussfaktoren kaum weiter differenziert werden, was die Auswertung von Rahmenschubversuchen zusätzlich erschwert. In den nachfolgenden Abschnitten werden mögliche Fehlerquellen bei der Montage, der Versuchsdurchführung sowie der Auswertung und Interpretation der Versuchsergebnisse aufgezeigt und diskutiert.

Bereits bei der **Montage der Ständerrahmen** sind mögliche Fehlerquellen gegeben. So kann zum Beispiel über das mehr oder weniger starke **Anziehen der Schraubverbindungen** Einfluss auf die Schubsteifigkeit der Ständerrahmen genommen werden. Wie sensibel die Ständerrahmen auf das Anziehmoment M_S reagieren, hat *Sajja* in seinen Forschungsarbeiten aufgezeigt. Den Einfluss beziffert *Sajja* in [79] in Abhängigkeit von $M_S = 5$ bis 20 Nm mit bis zu Faktor zwei. Diese Anziehmomente entsprechen bei verzinkten Schrauben M8-8.8 einem Vorspanngrad von 16 bis 67 % bezogen auf die volle Vorspannung. Dass der Einfluss der Anziehmomente auf die Schubsteifigkeit der Ständerrahmen nicht nur bei den vergleichsweise geringen Prüflasten von maximal $F = 5,0$ kN aus [79] feststellbar ist, haben die eigenen Rahmenschubversuche an der TU Dortmund bestätigt. Bei der Versuchsserie B ist bei der Montage der Ständerrahmen eine unplanmäßige Vorspannung bei einer nicht genauer zu spezifizierenden Anzahl der Schraubverbindungen aufgebracht worden. Wie in Kapitel 3.2.3.2.2 ausführlich dargestellt, streuen die Ergebnisse sehr stark und erlauben nur sehr bedingt die Ableitung einer belastbaren Schubsteifigkeit. Es besteht hier auch die Gefahr, dass eine ganze Versuchsgruppe aufgrund unplanmäßiger Vorspannungen im Versuch eine zu hohe Schubsteifigkeit erzielt, die bei Montageprozessen auf der Baustelle nicht reproduzierbar ist. Dies kann zu einer nicht konservativen Auslegung des Regaltragwerks führen, was zwingend zu vermeiden ist. Da in den Regelwerken zur Durchführung der Rahmenschubversuche keine Angaben zur Montage respektive zum Anziehen der Schraubverbindungen zu finden sind, sollte hier eine Ergänzung vorgesehen werden, die das „**handfeste Anziehen der Schrauben**“ vorgibt. Es ist dabei sinnvoll, ein Anziehmoment zu definieren, und nicht auf die Begriffsdefinition aus der DIN EN 1090-2 [R11] zurückzugreifen, die „handfest“ wie folgt umschreibt:

„Unter dem Begriff „handfest“ kann im Allgemeinen der Zustand verstanden werden, der von einer Person mit einem Schraubenschlüssel normaler Größe ohne Verlängerung erreicht werden kann. Er kann auch als der Arbeitspunkt angesetzt werden, an dem ein Schlagschrauber zu hämmern beginnt.“

Schmidt und *Stranghöner* führen in [89] für die Definition „handfest“ empfohlene Anziehmomente auf, die bei einer leicht geölten schwarzen Schraubengarnitur mit

Schrauben 10.9-HV 10 % der Mindestvorspannkraft $F_{p,c}$ erreichen. Für die Anwendung im Regalbau, mit den üblicherweise galvanisch verzinkten Schrauben der Festigkeitsklasse 8.8 kann sinngemäß auf den Ansatz $0,10 \cdot F_{p,c}$ zurückgegriffen werden. Für eine klassische M10-8.8er Schraube bedingt dies ein Anziehmoment von $M_v \approx 5 \text{ Nm}$. Mit einer vergleichbaren Größenordnung ist auch eine Reihe vom Verfasser mit betreuter DIBt-Zulassungsversuche gefahren worden, ohne dass dabei Auffälligkeiten zu verzeichnen waren. Alternativ zu dem „handfesten“ Anziehen kann auch eine Montageanweisung des Regalherstellers verwendet werden, wenn in Sensitivitätsstudien nachgewiesen wird, dass die Randbedingungen im Versuch auch auf der Baustelle sicher abbildbar sind. Es ist allerdings zu hinterfragen, ob dies bei der Vielzahl von Einflussfaktoren sinnvoll umsetzbar ist. Ob dabei eine reine Mittelwertbildung zur Definition der Schubsteifigkeit ausreicht oder ob aufgrund der möglichen Streuungen auf statistische Auswertungen zurückgegriffen werden sollte, muss in weiterführenden Sensitivitätsstudien untersucht werden.

Im Kontext der Montage der Ständerrahmen können weitere Aspekte, zum Beispiel die Verwendung von **Schrauben mit abweichenden Längen** oder auch **Festigkeitsklassen**, die Ergebnisse der Rahmenschubversuche beeinflussen. Dies gilt insbesondere für die Anschlusskonfiguration Rücken an Rücken, bei der die Schrauben planmäßig auf Biegung beansprucht werden. In der Regel kommen galvanisch verzinkte Schrauben mit Schaft in der Festigkeitsklasse 8.8 zur Ausführung, deren Nennlänge auf die Stützenbreite abgestimmt ist. Aufgrund der Gewindelänge, die je nach Schraubendurchmesser von $b = 18$ bis 30 mm beträgt (M6 bis M12), und der zugehörigen Höhe der Muttern von $m = 5$ bis 10 mm lassen sich ohne Weiteres Schrauben mit größeren Längen verwenden, vgl. Bild 3.42.

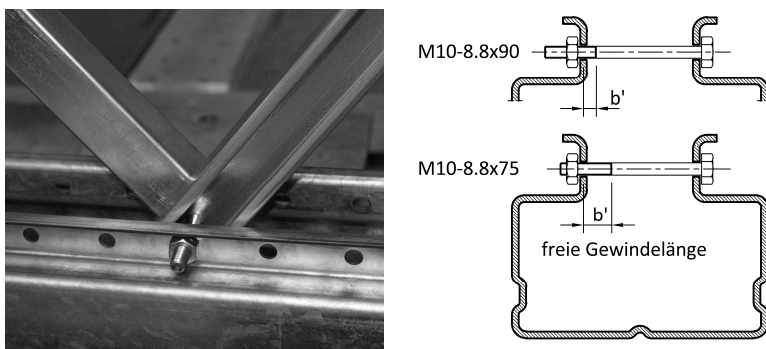
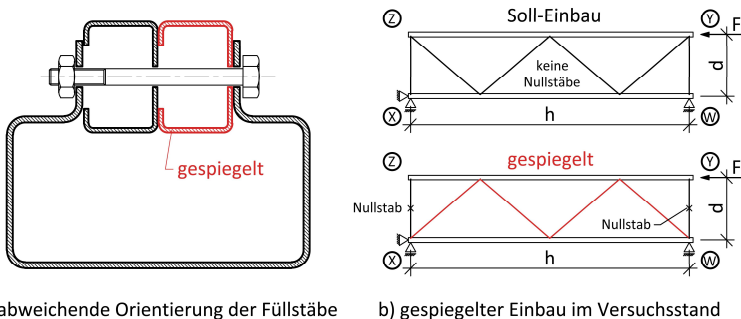


Bild 3.42: Beispielhafte Darstellung für Schrauben mit abweichender Länge

Geschieht dies versehentlich bei der Montage der Ständerrahmen für Rahmenschubversuche, ist die auf Biegung beanspruchte freie Gewindelänge kleiner als bei

der Regelausführung der Ständerrahmen. Dies kann zu einer Überschätzung der experimentell ermittelten Schubsteifigkeit führen. Bei biegebeanspruchten Schrauben können abweichende Festigkeitsklassen die Elastizitätsgrenze F_2 und damit auch die zulässige Querkraft, bis zu der die Schubsteifigkeit S_{H1} gültig ist, beeinflussen. Insbesondere eine im Vergleich zur Regelausführung höhere Festigkeitsklasse oder auch signifikante Überfestigkeiten einer Charge von Schrauben können bei Wechsellasten im realen System zu insgesamt größeren Verformungen beitragen.

Falsch orientierte Füllstäbe, wie ein gespiegelt eingebauter Einzelstab (vgl. Bild 3.43 a)), sollten bei einer sorgsamten Montage nicht anzutreffen sein, ganz auszuschließen ist es jedoch nicht. Besonders anfällig für solche Montagefehler sind die Endpfosten von D-Fachwerken mit der Anschlusskonfiguration Rücken an Rücken. Hier ist die planmäßige Orientierung der Endpfosten häufig schon gespiegelt zu der Regelausfachung, damit bei den stützenseitigen Anschlüssen ohne weiterführende Diagonalen eine Lagesicherung mit simplen, einteiligen Distanzhülsen umgesetzt werden kann. Bei diesem Konstruktionsprinzip erfolgt die Weiterleitung der Stabkraft in die Stütze analog zu der Anschlusskonfiguration Lippe an Lippe, was zu einer Querschnittsverzerrung des Stützenprofils führen kann. Dabei ist die Ausbildung des Auflagerdetails von essenzieller Bedeutung. Wird zum Beispiel bei dem zugbeanspruchten Endpfosten bei Auflager W die Stützenunterseite vertikal fixiert, ist mit deutlich größeren Querschnittsverzerrungen zu rechnen, als bei einer Rückhängung mithilfe von Querjochen auf der Stützenoberseite (vgl. Bild 3.4).



a) abweichende Orientierung der Füllstäbe

b) gespiegelter Einbau im Versuchsstand

Bild 3.43: Abweichende Orientierung einzelner Füllstäbe sowie gespiegelter Einbau in den Versuchsstand

Dieses Beispiel verdeutlicht bereits, dass die Umsetzung der Lagerungsrandbedingungen im Versuch einen merklichen Einfluss auf die Schubsteifigkeiten haben können. Wird von dem **Solleinbau der Versuchsrahmen**, wie in Bild 3.43 b) dargestellt, abgewichen, werden die Endpfosten zu Nullstäben, und die aufgezeigte

Problematik der Querschnittsverzerrungen der Stützen bei Punkt W tritt nicht auf. Da in der Solleinbausituation die Endpfosten keine Nullstäbe darstellen, wird auch klar, warum *Baldassino* und *Zandonini* in [7] festgestellt haben, dass sich für diese Einbausituation bei D-Fachwerken grundsätzlich kleinere Schubsteifigkeiten einstellen. Dieses sehr komplexe Themenfeld wird bei der Entwicklung des analytischen Bemessungsmodells nochmals aufgegriffen und unter dem Stichwort „**Störstellen**“ genauer behandelt, wobei auch auf die Z-förmigen Fachwerke eingegangen wird (vgl. Kapitel 5.4.2).

Im Kontext der Lagerungsrandbedingungen muss des Weiteren ein besonderes Augenmerk auf „**versteckte**“ **Nachgiebigkeiten im Versuchsaufbau** gelegt werden. In der aktuellen Fassung der DIN EN 15512 [R12] ist nur die Messung der Kopfauslenkung bei Punkt Z vorgesehen. Es ist sinnvoll, weitere Messstellen einzuplanen, über die Verformungsanteile, die nicht der reinen Schubsteifigkeit der Ständerrahmen zuzuweisen sind, messtechnisch erfasst werden können. Hier gehen die neuere internationale Norm AS 4084 [R2] und die Entwurfsfassung für die neue E DIN EN 15512 [R29] in die richtige Richtung.

Die **Lagerungsrandbedingungen** sind in allen Regelwerken nur schematisch in den statischen Systemen dargestellt. Dies gilt sowohl für die Lagerung in Rahmenebene als auch für die Lagerung senkrecht zur Rahmenebene. Erst mit der E DIN EN 15512 [R29] werden weiterführende Spezifikationen – hier die seitliche Halterung im Schubmittelpunkt der Stützen – für die Umsetzung der Lagerungsrandbedingungen angegeben. Der vorhandene Spielraum für die Interpretation und Umsetzung der Lagerungsrandbedingungen kann dazu führen, dass die Ergebnisse von Rahmenschubversuchen nur bedingt reproduzierbar sind. Wie sensibel die Rahmenschubversuche auf die Lagerungsrandbedingungen reagieren können, haben *Sajja*, *Godley* und *Beale* bereits in [82] dokumentiert. Auf dieser Basis ist bei der Weiterentwicklung des Versuchsaufbaus von der FEM 10.2.02 hin zur DIN EN 15512 die Lagerung der Zwischenknoten entfallen. Auf die Belastbarkeit der Erkenntnisse der überwiegend nur in Einzelversuchen an der Universität Oxford-Brookes getesteten Ständerrahmen ist bereits hingewiesen worden.

Ein weiterer zu diskutierender Aspekt ist die vergleichsweise hohe **Belastungsgeschwindigkeit** der von *Sajja*, *Godley* und *Beale* in Kraftregelung gefahrenen Rahmenschubversuche. Es hat sich bei den eigenen Untersuchungen und Auswertungen von Rahmenschubversuchen gezeigt, dass die Belastungsgeschwindigkeit einen nicht vernachlässigbaren Einflussfaktor darstellt. Die Beanspruchungen sollten quasi statisch aufgebracht werden. Wenn möglich, sind die Hydraulikzylinder in Wegregelung mit Geschwindigkeiten von etwa $v = 0,02$ bis $0,05$ mm/s zu fahren. Für den Hauptbelastungszyklus ergeben sich so in Abhängigkeit von den Kopfauslenkungen der Ständerrahmen 5 bis 15 min pro Versuch. Mit signifikant höheren

Belastungsgeschwindigkeiten gehen größere Schubsteifigkeiten einher, ohne dass dies bisher Gegenstand systematischer Untersuchungen gewesen ist. Eine Versuchsdurchführung mit kraftgeregelten Hydraulikzylindern ist nur bedingt geeignet und hat möglicherweise auch bei den Untersuchungen von *Sajja* in [79] mit zu den zum Teil inkonsistenten Ergebnissen beigetragen. Die Versuche von *Sajja* sind mit $v = 0,1 \text{ kN/sec}$ gefahren worden, was bei den maximalen Prüflasten von $F = 5 \text{ kN}$ einer Versuchsdauer von unter einer Minute entspricht. Aus den an der TU Dortmund durchgeführten Rahmenschubversuchen (vgl. [106]) und den vom Verfasser mit betreuten DIBt-Zulassungsversuchen lässt sich zumindest grob ableiten, dass bei einer um Faktor zwei bis drei höheren Belastungsgeschwindigkeit keine Auffälligkeiten bei der Versuchsauswertung zu verzeichnen sind. Bei einer um Faktor zehn bis zwanzig höheren Belastungsgeschwindigkeit ist der Effekt in der experimentell gemessenen Schubsteifigkeit deutlich erkennbar und hat zur Wiederholung ganzer Versuchsserien geführt. Ob die höheren Schubsteifigkeiten bei kurzzeitigen Beanspruchungen, wie Windböen oder auch H-Lasten aus dem Betrieb der Regalbediengeräte, in Ansatz gebracht werden können, bedarf weiterer über den Umfang der vorliegenden Arbeit hinausgehender Untersuchungen. In den einschlägigen Richtlinien und Normen zur Durchführung der Rahmenschubversuche finden sich bisher keine Regelungen für die Belastungsgeschwindigkeit und auch keine Hinweise, dass die Belastungsgeschwindigkeit die Schubsteifigkeit beeinflussen kann. Es wäre sinnvoll, den Normtext hier zu ergänzen und eine maximale Belastungsgeschwindigkeit zu definieren sowie die Ingenieure in den Prüflaboren entsprechend zu sensibilisieren. Vergleichbare Regelungen finden sich zum Beispiel in der DIN EN 74-1 [R20], in der Prüfverfahren für Rohrkupplungen beschrieben sind. Für den relevanten Auswertebereich wird in [R20] die Belastungsgeschwindigkeit auf $v = 2 \text{ mm/min}$ bzw. $v = 0,033 \text{ mm/s}$ limitiert. Dies deckt sich gut mit den o. g. Belastungsgeschwindigkeiten für die Rahmenschubversuche aus den DIBt-Zulassungsversuchen sowie den Untersuchungen an der TU Dortmund.

Grundsätzlich lassen sich mögliche Fehler bei der Versuchsdurchführung im Nachgang nur schwer identifizieren, insbesondere dann, wenn die Ständerrahmen demontiert und im ungünstigsten Fall bereits entsorgt worden sind. Daher ist es sinnvoll, auf eine **gute Dokumentation** – inklusive eines Aufmaßprotokolls der Messstellen und einer Fotodokumentation aller relevanter Details – zu achten. Ein grundsätzliches **Manko** ist, dass bei den Rahmenschubversuchen planmäßig **keinerlei Materialeigenschaften gemessen** werden, obwohl die Steifigkeit aller Komponenten hiervon beeinflusst wird. Dies können zum Beispiel auf Biegung beanspruchte Schrauben oder auch die elastischen Verformungen der Stützen im Anschlussbereich sein. Dass der Elastizitätsmodul bei dünnwandigen Querschnitten

bzw. den Ausgangswerkstoffen nicht immer den Wert von $E = 210.000 \text{ N/mm}^2$ erreicht, wurde in Kapitel 2.3 angemerkt. Dies gilt auch für die Schrauben, wie bei den in Kapitel 3.3.2 vorgestellten Komponentenversuchen noch aufgezeigt wird.

Im Kontext der Versuchsauswertung sind die in den einschlägigen Normen enthaltenen und sehr **stark vereinfacht dargestellten Last-Verformungskurven** kritisch zu bewerten, da sie viel Interpretationsspielraum für die Auswertung lassen (vgl. Bild 2.25 und Bild 2.26). Dies betrifft vor allem die schlupfbedingten Verformungsanteile, da sich aus den Darstellungen der Ausgleichsgeraden ableiten lässt, dass der **Einfluss von Schlupf** nicht zu berücksichtigen ist. In den aktuellen Regelwerken finden sich keine geeigneten alternativen Ansätze, wie mit dem Einfluss von Schlupf umzugehen ist. Anders als beim Längssystem von Hochregallagern wird der Einfluss von Anschlussnachgiebigkeiten auch nicht über Ersatzimperfectionen erfasst. Dieser Missstand ist mit dem Entwurf für die Neufassung der E DIN EN 15512 [R29] behoben worden, indem entweder der Schlupf über eine reduzierte Anfangsschubsteifigkeit oder über Ersatzimperfectionen implementiert wird. Die eigenen Erfahrungen aus [106] haben gezeigt, dass die Ableitung der schlupfbedingten Verformungen aus den Last-Verformungskurven nicht immer so eindeutig ist, wie Bild A.11 in E DIN EN 15512 suggeriert. Hier sollten die Versuchsaufbauten so konzipiert werden, dass nur ein lastbringender Hydraulikzylinder für beide Beanspruchungsrichtungen eingesetzt und im ersten Belastungszyklus eine ausreichend hohe Prüflast angefahren wird. Die in [106] aus konstruktiven Gründen auf $F = 2 \text{ kN}$ begrenzte Prüflast ist in diesem Kontext möglicherweise auch zu klein gewählt. Auf die Abweichungen zwischen den im Versuch gemessenen Verformungen aus Schlupf und den analytisch bzw. numerisch berechneten Verformungen ist in Kapitel 3.2.3 bereits hingewiesen worden. Hier besteht noch Bedarf für weitere Untersuchungen. In der vorliegenden Arbeit wird hierauf in Kapitel 6, auch im Kontext der in Anhang D von E DIN EN 15512 angegebenen Bestimmungsgleichungen für schlupfbedingte Verformungen, noch eingegangen.

Auch im Hinblick auf die **anzusteuern den Prüflasten** sind die bisherigen Normen und Regelwerke nicht ausreichend präzise. In der FEM 10.2.02 war eine Prüfung mit geringen Gesamtlasten vorgesehen, damit bei unsymmetrischen Ständerrahmen eine Prüfung in beide Richtungen an einem Rahmen erfolgen kann. Bei größeren Anziehungsmomenten der Schraubverbindungen können die Klemmwirkungen bei kleinen Prüflasten zu einer Überschätzung der Schubsteifigkeit führen. In der aktuellen Fassung der DIN EN 15512 sind die Formulierungen schwammig, hier heißt es lediglich: „bis zu einem ausreichenden Grad stufenweise steigern“. Als Orientierungswert wird 2 kN axiale Last je Vergitterung definiert. Dass unter Vergitterung jeweils ein Aussteifungsfeld zu verstehen ist, geht aus dem deutschen Normtext nicht eindeutig hervor. In der englischen Fassung wird hier einheitlich

der Begriff „panel“ verwendet, was für die Anwendung in der Praxis mehr Klarheit schafft. Für die im Regelfall zwei Aussteifungsfelder umfassenden Ständerrahmen folgt aus dem Orientierungswert eine axiale Prüflast von $F = 4,0 \text{ kN}$. Bei üblichen Proportionen der Ständerrahmen mit Schlankheiten von $\lambda = h/d \geq 2,0$ ergeben sich entsprechend kleine zulässige Querkräfte als Anwendungsgrenzen für die Schubsteifigkeit und aller hieraus abgeleiteten Kennwerte. Für freistehende Regaltragwerke, für die die Richtlinien und Normen entwickelt wurden, ist dies tendenziell ausreichend, aber bei der Silobauweise ist der Eins-zu-eins-Übertrag der Auswertemethodik nicht zielführend. Auch hier ist mit dem Entwurf für die Neufassung der DIN EN 15512 Abhilfe geschaffen worden. Basierend auf einer **realitätsnahen Last-Verformungskurve** werden die Auswertepunkte F1 und F2 definiert, die an die individuelle Tragfähigkeit der Ständerrahmen gekoppelt sind. Damit stehen dem Ingenieur im Prüflabor erstmals detaillierte und eindeutig formulierte Regelungen für die Auswertung zur Verfügung. Aber auch hier muss vor dem Hintergrund der eigenen Erfahrungen aus den Untersuchungen im Rahmen des FOSTA-Forschungsvorhabens P1078 hinterfragt werden, ob die starre Regelung, den oberen Stützpunkt F2 an die Grenztragfähigkeit des Rahmens zu knüpfen, immer zielführend ist. Ständerrahmen, die im Rahmenschubversuch aufgrund hoher Resttragfähigkeiten nicht bis zu einem vollständigen Versagen gefahren werden können, sind hier besonders anfällig. Bild 3.44 zeigt dies exemplarisch für einen Rahmenschubversuch aus [106], bei dem nach Überschreitung der Elastizitätsgrenze aufgrund der maßgebenden Komponente „Schraubenbiegung“ eine signifikante Resttragfähigkeit gegeben ist. Der Versuch EN-C-100-40-1000-55-2 ist bei einer Kraft von $F = 38,4 \text{ kN}$ abgebrochen worden. Das Trag- und Verformungsverhalten ist bis $F_2 = 15 \text{ kN}$ linear, was nicht ganz 40 % der maximalen Prüflast entspricht. Wird der Stützpunkt höher als $F_2 = 15 \text{ kN}$ gewählt ergeben sich für das Beispiel 7 bis 30 % kleinere Schubsteifigkeiten ($F_2 = 19,2$ bzw. 25 kN), die zudem Anteile aus den plastischen Biegeverformungen der Schrauben enthalten. Bei dem zweiten dargestellten Beispiel erfolgt eine planmäßige Tordierung der Stützen (EN-A-100-30-1100-55-3). Mit der in [106] gewählten Auswertemethodik ergibt sich zwar eine nur geringfügig größere Schubsteifigkeit, aber für die Anwendung in der Praxis wesentlich relevanter, kann diese bis zu einer fast 30 % höheren Querkraft ausgenutzt werden.

Grundsätzlich kann an dieser Stelle festgehalten werden, dass mit dem Entwurf für die **Neufassung der DIN EN 15512** vom Januar 2019 ein **Meilenstein** in der Entwicklung der Rahmenschubversuche erreicht wurde. Mit der Einbindung einer Öffnungsklausel für eine alternative Auswertung zu $F_2 = 0,50 \cdot F_{\max}$ und ergänzenden Hinweisen zu Belastungsgeschwindigkeiten sind die wesentlichen Kritikpunkte eliminiert.

3 Experimentelle Untersuchungen

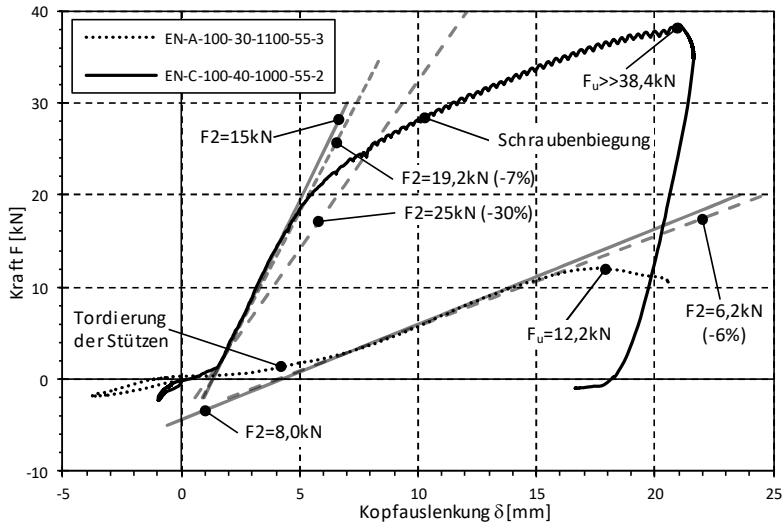


Bild 3.44: Exemplarische Auswertung von zwei Rahmenschubversuchen aus [106] für unterschiedliche obere Stützpunkte F_2

Das Manko, dass Rahmenschubversuche vergleichsweise große Streuungen aufweisen, ist mit der Weiterentwicklung und Fortschreibung der Normung nicht zu beheben. Dabei reagieren gerade Ständerrahmen mit hohen Schubsteifigkeiten respektive kleinen Kopfauslenkungen im **Rahmenschubversuch sehr sensibel**. Kleine Messfehler aus nicht perfekt positionierten Wegaufnehmern oder Nachgiebigkeiten im Versuchsaufbau, die bisher nicht sicher durch ergänzende Messstellen detektiert werden, können die experimentell ermittelte Schubsteifigkeit erheblich beeinflussen. Hierzu sind in Bild 3.45 zwei Diagramme mit je drei Rahmenschubversuchen aus [106] dargestellt. Im linken Diagramm sind Versuche aus der Serie B abgebildet, bei denen die höchsten Schubsteifigkeiten aller untersuchten Ständerahmen gemessen wurden. Aufgrund der hohen Schubsteifigkeiten betragen die Differenzen in den Kopfauslenkungen zwischen den Punkten F_1 und F_2 nur etwa $\delta_{F_1-F_2} = 0,38$ bis $0,67$ mm bei einer Kraftdifferenz von ca. 8 bis 9 kN. Der Stützpunkt F_1 liegt hier aufgrund der Gleitungen vergleichsweise hoch. Die Schubsteifigkeiten differieren um bis zu Faktor 1,60, und die Standardabweichung beträgt $S_{AbW,n} = 458$ kN, sofern alle Versuche einbezogen werden. Das zweite Beispiel im rechten Diagramm zeigt drei annähernd deckungsgleiche Kurven aus der Versuchsserie C, deren Schubsteifigkeiten immerhin noch zwischen $S_{ij} = 714$ und 883 kN variieren, ohne dass dies bei der Skalierung des Diagramms zu erkennen ist. Der Quotient aus Standardabweichung zum Mittelwert der Schubsteifigkeit beträgt hier $S_{AbW,n}/S_{ti,m} = 8,6\%$, was im Kontext der Auswertung der Datenbank in Kapitel

3.2.4 nicht sehr weit von dem 98%-Quantil entfernt liegt, vgl. Bild 3.28. Beide Beispiele dokumentieren, wie sensibel die Auswertung von Rahmenschubversuchen ist und dass insbesondere bei hohen Schubsteifigkeiten schon Messfehler im Bereich von wenigen Zehntelmillimetern die Ergebnisse signifikant beeinflussen können. Hier hat sich der alternative „**stehende**“ **Rahmenschubversuch** nach AS 4084 in [106] als robuster bzw. **weniger sensibel** erwiesen als der klassische „**liegende**“ Rahmenschubversuche nach DIN EN 15512.

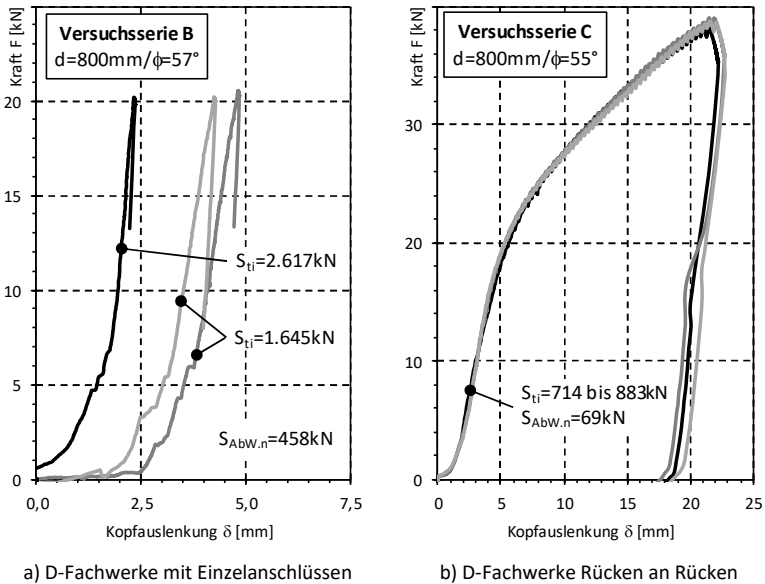


Bild 3.45: Streuungen von Rahmenschubversuchen an exemplarisch ausgewählten Last-Verformungskurven aus [106]

Um bei der Auswertung der Rahmenschubversuche **Nachgiebigkeiten in den Auflagerkonstruktionen** erfassen zu können, sind, wie zuvor angemerkt, zusätzliche Messpunkte vorzusehen. In der E DIN EN 15512 wird diesem Umstand mit der Einführung der Messstellen δ_2 bis δ_4 (vgl. Bild 2.29) Rechnung getragen. Die Positionierung der Messstellen in E DIN EN 15512 erlaubt erstmals auch die Eliminierung von **Starrkörperrotationen**. Hierbei ist besondere Sorgfalt geboten, da sich bei der Erfassung der zugehörigen Verformungen Messfehler und Ungenauigkeiten ergeben können. Wird zum Beispiel die Messstelle δ_3 unterhalb des Stützenstegs positioniert („A“ in Bild 3.46), können bei einer starren Auflagerkonstruktion die weiterhin möglichen lokalen Verformungen des Stützenstegs die Ableitung der

Schubsteifigkeit beeinflussen. Erfolgt die Messung von δ_3 in Höhe der Stützenschwerelinie, wie in [R29] skizziert, können sich abhängig von der Anschlusskonfiguration, unterschiedliche Verformungen zu beiden Seiten der Rahmenebene einstellen („B“ in Bild 3.46), die eher lokalen Anschlussverformungen als einer Starrkörperrotation zuzuschreiben sind. Für die Eliminierung lokaler Anschlussverformungen sind die zusätzlichen Messstellen alleine nicht geeignet. Dies gilt auch für die Erfassung des Einflusses von „Störstellen“ auf die Schubsteifigkeit, wie später noch aufgezeigt wird. In der Auswertung sind die Messstellen δ_3 und δ_4 zudem mit der Rahmenhöhe h verknüpft. Dies erfordert, dass die Messstellen entsprechend mit dem gleichen Abstand zu positionieren sind. In Bild 3.46 ist hierfür das Versatzmaß e ergänzt worden. Für den „stehenden“ Rahmenschubversuch sind die schematischen Darstellungen in [R29] eindeutiger.

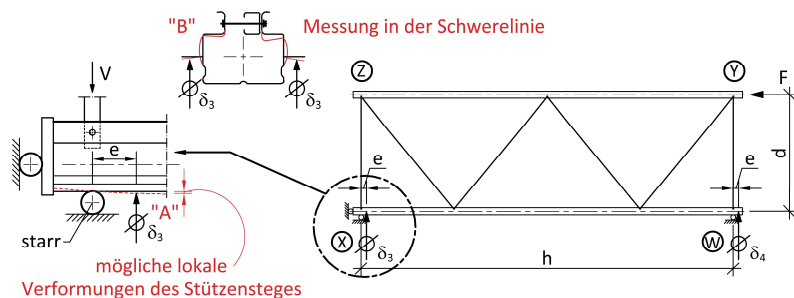


Bild 3.46: Anmerkungen zur Messung von Verformungsanteilen aus Starrkörperrotationen entsprechend E DIN EN 15512 [R29]

An dieser Stelle muss die Frage erlaubt sein, **warum** mit dem „stehenden“ Rahmenschubversuch – trotz all der bisher bereits aufgezeigten Aspekte – ein zweiter **alternativer Versuchsaufbau** in die Normung aufgenommen worden ist. Das aufgrund der dünnwandigen offenen Querschnitte komplexe Trag- und Verformungsverhalten der Ständerrahmen ist bisher nicht vollumfänglich untersucht worden, und mit dem „stehenden“ Rahmenschubversuch sind aufgrund der Ergebnisse von *Gilbert*, *Rasmussen* und *Baldassino* aus [32] zunächst mehr Fragen aufgeworfen als beantwortet worden. Auch wenn die essenzielle Frage zur Vergleichbarkeit der beiden Prüfverfahren mit den an der TU Dortmund durchgeführten Rahmenschubversuchen beantwortet werden konnte, sollte im Sinne von schlankeren Regelwerken auf alternative, zu gleichwertigen Ergebnissen führende Versuchsaufbauten verzichtet werden. Da der „stehende“ Rahmenschubversuch keine konzeptionelle Weiterentwicklung darstellt und auch die seit dem 01.01.2013 in Deutschland geforderten bauaufsichtlichen Zulassungen (vgl. [45]) auf Grundlage von „liegenden“ Rahmenschubversuchen erteilt worden sind,

scheint es angebracht, hier weiterhin an dem klassischen „liegenden“ Rahmenschubversuch festzuhalten. Dass konzeptionelle Weiterentwicklungen zur Bestimmung der Schubsteifigkeit sinnvoll und angebracht sind, steht außer Frage.

Alle bisher diskutierten Aspekte betreffen mögliche Fehlerquellen bei der experimentellen Bestimmung der Schubsteifigkeit. Bei einer kritischen Auseinandersetzung muss aber auch beleuchtet werden, wie mit den aus den Rahmenschubversuchen abgeleiteten Schubsteifigkeiten weiter verfahren wird. Hier sind insbesondere die normativ geregelten Vereinfachungen für den **Übertrag auf abweichende Rahmengenometrien** und die Behandlung von **unsymmetrischen Rahmengenometrien** auf den Prüfstein zu legen.

Grundsätzlich ist das Produktportfolio der Regalhersteller sehr breit angelegt, um auf die spezifischen Anforderungen der Kunden reagieren zu können. Es werden viele verschiedene Querschnitte, Neigungswinkel, Rahmentiefen und Rahmenhöhen eingesetzt. Bereits mit der Einführung des Rahmenschubversuchs in der FEM 10.2.02 [R31] im Jahr 1998 hat es in diesem Kontext die Vereinfachung gegeben, dass die Prüfung nur für die größte Rahmentiefe und den größten Vergitterungsabstand durchzuführen ist. Bei der Fortschreibung der Regelwerke ist dieser Passus auf die meist verwendete Rahmentiefe und den Durchschnittswinkel angepasst worden, vgl. A.2.8.2 in DIN EN 15512 [R12]. Dass damit nicht immer die geringste Schubsteifigkeit einhergeht, ist augenscheinlich klar. Wie sensibel die Ständerahmen auf eine Unterschätzung der Schubsteifigkeit reagieren können, ist nach der eigenen Literaturrecherche bisher nur von *Godley* und *Beale* in [35] im Hinblick auf die Tragfähigkeit untersucht worden. Hintergrund der Untersuchungen von *Godley* und *Beale* war der Einfluss der schlupfbedingten Verformungen auf die Verzweigungslasten. Die Thematik der Gebrauchstauglichkeit ist nicht betrachtet worden. Ob die Vereinfachungen durch weiterführende – gegebenenfalls nicht veröffentlichte – Sensitivitätsstudien gestützt werden, konnte im Rahmen der Literaturrecherche nicht abschließend geklärt werden. Unabhängig davon ist aber zu hinterfragen, ob es sinnvoll ist, den Rahmenschubversuch zu optimieren, mögliche Fehlerquellen aufzuzeigen und zu eliminieren, die Anzahl der Messstellen von eins auf vier zu erhöhen und die Ingenieure in den Laboren für etwaige Einflussfaktoren zu sensibilisieren, wenn am Ende des Prozesses in den Technischen Büros die gemessenen Schubsteifigkeiten und die daraus abgeleiteten Kennwerte über das Produktportfolio „verschmiert“ werden. Dass dieses Vorgehen auch im Hinblick auf die Wirtschaftlichkeit nicht zielführend ist, liegt auf der Hand. Daher sind in E DIN EN 15512 [R29] folgende, sinngemäß wiedergegebene Hinweise ergänzt worden: „Die Ergebnisse für den Durchschnittswinkel sind nach Ermessen des Ingenieurs für verschiedene Winkel zu verwenden“ und „Alternativ sollte eine Reihe verschiedener Winkel geprüft werden“. Dies haben die Regalhersteller im

Zuge der beantragten bauaufsichtlichen Zulassungen berücksichtigt und ein wesentlich breiteres Spektrum an Ständerrahmen experimentell untersucht. Zum Teil sind auch mithilfe von numerischen Vergleichsrechnungen wirtschaftlichere Ansätze für abweichende, nicht explizit getestete Rahmenkonfigurationen erarbeitet worden.

Dass **unsymmetrische Ständerrahmen** je nach Belastungsrichtung unterschiedliche Schubsteifigkeiten aufweisen ist bekannt. Diesem Umstand ist in der FEM 10.2.02 noch durch die Prüfung in beide Richtungen und die Bildung des Mittelwertes begegnet worden. In der aktuellen europäischen Norm DIN EN 15512 und auch in der eng hieran angelehnten australischen Norm AS 4084 findet sich dieser Passus nicht wieder. Aufgrund der signifikant abweichenden Schubsteifigkeiten ist es für eine sichere Auslegung von Regalen sinnvoll, hierauf auf geeignete Weise zu reagieren. *Sajja* gibt in [79] auf Basis seiner Untersuchungen an, dass für unsymmetrische Ständerrahmen bei Abweichungen von bis zu $\pm 10\%$ der Mittelwert aus beiden Prüfrichtungen hinreichend genau ist. Ansonsten sollte mit der kleineren der beiden Schubsteifigkeiten gerechnet werden. In E DIN EN 15512 findet sich wieder der Hinweis, unsymmetrische Rahmen in beide Richtungen zu prüfen, sofern nicht zweifelsfrei klar ist, welche Lastrichtung die geringere Schubsteifigkeit liefert. Eine Mittelwertbildung ist nicht vorgesehen, und aus den gewählten Formulierungen lässt sich nur ableiten, dass mit dem kleineren der beiden Werte gerechnet werden soll. In diesem Zusammenhang sollte des Weiteren überprüft werden, wie sensibel die Ständerrahmen auf die unterschiedlich großen Schubsteifigkeiten reagieren und ob zum Beispiel bei zwei gekoppelten, spiegelbildlich orientierten unsymmetrischen Ständerrahmen nicht doch auch mit dem Mittelwert aus beiden Prüfrichtungen gerechnet werden kann.

Abschließend ist im Kontext der Übertragung der Ergebnisse von Rahmenschubversuchen auf Regaltragwerke noch anzumerken, dass die Versuche immer an einem **aus dem Gesamtsystem herausgelösten Prüfkörper** erfolgen. Der möglicherweise gegebene positive Einfluss von sekundären Traggliedern, wie den Palettenträgern oder auch den eingelagerten Waren, kann nicht erfasst werden. Gerade bei Anschlusskonfigurationen, die eine planmäßige Tordierung der Stützen bedingen, werden die im realen System gegebenen Schubsteifigkeiten tendenziell höher ausfallen. In den allermeisten Fällen ist mit einer Unterschätzung der Schubsteifigkeit eine konservative Auslegung der Regalkonstruktion möglich. Bei dynamischen Beanspruchungen – zum Beispiel infolge von Erdbeben – können hieraus eine Unterschätzung der horizontalen Ersatzlasten und damit eine nicht konservative Auslegung des Regaltragwerks folgen. Dies ist auch der Hintergrund, warum der in AS 4084 [R2] und E DIN EN 15512 [R29] neu eingeführte, pauschale Ansatz, die Querschnittsfläche der Füllstäbe auf 5 % abzumindern, dann nicht angewendet

werden darf. Auch auf den Aspekt der im Rahmenschubversuch vorhandenen Störstellen, die beim Übertrag der Ergebnisse auf das Gesamtsystem nicht herausgefiltert werden, ist hier nochmals hinzuweisen.

Insgesamt lässt sich festhalten, dass die experimentelle Ermittlung der Schubsteifigkeit im **Rahmenschubversuch fehleranfällig** ist, zu großen Streuungen neigt und beim Übertrag auf das Regaltragwerk nicht alle – möglicherweise positiv wirkenden – Einflussfaktoren erfasst. Eine gezielte Optimierung der Konstruktion ist aufgrund der vielen Einflussfaktoren und der integralen Messung der Schubsteifigkeit mit einem vertretbaren Zeit- und Kostenaufwand nicht möglich. Der Übertrag auf nicht explizit getestete Ständerrahmen bedingt in der Regel mehr oder weniger konservative Ansätze, was sich auch auf die Wirtschaftlichkeit der Konstruktion durchschlagen kann.

Seit der Einführung des Rahmenschubversuchs im Jahr 1998 sind der Versuchsaufbau und die Auswertung zwar stetig optimiert worden, aber eine wirkliche **konzeptionelle Weiterentwicklung** hat nicht stattgefunden. Um die aufgezeigten Kritikpunkte bei der experimentellen Bestimmung der Schubsteifigkeit zu eliminieren, ist ein Konzept zielführend, dass den Rahmenschubversuch soweit möglich bzw. noch erforderlich auf **einfachere Komponentenversuche** herunterbricht. Hierzu muss zunächst das Trag- und Verformungsverhalten weiter eingehend untersucht und in ein analytisches Bemessungsmodell überführt werden. Für Komponenten, deren Trag- und Verformungsverhalten sich nur bedingt analytisch erfassen bzw. hinreichend genau beschreiben lässt, kann ergänzend auf wesentlich weniger fehleranfällige Komponentenversuche zurückgegriffen werden. Der Hauptvorteil ist bei diesem Konzept darin zu sehen, dass auf bereits untersuchte Komponenten wie in einem Baukastensystem immer wieder zurückgegriffen werden kann. Ein Beispiel hierfür ist die Steifigkeit der Lochleibungsfeder bei dünnwandigen Blechen. Die bisher auf Basis von Versuchen entwickelten Steifigkeitskennwerte und empirischen Formeln sind aufgrund des im Regalbau deutlich kleineren Lochspiels nicht zweifelsfrei anwendbar. Daher gilt es, die Interaktion zwischen den Schrauben und den dünnwandigen Blechen in Komponentenversuchen an Verbindungen mit einer einzelnen Schraube eingehender zu untersuchen. Die Anzahl der möglichen Einflussparameter reduziert sich dabei deutlich, und die simple Versuchsdurchführung ist weniger fehleranfällig. Die so ermittelten Kennwerte können dann unabhängig von der Ständerrahmenkonfiguration und dem Hersteller eingesetzt werden. Gelingt es, die experimentell ermittelten Steifigkeiten der Lochleibungsfeder in adäquate Bestimmungsgleichungen zu fassen, sind weitere experimentelle Untersuchungen entbehrlich. Komponentenversuche können des Weiteren dazu genutzt werden, die mechanischen Modelle zu verifizieren oder zu kalibrieren. Mit diesem auf der Komponentenmethode aus der

DIN EN 1993-1-8 [R19] basierendes Konzept lassen sich die Ständerrahmen gezielt weiterentwickeln und an die Anforderungen an moderne Hochregallager anpassen.

3.2.6 Zusammenfassung

Mithilfe der an der TU Dortmund durchgeführten Rahmenschubversuche und der aufgebauten Datenbank mit allen für den Verfasser verfügbaren Rahmenschubversuchen ist es gelungen, das Verständnis für das Trag- und Verformungsverhalten zu vertiefen und die wesentlichen, die Schubsteifigkeit beeinflussenden Faktoren zu identifizieren. Dies sind je nach Anschlusskonfiguration:

- Tordierung der dünnwandigen offenen Stützenprofile bei der Anschlusskonfiguration Lippe an Lippe
- Biegeverformungen der Schrauben bei der Anschlusskonfiguration Rücken an Rücken
- Lokale Anschlussverformungen bei den Einzelanschlüssen
- Anschlussunabhängige Verformungen der dünnwandigen Bleche infolge der Lochleibungsbeanspruchungen

Es konnte des Weiteren mithilfe von Vergleichsrechnungen gezeigt werden, dass die von den Biegeanteilen bereinigten Schubsteifigkeiten der Ständerrahmen entkoppelt von dem Prüfverfahren „stehend“ oder „liegend“ sind.

Die Erkenntnisse aus den experimentellen Untersuchungen erlauben zudem eine umfassende kritische Auseinandersetzung mit dem Rahmenschubversuch, aus der sich ableiten lässt, dass die Schwachpunkte bei der integralen Messung der Schubsteifigkeit, der hohe Fehleranfälligkeit und der Streubreite überwiegen. Für eine gezielte Weiterentwicklung der Ständerrahmen ist die Bildung eines analytischen Modells unumgänglich, das bei Bedarf durch weniger anfällige Komponentenversuche unterstützt wird, um Rahmenschubversuche mittelfristig möglichst entbehrlich zu machen. Für zwei der zentralen Einflussfaktoren – „Lochleibungsfeder“ und „Schraubenbiegung“ – sind hierzu umfangreiche Komponentenversuche durchgeführt worden, auf die im nachfolgenden Kapitel eingegangen wird. Ob die dabei gewonnenen Erkenntnisse ausreichen, um auf Rahmenschubversuche verzichten zu können, müssen die weiteren Untersuchungen in der vorliegenden Arbeit noch zeigen. Aber wenn weiterhin Rahmenschubversuche zur punktuellen Verifikation erforderlich bleiben, deren Umfang jedoch reduziert werden kann, wäre ein weiterer Meilenstein erreicht.

3.3 Komponentenversuche

3.3.1 Dünnwandige Bleche mit Lochleibungsbeanspruchung

3.3.1.1 Zielsetzung und Lösungsweg

Die Untersuchungen zum Trag- und Verformungsverhalten der Ständerahmen haben aufgezeigt, dass die Steifigkeit der Lochleibungsfeder, die im Kontext der vorliegenden Arbeit mit k_7 bezeichnet wird, anschlussunabhängig eine der Schlüsselkomponenten in dem analytischen Modell darstellt. Wie in Kapitel 2.5.4 erläutert, finden sich in der Fachliteratur zwar empirische, aus Versuchen abgeleitete Ansätze zur Ermittlung der Steifigkeit der Lochleibungsfeder bei dünnwandigen Blechen, aber die besonderen Spezifikationen aus dem Regalbau werden dabei nicht vollumfänglich abgedeckt. Hier ist zum einen der Einfluss des in der Regel geringen Lochspiels von $\Delta d \approx 0,50$ mm zu nennen und zum andere die in [106] aufgeworfene Fragestellung zum Ansatz der Tangenten- bzw. Sekantensteifigkeit. In die Stahl- und Regalbauordnung haben die analytischen Ansätze aus der Fachliteratur bisher keinen Eingang gefunden, obwohl die zugehörigen Forschungsarbeiten von *Zadanfarrokh* und *Bryan* [116] die Grundlage für die Bemessung der Tragfähigkeit von Schraubverbindungen in der DIN EN 1993-1-3 [R17] gebildet haben. Inwieweit die auf den Arbeiten von *Pavlov*, *Karmalin* und *Jaspart* zurückgehenden Steifigkeitskoeffizienten aus der DIN EN 1993-1-8 [R19] auch auf dünnwandige Bleche, mit für den Stahlhochbau weniger gebräuchlichen Schraubendurchmessern ab M6 übertragbar sind, lässt sich ohne weiterführende Untersuchungen nicht klären. Dies gilt auch für die Arbeiten von *Zaharia* und *Dubina* [117], da ihre Untersuchungen nur Schraubverbindungen mit $\Delta d = 1,0$ mm Lochspiel und dem Gewinde in der Kontaktzone umfassen.

Vor diesem Hintergrund sind im Rahmen der vorliegenden Arbeit umfangreiche Komponentenversuche an Schraubverbindungen in dünnwandigen Blechen durchgeführt worden. Dabei wurden der Schraubendurchmesser, die Blechdicke, die Randabstände in Längs- und Querrichtung und das Lochspiel mit dem Ziel variiert, die Steifigkeit der Lochleibungsfeder für die typischen Anwendungsfälle im Regalbau möglichst realitätsnah zu ermitteln und die aus [116], [117] und [R19] bekannten Bestimmungsgleichungen zu verifizieren und bei Bedarf entsprechend anzupassen. In dem Kontext wird auch die Tragfähigkeit der Schraubverbindungen bestimmt, und die Ergebnisse werden mit den Rechenmodellen aus den Stahlbau-normen verglichen und bewertet. Die Untersuchungen wurden sowohl für den glatten Schraubenschaft (Serie A) als auch für das Gewinde (Serie B) in der Kontaktzone durchgeführt, um auch den Einfluss des Gewindes beurteilen zu können. Einen Überblick über das gesamte Versuchsprogramm gibt Tabelle 3.8. Insgesamt sind 70

verschiedene Parameterkonfigurationen untersucht worden. Jeder Versuch wurde mindestens dreimal wiederholt, um mögliche Streuungen erfassen zu können, so dass über 200 Datensätze zur Auswertung vorgelegen haben.

Tabelle 3.8: Übersicht zu den Komponentenversuchen zur Ermittlung der Steifigkeit der Lochleibungsfeder

Komponentenversuche Lochleibung		Beschreibung und variierte Parameter	Schraube	Blechdicken t = ... [mm]				Lochspiel ⁽¹⁾ Δd_{nom} [mm]
				1,5	2,0	3,0	4,0	
Schaft in der Kontaktzone	Serie A.1	Variation des Schraubendurchmessers und der Blechdicke bei konstanten Randabständen $e_1=e_2=3d_0$	M6-8.8	X	X			0,50
			M8-8.8	X	X			
			M10-8.8	X	X	X	X	
			M12-8.8	X	X	X	X	
Schaft in der Kontaktzone	Serie A.2	Variation Randabstand $e_1=2,0$ und $4,0d_0$	M10-8.8	X		X		0,50
	Serie A.3	Variation Randabstand $e_2=1,2, 1,5$ und $2,0d_0$	M10-8.8	X		X		0,50
	Serie A.4	Variation des Lochspiels für verschiedene Schraubendurchmesser und Blechdicken bei konstanten Randabständen $e_1=e_2=3d_0$	M8-8.8	X	X			0,10 - 1,00
M10-8.8			X		X		0,10 - 2,00	
M12-8.8				X		X	0,30 - 2,00	
Gewinde in der Kontaktzone	Serie B.1	Variation des Schraubendurchmessers und der Blechdicke bei konstanten Randabständen $e_1=e_2=3d_0$	M6-8.8	X	X			0,50
			M8-8.8	X	X			
			M10-8.8	X	X	X	X	
			M12-8.8	X	X	X	X	
Schaft in Kontakt	Serie C.1	Kontrollversuche mit gebohrten Löchern	M10-8.8		X			0,50
			M12-8.8		X			0,50

⁽¹⁾ Nennmaß des Lochspiels, vgl. Ausführungen zum Aufmaß der Prüfkörper. Für t=3,00 und 4,00mm Abweichungen gegeben.

Die Untersuchungen sind ausnahmslos an zweiseitigen Verbindungen mit einer Schraube durchgeführt worden. Bei allen Versuchen wurden galvanisch verzinkte Schrauben der Festigkeitsklasse 8.8 nach DIN EN ISO 4014 [R21] bzw. DIN EN ISO 4017 [R22] mit Durchmessern von M6 bis M12 verwendet. Der Zugschnitt der Prüfkörper erfolgte auf einer Laserschneideanlage. Dabei wurden auch die Löcher für die Schraubverbindungen erstellt. Um sicherzustellen, dass der Herstellprozess keinen Einfluss auf die Ergebnisse der Untersuchungen hat, sind einzelne Versuche auch mit gebohrten Löchern wiederholt worden (Serie C.1). Aufgrund des gewählten Herstellprozesses ist auf nicht verzinkte, großformatige Blechtafeln aus S355-MC und HC340LA zurückgegriffen worden. Beide Stahlsorten sind für Kaltumformungen geeignet und weisen Festigkeiten auf, die auf dem Niveau des häufig zur Ausführung kommenden S350GD+Z liegen, vgl. auch Bild 3.27. Auf die verwendeten Werkstoffe und deren mechanische Eigenschaften wird in Kapitel 3.3.1.3 noch im Detail eingegangen.

3.3.1.2 Versuchsaufbau und Durchführung

Die Versuche wurden am Institut für Bauforschung der TU Dortmund in einer Universalprüfmaschine Typ Hydropuls PSA der Firma Schenk durchgeführt. Der Versuchsaufbau ist in der nachfolgenden Abbildung schematisch mit allen relevanten Maßen dargestellt. Zur Veranschaulichung sind des Weiteren in Bild 3.48 ein Ansichts- und Detailfoto von einem eingebauten Prüfkörper sowie die obligatorische Kontrolle des Lochdurchmessers beigefügt worden.

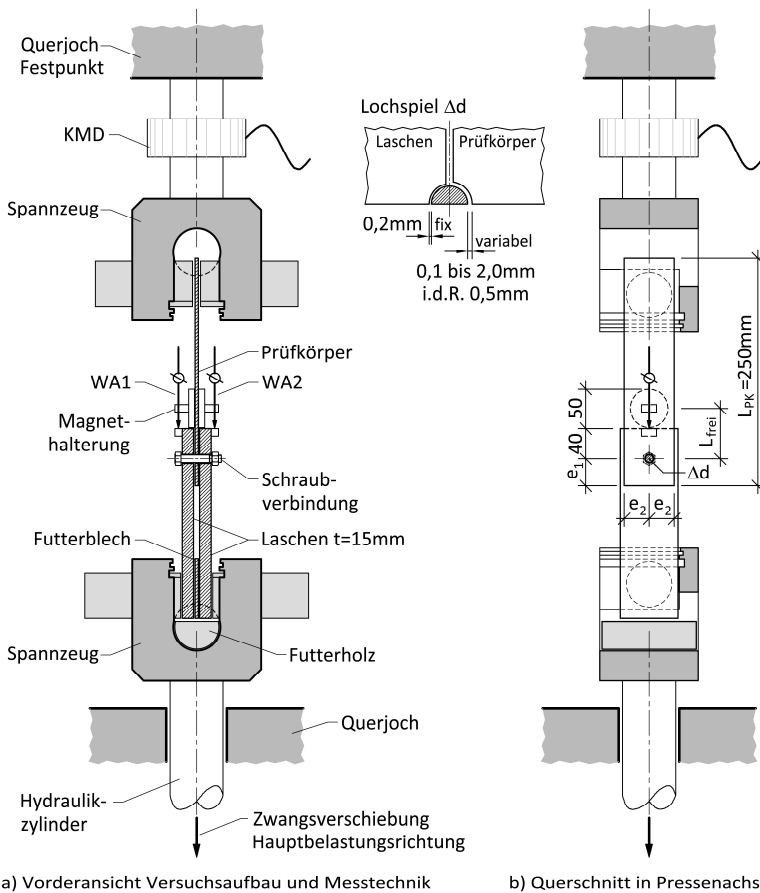


Bild 3.47: Versuchsaufbau für die Komponentenversuche zur Bestimmung der Steifigkeit der Lochleibungsfeder

Zur Umsetzung der zweiseitigen Schraubverbindung sind zwei Laschen aus S355 verwendet worden. Um den Einfluss der Lochleibungsbeanspruchung der Laschen so gering wie möglich zu halten, sind eine Blechdicke von $t = 15 \text{ mm}$ und unabhängig vom Schraubendurchmesser ein Lochspiel von $\Delta d = 0,2 \text{ mm}$ gewählt worden. In Vorversuchen wurde verifiziert, dass sich selbst bei hohen Prüflasten keine plastischen Verformungen der Laschen im Bereich der Bohrungen einstellen. Daher konnte bei den Komponentenversuchen immer wiederkehrend auf dieselben Laschen zurückgegriffen werden.

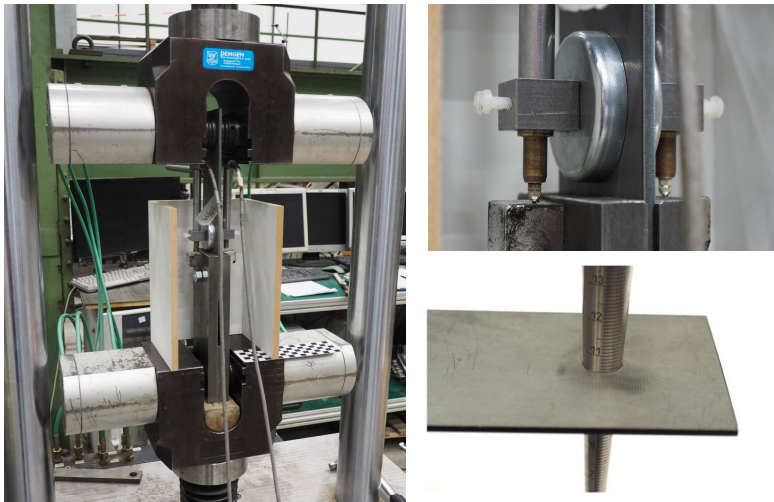


Bild 3.48: Ansichtsfotos von einem exemplarisch ausgewählten Versuch und Kontrollmessung des Lochdurchmessers mit einem Bohrungsmessdorn (Skalenteilung 0,1 mm)

Der Einbau der Prüfkörper erfolgte vertikal ausgerichtet in der Achse der Prüfmaschine. Zur Fixierung der Laschen sind am unteren Spannzeug Futterbleche aus jeweils dem gleichen Grundblech wie die Prüfkörper eingesetzt worden. Die Schrauben wurden beim Einbau nur von Hand – ohne die Zuhilfenahme von Schraubenschlüsseln – „angezogen“. Durch dieses Vorgehen ist sichergestellt worden, dass in der Verbindung keine Kräfte über Reibung übertragen werden. Die Prüfkörper wurden zunächst mit einer geringen Druckbeanspruchung beaufschlagt, bis das Lochspiel in diese Richtung vollständig überwunden war. Im Anschluss wurde die eigentliche Prüflast in Form einer weggeregelten Zwangsverschiebung aufgebracht. Die vorgeschaltete Druckbeanspruchung ermöglicht Rückschlüsse auf das Lochspiel und schafft so eine unabhängige Kontrollmöglichkeit für das aufgemessene Lochspiel. Zudem hilft sie bei der Vielzahl von ähnlich konfektionierten Prüfkörpern, Verwechslungen zu vermeiden.

Die Belastungsgeschwindigkeiten sind zu Beginn der Versuche mit $v = 0,25$ bis $0,50$ mm/min festgelegt und mit der Überschreitung der Elastizitätsgrenze sukzessive bis auf maximal etwa $v = 4,0$ mm/min gesteigert worden. Die Prüflast wurde in dem Hauptbelastungszyklus ohne weitere zyklische Be- und Entlastungen in einem Durchgang bis zur Grenztragfähigkeit der Verbindung gesteigert. Je nach Anschlussfähigkeit betrug die Dauer eines Versuches fünf bis sieben Minuten, was einer quasi statischen Beanspruchung entspricht. Die Prüfkörper sind so ausgelegt worden, dass immer die Lochleibungs- oder bei $e_2/d_0 \leq 1,50$ die Nettoquerschnittstragfähigkeit maßgebend wird. Die Versagensmechanismen haben sich wie erwartet durchgängig in allen Versuchen eingestellt. Unabhängig vom Versagensmechanismus sind mit dem Erreichen der Grenztragfähigkeit immer signifikante plastische Deformationen der Prüfkörper einhergegangen. Um zu überprüfen, ob dies auch bereits bei geringeren Beanspruchungen der Fall ist, sind in ausgewählten Versuchsgruppen mehr als drei Versuche gefahren worden, und die einzelnen Versuche deutlich vor der Grenztragfähigkeit wieder entlastet worden. Auf die dabei gewonnenen Erkenntnisse und auch die beobachteten Versagensmechanismen wird im Kontext der Versuchsauswertung noch eingegangen.

Für die Auswertung der Versuche wurde neben der Maschinenkraft und der aufgetragenen Zwangsverschiebung auch die Relativverschiebung zwischen den Prüfkörpern und den Laschen mithilfe von zwei induktiven Wegaufnehmern (WA1 und WA2 in Bild 3.47) gemessen. Die Erfassung und Speicherung der Messwerte erfolgten bei allen Versuchen mit einem Messwertverstärker Typ Spider 8 und der Software Catman 6.0 [S8] von der HBM GmbH.

3.3.1.3 Materialeigenschaften

Für die Komponentenversuche zur Steifigkeit der Lochleibungsfeder wurden galvanisch verzinkte Schrauben der Festigkeitsklasse 8.8 verwendet. Die Schrauben stammen von dem gleichen Hersteller, auf den auch im Kontext der Komponentenversuche zur Schraubenbiegung in Kapitel 3.3.2 zurückgegriffen wurde, da dieser seit Anfang 2019 über eine allgemeine bauaufsichtliche Zulassung für den Einsatz von galvanisch verzinkten Schrauben im Regalbau verfügt. Die mechanischen Eigenschaften der Schrauben sind bei den Lochleibungsversuchen von untergeordneter Bedeutung, sodass hier auf eine experimentelle Ermittlung der Festigkeiten und Elastizitätsmodule verzichtet wurde. Der mögliche Einfluss von Scherversätzen wird in der Versuchsserie C integral erfasst und hinreichend genau über die abgeleiteten Korrekturkurven bei der weiteren Auswertung der Versuche berücksichtigt. Anders sieht es bei den mechanischen Eigenschaften der für die

Prüfkörper verwendeten Bleche aus. Für Vergleiche der Versuchsergebnisse untereinander und auch für die Verifikation oder bei Bedarf für die Modifikation der analytischen Ansätze müssen die mechanischen Eigenschaften bekannt sein. Hierzu sind Zugversuche nach DIN EN ISO 6892-1 [R24] an jeweils drei Flachproben parallel zur Walzrichtung durchgeführt worden, welche die in Tabelle 3.9 zusammengestellten Kennwerte ergeben haben. Die Ergebnisse der einzelnen Zugproben können der Tabelle D.1 im Anhang entnommen werden.

Tabelle 3.9: *Mechanische Eigenschaften der in den Versuchen eingesetzten Bleche und deren Nennwerte aus den zugehörigen Produktnormen*

lfd.-Nr.	Ausgangswerkstoff / Produktnorm	t_{nom} [mm]	t_0 [mm]	E [N/mm ²]	R_{eH} $R_{p0,2}$ [N/mm ²]	R_m [N/mm ²]	A_t [%]
1-3	HC340LA / DIN EN 10268	1,50	1,51	194.000	382	493	25,1
-	Nennwerte HC340LA			210.000	340 - 420	410 - 510	21,0
4-6	S355MC / DIN EN 10149-2	2,00	2,02	201.500	400	521	26,0
7-9	S355MC / DIN EN 10149-2	3,00	2,95	209.500	388	479	33,1
10-12	S355MC / DIN EN 10149-2	4,00	4,07	209.500	379	477	33,7
-	Nennwerte S355MC			210.000	min. 355	430 - 510	21,0

Die angegebenen Elastizitätsmodule sind auf jeweils volle 500N/mm² gerundet worden!

Bei den Ausgangswerkstoffen ist aufgrund des Zuschnittes der Prüfkörper auf einer Laserschneideanlage nicht auf das für den Regalbau typische kontinuierlich bandverzinkte Material nach DIN EN 10326 [R10] mit Sorten wie zum Beispiel S350GD+Z zurückgegriffen worden. Es wurden, wie in der zweiten Spalte in Tabelle 3.9 dokumentiert, zwei verschiedene Ausgangswerkstoffe verwendet, die grundsätzlich für Kaltumformungen geeignet sind. Bei der Blechdicke von $t = 1,50$ mm handelt es sich um einen kaltgewalzten, mikrolegierten Stahl HC340LA mit hoher Streckgrenze nach DIN EN 10268 [R9] und bei allen weiteren Blechdicken um einen warmgewalzten, mikrolegierten Feinkornbaustahl S355MC nach DIN EN 10149-2 [R8]. Der HC340LA weist vergleichbare Silizium- und Mangan-Gehalte wie ein S350GD auf und wird durch die Zugabe von Titan, Niob und Vanadium mit Massegehalten von in Summe bis zu 0,22 % im Hinblick auf Kornfeinung, hohe Festigkeit und Zähigkeit optimiert. Bei dem S355MC liegen die Masseanteile von Silizium mit 0,10 % und Mangan mit 0,60 % niedriger als bei dem S350GD, dafür wird in der Regel Aluminium als zusätzliches Desoxidationsmittel eingesetzt. Beide Stahlsorten sind als Werkstoffe auch in Tabelle 3.1b der DIN EN 1993-1-3 [R17] aufgeführt und damit grundsätzlich für den Einsatz in dünnwandigen, kaltgeformten Bauteilen für den Stahlhochbau und Regalbau geeignet.

Um die gemessenen Festigkeiten einordnen zu können, sind in Tabelle 3.9 auch die Nennwerte aus den Produktnormen mit aufgenommen worden. Es kann festgehalten werden, dass die Streckgrenzen 10 % und die Zugfestigkeiten 15 bis 20 % höher

ausfallen, als die geforderten Mindestwerte. Die Elastizitätsmodule liegen für die Proben mit den Blechdicken $t = 1,50$ und $2,00$ mm 4 bis 8 % unter dem Nennwert von $E = 210.000$ N/mm², während die weiteren Proben für $t = 3,00$ und $4,00$ mm fast exakt den Nennwert erreichen. Auffällig ist, dass diese beiden Blechdicken im Spannungs-Dehnungs-Diagramm eine ausgeprägte Streckgrenze aufweisen, während bei $t = 1,50$ und $2,00$ mm, mit Elastizitätsmodulen unterhalb des Nennwertes ein kontinuierlicher Übergang in den Fließbereich gegeben ist, wie Bild 3.49 veranschaulicht. Dass diese Feststellung nicht allgemeingültig ist, haben die Untersuchungen von *Ungermann* und *Mruczkowski* in dem laufenden FOSTA-Forschungsvorhaben P1328 [103] bereits aufgezeigt. In diesem Kontext besteht weiterer Forschungsbedarf, insbesondere auch vor dem Hintergrund, dass in [103] Abweichungen zwischen dem Nennwert und den gemessenen Elastizitätsmodulen von bis zu -15 % festgestellt wurden.

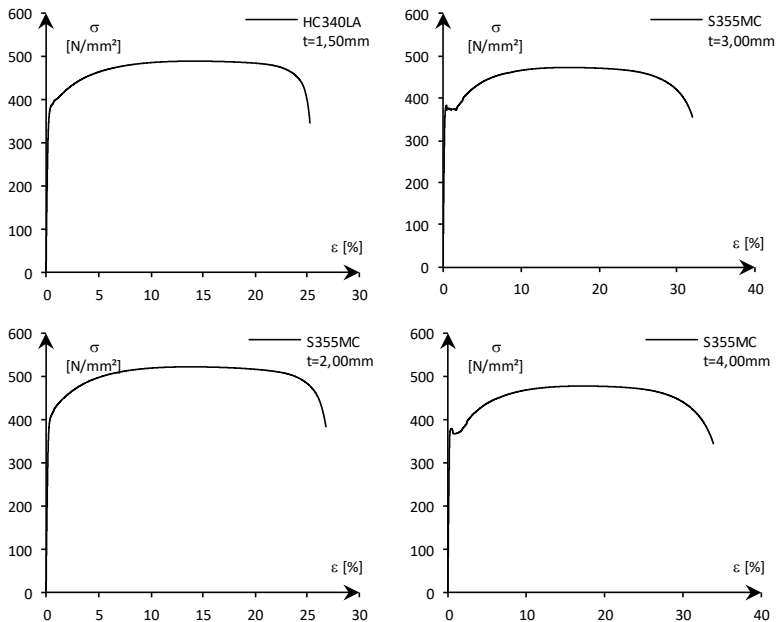


Bild 3.49: Exemplarisch ausgewählte σ - ϵ -Diagramme von den Zugversuchen an Flachproben

Bei den nachfolgenden Auswertungen der Komponentenversuche wird ein besonderes Augenmerk auf die unterschiedlich ausgeprägten Spannungs-Dehnungslinien gelegt. Bei allen Vergleichsrechnungen, in die die mechanischen Kennwerte einfließen, wird auf die aus den Zugversuchen abgeleiteten Werte aus Tabelle 3.9

zurückgegriffen. Um Quervergleiche zwischen Versuchsserien mit unterschiedlichen Ausgangswerkstoffen ziehen zu können, wird bei Bedarf eine Normierung der Ergebnisse mit Bezug auf die Nennwerte vorgenommen.

3.3.1.4 Aufmaß der Prüfkörper

Bei der Versuchsauswertung sind neben den mechanischen Eigenschaften der verwendeten Werkstoffe auch die Abmessungen der Prüfkörper von Bedeutung. Daher wurde jeder einzelne Prüfkörper vor der Versuchsdurchführung mit einem digitalen Messschieber sowie einem Bohrungsmessdorn vermessen. Im Hinblick auf die Hauptabmessungen (Breite / Länge) und die Lochposition (Randabstände e_1 und e_2) betragen die Abweichungen von den Sollmaßen maximal $\Delta = \pm 0,10$ mm. Die Blechdicke lag in der Regel mit etwa $\Delta t = +0,01$ bis $+0,06$ mm über dem bestellten Nennmaß. Nur bei der Blechtafel mit $t = 3,00$ mm Nenndicke ist mit $\Delta t = -0,05$ mm eine geringfügige Unterschreitung festgestellt worden. Die aufgemessenen Blechdicken liegen damit deutlich innerhalb der zulässigen Fertigungstoleranzen. Für die weitere Auswertung ist es hinreichend genau, mit den Nennblechdicken sowie den Nennwerten der Hauptabmessungen zu arbeiten. Für die **Lochdurchmesser** gilt dies nur bedingt, da das Aufmaß hier **eine systematische Abweichung bei den Blechdicken $t = 3,00$ und $4,00$ mm** aufgedeckt hat. Bei allen Prüfkörpern mit diesen Blechdicken sind die Lochdurchmesser konstant $\Delta d = 0,40$ mm größer als geplant, ohne das Abweichungen von der Kreisform festzustellen waren. Diese Abweichungen sind auf die Programmierung der Laserschneideanlage zurückzuführen und müssen bei den Auswertungen entsprechend berücksichtigt werden. Bei den beiden kleineren Blechdicken mit **$t = 1,50$ bzw. $2,00$ mm** sind die **Ist- und Soll-Durchmesser deckungsgleich**.

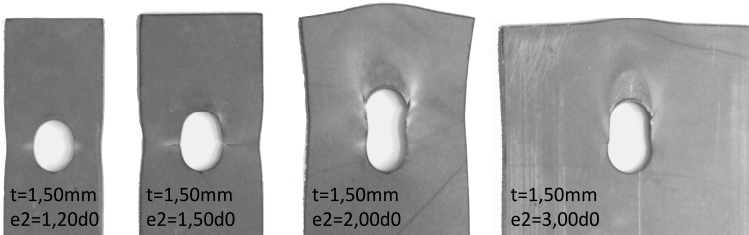
3.3.1.5 Auswertung der Versuche im Kontext der Tragfähigkeiten

Bevor auf die zentralen Fragestellungen zur Steifigkeit der Lochleibungsfeder in Kapitel 3.3.1.6 eingegangen wird, werden die in den Versuchen ebenfalls ermittelten Grenztragfähigkeiten ausgewertet und mit den in den einschlägigen Stahlbaunormen geregelten Beanspruchbarkeiten verglichen. Die Auslegung der Prüfkörper erfolgte so, dass ein verformungsarmes, schlagartiges Abscheren der Schrauben rechnerisch nicht zu erwarten war. In den Versuchen hat sich dies bestätigt. Die Prüfkörper versagten wie geplant infolge einer Überbeanspruchung der Lochleibungstragfähigkeit und nur bei der Versuchsserie A.3 – für kleine Randabstände bis

$e_2 \leq 1,5d_0$ – durch ein Versagen im Nettoquerschnitt. Bild 3.50 dokumentiert die unterschiedlichen Versagensmodi für exemplarisch ausgewählte Prüfkörper aus den Versuchsserien A.1 bis A.3.



Variation des Randabstandes in Krafrichtung für Schrauben M10-8.8



Variation des Randabstandes senkrecht zur Krafrichtung für Schrauben M10-8.8

Bild 3.50: Versagensmodi für exemplarisch ausgewählte Prüfkörper aus den Serien A.1 bis A.3

Untersucht wurden für den Regalbau gebräuchliche Blechdicken von $t = 1,50$ bis $4,00$ mm, sodass sich formale Überschneidungen bei den anzuwendenden Regelwerken für die Ermittlung der Beanspruchbarkeit ergeben. Es gilt für die Lochleibungs- und Nettoquerschnittstragfähigkeit bis $t < 3,00$ mm die DIN EN 1993-1-3 [R17] und für $t \geq 3,00$ mm die DIN EN 1993-1-8 [R19] bzw. DIN EN 1993-1-1 [R15]. Da in den Regelwerken zum Teil geringfügig unterschiedliche, aber in den Übergangsbereichen nicht stetige Ansätze für die Ermittlung der Beanspruchbarkeiten verwendet werden, folgen hieraus Fragestellungen, die im Rahmen der vorliegenden Arbeit nicht umfassend untersucht werden können. Um zu verifizieren, ob die Anschlusstragfähigkeiten auf der sicheren Seite liegen und die Prognose der Versagensmechanismen zutreffend ist, wird unabhängig von der Blechdicke vereinfachend auf die Regelungen nach [R17] zurückgegriffen. Mit der Definition

des Lochleibungsbeiwertes α_b in Abhängigkeit vom Schraubenschaft statt des Lochdurchmesser ergeben sich nach [R17] somit höhere Lochleibungstragfähigkeiten als nach [R19], sodass die Bewertungen auf der sicheren Seite liegen. Dies gilt auch für die Zugtragfähigkeit im Nettoquerschnitt, bei der anders als in [R15] keine Abminderung mit dem Faktor 0,90 vorgesehen ist.

Die verwendeten Bestimmungsgleichungen für die Lochleibungs- bzw. Nettoquerschnittstragfähigkeit sind nachfolgend zusammengestellt.

$$\Rightarrow F_{b,R} = 2,5 \cdot \alpha_b \cdot k_t \cdot f_u \cdot d \cdot t \quad (3.4)$$

dabei ist:

- $F_{b,R}$ charakteristische Lochleibungstragfähigkeit
- α_b Lochleibungsbeiwert in Abhängigkeit vom Randabstand e_1
 $\alpha_b = \min(1,0; e_1/d)$
- k_t Abminderungsbeiwert für Blechdicken $t \leq 1,25$ mm, hier: $k_t = 1,0$
- f_u gemessene Zugfestigkeit
- d, t Nenndurchmesser des Schraubenschaftes bzw. Nennblechdicke

Als Anwendungsgrenze ist ein Randabstand $e_2 \geq 1,5d_0$ in DIN EN 1993-1-3 vorgeschrieben. Hieraus folgt der Faktor 2,5 in Gleichung (3.4). Für kleinere Randabstände als $1,5d_0$, wie sie in der Serie A.3 verwendet wurden, wird hilfsweise auf die Formulierungen für den Beiwert k_1 aus DIN EN 1993-1-8 zurückgegriffen:

$$\Rightarrow k_1 = \min\left(2,8 \cdot \frac{e_2}{d} - 1,7; 2,5\right) \quad (3.5)$$

Auch hier wird der Nenndurchmesser des Schraubenschaftes d anstelle des Lochdurchmessers d_0 in Ansatz gebracht. Für die Grenzzugkraft im Nettoquerschnitt $F_{n,R}$ gilt bei den hier untersuchten Einschraubenverbindungen:

$$\Rightarrow F_{n,R} = A_{net} \cdot f_u = t \cdot (b - d_0) \cdot f_u \quad (3.6)$$

Für b wird die Nennbreite des Prüfkörpers verwendet. Etwaige Abminderungen, wie sie in Tabelle 8.4 in [R17] für Anschlüsse mit mehreren Schrauben noch vorgesehen sind, können unberücksichtigt bleiben.

Die Ergebnisse der Auswertungen sind zusammenfassend in Tabelle 3.10 dargestellt. Die rechnerische Tragfähigkeit $F_{R,min}$ entspricht dabei dem Minimum von Gleichung (3.4) und (3.6) und die experimentelle Anschlusstragfähigkeit $F_{u,m}$ dem Mittelwert der betrachteten Versuchsgruppe. Die Ergebnisse der insgesamt 215 Einzelversuche sind ergänzend im Anhang in Tabelle D.2 beigelegt.

Tabelle 3.10: Auswertung der Anschlussstragfähigkeiten für die Versuchsserien A.1 bis C.1

Serie	Geometrie und rechnerische Tragfähigkeit Prüfkörper								Kontaktzone zwischen Schraube und Blech =			
	t	d	Δd_{nom}	d_0	e_1/d_0	e_2/d_0	$F_{R,min}$	Ver-sagen	Schaft (Serie A)		Gewinde (Serie B)	
									$F_{u,m}$	$F_{u,m} / F_{R,min}$	$F_{u,m}$	$F_{u,m} / F_{R,min}$
[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[-]	[-]	[kN]		[kN]	[-]	[kN]	[-]	
A.1 und B.1	1,50	6	0,5	6,50	3,0	3,0	11,09	LL	14,32	1,29	14,34	1,29
	2,00								19,20	1,23	19,91	1,27
	1,50	8	0,5	8,50	3,0	3,0	14,79	LL	19,41	1,31	19,63	1,33
	2,00								20,84	1,29	26,88	1,29
	1,50	10	0,5	10,50	3,0	3,0	18,49	LL	23,75	1,28	23,48	1,27
	2,00								32,92	1,26	32,30	1,24
	3,00								35,93	1,24	44,82	1,25
	4,00								47,70	1,26	59,98	1,26
	1,50	12	0,5	12,50	3,0	3,0	22,19	LL	28,34	1,28	28,98	1,31
	2,00								31,26	1,27	39,71	1,27
	3,00								43,11	1,18	53,12	1,23
	4,00								57,24	1,27	72,80	1,27
A.2	1,50	10	0,5	10,50	2,0	3,0	12,94	LL	17,09	1,32	n.v.	n.v.
	3,00								25,15	1,24		
	1,50	10	0,5	10,50	4,0	3,0	18,49	LL	28,14	1,52	n.v.	n.v.
3,00	35,93								1,51			
A.3	1,50	10	0,5	10,50	3,0	1,2	10,87	N-QS	11,06	1,02	n.v.	n.v.
	3,00								21,12	0,95		
	1,50	10	0,5	10,50	3,0	1,5	15,53	N-QS	16,00	1,03	n.v.	n.v.
3,00	30,18								0,94			
A.4 und B.2	1,50	8	0,1	8,10	2,8 bis 3,1	2,8 bis 3,1	14,79	LL	20,01	1,35	n.v.	n.v.
			0,3	8,30					19,90	1,35		
			0,7	8,70					19,61	1,33		
			1,0	9,00					18,93	1,28		
	2,00	8	0,1	8,10	2,8 bis 3,1	2,8 bis 3,1	20,84	LL	26,23	1,26	n.v.	n.v.
			0,3	8,30					25,88	1,24		
			0,7	8,70					26,98	1,29		
			1,0	9,00					26,68	1,28		
	1,50	10	0,1	10,10	2,6 bis 3,1	2,1 bis 3,1	18,49	LL	23,79	1,29	23,24	1,26
			0,3	10,30					24,11	1,30	24,02	1,30
			0,7	10,70					23,79	1,29	23,12	1,25
			1,0	11,00					23,51	1,27	23,70	1,28
	3,00	10	0,1	10,10	2,6 bis 3,1	2,1 bis 3,1	35,93	LL	44,41	1,24	45,55	1,27
			0,3	10,30					43,58	1,21	44,53	1,24
			0,7	10,70					43,85	1,22	44,58	1,24
			1,0	11,00					43,56	1,21	44,54	1,24
	2,00	12	0,3	12,30	2,7 bis 3,0	2,7 bis 3,0	31,26	LL	39,03	1,25	n.v.	n.v.
			1,0	13,00					37,31	1,19		
4,00	12	0,3	12,30	2,7 bis 3,0	2,7 bis 3,0	57,24	LL	72,87	1,27	n.v.	n.v.	
		1,0	13,00					71,91	1,26			
2,00	10	0,5	10,50	3,00	3,00	26,05	LL	34,83	1,34	n.v.	n.v.	
								2,00	12	0,5	12,50	2,52

In den jeweiligen Versuchsserien variierte Parameter.

Bei der Auswertung der Versuche hat sich durchgängig gezeigt, dass die Anschluss tragfähigkeiten innerhalb der Versuchsgruppen nur sehr geringe Streuungen aufweisen. Die größte, auf $F_{u,m}$ bezogene Standardabweichung liegt bei 3,6 %. Dies ist vor allem darauf zurückzuführen, dass die Prüfkörper mit einer gleichbleibend sehr hohen Präzision auf einer Laserschneideanlage aus jeweils einer Blechtafel gefertigt wurden. Dass der Herstellprozess dabei keinen Einfluss auf die Anschluss tragfähigkeit hat, bestätigen die Versuche der Serie C.1 bzw. die Quervergleiche mit den korrespondierenden Versuchen aus der Serie A.1. Die Abweichungen betragen bei gleicher Prüfkörpergeometrie maximal 5 %, und im Gesamtkontext – hier der Quotient aus $F_{u,m}$ und $F_{R,min}$ – decken sich die Ergebnisse der Serie C.1 ebenfalls mit allen weiteren Versuchsreihen.

Grundsätzlich ist festzuhalten, dass die experimentell ermittelte Lochleibungstragfähigkeit im Mittel über alle Versuchsreihen in etwa um den Faktor 1,27 höher ausfällt als rechnerisch nach Gleichung (3.4), ohne dass eine große Streubreite gegeben ist. Es spielt keine Rolle, welcher Bereich der Schraube in der Kontaktzone liegt, wie die Darstellung des Quotienten der Lochleibungstragfähigkeiten von korrespondierenden Versuchen mit dem Schaft bzw. Gewinde in der Kontaktzone in Bild 3.51 bestätigt. Es ist keine Tendenz zu erkennen, dass der Schraubenschaft oder das Gewinde in der Kontaktzone zu einer höheren Lochleibungstragfähigkeit führt. Der Quotient variiert mit der üblichen Streuung um -3 bis +4 %.

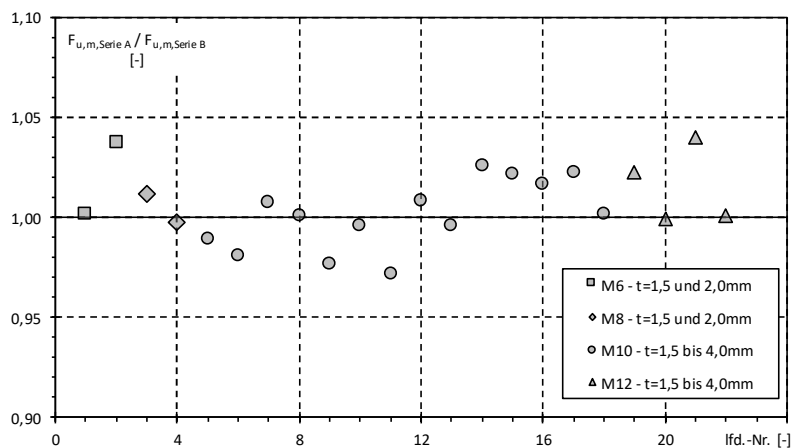


Bild 3.51: Darstellung des Quotienten der Lochleibungstragfähigkeiten für den Schaft bzw. das Gewinde in der Kontaktzone (Serien A.1 / B.1 und A.4 / B.2)

Der Einfluss des in den Serien A.4 und B.2 untersuchten Lochspiels ist ebenfalls als vernachlässigbar klein einzustufen, auch wenn das Diagramm in Bild 3.52 aufzeigt,

dass mit zunehmendem Lochspiel eine tendenziell kleinere Lochleibungstragfähigkeit einhergeht. Aus der ohne die auffälligen Werte für $e_1/d_0 = 4,0$ (= Serie A.2) abgeleiteten linearen Trendlinie folgt eine Reduktion um maximal 3 %, wenn das Lochspiel von $\Delta d = 0,10$ auf 2,40 mm vergrößert wird. Eine sichere Bemessung der Lochleibungstragfähigkeit kann, wie in den einschlägigen Stahlbaunormen geregelt, augenscheinlich ohne einen besonderen Bezug zum Lochspiel erfolgen. Die für $e_1/d_0 = 4,0$ als auffällig eingestuften Ergebnisse aus der Serie A.2 weisen anders als alle weiteren Versuche einen Quotienten von $F_{u,m} / F_{R,min} \approx 1,50$ auf. Die Lochleibungstragfähigkeit scheint hier positiv von dem Randabstand e_1 beeinflusst zu werden. In dem Bemessungsmodell spiegelt sich dies aufgrund der Begrenzung des Lochleibungsbeiwertes auf $\alpha_b = 1,0$ für $e_1/d_0 \geq 3,0$ nicht wieder, was zu einer konservativen Bewertung der Anschlussfähigkeit führt.

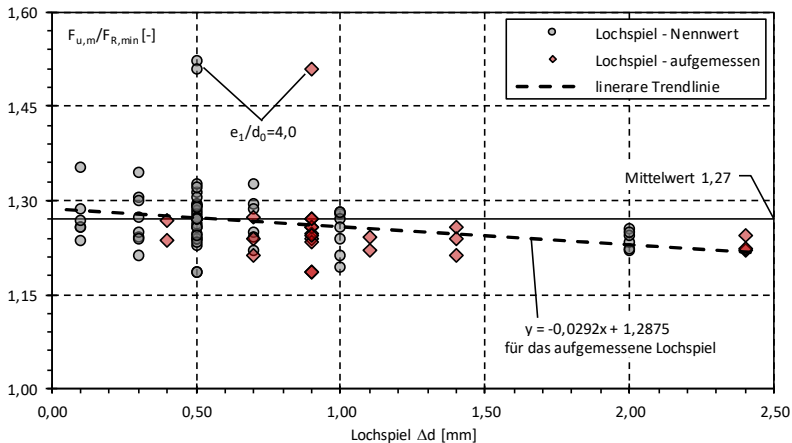


Bild 3.52: Darstellung des Quotienten $F_{u,m} / F_{R,min}$ in Abhängigkeit vom Lochspiel für alle Versuche mit Lochleibungsversagen

Insgesamt wird das Bemessungsmodell für die Lochleibungstragfähigkeit in guter bis sehr guter Übereinstimmung bestätigt. Wie die im Anhang D.1 beigefügten statistische Auswertung nach DIN EN 1990 Anhang D [R14] des Weiteren zeigt, könnte der Teilsicherheitsbeiwert von $\gamma_{M2} = 1,25$ auf $\gamma_{M2}^* = 1,165$ reduziert werden, ohne das geforderte Sicherheitsniveau zu unterschreiten.

Im Gegensatz zu den Lochleibungstragfähigkeiten liegen die Ergebnisse der Serie A.3, in der der Einfluss des Randabstandes e_2 quer zur Krafrichtung untersucht wurde, für $e_2/d_0 \leq 1,5$ zum Teil auf der unsicheren Seite. Hier ist der Ansatz des in Gleichung (3.6) vereinfachend vernachlässigten Faktors 0,90 entsprechend [R15] in

jedem Fall für $t = 3,00\text{mm}$ erforderlich und aufgrund der Verhältnisse von $F_{u,m} / F_{n,R} \approx 1,02$ bis $1,03$ für $t = 1,50\text{ mm}$ empfehlenswert. Aufgrund der geringen Anzahl von Versuchen mit einem reinen Nettoquerschnittsversagen ist an dieser Stelle auf weiterführende statistische Auswertungen verzichtet worden.

Abschließend ist anzumerken, dass die im Hinblick auf die Ausprägung der Streckgrenze unterschiedlichen Verläufe der Spannungs-Dehnungs-Diagramme keinen merklichen Einfluss auf die maximale Anschluss Tragfähigkeit haben. Für die Steifigkeit der Lochleibungsfeder gilt dies nicht uneingeschränkt, wie die Auswertungen im nachfolgenden Kapitel aufzeigen.

3.3.1.6 Auswertung der Versuche im Kontext der Steifigkeiten

3.3.1.6.1 Konzept zur Auswertung der Versuche

Um die Steifigkeit der Lochleibungsfeder ermitteln zu können, sind während der Versuchsdurchführung neben der aus der Zwangsverschiebung resultierenden Kraft auch die relativen Verschiebungen zwischen den Prüfkörpern und den Laschen gemessen worden. Hierzu wurden zwei induktive Wegaufnehmer – in Bild 3.47 mit WA1 und WA2 bezeichnet – mithilfe von Magnethalterungen an den Prüfkörpern befestigt. Die mit den beiden Wegaufnehmern gemessenen Verformungen resultieren im Wesentlichen aus den Lochleibungsverformungen der dünnwandigen Bleche. Sie beinhalten aber auch die Längenänderungen der Prüfkörper zwischen der Schraubenachse und den Magnethaltern (L_{frei} in Bild 3.47), die Lochleibungsverformungen der Laschen und etwaige Scherformungen der Schrauben, die nicht der Steifigkeit der Lochleibungsfeder zuzuschreiben sind. Die Längenänderung der Prüfkörper kann näherungsweise über das Hooke'sche Gesetz bestimmt und aus den Messwerten der Versuche eliminiert werden. Für die Korrektur der Lochleibungsverformungen der Laschen und der möglichen Scherversätze der Schrauben sind zusätzlich acht Vorversuche durchgeführt worden, bei denen eine dritte Lasche als Prüfkörper eingesetzt wurde. In Bild 3.53 ist die Auswertung exemplarisch für die Kombination von drei Laschen mit einer M10er Schraube dargestellt. In dem Diagramm auf der linken Seite ist zur Veranschaulichung ein Referenzversuch aus der Serie A.1 mit abgebildet. Das Diagramm auf der rechten Seite zeigt die lineare Trendlinie im elastischen Bereich, deren Steigung dem Steifigkeitskoeffizienten k_7 der drei getesteten Laschen entspricht.

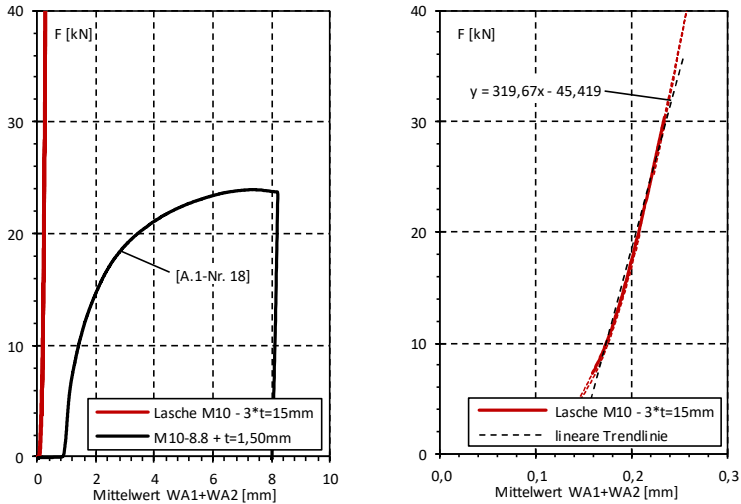


Bild 3.53: Ermittlung der Steifigkeit der Laschen $t = 15 \text{ mm}$ für die Bereinigung der Lochleibungsverformungen bei der weiteren Versuchsauswertung

Die Auswertung der Vorversuche ist in Tabelle 3.11 zusammen gestellt. Zu jedem Schraubendurchmesser wird der Steifigkeitskoeffizient als Mittelwert aus zwei Versuchen gebildet. Da bei den Hauptversuchen nur zwei Laschen zum Einsatz gekommen sind, muss der Steifigkeitskoeffizient der Laschen abschließend noch mit dem Faktor $3/2$ korrigiert werden. Für die weiteren Auswertungen sind die in der letzten Spalte angegebenen gerundeten Werte verwendet worden.

Tabelle 3.11: Steifigkeitskoeffizienten k_7 für die verwendeten Laschen zur Bereinigung der Messwerte von WA1 und WA2

Serie	Geometrie der Laschen						Steifigkeitskoeffizient k_7 der Laschen			
	t_i	d	Δd_{nom}	d_0	e_1	e_2	Paket aus <u>drei</u> Laschen		für <u>zwei</u> Laschen	
	[mm]	[mm]		[mm]			[mm]	k_7	$k_{7,MW}$	k_7
Laschen	15,0	6	0,2	6,20	40,0	40,0	83,62	90,40	135,60	135
	15,0						97,17			
	15,0	8		8,20			224,64	224,80	337,19	335
	15,0						224,95			
	15,0	10		10,20			301,25	310,46	465,69	465
	15,0						319,67			
	15,0	12		12,20			350,90	342,76	514,13	515
	15,0						334,61			

Mit den Steifigkeitskoeffizienten der Laschen ergibt sich für die Ermittlung der von den Störeinflüssen bereinigten Verformungen δ somit folgende von der Kraft F abhängige Formulierung:

3 Experimentelle Untersuchungen

$$\Rightarrow \delta(F) = \delta_{WA}(F) - \delta_{Laschen}(F) - \delta_{PK}(F)$$

$$\Leftrightarrow \delta(F) = \underbrace{\frac{\delta_{WA1} + \delta_{WA2}}{2}}_{\text{gemessene Verformungen}} - \underbrace{\frac{F}{k_{7,Laschen}} - \frac{F \cdot L_{frei}}{E \cdot A}}_{\text{Störeinflüsse}} \quad (3.7)$$

Legt man die bereinigten Verformungen δ für die Last-Verformungskurven zugrunde, lässt sich aus den Steigungen der Tangenten bzw. Sekanten der gesuchte Steifigkeitskoeffizient für die Lochleibungsfeder der dünnwandigen Bleche ableiten. In Bild 3.54 ist das Vorgehen schematisch für einen Versuch aus der Serie A.1 für eine Blechdicke von $t = 1,50 \text{ mm}$ und einer Schraube M10-8.8 dargestellt.

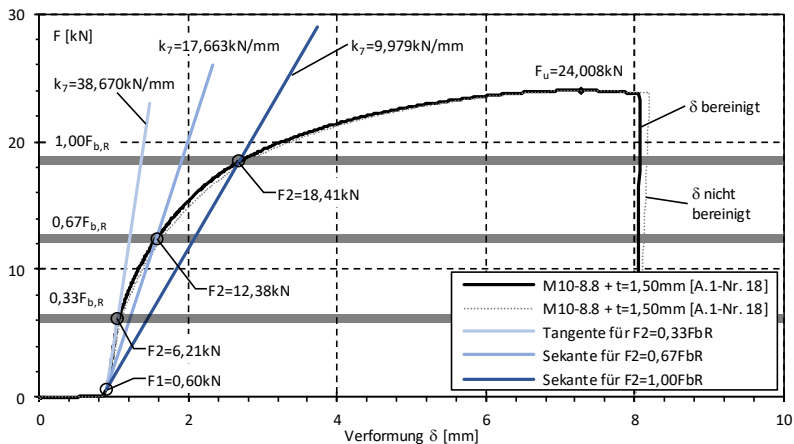


Bild 3.54: Exemplarische Auswertung für einen Versuch der Serie A.1 mit $t = 1,50 \text{ mm}$ und einer Schraube M10-8.8

Bei der Auswertung der Versuche ist zunächst individuell für jeden Versuch ein unterer Stützpunkt F_1 festgelegt worden, bei dem die möglichen Verformungen aus dem Lochspiel überwunden sind und sich ein deutlicher Neigungswechsel in der Last-Verformungskurve erkennen lässt. Im zweiten Schritt sind die Steigungen der Tangenten bzw. Sekanten für einen gegen $F_{u,max}$ strebenden oberen Stützpunkt F_2 ermittelt worden. Aufgrund des nicht linearen Verlaufs der Last-Verformungskurven stellen sich mit zunehmender Beanspruchung immer kleiner werdende Steigungen respektive Steifigkeitskoeffizienten k_7 ein, wie die drei dargestellten Tangenten bzw. Sekanten in Bild 3.54 verdeutlichen. Wie stark die Reduktion ausfällt, hängt vor allem davon ab, ob sich der glatte Schraubenschaft oder das

Gewinde in der Kontaktzone befindet, wie aus dem Diagramm in Bild 3.55 hervorgeht. In dem Diagramm sind die Steigungen der Sekanten über der Lochleibungsverformung, die sich aus der bereinigten Verformung nach Gleichung (3.7) abzüglich der Verformungen beim unteren Stützpunkt F1 ergibt, dargestellt.

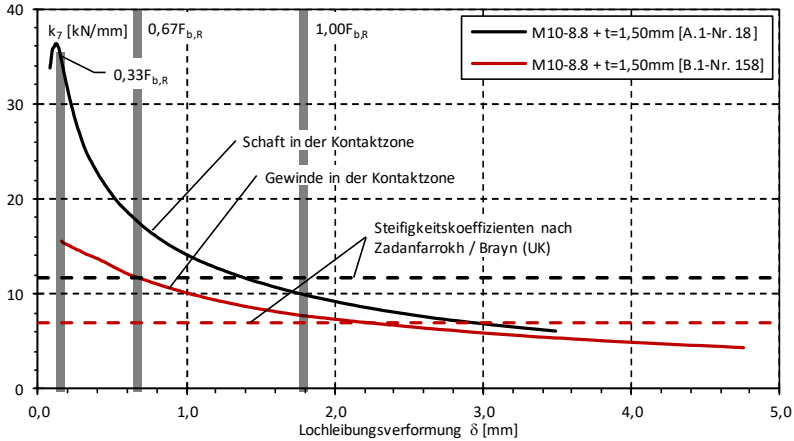


Bild 3.55: Entwicklung des Steifigkeitskoeffizienten k_7 in Abhängigkeit von dem oberen Stützpunkt F2 für zwei exemplarisch ausgewählte Versuche aus den Serien A.1 und B.1

Für die weiteren Untersuchungen und Quervergleiche zwischen den einzelnen Versuchsserien ist es erforderlich, für die oberen Stützpunkte F2 eine einheitliche Bezugsgröße zu verwenden. Hierzu wurden die drei oberen Stützpunkte F2 in Abhängigkeit von der rechnerischen Anschlussragfähigkeit mit $F_2 = 0,33$, $0,67$ und $1,00F_{b,R}$ definiert. Bis auf Versuchsserie A.3, bei der zum Teil die Tragfähigkeit des Nettoquerschnittes maßgebend war, entspricht die zugrunde gelegte rechnerische Anschlussragfähigkeit der Lochleibungstragfähigkeit, die nach Gleichung (3.4) mit der gemessenen Zugfestigkeit bestimmt worden ist. Über den gewählten Bezug zur rechnerischen Anschlussragfähigkeit wird der mögliche Einfluss der unterschiedlichen Materialfestigkeiten erfasst. Die Festlegung des ersten Stützpunktes bei $F_2 = 0,33F_{b,R}$ erfolgte, weil sich sowohl die Versuche der Serie A als auch B in der Regel bis zu diesem Ausnutzungsgrad in sehr guter Näherung durch eine lineare Ausgleichsgerade bzw. Tangente an die Kurve beschreiben lassen. Der zugehörige Steifigkeitskoeffizient k_7 stellt das Pendant zur elastischen Anfangssteifigkeit $S_{j,ini}$ bei momententragfähigen Anschlüssen im Sinne der Komponentenmethode in DIN EN 1993-1-8 [R19] dar. Um die für Beanspruchungen $F > 0,33F_{b,R}$ überproportional stark zunehmenden Verformungen und die reduzierte Steifigkeit der Lochleibungsfeder genauer analysieren und bewerten zu können, sind zusätzlich

für jeden Versuch die Sekantensteigungen bei $F_2 = 0,67F_{b,R}$ und – als unterer Grenzwert – bei $F_2 = 1,00F_{b,R}$ bestimmt worden. Da neben den Materialfestigkeiten auch die Elastizitätsmodule der verwendeten Werkstoffe differieren, ist zusätzlich eine Normierung auf den Nennwert $E = 210.000 \text{ N/mm}^2$ vorgenommen worden. Dies erklärt auch, warum die in Bild 3.54 angegebenen Steifigkeitskoeffizienten nicht mit den zugehörigen, normierten Werten in Tabelle D.3 im Anhang übereinstimmen.

Bevor in den nächsten Kapiteln auf die Ergebnisse der einzelnen Versuchsserien eingegangen wird, ist an dieser Stelle noch darauf hinzuweisen, dass bei den steifigkeitsorientierten Versuchen immer vergleichsweise große Streuungen zu verzeichnen sind. Daher wird der Steifigkeitskoeffizient k_7 analog zur Auswertung von Rahmenschubversuchen als Mittelwert der betrachteten Versuchsgruppe definiert. Statistische Auswertungen würden, wie *Davies* und *Godley* hierzu in [17] angemerkt haben, zu einer unbegründet niedrigen Steifigkeit führen und bleiben daher unberücksichtigt. Da die Auswertung über die Steigung einer an die Kurve angelegten Tangente bei kleinen Verformungen besonders sensibel reagiert, ist zudem für $F_2 = 0,33F_{b,R}$ auf die Steigung der linearen Ausgleichsgeraden und ab $F_2 > 0,33F_{b,R}$ auf die Steigung der Sekante zurückgegriffen worden.

3.3.1.6.2 Serien A.1 und B.1 – Variation Blechdicke und Schraubendurchmesser

In den Versuchen der Serien A.1 und B.1 sind die Steifigkeitskoeffizienten k_7 mit konstanten Randabständen $e_1 = e_2 = 3d_0$ für Schraubendurchmesser von M6 bis M12 und Blechdicken von $t = 1,50$ bis $4,00 \text{ mm}$ ermittelt worden. Das Nennlochspiel betrug $\Delta d_{\text{nom}} = 0,50 \text{ mm}$. Die Versuche wurden sowohl mit dem Schaft (= Serie A.1) als auch mit dem Gewinde (= Serie B.1) in der Kontaktzone durchgeführt. Die Auswertung erfolgte für die Ausnutzungsgrade $\eta = F_2/F_{b,R} = 0,33, 0,67$ und $1,00$ und ist zusammenfassend in Tabelle 3.12 dargestellt. Zu Vergleichszwecken sind in der Tabelle auch die sich rechnerisch nach *Zadanfarrokh* und *Bryan* [116], *Zaharia* und *Dubina* [117] sowie nach DIN EN 1993-1-8 [R19] ergebenden Steifigkeitskoeffizienten mit angegeben.

Wie bereits die exemplarische Auswertung in Bild 3.55 aufgezeigt hat, ist der Steifigkeitskoeffizient von dem Ausnutzungsgrad $\eta = F_2 / F_{b,R}$ abhängig. Dies gilt unabhängig davon, ob der Schaft oder das Gewinde in der Kontaktzone liegt, wobei sich der Effekt bei den Versuchen der Serie A.1 grundsätzlich stärker bemerkbar macht. Legt man hier die elastische Anfangssteifigkeit k_7 für $\eta = 33 \%$ als Bezugspunkt fest, fällt die Sekantensteigung für $\eta = 67 \%$ auf die Hälfte und für $\eta = 100 \%$ auf ein Viertel ab. Mit dem Gewinde in der Kontaktzone (Serie B.1) stellt sich eine Reduktion um jeweils etwa ein Drittel ein.

Tabelle 3.12: Auswertung der Anschlusssteifigkeiten für die Versuchsserien A.1 und B.1

Serie	Geometrie und Steifigkeit Prüfkörper									Versuchsergebnisse Steifigkeit										
	t	d	Δd_{nom}	Δd_{gem}	e_1/d_0	e_2/d_0	$k_{7,UK}$	$k_{7,RO}$	$k_{7,EC}$	$F2 = 0,33F_{B,R}$		$F2 = 0,67F_{B,R}$		$F2 = 1,00F_{B,R}$						
	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[-]	[-]	[kN/mm]	[kN/mm]	[kN/mm]	k_7	$k_7/k_{7,UK}$	k_7	$k_7/k_{7,UK}$	k_7	$k_7/k_{7,UK}$					
									[kN/mm]	[%]	[kN/mm]	[%]	[kN/mm]	[%]						
A.1	1,50	6	0,5	0,5	3,0	3,0	11,8	5,9	12,5	27,6	235%	14,0	119%	7,9	67%					
	2,00						16,7	8,3	17,6	35,3	212%	19,0	114%	9,6	58%					
	1,50	8	0,5	0,5	3,0	3,0	11,8	6,8	16,6	32,0	272%	17,2	146%	9,7	83%					
	2,00						16,7	9,6	23,4	38,8	233%	23,7	142%	13,7	82%					
	1,50	10	0,5	0,5	3,0	3,0	11,8	7,6	20,8	41,4	351%	18,6	158%	9,8	84%					
	2,00						16,7	10,8	29,3	47,2	283%	25,7	154%	13,4	81%					
	3,00						28,6	18,4	40,4	47,1	165%	30,5	107%	16,4	57%					
	4,00						44,4	28,7	53,7	69,2	156%	41,8	94%	20,7	46%					
	1,50						12	0,5	0,5	3,0	3,0	11,8	8,3	25,0	43,3	368%	20,7	176%	10,1	86%
	2,00											16,7	11,8	35,2	59,6	358%	29,2	175%	14,2	85%
	3,00	28,6	20,2	48,5	59,1	207%						31,6	111%	14,2	50%					
	4,00	44,4	31,4	64,4	86,7	195%						51,4	116%	26,5	60%					
B.1	1,50	6	0,5	0,5	3,0	3,0	7,1	5,9	12,5	9,5	135%	8,0	113%	5,6	79%					
	2,00						10,0	8,3	17,6	15,1	151%	10,5	105%	6,8	68%					
	1,50	8	0,5	0,5	3,0	3,0	7,1	6,8	16,6	11,8	168%	9,0	128%	6,5	92%					
	2,00						10,0	9,6	23,4	16,8	168%	13,1	131%	10,0	100%					
	1,50	10	0,5	0,5	3,0	3,0	7,1	7,6	20,8	12,4	176%	9,1	130%	6,5	92%					
	2,00						10,0	10,8	29,3	16,7	167%	12,6	126%	8,3	83%					
	3,00						17,1	18,4	40,4	24,1	141%	18,7	109%	12,0	70%					
	4,00						26,7	28,7	53,7	35,4	133%	22,4	84%	14,9	56%					
	1,50						12	0,5	0,5	3,0	3,0	7,1	8,3	25,0	13,5	191%	9,7	137%	7,1	101%
	2,00											10,0	11,8	35,2	15,4	154%	13,0	130%	9,6	96%
	3,00	17,1	20,2	48,5	30,2	176%						18,2	106%	11,2	65%					
	4,00	26,7	31,4	64,4	39,1	147%						27,3	103%	17,5	66%					

In den jeweiligen Versuchsserien variierte Parameter.

0,9 Versuche mit einem vom geplanten Lochspiel abweichenden Wert.

Hinweise zu den Indizes: UK = Zadanfarrok / Bryan; Universität Salford, England
 RO = Zaharia / Dubina; Universität Timisoara, Rumänien
 EC = DIN EN 1993-1-8 / Jaspart, Komponentenmethode

Dass mit dem Gewinde in der Kontaktzone kleinere Steifigkeitskoeffizienten einhergehen, resultiert aus den Spannungskonzentrationen und den zusätzlichen plastischen Verformungen, die beim Eindrücken der Gewinde in die Bleche entstehen. Dies zeigen auch die zwei Detailaufnahmen von Prüfkörpern aus der Serie B.1 in Bild 3.56. In dem Diagramm in Bild 3.57 sind zudem die zugehörigen Last-Verformungskurven für den Prüfkörper mit $t = 1,50$ mm, inklusive des korrespondierenden Versuchs der Serie A.1, dargestellt. Es ist deutlich zu erkennen, dass die Last-Verformungskurven flacher verlaufen, wenn das Gewinde in der Kontaktzone liegt. Aufgrund der Steigung der Gewinde und des händischen Einbaus der Schrauben stellt sich die Situation im Kontaktbereich nicht immer exakt gleich dar, was auch die unterschiedlichen Ausprägungen der Last-Verformungskurven und

3 Experimentelle Untersuchungen

den nicht stetigen Verlauf der Krümmung erklärt. Das Diagramm zeigt nochmals auf, dass die Kontaktpaarung keinen Einfluss auf die Lochleibungstragfähigkeit hat.

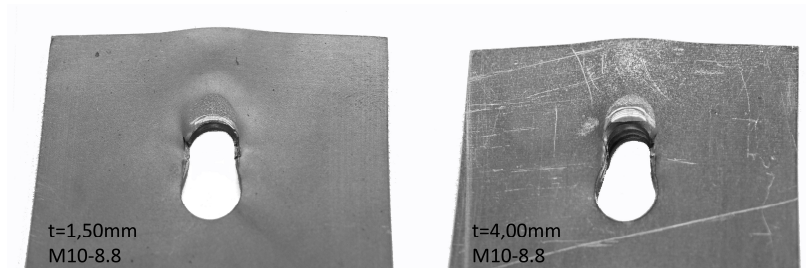


Bild 3.56: Detailaufnahmen von den Lochwandungen zweier Prüfkörper aus der Serie B.1

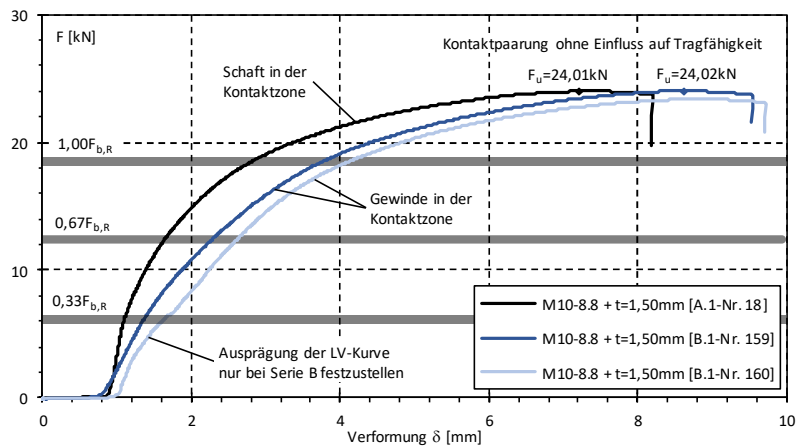


Bild 3.57: Vergleich der Last-Verformungskurven für korrespondierende Versuche mit dem Schaft bzw. dem Gewinde in der Kontaktzone

Dass mit dem Gewinde in der Kontaktzone grundsätzlich ein kleinerer Steifigkeitskoeffizient einhergeht, haben *Zadanfarrokh* und *Bryan* bereits in ihren Untersuchungen in den 1990er-Jahren festgestellt und den Malus über den Beiwert $n = 3$ bzw. 5 in Gleichung (2.36) eingebunden. Hieraus folgt eine konstante Abminderung des Steifigkeitskoeffizienten auf $\alpha_k = 3 / 5 = 0,60 = 60 \%$, wenn bei ansonsten gleichen Randbedingungen das Gewinde in der Kontaktzone liegt. Aus den Auswertungen der Versuchsserie B.1 ergibt sich ein differenzierteres Bild, da

der Einfluss des Gewindes in der Kontaktzone mit einem zunehmenden Ausnutzungsgrad stetig an Bedeutung verliert, wie das Diagramm in Bild 3.55 für die beiden exemplarisch ausgewählten Versuche aufzeigt. Setzt man als Bezugswert den Steifigkeitskoeffizienten für den glatten Schaft in der Kontaktzone an, ergeben sich für $t = 1,50$ und $2,00$ mm die in Bild 3.58 dargestellten Verhältnisse.

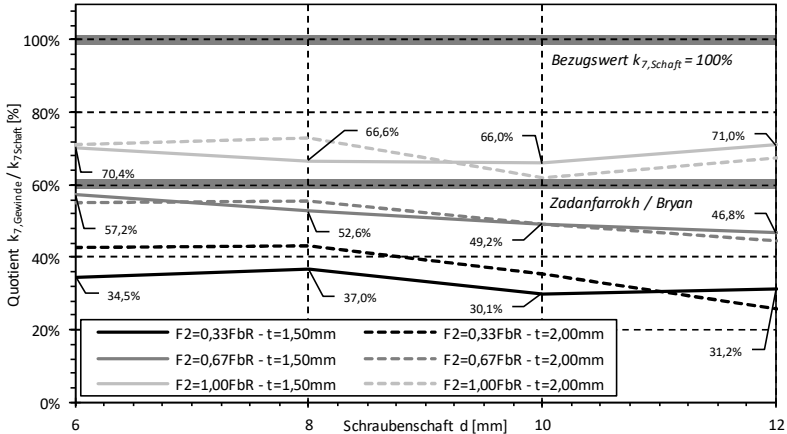


Bild 3.58: Einfluss des Gewindes in der Kontaktzone auf den Steifigkeitskoeffizienten k_7 für verschiedene Blechdicken, Schraubendurchmesser und Ausnutzungsgrade

Unabhängig vom untersuchten Schraubendurchmesser zeigt sich, dass der pauschale Ansatz aus [116] für einen Ausnutzungsgrad von $\eta = 1,00$ tendenziell zu hoch und für kleinere Ausnutzungsgrade als $\eta = 0,67$ zu niedrig liegt. Besonders stark ist der Einfluss des Gewindes, wenn der Ausnutzungsgrad gegen den als elastische Anfangssteifigkeit definierten Wert für $\eta = 0,33$ strebt. Hier haben die in Bild 3.58 grafisch aufbereiteten Versuche eine erforderliche Abminderung auf 30 bis 37 % ergeben. Legt man alle Versuche der Serien A.1 und B.1 zugrunde und bildet jeweils für die betrachteten Ausnutzungsgrade das arithmetische Mittel $k_{7,Gewinde} / k_{7,Schaft}$, lassen sich insgesamt folgende Beiwerte η_g ableiten:

- Ausnutzungsgrad $\eta = 0,33$: $\eta_g \approx 0,35 = 35 \%$
- Ausnutzungsgrad $\eta = 0,67$: $\eta_g \approx 0,50 = 50 \%$
- Ausnutzungsgrad $\eta = 1,00$: $\eta_g \approx 0,70 = 70 \%$

Die Versuche mit $t = 3,0$ und $4,0$ mm wurden dabei nicht mit erfasst, da diese mit $\Delta d = 0,90$ mm ein unplanmäßig großes Lochspiel aufweisen. Mit den Beiwerten η_g

können die Steifigkeitskoeffizienten für den Schaft in der Kontaktzone näherungsweise in die Werte für das Gewinde in der Kontaktzone überführt werden. Damit lassen sich die gewonnenen Erkenntnisse auch zur Weiterentwicklung der empirischen Formeln aus [116] und [117] bzw. der Gleichungen aus der Komponentenmethode in [R19] verwenden, vgl. Kapitel 3.3.1.6.5.

Neben der Kontaktpaarung haben auch die Blechdicke und der Schraubendurchmesser einen unterschiedlich starken Einfluss auf den Steifigkeitskoeffizienten k_7 . Hierzu ist zunächst festzuhalten, dass die Versuche die vom Schraubendurchmesser unabhängige Formulierung von *Zadanfarrokh* und *Bryan* nicht bestätigt haben, wie ein erster Vergleich der in Tabelle 3.12 zusammengestellten Steifigkeitskoeffizienten dokumentiert. Hierbei spielt auch das von *Zadanfarrokh* und *Bryan* mit $\Delta d = 2,00$ mm im Vergleich zum Regalbau relativ groß gewählte Lochspiel eine Rolle, wie in Kapitel 3.3.1.6.4 noch aufgezeigt wird. Um den Einfluss des Schraubendurchmessers detailliert analysieren zu können, sind die Steifigkeitskoeffizienten in Bild 3.59 über dem auf der Abszissenachse aufgetragenen Schraubendurchmesser dargestellt worden. Es ist dabei zweckmäßig die unterschiedlichen Ausnutzungsgrade $\eta = 0,33$ bis $1,00$ sowie Kontaktbedingungen „Schaft / Gewinde“ getrennt zu betrachten und für den Steifigkeitskoeffizienten eine bezogene Darstellung zu wählen. Damit lassen sich die Ergebnisse für unterschiedliche Blechdicken in je einem Diagramm zusammenfassen. Als Bezugswert ist der Steifigkeitskoeffizient für die Schrauben M10-8.8 und $t = 1,50$ bis $4,00$ mm verwendet worden, sodass sich für $d = 10$ mm immer ein Quotient von $k_7/k_{7,M10} = 1,00$ ergibt. Neben den eigentlichen Versuchsergebnissen sind in den Diagrammen des Weiteren die linearen Trendlinien und zu Vergleichszwecken die Referenzkurven für einen:

- linearen vom Schraubendurchmesser (durchgezogene rote Linie)
- und von der Potenz 0,5 bzw. \sqrt{d} (gestrichelte rote Linie)

abhängigen Steifigkeitskoeffizienten k_7 dargestellt. Die beiden Referenzkurven orientieren sich an den Bestimmungsgleichungen aus der DIN EN 1993-1-8 [R19] bzw. von *Zaharia* und *Dubina* [117], die einen linearen bzw. von \sqrt{d} abhängigen Zusammenhang postulieren, vgl. Gleichung (2.39) und (2.37) in Kapitel 2.5.4. Da in den beiden analytischen Modellen weder der Ausnutzungsgrad noch der Einfluss des glatten Schaftes bzw. des Gewindes in der Kontaktzone berücksichtigt wird, sind die Referenzkurven in allen sechs Diagrammen deckungsgleich.

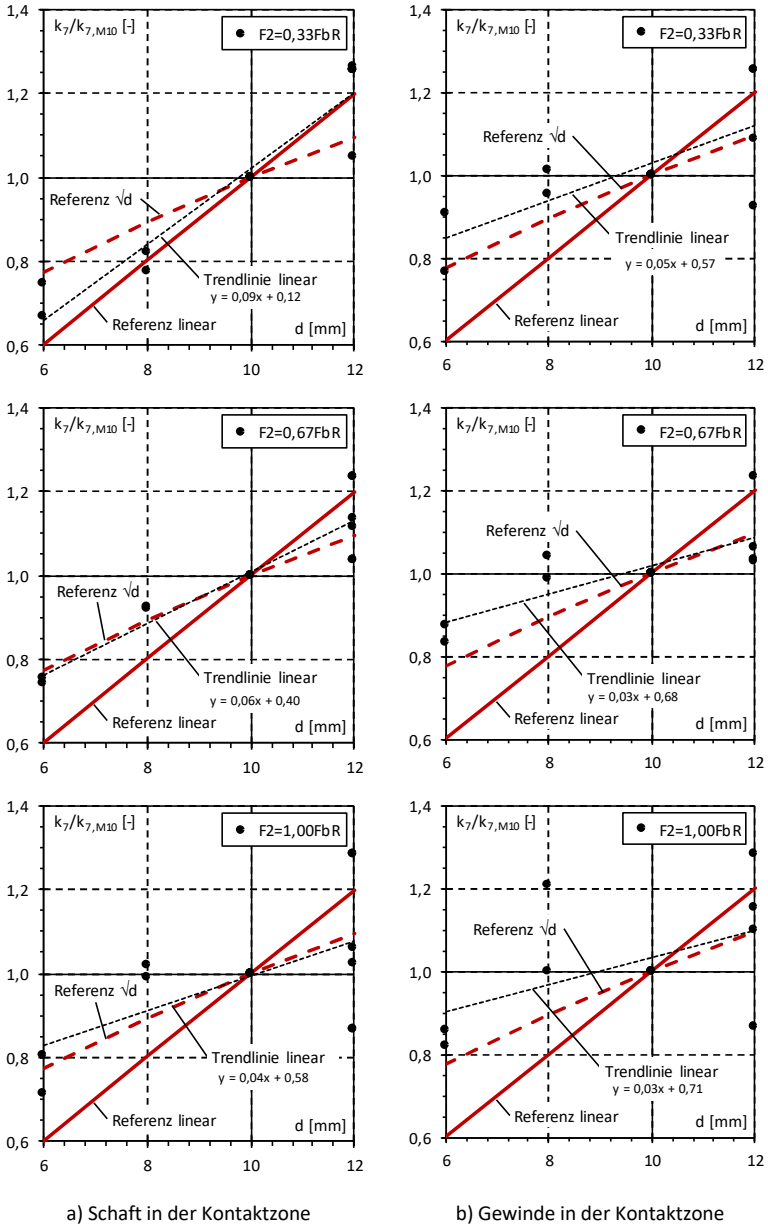


Bild 3.59: Einfluss des Schraubendurchmessers auf den Steifigkeitskoeffizienten k_7

Die Diagramme bestätigen, dass für die untersuchten Randbedingungen ein Zusammenhang zwischen dem Steifigkeitskoeffizienten und dem Schraubendurchmesser besteht. Mit einem größer werdenden Schraubendurchmesser nimmt auch der Steifigkeitskoeffizient stetig zu, wobei die Trendlinien durchgängig flacher geneigt sind als die linearen Referenzkurven. Die Steigung der Trendlinien flacht mit zunehmendem Ausnutzungsgrad $\eta = F/F_{BR}$ ab, wobei dieser Effekt bei der Serie A.1 mit glattem Schraubenschaft in der Kontaktzone deutlich ausgeprägter ist als bei den Versuchen der Serie B.1 mit dem Gewinde in der Kontaktzone. Auch wenn die für steifigkeitsorientierte Versuche typische Streubreite in den Ergebnissen eine nicht quantifizierbare Unschärfe beinhaltet, zeigt sich eine bessere Korrelation zwischen den Trendlinien und der in Abhängigkeit von \sqrt{d} formulierten Referenzkurve nach *Zaharia* und *Dubina* [117] als zu der linearen Referenzkurve. Auffällig ist nur der fast deckungsgleiche Verlauf der Trendlinie und der linearen Referenzkurve im ersten Diagramm in Bild 3.59 a). Ursache hierfür ist der für $t = 1,50$ mm nach oben abweichende Steifigkeitskoeffizient für den Bezugsdurchmesser $d = 10$ mm. Diese Versuchsgruppe weist eine insgesamt große Streubreite von $k_7 = 33,9$ bis $48,3$ kN/mm auf. Der als elastische Anfangssteifigkeit in Tabelle 3.12 ausgewiesene Wert $k_7 = 41,4$ kN/mm liegt dabei tendenziell zu hoch, wie Quervergleiche bei der Auswertung der weiteren Versuchsserien noch zeigen werden. Wird bei der Auswertung für $t = 1,50$ mm der untere Grenzwert $k_{7,M10} = 33,9$ kN/mm verwendet, ergibt sich auch hier wieder eine bessere Übereinstimmung der Referenzkurve nach [117], wie das Diagramm in Bild 3.61 a) dokumentiert.

Da bei den bisherigen Auswertungen keine direkten Vergleiche von Steifigkeitskoeffizienten mit unterschiedlichem Lochspiel vorgenommen wurden, ist der Einfluss des für $t = 3,00$ und $4,00$ mm unplanmäßig größeren Lochspiels bisher nicht von Bedeutung. Dies ändert sich, wenn der Fokus bei der Auswertung auf den Einfluss der Blechdicke gelegt wird, da hierbei zwangsläufig Steifigkeitskoeffizienten für unterschiedliche Lochspiele miteinander verglichen werden. Bei der in Bild 3.60 dargestellten Auswertung ist als Bezugswert der Steifigkeitskoeffizient k_7 für die kleinste Blechdicke $t = 1,50$ mm gewählt worden. Hierzu korrespondiert – ebenso wie zu $t = 2,00$ mm – ein Lochspiel von $\Delta d = 0,50$ mm, während bei $t = 3,00$ und $4,00$ mm das Lochspiel $\Delta d = 0,90$ mm beträgt. Dass mit dem größeren Lochspiel ein kleinerer Steifigkeitskoeffizient verbunden ist, spiegelt sich besonders deutlich bei der Auswertung der Serie A.1 wider. Im Vergleich zur vereinfachend linear angesetzten Referenzkurve, verlaufen alle Trendlinien deutlich flacher, da die Steifigkeitskoeffizienten für $t = 3,00$ und $4,00$ mm aufgrund des größeren Lochspiels kleiner ausfallen. Mit zunehmendem Ausnutzungsgrad nähern sich die Trendlinien und die Referenzkurven an, was im Umkehrschluss bedeutet, dass der Einfluss des Lochspiels an Bedeutung verliert.

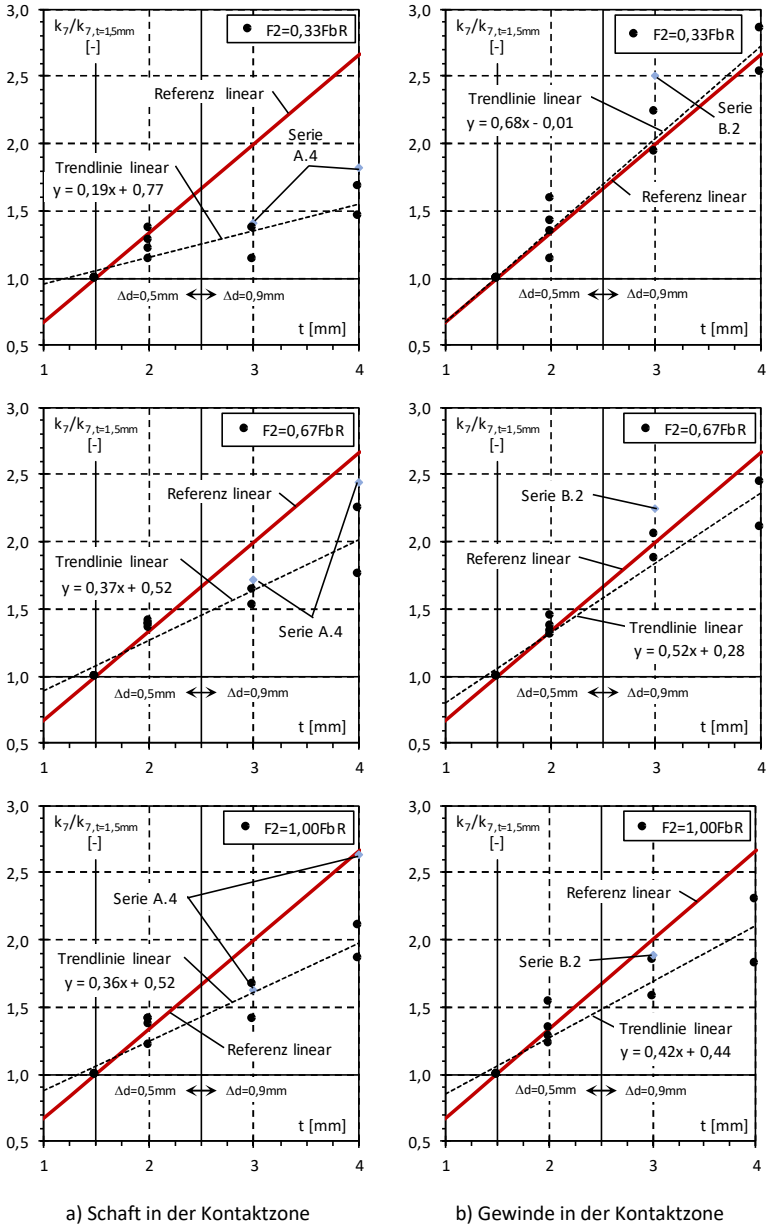
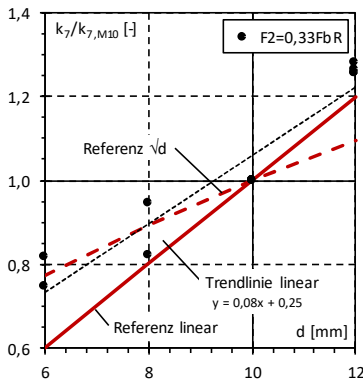
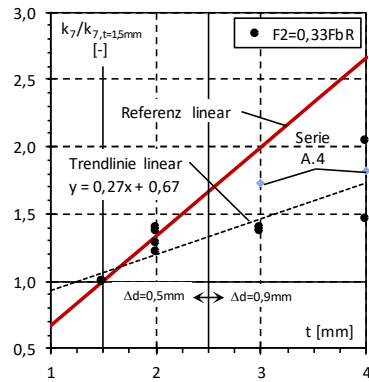


Bild 3.60: Einfluss der Blechdicke auf den Steifigkeitskoeffizienten k_7

Dies deckt sich auch mit den Erkenntnissen aus den Serien A.4 und B.2, aus denen ausgewählte Steifigkeitskoeffizienten für Lochspiele von $\Delta d = 0,50$ bis $0,70$ mm in die Diagramme in Bild 3.60 – aber nicht in die Berechnung der Trendlinien – übernommen worden sind. Für die im Vergleich zu $\eta = 0,67$ und $1,00$ großen Abweichung zwischen der linearen Referenzkurve und der Trendlinie im ersten Diagramm in Bild 3.60 a) ist wieder der auffällig hohe Steifigkeitskoeffizient für M10-8.8 und $t = 1,50$ mm verantwortlich. Wird auch hier mit dem unteren Grenzwert $k_7 = 33,9$ kN/mm gerechnet, ergibt sich eine bessere Übereinstimmung, wie das Diagramm in Bild 3.61 b) aufzeigt.



a) Einfluss Schraubendurchmesser für den Schaft in der Kontaktzone



b) Einfluss Blechdicke für den Schaft in der Kontaktzone

Bild 3.61: Einfluss des Schraubendurchmessers und der Blechdicke auf den Steifigkeitskoeffizienten k_7 mit dem unteren Grenzwert $k_7 = 33,9$ kN/mm (M10-8.8 / $t = 1,50$ mm)

Für die Versuche der Serie B.1 ist unabhängig vom Ausnutzungsgrad eine gute Übereinstimmung zwischen der linearen Referenzkurve und der Trendlinie gegeben. Hieraus lässt sich im Vorgriff auf die Auswertung der Versuche der Serie B.2 ableiten, dass der Einfluss des Gewindes in der Kontaktzone größer ist als der Einfluss des Lochspiels. Auf diesen Aspekt wird in Kapitel 3.3.1.6.4 noch genauer eingegangen und auch Bezug auf die Versuche der Serien A.1 und B.1 genommen, sodass an dieser Stelle auf weitere Ausführungen verzichtet wird. Dies gilt auch für den Vergleich der experimentellen Steifigkeitskoeffizienten mit den Prognosen aus den analytischen Modellen nach [116], [117] und [R19], der in Kapitel 3.3.1.6.5 zusammenfassend für alle 215 durchgeführten Versuche erfolgt.

Dass kein besonderes Augenmerk auf den Einfluss der Fertigung der Schraubenlöcher – Laserbrennschnitt vs. Bohren – gelegt werden muss, zeigt der Vergleich der

Ergebnisse von korrespondierenden Versuchen aus den Serien A.1 und C.1. Für Schrauben M10-8.8 und die Blechdicke $t = 2,00$ mm liegen die Abweichungen in Abhängigkeit vom Ausnutzungsgrad bei:

- Ausnutzungsgrad $\eta = 0,33$: $47,2/43,7 = 1,080$ (+8,0 %)
- Ausnutzungsgrad $\eta = 0,67$: $25,7/25,3 = 1,016$ (+1,6 %)
- Ausnutzungsgrad $\eta = 1,00$: $13,4/12,0 = 1,117$ (+12 %)

Systematische Abweichungen infolge des Herstellprozesses der Löcher sind bei den insgesamt vier Vergleichsversuchen nicht festzustellen. Die Streuungen der Steifigkeitskoeffizienten liegen im gleichen Rahmen wie bei allen hier vorgestellten Versuchen, wie der Tabelle D.3 mit den Ergebnissen der Einzelversuche im Anhang entnommen werden kann. Zur Veranschaulichung der Verhältnisse sind in Bild 3.62 zwei exemplarisch ausgewählte Last-Verformungskurven für ein gebohrtes bzw. mittels Laserbrennschnitt hergestelltes Loch dargestellt.

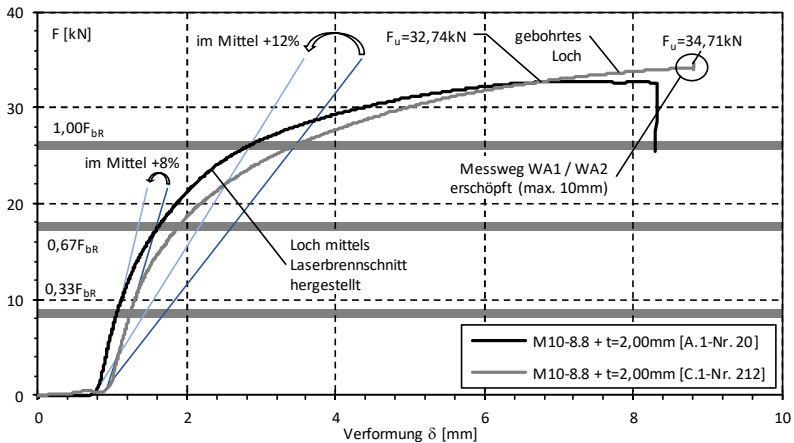


Bild 3.62: Vergleich der Last-Verformungskurven für zwei korrespondierende Versuche mit unterschiedlichen Fertigungsmethoden der Schraubenlöcher (lasern vs. bohren)

Die Last-Verformungskurven verlaufen affin, und die im Diagramm mit dargestellten Tangenten ($\eta = 0,33$) bzw. Sekanten ($\eta = 1,00$) bestätigen die oben aufgeführten geringfügigen Abweichungen bei den Steifigkeitskoeffizienten. Des Weiteren ist gut zu erkennen, dass der Herstellprozess der Löcher – wie in Kapitel 3.3.1.5 ausgeführt – keinen Einfluss auf die Anschluss Tragfähigkeit hat. Die Abweichungen betragen hier im Mittel 6 %.

3.3.1.6.3 Serien A.2 und A.3 – Variation der Randabstände

Um den Einfluss der Randabstände e_1 und e_2 auf den Steifigkeitskoeffizienten k_7 bewerten zu können, sind in den Serien A.2 und A.3 Versuche mit variablen Randabständen für Schrauben M10-8.8 mit dem Schaft in der Kontaktzone durchgeführt worden. Die Bandbreite der untersuchten Geometrien – inklusive der aus der Serie A.1 mit zu betrachtenden Prüfkörper – zeigt Bild 3.63. Die Untersuchungen sind auf Blechdicken von $t = 1,50$ und $3,00$ mm beschränkt worden.

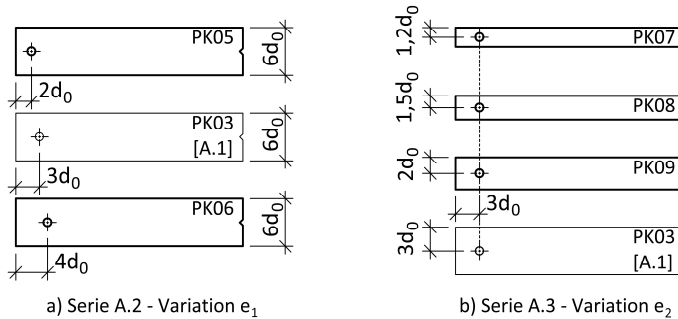


Bild 3.63: Übersicht über die Prüfkörpergeometrien der Versuchsserien A.2 und A.3

Die Ergebnisse beider Versuchsserien sind zusammenfassend in Tabelle 3.13 dargestellt, wobei der Aufbau der Tabelle analog zur Auswertung der Versuche der Serien A.1 und B.1 gewählt wurde. Die Ergebnisse der Einzelversuche können dem Anhang entnommen werden.

Tabelle 3.13: Auswertung der Anschlusssteifigkeiten für die Versuchsserien A.2 und A.3

Serie	Geometrie und Steifigkeit Prüfkörper									Versuchsergebnisse Steifigkeit					
	t [mm]	d [mm]	Δd_{nom} [mm]	Δd_{gem} [mm]	e_1/d_0 [-]	e_2/d_0 [-]	$k_{7,UK}$ kN/mm	$k_{7,RO}$ kN/mm	$K_{7,EC}$ kN/mm	$F2 = 0,33F_{b,R}$		$F2 = 0,67F_{b,R}$		$F2 = 1,00F_{b,R}$	
									k_7	$k_7/k_{7,UK}$ [%]	k_7	$k_7/k_{7,UK}$ [%]	k_7	$k_7/k_{7,UK}$ [%]	
A.2	1,50	10	0,5	0,5	2,0	3,0	11,8	7,6	16,6	30,8	262%	24,4	207%	13,1	111%
	3,00			0,9	1,9	2,9	28,6	18,4	32,3	52,9	185%	37,7	132%	17,3	61%
	1,50	10	0,5	0,5	4,0	3,0	11,8	7,6	20,8	33,9	288%	16,1	137%	8,9	76%
	3,00			0,9	3,9	2,9	28,6	18,4	40,4	46,2	162%	27,7	97%	17,2	60%
A.3	1,50	10	0,5	0,5	3,0	1,2	11,8	7,6	20,8	34,3	292%	26,9	229%	14,3	122%
	3,00			0,9	2,9	1,2	28,6	18,4	40,4	63,4	222%	45,6	160%	18,4	65%
	1,50	10	0,5	0,5	3,0	1,5	11,8	7,6	20,8	33,4	284%	23,0	195%	10,9	92%
	3,00			0,9	2,9	1,4	28,6	18,4	40,4	51,8	181%	34,3	120%	13,9	49%
	1,50	10	0,5	0,5	3,0	2,0	11,8	7,6	20,8	36,9	314%	21,2	180%	10,3	87%
	3,00			0,9	2,9	1,9	28,6	18,4	40,4	53,4	187%	28,5	100%	13,2	46%

Hinweise und Anmerkungen: siehe Auswertung Serie A.1 und B.1 weiter oben

Bei der Auswertung der Versuchsserien A.2 und A.3 zeigt sich wie erwartet, dass sich der Steifigkeitskoeffizient k_7 auch bei der Variation der Randabstände e_1 und e_2 umgekehrt proportional zur Auslastung der Anschlussstragfähigkeit verhält.

Der Einfluss des Randabstandes in Krafrichtung ist für den untersuchten Bereich von $e_1 = 2,0$ bis $4,0d_0$ als vergleichsweise gering einzustufen, auch wenn die grafische Aufbereitung der elastischen Anfangssteifigkeit für $t = 1,50$ mm in Bild 3.64 a) zusätzliche Erläuterungen erfordert. Der Steifigkeitskoeffizient k_7 folgt hier nicht der ansonsten bei der Serie A.2 erkennbaren Tendenz, dass mit zunehmendem Randabstand e_1 eine geringfügige Reduktion von k_7 einhergeht. Ursache hierfür sind zum einen die bei der Auswertung der Serie A.1 für $e_1 = 3,0d_0$ festgestellte große Streuung in der elastischen Anfangssteifigkeit und der damit einhergehende, im Mittel etwas zu hoch liegende Wert von $k_7 = 41,4$ kN/mm. Zum anderen liegt die elastische Anfangssteifigkeit für $e_1 = 2,0d_0$ gleichzeitig am unteren Ende, wie die geringe Differenz von $\eta = 0,33$ zu $0,67$ aufzeigt. Für die im Hinblick auf Streuungen weniger sensiblen Auswertungen für $\eta = 0,67$ und $1,00$ sind die Verläufe der Kurven wieder affin zu den Auswertungen für $t = 3,00$ mm, die im rechten Diagramm in Bild 3.64 b) dargestellt sind.

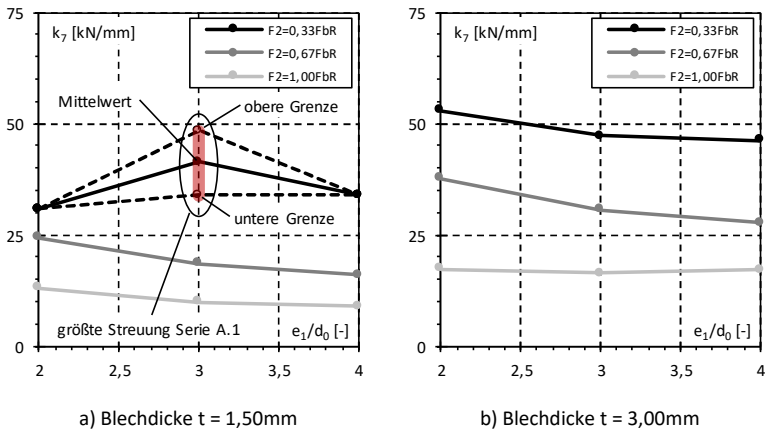


Bild 3.64: Einfluss des Randabstandes e_1 auf den Steifigkeitskoeffizienten k_7

Den Effekt, dass mit einem zunehmenden Randabstand e_1 eine Reduktion des Steifigkeitskoeffizienten k_7 einhergeht, haben bereits die im Rahmen des FOSTA-Forschungsvorhabens P1078 [106] durchgeführten numerischen Untersuchungen aufgezeigt. Dies begründet sich mit den Schubgleitungen entlang der mit I-I in Bild 3.65 gekennzeichneten Linie, die bei kleinen Randabständen e_1 die Verformungen

3 Experimentelle Untersuchungen

dominieren und bei gleichem Ausnutzungsgrad η kleiner ausfallen, als die durch die Spannungskonzentrationen hervorgerufenen Lochovalisierungen bei großen Randabständen e_1 . Die unterschiedliche Ausprägung der Lochovalisierung zeigt sich auch in dem in Bild 3.50 exemplarisch dargestellten Prüfkörper aus den Serien A.1 und A.2.

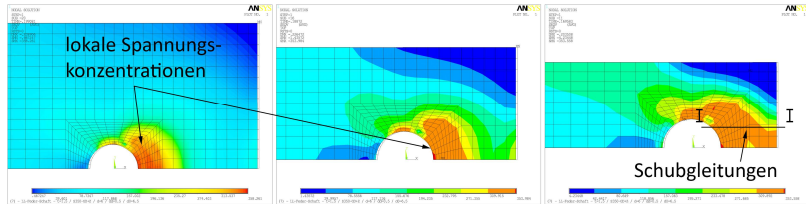


Bild 3.65: Vergleichsspannungsplots für unterschiedliche Randabstände aus [106]

Mit zunehmendem Ausnutzungsgrad η nähern sich die Steifigkeitskoeffizienten immer weiter an, da der Verlauf der Last-Verformungskurven für Randabstände $e_1 = 2,0d_0$ stärker abknickt und für $\eta \geq 1,00$ in einen fast horizontal verlaufenden Ast übergeht, vgl. Bild 3.66. Bei Randabständen $e_1 \geq 3,0d_0$ weisen die Last-Verformungskurven einen weniger stark ausgeprägten Neigungswechsel auf.

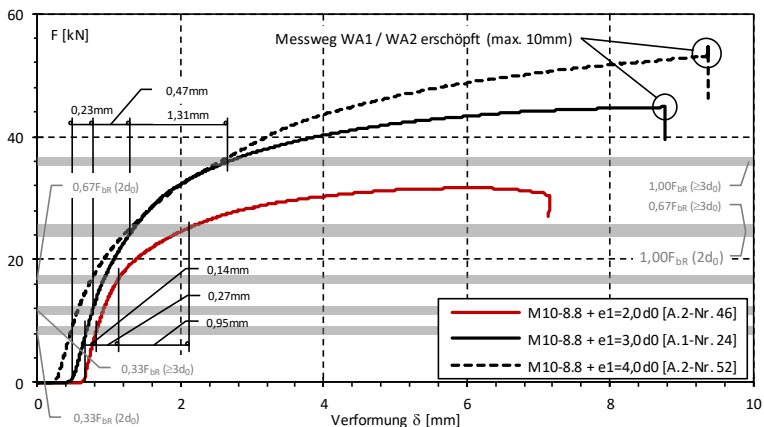


Bild 3.66: Vergleich der Last-Verformungskurven für Versuche mit unterschiedlichem Randabstand e_1 von 2,0 bis 4,0 d_0 bei einer Blechdicke von $t = 3,00$ mm

Die Entwicklung des Steifigkeitskoeffizienten k_f ist für die in Bild 3.66 dargestellten Versuche ergänzend im nachfolgenden Diagramm über der Lochleibungsverformung dargestellt. Es ist anzumerken, dass in beiden Diagrammen vereinfachend

auf die nicht auf $E = E_{nom} = 210.000 \text{ N/mm}^2$ normierten Daten zurückgegriffen wurde. Die in den Diagrammen angegebenen Steifigkeitskoeffizienten und Lochleibungsverformungen entsprechen daher nicht den im Anhang dokumentierten Werten für die jeweiligen Einzelversuche.

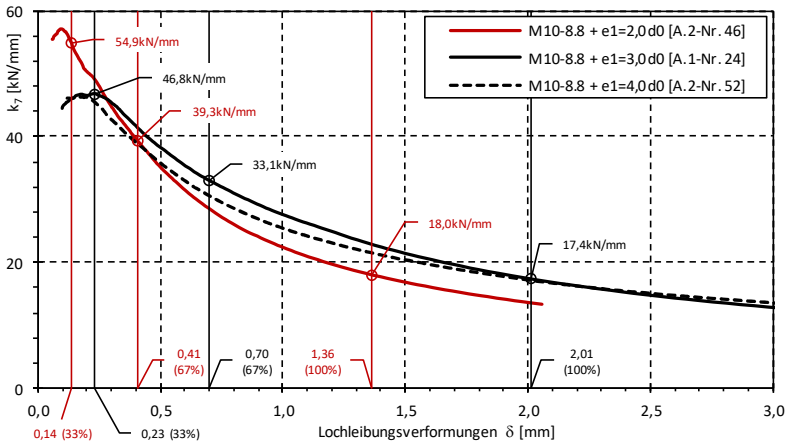


Bild 3.67: Entwicklung des Steifigkeitskoeffizienten k_f für Versuche mit unterschiedlichem Randabstand e_1 von $2,0$ bis $4,0d_0$ bei einer Blechdicke von $t = 3,00 \text{ mm}$

Da die Anschluss Tragfähigkeit für $e_1 = 2,0d_0$ niedriger liegt als für $e_1 \geq 3,0d_0$, können die Steifigkeitskoeffizienten in Bild 3.67 nicht direkt miteinander verglichen werden. Daher sind die Ergebnisse für die Ausnutzungsgrade $\eta = 0,33$, $0,67$ und $1,00$ besonders hervorgehoben worden. Dabei zeigt sich, dass die Lochleibungsverformungen für $e_1 = 2,0d_0$ bei Ausnutzungsgraden bis $\eta = 0,67$ um 40% kleiner ausfallen als bei $e_1 \geq 3,0d_0$, während die zugehörigen Beanspruchungen aber nur um 30% differieren, was die größeren Steifigkeitskoeffizienten für kleinere Randabstände e_1 bedingt. Das ausgeprägtere Abknicken der Last-Verformungskurve für $e_1 = 2,0d_0$ spiegelt sich in der stärkeren Krümmung für den Versuch Nr. 46 in Bild 3.66 wider. Für $\eta = 1,00$ weichen die gemessenen Lochleibungsverformungen um etwa $f = 1 - 1,36 / 2,01 = 32\%$ ab, sodass sich die Steifigkeitskoeffizienten auf annähernd dem gleichen Niveau befinden.

Auch wenn für die im Regalbau typischen Anwendungsfälle kleine Randabstände quer zur Krafttrichtung aufgrund der Formgebung der Querschnitte nicht zu erwarten sind, wurde in der Versuchsserie A.3 der Einfluss auf den Steifigkeitskoeffizienten untersucht, um die gesamte Bandbreite der Einflussparameter abzudecken. Der untere Grenzwert ist mit $e_2 = 1,20d_0$ in Anlehnung an die

Vorgaben für den Mindestrandabstand in DIN EN 1993-1-8 [R19] gewählt worden, sodass sich, wie in Bild 3.50 erkennbar, ein Versagen im Nettoquerschnitt eingestellt hat. Der Randabstand ist dann stufenweise bis auf $e_2 = 3,0d_0$ gesteigert worden. Mit den korrespondierenden Versuchen aus der Serie A.1 liegen zu jeder Blechdicke somit vier Datensätze vor, die grafisch in den beiden nachfolgenden Diagrammen aufbereitet wurden.

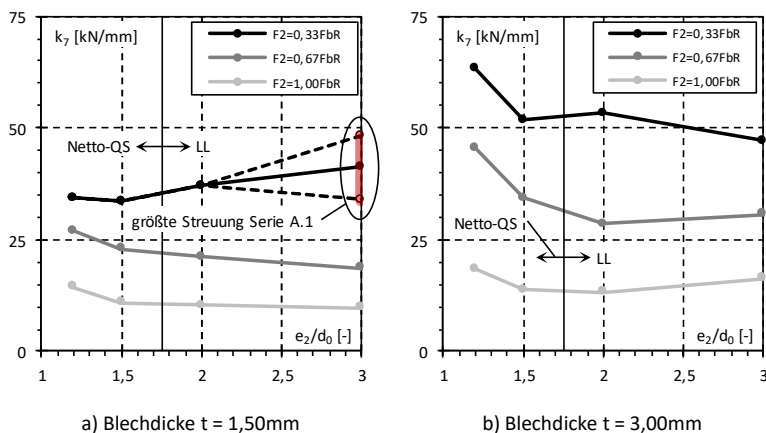


Bild 3.68: Einfluss des Randabstandes e_2 auf den Steifigkeitskoeffizienten k_7

Für Randabstände $e_2 \geq 2,0d_0$ zeigt sich wie bei der Auswertung der Serie A.2, dass der Steifigkeitskoeffizient stark von dem Ausnutzungsgrad η abhängt, aber abgesehen von den bekannten Streuungen in Bild 3.68 a) nur geringfügig vom Randabstand quer zur Krafrichtung beeinflusst wird. Für Randabstände $e_2 < 2,0d_0$ und das damit einhergehende Versagen im Nettoquerschnitt ergeben sich tendenziell immer größere Steifigkeitskoeffizienten als bei einem reinen Lochleibungsversagen. Vom Betrag her sind aber nur die Steifigkeitskoeffizienten für $e_2 = 1,2d_0$ und $t = 3,00\text{mm}$ sowie Ausnutzungsgrade bis $\eta \leq 0,67$ als signifikant größer einzustufen. Im Vergleich zu $e_2 = 2,0d_0$ liegen diese um 20 bis 60 % höher. In diesem Kontext ist anzumerken, dass die Versuche mit einem reinen Nettoquerschnittsversagen mit die größten Streuungen von allen experimentell ermittelten Steifigkeitskoeffizienten aufweisen. Vergleicht man die Last-Verformungskurven der Versuche der Serie A.3, stellt man fest, dass die Verläufe der Kurven bei einem Nettoquerschnittsversagen bis zu einer Auslastung von $\eta = 0,67$ deutlich weniger stark gekrümmt sind als bei einem Lochleibungsversagen für $e_2 \geq 2,0d_0$. Das mit dem Erreichen der Tragfähigkeit des Nettoquerschnittes einhergehende Abknicken der Last-Verformungskurven wird dabei von den mechanischen Eigenschaften der verwendeten Ausgangswerkstoffe beeinflusst, wie die Diagramme in Bild 3.69 und

Bild 3.70 verdeutlichen. Für die Stahlsorte HC340LA, die keine ausgeprägte Streckgrenze im Zugversuch aufgewiesen hat, ist ein stetiger Übergang in den horizontalen Ast der Last-Verformungskurven gegeben. Bei der Stahlsorte S355MC spiegelt sich die ausgeprägte Streckgrenze auch in dem Trag- und Verformungsverhalten wider.

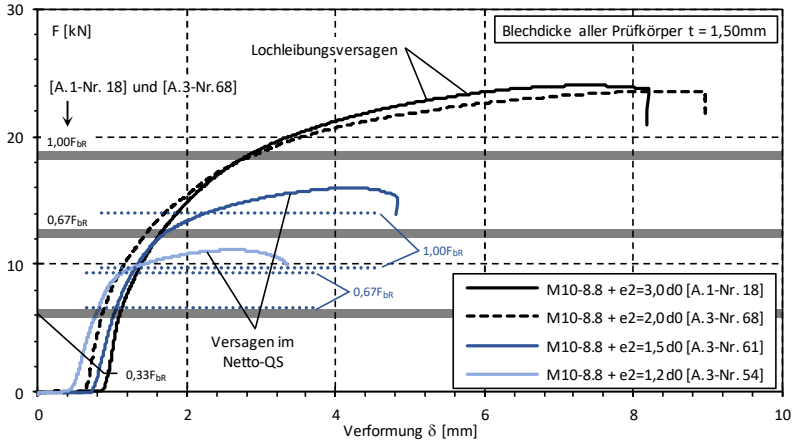


Bild 3.69: Vergleich der Last-Verformungskurven für Versuche mit unterschiedlichem Randabstand e_2 von 1,2 bis $3,0d_0$ bei einer Blechdicke von $t = 1,50 \text{ mm}$ (HC340LA)

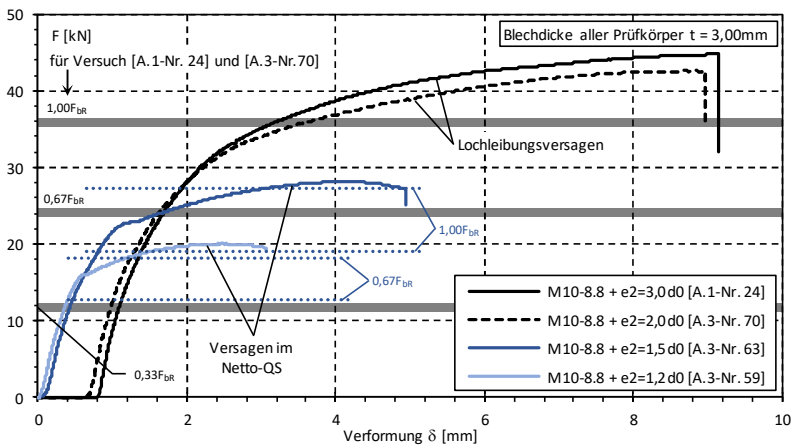


Bild 3.70: Vergleich der Last-Verformungskurven für Versuche mit unterschiedlichem Randabstand e_2 von 1,2 bis $3,0d_0$ bei einer Blechdicke von $t = 3,00 \text{ mm}$ (S355MC)

Der Übergang in den horizontalen Ast folgt hier nicht einer stetigen Krümmung. Insbesondere für $e_2 = 1,5d_0$ zeichnet sich das Erreichen der Streckgrenze gefolgt von einem kurzen Fließplateau und einem anschließenden Verfestigungsbereich deutlich ab. Für die verwendeten Werkstoffe lässt sich festhalten, dass das Abknicken der Last-Verformungskurve bei Ausnutzungsgraden von $\eta \geq 0,67$ erfolgt und sich nur bei der Auswertung für $\eta = 1,00$ bemerkbar macht. Dies ist aber auch mit dem Verhältnis von Zugfestigkeit zu Streckgrenze verknüpft, das zwischen $f_u/f_y = 1,23$ und $1,30$ variiert. Kommen Werkstoffe zum Einsatz, deren Verhältnis von Zugfestigkeit zu Streckgrenze deutlich größer ist, kann sich dies nachteilig auf die Entwicklung des Steifigkeitskoeffizienten auswirken und zu einer Überschätzung bei Ausnutzungsgraden von $\eta \geq 0,67$ führen, wenn auf die hier vorgestellten experimentell ermittelten Werte zurückgegriffen wird.

Aus den Serien A.2 und A.3 lässt sich für die weitere Arbeit abschließend festhalten, dass eine Reduktion der Randabstände auf Werte $e_1 = e_2 \leq 3,0d_0$ keine Einbußen im Hinblick auf den Steifigkeitskoeffizienten k_7 mit sich bringt. Da mit kleinen Randabständen aber immer eine Abminderung der Anschluss Tragfähigkeit einhergeht, sind Anschlüsse mit $e_1 = e_2 \geq 3,0d_0$ zu bevorzugen.

3.3.1.6.4 Serien A.4 und B.2 – Variation des Lochspiels

Wie die numerischen Untersuchungen von *Lim* und *Nethercot* in [54] und die eigenen Vergleichsrechnungen im Rahmen des FOSTA-Forschungsvorhabens P1078 [106] gezeigt haben, wird der Steifigkeitskoeffizient der Lochleibungsfeder auch von dem Lochspiel beeinflusst. Vor diesem Hintergrund sind in den Versuchsserien A.4 und B.2 insgesamt 103 Einzelversuche mit unterschiedlichem Lochspiel und glattem Schaft sowie mit Gewinde in der Kontaktzone durchgeführt worden. Die Breite aller Prüfkörper ist unabhängig vom variierten Lochspiel aus der Serie A.1 übernommen worden und beträgt konstant $b = 6d_0$ bezogen auf das Regellochspiel von $\Delta d = 0,5$ mm. Das heißt, bei den Versuchen der Serien A.4 und B.2 variieren die auf den aufgemessenen Lochdurchmesser bezogenen Randabstände zwischen $2,4$ und $3,1d_0$, wie die Übersicht in der Tabelle 3.14 dokumentiert. Vor dem Hintergrund der Erkenntnisse aus den Versuchsserien A.2 und A.3, die aufgezeigt haben, dass der Einfluss der Randabstände in der hier vorliegenden Bandbreite von untergeordneter Bedeutung ist, kann die nicht exakt auf $b = 6d_0$ abgestimmte Breite der Prüfkörper vernachlässigt werden, wenn bei der weiteren Auswertung auf das gemessene Lochspiel Δd_{gem} zurückgegriffen wird. Die Konzeption der Prüfkörper bzw. die festgelegten Lochspiele ermöglichen zudem die Einbindung von acht Datensätzen aus den Versuchsserien A.1 und B.1, auch wenn diese nicht noch einmal in die Ergebnisübersicht in Tabelle 3.14 mit aufgenommen worden sind.

Tabelle 3.14: Auswertung der Anschlusssteifigkeiten für die Versuchsserien A.4 und B.2

Serie	Geometrie und Steifigkeit Prüfkörper									Versuchsergebnisse Steifigkeit					
	t	d	Δd_{nom}	Δd_{gem}	e_1/d_0	e_2/d_0	$k_{7,UK}$	$k_{7,RO}$	$k_{7,EC}$	$F2 = 0,33F_{B,R}$		$F2 = 0,67F_{B,R}$		$F2 = 1,00F_{B,R}$	
	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[-]	[-]	[kN/mm]	[kN/mm]	[kN/mm]	k_7	$k_7/k_{7,UK}$	k_7	$k_7/k_{7,UK}$	k_7	$k_7/k_{7,UK}$
									[kN/mm]	[%]	[kN/mm]	[%]	[kN/mm]	[%]	
A.4	1,50	8	0,1	0,1	3,1	3,1	11,8	6,8	16,6	44,2	376%	22,2	188%	10,9	92%
			0,3	0,3	3,1	3,1				35,9	305%	18,5	157%	10,2	87%
			0,7	0,7	2,9	2,9				28,1	239%	16,7	142%	9,3	79%
			1,0	1,0	2,8	2,8				22,9	194%	14,2	121%	8,3	70%
	2,00	8	0,1	0,1	3,1	3,1	16,7	9,6	23,4	42,2	253%	24,9	149%	12,1	73%
			0,3	0,3	3,1	3,1				37,2	223%	21,6	130%	11,0	66%
			0,7	0,7	2,9	2,9				35,9	215%	22,5	135%	12,7	76%
			1,0	1,0	2,8	2,8				31,8	191%	20,7	124%	12,0	72%
	1,50	10	0,1	0,1	3,1	3,1	11,8	7,6	20,8	39,9	339%	18,9	161%	9,1	78%
			0,3	0,3	3,1	3,1				37,6	320%	18,2	155%	9,5	81%
			0,7	0,7	2,9	2,9				28,6	243%	16,1	137%	8,8	75%
			1,0	1,0	2,9	2,9				27,6	235%	15,5	132%	8,8	74%
	2,00	10	0,1	0,1	3,1	3,1	11,8	7,6	20,8	39,9	339%	18,9	161%	9,1	78%
			0,3	0,3	3,1	3,1				37,6	320%	18,2	155%	9,5	81%
			0,7	0,7	2,9	2,9				28,6	243%	16,1	137%	8,8	75%
			1,0	1,0	2,9	2,9				27,6	235%	15,5	132%	8,8	74%
	3,00	10	0,1	0,5	3,0	3,0	28,6	18,4	40,4	58,5	205%	31,9	112%	16,0	56%
			0,3	0,7	2,9	2,9				52,2	183%	30,2	106%	14,2	50%
			0,7	1,1	2,8	2,8				47,4	166%	28,1	98%	14,7	51%
			1,0	1,4	2,8	2,8				43,3	152%	26,8	94%	13,7	48%
2,00	12	0,3	0,3	3,0	3,0	16,7	11,8	35,2	59,4	357%	29,1	174%	13,7	82%	
		1,0	1,0	2,9	2,9				43,6	262%	21,9	132%	10,8	65%	
		2,0	2,0	2,7	2,7				35,6	213%	20,9	125%	11,5	69%	
		0,3	0,7	3,0	3,0				78,7	177%	50,6	114%	26,5	60%	
4,00	12	1,0	1,4	2,8	2,8	44,4	31,4	64,4	76,1	171%	47,4	107%	25,3	57%	
		2,0	2,4	2,6	2,6				60,8	137%	40,6	91%	22,4	50%	
		0,1	0,1	3,1	3,1				13,4	190%	9,1	129%	6,3	89%	
		0,3	0,3	3,1	3,1				14,3	203%	9,7	138%	6,6	94%	
1,50	10	0,7	0,7	2,9	2,9	7,1	7,6	20,8	13,2	187%	9,2	130%	6,0	86%	
		1,0	1,0	2,9	2,9				11,9	168%	9,0	127%	6,3	89%	
		2,0	2,0	2,6	2,6				9,2	130%	7,8	111%	5,7	81%	
		0,1	0,5	3,0	3,0				31,1	182%	20,5	120%	12,2	71%	
3,00	10	0,3	0,7	2,9	2,9	17,1	18,4	40,4	27,6	161%	18,3	107%	10,9	63%	
		0,7	1,1	2,8	2,8				22,6	132%	17,4	101%	10,9	64%	
		1,0	1,4	2,8	2,8				24,5	143%	18,1	105%	11,7	68%	
		2,0	2,4	2,5	2,5				21,0	123%	16,9	99%	10,7	63%	

die auf d_0 bezogenen Randabstände e_1 und e_2 sind für die tatsächlich aufgemessenen Lochspiel angegeben
weitere Hinweise und Anmerkungen: siehe Auswertung Serie A.1 und B.1 weiter oben

Die Versuchsergebnisse sind grafisch in Bild 3.71 und Bild 3.72 ausgewertet worden. Hierzu sind die Steifigkeitskoeffizienten wieder für die Ausnutzungsgrade $\eta = 0,33, 0,67$ und $1,00$ über dem gemessenen Lochspiel dargestellt worden. Die jeweilige Blechdicke und der Schraubendurchmesser sind in den Diagrammen angegeben. Die Ergebnisse für den glatten Schraubenschaft in der Kontaktzone finden sich in Bild 3.71 und die für das Gewinde in der Kontaktzone in Bild 3.72.

3 Experimentelle Untersuchungen

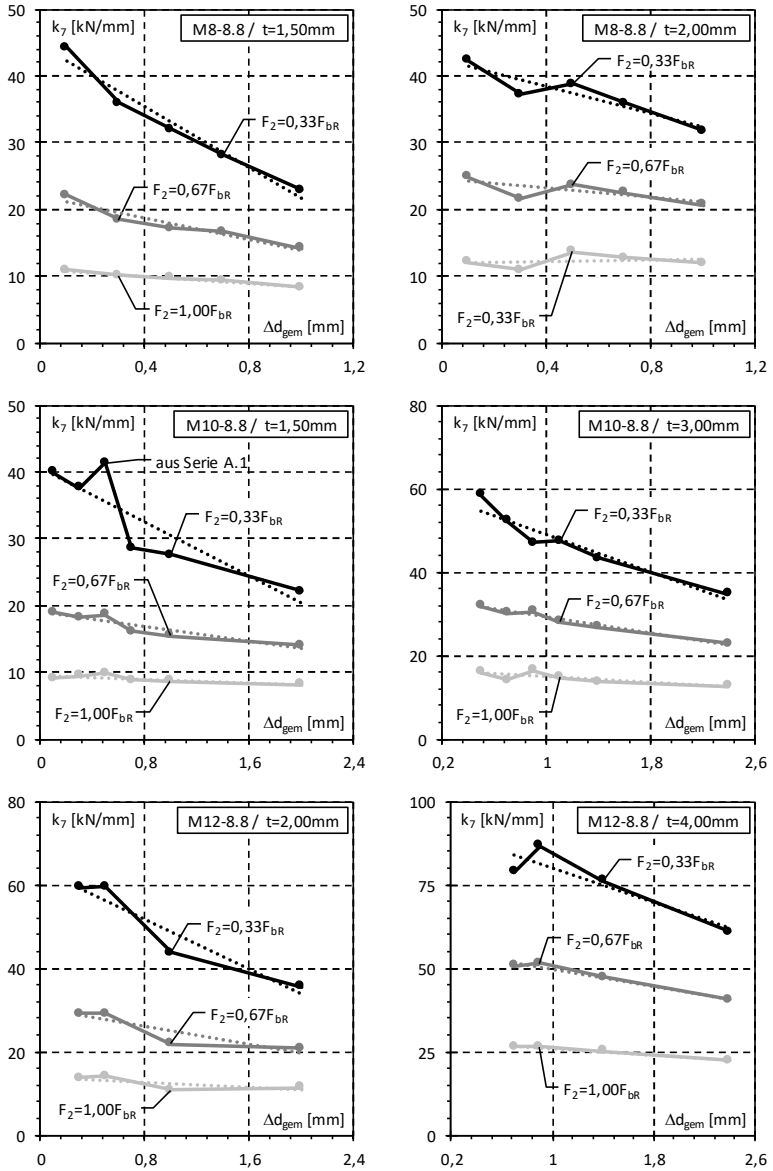


Bild 3.71: Einfluss des Lochspiels auf den Steifigkeitskoeffizienten k_7 – Schraubenschaft in der Kontaktzone

Die Auswertung für den Schaft in der Kontaktzone zeigt – unbeschadet von den typischen Streuungen –, dass der Steifigkeitskoeffizient vom Lochspiel beeinflusst wird. Dabei gilt, je geringer der Ausnutzungsgrad, desto stärker macht sich der Einfluss des Lochspiels bemerkbar. Dies verdeutlichen zum einen die mit dem steigenden Ausnutzungsgrad weniger stark geneigten linearen Trendlinien, die in den Diagrammen als gepunktete Linien dargestellt sind, zum anderen die ersten einfachen Betrachtungen des Quotienten $\eta_{\Delta d} = k_{7,\Delta d\text{min}} / k_{7,\Delta d\text{max}}$, der in Abhängigkeit vom Ausnutzungsgrad im Mittel über die sechs Versuchsgruppen wie folgt liegt:

- Ausnutzungsgrad $\eta = 0,33$: $\eta_{\Delta d} = 1,58$
- Ausnutzungsgrad $\eta = 0,67$: $\eta_{\Delta d} = 1,35$
- Ausnutzungsgrad $\eta = 1,00$: $\eta_{\Delta d} = 1,17$

Da hierbei unterschiedliche minimale und maximale Lochspiele in die Mittelwertbildung einbezogen wurden, bedarf es detaillierterer Auswertungen der Daten, um mehr als nur Tendenzen ableiten zu können. Hierauf wird im nächsten Kapitel eingegangen, wenn summativ die Ergebnisse aller Versuche mit den aus der Fachliteratur bzw. Normung folgenden analytischen Steifigkeitskoeffizienten verglichen werden.

Für die Versuche der Serie B.2 mit dem Gewinde in der Kontaktzone ist ebenfalls zu erkennen, dass sich ein geringes Lochspiel günstig auf den Steifigkeitskoeffizienten auswirkt. Dies ist aber deutlich weniger ausgeprägt als beim glatten Schaft in der Kontaktzone.

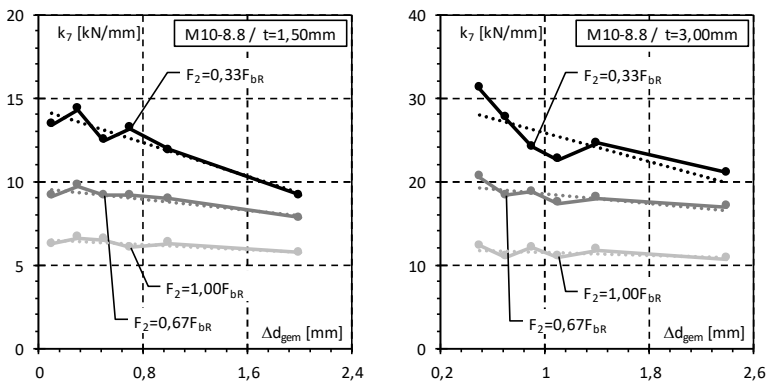


Bild 3.72: Einfluss des Lochspiels auf den Steifigkeitskoeffizienten k_7 – Gewinde in der Kontaktzone

Bei den Versuchsserien A.1 und B.1 sind Vergleiche zwischen dem Steifigkeitskoeffizienten für den Schaft bzw. das Gewinde in der Kontaktzone durchgeführt

worden, vgl. Bild 3.58. Der dabei abgeleitete Beiwert η_g für das konstante Lochspiel von $\Delta d = 0,50$ mm ist durch die Versuche der Serien A.4 und B.2 für $t = 1,50$ mm bestätigt worden, wie das Diagramm in Bild 3.73 a) aufzeigt.

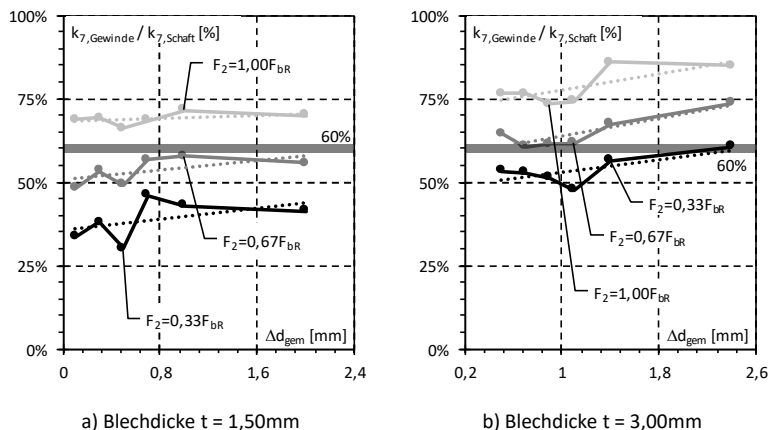


Bild 3.73: Einfluss des Gewindes in der Kontaktzone auf den Steifigkeitskoeffizienten k_7 für verschiedene Lochspiele und Ausnutzungsgrade

Der Beiwert η_g liegt im Mittel für die untersuchten Lochspiele und $t = 1,50$ mm bei:

- Ausnutzungsgrad $\eta = 0,33$: $\eta_g \approx 0,39 = 39 \%$
- Ausnutzungsgrad $\eta = 0,67$: $\eta_g \approx 0,53 = 53 \%$
- Ausnutzungsgrad $\eta = 1,00$: $\eta_g \approx 0,69 = 69 \%$

Dies entspricht einer Abweichung von maximal 4 % in Bezug auf die Auswertung der Serien A.1 und B.1, die Blechdicken bis zu $t = 2,00$ mm beinhalten. Blechdicken mit $t \geq 3,00$ mm sind aufgrund des unplanmäßig großen Lochspiels bei der Auswertung der Serien A.1 und B.1 nicht berücksichtigt worden, wobei sich der Quotient η_g hier ähnlich verhält, wie in dem Diagramm in Bild 3.73 b) dargestellt, und insgesamt zu folgenden Verhältnissen für $t \geq 3,00$ mm führt:

- Ausnutzungsgrad $\eta = 0,33$: $\eta_g \approx 0,52 = 52 \%$
- Ausnutzungsgrad $\eta = 0,67$: $\eta_g \approx 0,61 = 61 \%$
- Ausnutzungsgrad $\eta = 1,00$: $\eta_g \approx 0,76 = 76 \%$

Bei einer größeren Blechdicke ist der Einfluss des Gewindes in der Kontaktzone auf die elastische Anfangssteifigkeit ($\eta = 0,33$) geringer, und es stellen sich im Vergleich zu kleinen Blechdicken höhere Steifigkeitskoeffizienten ein. Mit zunehmendem Ausnutzungsgrad η nähern sich die Verhältnisse für $t \leq 2,00$ mm und $t \geq 3,00$ mm

etwas an. Aber auch hier ist der positive Einfluss der größeren Blechdicke auf den Steifigkeitskoeffizienten noch gegeben. Dieser Effekt ist auf die geometrischen Verhältnisse in der Kontaktzone zurückzuführen, wie die nachfolgende Skizze zu den Gewindegeometrien veranschaulicht. Für Gewindesteigungen von $P = 1,00$ bzw. $1,75$ mm stellt sich in Abhängigkeit von der Blechdicke Kontakt zu ein bis drei Teilflächen mit einer Breite von wenigen Zehntelmillimetern ein. Folgerichtig ergibt sich für Versuche mit Kontakt zu nur einer Teilfläche ein größerer Einfluss des Gewindes auf die elastische Anfangssteifigkeit als bei Kontakt zu zwei oder mehr Teilflächen.

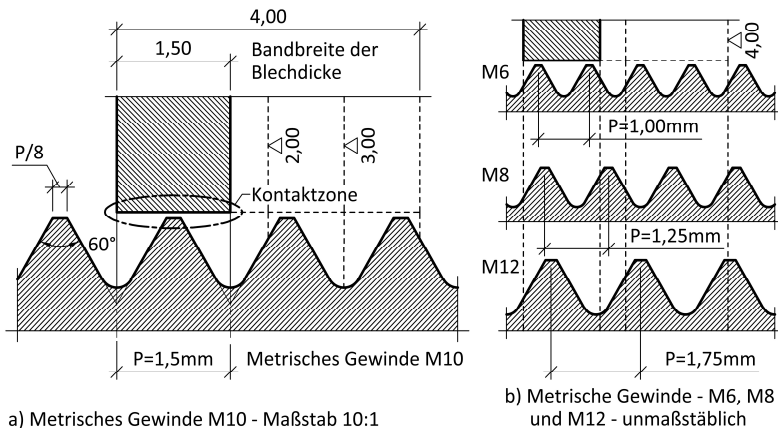


Bild 3.74: Gewindegeometrien und Blechdicken für die untersuchten Konfigurationen

Vor dem baupraktischen Hintergrund ist die weitere Minimierung des Lochspiels auf Werte um $\Delta d = 0,2$ bis $0,3$ mm zu hinterfragen, zumal der Gewinn bei den experimentell ermittelten elastischen Anfangssteifigkeiten nicht so hoch ausfällt, wie in den numerischen Untersuchungen in [54] oder auch [106] prognostiziert. Bei Ausnutzungsgraden $\eta \geq 0,67$ verliert ein reduziertes Lochspiel weiter an Bedeutung. Das bei verschiedenen Regalherstellern zur Ausführung kommende Lochspiel von $\Delta d = 0,50$ mm stellt somit bereits einen guten Kompromiss zwischen einfacher Montage und der erreichbaren Steifigkeit der Lochleibungsfeder dar.

Bei den verfügbaren analytischen Modellen zur Ermittlung der Steifigkeit der Lochleibungsfeder wird der Einfluss des Lochspiels nicht berücksichtigt. Daher ist die Übereinstimmung zwischen den analytischen Modellen und den Versuchsergebnissen der Serien A.4 und B.2 tendenziell schlechter als bei den zuvor vorgestellten Untersuchungen. Hierauf wird summativ im nachfolgenden Kapitel eingegangen.

3.3.1.6.5 Zur Weiterentwicklung der analytischen Ansätze

In den vorhergehenden Kapiteln ist der Einfluss der variierten Parameter auf den Steifigkeitskoeffizienten analysiert worden, ohne dabei im Detail auf die Vergleiche zu den analytischen Ansätzen aus der Fachliteratur oder Normung einzugehen. Dies wird an dieser Stelle für alle durchgeführten Versuche aus den Serien A.1 bis B.2 nachgeholt. Hierzu sind für einen ersten Überblick die Mittelwerte der Quotienten der experimentell und analytisch bestimmten Steifigkeitskoeffizienten in Tabelle 3.15 zusammengestellt worden. Die Auswertung erfolgt getrennt für den Schaft bzw. das Gewinde in der Kontaktzone sowie für die Ausnutzungsgrade $\eta = 0,33$ bis $1,00$.

Tabelle 3.15: Vergleich der experimentell und analytisch ermittelten Steifigkeitskoeffizienten über die Mittelwerte der Quotienten $k_{7,exp}$ und $k_{7,analytisch}$

Auslastung η [-]	Kontaktzone	Zadanfarrokh / Bryan Mittelwert $k_{7,exp} / k_{7,UK}$ [-]	Zaharia / Dubina Mittelwert $k_{7,exp} / k_{7,RO}$ [-]	Jaspart / DIN EN 1993-1-8 Mittelwert $k_{7,exp} / k_{7,EC}$ [-]
0,33	Schaft	2,36	3,74	1,52
	Gewinde	1,60	1,52	0,63
0,67	Schaft	1,36	2,15	0,88
	Gewinde	1,17	1,11	0,46
1,00	Schaft	0,70	1,11	0,46
	Gewinde	0,79	0,75	0,31

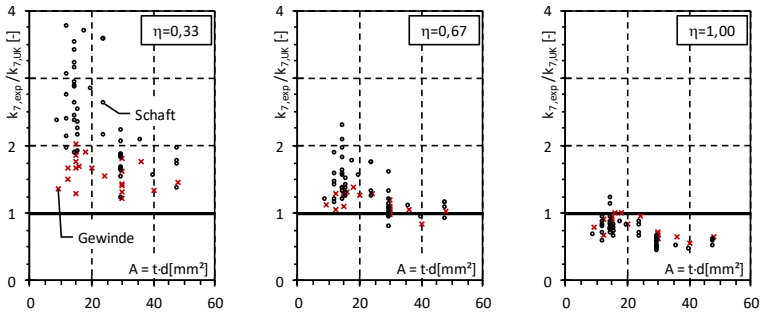
Die Quotienten spiegeln deutlich wider, dass in keinem der analytischen Modelle der Ausnutzungsgrad η einfließt. Die größten Abweichungen sind bei der elastischen Anfangssteifigkeit für $\eta = 0,33$ gegeben. Da das Modell von Zaharia und Dubina aus [117] nur auf Versuche mit großem Lochspiel und dem Gewinde in der Kontaktzone zurückgeht, ergeben sich hier folgerichtig die größten Abweichungen für den Schaft in der Kontaktzone. Die in den Versuchen ermittelte elastische Anfangssteifigkeit wird im Mittel um fast Faktor vier unterschätzt. Im Gegensatz dazu liegen die aus der DIN EN 1993-1-8 [R19] abgeleiteten Steifigkeitskoeffizienten für das Gewinde in der Kontaktzone zu hoch, da dieser Einflussfaktor im analytischen Modell nicht erfasst wird. Die Tendenz, dass der Steifigkeitskoeffizient für die Lochleibungsfeder aus [R19] zu hoch liegt, ist auch bei den Ausnutzungsgraden $\eta \geq 0,67$ gegeben, sodass ohne Modifikationen das analytische Modell aus der DIN EN 1993-1-8 nicht bei dünnwandigen Blechen verwendet werden kann. Das analytische Modell von Zadanfarrokh und Bryan aus [116] ist bei der elastischen Anfangssteifigkeit zwar konservativ, weist aber mit Abweichungen von im Mittel Faktor 1,6 bis 2,4 bessere Übereinstimmungen auf, als nach den numerischen Untersuchungen in

[106] erwartet. Bei dem Ausnutzungsgrad $\eta = 0,67$ fallen die Abweichungen im Mittel mit Faktor 1,17 bis 1,36 nochmals deutlich kleiner aus, allerdings ist die Bandbreite mit maximalen Abweichungen von bis zu Faktor 2,3 relativ groß, wie die grafische Aufbereitung der Einzelergebnisse in Bild 3.75 a) veranschaulicht. In den insgesamt neun Diagrammen in Bild 3.75 sind die Einzelergebnisse für alle hier betrachteten analytischen Modelle – getrennt für den Schaft und das Gewinde in der Kontaktzone – dargestellt. Es ist gut zu erkennen, wie groß die Abweichungen im Detail sind, insbesondere wenn der Schaft in der Kontaktzone liegt. Im Gegensatz dazu ist die Streubreite bei dem Gewinde in der Kontaktzone deutlich kleiner, und die analytisch nach *Zadanfarrokh* und *Bryan* oder auch nach *Zaharia* und *Dubina* ermittelten Steifigkeitskoeffizienten weisen bessere Übereinstimmungen auf. Für Ausnutzungsgrade $\eta = 1,00$ zeigt sich bei allen analytischen Modellen eine Überschätzung des Steifigkeitskoeffizienten. Nur bei *Zaharia* und *Dubina* liegen die experimentell bestimmten Steifigkeitskoeffizienten im Mittel nur 11 % höher, als rechnerisch ermittelt. Dies ist auf den Umstand zurückzuführen, dass der Steifigkeitskoeffizient im Modell für $\eta \leq 0,67$ signifikant unterschätzt wird, da *Zaharia* und *Dubina* den positiven Einfluss des glatten Schaftes in der Kontaktzone nicht berücksichtigen.

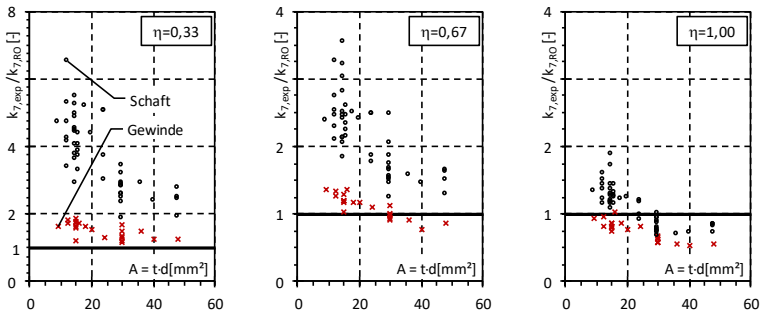
Auch wenn bei den Vergleichen in Tabelle 3.15 und der grafischen Aufbereitung der Ergebnisse in Bild 3.75 nur sehr grob zwischen Schaft und Gewinde in der Kontaktzone differenziert wurde, ist deutlich zu erkennen, dass die analytischen Modelle von *Zadanfarrokh* und *Bryan* bzw. von *Zaharia* und *Dubina* für eine realitätsnahe Ermittlung der Steifigkeit der Lochleibungsfeder angepasst werden müssen. Aufgrund der für $\eta = 0,67$ im Mittel bereits guten Übereinstimmung ist es sinnvoll, die beiden Modelle weiter aufzugreifen und diese um die untersuchten Einflussfaktoren, wie zum Beispiel das Lochspiel oder den Ausnutzungsgrad, zu erweitern. Das in der DIN EN 1993-1-8 verankerte analytische Modell von *Jaspart* wird bei den nachfolgenden Untersuchungen und Auswertungen nicht weiter berücksichtigt. Die grafischen Darstellungen in Bild 3.75 lassen aufgrund der Aufteilung in die beiden Versuchsgruppen mit dem Schaft bzw. dem Gewinde in der Kontaktzone keine weiteren Tendenzen erkennen. Daher ist es sinnvoll, genau hier anzusetzen, um gezielt die analytischen Modelle zu verfeinern. Basierend auf den Erkenntnissen aus den Auswertungen in den vorhergehenden Kapiteln sind dabei die folgenden Einflussfaktoren zu berücksichtigen:

- α_{η} Einfluss des Ausnutzungsgrades
- α_k Einfluss des Schaftes bzw. Gewindes in der Kontaktzone
- $\alpha_{\Delta d}$ Einfluss des Lochspiels in der Verbindung
- α_E Einfluss des Elastizitätsmoduls

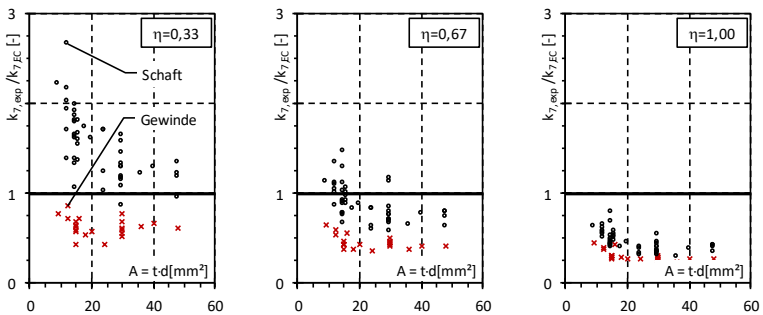
3 Experimentelle Untersuchungen



a) Vergleich $k_{7,exp}$ und $k_{7,UK}$ nach dem Modell von Zadanfarrokh und Bryan aus [116]



b) Vergleich $k_{7,exp}$ und $k_{7,RO}$ nach dem Modell von Zaharia und Dubina aus [117]



c) Vergleich $k_{7,exp}$ und $k_{7,EC}$ nach dem Modell von Jaspert aus DIN EN 1993-1-8 [R19]

Bild 3.75: Vergleich der experimentell und analytisch ermittelten Steifigkeitskoeffizienten für die in der Fachliteratur und Normung vorhandenen Modelle

Wie *Kunz* et al. in [51] ausführen, ist eine geschlossene analytische Lösung für die Verformungen beim Kontakt eines Zylinders mit einer achsparallelen, konkav geformten Fläche nicht möglich. Dies dokumentiert auch die von *Kunz* et al. angegebene Gleichung (3.8) für die Ermittlung der Abplattung w_0 im Kontaktbereich bzw. die dabei zu berücksichtigende Konstante C , die in [51] mit $C = 1,16$ bis $5,70$ beziffert wird.

$$\Rightarrow w_0 \approx C \cdot \frac{F}{E_V \cdot L} \quad \text{mit: } E_V = 2 \cdot \frac{E_1 \cdot E_2}{E_1 + E_2} \quad (3.8)$$

Kunz et al. stufen die Güte von Gleichung (3.8) eher qualitativ als quantitativ anwendbar ein. In der vorliegenden Arbeit werden daher die Einflussfaktoren empirisch aus den Ergebnissen der Versuche abgeleitet. Da sich in den Versuchsserien A.1 und B.1 gezeigt hat, dass zwischen dem Steifigkeitskoeffizienten k_7 und dem Durchmesser der Schrauben ein Zusammenhang besteht, der näherungsweise mit der Wurzel aus dem Nenndurchmesser korreliert, sind die experimentell ermittelten Steifigkeitskoeffizienten ins Verhältnis zu $t \cdot \sqrt{d}$ gesetzt worden. Der auch in dem Modell von *Zaharia* und *Dubina* implementierte Ansatz führt bei einem konstanten Lochspiel von $\Delta d = 0,50$ mm und dem Schaft in der Kontaktzone zu folgendem, vom Ausnutzungsgrad η abhängigen Quotienten:

Tabelle 3.16: Einfluss des Ausnutzungsgrades auf den Steifigkeitskoeffizienten für den Schaft in der Kontaktzone – Beiwert α_η

Serie	Ifd.-Nr.	$t \cdot \sqrt{d}$ [mm ^{3/2}]	$k_{7,exp} / t \cdot \sqrt{d}$ [kN/mm ^{5/2}]			
			$\eta = 0,33$	$\eta = 0,67$	$\eta = 1,00$	
A.1	1	3,67	7,52	3,81	2,15	
	2	4,90	7,20	3,89	1,96	
	3	4,24	7,55	4,04	2,30	
	4	5,66	6,86	4,18	2,42	
	5	4,74	8,72	3,92	2,07	
	6	6,32	7,46	4,07	2,12	
	9	5,20	8,33	3,98	1,94	
	10	6,93	8,60	4,21	2,05	
	Mittelwert = α_η [kN/mm ^{5/2}]			7,78	4,01	2,13
	$\alpha_\eta / S_{Abw,\eta}$ [%]			8,2%	3,3%	7,2%

Der Mittelwert der Quotienten aus Tabelle 3.16 kann als Beiwert α_η verwendet werden, um über die Geometrieparameter Schraubendurchmesser und Blechdicke auf den vom Ausnutzungsgrad abhängigen Steifigkeitskoeffizienten k_7 zurückzuschließen. Die Verhältnisse von α_η untereinander spiegeln die Ausführungen in Kapitel 3.3.1.6.2 wider, nach denen sich für $\eta = 0,67$ bzw. $1,00$ in etwa jeweils eine

Halbierung des Steifigkeitskoeffizienten einstellt. Mit einer auf den Mittelwert bezogenen Standardabweichung von 3 bis 8 % ist die aus den Streuungen der Versuche folgende Unschärfe als akzeptabel einzustufen. Da die empirische Ableitung des Beiwertes α_{η} auf dem Steifigkeitskoeffizienten in Kilonewton pro Millimeter sowie d und t in Millimeter basiert, müssen diese Einheiten bei der Anwendung konsistent beibehalten werden. Damit ist der erste Schritt bei der Entwicklung des empirischen Modells bereits abgeschlossen, und der Steifigkeitskoeffizient kann aus dem Produkt von α_{η} , \sqrt{d} und t bestimmt werden, sofern der glatte Schaft in der Kontaktzone liegt und das Lochspiel $\Delta d = 0,50$ mm beträgt.

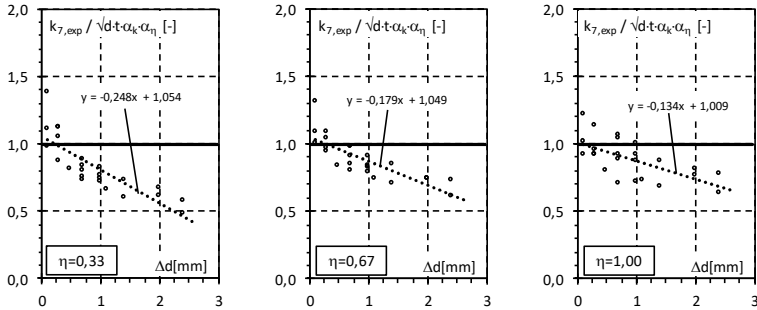
Im nächsten Schritt wird der Einfluss des Gewindes in der Kontaktzone über den Beiwert α_k eingebunden. Da bei α_{η} ausschließlich auf Daten von Versuchen mit dem Schaft in der Kontaktzone zurückgegriffen wurde, ist in diesen Anwendungsfällen $\alpha_k = 1,00$ zu setzen. Für das Gewinde in der Kontaktzone haben Vergleiche zwischen den Ergebnissen der Serien A.1 und B.1 folgende Verhältnisse aufgezeigt:

Tabelle 3.17: Einfluss des Gewindes in der Kontaktzone auf den Steifigkeitskoeffizienten – Beiwert α_k

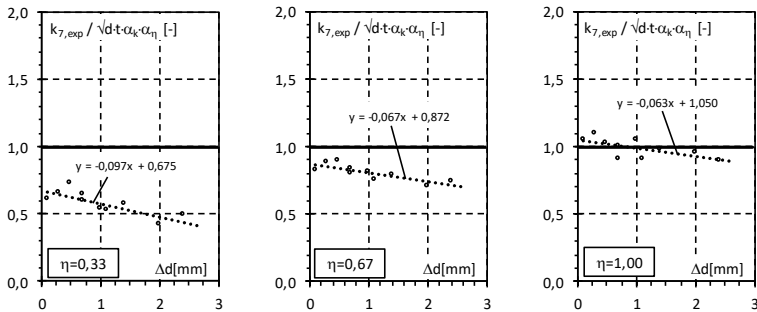
Serie	Ifd.-Nr. [A.1] / [B.1]	$k_{7,exp,Gewinde} / k_{7,exp,Schaft}$ [-]			
		$\eta = 0,33$	$\eta = 0,67$	$\eta = 1,00$	
A.1 vs. B.1	1 / 13	0,35	0,57	0,70	
	2 / 14	0,43	0,55	0,71	
	3 / 15	0,37	0,53	0,67	
	4 / 16	0,43	0,55	0,73	
	5 / 17	0,30	0,49	0,66	
	6 / 18	0,35	0,49	0,62	
	9 / 21	0,31	0,47	0,71	
	10 / 22	0,26	0,44	0,67	
	Mittelwert = α_k [-]		0,35	0,51	0,68
	$\alpha_k / S_{Abw,n}$ [%]		16,2%	8,3%	5,0%

Mit dem Beiwert α_k ist es möglich, den Steifigkeitskoeffizienten für den Schaft in der Kontaktzone abzumindern und näherungsweise in den Wert für das Gewinde in der Kontaktzone zu überführen, wie in Kapitel 3.3.1.6.2 aufgezeigt wurde. Dabei sind auch die im Vergleich zu Tabelle 3.16 größeren Streuungen aufgefallen, wie das Diagramm in Bild 3.58 dokumentiert. Die Streuungen sind insbesondere im Bereich der elastischen Anfangssteifigkeit für $\eta = 0,33$ zu verzeichnen. Mit steigendem Ausnutzungsgrad verringert sich der Einfluss des Gewindes in der Kontaktzone, und auch die auf den Mittelwert bezogenen Standardabweichungen liegen mit 5 bis 8 % wieder auf dem Niveau des Beiwertes α_{η} .

In den bisherigen Ausarbeitungen sind nur Versuche mit einem Lochspiel von $\Delta d = 0,50$ mm erfasst worden. Für ein hiervon abweichendes Lochspiel können die Ergebnisse der Versuchsserien A.4 und B.2 verwendet und in einen vom Ausnutzungsgrad η abhängigen Beiwert $\alpha_{\Delta d}$ in das Modell eingebunden werden. Um den Beiwert $\alpha_{\Delta d}$ ableiten zu können, wird auf die Daten in den Diagrammen in Bild 3.77 zurückgegriffen.



a) Versuchsserie A.4 – Schaft in der Kontaktzone



b) Versuchsserie B.2 – Gewinde in der Kontaktzone

Bild 3.76: Einfluss des Lochspiels auf den Steifigkeitskoeffizienten – Ermittlung Beiwert $\alpha_{\Delta d}$

Die Diagramme beinhalten den Quotienten aus dem experimentell ermittelten Steifigkeitskoeffizienten und dem Term $\sqrt{d} \cdot t \cdot \alpha_k \cdot \alpha_\eta$, die für die Ausnutzungsgrade $\eta = 0,33$ bis 1,00 über dem Lochspiel aufgetragen wurden. Über die zugehörigen linearen Trendlinien lassen sich – unter Berücksichtigung des Ausnutzungsgrades η – zwei Zahlenwertgleichungen für den Schaft bzw. das Gewinde in der Kontaktzone ableiten, mit denen sich der Einfluss des Lochspiels erfassen lässt, vgl. Gleichung (3.10) und (3.11).

Mit dem letzten Einflussfaktor α_E zur Berücksichtigung etwaiger Streuungen des Elastizitätsmoduls nach Gleichung (3.12) ist das empirisch weiterentwickelte Modell komplettiert und lässt sich wie folgt zusammenfassen:

$$\Rightarrow k_7(\eta) = \underbrace{\alpha_{\eta} \cdot \alpha_k \cdot \alpha_{\Delta d} \cdot \alpha_E}_{\text{Beiwerte}} \cdot \underbrace{t \cdot \sqrt{d}}_{\text{Geometrieparameter}} \quad [\text{kN/mm}] \quad (3.9)$$

mit: α_{η} Beiwert zur Erfassung des Ausnutzungsgrades:

$$\alpha_{\eta} = 7,8 \quad \text{für } \eta = 0,33$$

$$\alpha_{\eta} = 4,0 \quad \text{für } \eta = 0,67$$

$$\alpha_{\eta} = 2,1 \quad \text{für } \eta = 1,00$$

α_k Beiwert zur Erfassung der Kontaktbedingungen

für den Schaft in der Kontaktzone:

$$\alpha_k = 1,00 \quad \text{für jedes } \eta$$

für das Gewinde in der Kontaktzone:

$$\alpha_k = 0,35 \quad \text{für } \eta = 0,33$$

$$\alpha_k = 0,50 \quad \text{für } \eta = 0,67$$

$$\alpha_k = 0,70 \quad \text{für } \eta = 1,00$$

$\alpha_{\Delta d}$ Beiwert zur Erfassung des Lochspiels Δd

für den Schaft in der Kontaktzone:

$$\alpha_{\Delta d} = 1,0 + (0,5 - \Delta d) \cdot 0,21 \cdot (1,20 - 0,60 \cdot \eta) \quad (3.10)$$

für das Gewinde in der Kontaktzone:

$$\alpha_{\Delta d} = 1,0 + (0,5 - \Delta d) \cdot 0,15 \cdot (1,30 - 0,90 \cdot \eta) \quad (3.11)$$

mit: $\eta = 0,33, 0,67$ bzw. $1,00$

α_E Beiwert zur Erfassung des Elastizitätsmoduls:

$$\alpha_E = \frac{E}{210.000} \quad E \text{ in } [\text{N/mm}^2] \quad (3.12)$$

t als Blechdicke in [mm]

d als Nenndurchmesser des Schraubenschaftes in [mm]

Da das Modell empirisch aus den Ergebnissen der im Rahmen der Arbeit durchgeführten Versuche entwickelt wurde, ist es ohne weiterführende Untersuchungen nur für Schraubendurchmesser von $d = 6$ bis 12 mm, Blechdicken bis $t = 4,00$ mm sowie Lochspiele von $\Delta d = 0,1$ bis $2,5$ mm anwendbar. Im Hinblick auf die Randabstände sind $e_1 \geq 2,0d_0$ und $e_2 \geq 1,2d_0$ als Anwendungsgrenzen zu beachten.

Bei der Ableitung der Beiwerte sind aufgrund der Streuungen in den Versuchsergebnissen Unschärfen enthalten. Dies spiegelt sich auch in den Vergleichsrechnungen zu den Versuchsserien A.1 bis B.2 wider, die zusammenfassend in den drei nachfolgenden Diagrammen dargestellt sind. Dabei ist bewusst für die Ordinatenachse die gleiche Skalierung wie in Bild 3.75 a) gewählt worden, um zu veranschaulichen, dass in Summe für die Ausnutzungsgrade $\eta = 0,33$ bis $1,00$ eine wesentlich bessere Übereinstimmung erzielt wird als bei der Anwendung des Modells von *Zadanfarrokh* und *Bryan* aus [116].

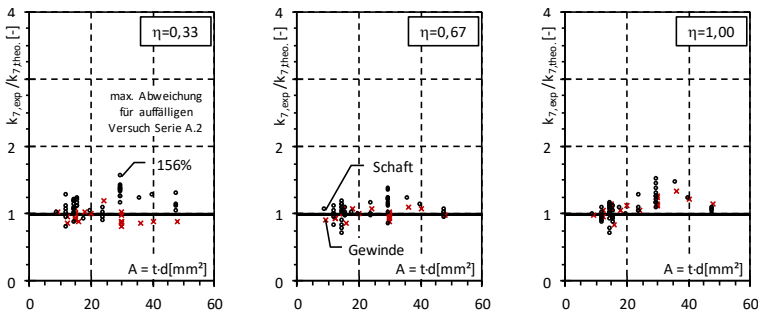


Bild 3.77: Vergleich der experimentell und analytisch ermittelten Steifigkeitskoeffizienten für das empirisch weiterentwickelte Modell

Im Mittel über alle Vergleichsrechnungen ergeben sich eine Abweichung von +8,0 % und eine auf diesen Mittelwert bezogene Standardabweichung von 15 %. Die größten Abweichungen haben sich bei den Vergleichsrechnungen zu den Serien A.2 und A.3 gezeigt. Bleiben diese beiden Versuchsserien mit zum Teil abweichenden Versagensmechanismen außen vor, beträgt die Abweichung im Mittel +7 % bei einer bezogenen Standardabweichung von 11 %. Die größten Abweichungen bei Einzelwerten liegen dann bei +43 bzw. -19 % und fallen mit Versuchen zusammen, bei denen auffällig niedrige bzw. hohe Steifigkeitskoeffizienten ermittelt wurden.

Neben den Vergleichsrechnungen zu den eigenen Versuchen kann des Weiteren auch auf die Daten von *Zaharia* und *Dubina* zurückgegriffen werden, die zu ihren 27 Versuchen bzw. den neuen untersuchten Anschlusskonfigurationen die experimentell ermittelten Steifigkeitskoeffizienten im Detail angegeben haben (vgl. Tabelle 2 in [117]). Die Bandbreite der verwendeten Schraubendurchmesser ist mit M8 bis M16 etwas größer als bei den eigenen Versuchen. Da *Zaharia* und *Dubina* nicht zwischen verschiedenen Ausnutzungsgraden differenzieren, ergeben sich bei den Vergleichsrechnungen aufgrund des Beiwertes α_η unterschiedlich gute Übereinstimmungen, wie das Diagramm in Bild 3.78 aufzeigt. Die Abweichungen betragen für die Ausnutzungsgrade $\eta = 0,33$, $0,67$ und $1,00$ im Mittel +28 %, -3 %

bzw. -26 %. Dabei ist die Tendenz zu erkennen, dass sich mit steigendem Schraubendurchmesser eine geringfügige Unterschätzung des Steifigkeitskoeffizienten ergibt. Inwieweit sich hier die nicht genauer spezifizierten Elastizitätsmodule auswirken, kann nicht bewertet werden.

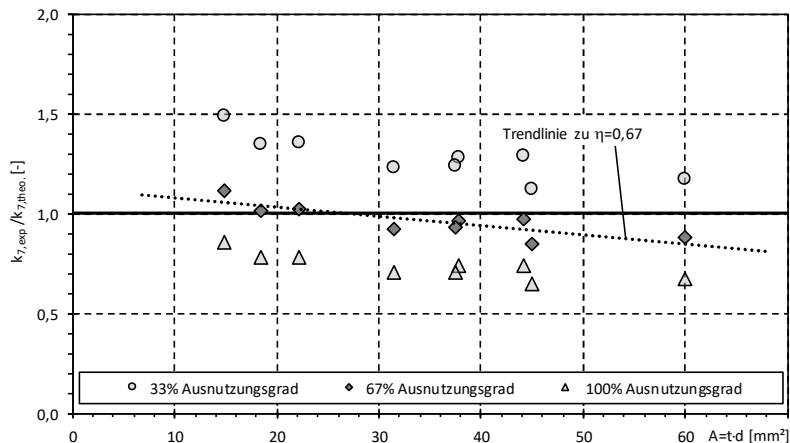


Bild 3.78: Vergleichsrechnungen mit dem empirisch weiterentwickelten Modell zu den Versuchen von Zaharia und Dubina aus [117]

Es lässt sich abschließend festhalten, dass Güte und Eignung des empirisch entwickelten Modells für den Steifigkeitskoeffizienten der Lochleibungsfeder insgesamt nachgewiesen sind. Aufgrund der hohen Anzahl von Versuchen und der untersuchten Bandbreite an Parametern können die für den Regalbau typischen Anwendungsfälle voll abgedeckt werden. Die Übertragbarkeit auf andere Anwendungsfälle mit dünnwandigen Querschnitten aus Stahl ist gegeben und durch die experimentelle Absicherung auch für nicht für den Regalbau typische Konfigurationen mit einem zum Beispiel größeren Lochspiel sicher möglich.

Im Vergleich zu den rein numerisch in [106] ermittelten Steifigkeitskoeffizienten haben die Komponentenversuche gezeigt, dass die elastische Anfangssteifigkeit für einen Ausnutzungsgrad von $\eta = 0,33$ niedriger, aber die Steigung der Sekanten für $\eta = 0,67$ höher ausfällt. Den in den numerischen Berechnungen beobachteten positiven Einfluss eines minimierten Lochspiels auf den Steifigkeitskoeffizienten haben die Versuche nicht bestätigen können. Eine Optimierung der Schubsteifigkeit der Ständerrahmen über eine Reduktion des Lochspiels auf Werte unter $\Delta d = 0,50$ mm ist daher nicht in dem Maße wirksam, wie noch in dem FOSTA-Forschungsvorhaben P1078 [106] vermutet.

Für die Anwendung des empirisch weiterentwickelten Modells für die Steifigkeit der Lochleibungsfeder sind in der nachfolgenden Tabelle die Steifigkeitskoeffizienten für im Regalbau übliche Blechdicken und Schraubendurchmesser angegeben. Dabei ist die Einheit Kilonewton je Zentimeter gewählt worden, da diese auch bei den weiteren Komponenten verwendet wird.

Tabelle 3.18: Zusammenstellung des Steifigkeitskoeffizienten k_f für im Regalbau übliche Blechdicken und Schraubendurchmesser

Steifigkeitskoeffizienten k_f [kN/cm] für verschiedene Ausnutzungsgrade von $\eta = 33$ bis 100%										
Schraube	Kontaktzone	t = 1,50mm			t = 2,00mm			t = 3,00mm		
		33%	67%	100%	33%	67%	100%	33%	67%	100%
M6	Schaft	287	147	77	382	196	103	573	294	154
	Gewinde	100	73	54	134	98	72	201	147	108
M8	Schaft	331	170	89	441	226	119	662	339	178
	Gewinde	116	85	62	154	113	83	232	170	125
M10	Schaft	370	190	100	493	253	133	740	379	199
	Gewinde	129	95	70	173	126	93	259	190	139
M12	Schaft	405	208	109	540	277	145	811	416	218
	Gewinde	142	104	76	189	139	102	284	208	153

Die in Tabelle 3.18 aufgeführten Steifigkeitskoeffizienten gelten für eine Kontaktzone und ein Nennlochspiel von $\Delta d = 0,50$ mm. Des Weiteren wird vorausgesetzt, dass der Elastizitätsmodul nur in einem vernachlässigbaren Rahmen vom Nennwert $E = 210.000$ N/mm² abweicht.

3.3.1.7 Zusammenfassung

Mithilfe der insgesamt über 200 Komponentenversuche zu dünnwandigen Blechen mit Lochleibungsbeanspruchungen konnten die Regelungen für die Bemessung der Tragfähigkeit aus der europäischen Stahlbaunormung DIN EN 1993-1-3 [R17] und DIN EN 1993-1-8 [R19] im Wesentlichen bestätigt werden. Für Randabstände $e_1 > 3d_0$ sind Tragfähigkeitsreserven festgestellt worden, die über den auf 1,0 begrenzten Lochleibungsbeiwert α_b nicht abbildbar sind. Für kleine Randabstände quer zur Krafrichtung, die zu einem Versagen im Nettoquerschnitt führen, haben die Versuche aufgezeigt, dass die Bemessung auf der unsicheren Seite liegen kann, wenn nicht auf den aus DIN EN 1993-1-1 [R15] bekannten Vorfaktor 0,90 zurückgegriffen wird. Im Hinblick auf die Lochleibungstragfähigkeit haben die Versuche bestätigt, dass das Gewinde in der Kontaktzone keinen und das Lochspiel nur einen

vernachlässigbar kleinen Einfluss auf die Tragfähigkeit haben. Die Streuungen der experimentell ermittelten Anschlusstragfähigkeiten sind insgesamt gering und erlauben nach der in Anhang D.1 beigefügten statistischen Auswertung einen auf $\gamma^*_{M2} = 1,165$ reduzierten Teilsicherheitsbeiwert. Ein Einfluss des Herstellprozesses auf der Laserschneideanlage konnte nicht festgestellt werden. Dies gilt sowohl für die Anschlusstragfähigkeit als auch für die Steifigkeit der Lochleibungsfeder.

Für die steifigkeitsorientierte Auswertung der Versuche ist aufgrund der in [106] aufgeworfenen Frage zum Ansatz der Tangenten- oder Sekantensteifigkeit eine Methodik entwickelt worden, mit der der Steifigkeitskoeffizient in Abhängigkeit vom Ausnutzungsgrad der Lochleibungstragfähigkeit dargestellt werden kann. Dabei hat sich gezeigt, dass die Lochleibungsverformungen ab einem Ausnutzungsgrad von $\eta = 33\%$ überproportional stark wachsen. Für $\eta = 33\%$ kann der Steifigkeitskoeffizient daher als Tangenten- bzw. in Analogie zur Komponentenmethode als elastische Anfangssteifigkeit aufgefasst werden. Mit zunehmendem Ausnutzungsgrad fällt der Steifigkeitskoeffizient ab, wobei sich für den Schaft in der Kontaktzone und die im Weiteren detailliert ausgewerteten Ausnutzungsgrade von $\eta = 67$ und 100% jeweils eine Halbierung einstellt. Befindet sich bei ansonsten gleichen Randbedingungen das Gewinde in der Kontaktzone, fällt der Steifigkeitskoeffizient auf bis zu 35% ab. Mit zunehmendem Ausnutzungsgrad verliert der Einfluss des Gewindes aber an Bedeutung, und für $\eta = 100\%$ liegt der Steifigkeitskoeffizient nur ca. 30% niedriger, als bei dem Schaft in der Kontaktzone. Die Versuche haben des Weiteren aufgezeigt, dass der Steifigkeitskoeffizient nicht vom Schraubendurchmesser entkoppelt ist. Für die untersuchten Schraubendurchmesser von M6 bis M12 nimmt der Steifigkeitskoeffizient stetig, aber nicht linear zu. Der Zuwachs korreliert näherungsweise mit dem Term \sqrt{d} , was sich mit den Erkenntnissen von *Zaharia* und *Dubina* deckt. In diesem Kontext ist festzuhalten, dass die in der Fachliteratur und der Stahlbaunormung verfügbaren Modelle für die analytische Ermittlung des Steifigkeitskoeffizienten hier nur bedingt anwendbar sind. Zum einen erlauben die Modelle keine vom Ausnutzungsgrad abhängige Ermittlung des Steifigkeitskoeffizienten, was in der Regel zu einer konservativen Bewertung der Federsteifigkeit führt. Zum anderen lassen sich die für den Regalbau typischen kleinen Lochspiele nicht erfassen. Dies liegt an den Daten, die der empirischen Entwicklung der Modelle zugrunde gelegen haben und – wie im Stand der Technik dargelegt – nur Versuche mit Lochspielen von $\Delta d \geq 1,00$ bis $2,00$ mm umfassen. Mithilfe der Komponentenversuche konnte gezeigt werden, dass sich ein reduziertes Lochspiel günstig auf den Steifigkeitskoeffizienten auswirkt. Auch wenn sich der Effekt weniger stark bemerkbar macht, als in den numerischen Untersuchungen in dem FOSTA-Projekt P1078 [106] prognostiziert, sollte er nicht vernachlässigt werden. Um dies gewährleisten zu können, sind die aus den Versuchen gewonnenen

Erkenntnisse in ein weiterentwickeltes empirisches Modell eingeflossen, das es erlaubt, den Steifigkeitskoeffizienten der Lochleibungsfeder für verschiedene Ausnutzungsgrade und variable Blechdicken, Schraubendurchmesser, Lochspiele und Kontaktbedingungen zu bestimmen. Die Eignung des Modells ist durch Vergleichsrechnungen zu den Komponentenversuchen sowie zu den verfügbaren Daten aus den Untersuchungen von *Zaharia* und *Dubina* nachgewiesen worden. Aufgrund der für steifigkeitsorientierte Versuche üblichen Streuungen ergeben sich im Mittel gute bis sehr gute Übereinstimmungen. Auch die Extrapolation für Schraubendurchmesser bis M16, die von *Zaharia* und *Dubina* getestet wurden, ist als akzeptabel einzustufen, wenn man voraussetzt, dass die experimentell in [117] ermittelten Steifigkeitskoeffizienten einem Ausnutzungsgrad von $\eta = 67\%$ entsprechen. An dieser Stelle ist es wichtig, nochmals darauf hinzuweisen, dass bei kleinen Randabständen quer zur Krafttrichtung sowie bei Stahlsorten mit einer ausgeprägten Streckgrenze und $f_u / f_y \geq 1,30$ ein besonderes Augenmerk auf den Steifigkeitskoeffizienten zu legen ist, da mit dem Erreichen der Streckgrenze größere Verformungen einhergehen können, die den Steifigkeitskoeffizienten für $\eta \geq 67\%$ möglicherweise nachteilig beeinflussen.

Es kann abschließend festgehalten werden, dass mit den im Rahmen der vorliegenden Arbeit durchgeführten Komponentenversuchen zur Steifigkeit der Lochleibungsfeder die aufgezeigten Wissenslücken geschlossen werden konnten. Das weiterentwickelte Modell für den Steifigkeitskoeffizienten der Lochleibungsfeder stellt dabei einen wichtigen Baustein für die realitätsnahe Ermittlung der Schubsteifigkeit von Ständerahmen dar, da die Lochleibungsfeder – unabhängig von der Anschlusskonfiguration – als eine der Schlüsselkomponenten identifiziert worden ist. Eine weitere Schlüsselkomponente sind die bei Rücken an Rücken-Anschlüssen auf Biegung beanspruchten Schrauben, auf die im nachfolgenden Kapitel eingegangen wird.

3.3.2 Schrauben unter Biegebeanspruchung

3.3.2.1 Zielsetzung und Lösungsweg

Bei der Anschlusskonfiguration Rücken an Rücken hat sich die planmäßige Biegebeanspruchung der Schrauben zwischen den Füllstäben und Stützen als eine wesentliche die Schubsteifigkeit der Ständerrahmen beeinflussende Komponente herausgestellt. In den Stahlbaunormen finden sich für die planmäßige Biegebeanspruchung von Schrauben weder Ansätze zur Bemessung noch zur Bestimmung eines Steifigkeitskoeffizienten. Im Regalbau wird diesem Umstand derzeit durch die integrale Messung der Tragfähigkeit und Steifigkeit der Schraubverbindungen im Rahmenschubversuch begegnet. Die Begrenzung der Versuchsauswertung auf den linear-elastischen Bereich und die Ableitung von zulässigen Querkraften für die Ständerrahmen stellen dabei sicher, dass die Beanspruchbarkeiten der Schrauben nicht überschritten werden.

Um die planmäßig biegebeanspruchten Schrauben in das Konzept der Komponentenmethode einbinden zu können, müssen Ansätze zur Bestimmung der Tragfähigkeit und Steifigkeit entwickelt werden. Die grundsätzliche Eignung von Schrauben unter Biegebeanspruchungen haben *Scheer, Peil* und *Nölle* in [86] für vorwiegend ruhende Beanspruchungen bereits 1987 nachgewiesen. Der Schwerpunkt der Forschungsarbeiten in [86] lag auf der Biegetragfähigkeit und umfasste eine große Bandbreite an Schraubenfestigkeitsklassen und -durchmessern, allerdings ohne dabei auch auf den Steifigkeitskoeffizienten bei einer planmäßigen Biegebeanspruchung einzugehen. Diese Wissenslücke soll mit den nachfolgend dokumentierten Versuchen zur Tragfähigkeit und Steifigkeit von biegebeanspruchten Schrauben geschlossen werden. Der Fokus ist dabei auf die im Regalbau üblichen, galvanisch verzinkten Schrauben in der Festigkeitsklasse 8.8 mit Durchmessern von M8 bis M12 gelegt worden. Da die numerischen Untersuchungen in Kapitel 4.2.3.5 aufgezeigt haben, dass die Steifigkeit der biegebeanspruchten Schrauben erst nach Überschreitung der Elastizitätsgrenze von den sich dann einstellenden Abstützkräften positiv beeinflusst wird, ist bei den Komponentenversuchen auf einen Dreipunkt-Biegeversuch mit einer beidseitig gelenkigen Lagerung der Schrauben zurückgegriffen worden. Um den möglichen Einfluss des Gewindes auf die Beanspruchbarkeit und Steifigkeit erfassen zu können, sind Schrauben mit und ohne Schaft nach DIN EN ISO 4014 [R21] bzw. DIN EN ISO 4017 [R22] eingesetzt worden. Bei den Schaftschrauben ist zudem der Gewindeanteil bezogen auf die Spannweite variiert worden, um Aussagen zum Einfluss des Gewindes treffen zu können. Mit den Versuchen zur Schraubenbiegung werden die analytischen Ausarbeitungen in Kapitel 5.3.8 verifiziert, und das Konzept der Komponentenmethode wird insgesamt weiter abgesichert. Der in Kapitel 5.2 entwickelten Nomenklatur folgend, wird

der Steifigkeitskoeffizient für die Schraubenbiegung auch hier mit k_B bezeichnet. Da im Kontext der Komponentenversuche nicht die Gefahr besteht, den Steifigkeitskoeffizienten für die Biegeverformungen ($k_{B,1}$) mit dem für die Scherverformungen ($k_{B,2}$) zu verwechseln, wird vereinfachend auf den Index „1“ verzichtet.

In Summe sind 72 Versuche mit zwei verschiedenen Spannweiten (Serie A = 60 mm bzw. Serie B = 50 mm) und unterschiedlichen Gewindeanteilen durchgeführt worden. Eine Übersicht über das gesamte Versuchsprogramm mit den Eckdaten und der Anzahl der jeweils durchgeführten Versuche zeigt die nachfolgende Tabelle.

Tabelle 3.19: Übersicht zu den Komponentenversuchen zur Schraubenbiegung

Komponentenversuche Schraubenbiegung		DIN EN ISO 4014 - Schrauben mit Schaft			DIN EN ISO 4017
		nur Schaft im Bereich von L_{SR}	Gewindeanteil b' an L_{SR} "klein"	Gewindeanteil b' an L_{SR} "groß"	Schrauben mit Gewinde bis Kopf
Serie A.1 bis A.3 Spannweite $L_{SR}=60\text{mm}$	M8-8.8	3 Stk. ($b'=0\text{mm} / f_B=0\%$)	3 Stk. ($b'=10\text{mm} / f_B=16,7\%$)	3 Stk. ($b'=18\text{mm} / f_B=30,0\%$)	5 Stk. ($b'=L_{SR} / f_B=100\%$)
	M10-8.8	4 Stk. ($b'=0\text{mm} / f_B=0\%$)	3 Stk. ($b'=14\text{mm} / f_B=23,3\%$)	7 Stk. ($b'=22\text{mm} / f_B=36,7\%$)	7 Stk. ($b'=10\text{mm} / f_B=16,7\%$)
	M12-8.8	4 Stk. ($b'=0\text{mm} / f_B=0\%$)	3 Stk. ($b'=14\text{mm} / f_B=23,3\%$)	3 Stk. ($b'=22\text{mm} / f_B=36,7\%$)	5 Stk. ($b'=10\text{mm} / f_B=16,7\%$)
Serie B.1 und B.2 Spannweite $L_{SR}=50\text{mm}$	M8-8.8	4 Stk. ($b'=0\text{mm} / f_B=0\%$)	3 Stk. ($b'=8\text{mm} / f_B=16,0\%$)	n.v.	4 Stk. ($b'=10\text{mm} / f_B=16,7\%$)
	M10-8.8	4 Stk. ($b'=0\text{mm} / f_B=0\%$)	3 Stk. ($b'=11\text{mm} / f_B=22,0\%$)	n.v.	4 Stk. ($b'=10\text{mm} / f_B=16,7\%$)
Definition der Gewindeanteile: (vgl. Skizzen zum Versuchsaufbau)		b' = Länge des Gewindes im Dreipunktbiegeversuch mit der Spannweite L_{SR} $f_B = b' / L_{SR}$ = prozentualer Anteil der Gewindelänge bezogen auf die Spannweite L_{SR}			

Eine Übersicht mit allen Parametern und Einzelergebnissen der Versuche ist dem Anhang D.2 beigefügt.

3.3.2.2 Versuchsaufbau und Durchführung

Die Versuche sind am Institut für Bauforschung der TU Dortmund in einer Universalprüfmaschine der Firma Schenk Typ Hydropuls PSA durchgeführt worden. Bild 3.79 zeigt ein Ansichtsfoto vom Versuchsaufbau mit einer zur Prüfung eingebauten Schraube, vgl. [36]. Zur Auflagerung und Lasteinleitung sind Schneiden aus gehärtetem Stahl C45 verwendet worden. Die untere Grundplatte wurde unverschieblich mit dem Prüfrahen verbunden. Zur Lagesicherung und Ausrichtung sind die vier in Bild 3.79 erkennbaren, orthogonal zur Prüfkörperachse verlaufenden Schrauben eingesetzt worden. Die Messung der Verschiebungen erfolgte mithilfe von induktiven Wegaufnehmern, die unterhalb der zu prüfenden Schrauben positioniert wurden, wie der Schnitt durch den Versuchsaufbau in Bild 3.80 verdeutlicht. Um

bei der Messung der Verformungen eine Beeinflussung durch die Gewindegänge zu vermeiden, sind im Bedarfsfall die Gewindegänge durch einen Zweikomponentenkleber verfüllt worden, Bild 3.81. Die Versuche sind ausnahmslos weggeregelt mit einer Prüfgeschwindigkeit von $v = 0,50 \text{ mm/min}$ gefahren worden. Dies entspricht einer quasi statischen Beanspruchung. Das heißt im Umkehrschluss aber auch, dass die Ergebnisse nicht ohne weitere Untersuchungen auf nicht vorwiegend ruhende Beanspruchungen übertragen werden können.

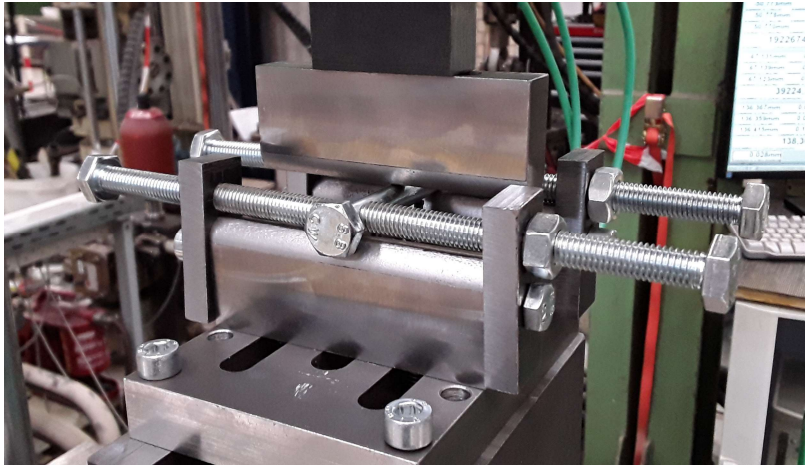


Bild 3.79: Ansichtsfoto eines Versuchs aus der Serie A mit einer Schachtschraube M10-8.8

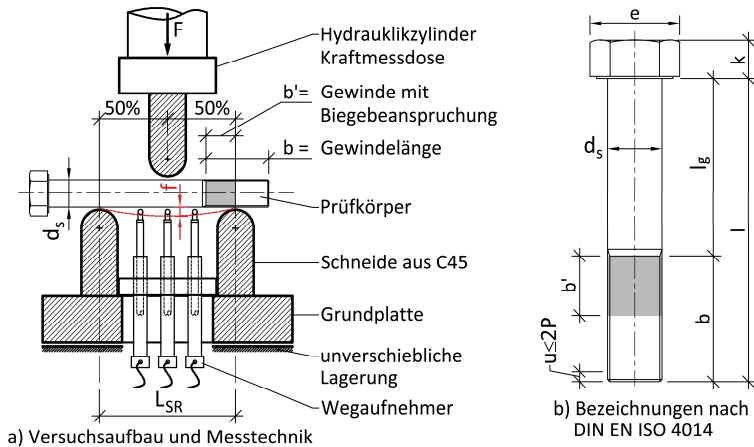


Bild 3.80: Schnitt durch den Versuchsaufbau und Bezeichnungen der Schraubengeometrie

Die aus der Zwangsverschiebung resultierende Kraft ist an der lasteinleitenden, oberen Schneide über eine Kraftmessdose erfasst worden. Die Messwerte sind kontinuierlich mit einem Messwertverstärker Spider 8 aufgezeichnet und zur weiteren Auswertung mit der Software Catman 6.0 [S8] gespeichert worden. In allen Versuchen sind in der Regel drei Belastungszyklen durchlaufen worden. Im ersten Belastungszyklus wurde die Maschinenkraft soweit gesteigert, bis der Verlauf der Last-Verformungskurve das Ende des linear-elastischen Bereichs aufgezeigt hat. Die Schrauben wurden anschließend entlastet und dann in mindestens einem weiteren Belastungszyklus mit einer im linear-elastischen Bereich liegenden Kraft beaufschlagt, bevor sie im letzten Belastungszyklus bis zu deutlich erkennbaren plastischen Verformungen gefahren wurden.



Bild 3.81: Schraube mit Gewinde bis zum Kopf aus der Versuchsserie A – Messstelle für Wegaufnehmer Gewindgänge mit Zweikomponentenkleber verfüllt

Um eine Beeinflussung durch lokale Deformationen der Prüfkörper im Kontaktbereich zu den Schneiden soweit möglich ausschließen zu können, wurde bei der Auswertung immer der letzte Belastungszyklus zugrunde gelegt. Auf den Einfluss der lokalen Deformationen wird bei der Auswertung der Versuche in Kapitel 3.3.2.5 noch im Detail eingegangen.

3.3.2.3 Materialeigenschaften

Die in den Versuchen verwendeten Schrauben stammen alle von einem deutschen Hersteller, der seit Anfang 2019 eine allgemeine bauaufsichtliche Zulassung für den Einsatz seiner galvanisch verzinkten Schrauben im Regalbau besitzt. Die Materialeigenschaften der Schrauben sind in Zugversuchen an abgedrehten Rundproben ermittelt worden. Dabei hat sich gezeigt, dass die für die Festigkeitsklasse 8.8 geforderten Zugfestigkeiten und 0,2 %-Dehngrenzen erreicht und zum Teil deutlich überschritten werden, wie die Übersicht in Tabelle 3.20 dokumentiert. Im Mittel über alle zwölf Proben liegt die Zugfestigkeit 18 % über dem Mindestwert von $R_m = 800 \text{ N/mm}^2$, der nach ISO 898-1 [R25] bis zu einem Nenndurchmesser von

3 Experimentelle Untersuchungen

$d = 16 \text{ mm}$ gilt. Auch die Streckgrenze bzw. hier die 0,2 %-Dehngrenze weist mit einem Durchschnittswert von $R_{p,0.2} = 860 \text{ N/mm}^2$ eine deutliche Überfestigkeit bezogen auf den Mindestwert von 640 N/mm^2 auf. Das Verhältnis von Zugfestigkeit zur 0,2 %-Dehngrenze beträgt im Mittel bei 1,10. Nach dem Erreichen der Elastizitätsgrenze ist keine ausgeprägte Verfestigung gegeben, wie Bild 3.82 für vier exemplarisch ausgewählte Zugversuche aufzeigt.

Tabelle 3.20: Mechanische Eigenschaften der in den Versuchen eingesetzten Schrauben

lfd.-Nr.	Schraube und Produktnorm	d_0 [mm]	E [N/mm ²]	$R_{p0.2}$ [N/mm ²]	R_m [N/mm ²]	A [%]	A_5 [%]
1-2	M8-8.8x100 - ISO 4014	4,99	188.000	882	948	17,9	6,0
3-4	M8-8.8x100 - ISO 4017	5,00	192.500	877	941	18,2	5,9
5-6	M10-8.8x100 - ISO 4014	6,03	190.500	821	921	15,9	5,2
7-8	M10-8.8x100 - ISO 4017	6,00	197.500	869	932	17,5	5,8
9-10	M12-8.8x100 - ISO 4014	8,07	194.500	876	971	17,5	5,6
11-12	M12-8.8x100 - ISO 4017	8,06	199.000	836	932	18,3	6,3
Mittelwerte aller 12 Proben		-	193.500	860	941	17,6	5,8

Die angegebenen Elastizitätsmodule sind auf jeweils volle 500N/mm²gerundet worden!

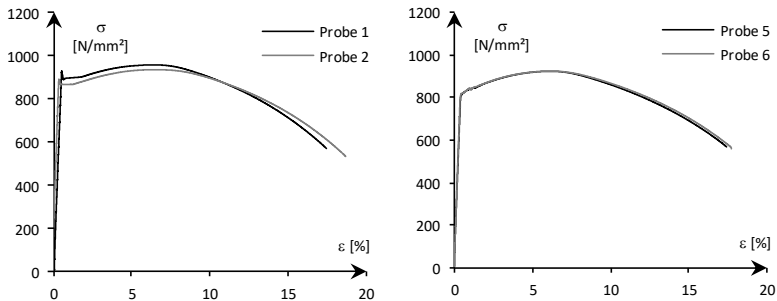


Bild 3.82: Exemplarisch ausgewählte σ - ε -Diagramme von den Zugversuchen an abgedrehten Rundproben

Auffällig ist auch, dass der Elastizitätsmodul im Mittel über alle Proben mit $E_m = 193.500 \text{ N/mm}^2$ etwa 8 % unter dem Nennwert von $E = 210.000 \text{ N/mm}^2$ liegt. Vergleichbare Verhältnisse sind auch im FOSTA-Projekt P787 [105] für aufgeschweißte Gewindebolzen mit einer Nennfestigkeit von 800 N/mm^2 festgestellt worden. Der Werkstoff für die hier verwendeten Schrauben ist jedoch nicht identisch mit dem Werkstoff 8MnSi7 (1.5113), aus dem die Gewindebolzen im FOSTA-Projekt P787 hergestellt wurden, wie die chemischen Zusammensetzungen in Tabelle 3.21 aufzeigen. Aus dem Kohlenstoffgehalt und den weiteren bei der Analyse festgestellten Masseanteilen der Legierungselemente Mangan (Mn), Chrom (Cr)

und Silizium (Si) lässt sich der Rückschluss ziehen, dass für die Schrauben auf einen Walzdraht aus einem unlegierten Vergütungsstahl C35 (1.0501) nach DIN EN 10083-2 [R7] zurückgegriffen wurde. Nur bei den Schrauben M8-8.8x100 – ISO 4014 liegt der Massenanteile von Mangan mit 0,16 % etwas niedriger als in Tabelle 3 in [R7] mit 0,50 bis 0,80 definiert.

Tabelle 3.21: Chemische Zusammensetzungen der in den Versuchen eingesetzten Schrauben

Ifd.- Nr.	Schraube	% C	% Mn	% Cr	% Si	% Ni	% P	% S	% Mo	% Cr +	% Fe
		Kohlenstoff	Mangan	Chrom	Silizium	Nickel	Phosphor	Schwefel	Molybdän	Mo + Ni	Eisen
1	M8-8.8 - ISO 4014	0,33	0,16	0,25	0,03	0,023	0,009	0,011	0,003	0,276	Rest
2	M8-8.8 - ISO 4017	0,33	0,58	0,31	0,22	0,019	0,010	0,005	0,005	0,334	Rest
3	M10-8.8 - ISO 4014	0,32	0,56	0,31	0,16	0,017	0,008	0,009	0,009	0,336	Rest
4	M10-8.8 - ISO 4017	0,32	0,56	0,31	0,16	0,017	0,008	0,009	0,009	0,336	Rest
5	M12-8.8 - ISO 4014	0,34	0,48	0,31	0,13	0,021	0,009	0,006	0,009	0,340	Rest
6	M12-8.8 - ISO 4017	0,40	0,48	0,31	0,13	0,021	0,009	0,006	0,009	0,340	Rest
	C35 (1.0501)	0,32 - 0,39	0,5 - 0,8	≤ 0,40	≤ 0,40	≤ 0,40	≤ 0,045	≤ 0,045	≤ 0,10	≤ 0,63	Rest

Die Festigkeit des Vergütungsstahls C35 genügt ohne eine zusätzliche Wärmebehandlung nicht den Anforderungen für Schrauben der Festigkeitsklasse 8.8. Wie die ergänzend durchgeführten Gefügeuntersuchungen aufgezeigt haben, sind die Schrauben daher am Ende des Herstellprozesses einer Wärmebehandlung unterzogen worden. Bild 3.83 zeigt das typische Vergütungsgefüge, das in den Randbereichen der Schrauben tendenziell feinkörniger als im Kernbereich ist.



Bild 3.83: Gefügeausbildung im Gewindegrund (200x), exemplarisch M8x100-8.8 – ISO 4014

Aufgrund der im Kernbereich beobachteten Gefügezeitligkeit, die in den Randbereichen nicht mehr gegeben ist, kann davon ausgegangen werden, dass die Gewinde aufgewalzt und nicht geschnitten wurden.



Bild 3.84: Gefügeausbildung im Kernbereich (200x), exemplarisch M12x100-8.8 – ISO 4014

Um eine mögliche inhomogene Verteilung der Festigkeiten über den Schraubenquerschnitt ausschließen zu können, sind Härtemessungen an Makroschliffen vorgenommen worden. Die Messpunkte wurden für eine ausreichend feine Auflösung in Abständen von $e = 0,20$ bis $0,50$ mm gesetzt. Insgesamt wurden neun Messreihen durchgeführt, die jeweils die volle Breite der Makroschliffe orthogonal zur Schraubenachse umfassten. Um sicherstellen zu können, dass sich die Resultate der Messungen nicht gegenseitig beeinflussen, wurden Mikrohärtmessungen HV_{0,1} mit einer Prüfkraft von $F = 0,98$ N vorgenommen. Damit genügt der Kanten- und Messpunktabstand den Vorgaben von $e_{\min} = 2,50$ bis $3,00d$ (vgl. Bild 2 in DIN EN ISO 6507-1 [R23]), wie nachfolgend mithilfe der Bestimmungsgleichung für die Vickershärte gezeigt wird:

$$\Rightarrow \text{HV} = 0,102 \cdot \frac{2 \cdot F \cdot \sin(136^\circ / 2)}{d^2} = 0,189 \cdot \frac{F}{d^2} \quad (3.13)$$

Dabei ist d die mittlere Diagonallänge des Eindrucks der Diamantpyramide infolge der Prüfkraft F . Für die nach ISO 898-1 [R25] bei der Festigkeitsklasse 8.8 zu

erwartenden Härte von 300HV10 kann mithilfe der Gleichung (3.14) auf den Mindestabstand der Messpunkte zurückgeschlossen werden:

$$\Rightarrow e_{\min} = 3,00 \cdot \sqrt{\frac{0,189 \cdot F}{HV}} \quad (3.14)$$

Für eine konventionelle Härtemessung HV10 ergibt sich so ein Mindestabstand von $e_{\min} = 0,75 \text{ mm}$, während dieser bei HV0,1 auf $e_{\min} = 0,10 \text{ mm}$ reduziert werden kann. Die Umsetzung der Rand- und Achsabstände der Messpunkte zeigt Bild 3.85 exemplarisch für eine Messreihe im Bereich des aufgerollten Gewindes einer Schraube M12x100-8.8 – ISO 4014 (100-fache Vergrößerung).

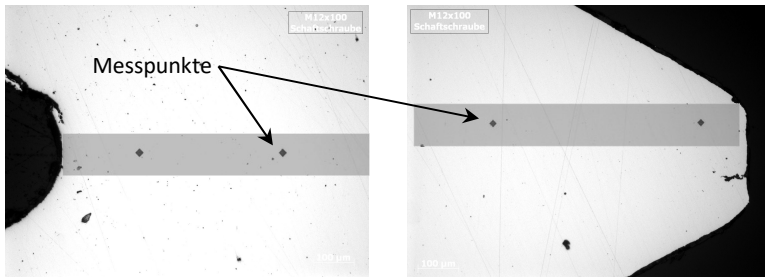


Bild 3.85: Messpunkte der Härtemessungen, exemplarisch M12x100-8.8 – ISO 4014

Die Ergebnisse aller neun Messreihen können Tabelle 3.22 entnommen werden.

Tabelle 3.22: Ergebnisse der Härtemessungen für die verwendeten Schrauben

Schraube	Ifd.-Nr.	Messpunkt - Nr.																			MW HV0,1				
		-11	-10	-9	-8	-7	-6	-5	-4	-3	-2	-1	0	+1	+2	+3	+4	+5	+6	+7		+8	+9	+10	+11
M8x100-8.8-ISO 4014	1s				314	301	330	314	294	311	311	301	303	303	301	303	308	311	301	296					306
	2g					321	311	311	303	303	294	292	314	306	303	296	301	276							302
	3g						285	299	314	303	296	296	294	292	278	294	287	282	287	303					294
M10x100-8.8-ISO 4014	4s			289	299	289	292	289	285	296	270	278	272	276	282	214	303	301	306	299	308	296			287
	5g				308	314	296	314	299	306	299	289	289	276	278	299	299	296	308	311	306				299
	6g					287	311	314	294	319	303	306	303	296	287	294	311	308	311	314	306	301			304
M12x100-8.8-ISO 4014	7s	308	299	319	308	299	330	319	330	306	324	308	316	311	327	314	327	319	311	278	308	327	338	330	315
	8g	308	319	319	311	338	327	316	316	311	289	311	306	311	319	324	319	330	306	324	314	319	308		316
	9g		299	294	289	314	303	306	296	306	296	296	303	296	306	306	308	308	303	306	296	303	303		302

Anm.: Die Messreihen im Bereich des Schraubenschaftes sind durch ein "s" und die im Bereich des Gewindes durch ein "g" gekennzeichnet.

3 Experimentelle Untersuchungen

Der grau hinterlegte Messpunkt „0“ liegt jeweils mittig bezogen auf die Breite des Makroschliffs. In der letzten Spalte sind ergänzend die Mittelwerte der Messreihen angegeben. Die gemessenen Härtewerte liegen in einem Bereich zwischen 255 und 335HV_{0,1}, der in ISO 898-1 für die Festigkeitsklasse 8.8 gefordert wird. Nur eine der insgesamt 162 Härtemessungen ist mit 214HV_{0,1} auffällig niedrig, wie auch die grafische Aufbereitung von ausgewählten Messreihen in Bild 3.86 bestätigt. Zur Orientierung sind die zu erwartenden mittleren Härtewerte für Schrauben der Festigkeitsklassen 4.6, 8.8 und 10.9 in das Diagramm aufgenommen worden.

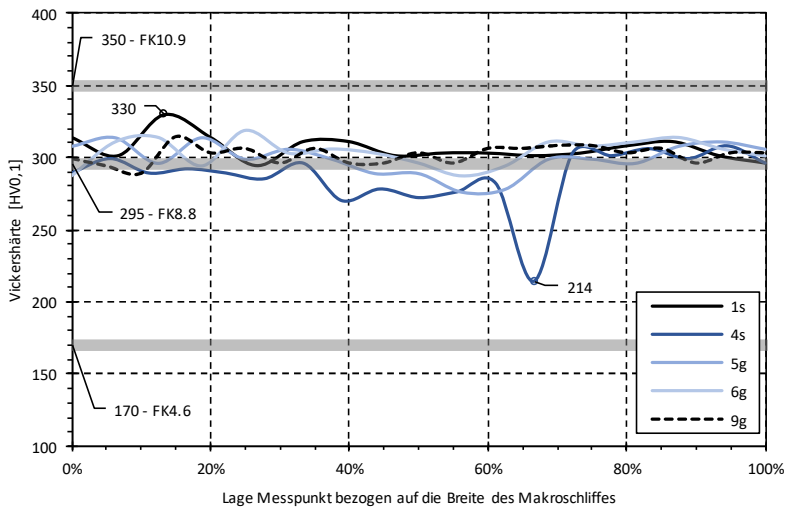


Bild 3.86: Darstellung ausgewählter Härtemessungen und der Vergleichswerte für die Festigkeitsklassen 4.6, 8.8 und 10.9

Zur Klärung der Ursache für den nach unten abweichenden Härtewert ist von dem Messpunkt eine Aufnahme in 500-facher Vergrößerung erstellt worden, vgl. Bild 3.87. Auffällig sind die vereinzelt gut durch die weiße Färbung zu erkennenden Ferritphasen, die auf einen nicht fehlerfrei durchlaufenen Vergütungsprozess hinweisen. Dass die im Vergleich zum umgebenden Gefüge wesentlich weicheren Ferritphasen nicht alleine ursächlich für den Härtewert von 214HV_{0,1} sind, geht aus den unterschiedlichen Größen der Ferritphasen und dem Eindruckkörper der Härtemessung hervor. Ein Fehler im Gefüge ist in der Oberfläche des Makroschliffs nicht erkennbar. Möglicherweise ist die Ursache ein Materialfehler direkt unterhalb des Messpunktes, der im Makroschliff visuell nicht auszumachen ist. Da mit einer

Fehlstelle bei 162 Messpunkten weniger als 0,6 % der Messwerte als auffällig einzustufen sind, wurde auf weiterführende Untersuchungen der Gefügeausbildung verzichtet.



Bild 3.87: Gefügeausbildung und Eindruck einer Härtemessung mit 214HV_{0,1} (500x) mit Ferritphasen, exemplarisch M10x100-8.8 – ISO 4014

Insgesamt ist festzuhalten, dass die Härtewerte homogen über den Querschnitt der untersuchten Schrauben verteilt sind. Die Messreihen bestätigen damit auch indirekt, dass die Festigkeiten über den Querschnitt der Schrauben nicht signifikant variieren. Die in den Zugversuchen an abgedrehten Proben ermittelten Materialeigenschaften aus Tabelle 3.20 sind damit hinreichend genau für die weiteren Auswertungen.

3.3.2.4 Aufmaß der Prüfkörper und des Versuchsaufbaus

Für die Auswertung der Versuche sind die Durchmesser der in den Versuchen verwendeten Schrauben mit einem digitalen Messschieber an zwei orthogonal zueinanderstehenden Achsen aufgemessen worden. Die Ergebnisse der insgesamt 144 Messungen sind in Tabelle 3.23 auf der nachfolgenden Seite zusammengestellt. Die angegebenen Mindestmaße $d_{s,min}$ für den Schaftdurchmesser bzw. $d_{g,min}$ für den

Gewindeaußendurchmesser ergeben sich aus dem Nenndurchmesser abzüglich der zulässigen Toleranzen für das Toleranzfeld 6g nach DIN ISO 965-1 [R27], das für Schrauben der Produktklasse A anzuwenden ist. Die Abweichung zum Nenndurchmesser beträgt hiernach $\Delta d \approx -0,20$ mm. Da der Schraubendurchmesser in der vierten Potenz in die Biegesteifigkeit der Schrauben eingeht, ist dies ein nicht vernachlässigbarer Aspekt bei der weiteren Auswertung der Versuche. Es lässt sich aber auch festhalten, dass die hier betrachteten Schrauben fast ausnahmslos den Mindestanforderungen genügen, ohne dass signifikante Abweichungen von $d_{s,min}$ nach „oben“ gegeben sind. Geringfügige Unterschreitungen sind nur bei den Schrauben M10-8.8 mit Schaft festgestellt worden. In diesem Kontext sind auch die in dem FOSTA-Projekt P1078 [106] verwendeten Schrauben, die von drei unterschiedlichen Herstellern stammen, stichprobenhaft aufgemessen worden. Die zugehörigen Messergebnisse decken sich mit dem Aufmaß der für die Komponentenversuche eingesetzten Schrauben.

Tabelle 3.23: Aufmaß der Schraubendurchmesser im Schaft bzw. Gewinde

Schraubentyp	Nenn- durch- messer d [mm]	DIN EN ISO 4014					DIN EN ISO 4017				
		Schrauben mit Schaft					Schrauben mit Gewinde bis zum Kopf				
		n [-]	d_s [mm]	Δd_s [mm]	$d_{s,min}$ [mm]	$d_s/d_{s,min}$ [-]	n [-]	d_g [mm]	Δd_g [mm]	$d_{g,min}$ [mm]	$d_g/d_{g,min}$ [-]
M8-8.8	8	32	7,78	-0,22	7,780	1,000	18	7,82	-0,18	7,760	1,008
M10-8.8	10	42	9,76	-0,24	9,780	0,998	22	9,83	-0,17	9,732	1,010
M12-8.8	12	20	11,78	-0,22	11,730	1,004	10	11,78	-0,22	11,701	1,007

Für die weitere Ausarbeitung der analytischen Modelle ist es sinnvoll, mit dem Nenndurchmesser zu rechnen und die zulässigen Toleranzen durch geeignete Beiwerte zu erfassen. Neben den Außendurchmessern sind auch die Gewindelängen der Schrauben mit Schaft vermessen worden. Signifikante Abweichungen von den Sollmaßen nach DIN EN ISO 4014 sind dabei nicht festgestellt worden. Auffällig war nur der „schärfere“ Übergang von Schaft zu Gewinde für die M10er Schrauben.

Vor der Versuchsdurchführung ist auch der Versuchsstand auf Maßhaltigkeit und Übereinstimmung mit den Sollmaßen überprüft worden. Die dabei festgestellten Spannweiten weichen mit $L_{SR} = 60,4$ mm für die Serie A und $L_{SR} = 50,2$ mm für die Serie B geringfügig von den Sollmaßen ab. Die Auswertungen im nachfolgenden Kapitel und die Vergleiche zu den theoretischen Modellen basieren auf den gemessenen Spannweiten.

3.3.2.5 Auswertung der Versuche

Für die Auswertung der Versuche sind die Last-Verformungskurven für den in Feldmitte platzierten Wegaufnehmer zugrunde gelegt worden. Der Steifigkeitskoeffizient k_8 entspricht dabei der Neigung der Last-Verformungskurve und muss, um plastische Verformungen der Schrauben ausschließen zu können, auf den linear-elastischen Bereich beschränkt werden. Es wurden alle in Bild 3.88 dargestellten Belastungszyklen analysiert. Der untere Stützpunkt F1 wurde im Bereich zwischen 0,5 und 1,0kN gelegt und der obere Stützpunkt F2 so, dass er unterhalb der Elastizitätsgrenze F_{el} lag.

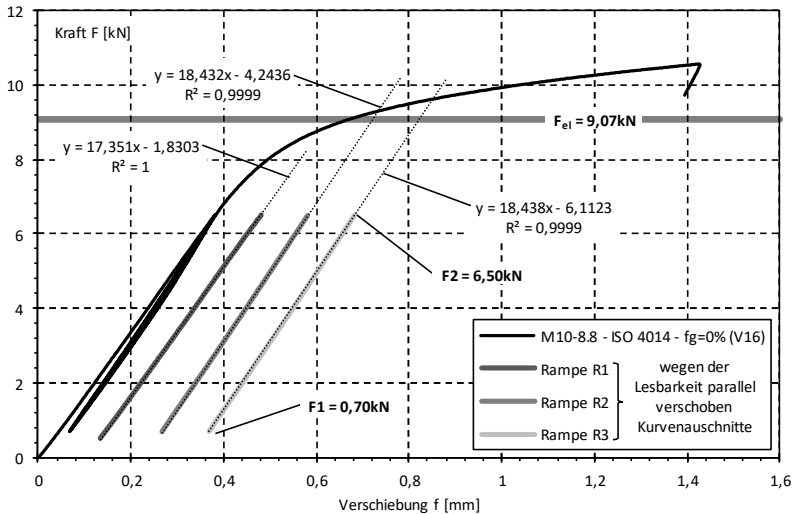


Bild 3.88: Versuchsauswertung am Beispiel einer M10-8.8er Schraube ohne Gewindeanteil im biegebeanspruchten Bereich

Für die experimentelle Ermittlung der Elastizitätsgrenze sind Sekanten jeweils im linear-elastischen bzw. plastischen Bereich der Last-Verformungskurven angelegt worden. Bild 3.89 zeigt dies exemplarisch für zwei Versuche aus der Serie A.2 bzw. A.3. Die Schnittpunkte der beiden Sekanten sind zur Festlegung der Elastizitätsgrenze $F_{el,exp}$ herangezogen worden. Die Neigung der Sekante im plastischen Bereich ist dabei nicht immer so eindeutig wie in den Beispielen, die Streubreite bei unterschiedlich angelegten Sekanten liegt jedoch im Bereich von weniger als $\pm 0,5 \text{ kN}$. Auf die Ergebnisse der Auswertungen zur Elastizitätsgrenze wird am Ende dieses Kapitels – auch vor dem Hintergrund der analytischen Ansätze für die Komponente K8 – noch eingegangen.

Bei der Auswertung der Neigungen der Last-Verformungskurven war auffällig, dass mit der Erstbelastung immer dann eine zum Teil deutlich geringere Steifigkeit einhergeht, wenn Gewindeteile in den Kontaktzonen zu den Schneiden liegen. Der Effekt der plastischen Deformation der Gewindeteile ist dabei abhängig von der Prüflast. Entsprechend fallen die Abweichungen bei den Schrauben M12-8.8 größer aus, als bei M8-8.8. Ab dem zweiten Belastungszyklus stellten sich – unabhängig ob die Be- oder Entlastungskurven betrachtet wurden – konstante Steifigkeiten ein.

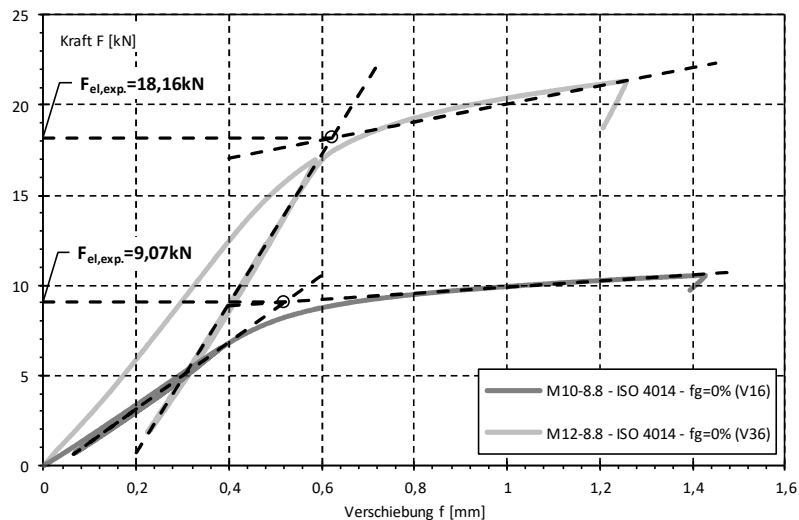


Bild 3.89: Exemplarische Auswertung der Elastizitätsgrenze für zwei Versuche mit Schrauben M10-8.8 bzw. M12-8.8 nach ISO 4014

Die Auswertung ist zusammenfassend für die Versuchsserien A und B in Tabelle 3.24 dargestellt. Angegeben sind die Steifigkeitskoeffizienten k_g für den ersten und letzten Belastungszyklus (R1 und R3) sowie das Verhältnis der jeweiligen Steifigkeitskoeffizienten. Dabei handelt es sich um die Mittelwerte der betrachteten Versuchsgruppen. Statistische Auswertungen sind nicht vorgenommen worden. Die Ergebnisse der Einzelversuche können den Tabellen im Anhang D.2 entnommen werden. Der Vergleich der Steifigkeitskoeffizienten aus dem ersten bzw. letzten Belastungszyklus zeigt noch einmal deutlich den Effekt der plastischen Deformationen in den Kontaktzonen auf. Bei den Versuchen ohne Gewindeanteil werden im letzten Belastungszyklus prüflastabhängig 5 bis 14 % höhere Steifigkeitskoeffizienten erreicht. Bei den Schachtschrauben mit Gewindeanteilen liegen die Differenzen mit 15 bis 42 % deutlich höher. Die größten Abweichungen sind bei den Schrauben M12-

8.8 mit durchgehendem Gewinde festgestellt worden, bei denen sich im letzten Belastungszyklus um fast 50 % höhere Steifigkeitskoeffizienten eingestellt haben. In den Regaltragwerken lassen sich die Einflüsse aus den plastischen Deformationen in den Kontaktzonen nicht vermeiden. Da sie aber bereits integral in der Komponente K7 (= Lochleibungsverformungen) erfasst werden, ist es nicht erforderlich, bei den weiteren Auswertungen der Versuche zur Schraubenbiegung auf die geringeren Steifigkeitskoeffizienten aus dem ersten Belastungszyklus zurückzugreifen. Dies ist auch auf die analytischen Konzepte für die Komponente K8 zu übertragen. Die weiteren Auswertungen und Vergleiche zu den analytischen Modellen erfolgen daher unter Ansatz der in Tabelle 3.24 fett gedruckten Steifigkeitskoeffizienten aus den letzten Belastungszyklen.

Tabelle 3.24: Auswertung der Versuche – Steifigkeitskoeffizienten k_8 für die Versuchsserien A und B (erster und letzter Belastungszyklus)

Serie / Schrauben			DIN EN ISO 4014						DIN EN ISO 4017	
			ohne Gewindeanteil		Gewindeanteil "klein"		Gewindeanteil "groß"		ausschließlich Gewinde	
			k_8 [kN/mm]	$k_{8,R3}/k_{8,R1}$ [%]	k_8 [kN/mm]	$k_{8,R3}/k_{8,R1}$ [%]	k_8 [kN/mm]	$k_{8,R3}/k_{8,R1}$ [%]	k_8 [kN/mm]	$k_{8,R3}/k_{8,R1}$ [%]
A.1	M8-8.8	R1	7,28		6,72		6,41		3,20	
		R3	7,81	↓ +7,3%	7,80	↓ +16,1%	7,35	↓ +14,7%	3,67	↓ +14,7%
A.2	M10-8.8	R1	17,28		15,15		13,59		7,56	
		R3	18,56	↓ +7,4%	18,77	↓ +23,9%	16,54	↓ +21,7%	9,64	↓ +27,5%
A.3	M12-8.8	R1	35,12		24,58		21,58		13,36	
		R3	40,16	↓ +14,4%	34,90	↓ +42,0%	29,53	↓ +36,8%	19,93	↓ +49,2%
B.1	M8-8.8	R1	12,25		9,92				5,29	
		R3	12,85	↓ +4,9%	11,40	↓ +14,9%	n.v.		6,39	↓ +20,8%
B.2	M10-8.8	R1	27,67		22,21				11,15	
		R3	30,79	↓ +11,3%	30,19	↓ +35,9%	n.v.		16,07	↓ +44,1%

Betrachtet man die Ergebnisse der einzelnen Versuchsserien, zeigt sich, dass der Einfluss der Gewindeanteile auf den Steifigkeitskoeffizienten bis $f_g = 23\%$ (= Gewindeanteil „klein“) vergleichsweise gering ist. Nur bei den Schrauben M12-8.8 fällt der Steifigkeitskoeffizient von $k_8 = 40,16$ kN/mm um 13 % auf $k_8 = 34,90$ kN/mm ab. Wird der Gewindeanteil weiter auf Werte um $f_g = 30$ bis 37 % gesteigert, stellt sich für alle untersuchten Schraubendurchmesser eine Reduktion der Steifigkeitskoeffizienten zwischen 6 % (M8-8.8) und 26 % (M12-8.8) ein. Den unteren Grenzwert definieren die Versuche an Schrauben mit durchgehendem Gewinde. Ohne die unterschiedlichen Elastizitätsmodule mit einzubeziehen, weisen diese Schrauben Steifigkeitskoeffizienten auf, die zwischen 48 und 53 % niedriger ausfallen als in den Vergleichsversuchen mit Schaftschrauben ohne Gewindeanteil. Diese Verhältnisse haben sich unabhängig von der Spannweite im Versuch in den Serien A und B gezeigt. Um den Einfluss der Gewindeanteile f_g im biegebeanspruchten Bereich auf den Steifigkeitskoeffizienten k_8 zu veranschaulichen, sind ergänzend jeweils vier

3 Experimentelle Untersuchungen

Last-Verformungskurven von Versuchen der Serien A.1 bis A.3 in Bild 3.90 bis Bild 3.92 dargestellt worden.

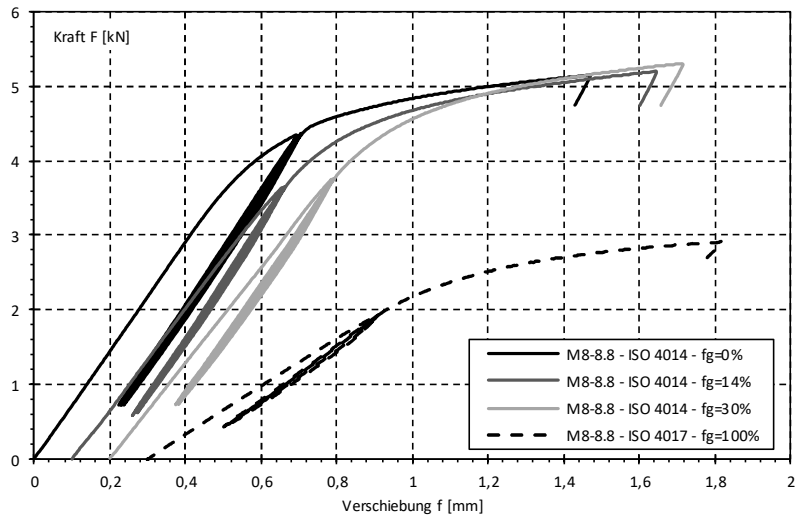


Bild 3.90: Last-Verformungskurven von vier ausgewählten Versuchen der Serie A.1 (Schrauben M8-8.8) mit verschiedenen Gewindeanteilen im biegebeanspruchten Bereich

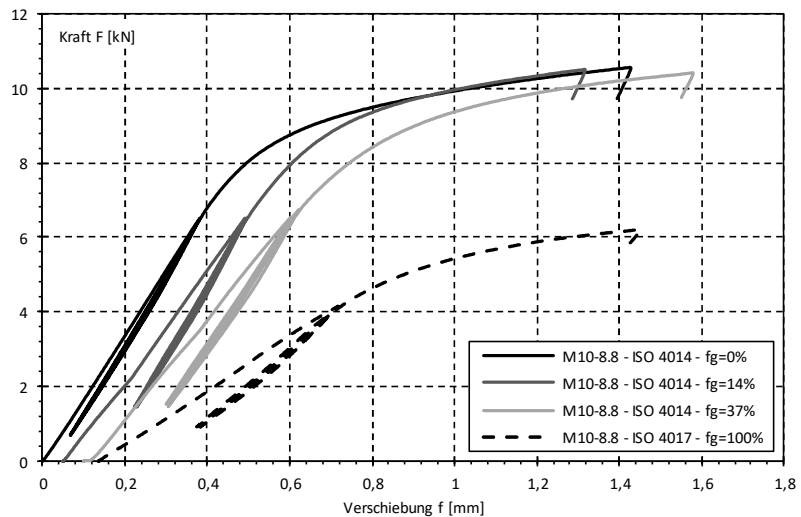


Bild 3.91: Last-Verformungskurven von vier ausgewählten Versuchen der Serie A.2 (Schrauben M10-8.8) mit verschiedenen Gewindeanteilen im biegebeanspruchten Bereich

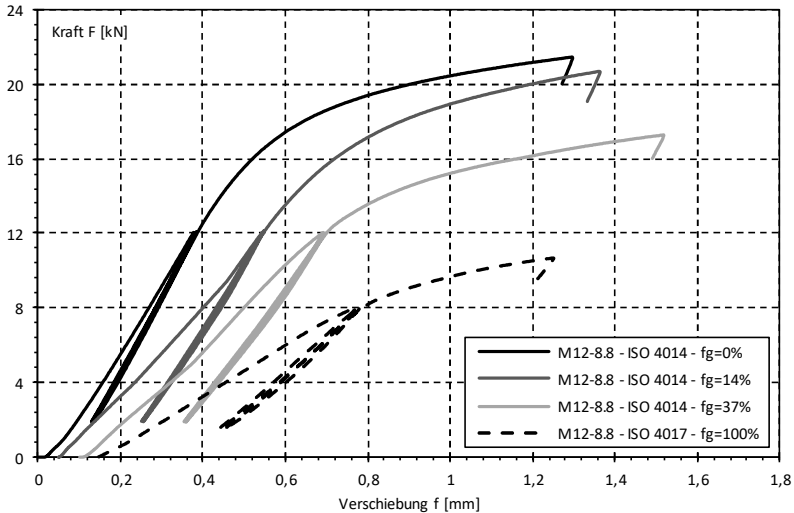


Bild 3.92: Last-Verformungskurven von vier ausgewählten Versuchen der Serie A.3 (Schrauben M12-8.8) mit verschiedenen Gewindeanteilen im biegebeanspruchten Bereich

Für eine bessere Lesbarkeit der Diagramme sind die Last-Verformungskurven parallel verschoben worden. In den Diagrammen ist deutlich zu erkennen, dass bei den Schrauben mit durchgehendem Gewinde nicht nur die Steifigkeitskoeffizienten, sondern auch die Biegetragfähigkeiten signifikant kleiner ausfallen als bei den korrespondierenden Schaftschrauben. Bei den Schrauben M8-8.8 und M10-8.8 liegen die Biegetragfähigkeiten unabhängig vom Gewindeanteil f_g auf dem gleichen Niveau. Nur bei den Schrauben M12-8.8 sind Einbußen bei der Tragfähigkeit zu verzeichnen, wenn der Gewindeanteil $f_g = 37\%$ beträgt. Diese Feststellung deckt sich mit den Erwartungen, die sich aus den analytischen Untersuchungen zur Elastizitätsgrenze ergeben.

Vergleicht man die experimentell ermittelten Steifigkeitskoeffizienten mit den theoretischen Ansätzen für eine konstante Biegesteifigkeit aus Kapitel 5.3.8, zeigen sich für die Versuche mit einem Gewindeanteil von $f_g = 0\%$ gute bis sehr gute Übereinstimmungen, sofern das Flächenträgheitsmoment mit den aufgemessenen Schaftdurchmessern bestimmt wird. Im Gegensatz dazu sind bei den Vergleichsrechnungen zu den Versuchen an Schrauben mit durchgehendem Gewinde systematische Abweichungen gegeben, wenn analog zum Ansatz von Scheer et al. aus [86], mit dem Durchmesser des Spannungsquerschnittes d_{sp} gerechnet wird. Die analytisch ermittelten Steifigkeitskoeffizienten liegen bis zu 25 % höher als die experimentell bestimmten Werte, wie das nachfolgende Diagramm zeigt.

3 Experimentelle Untersuchungen

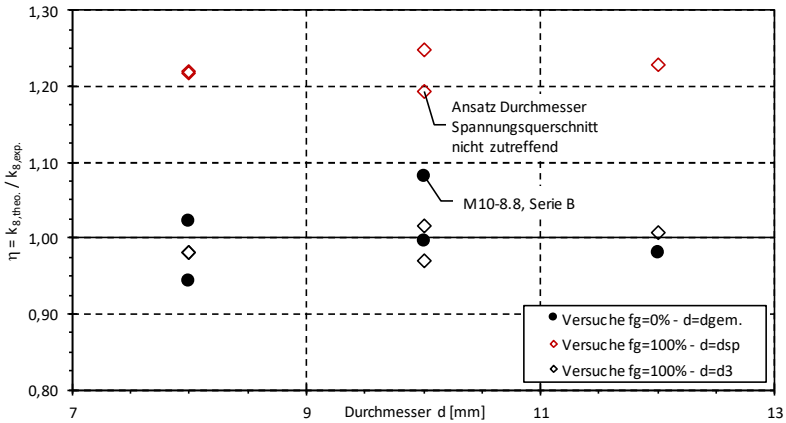


Bild 3.93: Vergleich der Versuchsergebnisse mit den theoretischen Ansätzen aus Kapitel 5.3.8 für die Versuche mit einem Gewindeanteil von $f_g = 0$ und 100 %

Wird anstelle des Durchmessers des Spannungsquerschnittes $d_{sp} = \frac{1}{2}(d_2 + d_3)$ auf den Kerndurchmesser d_3 der Gewinde zurückgegriffen, ergeben sich auch für die Versuche mit $f_g = 100\%$ gute bis sehr gute Übereinstimmungen zwischen den theoretisch und experimentell bestimmten Steifigkeitskoeffizienten. Anders als bei zugbeanspruchten Gewindeteilen scheinen bei Biegebeanspruchungen die Gewindegänge, die über den Flankendurchmesser d_2 in den Spannungsquerschnitt einfließen, kaum wirksam zu sein. Um eine systematische Überschätzung der Biegesteifigkeit der Schrauben zu vermeiden, sollte daher das Flächenträgheitsmoment mit dem Kerndurchmesser d_3 bestimmt werden. Bei Schrauben mit Schaft ist immer aus Passungsgründen ein Untermaß vorhanden, sodass es hier angezeigt ist, auf das für die Produktklasse geforderte Mindestmaß für den Schaftdurchmesser $d_{s,min}$ zurückzugreifen. Die Maße d_3 und $d_{s,min}$ sind in Normen hinterlegt, die bei der täglichen Arbeit im Technischen Büro nicht allzu häufig benötigt werden. Für die Einbindung der Erkenntnisse aus den Komponentenversuchen in das analytische Konzept ist daher ein alternativer Weg über Abminderungsbeiwerte gewählt worden, die es erlauben, mit dem Nenndurchmesser der Schrauben zu rechnen.

In Kapitel 5.3.8 ist neben dem einfachen Ansatz einer konstanten Biegesteifigkeit auch ein Ansatz ausgearbeitet worden, der es ermöglicht, zwei differierende Biegesteifigkeiten zu berücksichtigen. Die Ergebnisse der Vergleichsrechnungen zu den Versuchen mit Gewindeanteilen zwischen $f_g = 17$ und 36 % sind in dem Diagramm in Bild 3.94 dargestellt. Die nicht mit einem Filling versehenen Datenpunkte zeigen

ergänzend die Ergebnisse für die Versuche mit einem Gewindeanteil von $f_g = 0$ und 100 %.

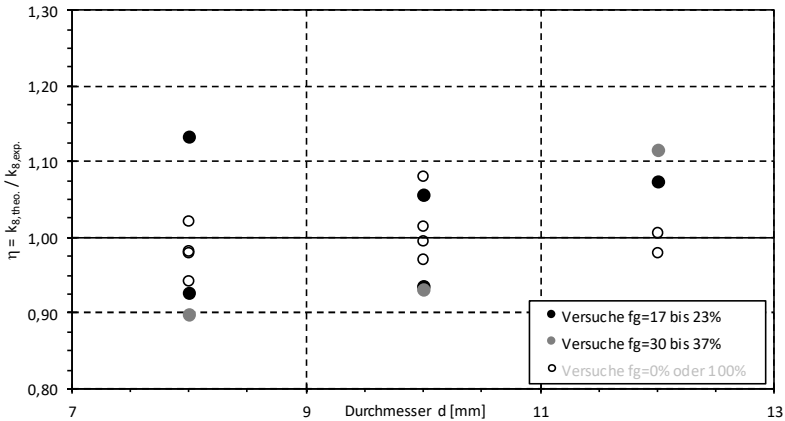


Bild 3.94: Vergleich der Versuchsergebnisse mit den theoretischen Ansätzen aus Kapitel 5.3.8 für die Versuche mit einem Gewindeanteil zwischen $f_g = 17$ und 37 %

Die Abweichungen zwischen den Prognosen aus dem analytischen Modell und den Versuchsergebnissen sind für die variablen Gewindeanteile größer als bei den Betrachtungen für konstante Biegesteifigkeiten. Für steifigkeitsorientierte Versuche sind die Abweichungen mit maximal -10 bis +13 % noch als gut einzustufen. Es sind keine systematischen Abweichungen gegeben, die eine Anpassung des analytischen Modells erfordern würden.

Im Kontext der Elastizitätsgrenze hat sich ebenfalls gezeigt, dass sich die aus den Versuchen abgeleiteten Werte $F_{el,exp.}$ (vgl. Tabelle D.6 und Tabelle D.7 im Anhang) in guter Übereinstimmung analytisch bestimmen lassen, wenn die Biegetragfähigkeiten der Schrauben mit dem tatsächlichen Schaftdurchmesser bzw. dem Kerndurchmesser des Gewindes und der Streckgrenze des Schraubenwerkstoffs ermittelt werden. Die Bestimmungsgleichungen für F_{el} und weiterführende Betrachtungen zum möglichen Einfluss des Gewindes finden sich ebenfalls in Kapitel 5.3.8. Wertet man die dort ausführlich hergeleitete Gleichung (5.99) für F_{el} ohne Rücksicht auf den möglichen Einfluss der reduzierten Tragfähigkeit im Gewinde aus und bildet den Quotienten aus der analytischen und experimentell ermittelten Elastizitätsgrenze $\eta = F_{el}/F_{el,exp.}$, ergeben sich bereits sehr gute Übereinstimmungen. Für die 72 durchgeführten Versuche liegen die Quotienten bei $\eta = 0,851$ bis 1,131 mit einer Standardabweichung von $S_{Abw,n} = 0,064$. Der Quotient liegt sowohl für die Schaftschrauben als auch die Schrauben mit durchgehendem Gewinde ober-

3 Experimentelle Untersuchungen

unterhalb des Mittelwertes von $\eta = 0,975$. Das heißt, es sind – mit Ausnahme der drei Versuche M12-8.8, $f_g = 37\%$ – keine systematischen Abweichungen vorhanden, die Modifikationen im analytischen Modell erfordern würden. Die guten Übereinstimmungen zeigen sich auch im nachfolgenden Diagramm.

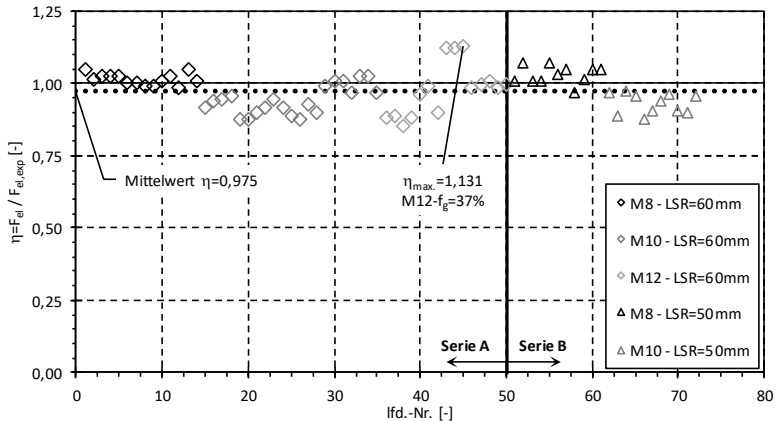


Bild 3.95: Vergleich der analytisch und experimentell ermittelten Elastizitätsgrenzen für biegebeanspruchte Schrauben

Der analytisch bestimmte Gewindeanteil von $f_g \approx 29$ bis 30% , ab dem die reduzierte Tragfähigkeit des Gewindequerschnittes zu berücksichtigen ist, konnte nur bei den Versuchen mit den Schrauben M12-8.8 und einem Gewindeanteil von $f_g = 37\%$ beobachtet werden, obwohl auch bei M10-8.8 vergleichbare Gewindeanteile getestet wurden. Für die M12er-Schrauben deckt sich die Prognose aus dem analytischen Modell, die eine Reduktion von F_{el} um $\Delta F \approx 2,8$ kN bzw. 18% vorher sagt, gut mit dem experimentell ermittelten Malus von $\Delta F \approx 3,4$ kN. Die verbleibende Unschärfe ist auf die Auswertemethodik sowie den ausgeprägten Übergang zwischen Schaft- und Gewindequerschnitt zurückzuführen. Der Übergang ist bei den M10er-Schrauben deutlich „schärfer“ und erfolgt auf einer Länge von etwa $1,0$ mm, während bei den M12er-Schrauben zwischen dem Gewindeauslauf und dem vollen Schraubenschaft $2,50$ bis $3,00$ mm liegen. Dies erklärt auch, warum bei den M10er-Schrauben mit $f_g = 37\%$ kein Einfluss auf die Elastizitätsgrenze sowie die Biegetragfähigkeit festzustellen ist, während bei den korrespondierenden M12er-Schrauben sowohl die Elastizitätsgrenze als auch die Biegetragfähigkeit abfällt, vgl. Bild 3.92.

3.3.2.6 Zusammenfassung

Anhand der insgesamt 72 Komponentenversuche zur Biegebeanspruchung von Schrauben ist deren grundsätzliche Eignung unter vorwiegend ruhenden Belastungen nachgewiesen worden.

Die Untersuchungen zu den Materialeigenschaften haben dabei aufgezeigt, dass ein besonderes Augenmerk auf den Elastizitätsmodul zu legen ist, da der im Stahlbau übliche Nennwert von $E = 210.000 \text{ N/mm}^2$ bei keiner der eingesetzten Schrauben erreicht wurde. Dies gilt auch für die Schrauben, die bei den Rahmenschubversuchen an der TU Dortmund in der Serie C verwendet wurden. Wenn der Elastizitätsmodul nicht experimentell ermittelt wird, sollte auf der sicheren Seite liegend ein reduzierter Wert von $E = 190.000 \text{ N/mm}^2$ berücksichtigt werden. Des Weiteren haben alle Schrauben signifikante Überfestigkeiten aufgewiesen. Dies wirkt sich günstig auf die Elastizitätsgrenze F_{el} aus, darf aber nur dann in Ansatz gebracht werden, wenn ein geeignetes Qualitätssicherungssystem installiert wird, das sicherstellt, dass Schrauben mit geringeren Festigkeiten herausgefiltert werden. In diesem Kontext ist auch zu hinterfragen, ob nicht detektierte Überfestigkeiten von Schrauben in Rahmenschubversuchen zu einer Überschätzung der Elastizitätsgrenze führen und ob galvanische Verzinkungen bei Überfestigkeiten – die in Richtung von 10.9er-Schrauben gehen – im Hinblick auf eine Wasserstoffversprödung kritisch zu bewerten sind. Bei den hier vorgestellten Komponentenversuchen hat zwar keine der getesteten Schrauben eine mangelhafte Duktilität oder eine Neigung zu einem spröden Bruch aufgewiesen, der Umfang der Untersuchungen ist jedoch nicht ausreichend, um dies vollumfänglich zu bestätigen.

Mithilfe der Komponentenversuche ist es gelungen, die analytischen Modelle für den Steifigkeitskoeffizienten k_8 sowie die Elastizitätsgrenze F_{el} aus Kapitel 5.3.8 experimentell zu verifizieren. Dabei hat sich gezeigt, dass je nach Lage der maximalen Biegebeanspruchung die Tragfähigkeit mit dem Schaftdurchmesser $d_{s,min}$ bzw. dem Kerndurchmesser des Gewindes d_3 unter Ausnutzung der plastischen Reserven bestimmt werden kann. Der Einfluss der plastischen Deformationen der Gewinde ist nicht vernachlässigbar, da er aber integral in der Komponente K7 erfasst wird, kann dieser Effekt bei der Komponente K8 unberücksichtigt bleiben. Auf detaillierte Betrachtungen zum Einfluss des Gewindes kann für den Steifigkeitskoeffizienten k_8 vereinfachend verzichtet werden, wenn der Gewindeanteil auf $f_g = 20\%$ beschränkt wird. Im Hinblick auf die Elastizitätsgrenze F_{el} kann der Einfluss des Gewindes sogar bis $f_g = 30\%$ vernachlässigt werden. Hieraus folgt als Konstruktionsempfehlung, dass der Gewindeanteil im biegebeanspruchten Bereich auf $f_g = 20\%$ limitiert werden sollte.

4 Numerische Untersuchungen

4.1 Einführung und Überblick

Trotz der sehr umfangreichen experimentellen Untersuchungen und des Aufbaus sowie der Auswertung der Datenbank mit den Ergebnissen „aller“ verfügbarer Rahmenschubversuche ist die Entwicklung eines analytischen Modells ohne weiterführende numerische Untersuchungen nicht sinnvoll umsetzbar. Um die Wirkung der verschiedenen die Schubsteifigkeit beeinflussenden Faktoren eingehender studieren zu können, sind im Kontext der vorliegenden Arbeit daher parametrisierte FE-Modelle mit verschiedenen Detaillierungsgraden erstellt worden. Da sich das komplexe Trag- und Verformungsverhalten nicht vollumfänglich mit Stabwerksmodellen abbilden lässt, ist für einen Großteil der Untersuchungen auf räumliche FE-Modelle zurückgegriffen worden, in denen die Ständerrahmen mit Schalen- und Volumenelementen abgebildet wurden. Hierfür wurde die FE-Software ANSYS V14.0 [S1] eingesetzt. Da es nicht bei jeder Fragestellung zielführend ist, diese sehr rechen- und speicherintensive Modellierung zu verwenden, ist des Weiteren auch ein parametrisiertes Stabwerksmodell mit ANSYS V14.0 erstellt worden, das für weiterführende Untersuchungen zum Trag- und Verformungsverhalten von Ständerrahmen eingesetzt wurde. Ein Beispiel hierfür ist die Identifikation der anteiligen Schub- und Biegeverformungen für die Vergleiche zwischen „liegenden“ und „stehenden“ Rahmenschubversuchen. Die mit der FE-Software ANSYS durchgeführten Untersuchungen beschränken sich auf aus dem Gesamtsystem herausgelöste Ständerrahmen mit in der Regel zwei bis drei Aussteifungsfeldern, die wie im Rahmenschubversuch gelagert und beansprucht wurden. Für die Untersuchungen von ausgewählten „Gesamtsystemen“ ist in der vorliegenden Arbeit auf die im Regalbau häufig eingesetzte Software RSTAB 8.17 [S3] und DUENQ 8.17 [S7] zurückgegriffen worden.

In den nachfolgenden Kapiteln 4.2 bis 4.4 sind die Ergebnisse der numerischen Untersuchungen dokumentiert. Die Gliederung der Kapitel orientiert sich an den obigen Ausführungen. Auf die Weiterführung der numerischen Untersuchungen zum Trag- und Verformungsverhalten von dünnwandigen Blechen mit Lochleibungsbeanspruchungen aus [106] ist in der vorliegenden Arbeit aufgrund der umfassenden experimentellen Untersuchungen in Kapitel 3.3.1 verzichtet worden.

4.2 Untersuchungen von Ständerrahmen mit Modellen aus Schalen- und Volumenelementen

4.2.1 Zielsetzung und Lösungsweg

Bis auf in den Arbeiten von *Firouzianhaji* [26] sind bei der Forschung auf dem Gebiet der Schubsteifigkeit von Ständerrahmen ausnahmslos Stabwerksmodelle mit unterschiedlichen Detaillierungsgraden zum Einsatz gekommen. Je nach Schwerpunkt und Ausrichtung der Forschungsarbeiten wurden wie von *Sajja* in [79] einzelne Ständerrahmen oder ganze räumliche Strukturen wie Drive-In-Regale von *Gilbert* und *Rasmussen* in [30] untersucht. Es hat sich dabei gezeigt, dass für eine realitätsnahe Abbildung der Schubsteifigkeit selbst ein sehr hoher Detaillierungsgrad, wie ihn *Sajja* im Kontext seiner PhD-Thesis verwendet hat, nicht ausreicht, um akzeptable Übereinstimmungen zwischen Rahmenschubversuchen und den numerischen Modellen zu erreichen. In [79] betragen die Abweichungen mehr als Faktor 2,5, und *Sajja* verweist auf die Notwendigkeit, räumliche Modelle zu erstellen, die auch Effekte aus der Lochleibung und den Kontaktbedingungen der Bauteile untereinander erfassen können. Um diesem Umstand Rechnung zu tragen, ist im Rahmen der vorliegenden Arbeit ein parametrisiertes FE-Modell mit der Software ANSYS V14.0 [S1] entwickelt worden, bei dem auf Schalen- und Volumenelemente zurückgegriffen wurde. Für die Fügung der Bauteile bzw. die realitätsnahe Abbildung der Interaktion der Bauteile untereinander sind Kontaktelemente implementiert worden. Die Kalibrierung des FE-Modells erfolgte auf Basis der an der TU Dortmund im Kontext des FOSTA-Forschungsvorhabens P1078 [106] durchgeführten Rahmenschubversuche. Unter der Voraussetzung, dass das Lochspiel in den Anschlüssen mit abgebildet wird, ergeben sich insgesamt sehr gute Übereinstimmungen zwischen den Vergleichsrechnungen und den Ergebnissen der Rahmenschubversuche. Damit ist die grundsätzliche Eignung des FE-Modells für die Durchführung weiterer Untersuchungen nachgewiesen worden. Das Hauptziel der numerischen Untersuchungen ist die Bestätigung der aus den Auswertungen der Rahmenschubversuche abgeleiteten Einflussfaktoren sowie deren Quantifizierung als Grundlage für die Entwicklung eines analytischen Bemessungsmodells. Um dieses Ziel zu erreichen, sind umfangreiche Parameterstudien durchgeführt worden. Dabei wurde im Wesentlichen auf die Querschnitte und Bauweisen der Regalhersteller zurückgegriffen, deren Ständerrahmen in [106] experimentell getestet wurden. Zugunsten des Speicherplatzbedarfs und der erforderlichen Rechenzeit sind Vereinfachungen im numerischen Modell vorgenommen worden, auf die in Kapitel 4.2.2.3 noch eingegangen wird.

4.2.2 Modellbildung

4.2.2.1 Entwicklung des FE - Modells und variierbare Parameter

Die Erstellung des FE-Modells erfolgte nach dem Prinzip des „Solid-Modeling“, das heißt, die Geometrien der Bauteile wurden über Punkte, Linien, Flächen sowie Volumen definiert und im nächsten Schritt über Algorithmen in der FE-Software ANSYS V14 [S1] frei vernetzt. Ein Beispiel für ein auf diesem Weg generiertes FE-Modell mit einem Teil der variierbaren Parameter zeigt Bild 4.1.

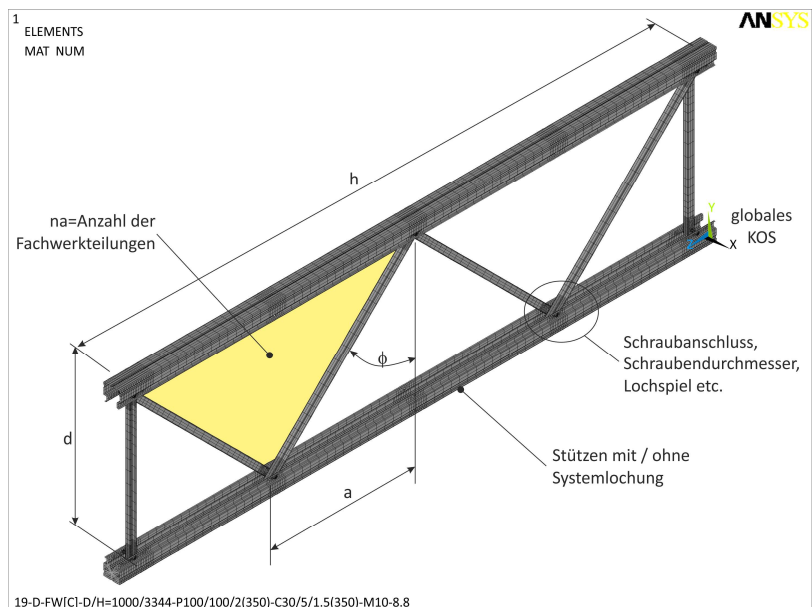


Bild 4.1: Darstellung eines typischen Ständerrahmens mit den variierbaren Parametern

Für die Modellbildung ist auf folgende von ANSYS bereitgestellte Elementtypen für strukturmechanische Analysen zurückgegriffen worden:

- SHELL181 4-Knoten-Schalenelemente für alle dünnwandigen Bauteile
- SOLID185 8-Knoten-Volumenelemente für die Schrauben und Muttern
- BEAM188 3D-Balkenelemente für die vereinfachte Modellierung von Lagerplatten an den Auflagerpunkten

- LINK180 3D-Fachwerkelemente für die Modellierung von Koppelstäben etc.
- COMBIN39 Federelemente für die Modellierung von Lagerungsrandbedingungen und auch zur Umsetzung von Bauteilkopplungen

Für die Interaktion der Bauteile, auf die noch im Detail eingegangen wird, sind des Weiteren folgende Kontaktelemente von ANSYS verwendet worden:

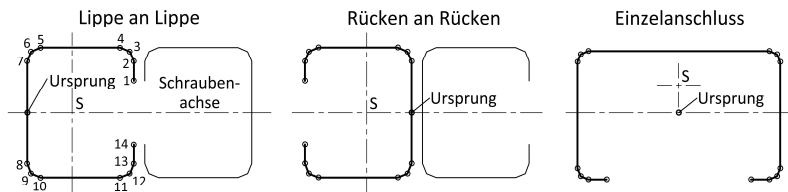
- CONTA173 4-Knoten-Flächenelement zur Abbildung des ersten Teils der Kontaktflächen
- CONTA177 2-Knoten-Linienelement zur Abbildung linienförmiger Kontaktzonen, zum Beispiel den Rändern von Bohrlöchern
- TARGE170 2-Knoten-Linienelement zur Abbildung linienförmiger Kontaktzonen, zum Beispiel den Rändern von Bohrlöchern

Um in den numerischen Untersuchungen eine möglichst große Bandbreite an Ständerrahmen vollumfänglich abbilden zu können, wurden bei der Modellbildung Z- und D-Fachwerke berücksichtigt. Diese beiden Fachwerktypen können mit den gebräuchlichen Anschlusskonfigurationen Lippe an Lippe, Rücken an Rücken oder dem Einzelanschluss beliebig kombiniert werden. Dabei sind folgende Parameter als variabel programmiert worden:

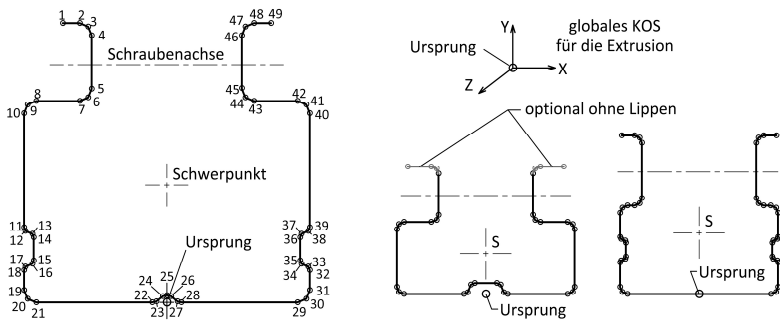
- d / h Rahmentiefe / Rahmenlänge (Schwerelinien)
- \ddot{u}_1 / \ddot{u}_2 Rahmenüberstände bezogen auf die Endpfosten
- a / na Länge einer Fachwerkteilung sowie Anzahl der Fachwerkteilungen
- a' Schraubenabstand bei Einzelanschlüssen
- ϕ Neigungswinkel der Diagonalen
- $d / \Delta d$ Schraubendurchmesser und Lochspiele für die Stützen und Füllstäbe, Gewindeanteile wurden vereinfachend nicht mit abgebildet
- e_1 Randabstand der Schrauben in Krafrichtung für die Füllstäbe
- FK Festigkeitsklasse der Schrauben
- f_y / f_u Streckgrenzen und Zugfestigkeiten der Bleche

Über die Ausrichtung der ersten Diagonale – fallend oder steigend – kann die Ausrichtung der Fachwerke analog zu den normativen Vorgaben oder als gespiegelte Variante erfasst werden. Die Umsetzung der unterschiedlichen Versuchsaufbauten nach DIN EN 15512 bzw. AS 4084 erfolgt über die entsprechende Ausbildung der Lagerungsrandbedingungen.

Die variierbaren Parameter sind zum Teil miteinander verknüpft und indirekt über die parametrisierte Modellbildung berücksichtigt worden. Dies betrifft zum Beispiel den Neigungswinkel ϕ der Diagonalen, der aus der Länge einer Fachwerkteilung sowie dem Abstand der Schraubenschlüsse abgeleitet wurde. Für die Schnittstelle zur FE-Software wurde eine Excel-Tabelle verwendet, in der alle Parameter definiert bzw. abhängige Parameter berechnet wurden. Auch die komplexen Geometrien der Stützen- und Füllstabquerschnitte wurden in tabellierter Form aufbereitet und mit den Parametern über eine ASCII-Textdatei an ANSYS übergeben. Hierfür sind die Mittellinien der Querschnitte konstruiert und die x/y-Koordinaten der Knotenpunkte sowie die Lage der Schraubenachse und der Schwerpunkt erfasst worden. Das Grundprinzip und die implementierten Querschnittsgeometrien sind in Bild 4.2 schematisch dargestellt.



b) typische Füllstabquerschnitte und Anschlusskonfigurationen



a) typische Stützenquerschnitte mit und ohne Sicken und Lippen

Bild 4.2: Modellbildung verschiedener Querschnittsgeometrien der Stützen und Füllstäbe

Über die x/y – Koordinaten sind die Mittellinien der Querschnitte eindeutig festgelegt und können entlang definierter Pfade zu den aus Flächen bestehenden Geometriemodellen extrudiert werden. Etwaige vorhandene Systemlochungen sind in einem zweiten Schritt als zusätzliche Flächen generiert und über Boole'sche Operationen von den Stützenprofilen subtrahiert worden. Dabei sind zum Teil Vereinfachungen bei den Geometrien der Systemlochungen eingeführt worden, um die Anzahl der Elemente bei der freien Vernetzung begrenzen zu können. Die Vereinfachungen umfassen zum Beispiel die konisch zulaufenden Ausstanzungen für die Einhakverbindungen im Stützenrücken oder auch die kreisförmigen Lochungen, die nicht für Schraubverbindungen genutzt werden. In beiden Fällen sind ersatzweise rechteckige Aussparungen modelliert worden, wie die nachfolgende Abbildung illustriert.

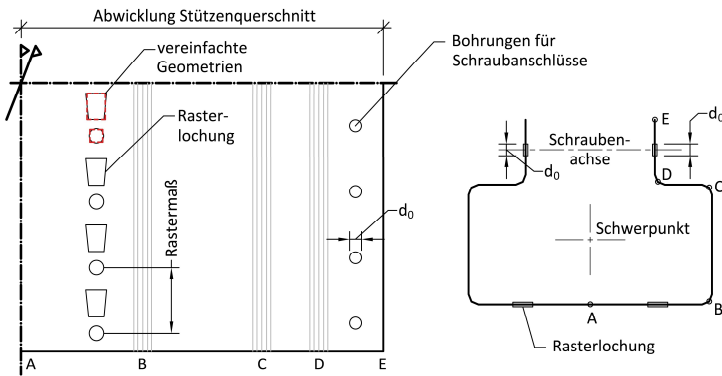


Bild 4.3: Systemlochungen und vereinfachte Umsetzung in dem numerischen Modell

In Voruntersuchungen sind unterschiedliche Ansätze zur Modellierung der Schrauben betrachtet worden. Die im Hinblick auf die Rechenzeiten und den Speicherplatzbedarf besonders effiziente Abbildung der Schrauben mit Balkenelementen und die Kopplung der Bauteile über nur bei Druckbeanspruchungen wirksame Fachwerkstäbe (vgl. Bild 4.4) sind zugunsten der Modellierung mit Volumen- und Kontaktelementen verworfen worden.

Insbesondere die möglichst realitätsnahe Abbildung der Lochleibungsbeanspruchungen, die als eine der Schlüsselkomponenten identifiziert worden ist, hat zu der Entscheidung beigetragen. Zudem erlaubt die Modellbildung mit Volumenelementen auch eine realitätsnahe Abbildung der Lagerungsrandbedingungen der Schrauben, die sich bei planmäßigen Biegebeanspruchungen in Form einer Teileinspannung möglicherweise günstig auswirkt. Die Teileinspannung hängt dabei von

der Steifigkeit der unterliegenden Bauteile – hier den Stützen und Diagonalen – ab und ist ohne umfassende vorhergehende Untersuchungen nicht sicher durch eine Drehfedersteifigkeit abzubilden. Mit der Verwendung von Volumen- und Kontaktelementen erübrigen sich diese Fragestellungen, sodass hierauf in fast allen nachfolgend vorgestellten numerischen Untersuchungen zurückgegriffen wurde. Nur bei den vorab durchgeführten Untersuchungen zum Einfluss von geometrischen Imperfektionen ist aufgrund der vorgeschalteten Modalanalysen auf die Modellierung der Schraubverbindungen mit Balken- und Fachwerkelementen verwendet worden, da bei Modalanalysen Nichtlinearitäten wie Kontaktelemente unberücksichtigt bleiben.

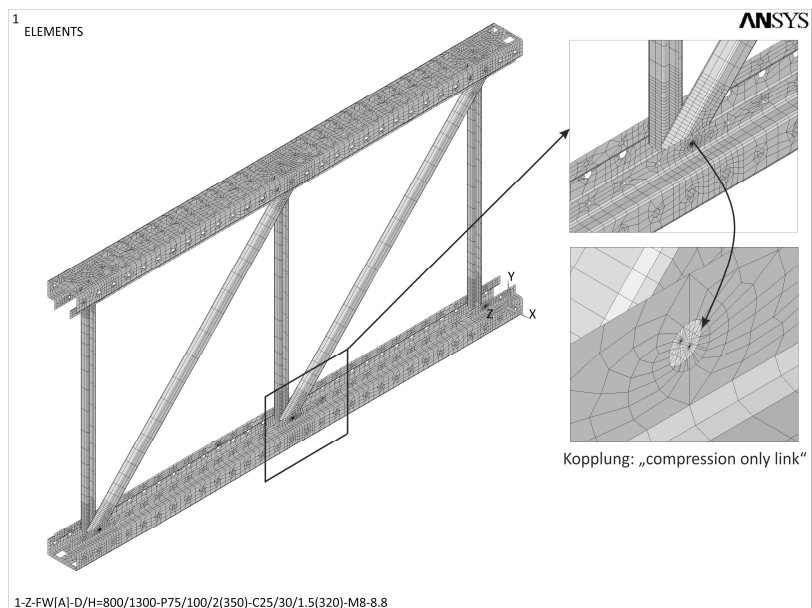


Bild 4.4: Umsetzung der Schraubverbindungen mit Balken- und Fachwerkelementen

Für die Umsetzung der Kopplungen der einzelnen Bauteile der Ständerrahmen sind jeweils drei Kontaktpaarungen definiert worden:

- **Kontaktpaar [A]:** simuliert die mögliche Interaktion der Stützen und Füllstäbe in den Kontaktflächen,
- **Kontaktpaar [B]:** simuliert die Interaktion von Schraubenkopf oder Mutter mit den Außenflächen der Stützen,

- **Kontaktpaar [C]:** simuliert den Kontakt von Schraubenschaft mit den Kanten der Bohrungen in den Stützen bzw. Füllstäben.

Die Kontaktpaarungen sind in Bild 4.5 exemplarisch für ein Z-Fachwerk dargestellt. Entsprechend der Ausdehnung der interagierenden Bereiche stellen die Kontaktpaare [A] und [B] einen „*surface to surface*“ und [C] einen „*line to surface*“ Kontakt dar. Mit den Kontaktelementen ist innerhalb der FE-Software ein Algorithmus verknüpft, der programmintern Wegfedern erzeugt, welche die Bauteile miteinander verbinden. Die Steifigkeit der Wegfedern wird zunächst in Abhängigkeit von der Dicke und dem Material der unterliegenden Elemente festgelegt und in einem iterativen Prozess bei der Lösung des Gleichungssystems stetig angepasst. Bei diesem Prozess wird neben dem Kontaktstatus auch die Durchdringung der Körper geprüft und mit den vorgegebenen Grenzwerten von 1 bis 2 % der Blechdicke abgeglichen.

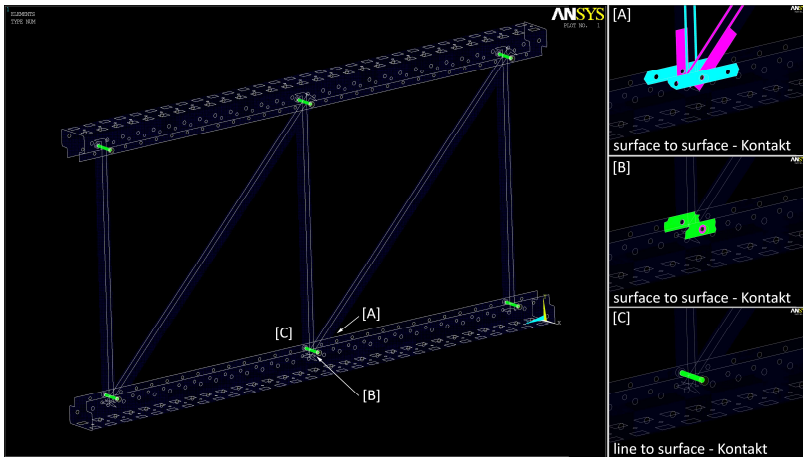


Bild 4.5: Umsetzung der Bauteilkopplungen über Kontaktelemente

Bei der Modellierung der Ständerrahmen ist eine perfekte Passung der Bauteile umgesetzt worden. Das heißt, das lichte Öffnungsmaß der Stützen im Anschlussbereich entspricht exakt der Breite der Diagonalen inklusive der Blechdicken, vgl. Bild 4.6. Für die Kontaktpaarungen sind grundsätzlich keine besonderen Oberflächenbeschaffenheiten definiert worden. Eine Kraftübertragung über Reibung wird somit nicht berücksichtigt. Für die Kontaktpaarungen [A] und [B], über die die Lagerungsbedingungen der Füllstäbe untereinander und zwischen den Stützen definiert sind,

ist für den ersten Lastschritt innerhalb der numerischen Berechnungen ein „*bounded initial contact*“ definiert worden, um Konvergenzprobleme aufgrund der Kinematik zu vermeiden.

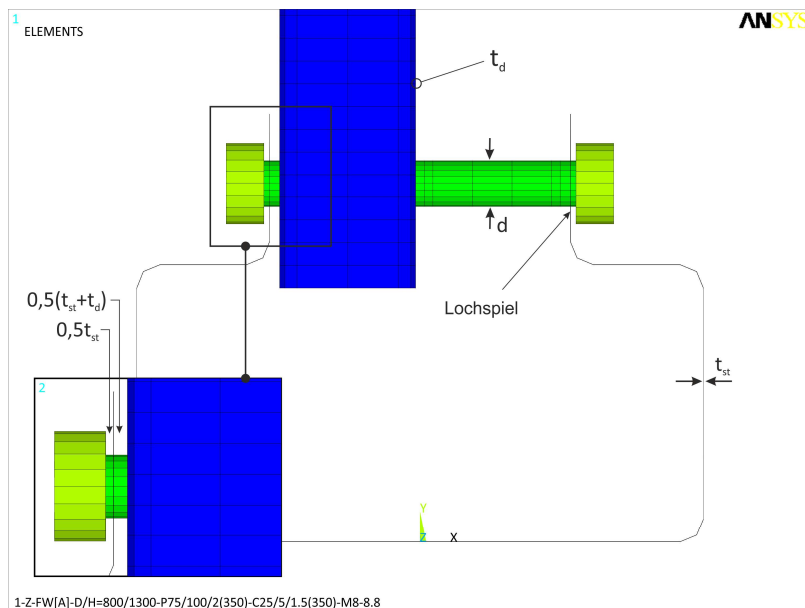


Bild 4.6: *Passung der Stützen und Füllstäbe innerhalb der FE-Programmierung*

Um ein Öffnen der Berührungsflächen infolge der aufgebrachtten Lasten zu ermöglichen, ist mit $0,01 \text{ N/mm}^2$ eine sehr kleine zulässige Zugspannung in der Kontaktfläche definiert worden, bei deren Überschreitung die Kontaktelemente von ANSYS inaktiv geschaltet werden. Bei dem Kontaktpaar [C] wurden zwei unterschiedliche Ansätze für die Untersuchungen des Trag- und Verformungsverhaltens der Ständerrahmen verfolgt:

Für die **Vergleichsrechnungen zu den Rahmenschubversuchen** ist das **Lochspiel inklusive des tatsächlichen Schraubenschaftdurchmessers mit modelliert** worden, sodass die Schrauben als in der Rahmenebene frei verschiebbliche Körper zusätzlich durch Federelemente gelagert werden mussten. Mit der Einführung der in Bild 4.7 schematisch dargestellten Federn ist ein nicht kinematisches Gesamtsystem gegeben, bei dem das Kontaktpaar [C] erst mit der Überwindung des Lochspiels aktiv wird und die Steifigkeit der Lochleibungsfeder realitätsnah abbildet. Um den Einfluss der Federn auf den Lasttransfer soweit möglich zu minimieren, sind multilinere Federgesetze mit sehr kleinen Federsteifigkeiten definiert worden.

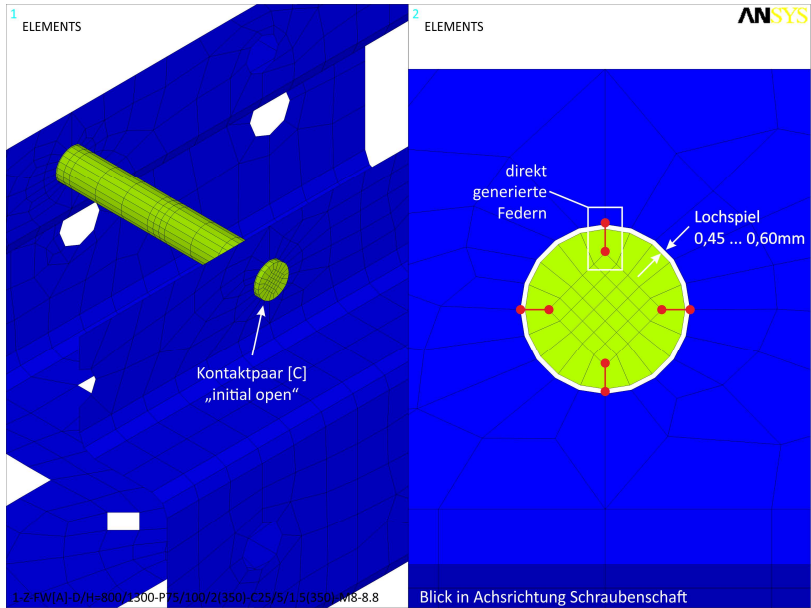


Bild 4.7: *Passung der Schrauben innerhalb der FE-Programmierung mit Lochspiel*

Aus Konvergenzgründen ist es erforderlich, im ersten Ast der Federkennlinie eine ausreichende Steifigkeit bereitzustellen, wie Bild 4.8 veranschaulicht.

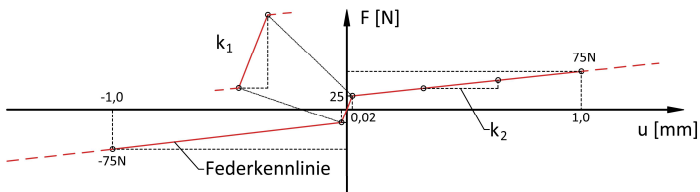


Bild 4.8: *Federkennlinie für die Kopplung der Schrauben mit den Bohrungskanten*

Die Federkräfte die sich bei den Vergleichsrechnungen eingestellt haben, lagen bei maximal 30 bis 40 N, während die zugehörigen Stabkräfte um den Faktor 100 bis 150 höher ausgefallen sind. Eine signifikante Beeinflussung der Ergebnisse durch die zusätzlich modellierten Federn ist somit nicht gegeben. Dieser Ansatz in der Modellbildung erfordert allerdings einen sehr hohen Rechenaufwand, der je nach Modellgröße bis zu 360 Minuten in Anspruch nimmt und Ergebnisdateien mit mehreren Gigabyte Größe produziert.

Für die **Parameterstudien** ist daher auf eine **vereinfachte Variante** zurückgegriffen worden, bei der auch das Kontaktpaar [C] als „bounded initial contact“ – ohne zusätzliche Federelemente – definiert wurde. Hierbei ist das Lochspiel auf 0,025 mm festgelegt und der Schraubenschaft mit dem Nenndurchmesser berücksichtigt worden, vgl. Bild 4.9. Im Hinblick auf die Abbildung der Steifigkeit der Lochleibungsfeder sowie der Schraubenbiegung stellt dieser Ansatz eine Näherung dar, die eine tendenziell zu hohe Steifigkeit liefert. Hierauf wird in Kapitel 4.2.2.3 noch eingegangen, wenn die gewählten Vereinfachungen für die Parameterstudien vorgestellt und diskutiert werden.

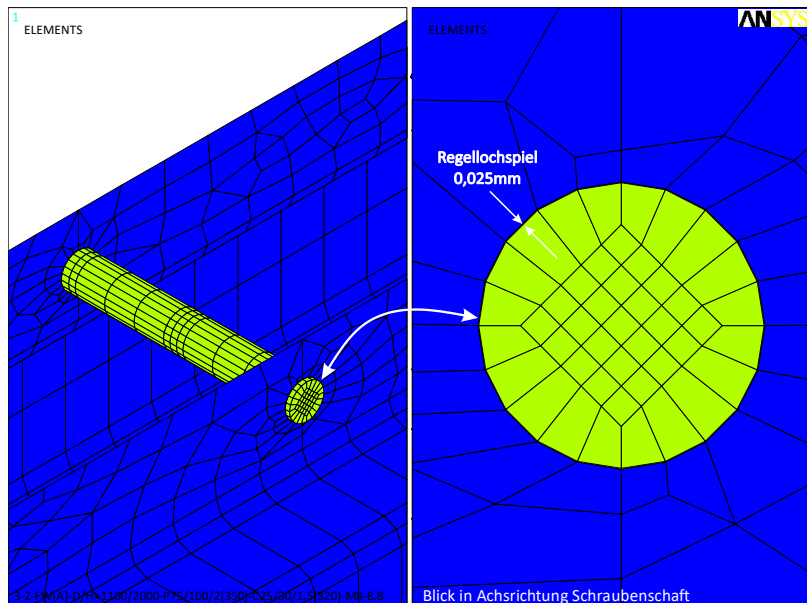


Bild 4.9: *Passung der Schrauben innerhalb der FE-Programmierung ohne Lochspiel*

Um lokales Plastizieren in hoch beanspruchten Zonen, wie im Bereich der Lochleibungspressungen, erfassen zu können, ist bei den numerischen Berechnungen auf ein bilineares Materialgesetz für den Baustahl zurückgegriffen worden. Da die Materialfestigkeiten für die Bauteile aus den Versuchen nicht experimentell ermittelt worden sind, wurden bei der Definition des Materialgesetzes in ANSYS die normativ geregelten Nennwerte von Streckgrenze und E-Modul verwendet. Zur Vermeidung von Konvergenzproblemen ist anstelle eines ideal plastischen Materialgesetzes ein Tangentenmodul von $E_T = E / 1000$ definiert worden.

4.2 Untersuchungen von Ständerrahmen mit Modellen aus Schalen- und Volumenelementen

Mit den zu berücksichtigenden Nichtlinearitäten auf der Materialseite, den rechenintensiven Kontaktelementen und den notwendigerweise feinen Vernetzungen im Bereich der hohen Spannungsgradienten haben sich sehr komplexe FE-Modelle ergeben. Um die Anzahl der Freiheitsgraden soweit möglich zu reduzieren, sind Voruntersuchungen durchgeführt worden, die darauf abzielten, die erforderliche Netzfeinheit im Bereich der Schraubverbindungen zu ermitteln. Dabei hat sich gezeigt, dass ab etwa 20 bis 24 Knoten über den Umfang – entspricht einer Elementkantenlänge von 0,80 bis 1,60 mm – keine signifikanten Änderungen in der elastischen Anfangssteifigkeit zu verzeichnen sind. Für die numerischen Berechnungen ist die Knotenanzahl über den Umfang des Schraubenschaftes bzw. der Kante der Schraubenlöcher auf 20 Knoten festgelegt worden.

Der letzte wichtige Aspekt, auf den im Zusammenhang mit der Modellbildung eingegangen werden muss, betrifft die Umsetzung der Lagerungsrandbedingungen. Für den klassischen „liegenden“ Rahmenschubversuch nach DIN EN 15512 ist die Modellierung in Bild 4.10 dargestellt.

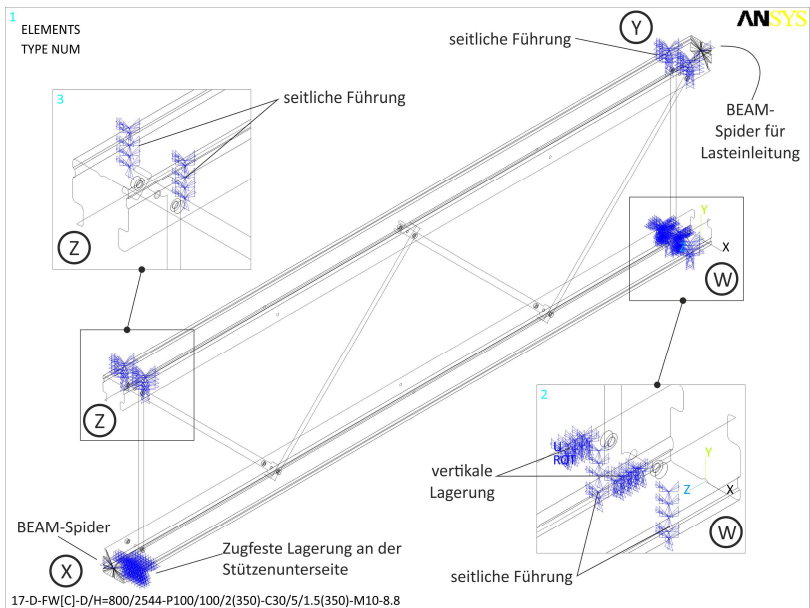


Bild 4.10: Umsetzung der Lagerungsrandbedingungen für den Versuch nach DIN EN 15512

Es werden zwei verschiedene Konzepte verwendet, um zum einen die horizontale Lagerung bzw. Lasteinleitung und zum anderen die vertikale Lagerung bzw. die seitliche Führung umzusetzen. Für die horizontale Lagerung und Lasteinleitung bei den

Punkten X und Y wird auf Balkenelemente zurückgegriffen, die einen Masterknoten in der Schwerelinie der Stützenquerschnitte mit den Profilschnittkanten verbinden und die quasi biegestarren Zentrierplatten aus den klassischen Versuchsaufbauten simulieren. Die horizontal unverschiebliche Lagerung bzw. die Zwangsverschiebung wird an den Masterknoten aufgebracht. Bei Punkt X wird der Masterknoten zudem so gelagert, dass Verschiebungen senkrecht zur Rahmenebene unterbunden werden. Für die weiteren Lagerungsrandbedingungen werden Federelemente mit einer hohen Steifigkeit bei Druck- und geringen Steifigkeit bei Zugbeanspruchungen genutzt. Die Anordnung der Federelemente erfolgt bei Punkt X nur unterseitig in Achse des Schraubenschlusses des Endpfostens. Bei Punkt W wird das zugfesteste Auflager bei den Vergleichsrechnungen zu den Versuchen aus dem FOSTA-Projekt P1078 [106], wie in Bild 4.10 skizziert, durch eine Halterung auf der Oberseite der Stützen modelliert. Bei den nachfolgenden Parameterstudien wird hiervon abgewichen, und die Lagerung durch Federelemente mit hohen Steifigkeiten bei Zug- und geringen Steifigkeiten bei Druckbeanspruchungen auf der Unterseite der Stütze abgebildet. Für die seitlichen Führungen wird ebenfalls auf Federelemente zurückgegriffen, die bei Punkt W, Y und Z dafür Sorge tragen, dass die Ständerrahmen in Achse der Endpfosten senkrecht zur Ebene gehalten werden.

Für die in Bild 4.11 dargestellten Lagerungsrandbedingungen der „stehenden“ Rahmenschubversuche nach AS 4084 werden innerhalb der FE-Programmierung die gleichen Konzepte wie bei den Modellen für die „liegenden“ Rahmenschubversuche verwendet. Für die Widerlagerkonstruktionen bei den Punkten W und X werden über Balkenelemente quasi biegestarke Lagerplatten simuliert. An den beiden Masterknoten in den Schwerelinien der Stützen werden die Translationen und Rotationen um die Stützenlängsachse unterbunden. Seitliche Führungen werden nur am Rahmenkopf modelliert, wobei hier wieder auf Federelemente mit hohen Steifigkeiten bei Druckbeanspruchungen zurückgegriffen wurde. Für die Simulation der Zwangsverschiebung ist bei den Modellen der AS 4084-Versuche eine weitere biegestarke Platte über Balkenelemente generiert worden. Der zentrale Masterknoten der Lasteinleitungsplatte ist in der Schwerelinie der in Bild 4.11 linken Stütze auf Höhe des Endpfostens positioniert worden. Die Zwangsverschiebung ist nur auf diesen Knoten aufgebracht worden, sodass die Lasteinleitung entsprechend der baulichen Umsetzung im Versuch realitätsnah erfasst bzw. abgebildet wird.

Im Vergleich zu den Versuchen ist noch anzumerken, dass die im FE-Modell umgesetzten Lagerungsrandbedingungen quasi frei von Spiel und Nachgiebigkeiten sind. Setzungen, wie sie in den Versuchen unweigerlich durch Toleranzen der Querschnitte oder ungenaue Passungen zu den seitlichen Führungen zu verzeichnen sind, treten bei den numerischen Berechnungen daher nicht auf.

4.2 Untersuchungen von Ständerrahmen mit Modellen aus Schalen- und Volumenelementen

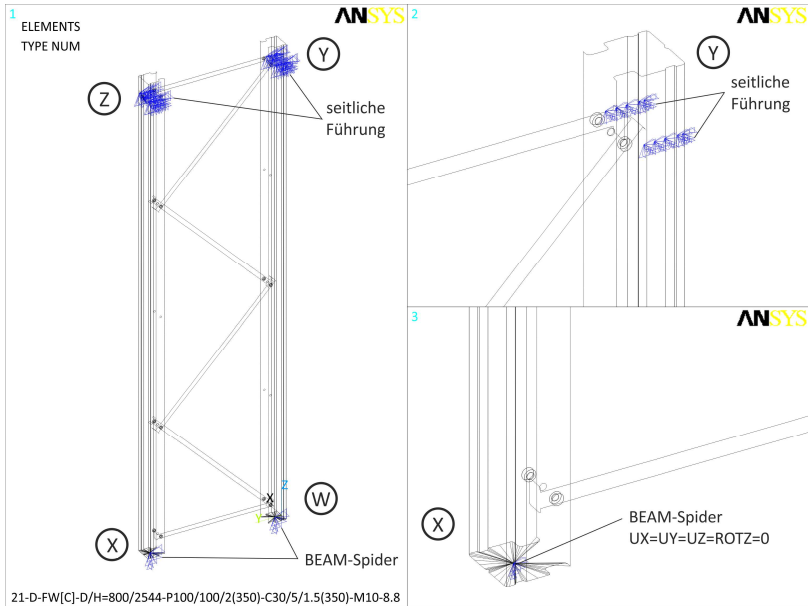


Bild 4.11: Umsetzung der Lagerungsrandbedingungen für den Versuch nach AS 4084

Auf die grundsätzliche Eignung des im Rahmen der vorliegenden Arbeit entwickelten numerischen Modells wird bei den im folgenden Kapitel dokumentierten Vergleichsrechnungen zu den an der TU Dortmund durchgeführten Rahmenschubversuchen eingegangen.

4.2.2.2 Kalibrierung und Vergleichsrechnungen zu ausgewählten Rahmenschubversuchen

Zur Kalibrierung der FE-Modelle sind die an der TU Dortmund durchgeführten Rahmenschubversuche herangezogen worden. Dass für eine realitätsnahe Abbildung des Trag- und Verformungsverhaltens das Lochspiel in den Anschlüssen mit abgebildet werden muss, dokumentiert das nachfolgende Diagramm für einen exemplarisch ausgewählten Rahmenschubversuch aus der Versuchsserie C (D-Fachwerke mit der Anschlusskonfiguration Rücken an Rücken). Dargestellt sind neben der Last-Verformungskurve aus einem Versuch die Ergebnisse von zwei Vergleichsrechnungen mit und ohne Lochspiel.

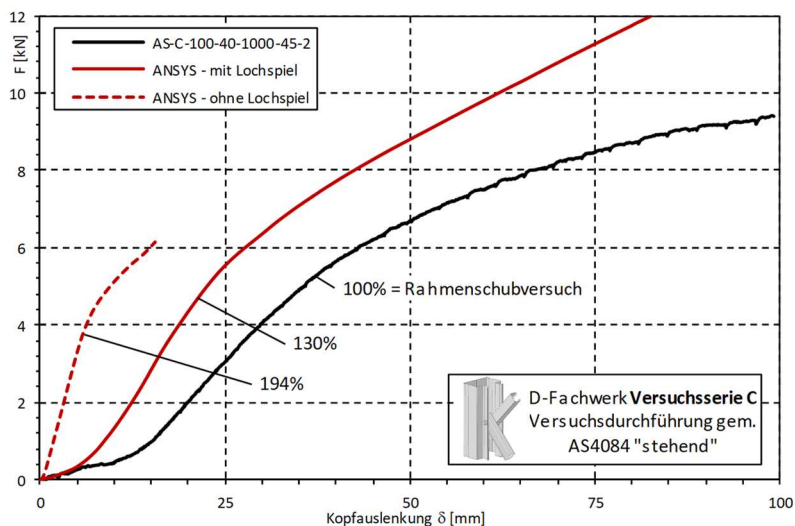


Bild 4.12: Numerische Vergleichsrechnungen zu einem ausgewählten D-Fachwerk aus dem FOSTA-Forschungsvorhaben P1078 mit und ohne Lochspiel

Wie der Vergleich der Schubsteifigkeiten für den linearen Ast der Last-Verformungskurven bestätigt, ergeben sich unter Berücksichtigung des Lochspiels signifikant kleinere Schubsteifigkeiten. Für das ausgewählte Beispiel wird mit einer Abweichung zwischen FE-Modell und Rahmenschubversuch von +30 % die schlechteste Übereinstimmung erreicht. Bei allen weiteren Vergleichsrechnungen haben sich Abweichungen von im Mittel etwas über +15 % ergeben, wobei die numerisch ermittelte Schubsteifigkeit in der Regel höher ausfällt als die in den Versuchen gemessenen Werte, wie auch die vier Diagramme in Bild 4.13 für Versuche der Serien A und C dokumentieren. Ursächlich hierfür sind die Modellbildung mit den nominalen Materialkennwerten ohne geometrische oder strukturelle Imperfektionen,

4.2 Untersuchungen von Ständerrahmen mit Modellen aus Schalen- und Volumenelementen

die vereinfachte Abbildung der Schrauben ohne Gewinde, die perfekte Passung aller Bauteile und die Umsetzung der Lagerungsrandbedingungen mit starren Widerlagern sowie seitlichen Führungen ohne Nachgiebigkeiten und Spiel.

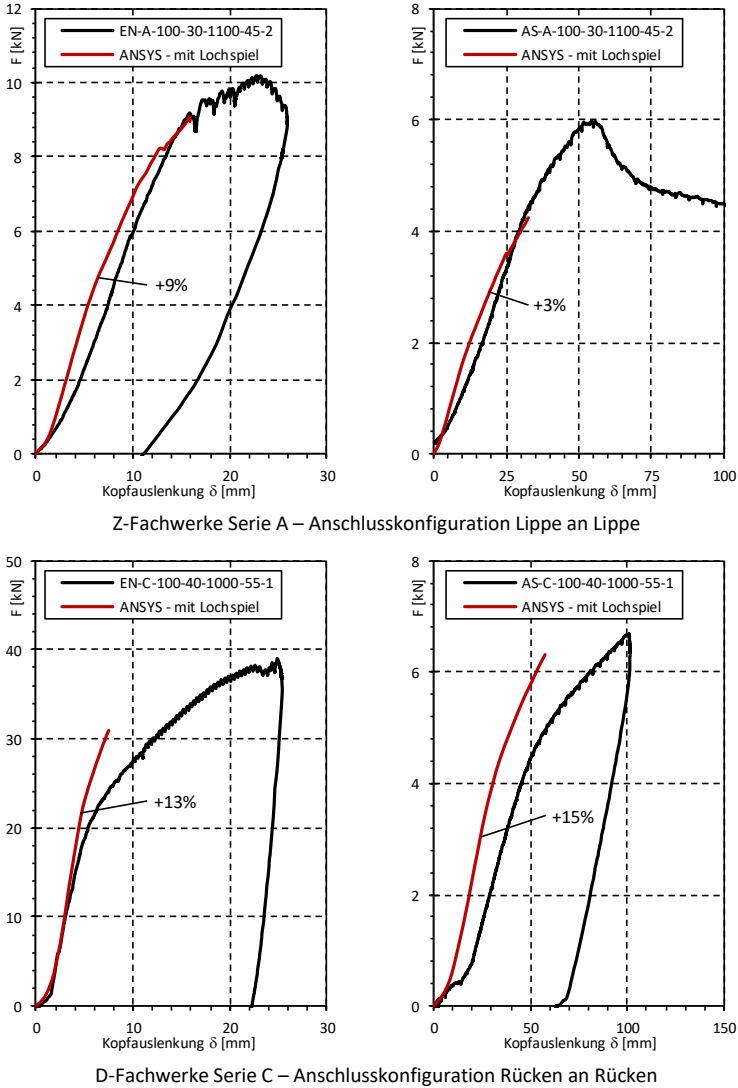
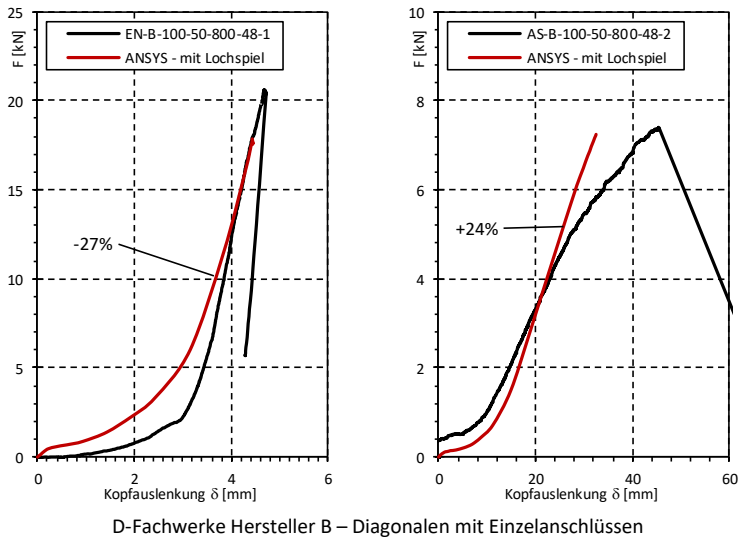


Bild 4.13: Ausgewählte Vergleichsrechnungen zu Z- und D-Fachwerken aus dem FOSTA-Forschungsvorhaben P1078 – Versuchsserien A und C

Die einzige Ausnahme bilden die als auffällig hoch eingestuftes Schubsteifigkeiten aus der Versuchsserie B für die „liegenden“ Rahmenschubversuche nach DIN EN 15512. Aufgrund der unplanmäßigen Klemmwirkung in den Schraubverbindungen zwischen den Stützen und Füllstäben haben die numerischen Vergleichsrechnungen 17 % geringere Schubsteifigkeiten ergeben. Mit demselben FE-Modell, bei dem nur die Lagerungsrandbedingungen auf den „stehenden“ Rahmenschubversuch nach AS 4084 angepasst wurden, liefern die Vergleichsrechnungen wieder im Mittel 27 % höhere Schubsteifigkeiten, als experimentell ermittelt. Zur Veranschaulichung sind in Bild 4.14 zwei ausgewählte Vergleichsrechnungen für einen „liegenden“ und „stehenden“ Ständerrahmen aus der Versuchsserie B dargestellt.



D-Fachwerke Hersteller B – Diagonalen mit Einzelanschlüssen

Bild 4.14: Ausgewählte Vergleichsrechnungen zu D-Fachwerken aus dem FOSTA-Forschungsvorhaben P1078 – Versuchsserie B

Zur Übersicht sind die prozentualen Abweichungen zwischen Rahmenschubversuch und Vergleichsrechnung in Tabelle 4.1 zusammengefasst worden. Die angegebenen Abweichungen beziehen sich dabei – wie auch in den zuvor dargestellten Diagrammen – immer auf die Mittelwerte der Schubsteifigkeiten der Versuchsgruppen. Bleibt die Versuchsserie B nach DIN EN 15512 außen vor, betragen die Abweichungen durchschnittlich +12 %. Insgesamt lässt sich festhalten, dass die numerischen Vergleichsrechnungen mit dem komplexen räumlichen FE-Modell unter Berücksichtigung des Lochspiels bereits sehr gute Übereinstimmungen liefern.

4.2 Untersuchungen von Ständerrahmen mit Modellen aus Schalen- und Volumenelementen

Tabelle 4.1: Übersicht zu den Ergebnissen aller Vergleichsrechnungen mit Lochspiel

prozentuale Abweichung zwischen $S_{ti,m}$ und $S_{ti,FEM}$		DIN EN 15512 "liegend"		AS 4084 "stehend"	
		D=800mm	D=1.000mm bzw. 1.100mm	D=800mm	D=1.000mm bzw. 1.100mm
Serie A [Z-FW - L/L]	$\phi_{nom} = 45^\circ$	11%	9%	2%	3%
	$\phi_{nom} = 55^\circ$	18%	12%	1%	-2%
	im Mittel	13%		1%	
Serie B [D-FW - R/R]	$\phi_{nom} = 45^\circ$	-27%	-7%	24%	24%
	$\phi_{nom} = 55^\circ$	-19%	-16%	28%	30%
	im Mittel	-17%		27%	
Serie C [D-FW - S]	$\phi_{nom} = 45^\circ$	15%	19%	14%	30%
	$\phi_{nom} = 55^\circ$	12%	13%	21%	15%
	im Mittel	15%		20%	

Die Last-Verformungskurven aus den Vergleichsrechnungen und den korrespondierenden Versuchen verlaufen affin, und auch die in den Versuchen beobachteten Versagensmechanismen werden von den FE-Modellen zutreffend abgebildet, wie die beiden nachfolgenden Vergleichsspannungsplots für einen Ständerrahmen aus der Versuchsserie C dokumentieren.

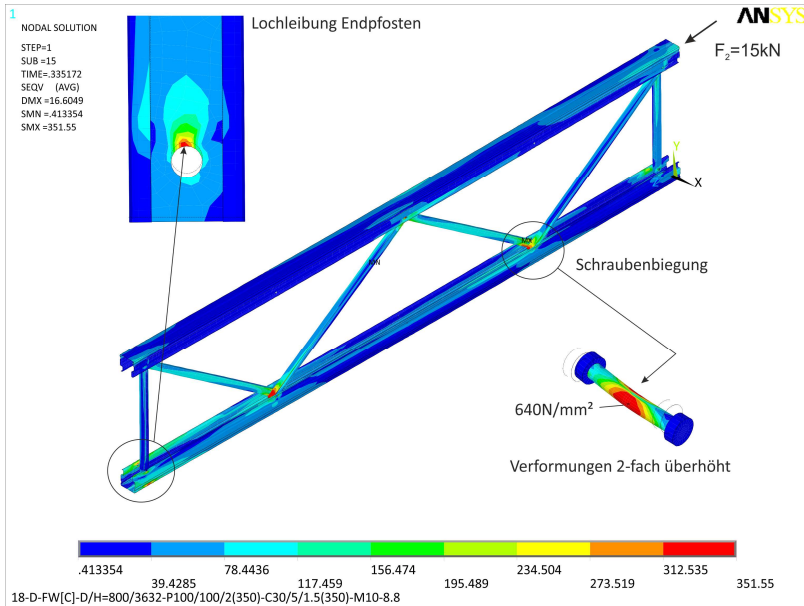


Bild 4.15: Vergleichsspannungsplot eines exemplarisch ausgewählten Ständerrahmens aus dem FOSTA-Forschungsvorhaben P1078 – Versuchsserie C für $F = F_2$

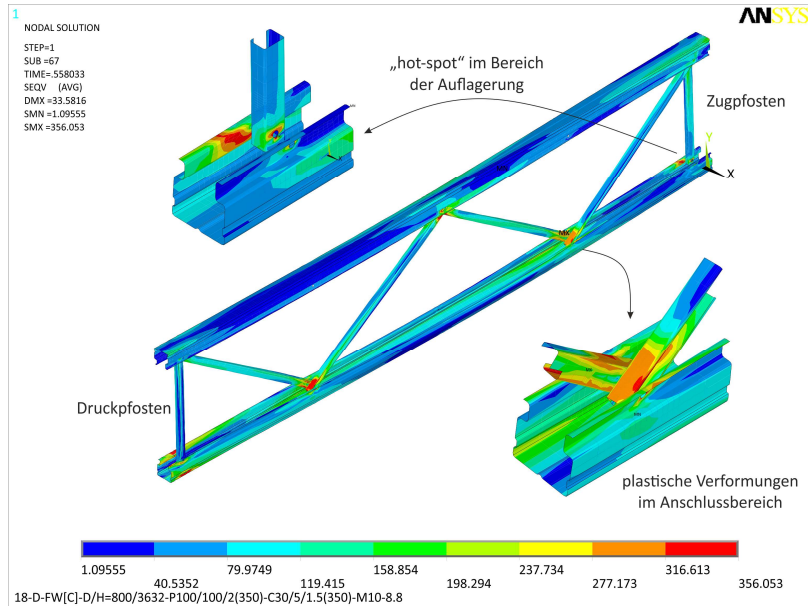


Bild 4.16: Vergleichsspannungsplot eines exemplarisch ausgewählten Ständerrahmens aus dem FOSTA-Forschungsvorhaben P1078 – Versuchsserie C für $F = F_{max}$

In Bild 4.15 sind die Vergleichsspannungen für die experimentell ermittelte Elastizitätsgrenze $F_2 = 15 \text{ kN}$ dargestellt. Die biegebeanspruchten Schrauben erreichen eine Spannung, die in etwa der Streckgrenze für die Festigkeitsklasse 8.8 entspricht. Die Biegeverformungen der Schrauben sind in Achsrichtung der Stützen orientiert, was auch in den Versuchen zu beobachten war (vgl. Bild 3.14). Die Spannungskonzentrationen in den Kontaktzonen zwischen Schraubenschaft und den Kanten der Bohrungen sind ebenfalls gut zu erkennen. Wird die Last sukzessive weiter gesteigert, nehmen die Biegeverformungen der Schrauben zu und die Füllstäbe werden in den Anschlusspunkten – analog zu den Versuchen – plastisch verformt, wie Bild 4.16 dokumentiert. In den Auflagerbereichen zeigen sich ebenfalls hohe Spannungskonzentrationen, insbesondere bei dem Zugpfosten, bei dem die Stütze über ein oben anliegendes Querjoch gehalten wird.

Die grundsätzliche Eignung des im Rahmen der vorliegenden Arbeit entwickelten numerischen Modells ist durch die Vergleichsrechnungen belegt worden. Die Abweichungen zwischen FEM und Versuch von im Mittel 15 % sind aufgrund der tendenziell stark streuenden Rahmenschubversuche von untergeordneter Bedeutung, sodass keine weiteren Maßnahmen zur Kalibrierung der FE – Modelle vorgesehen wurden. Zudem sind die eingangs aufgezeigten Aspekte, zum Beispiel

die Vernachlässigung der geometrischen Imperfektionen, die vereinfachte Abbildung der Schrauben ohne Gewindeanteile, der Ansatz der Nennwerte für die Materialeigenschaften oder auch die Umsetzung der Lagerungsrandbedingungen, im Detail nicht quantifizierbar. Eine weitere Kalibrierung der FE-Modelle über einzelne Stellschrauben ist vor diesem Hintergrund nicht zielführend, zumal für die Parameterstudien die im nachfolgenden Kapitel beschriebenen Vereinfachungen eingeführt wurden, um mit den verfügbaren Ressourcen eine möglichst große Datenbasis zu generieren.

4.2.2.3 Vereinfachungen für die Parameterstudien

4.2.2.3.1 Allgemeines

Wie die Vergleichsrechnungen zu den Rahmenschubversuchen im vorhergehenden Kapitel aufgezeigt haben, ist das in der vorliegenden Arbeit entwickelte numerische Modell grundsätzlich geeignet, das Trag- und Verformungsverhalten der Ständerrahmen zu erfassen und die Schubsteifigkeit realitätsnah wiederzugeben. Allerdings ist der damit einhergehende Rechen- und Speicheraufwand sehr groß, was vor allem auf die Abbildung des Lochspiels zurückzuführen ist. Um kinematische Systeme zu vermeiden, muss eine Kopplung mit Federn zwischen den Schrauben und Stützen bzw. Füllstäben erfolgen. Die Federsteifigkeiten für diese Kopplungen müssen möglichst gering sein, um einen Einfluss auf die Ergebnisse der Berechnungen ausschließen zu können. Die geringen Federsteifigkeiten führen aber gleichzeitig zu nicht gut konditionierten Gleichungssystemen, die insbesondere bei den ersten Lastschritten, bis sich ein Kontakt zwischen den Schrauben und Lochwandungen einstellt, eine sehr hohe Anzahl von Iterationen erfordern. In Kombination mit den nicht linearen Materialgesetzen und den vielen weiteren Kontaktelementen ergeben sich Rechenzeiten von mehreren Stunden bei einem gleichzeitig sehr hohen Speicherplatzbedarf.

Vor diesem Hintergrund sind die Parameterstudien mit einem vereinfachten, weiterhin perfekt generierten Modell und ohne Abbildung des Lochspiels durchgeführt worden. Bei den Schrauben sind etwaige Gewindeanteile unberücksichtigt geblieben, und die jeweiligen Nenndurchmesser des Schaftes sind angesetzt worden. Die mit diesem vereinfachten Modell ermittelten Schubsteifigkeiten liegen grundsätzlich höher als die zu erwartenden Werte. Bei der Variation von einzelnen Einflussfaktoren ist dies nicht kritisch, da aus dem Gesamtfedermodell immer auch ein Rückschluss auf die Wirkung des betreffenden Einflussfaktors möglich ist, wie Bild 4.17 veranschaulicht. Die dabei mit K_1 bis K_8 bezeichneten Federn repräsentieren die im analytischen Modell in Kapitel 5 definierten Komponenten. Das mit

„Unschärfe“ in Grau dargestellte Federpaket deckt den möglichen Einfluss von Imperfektionen und Lagerungsrandbedingungen ab, die sowohl in den numerischen Berechnungen als auch im Gesamtfedermodell zu berücksichtigen sind. Bei der Variation einzelner Einflussparameter in den numerischen Berechnungen ist diese „Unschärfe“ immer gleich groß, da eine perfekte Modellbildung mit unnachgiebigen Lagerungen umgesetzt wird. Bei der Auswertung der Parameterstudien ist der gleichbleibende Einfluss aus dieser „Unschärfe“ somit von untergeordneter Bedeutung und kann herausgefiltert werden.

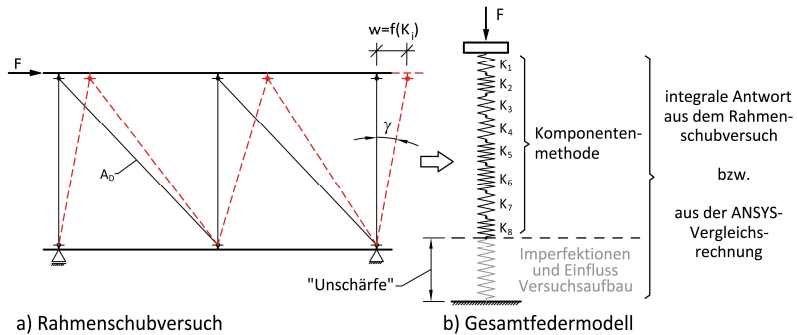


Bild 4.17: Gegenüberstellung Rahmenschubversuch und Gesamtfedermodell

In Anlehnung an die Arbeiten von Engesser [21] oder auch Timoshenko und Gere [100] kann die Schubsteifigkeit der Ständerrahmen wie eine Reihenschaltung von Federn aufgefasst und somit nach Gleichung (4.1) zu einer äquivalenten Federsteifigkeit bzw. hier Schubsteifigkeit zusammengefasst werden.

$$S_{D,ges.} = \frac{1}{\underbrace{S_{D,K1}}_{\text{veränderl.}} + \underbrace{S_{DK2-8} + S_{D,Imp./Aufbau}}_{\text{unveränderte Komponenten}}} \quad (4.1)$$

Wird bei den Parameterstudien zum Beispiel nur die in der Komponente K1 erfasste Querschnittsfläche der Füllstäbe A_D variiert, bleiben die restlichen Summanden in der Gleichung (4.1) hiervon unberührt. Wie in Kapitel 5 noch aufgezeigt wird, ist diese Formulierung nicht exakt, weil sich Verknüpfungen zwischen den einzelnen Komponenten ergeben können, zum Beispiel wenn A_D über die Blechdicke der Füllstäbe angepasst wird. Dies gilt auch, wenn die Blechdicke konstant bleibt und die Hauptabmessungen h_D und b_D variiert werden, da sich eine andere Biegeverformung der Füllstäbe einstellt. Dennoch lässt sich aus der Analogie zur Reihenschaltung von Federn ableiten, dass es bei den Parameterstudien nicht darauf ankommt, die Schubsteifigkeit möglichst realitätsnah zu bestimmen, sofern bei

den Auswertungen ein besonderes Augenmerk auf die Effekte aus den Vereinfachungen gelegt wird. Dies ist bei den nachfolgenden Auswertungen der Parameterstudien zum Trag- und Verformungsverhalten der Ständerrahmen berücksichtigt worden.

Neben der Vernachlässigung des Lochspiels ist im Vergleich zu dem in Kapitel 4.2.2.2 verwendeten Modell noch eine Anpassung der Lagerungsrandbedingungen vorgenommen worden, die den Punkt W im Rahmenschubversuch nach DIN EN 15512 betrifft. Bei den an der TU Dortmund durchgeführten Rahmenschubversuchen ist an diesem Punkt eine Halterung auf der Oberseite der Stützenprofile ausgebildet worden, die auch bei den Vergleichsrechnungen zu den Versuchen umgesetzt wurde. Hiervon abweichend ist bei den Parameterstudien eine zugfeste Lagerung mit Federelementen auf der Stützenunterseite abgebildet worden, da dies in der FE-Programmierung einfacher zu handhaben ist und auch eine übliche Detailausbildung bei der Durchführung von Rahmenschubversuchen darstellt.

Bevor die Parameterstudien im Detail vorgestellt werden, wird in den beiden nachfolgenden Kapiteln ausführlicher auf die „Unschärfe“ aus den Lagerungsrandbedingungen und den Imperfektionen eingegangen.

4.2.3.2 Zum Einfluss der Lagerungsrandbedingungen

Die präzise Umsetzung der Lagerungsrandbedingungen ist ebenso wie die Erfassung der Lochleibungsverformungen ein wichtiges Detail, wenn die Rahmenschubsteifigkeit realitätsnah bestimmt werden soll. Aufgrund von fertigungsbedingten Toleranzen lassen sich in den Rahmenschubversuchen nur sehr bedingt perfekte Lagerungsrandbedingungen schaffen, ohne dabei Gefahr zu laufen, Zwängungen und damit verbunden auch einen anteiligen Lastabtrag über Reibung zu erzeugen. Dies betrifft in den „liegenden“ Rahmenschubversuchen nach DIN EN 15512 [R12] vor allem die oberen Stützen, die bei den Punkten Y und Z senkrecht zur Rahmenebene gehalten, aber in Längsrichtung ohne Einfluss von Reibung frei verschieblich sein sollen. *Sajja, Godley* und *Beale* haben in diesem Kontext bereits 2006 (vgl. [82]) darauf hingewiesen, dass Effekte aus Zwängungen und Reibung bei den Lagerungen zu inkonsistenten Ergebnissen bei Rahmenschubversuchen führen können. Aufgrund dieser Erkenntnisse wurde der Aufbau der Rahmenschubversuche modifiziert, und auf die Lagerung der Zwischenknoten wurde verzichtet.

Bei der Umsetzung in den numerischen Modellen können sehr simpel quasi perfekte reibungsfreie Lagerungsrandbedingungen geschaffen werden. Anders als in den experimentellen Untersuchungen werden dabei die seitlichen Halterungen auch konsequent mitgeführt, sodass bei der Zwangsverschiebung der oberen

Stütze im „liegenden“ Rahmensubversuch kein Versatz zwischen der horizontalen Halterung und dem zu stützenden Fachwerkknoten entsteht. Bei Rahmen mit kleinen Kopfauslenkungen und vernachlässigbaren Schlupfverformungen ist dieser Aspekt von untergeordneter Bedeutung. Bei den Vergleichsrechnungen zu den Rahmensubversuchen sind die Anteile der Schlupfverformungen nicht vernachlässigbar, sodass sich die Umsetzung der Lagerungsrandbedingungen günstig auf die numerisch bestimmten Schubsteifigkeiten auswirkt. Dies gilt auch für die numerischen Vergleichsrechnungen zu den „stehenden“ Rahmensubversuchen nach AS 4084 [R2]. Mit einer Reduktion der Federsteifigkeiten der seitlichen Führungen in Bild 4.10 bzw. Bild 4.11 lassen sich kleinere Schubsteifigkeiten „einstellen“, ohne dass sich dies im Detail mit den Messdaten aus den Versuchen ableiten oder begründen lässt. Um den Einfluss der Lagerungsrandbedingungen zu veranschaulichen, sind einzelne Vergleichsrechnungen zu den an der TU Dortmund durchgeführten Rahmensubversuchen auch mit der zugfesten, unterseitigen Lagerung bei Punkt W erfolgt. Bild 4.18 zeigt exemplarisch die Last-Verformungskurven von einem „liegenden“ Rahmensubversuch aus der Serie C und die beiden Vergleichsrechnungen mit zug- bzw. druckfester Lagerung bei Punkt W.

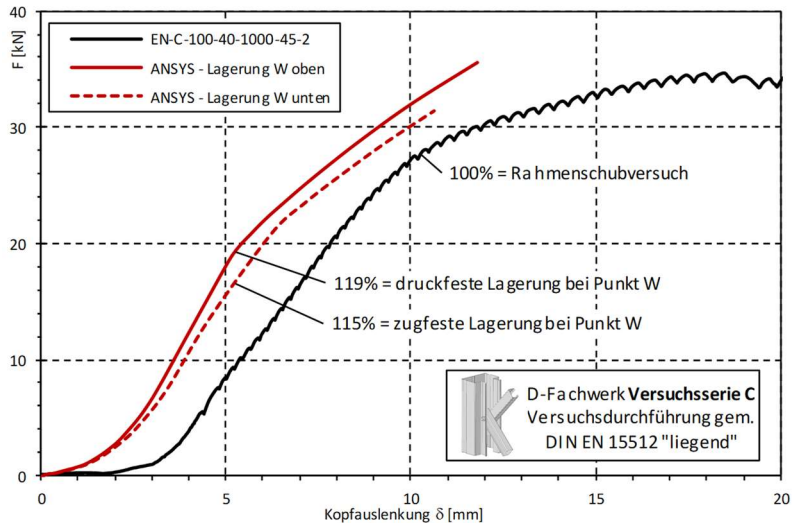


Bild 4.18: Numerische Vergleichsrechnungen zu einem ausgewählten D-Fachwerk aus dem FOSTA-Forschungsvorhaben P1078 mit zug- / druckfester Lagerung bei Punkt W

Es ist gut zu erkennen, dass die Last-Verformungskurve bei einer zugfesten Lagerung von Punkt W flacher geneigt ist. Die Schubsteifigkeit fällt hier um 4 % geringer

aus als bei der druckfesten Lagerung. Ursächlich hierfür sind die bei der zugfesten Lagerung größeren lokalen Anschlussverformungen, die sich bei Punkt W einstellen. Wie groß der Einfluss der unterschiedlichen Lagerungsrandbedingungen ist, hängt auch von der Schubsteifigkeit der Ständerrahmen ab. Bei den aufgrund der Anschlusskonfiguration Lippe an Lippe grundsätzlich sehr kleinen Schubsteifigkeiten in der Versuchsserie A fällt der Einfluss der zug- oder druckfesten Ausbildung des Auflagers bei Punkt W nicht so stark aus, wie bei den Versuchsserien B und C, was sich auch mit den Erwartungen aus der Analogie zur Reihenschaltung von Federn deckt.

4.2.2.3.3 Zum Einfluss von Imperfektionen

Um zu überprüfen, welchen Einfluss **geometrische Imperfektionen** auf die Schubsteifigkeit haben und ob es erforderlich ist, diese bei den Parameterstudien mit zu berücksichtigen, sind vorab numerische Untersuchungen an perfekten und imperfekten Systemen durchgeführt worden. Dabei ist für die Festlegung der geometrischen Imperfektionen in Anlehnung an die DIN EN 1993-1-1, Abschnitt 5.3.2 (1) [R15] auf skalierte Eigenformen zurückgegriffen worden. Die Skalierfaktoren sind in Bezug auf die Länge der Füllstäbe so gewählt worden, dass sich ein Stich der Vorkrümmung von $e_0 = L/200$ bis $L/300$ ergeben hat. Die auf dieser Grundlage angesetzten Vorkrümmungen sind deutlich größer als die an den Füllstäben aus den Rahmenschubversuchen an der TU Dortmund gemessenen Werte. Der Stich der Vorkrümmung betrug zumeist weniger als $\Delta \leq 0,60$ mm, vgl. auch Tabelle 4-4 in [106]. Die für die geometrischen Imperfektionen der Füllstäbe anzusetzenden Skalierfaktoren liegen in der Regel bei Zahlenwerten um $f = 4$ bis 7 und werden auch auf die Querschnitte der Stützen angewandt. Die Empfehlung aus Anhang C.5 der DIN EN 1993-1-5 [R18], die Imperfektionen von 80 % der zulässigen geometrischen Fertigungstoleranzen vorsieht, wird dabei nicht immer erreicht, da die Eigenformen zumeist von den wesentlich weniger biegesteifen Füllstäben dominiert werden.

Für die Untersuchung zum Einfluss der geometrischen Imperfektionen sind die numerischen Berechnungen in drei Schritte zu gliedern. Im ersten Schritt sind als Referenzen die Ständerrahmen ohne Imperfektionen zu untersuchen. Im zweiten Schritt werden in Modalanalysen die relevanten Eigenfrequenzen und die zugehörigen Schwingformen berechnet. Die Schwingformen sind dabei auf eine maximale Verformung von $u = 1,0$ mm zu skalieren, sodass im dritten Schritt die Geometrie des imperfekten Systems über einen entsprechenden Skalierfaktor erzeugt werden kann. Für das imperfekte System wird abschließend die Schubsteifigkeit bestimmt, und aus dem Vergleich der Ergebnisse von Schritt 1 und Schritt 3 kann auf den Einfluss der Imperfektionen auf die Schubsteifigkeit zurückgeschlossen werden. Wie

4 Numerische Untersuchungen

bei der Modellbildung erläutert, können Kontaktelemente bei Modalanalysen nicht berücksichtigt werden. Daher sind für die numerischen Untersuchungen zum Einfluss der geometrischen Imperfektionen die Schraubverbindungen mit Balkenelementen und Koppelstäben abgebildet worden.

Aufgrund der großen Anzahl von möglichen Schwingformen kann nicht pauschal bewertet werden, welche zu der geringsten Schubsteifigkeit führt. In der Regel dominieren bei den ersten Eigenfrequenzen Biegeschwingungen der Füllstäbe. Für die weiteren Untersuchungen sind die Schwingformen „von Hand“ auszuwählen, bei denen die druckbeanspruchten Füllstäbe die größten Amplituden aufweisen. Aufgrund der im Vergleich zu den Füllstäben deutlich größeren Steifigkeit sind Schwingformen mit dominierenden Beul-, Biege- oder Torsionsschwingungen der Stützenquerschnitte in der Regel erst bei sehr hohen Eigenfrequenzen anzutreffen und damit nicht relevant. Bild 4.19 zeigt das Grundprinzip am Beispiel eines Z-förmigen Ständerrahmens aus der Versuchsserie A, von dem die 2. und 6. Eigenschwingform dargestellt sind.

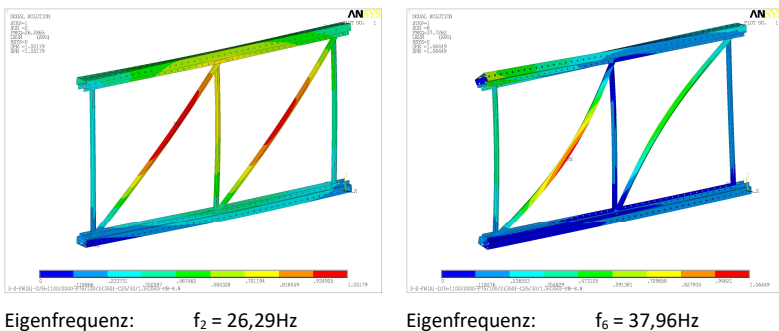


Bild 4.19: Eigenfrequenzen und Eigenschwingformen für einen Ständerrahmen aus der Versuchsserie A

Die Untersuchungen sind für ausgewählte, in den experimentellen Untersuchungen an der TU Dortmund getestete Ständerrahmen durchgeführt worden. Dabei hat sich gezeigt, dass der Einfluss der Imperfektionen auf die Schubsteifigkeit der Ständerrahmen vergleichsweise gering ist. Bei Ständerrahmen mit hohen Schubsteifigkeiten, wie sie bei den Konfigurationen in den Versuchsserien B und C gegeben sind, betragen die Abweichungen zwischen dem perfekten und imperfekten System etwa 1 bis 4 %. Bei schubweichen Systemen, wie den Z-Fachwerken mit der Anschlusskonfiguration Lippe an Lippe aus der Versuchsserie A, dominieren die Torsionsverformungen der Stützen die Schubsteifigkeit, und der Einfluss der Imperfektionen liegt bei unter 1 %. Diese Ergebnisse decken sich auch mit den

Feststellungen im Kontext der Biegeverformungen der Füllstäbe, auf die im Anschluss in Kapitel 4.2.3.1 eingegangen wird. Aufgrund des vergleichsweise geringen Einflusses der geometrischen Imperfektionen und der einfacheren Umsetzung der numerischen Berechnungen ohne vorgeschaltete Modalanalysen sind bei den Parameterstudien nur perfekt generierte FE-Modelle verwendet worden.

Auch **strukturelle Imperfektionen**, wie Eigenspannungen und Streuungen bei den Materialfestigkeiten oder den Elastizitätsmodulen, können Einfluss auf die Schubsteifigkeit der Ständerrahmen haben. Aufgrund der auf den linear-elastischen Bereichen der Last-Verformungskurven beschränkten Auswertung der Rahmenschubversuche ist der Einfluss von Eigenspannungen von untergeordneter Bedeutung. Dies gilt jedoch nicht für mögliche Streuungen der mechanischen Eigenschaften der verwendeten Werkstoffe, insbesondere wenn hiervon Schlüsselkomponenten betroffen sind. Dass in den einschlägigen Regelwerken wie [R2] oder [R12] keine Messungen der mechanischen Eigenschaften der eingesetzten Materialien bei der Durchführung von Rahmenschubversuchen vorgeschrieben sind, wurde in Kapitel 3.2.5 kritisch hinterfragt. Auch wenn die im Rahmen der vorliegenden Arbeit durchgeführten Komponentenversuche sowie das laufende FOSTA-Forschungsvorhaben P1328 [103] aufzeigen, dass der im Bauwesen gebräuchliche Elastizitätsmodul von $E = 210.000 \text{ N/mm}^2$ nicht immer sicher gegeben ist, wird dieser trotzdem vereinfachend bei allen Parameterstudien angesetzt. Bei der Entwicklung des analytischen Modells in Kapitel 5 wird an den entsprechenden Stellen auf die Bedeutung für die Bestimmung der Schubsteifigkeit der Ständerrahmen eingegangen.

4.2.3 Parameterstudien

Die Parameterstudien sind in fünf Kapitel gegliedert, in denen die Wirkung der folgenden Einflussfaktoren untersucht wird:

- Einfluss der Biegeverformungen der Füllstäbe
- Einfluss der Systemlochungen der Stützen
- Einfluss der Schubverformungen der Stützen
- Einfluss der lokalen Anschlussverformungen
- Einfluss der Biegeverformungen der Schrauben

Die dabei gewonnenen Erkenntnisse werden in Kapitel 4.2.4 zusammengefasst.

4.2.3.1 Zum Einfluss der Biegeverformungen der Füllstäbe

Aus den Biegeverformungen der Füllstäbe resultieren Längenänderungen, welche die Schubsteifigkeit der Ständerrahmen beeinflussen. Für klassische, mit C-förmigen Querschnitten ausgeführte Füllstäbe sind bei Lippe an Lippe- und Rücken an Rücken-Anschlüssen konstruktionsbedingt immer Exzentrizitäten gegeben, die sich auch nicht durch Modifikationen der Schraubverbindungen eliminieren lassen, Bild 4.20 a). Auch bei Einzelanschlüssen liegen zumeist Anschluss-exzentrizitäten vor, aber durch Anpassungen bei der Lage der Bohrung in den Füllstäben kann zumindest Einfluss auf die Größe der Exzentrizität genommen werden, Bild 4.20 b).

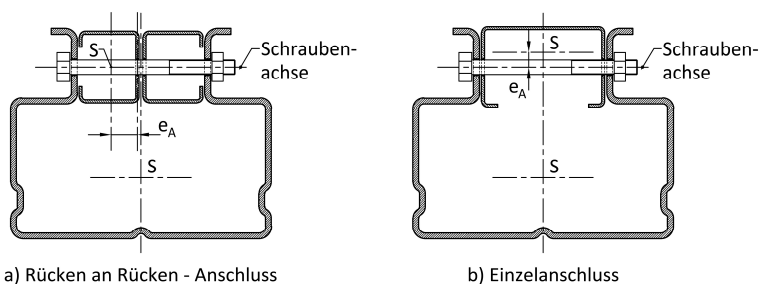


Bild 4.20: Anschlussexzentrizitäten bei Rücken an Rücken und Einzelanschlüssen

Die Biegeverformungen der Füllstäbe werden im analytischen Modell in der Komponente K2 abgebildet. Dabei gehen neben der Anschlussexzentrizität auch die Länge und Biegesteifigkeit der Füllstäbe in die Bestimmungsgleichungen ein. Um das in Kapitel 5.3.2 entwickelte Modell zu verifizieren und um weitere Einflussfaktoren, wie die Lagerungsrandbedingungen in den Knoten, bewerten zu können, sind umfassende numerische Untersuchungen erfolgt, die in Tabelle 4.2 mit den variierten Parametern zusammenfassend dargestellt sind. Die Untersuchungen lassen sich in zwei Hauptgruppen gliedern:

- **Gruppe A:** Untersuchungen zu den **Lagerungsrandbedingungen** in den Knoten, umfasst die Parameterblöcke A1 bis A3
- **Gruppe B:** Untersuchungen zu den **Anschlussexzentrizitäten**, umfasst die Parameterblöcke B1 bis B3

In der **Gruppe A** sind zu jedem aufgeführten Datensatz zwei Berechnungen durchgeführt worden. In der ersten Berechnung sind alle Kontaktelemente im Anschlussbereich berücksichtigt worden, um die Lagerungsrandbedingungen der Füllstäbe so realitätsnah wie möglich erfassen zu können. In den zweiten Durchläufen ist die Kontaktpaarung zwischen den Stützen und Füllstäben (Kontaktpaar [A]

4.2 Untersuchungen von Ständerrahmen mit Modellen aus Schalen- und Volumenelementen

in Bild 4.5) inaktiv gesetzt worden, sodass eine gelenkige Lagerung der Füllstäbe ohne weitere Verformungsbehinderungen umgesetzt wird. Aus dem Vergleich der beiden Berechnungsläufe können Rückschlüsse auf eine mögliche Einspannwirkung gezogen werden, vgl. Beiwert η_2 in Kapitel 5.3.2. Die Fragestellungen zu den Lagerungsrandbedingungen in den Fachwerkknoten sind nur für Anschlusskonfigurationen von Bedeutung, bei denen die Füllstäbe aufgrund der Exzentrizitäten senkrecht zur Rahmenebene ausweichen. Dies sind Rücken an Rücken- und Lippe an Lippe-Anschlüsse.

Tabelle 4.2: Übersicht der FE-Untersuchungen zu den Biegeverformungen der Füllstäbe

Parameterblock	lfd.-Nr.	Stützenbezeichnung	Diagonalenbezeichnung	Systemlochung	Anschlusskonfiguration	Fachwerkkonfiguration	Anzahl FW-Teil.	Länge FW-Teilung		Rahmenhöhe	Rahmenlänge	Schwerelinienabstand Stützen	Neigungswinkel	nominelle und in der FEM angesetzte Exzentrizität	
								a	a					$e_{A,nom}$	$\Delta e_{A,FEM}$
							na	[mm]	[mm]				ϕ	[mm]	[mm]
A1	1	SR85/20	C30/25/8/1,50	JA	LL	Z-FW	2	600		1.400	1.045	32			
	2							900	1.100	2.000	1.045	43	0,99	0	
	3							1.200		2.600	1.045	51			
	4	SR120/20						600		1.400	1.039	32			
	5							900	1.100	2.000	1.039	43	0,99	0	
	6							1.200		2.600	1.039	51			
	7	SR85/20	C30/25/8/1,50	JA	LL	Z-FW	2	600		1.400	1.045	32			
	8							900	1.100	2.000	1.045	43	0,99	0	
	9							1.200		2.600	1.045	51			
	10	SR120/20						600		1.400	1.039	32			
	11							900	1.100	2.000	1.039	43	0,99	0	
	12							1.200		2.600	1.039	51			
A2	13	P100/100/2,0	C40/30/8/1,50	NEIN	RR	D-FW	2	800	1.000	3.400	920	44	1,11	0	
	14	P100/100/2,5									920	44	1,11		
	15	P100/100/3,0									920	44	1,11		
	16	P100/100/3,5									920	44	1,11		
	17	P140/120/2,0	C40/30/8/2,00	NEIN	RR	D-FW	2	800	1.000	3.400	902	45	1,08	0	
	18	P140/120/2,5									903	45	1,08		
	19	P140/120/3,0									903	45	1,08		
	20	P140/120/3,5									903	45	1,08		
A3	49	P140/120/2,5	C40/30/8/1,25	NEIN	RR	D-FW	2	800	1.000	3.400	903	45	1,12	0	
	50		C40/30/8/1,50								903	45	1,11		
	51		C40/30/8/1,75								903	45	1,09		
	52		C40/30/8/2,50								920	44	1,06		
	53	P140/120/2,5	C40/30/8/1,50	NEIN	RR	D-FW	2	800	800	3.400	703	53	1,11	0	
	54		C40/30/8/2,00	NEIN	RR	D-FW	2	800	800	3.400	703	53	1,08	0	
	55		C40/30/8/1,50	NEIN	RR	D-FW	2	800	800	3.400	1.103	39	1,11	0	
56	C40/30/8/2,00	NEIN	RR	D-FW	2	800	800	3.400	1.103	39	1,08	0			

4 Numerische Untersuchungen

Fortsetzung der Tabelle 4.2 – Biegeverformungen der Füllstäbe

Parameterblock	lfd.-Nr.	Stützenbezeichnung	Diagonalenbezeichnung	Systemlochung	Anschlusskonfiguration	Fachwerkfiguration	Anzahl FW-Teil.	Länge FW-Teilung	Rahmenhöhe	Rahmenlänge	Schwerelinienabstand Stützen	Neigungswinkel	nominelle und in der FEM angesetzte Exzentrizität	
													$e_{A,nom}$	$\Delta e_{A,FEM}$
							na	a	D_{AK}	H_{AK}	d	ϕ	[mm]	[mm]
							[-]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[°]		
B1	21												0,0	
	22	P100/75/2,0	C60/40/8/1,50	NEIN	U	D-FW	2	800	1.000	3.900	943	42	5,8	-2,9
	23													-5,8
	24												0,0	
	25	P100/100/2,0	C60/40/8/1,50	NEIN	U	D-FW	2	800	1.000	3.900	920	44	5,8	-2,9
	26													-5,8
	27												0,0	
	28	P120/100/2,5	C60/40/8/1,50	NEIN	U	D-FW	2	800	1.000	3.900	921	44	5,8	-2,9
	29													-5,8
B2	30												0,0	
	31	P120/120/2,5	C60/40/8/1,50	NEIN	U	D-FW	2	800	1.000	3.900	902	45	5,8	-2,9
	32													-5,8
	33												0,0	
	34	P140/100/3,0	C60/40/8/2,00	NEIN	U	D-FW	2	800	1.000	3.900	922	44	5,8	-2,9
	35													-5,8
	36												0,0	
	37	P140/120/3,5	C60/40/8/2,00	NEIN	U	D-FW	2	800	1.000	3.900	903	45	5,8	-2,9
	38													-5,8
B3	39												0,0	
	40	P100/77/2,0	C50/30/1,50	JA	U	D-FW	2	750	1.100	3.700	1.044	38	6,1	-3,1
	41													-6,1
	42												0,0	
	43	P100/77/2,0	C50/30/1,50	JA	U	D-FW	2	1.050	1.100	4.900	1.044	47	6,1	-3,1
	44													-6,1
	46.1													-2,5
	45	P100/77/2,0	C50/50/1,50	JA	U	D-FW	2	750	1.100	3.700	1.044	38	-2,5	0,0
	46.2													2,5
	48.1													-2,5
47	P100/77/2,0	C50/50/1,50	JA	U	D-FW	2	1.050	1.100	4.900	1.044	47	-2,5	0,0	
48.2													2,5	

In der **Gruppe B** sind ausschließlich D-Fachwerke mit Einzelanschlüssen untersucht worden. Bei dieser Anschlusskonfiguration stellen sich Biegeverformungen in der Rahmenebene ein, wobei über die Lage der Bohrungen in den Füllstäben die Anschluss'exzentrizität variiert oder auch ganz eliminiert werden kann. Zu jedem untersuchten Ständerrahmen sind in der Gruppe B drei Berechnungen durchgeführt worden. In der ersten Berechnung sind die nominellen, vom Regalhersteller

verwendeten Anschlussexzentrizitäten angesetzt worden. In den beiden weiteren Berechnungen wurde dann die Anschlussexzentrizität sukzessiv bis auf null reduziert. Die einzige Ausnahme bilden die letzten beiden Datensätze in Parameterblock B3, bei denen die Anschlussexzentrizität mit nominell 2,50 mm vergleichsweise gering ist. Auch hier wurden jeweils drei Berechnungen durchgeführt. Neben der Variante ohne Anschlussexzentrizität wurden in den beiden weiteren Berechnungen die nominelle Anschlussexzentrizität zu beiden Seiten der Schwerelinie der Füllstabquerschnitte angesetzt.

Die Ergebnisse aus den numerischen Untersuchungen haben aufgezeigt, dass bei Fachwerken mit einer planmäßigen Tordierung der Stützenquerschnitte – hier die Anschlusskonfiguration Lippe an Lippe – durch die Interaktion der Füllstäbe an den Fachwerkknoten eine Torsionsfeder gegeben ist, welche die Schubsteifigkeit signifikant beeinflusst. Mit der Freischaltung von Kontaktpaar [A] entfällt diese Torsionsfeder, und die ohnehin sehr geringen Schubsteifigkeiten fallen nochmals um mehr als 70 % ab, wie aus dem Diagramm in Bild 4.21 hervorgeht. Bei den C-förmigen Füllstabquerschnitten ist ein solcher Abfall im realen System nicht möglich. Aber bei Hohlprofilen mit abgeflachten Endstücken, wie sie zum Beispiel in [32] verwendet wurden, ist es denkbar, dass bei einer nicht im Detail durchdachten Anschlussausbildung ein solcher Effekt zum Tragen kommt.

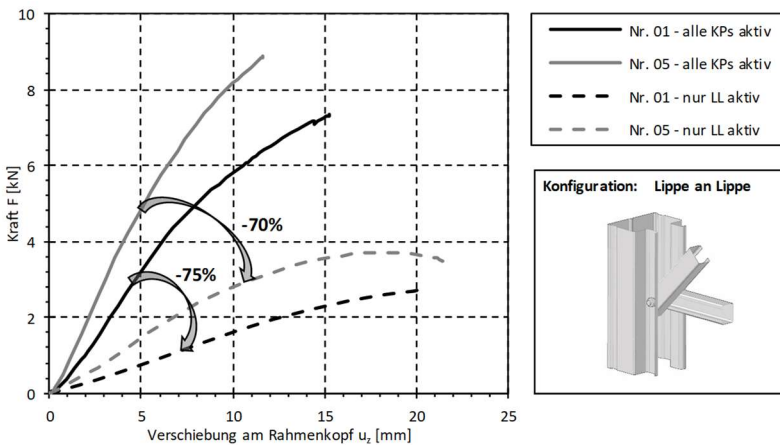


Bild 4.21: Last-Verformungskurven zu exemplarisch ausgewählten FE-Berechnungen mit Lippe an Lippe-Anschlüssen

Bei den Rücken an Rücken-Anschlüssen ist der Einfluss der Interaktion am Knoten im Hinblick auf die Schubsteifigkeit weniger groß, wie aus dem Diagramm in Bild

4.22 für zwei ausgewählte Ständerrahmen aus dem Parameterblock A2 hervorgeht. Die Reduktion der Schubsteifigkeit beträgt für die gewählten Beispiele ca. 6 %. In dem Kontext ist darauf hinzuweisen, dass die für den Vergleich zugrunde gelegte Schubsteifigkeit aus der numerischen Berechnung die zu erwartende Schubsteifigkeit übersteigt, da das Lochspiel in den Parameterstudien nicht mit abgebildet worden ist. Der Malus von 6 % kann daher nicht eins zu eins auf reale Systeme übertragen werden. Signifikante Abweichungen zwischen beiden Varianten zeigen sich in den Last-Verformungskurven nach der Überschreitung der Elastizitätsgrenze, die in etwa bei $F = 15$ bis 20 kN liegt. In dem numerischen Modell und auch bei den Ständerrahmen in den Rahmenschubversuchen wirken sich die Lagerungsrandbedingungen in den Fachwerkknoten positiv auf das Trag- und Verformungsverhalten aus. Anders als bei einer ideal gelenkigen Lagerung der Füllstäbe stellt sich kein annähernd horizontaler Kurvenverlauf ein. Das Trag- und Verformungsverhalten der Ständerrahmen ist als sehr gutmütig einzustufen und stellt auch nach Überschreitung der Elastizitätsgrenze eine signifikante Resttragfähigkeit und Schubsteifigkeit bereit.

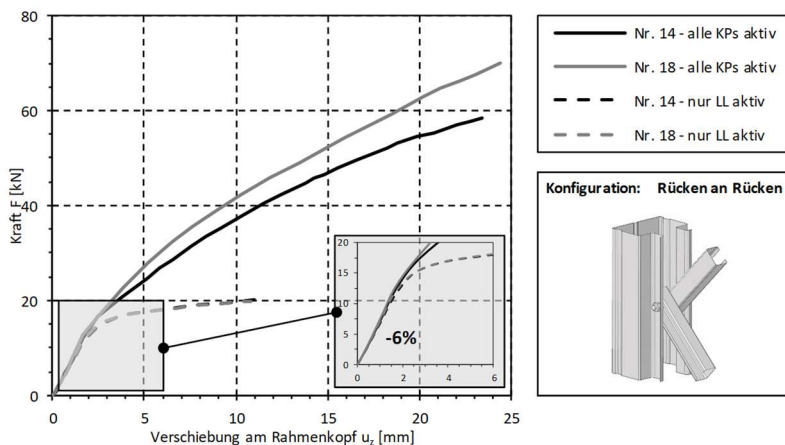


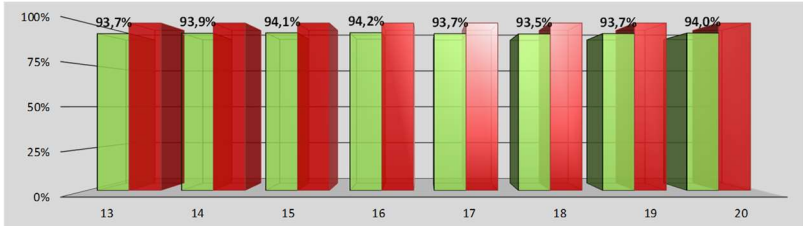
Bild 4.22: Last-Verformungskurven zu exemplarisch ausgewählten FE-Berechnungen mit Rücken an Rücken-Anschlüssen

Die Ergebnisse aller in den Parameterblöcken A2 und A3 untersuchten Ständerrahmen sind in den beiden Diagrammen in Bild 4.23 zusammenfassend dargestellt.

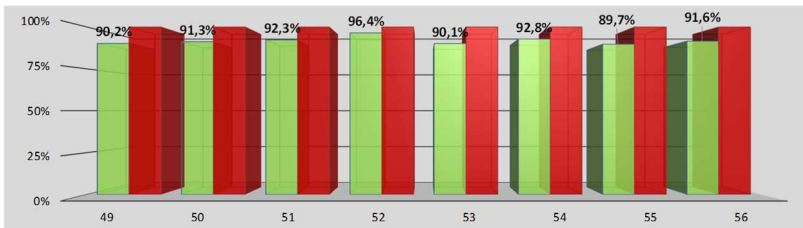
Im Parameterblock A2 ist die Blechdicke der Stützen bei zwei verschiedenen Querschnitten von $t_s = 2,00$ bis $3,50$ mm variiert worden. Aus der Teileinspannung der Füllstäbe in die Stützen ergibt sich – unabhängig von der Blechdicke der Stützen –

4.2 Untersuchungen von Ständerrahmen mit Modellen aus Schalen- und Volumenelementen

eine um 6 % höhere Schubsteifigkeit. Bei der Variation der Blechdicke der Füllstäbe von $t_D = 1,25$ bis $2,50$ mm in Parameterblock A3 zeigt sich mit Differenzen von 4 bis 11 % ein etwas größerer Einfluss auf die Schubsteifigkeit, wobei sich der Effekt aus der Teileinspannung mit zunehmender Blechdicke der Füllstäbe sukzessive verringert.



a) Ergebnisse Parameterblock A2 – Vergleich D-Fachwerke Rücken an Rücken



b) Ergebnisse Parameterblock A3 – Vergleich D-Fachwerke Rücken an Rücken

Bild 4.23: Prozentuale Abminderung der Schubsteifigkeit für Parameterblock A2 und A3

Aus den unterschiedlichen Schubsteifigkeiten lässt sich auf den Korrekturfaktor η_2 zur Berücksichtigung der Teileinspannung zurückschließen. Dabei wird auf das analytische Modell zur Erfassung der Biegeverformungen aus Kapitel 5.3.2 zurückgegriffen. Vereinfachend werden die möglichen Effekte aus den Druck- und Zugbeanspruchungen bzw. den Stabverkürzungen nicht mit einbezogen. Der Rechenweg ist nachfolgend für den Ständerrahmen mit der lfd.-Nr. 13 aus Parameterblock A2 mit der Anschlusskonfiguration Rücken an Rücken dargestellt:

$$\Rightarrow S_{D,FEM}^{C\varphi=0} = 1.887\text{kN} \quad \text{alle Kontaktpaare aktiv}$$

$$S_{D,FEM}^{C\varphi=0} = 1.768\text{kN} \quad \downarrow -6,3\% \quad \text{Kontaktpaar [A] inaktiv}$$

$$\Rightarrow S_{D,K2}^{C\varphi=0} = \frac{21.000 \cdot 1,81}{1,11^2} \cdot \cos^2 43,8^\circ \cdot \sin 43,8^\circ \quad \text{anteilige Schubsteifigkeit für K2 nach Gl. (5.49)}$$

$$= 11.123\text{kN}$$

$$\Rightarrow S_{D,FEM}^{\text{ohne K2}} = \left(\frac{1}{1.768} - \frac{1}{11.123} \right)^{-1} = 2.102 \text{ kN}$$

Rahmenschubsteifigkeit ohne Biegeanteile aus K2

$$\Rightarrow S_{D,K2}^{C\varphi \neq 0} = \left(\frac{1}{1.887} - \frac{1}{2.102} \right)^{-1} = 18.449 \text{ kN}$$

Anteilige Schubsteifigkeit mit realitätsnaher Lagerung der Füllstäbe

$$\Rightarrow \eta_2 = \frac{S_{D,K2}^{C\varphi \neq 0}}{S_{D,K2}^{C\varphi = 0}} = \frac{18.449}{11.123} = \underline{\underline{1,659}}$$

Korrekturfaktor η zur Erfassung der Teilein-spannung

Der aufgezeigte Ansatz zur Bestimmung des Korrekturfaktors η_2 ist für alle Konfigurationen aus den Parameterblöcken A2 und A3 ausgewertet worden. In Abhängigkeit vom Stützenquerschnitt sind dabei Korrekturfaktoren zwischen $\eta_2 = 1,50$ und maximal 3,20 festgestellt worden. Die kleineren Korrekturfaktoren sind mit den Stützen P100/100/t von Hersteller C aus [106] verknüpft. Der maximale Korrekturfaktor $\eta_2 = 3,20$ hat sich beim Ständerrahmen mit der lfd.-Nr. 53 ergeben, bei dem als Stützenquerschnitt P140/120/2,5 und eine Rahmentiefe von $d_{AK} = 800$ mm angesetzt worden sind. Bei einer Rahmentiefe von $d_{AK} = 1.000$ mm sind für den gleichen Stützentypen Korrekturfaktoren von $\eta_2 \approx 2,00$ abgeleitet worden. Als Anhaltswerte für η_2 lassen sich folgende Größenordnungen für die betrachteten Stützenquerschnitte angeben:

- Stützenquerschnitt P100/.../t: $\eta_2 \approx 1,50$ (numerisch)
- Stützenquerschnitt P120/.../t: $\eta_2 \approx 1,75$ (interpoliert)
- Stützenquerschnitt P140/.../t: $\eta_2 \approx 2,00$ (numerisch)

Eine genauere Spezifikation des Korrekturfaktors η_2 erfordert weitere numerische und analytische Untersuchungen sowie deren experimentelle Verifikation. Es kann an dieser Stelle aber festgehalten werden, dass der analytische Ansatz für die Komponente K2 mit $\eta_2 = 1,00$ auf der sicheren Seite liegt und je nach Konfiguration des Ständerrahmens die Schubsteifigkeit um nicht mehr als 5 bis 10 % unterschätzt wird.

Mithilfe der numerischen Untersuchungen an D-Fachwerken mit Einzelanschlüssen – Parameterblöcke B1 bis B3 in Tabelle 4.2 – kann des Weiteren das analytische Modell zur Erfassung der Biegeverformungen aus Kapitel 5.3.2 verifiziert werden. Als Basis können die numerisch ermittelten Schubsteifigkeiten für Ständerrahmen ohne Anschluss exzentrizitäten zugrunde gelegt werden. Wird dieser Wert nach Gleichung (4.1) mit der analytisch ermittelten anteiligen Schubsteifigkeit K2 zusammengefasst, sollte sich eine gute Übereinstimmung mit der numerisch ermittelten

4.2 Untersuchungen von Ständerrahmen mit Modellen aus Schalen- und Volumenelementen

Schubsteifigkeit inklusive der Anschlussexzentrizität ergeben. Diese Berechnungen sind in der nachfolgenden Tabelle zusammengestellt.

Tabelle 4.3: Verifikation des analytischen Modells für die Komponente K2

Parameterblock	Ifd.-Nr.	Stützen- und Diagonalen bezeichnung	Systemlochung	Anschlusskonfiguration	Fachwerkkonfiguration	nominelle und in der FEM ange setzte Exzentrizität		Auswertung der numerischen Berechnungen für D-Fachwerke mit Einzelanschlüssen				Verifikation des analytischen Modells für Komponente K2		
						$e_{A,nom}$	$\Delta e_{A,FEM}$	F2	k_{ti}	$S_{D,FEM}$	Einfluss	$S_{D,K2}$	$S_{D,FEM}^+$	Delta
						[mm]	[mm]	[kN]	[kN/mm]	[kN]	$\Delta e_{A,FEM}$	[kN]	[kN]	[%]
B1	21	P100/75/2,0 + C60/40/8/1,50	NEIN	U	D-FW	5,8	0,0	45,3	13,9	3.336	100,0%	99.942	3.296	-1,2%
	22					5,8	-2,9	46,0	14,1	3.401	101,9%			
	23					5,8	-5,8	46,0	14,2	3.408	102,1%			
	24	P100/100/2,0 + C60/40/8/1,50	NEIN	U	D-FW	5,8	0,0	42,6	15,5	3.545	100,0%	97.675	3.501	-1,2%
	25					5,8	-2,9	46,5	15,8	3.609	101,8%			
	26					5,8	-5,8	46,6	15,9	3.631	102,4%			
	27	P120/100/2,5 + C60/40/8/1,50	NEIN	U	D-FW	5,8	0,0	53,8	15,5	3.559	100,0%	97.700	3.484	-2,1%
	28					5,8	-2,9	54,2	15,7	3.601	101,2%			
	29					5,8	-5,8	54,3	15,8	3.613	101,5%			
B2	30	P120/120/2,5 + C60/40/8/1,50	NEIN	U	D-FW	5,8	0,0	57,8	16,6	3.644	100,0%	95.454	3.554	-2,5%
	31					5,8	-2,9	57,7	16,7	3.661	100,5%			
	32					5,8	-5,8	51,6	16,8	3.691	101,3%			
	33	P140/100/3,0 + C60/40/8/2,00	NEIN	U	D-FW	5,8	0,0	60,8	17,2	3.945	100,0%	123.846	3.891	-1,4%
	34					5,8	-2,9	61,3	17,4	3.990	101,1%			
	35					5,8	-5,8	61,7	17,5	4.017	101,8%			
	36	P140/120/3,5 + C60/40/8/2,00	NEIN	U	D-FW	5,8	0,0	72,7	20,4	4.499	100,0%	121.045	4.371	-2,8%
	37					5,8	-2,9	72,7	20,5	4.527	100,6%			
	38					5,8	-5,8	72,7	20,6	4.535	100,8%			
B3	39	P100/77/2,0 + C50/30/1,50	JA	U	D-FW	6,1	0,0	16,2	6,8	2.114	100,0%	31.327	2.093	-1,0%
	40					6,1	-3,1	16,9	7,1	2.217	104,9%			
	41					6,1	-6,1	17,0	7,2	2.243	106,1%			
	42	P100/77/2,0 + C50/30/1,50	JA	U	D-FW	6,1	0,0	17,6	10,3	2.388	100,0%	27.678	2.336	-2,2%
	43					6,1	-3,1	23,2	10,8	2.515	105,3%			
	44					6,1	-6,1	23,4	11,0	2.551	106,8%			
	46.1	P100/77/2,0 + C50/50/1,50	JA	U	D-FW	-2,5	-2,5	17,9	7,6	2.364	98,7%	748.609	2.438	3,1%
	45					-2,5	0,0	18,1	7,7	2.395	100,0%			
	46.2					-2,5	2,5	20,0	7,8	2.446	102,1%			
	48.1	P100/77/2,0 + C50/50/1,50	JA	U	D-FW	-2,5	-2,5	15,8	11,4	2.638	98,5%	661.401	2.778	5,3%
47	-2,5					0,0	16,0	11,5	2.678	100,0%				
48.2	-2,5					2,5	21,8	12,0	2.790	104,2%				

Wie aus der Auswertung in den letzten beiden Spalten von Tabelle 4.3 hervorgeht, liegen die Abweichungen zwischen der Prognose über das analytische Modell und der numerisch bestimmten Schubsteifigkeit bei -3 bis +5 %. Es zeigt sich, dass über das analytische Modell die numerisch bestimmten Schubsteifigkeiten ohne Anschluss exzentrizitäten hinreichend genau in die Schubsteifigkeiten mit Anschluss exzentrizitäten überführt werden können, was indirekt den analytischen Ansatz bestätigt. Da die anteilige Schubsteifigkeit für die Biegeverformungen der Füllstäbe bei der Auswertung in Tabelle 4.3 vereinfachend ohne den Einfluss der Stabverkürzung und die Berücksichtigung der Wirkung von Zug- und Druckkräften ermittelt worden ist, ergibt sich keine 100 %ige Übereinstimmung. Tendenziell liegt der vereinfachte Ansatz für $S_{D,K2}$ konservativ und damit auf der sicheren Seite. Die einzige Ausnahme bilden die letzten beiden Ständerrahmen in der Gruppe B3 (Ifd.-Nr. 45 bis 48.2), bei denen eine Überschätzung der Schubsteifigkeit von 3 bis 5 % gegeben ist. Die Ursache hierfür ist in den C-förmigen Querschnitten, die ohne versteifende Lippen ausgeführt sind, zu sehen. Die Flansche weisen ein b/t -Verhältnis von über 30 auf und sind beulgefährdet und somit nicht voll wirksam, was die hier ausgewiesene Überschätzung der Schubsteifigkeit erklärt.

Grundsätzlich können nicht voll wirksame Querschnitte der Füllstäbe über ein reduziertes Flächenträgheitsmoment in dem analytischen Modell erfasst werden. Allerdings stellen die im Rahmen der vorliegenden Arbeit durchgeführten Untersuchungen keine ausreichende Bewertungsgrundlage dar, um das analytische Konzept auch für diese Randbedingungen ausreichend absichern zu können. Für eine baupraktische Anwendung des analytischen Konzeptes ist zudem zu hinterfragen, ob eine solche Genauigkeit bei den üblichen Streuungen von Rahmenschubversuchen sinnvoll und zielführend ist. Die Komponente K2 stellt in der Regel keine Schlüsselkomponente dar. Zudem kann über eine Optimierung des Anschlusses der Malus von nicht voll wirksamen Füllstabquerschnitten kompensiert werden, wenn es gelingt, die Schraubenachse so zu positionieren, dass die freien Ränder der Flansche auf Zug beansprucht werden. Dies ist auch im Hinblick auf die Tragfähigkeit der Füllstäbe günstig zu bewerten und sorgt zudem dafür, dass die globale Tragfähigkeit der Ständerrahmen nicht durch ein schlagartiges Stabilitätsversagen begrenzt wird. So kann sich ein insgesamt gutmütigeres Trag- und Verformungsverhalten einstellen.

4.2.3.2 Zum Einfluss von Systemlochungen in den Stützen

Für das einfache Anschließen von Palettenträgern oder Traversen werden die Stützen von freistehenden Palettenregalen in der Regel mit einer Systemlochung ausgeführt, vgl. Bild 4.24.

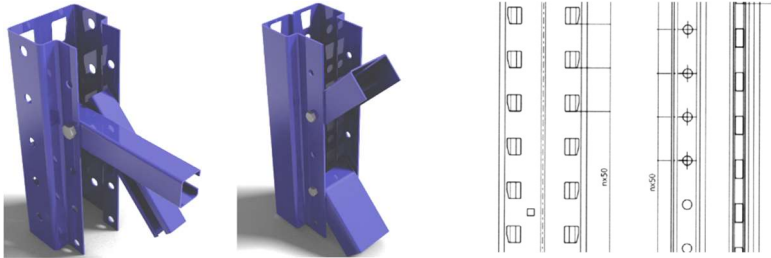


Bild 4.24: Typische Systemlochungen für die Stützen von freistehenden Palettenregalen

Dieses Konzept erlaubt eine flexible Anpassung der Fachhöhen an die jeweiligen Bedürfnisse des Nutzers. Je nach Fügetechnik und Anschlussausbildung geht mit der Systemlochung eine signifikante Schwächung der Querschnittsfläche der Stützen einher, die bezogen auf den Bruttoquerschnitt zum Beispiel für die in [106] getesteten Ständerrahmen einen Malus von bis zu 40 % ausmachen kann. Bei der Silobauweise werden die Palettenträger zumeist über Schrauben mit den Stützen verbunden. Die Bohrungen für die Schraubverbindungen werden bei der Fertigung der Stützen entsprechend den Vorgaben aus der Planung umgesetzt, sodass im Regelfall keine weitere Systemlochung ausgeführt wird. Auch wenn *Sajja* in [79] den Einfluss der Stützenstauchung auf die Schubsteifigkeit der Ständerrahmen insgesamt als vernachlässigbar eingestuft hat, gilt es, dies für systemgelochte Stützenquerschnitte im Detail zu verifizieren.

Bei einem einzelnen Aussteifungsfeld mit zwei konstant auf Druck beanspruchten Stützenquerschnitten ist es anschaulich nachvollziehbar, dass aus der Stützenstauchung kein Gleitwinkel γ folgt. Nur wenn die Stützen, wie im „stehenden“ Rahmenschubversuch nach AS 4084 oder auch im realen System, auf Zug und Druck beansprucht werden, resultiert aus der Differenz der Längenänderungen ein Gleitwinkel. Hierauf wird auch in Kapitel 5.3.3 bei der Bildung des analytischen Modells noch im Detail eingegangen. Für dieses Szenario ist zu prüfen, ob die Schwächung der Dehn- und Biegesteifigkeit der Stützenquerschnitte signifikante Auswirkungen auf die Schubsteifigkeit hat. Hierfür sind insgesamt 14 verschiedene Ständerrahmen in numerischen Berechnungen untersucht worden. Zu jedem Ständerrahmen

4 Numerische Untersuchungen

ist je eine Berechnung mit und eine ohne Systemlochung durchgeführt worden. Eine Übersicht über die insgesamt 28 Berechnungen zeigt die nachfolgende Tabelle.

Tabelle 4.4: Übersicht zu den FE-Untersuchungen zu den Systemlochungen in den Stützen

Parameterblock	lfd.-Nr.	Stützenbezeichnung	Diagonalenbezeichnung	Systemlochung	Anschlusskonfiguration	Fachwerkkonfiguration	Anzahl FW-Teil.		Länge FW-Teilung	Rahmenhöhe	Rahmenlänge	Schwerelinienabstand Stützen	Neigungswinkel	EN = "DIN EN 15512 - liegend" AS = "AS 4084 - stehend"	Ausrichtung der Ständerrahmen	
							na	a								
							[-]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[°]			
A1	3	SR100/20	C30/25/8/1,50	Nein	LL	Z-FW	2	1.000	1.100	2.200	1.046	46	EN	gespiegelt		
	4			Ja			2	1.000	1.100	2.200	1.046	46	EN	gespiegelt		
	5	SR120/25	C30/25/8/2,00	Nein			U	D-FW	2	1.000	1.100	2.200	1.039	46	EN	gespiegelt
	6			Ja					2	1.000	1.100	2.200	1.039	46	EN	gespiegelt
	7	P100/67/2,0	C50/30/1,50	Nein	U	D-FW			2	1.050	1.100	4.900	1.054	47	EN	Standard
	8			Ja					2	1.050	1.100	4.900	1.054	47	EN	Standard
	9	P100/77/2,5	C50/30/1,50	Nein			U	D-FW	2	1.050	1.100	4.900	1.044	47	EN	Standard
	10			Ja					2	1.050	1.100	4.900	1.044	47	EN	Standard
	11	P100/72/2,5-L	C50/30/2,50	Nein	U	D-FW			2	1.050	1.100	4.900	1.042	47	EN	Standard
	12			Ja					2	1.050	1.100	4.900	1.042	47	EN	Standard
	13	P90/75/2,0	C40/30/8/1,25	Nein			RR	D-FW	2	800	1.000	3.400	942	42	EN	Standard
	14			Ja					2	800	1.000	3.400	942	42	EN	Standard
	15	P100/100/2,5	C40/30/8/1,50	Nein	RR	D-FW			2	800	1.000	3.400	920	44	EN	Standard
	16			Ja					2	800	1.000	3.400	920	44	EN	Standard
	17	P140/100/2,5	C40/30/8/2,00	Nein			RR	D-FW	2	800	1.000	3.400	922	44	EN	Standard
	18			Ja					2	800	1.000	3.400	922	44	EN	Standard
	19	P120/100/2,0	C60/40/8/1,50	Nein	U	D-FW			2	600	1.000	3.100	921	36	EN	Standard
	20			Ja					2	600	1.000	3.100	921	36	EN	Standard
	21	P120/100/2,0	C60/40/8/1,50	Nein			U	D-FW	2	800	1.000	3.900	921	44	EN	Standard
	22			Ja					2	800	1.000	3.900	921	44	EN	Standard
23	P120/100/2,0	C60/40/8/1,50	Nein	U	D-FW	2			1.000	1.000	4.700	921	50	EN	Standard	
24			Ja			2			1.000	1.000	4.700	921	50	EN	Standard	
A2	25	SR100/20	C30/25/8/1,50			Nein	LL	Z-FW	2	1.000	1.100	2.200	1.046	46	AS	gespiegelt
	26					Ja			2	1.000	1.100	2.200	1.046	46	AS	gespiegelt
	27	P100/67/2,0	C50/30/1,50	Nein	U	D-FW	2	1.050	1.100	4.900	1.054	47	AS	Standard		
	28			Ja			2	1.050	1.100	4.900	1.054	47	AS	Standard		
	29	P100/100/2,5	C40/30/8/1,50	Nein	RR	D-FW	2	800	1.000	3.400	920	44	AS	Standard		
	30			Ja			2	800	1.000	3.400	920	44	AS	Standard		

Die Untersuchungen lassen sich in zwei Gruppen gliedern. Bei der ersten, etwas umfangreicheren **Gruppe (Parameterblock A1)** sind die Vergleichsrechnungen mit „**liegenden**“ Ständerrahmen entsprechend DIN EN 15512 durchgeführt worden.

4.2 Untersuchungen von Ständerrahmen mit Modellen aus Schalen- und Volumenelementen

Dabei wurden dabei sowohl Z- als auch D-Fachwerke mit den in Bild 2.12 dargestellten Anschlusskonfigurationen für verschiedene Stützen- und Füllstabquerschnitte untersucht. In der zweiten **Gruppe (Parameterblock A2)** sind ergänzend drei „**stehende**“ **Ständerrahmen** mit und ohne Systemlochung betrachtet worden, zu denen auch Vergleichsrechnungen nach DIN EN 15512 vorliegen. In Tabelle 4.4 sind die korrespondierenden Versuche durch eine hellgraue Hinterlegung in der zweiten Spalte hervorgehoben worden.

Die Ergebnisse der numerischen Berechnungen für den Parameterblock A1 sind in Bild 4.25 grafisch aufbereitet. Dargestellt sind die Steigungen der Ausgleichsgrade über dem Bruttoquerschnitt des Stützenprofils. Für die Z-Fachwerke mit der Anschlusskonfiguration Lippe an Lippe sind kaum Differenzen zwischen dem gelochten und ungelochten Stützenquerschnitt erkennbar, was auf die planmäßige Tordierung der Stützen zurückzuführen ist, welche die Schubsteifigkeit maßgeblich beeinflusst. Bei den D-Fachwerken mit Einzelanschlüssen betragen die Abweichungen mehr als 7 %, und bei der Anschlusskonfiguration Rücken an Rücken sind 5,5 bis 8,0 % Abweichungen zu verzeichnen. Die Reduktion der Schubsteifigkeit für die Stützen mit Systemlochung resultiert nicht aus dem Effekt der Stützenstauchung, sondern folgt aus größeren Biegeverformungen der Ständerrahmen aufgrund der geringeren Biegesteifigkeit der systemgelochten Stützen. Dies lässt sich anhand von weiterführenden Auswertungen der numerischen Berechnungen aufzeigen, bei denen Ergebnisse entlang definierter Pfade ausgelesen und für die weitere Bearbeitung bereitgestellt werden.

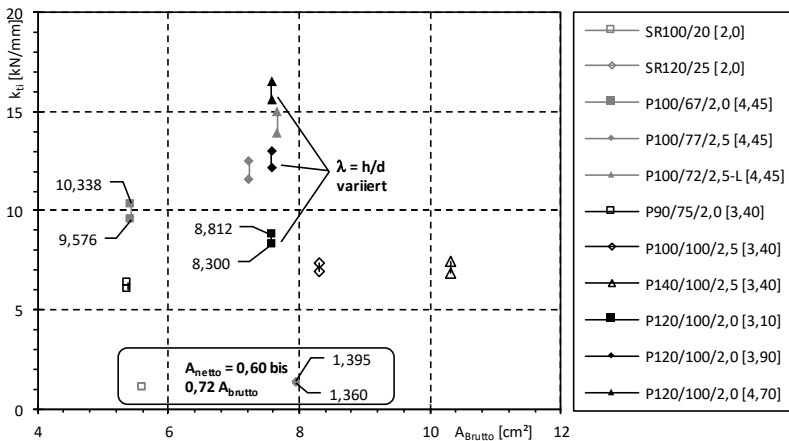


Bild 4.25: Steigungen der Ausgleichsgeraden der FE-Berechnungen von Parameterblock A1

In der eingesetzten FE-Software ANSYS [S1] lassen sich beliebige Pfade definieren, für die – sofern sie in der Ebene von Elementen liegen – Ergebnisgrößen ausgelesen werden können, vgl. Bild 4.26. Ergebnisgrößen können Verschiebungen oder auch Spannungen und Dehnungen sein. Bei der Definition der Pfade ist eine Anzahl von Stützpunkten vorzugeben, für die dann die Ergebnisgrößen ausgelesen und gespeichert werden. Die Anzahl der Stützpunkte ist unabhängig von der Vernetzung des Modells, bei Bedarf werden Zwischenwerte innerhalb der Auswerteprozedur von ANSYS durch Interpolation bestimmt.

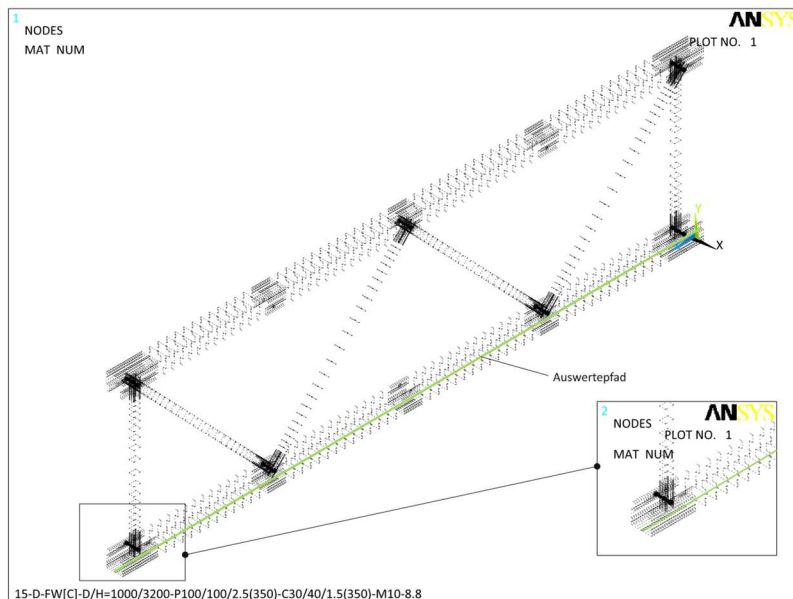


Bild 4.26: Auswertung – Methodik über Pfadoperationen innerhalb von ANSYS

Im Kontext der Fragestellung zum Einfluss der Systemlochung der Stützen sind im Wesentlichen die Verschiebungen entlang der Pfade ausgewertet worden. Dabei sind vor allem die Stauchungen der beiden Stützen von Bedeutung, also die u_z -Komponente der Knotenverschiebungen. In Bild 4.27 sind diese Daten für einen „liegenden“ Ständerrahmen aus dem Parameterblock A1 (Ifd.-Nr. 15/16) dargestellt. In dem Diagramm sind die Stauchungen der unteren und oberen Stütze sowohl für die Variante mit als auch ohne Systemlochung für die gleiche axiale Last grafisch aufbereitet. Für die untere Stütze (= schwarze Kurven) ist die größte Verschiebung bei Punkt Y gegeben. Entlang des Pfades nehmen die u_z -Verschiebungen der Knoten sukzessive ab, bis sie beim unverschieblichen Widerlager bei

4.2 Untersuchungen von Ständerrahmen mit Modellen aus Schalen- und Volumenelementen

$z = 3400 \text{ mm}$ auf null abfallen. Bei der oberen Stütze (= graue Kurven) ist der Verlauf der u_z -Verschiebungen gespiegelt. Die größten Verschiebungen stellen sich beim freien Ende der Stütze ein. Die u_z -Verschiebungen weisen dabei alle ein positives Vorzeichen auf, da sie in die gleiche Richtung orientiert sind wie die z -Achse des globalen Koordinatensystems. Die Maximalwerte der Verschiebungen sind in Bild 4.27 angegeben. Für die Stützen mit einer Systemlochung ergeben sich grundsätzlich geringfügig größere u_z -Verschiebungen, aber für den Gleitwinkel γ sind nicht die Maximalwerte selbst, sondern die Differenz zwischen den Werten für die obere und untere Stütze maßgeblich. Diese betragen für das ausgewählte Beispiel $\Delta u_z = 0,007 \text{ mm}$ für die Stützen mit und $\Delta u_z = 0,009 \text{ mm}$ für die Stützen ohne Systemlochung. Die Abweichung von $2/1000 \text{ mm}$ ist in dem Kontext vernachlässigbar, und es lässt sich insgesamt festhalten, dass bei „liegenden“ Rahmenschubversuchen mit Druckbeanspruchungen in beiden Stützen der Einfluss der Stauchung der Stützen auf die Schubsteifigkeit nicht von Bedeutung ist.

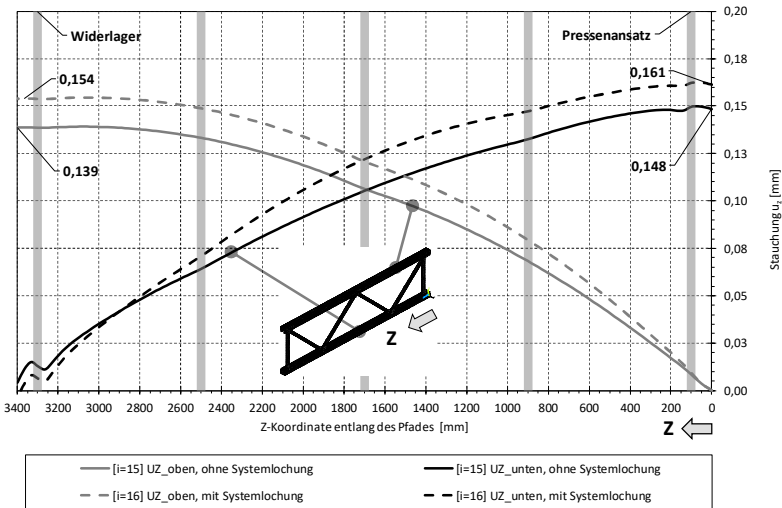


Bild 4.27: Pfadauswertung zur Stützenstauchung für einen Versuch nach DIN EN 15512

Bei einem „stehend“ getesteten Ständerrahmen stellen sich Zug- und Druckbeanspruchungen in den Stützen ein. Entsprechend wird eine Stütze gedehnt, während die andere eine Stauchung erfährt. Hieraus resultiert eine Differenz in den u_z -Verschiebungen, die signifikant größer als bei einem „liegend“ getesteten Ständerrahmen ist. Dies veranschaulicht auch das Diagramm in Bild 4.28, in dem die u_z -Verschiebungen für den gleichen Ständerrahmen wie in Bild 4.27 für eine

„stehende“ Versuchsdurchführung dargestellt sind. Aufgrund der unverschieblichen Lagerung am Rahmenfuß sind die u_z -Verschiebungen für beide Stützen zu Beginn der Pfadauswertung gleich null und nehmen dann sukzessive mit der Rahmenhöhe zu. Auch hier zeigt sich, dass die Dehnsteifigkeit der Stützen mit Systemlochung geringfügig kleiner ist und die u_z -Verschiebungen entsprechend größer ausfallen als bei der Variante ohne Systemlochung. Insgesamt ergeben sich Verformungsdifferenzen von $\Delta u_z = 0,250$ mm für die Stützen mit und $\Delta u_z = 0,221$ mm für die Stützen ohne Systemlochung. Bezogen auf den korrespondierenden „liegenden“ Rahmenschubversuch sind die Verformungsdifferenzen um etwa den Faktor 28 bis 31 größer.

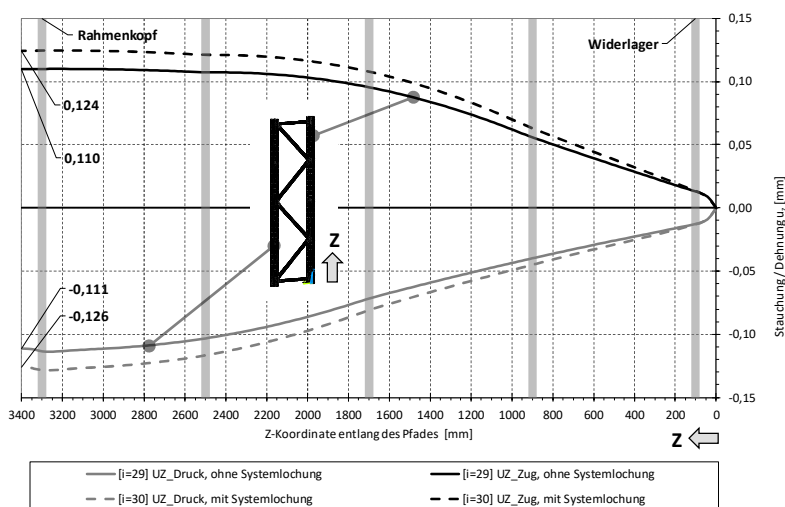


Bild 4.28: Pfadauswertung zur Stützenstauchung für einen Versuch nach AS 4084

Der hier im Detail betrachtete Ständerrahmen weist, ohne die Überstände zu berücksichtigen, eine Höhe von 3200 mm auf. Aus den Verformungsdifferenzen infolge Stauchung und Dehnung der beiden Stützen ergibt sich somit eine anteilige Kopfauslenkung von $\delta_{K3} = 0,80$ mm. Zum Vergleich: Bei der Elastizitätsgrenze F2 beträgt die numerisch ermittelte Kopfauslenkung insgesamt $\delta_{ges} \approx 8,0$ mm. δ_{K3} ist somit eine nicht vernachlässigbare Komponente, aber in Relation zu den Einflussfaktoren, wie Lochleibung, Schraubenbiegung oder auch den lokalen Anschlussverformungen, sind die Auswirkungen der Systemlochung auf die Rahmenschubsteifigkeit von untergeordneter Bedeutung. Dass die Differenzen zwischen den numerisch berechneten Schubsteifigkeiten mehr auf eine Reduktion der Biege- als der Dehnsteifigkeit zurückzuführen sind, bestätigt das nachfolgende

Diagramm, in dem für die untere Stütze die Gesamtverformungen u_{sum} dargestellt sind. Die Biegeverformungen für den Ständerrahmen mit Systemlochung sind in Rahmenmitte 5,5 % größer als bei der Variante ohne Systemlochung.

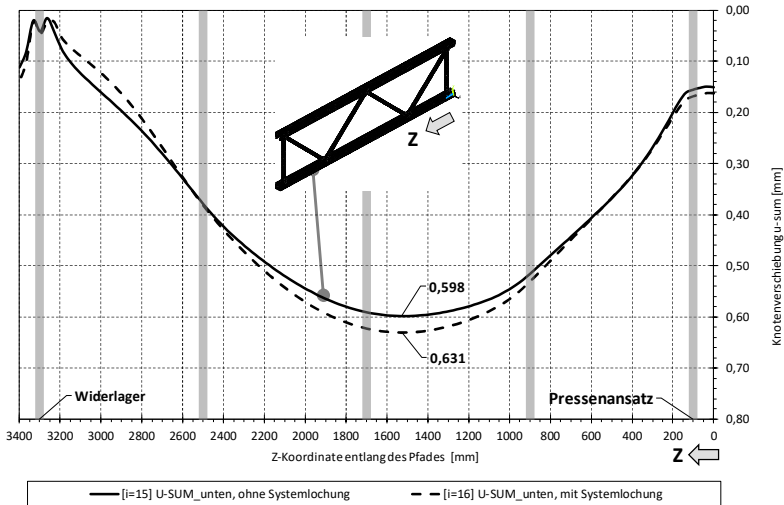


Bild 4.29: Pfadauswertung zur Stützenbiegung für einen Versuch nach DIN EN 15512

Die Komponenten K3 (axiale Verformungen der Stützen) und K4 (Biegeverformungen der Stützen) werden aufgrund der Problematik der in jedem Einzelfall separat zu bewertenden Lagerungsrandbedingungen nicht rein analytisch erfasst. Es scheint in dem Kontext sinnvoll, dass die Thematik der reduzierten Biege- und Dehnsteifigkeit in weiteren Forschungsarbeiten untersucht wird, da die Effekte von K3 und K4 in den Stabwerksberechnungen berücksichtigt werden müssen. Bei Ansatz der Brutto-Querschnittswerte kann sich eine Unterschätzung des Einflusses der Komponenten K3 und K4 ergeben, die es zu vermeiden gilt.

4.2.3.3 Zum Einfluss der Schubverformungen der Stützen

Unter dem Begriff „Schubverformungen“ werden die nur bei Einzelanschlüssen auftretenden Verformungen der Stützenquerschnitte zwischen den Anschlüssen der Füllstäbe erfasst.

Für die Untersuchungen zum Einfluss der Schubverformungen kann auf die bereits im Kontext der Biegeverformungen der Füllstäbe in Kapitel 4.2.3.1 und der Systemlochungen in den Stützen in Kapitel 4.2.3.2 durchgeführten numerischen

Berechnungen zurückgegriffen werden. Dies sind im Einzelnen die Parameterblöcke B1 bis B3 aus Tabelle 4.2 sowie Teile des Parameterblocks A1 aus Tabelle 4.4. Um die Datensätze eindeutig zuordnen zu können, sind in den nachfolgenden Auswertungen und Diagrammen Querverweise aufgenommen worden, die zum einen auf die Komponente K2 (= Kapitel 4.2.3.1) bzw. K3 (= Kapitel 4.2.3.2) und zum anderen auf die laufende Nummer des Datensatzes verweisen.

In Kapitel 5.3.5 ist bei der analytischen Modellbildung für die exemplarisch ausgewählte Vergleichsrechnung zu dem Rahmenschubversuch EN-B-100-50-0800-48 (= [K03-09]) aufgezeigt worden, dass die sich einstellenden Gleitwinkel infolge der Schubverformungen der Stegbleche vernachlässigbar klein sind. Um dies auf eine breitere Basis zu stellen, sind ergänzende Pfadauswertungen für die in Bild 4.30 dargestellten Querschnitte bzw. Pfade durchgeführt worden.

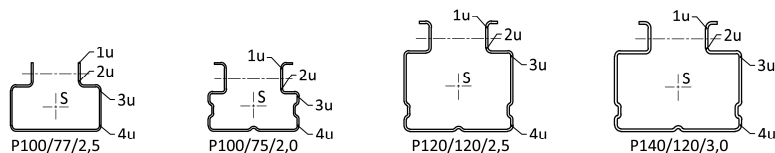


Bild 4.30: Untersuchte Querschnitte und Lage der Auswertepfade

Für die Auswertung der Schubverformungen sind die Knotenverschiebungen parallel zur globalen Y-Achse in den Pfaden 3u und 4u relevant. Die Pfade 1u und 2u sind als Referenzen mit aufgenommen worden, um an dieser Stelle aufzeigen zu können, dass die lokalen Anschlussverformungen aus der Komponente K6 einen wesentlich größeren Einfluss auf die Schubsteifigkeit der Ständerrahmen haben und dass die Schubverformungen der Stegbleche als vernachlässigbar klein eingestuft werden können.

Die Auswertung für den Ständerrahmen [K3-09] ist in Bild 4.31 zusammengestellt. Im Diagramm sind die u_y -Verschiebungen entlang der Pfade 1u bis 4u jeweils separat dargestellt, wobei anzumerken ist, dass die Kurven für eine bessere Lesbarkeit parallel verschoben worden sind. Die Werte auf der Ordinatenachse entsprechen somit nicht den absoluten Knotenverschiebungen. Die u_y -Verschiebungen beinhalten neben den globalen Biegeverformungen der Ständerrahmen des Weiteren Anteile aus den lokalen Anschlussverformungen bzw. den Schubverformungen der Stegbleche. Die lokalen Anschlussverformungen spiegeln sich sehr deutlich in den Kurvenverläufen der Pfade 1u und 2u wider, die in den grau hinterlegten Achsen der Schraubverbindungen signifikante Verformungsänderungen aufweisen. Im Gegensatz dazu verlaufen die Auswertungen der Pfade 3u und 4u affin zu der auch aus Stabwerksberechnungen folgenden globalen Biegelinie für die untere Stütze, vgl. Bild 3.23. Bildet man die Differenzen der u_y -Verschiebungen der Pfade 3u und

4.2 Untersuchungen von Ständerrahmen mit Modellen aus Schalen- und Volumenelementen

4u, ergeben sich im Anschlussbereich bei der einwirkenden Querkraft Werte von $\Delta u_y = 0,020$ bis $0,023$ mm. Beim gleichen Lastniveau liegen die lokalen Anschlussverformungen bei $\Delta u_y \approx 0,40$ mm und somit um den Faktor 20 höher. Die sich einstellenden Gleitwinkel sind in Relation zu den weiteren Einflussfaktoren so klein, dass sie, wie auch in Kapitel 5.3.5 dargestellt, als vernachlässigbar eingestuft werden können.

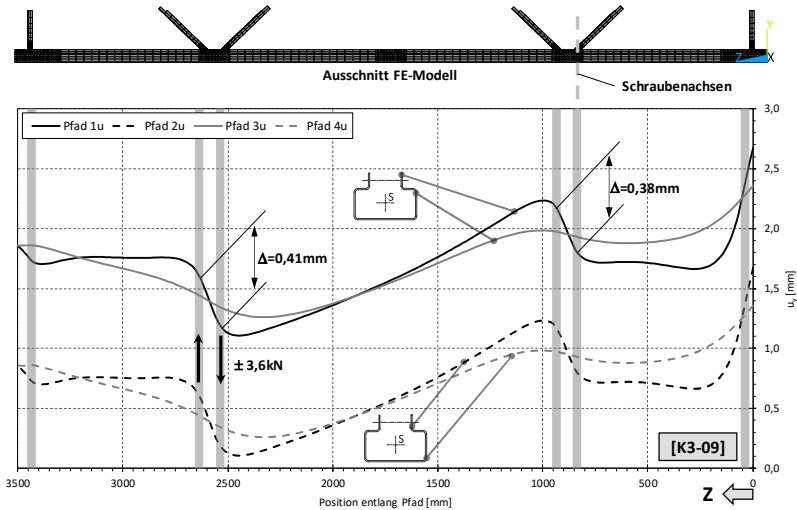
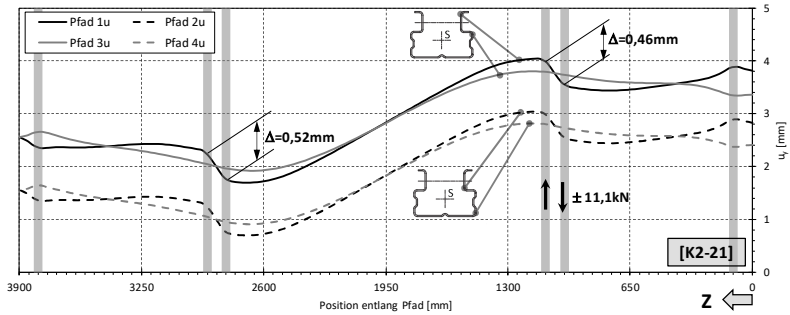


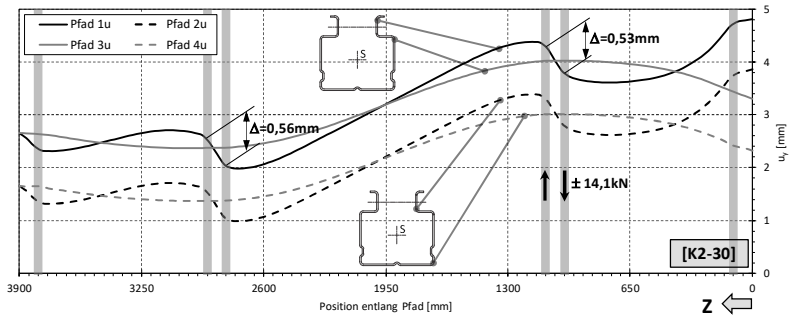
Bild 4.31: Pfadauswertung zu den Schubverformungen der Stützen - Rahmen [K3-09]

Dies gilt nicht nur für den in Bild 4.31 dargestellten Ständerrahmen mit Ω -förmigen Stützen ohne angeformte Lippen, sondern auch für die drei detaillierter betrachteten Ständerrahmen mit angeformten Lippen und unterschiedlichen Stützenabmessungen, deren Auswertung in Bild 4.32 dokumentiert ist. Für die bessere Lesbarkeit sind auch hier die einzelnen Kurven zu den Pfadauswertungen parallel verschoben worden. Es zeigt sich das gleiche Bild, wie zuvor beschrieben: Die von den lokalen Anschlussverformungen dominierten u_y -Verschiebungen der Pfade 1u und 2u weisen zwischen den Schraubenachsen signifikante Verformungsdifferenzen auf, während die Pfade 3u und 4u ohne einen erkennbaren Neigungswechsel über die Bereiche der Schraubanschlüsse hinweg verlaufen. Die lokalen Anschlussverformungen erreichen Werte um $\Delta u_y \approx 0,50$ mm, wobei die einwirkenden Querkräfte je nach Stützenquerschnitt zwischen $V = 11$ und 18 kN variieren. Rückschlüsse auf die Komponente K6 sind an dieser Stelle noch nicht möglich, aber das Konzept der Pfadauswertungen wird auch in diesem Kontext im nachfolgenden Abschnitt angewandt.

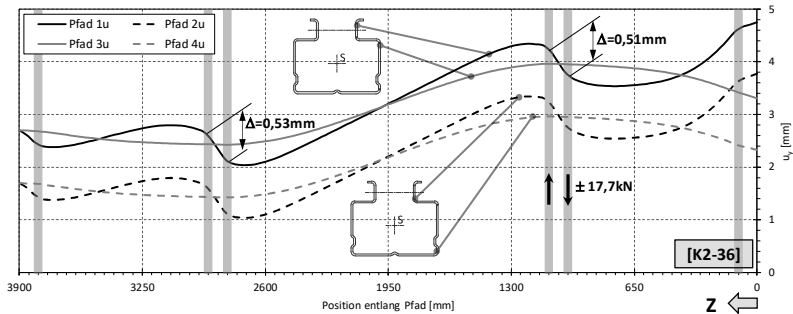
4 Numerische Untersuchungen



a) Auswertung der Pfade 1u bis 4u für ein D-FW mit Einzelanschlüssen – Stütze: P100/75/2,0



b) Auswertung der Pfade 1u bis 4u für ein D-FW mit Einzelanschlüssen – Stütze: P120/120/2,5



c) Auswertung der Pfade 1u bis 4u für ein D-FW mit Einzelanschlüssen – Stütze: P140/120/3,0

Bild 4.32: Pfadauswertung zu den Schubverformungen der Stützen (Hersteller C)

Für die vier genauer betrachteten Ständerrahmen kann der Einfluss der Schubverformungen der Stegbleche als vernachlässigbar eingestuft werden. Allerdings sind

bei keinem der Stützenquerschnitte Systemlochungen in den Stegblechen berücksichtigt worden. Für Querschnitte mit einer signifikanten Schwächung der Stegbleche der Stützen können daher gesonderte Betrachtungen zum Einfluss der Schubverformungen erforderlich werden. Dies gilt auch für Konstruktionen, bei denen die Achsen der Schraubverbindungen weiter als bei den hier betrachteten Ständerrahmen auseinanderliegen.

4.2.3.4 Zum Einfluss der lokalen Anschlussverformungen

Als lokale Anschlussverformungen werden die stützenseitigen Deformationen im Bereich der Schraubverbindungen zwischen den Stützen und Füllstäben bezeichnet. Sie werden durch Beanspruchungen hervorgerufen, die senkrecht zur Stützenachse wirken, und stellen sich folglich nur bei Einzelanschlüssen und Lippe an Lippe-Anschlüssen ein. Letztere sind aufgrund der konstruktionsbedingt sehr geringen Schubsteifigkeit als weniger geeignet für schlanke Regaltragwerke mit hohen Querlasten eingestuft worden, sodass sich die nachfolgenden Untersuchungen auf Ständerrahmen mit Einzelanschlüssen beschränken.

Die numerischen Untersuchungen umfassen insgesamt 34 Ständerrahmen mit D-Fachwerken und Einzelanschlüssen für die Regelstützenquerschnitte von zwei verschiedenen Regalherstellern aus [106]. In Tabelle 4.5 sind die Ständerrahmen mit den Hauptgeometrieparametern zusammenfassend dargestellt. Die numerischen Untersuchungen lassen sich in zwei Hauptgruppen gliedern:

- **Gruppe A1:** Untersuchungen mit Ω -förmigen Stützen von Hersteller B
- **Gruppe A2:** Untersuchungen mit Ω -förmigen Stützen von Hersteller C

Die lokalen Anschlussverformungen werden im Wesentlichen von der Querschnittsgeometrie und der Blechdicke der Stützen beeinflusst. Daher wurden in den numerischen Untersuchungen gebräuchliche Rahmengeometrien zugrunde gelegt, und nur der Stützenquerschnitt bzw. die Blechdicke zwischen $t_s = 2,00$ und $3,50$ mm variiert. Bild 4.33 gibt einen Überblick über die Querschnittsproportionen der genauer betrachteten Ω -förmigen Stützen. Bei der Auswertung der numerischen Untersuchungen ist analog zum Vorgehen bei den Schubverformungen der Stützen aus Kapitel 4.2.3.3 auf die Methodik der Pfadauswertungen zurückgegriffen worden. Die zugrunde gelegten Pfade sind exemplarisch für den Stützenquerschnitt P120/120/2,0 in Bild 4.33 eingetragen.

4 Numerische Untersuchungen

Tabelle 4.5: Übersicht zu den FE-Untersuchungen zu den lokalen Anschlussverformungen

Parameterblock	lfd.-Nr.	Stützenbezeichnung	Diagonalenbezeichnung	Systemlochung	Anschlusskonfiguration	Fachwerkfiguration	Anzahl FW-Teil.	a Länge FW-Teilung [mm]	D _{AK} [mm]	Rahmenlänge H _{AK} [mm]	Schwerelinienabstand Stützen d [mm]	Neigungswinkel ϕ [°]	Blechdicke / Breite des horizontalen Blechelementes		
													t _{st} [mm]	b' [mm]	b'/t _{st} [-]
A1	1	P100/77/2,0	C50/30/1,50	NEIN	U	D-FW	2	750	1.000	3.700	944	40,8	2,0	23,0	11,5
	2	P100/77/2,5									944	40,8	2,5	22,5	9,0
	3	P100/77/3,0									944	40,8	3,0	22,0	7,3
	4	P100/77/3,5									944	40,8	3,5	21,5	6,1
	5	P100/72/2,0-L	C50/30/1,50	NEIN	U	D-FW	2	750	1.000	3.700	942	40,1	2,0	23,0	11,5
	6	P100/72/2,5-L									942	40,1	2,5	22,5	9,0
A2	7	P90/75/2,0	C60/40/8/1,50	NEIN	U	D-FW	2	750	1.000	3.700	942	40,3	2,0	13,0	6,5
	8	P100/75/2,0									943	40,3	2,0	18,0	9,0
	9	P100/100/2,0									920	42,0	2,0	18,0	9,0
	10	P120/100/2,0									921	42,0	2,0	28,0	14,0
	11	P120/120/2,0									901	43,4	2,0	28,0	14,0
	12	P140/100/2,0									922	42,0	2,0	38,0	19,0
	13	P140/120/2,0	902	43,4	2,0	38,0	19,0								
	68	P90/75/2,5	C60/40/8/1,50	NEIN	U	D-FW	2	750	1.000	3.700	942	40,3	2,5	12,5	5,0
	69	P100/75/2,5									944	40,3	2,5	17,5	7,0
	70	P100/100/2,5									920	41,9	2,5	17,5	7,0
	71	P120/100/2,5									921	41,9	2,5	27,5	11,0
	72	P120/120/2,5									902	43,3	2,5	27,5	11,0
	73	P140/100/2,5									922	41,9	2,5	37,5	15,0
	74	P140/120/2,5	903	43,3	2,5	37,5	15,0								
	75	P90/75/3,0	C60/40/8/1,50	NEIN	U	D-FW	2	750	1.000	3.700	942	40,3	3,0	12,0	4,0
	76	P100/75/3,0									944	40,3	3,0	17,0	5,7
	77	P100/100/3,0									920	41,9	3,0	17,0	5,7
	78	P120/100/3,0									921	41,9	3,0	27,0	9,0
	79	P120/120/3,0									902	43,3	3,0	27,0	9,0
	80	P140/100/3,0									922	41,9	3,0	37,0	12,3
	81	P140/120/3,0	903	43,3	3,0	37,0	12,3								
	82	P90/75/3,5	C60/40/8/1,50	NEIN	U	D-FW	2	750	1.000	3.700	942	40,3	3,5	11,5	3,3
83	P100/75/3,5	944									40,3	3,5	16,5	4,7	
84	P100/100/3,5	920									41,9	3,5	16,5	4,7	
85	P120/100/3,5	922									41,9	3,5	26,5	7,6	
86	P120/120/3,5	902									43,3	3,5	26,5	7,6	
87	P140/100/3,5	923									41,9	3,5	36,5	10,4	
88	P140/120/3,5	903	43,3	3,5	36,5	10,4									

4.2 Untersuchungen von Ständerrahmen mit Modellen aus Schalen- und Volumenelementen

Die Pfade 3o und 3u spiegeln unter der Voraussetzung, dass die Schubverformungen zwischen den Schraubenschlüssen einen vernachlässigbaren Einfluss haben, die globalen Biegeverformungen der Ständerrahmen wider. Bei den Pfaden 2o und 2u überlagern sich die lokalen Anschlussverformungen und die globalen Biegeverformungen. Beschränkt man die Auswertung auf die u_V -Verschiebungen senkrecht zur Stützenachse, lassen sich die lokalen Anschlussverformungen aus der Differenzbildung der Pfade 2o und 3o für die obere bzw. 2u und 3u für die untere Stütze ableiten. Wird dabei des Weiteren eine Skalierung auf eine senkrecht zur Stützenachse wirkende Kraft von $F_V = 1,0 \text{ kN}$ vorgenommen, lässt sich über die Analogie zum Federgesetz nach Gleichung (5.4) der für den Stützenquerschnitt gültige Steifigkeitskoeffizient K_6 bestimmen.

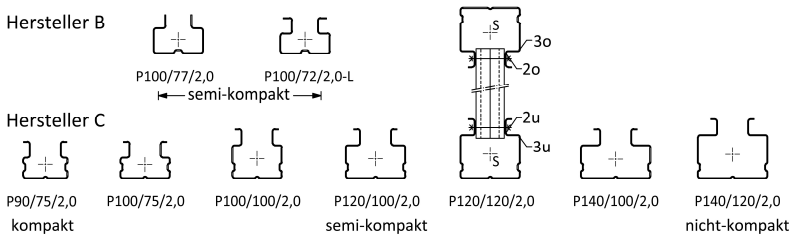


Bild 4.33: Übersicht zu den untersuchten Stützenquerschnitten und der Lage der Auswertepfade

Das grundsätzliche Vorgehen ist in den beiden Diagrammen in Bild 4.34 und Bild 4.35 dargestellt. Die Diagramme sind analog zu Kapitel 4.2.3.3 aufgebaut. Die vertikalen grauen Balken definieren die Schraubenachse. Der Pressenansatzpunkt liegt bei $Z = 0 \text{ mm}$ auf der rechten Seite und das Widerlager bei $Z = H_{AK} = 3.700 \text{ mm}$ auf der linken Seite. Für die bessere Lesbarkeit sind die Kurven auch hier zum Teil parallel verschoben worden.

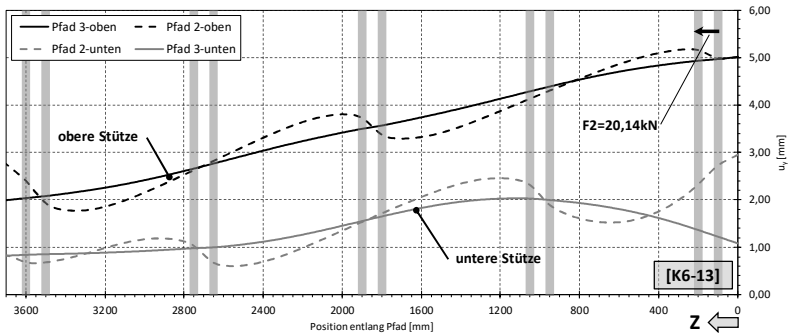


Bild 4.34: Unbereinigte Pfadauswertung der lokalen Anschlussverformungen für einen Ständerrahmen mit D-förmigen Fachwerk – Stütze P140/120/2,0

4 Numerische Untersuchungen

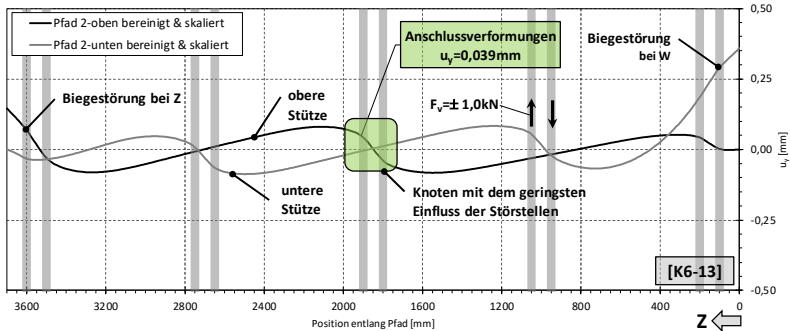


Bild 4.35: Bereinigte und auf $F_v=1,0$ kN normierte Pfadauswertung der lokalen Anschlussverformungen für den Ständerrahmen aus Bild 4.34

Das erste Diagramm beinhaltet die u_y -Verschiebungen für alle vier definierten Pfade bei einer äußeren Last von $F = F_2 = 20,14$ kN und das zweite Diagramm die auf $F_v = 1,0$ kN normierten und über Differenzbildung abgeleiteten lokalen Anschlussverformungen. Bei der Darstellung der lokalen Anschlussverformungen zeichnet sich der Einfluss der zugfesten Lagerung bei Punkt W bzw. das nicht zusätzlich ausgesteifte, freie Stützende bei Punkt Z als Biegestörung ab. Der Störeinfluss bei Punkt Z ist weniger stark ausgeprägt als bei Punkt W, sodass für die Ableitung der Steifigkeitskoeffizienten auf den markierten, mittig liegenden Fachwerkknoten bei der oberen Stütze zurückgegriffen wird. Für den dargestellten Ständerrahmen aus der Parameterstudie ergibt sich ein Steifigkeitskoeffizient von:

$$\Rightarrow k_6 = \frac{F}{\delta_{uy}} = \frac{1 \text{ kN}}{0,03861 \text{ mm}} = 25,9 \text{ kN/mm} = 259 \text{ kN/cm} \quad (4.2)$$

Die Auswertung der numerischen Untersuchungen ist tabellarisch erfolgt, und die dabei ermittelten Steifigkeitskoeffizienten können der nachfolgenden Tabelle entnommen werden.

Tabelle 4.6: Numerisch berechnete Steifigkeitskoeffizienten für die lokalen Anschlussverformungen der Komponente K6

Blechdicke t [mm]	Steifigkeitskoeffizient k_6 [kN/cm]								
	Parameterblock A1		Parameterblock A2						
	P100/77/t	P100/72/t-L	P140/120/t	P140/100/t	P120/120/t	P120/100/t	P100/100/t	P100/75/t	P90/75/t
2,0	248	422	259	252	354	346	580	571	884
2,5	463	615	393	374	546	523	917	916	1.466
3,0	558	n.v.	535	512	767	740	1.327	1.321	2.181
3,5	707	n.v.	702	666	1.043	998	1.789	1.799	3.064

4.2 Untersuchungen von Ständerrahmen mit Modellen aus Schalen- und Volumenelementen

Aus Tabelle 4.6 geht hervor, dass mit einer Vergrößerung der Blechdicke der Stützen der Steifigkeitskoeffizient ansteigt. Des Weiteren zeigt sich, dass für kompakte Stützenquerschnitte wesentlich größere Steifigkeitskoeffizienten k_6 erreicht werden als bei weniger kompakten Querschnitten. Dies lässt sich auch anschaulich an den nachfolgenden Diagrammen ablesen, in denen die auf $F_v = 1,0\text{ kN}$ normierten Anschlussverformungen der oberen Stütze für verschiedene Querschnitte aus den Parameterblöcken A1 und A2 zusammengefasst sind.

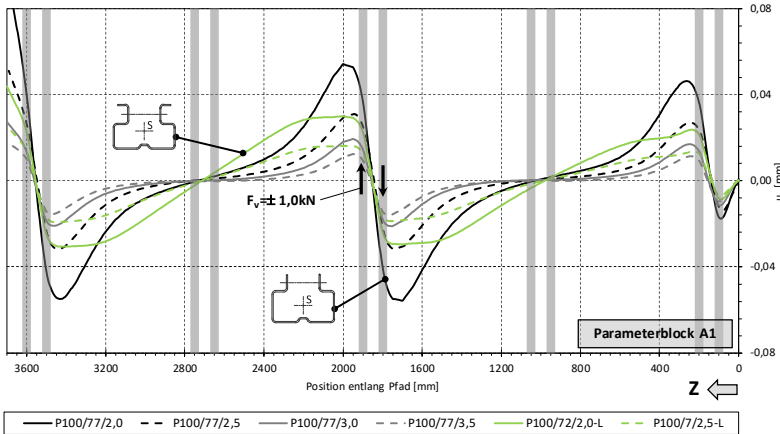


Bild 4.36: Pfadauswertung der lokalen Anschlussverformungen für den Parameterblock A1

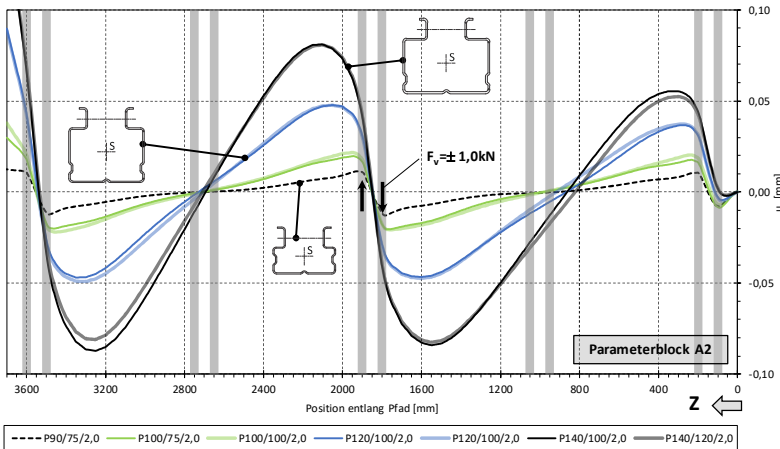


Bild 4.37: Pfadauswertung der lokalen Anschlussverformungen für den Parameterblock A2

Für den Parameterblock A1 (= Hersteller B aus [106]) sind in Bild 4.36 die Ergebnisse von allen sechs untersuchten Stützenquerschnitten dargestellt. Für den Standardquerschnitt ohne Lippe weisen die lokalen Anschlussverformungen in Abhängigkeit von der Blechdicke einen mehr oder minder stark ausgeprägten Peak-Wert kurz hinter der eigentlichen Anschlussachse auf. Mit der Steigerung der Blechdicke von $t = 2,0$ bis $3,5$ mm nehmen die Anschlussverformungen stetig ab, und der Steifigkeitskoeffizient k_6 nimmt stetig zu und erreicht für die maximale Blechdicke einen fast um Faktor drei größeren Wert. Werden die Stützenquerschnitte durch eine Lippe im Anschlussbereich zusätzlich ausgesteift, ergeben sich bei ansonsten vergleichbaren Querschnittsproportionen und Blechdicken um bis zu 70 % größere Steifigkeitskoeffizienten. Zudem wirken sich die versteifenden Lippen günstig auf den Peak-Wert der Anschlussverformungen aus, der signifikant kleiner ausfällt als bei den vergleichbaren Stützenquerschnitten ohne Lippen.

Bei den Stützenquerschnitten aus Parameterblock A2 (= Hersteller C aus [106]) werden standardmäßig Lippen im Anschlussbereich ausgeführt, sodass keine Aussagen über unterschiedlich ausgesteifte Querschnitte möglich sind. Dafür ist die Bandbreite der verfügbaren Querschnitte sehr groß, und es lässt sich in Bild 4.37 gut ablesen, wie stark die sich einstellenden lokalen Anschlussverformungen von den Querschnittsproportionen abhängen. Je kompakter² die Querschnitte, desto kleiner sind die lokalen Anschlussverformungen. Bei gleicher Blechdicke liegen die Steifigkeitskoeffizienten k_6 für die kompaktesten Querschnitte um Faktor drei bis vier höher als bei den am wenigsten kompakten Querschnitten. Die Bauhöhe der Stützen beeinflusst die lokalen Anschlussverformungen kaum, was sowohl die Steifigkeitskoeffizienten in Tabelle 4.6 als auch die annähernd deckungsgleichen Kurvenverläufe in Bild 4.37 dokumentieren. Im Hinblick auf die Blechdicke lassen sich für den Parameterblock A2 die gleichen Rückschlüsse wie bei A1 ziehen. Mit zunehmender Blechdicke fallen bei ansonsten gleichen Querschnittsproportionen die lokalen Anschlussverformungen immer kleiner aus, und im Gegenzug nimmt der Steifigkeitskoeffizient k_6 stetig zu. Die Verhältnisse sind dabei – unabhängig von dem Hersteller der Stützen – annähernd linear, wie die grafische Aufbereitung in Bild 4.38 belegt.

Neben den numerischen Untersuchungen zum Einfluss der lokalen Anschlussverformungen und dem korrespondierenden Steifigkeitskoeffizienten k_6 sind in Kapitel 5.3.6 analytische Ansätze erarbeitet worden. Diese können alternativ verwendet werden, wenn die Randbedingungen im jeweiligen Anwendungsfall es nicht zulassen, direkt auf die Werte aus Tabelle 4.6 zurückzugreifen. Neben signifikant

² Kompakt sind in diesem Kontext Stützenquerschnitte, bei denen das Verhältnis von Stützenbreite zu lichtigem Öffnungsmaß für den Anschluss der Füllstäbe möglichst klein ist, vgl. auch Bild 4.33.

abweichenden Geometrien der Stützenquerschnitte können auch größere oder kleinere Achsabstände a' der Schraubverbindungen dazu beitragen, dass die numerisch bestimmten Steifigkeitskoeffizienten das lokale Trag- und Verformungsverhalten der Anschlüsse nicht zutreffend beschreiben.

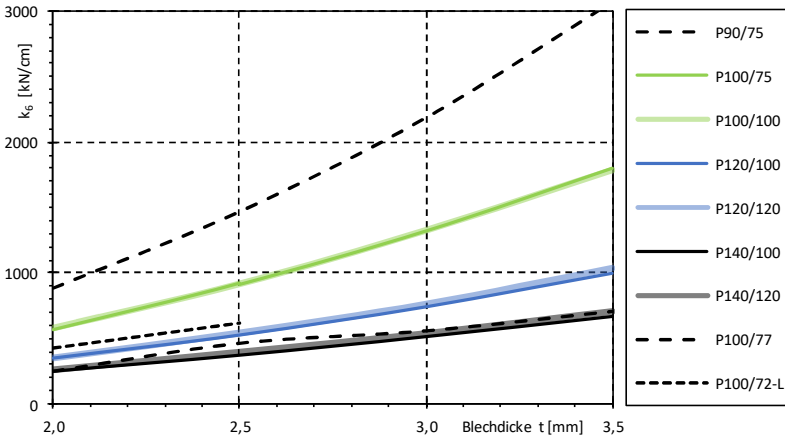


Bild 4.38: Darstellung der numerisch ermittelten Steifigkeitskoeffizienten K_6

Wie zu Beginn des Kapitels angemerkt, ist auf die lokalen Anschlussverformungen bei der Anschlusskonfiguration Lippe an Lippe nicht weiter eingegangen worden. Die numerischen Untersuchungen hierzu haben gezeigt, dass die Ständerrahmen bei ansonsten unveränderten Randbedingungen mit der Anschlusskonfiguration Rücken an Rücken signifikant höhere Schubsteifigkeiten erreichen und das bei gleichem Materialeinsatz. Insofern ist die Anschlusskonfiguration Rücken an Rücken zu bevorzugen, wenn hohe Schubsteifigkeiten benötigt werden. Um die Schubsteifigkeiten bei der Anschlusskonfiguration Lippe an Lippe abschätzen zu können, sind ergänzend analytische Untersuchungen durchgeführt worden, die in Kapitel 5.3.6 dokumentiert sind.

4.2.3.5 Zum Einfluss der Biegeverformungen der Schrauben

Bei der Anschlusskonfiguration Rücken an Rücken stellen sich konstruktionsbedingt Biegebeanspruchungen der Schrauben ein, welche die Schubsteifigkeit der Ständerrahmen beeinflussen. Die Biegeverformungen der Schrauben werden in dem analytischen Modell in der Komponente K_8 behandelt. Für die Herleitung der Bestimmungsgleichung des Steifigkeitskoeffizienten k_8 ist ein vereinfachtes Modell

mit einem beidseitig gelenkig gelagerten Balken und einer mittig angreifenden Einzellast unterstellt worden, vgl. Bild 5.33. Diesen Ansatz gilt es mithilfe der numerischen Untersuchungen – auch im Hinblick auf die Wirkung einer möglichen Teileinspannung der Schrauben – zu verifizieren. Hierfür sind insgesamt 14 Vergleichsrechnungen durchgeführt worden. Die dabei variierten Parameter sind in der nachfolgenden Tabelle zusammengefasst.

Tabelle 4.7: Übersicht zu den FE-Untersuchungen zur Schraubenbiegung

Parameterblock	Ifd.-Nr.	Stützenbezeichnung	Diagonalenbezeichnung	Systemlochung	Anschlusskonfiguration	Fachwerkkonfiguration	Anzahl FW-Teil.	Länge FW-Teilung	Rahmenhöhe	Rahmenlänge	Schwellenabstand Stützen	Neigungswinkel	Schraubendurchmesser	Randabstand	Anmerkungen								
																na [-]	a [mm]	D _{AK} [mm]	H _{AK} [mm]	d [mm]	φ [°]	d [mm]	e [mm]
A1	1	P100/100/2,0	C40/30/8/1,50	NEIN	RR	D-FW	2	750	1.000	3.200	920	42	10	30	alle KPs aktiv								
	2	P120/120/2,5									902	43											
	3	P140/120/3,0	C40/30/8/2,00								903	43											
A2	4	P100/100/2,0	C40/30/8/1,50								NEIN	RR	D-FW	2		750	1.000	3.200	920	42	10	30	KP [B] nicht aktiv
	5	P120/120/2,5																	902	43			
	6	P140/120/3,0	C40/30/8/2,00																903	43			
B1	7	P120/120/2,5	C40/30/8/1,50	NEIN	RR	D-FW	2	750	1.100	3.200					1002				40	6	18	E=E _{nom}	
	8																			8	24		
	9																			10	30		
B2	10										12	26	E=10*E _{nom}										
	11										6	18											
	12										8	24											
	13	10	30																				
14	12	26																					

Die durchgeführten Berechnungen lassen sich in zwei Hauptgruppen gliedern:

- **Gruppe A:** Untersuchungen zu den Teileinspannungen / Beiwert $\eta_{18\phi}$
- **Gruppe B:** Verifikation des analytischen Modells aus Kapitel 5.3.8

Bei den numerischen Berechnungen ist, wie in Kapitel 4.2.2.3 erläutert, der Nenn-durchmesser des Schraubenschaftes angesetzt worden, auch wenn die üblicherweise im Regalbau eingesetzten Schrauben die zulässigen Toleranzen aus den Produktnormen wie der DIN EN ISO 4014 [R21] voll ausnutzen. Der mögliche Einfluss von biegebeanspruchten Gewindeanteilen ist ebenfalls nicht gesondert berücksichtigt worden, da die hieraus resultierenden Fragestellungen sowohl experimentell in den Komponentenversuchen als auch theoretisch in Kapitel 5.3.8 geklärt werden konnten.

Um zu überprüfen, ob sich über die sich bei der Schraubenbiegung einstellenden Abstützkräfte zwischen dem Schraubenkopf bzw. der Mutter und den Außenflächen der Stützen eine im Hinblick auf die Schubsteifigkeit merkliche Teileinspannung ergibt, sind in der Gruppe A zunächst drei Ständerrahmen untersucht worden, bei denen alle Kontaktpaare aktiv waren (Parameterblock A1). Im Anschluss sind diese Ständerrahmen erneut berechnet worden. Dabei ist die Kontaktpaarung [B] in Bild 4.39, welche die Interaktion zwischen Schraubenkopf bzw. Mutter und den Stützenaußenflächen erfasst, für alle Schraubverbindungen inaktiv geschaltet worden (Parameterblock A2). Dies entspricht einer quasi gelenkigen Lagerung der Schrauben, und ein Vergleich zwischen den beiden Berechnungsläufen ermöglicht Rückschlüsse auf die Wirkung einer möglichen Teileinspannung.

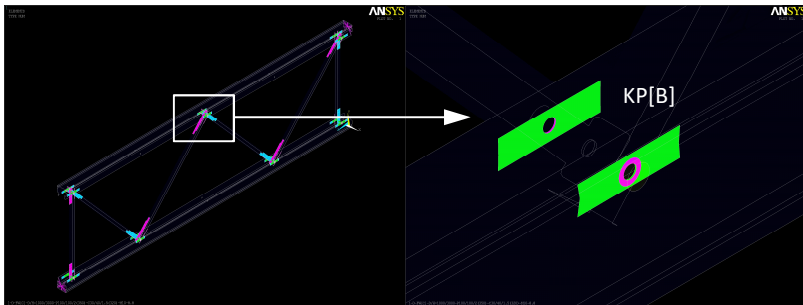


Bild 4.39: Kontaktpaar [B] zur Abbildung der Interaktion Schraubenkopf / Mutter und Stütze

In der Gruppe B sind insgesamt weitere acht Berechnungen durchgeführt worden, bei denen immer alle Kontaktpaare aktiv waren, um das Trag- und Verformungsverhalten in den Fachwerkknoten möglichst realitätsnah zu erfassen. In den Berechnungen wurde der Schraubendurchmesser von M6 bis M12 variiert. Die ersten vier Berechnungen (Parameterblock B1) sind mit dem nominellen und die letzten vier (Parameterblock B2) mit einem mit Faktor 10^6 skalierten Elastizitätsmodul für den Schraubenwerkstoff durchgeführt worden. Über die Skalierung des Elastizitätsmoduls werden die Biegeverformungen der Schrauben unterbunden, und es ergeben sich die Schubsteifigkeiten der Ständerrahmen exklusive der Anteile aus der Komponente K8. Zur Verifikation des analytischen Modells aus Kapitel 5.3.8 kann die analytisch ermittelte anteilige Schubsteifigkeit für die Schraubenbiegung bestimmt und mit den Ergebnissen aus dem Parameterblock B2 kumuliert werden. Stellen sich dabei näherungsweise die Schubsteifigkeiten aus den ersten vier Berechnungen ein, ist das analytische Bemessungsmodell für die Komponente K8 bestätigt.

Die Ergebnisse der Vergleichsrechnungen aus der Gruppe A sind auszugsweise in den beiden Diagrammen in Bild 4.40 wiedergegeben.

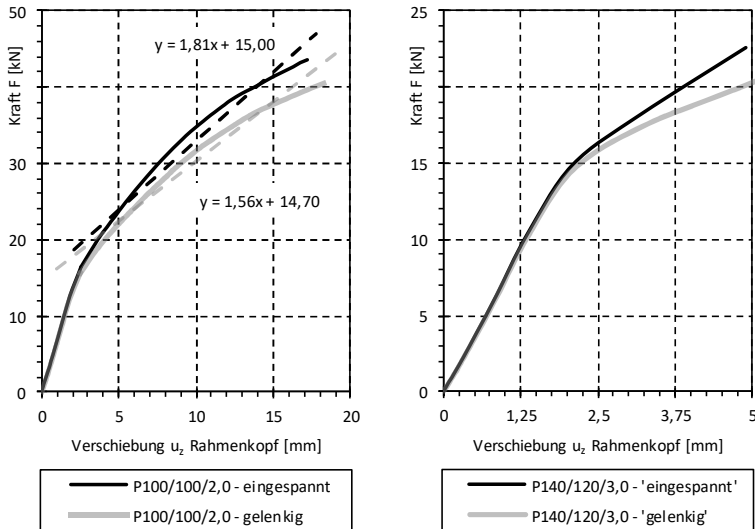


Bild 4.40: Last-Verformungskurven zu ausgewählten Vergleichsrechnungen aus Gruppe A

Wie beide Diagramme belegen, weisen die Last-Verformungskurven im elastischen Bereich – unabhängig von den Lagerungsrandbedingungen der Schrauben – einen nahezu deckungsgleichen Verlauf auf. Eine detaillierte Auswertung hat Abweichungen bei den Steigungen der Ausgleichsgraden zwischen der idealisierten, gelenkigen und realitätsnahen Lagerung von nur etwa -1,3 bis -2,1 % ergeben. Erst mit dem Übergang in den nicht linearen Bereich, der mit dem Plastizieren der biegebeanspruchten Schrauben beginnt, ist ein Einfluss der Teileinspannung über Schraubenkopf und Mutter erkennbar. Im linken Diagramm sind die Steigungen der Ausgleichsgrade für den nicht linearen Ast der Last-Verformungskurven ergänzend mit abgebildet. Wie der Vergleich aufzeigt, ist bei realitätsnaher Lagerung der Schrauben eine 15 % höhere Schubsteifigkeit gegeben. Im Kontext des analytischen Bemessungsmodells und auch für die Auslegung von Regaltragwerken ist dieser Bereich der Last-Verformungskurven nicht relevant, da plastische Verformungen aufgrund der möglichen Lastumkehr ausgeschlossen werden müssen. Das Plastizieren der Schrauben sowie die lokal begrenzt auftretenden Kontaktspannungen zwischen dem Schraubenkopf bzw. der Mutter und den Stützenaußenseiten sind zur Veranschaulichung für die Vergleichsrechnung [K8-01] in Bild 4.41 dargestellt. Dabei wurde mit $F \approx 36$ kN eine im nicht linearen Bereich liegende Laststufe gewählt. Die plastischen Verformungen der Schraube sind deutlich zu erkennen und decken sich mit den Beobachtungen in den Versuchen, vgl. Bild 3.14. Für den relevanten linear-elastischen Bereich der Last-Verformungskurven lässt sich festhalten,

dass die in der analytischen Modellbildung unterstellte gelenkige Lagerung der Schrauben hinreichend genau ist.

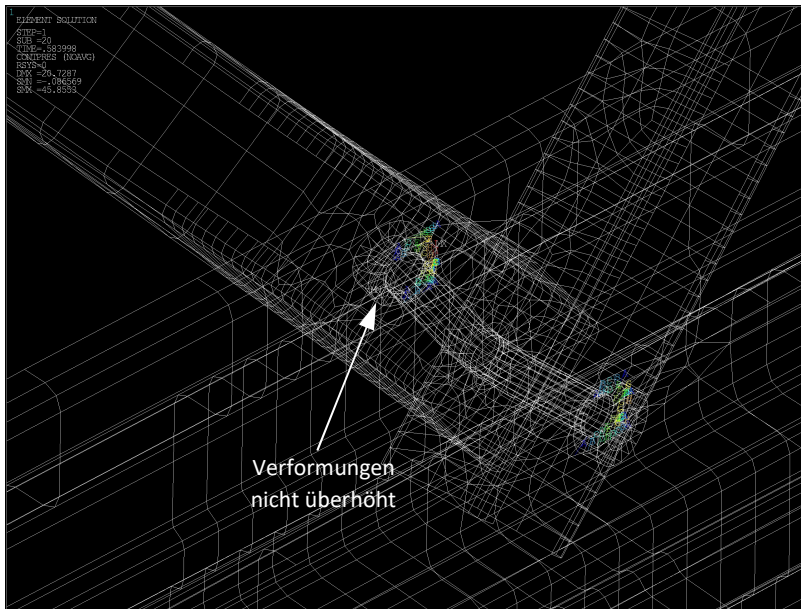


Bild 4.41: Kontaktspannungen für den Ständerrahmen [K8-01] aus Parameterblock A1

Die weitere Verifikation des analytischen Modells erfolgt mithilfe der numerischen Untersuchungen aus der Gruppe B. Dabei wird auf das gleiche Konzept wie bei den biegebeanspruchten Füllstäben in Kapitel 4.2.3.1 zurückgegriffen. In dem Kontext hier heißt das, die numerisch für biegestarre Schrauben im Parameterblock B2 ermittelten Schubsteifigkeiten müssen bei der Kumulierung mit den anteiligen Schubsteifigkeiten für die Komponente K8 aus dem analytischen Bemessungsmodell annähernd die Ergebnisse aus Parameterblock B1 widerspiegeln. Auch hier ist darauf hinzuweisen, dass der Einfluss der Störstellen entsprechend Kapitel 5.4.2 vereinfachend nicht mit berücksichtigt wurde. Die Auswertung ist tabellarisch erfolgt und in Tabelle 4.8 dargestellt. In den letzten beiden Spalten sind die auf Basis des analytischen Modells korrigierten Schubsteifigkeiten sowie die Abweichungen zu den Zielwerten aus Parameterblock B1 angegeben. Es zeigt sich mit Abweichungen von -1,4 % bis +2,3 % eine sehr gute Übereinstimmung für die hier untersuchten Schrauben mit Durchmessern von M6 bis M12. Die Ergebnisse der numerischen Untersuchungen haben somit das analytische Modell für die Schraubenbiegung aus Kapitel 5.3.8 bestätigen können.

Tabelle 4.8: Übersicht zu den Ergebnissen der FE-Untersuchungen zur Schraubenebiegung

Parameterblock	lfd.-Nr.	Stützenbezeichnung	Diagonalenbezeichnung	Schrauben -		Elastizitätsmodul	Schubsteifigkeit	Steifigkeitskoeffizient	anteilige Schubsteifigkeit	Kumulierung $S_{D,FEM}$ mit Anteil Bolzenbiegung	Abweichung zum Zielwert $S_{D,FEM,B1}$
				durchmesser	Spannweite						
				d [mm]	L_s [mm]	[kN/cm ²]	[kN]	[kN/cm]	[kN]	[kN]	[%]
B1	7	P120/120/2,5	C40/30/8/1,50	6	62,5	$E = E_{nom}$	636	26	784	n.v.	n.v.
	8			1.401			83	2.479			
	9			2.157			203	6.052			
	10			2.639			420	12.550			
B2	11	P120/120/2,5	C40/30/8/1,50	6	62,5	$E = 10^6 \cdot E_{nom}$	3.002			622	2,3%
	12			3.225					1.402	0,0%	
	13			3.345					2.154	0,1%	
	14			3.401					2.676	-1,4%	

Die Ergebnisse der numerischen Untersuchungen aus dem Parameterblock B bestätigen ebenfalls den signifikanten Einfluss des Schraubendurchmessers auf den Steifigkeitskoeffizienten K_8 und damit verbunden auch auf die Schubsteifigkeit der Ständerrahmen mit der Anschlusskonfiguration Rücken an Rücken.

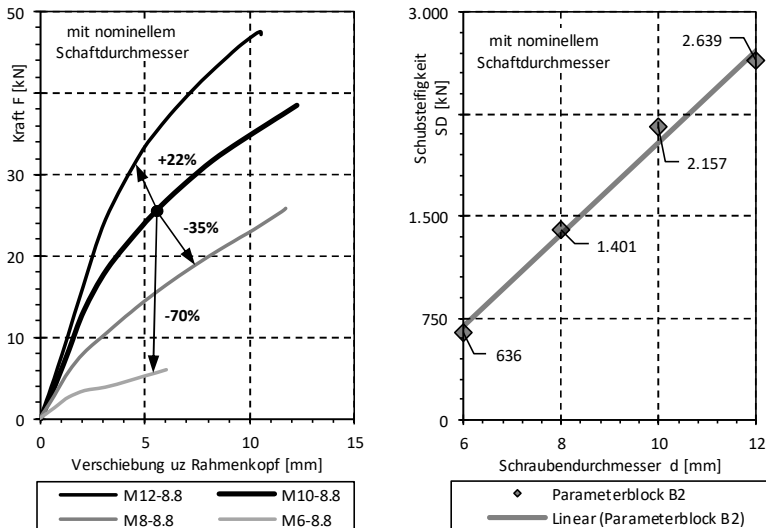


Bild 4.42: Einfluss des Schraubendurchmessers auf die Schubsteifigkeit der Ständerrahmen

Neben der Lochleibung stellt die Schraubenebiegung eine der Schlüsselkomponenten dar. Wie effizient sich die Schubsteifigkeit durch eine vergleichbar kostengünstige Anpassung der Schraubendurchmesser anheben lässt, bestätigt

Bild 4.42. Voraussetzung für diesen Optimierungsansatz ist, dass die Stützenquerschnitte – insbesondere bei der Ausbildung von Lippen im Anschlussbereich – genügend Platz bieten, um auch größere Schraubendurchmesser einbauen und anziehen zu können.

4.2.4 Zusammenfassung

Mithilfe der numerischen Untersuchungen zum Trag- und Verformungsverhalten der Ständerrahmen ist es gelungen, das Verständnis für die die Schubsteifigkeit maßgeblich beeinflussenden Faktoren zu vertiefen. Mit den Vergleichsrechnungen zu den an der TU Dortmund durchgeführten Rahmenschubversuchen konnte zunächst gezeigt werden, dass die Steifigkeit der Lochleibungsfeder eine der Schlüsselkomponenten darstellt und dass bei einer realitätsnahen Ermittlung der Schubsteifigkeit ein besonderes Augenmerk auf die Abbildung der Schraubverbindung inklusive des Lochspiels gelegt werden muss. Aufgrund des hohen Detaillierungsgrades und der zu berücksichtigenden Nichtlinearitäten aus den Kontaktelementen oder auch Materialgesetzen sind der Rechenaufwand und Speicherplatzbedarf für die numerischen Modelle sehr groß. Da die geometrischen Imperfektionen nur eine untergeordnete Rolle spielen, können in aller Regel perfekt generierte FE-Modelle verwendet werden. Steht bei den Untersuchungen nicht die realitätsnahe Ermittlung der Schubsteifigkeit im Vordergrund, können die FE-Modelle aufgrund der Analogie zu einer Reihenschaltung von Federn zugunsten einer signifikant reduzierten Rechenzeit vereinfacht werden, indem auf den Ansatz des Lochspiels verzichtet wird. Dieser Ansatz ist bei allen Parameterstudien verwendet worden, um bei gleichem Rechenaufwand eine deutlich größere Datenbasis generieren zu können. Die Auswertung der so erzeugten Datenbasis lässt sich wie folgt zusammenfassen:

Die Biegeverformungen der Füllstäbe (= Komponente K2) stellen bei Einzel- und Rücken an Rücken-Anschlüssen keine Schlüsselkomponente dar. Mithilfe der numerischen Untersuchungen konnte das analytische Modell für die Komponente K2 verifiziert und ein Korrekturfaktor η_2 abgeleitet werden, über den die Teileinspannung der Füllstäbe bei Rücken an Rücken-Anschlüssen näherungsweise erfasst werden kann. Bei den Lippe an Lippe-Anschlüssen folgt aus der Interaktion der Stäben in den Fachwerkknoten eine Torsionsfessel, ohne die die bei dieser Anschlusskonfiguration ohnehin geringe Schubsteifigkeit noch einmal signifikant abfallen würde. Hier zeigt sich auch deutlich, dass bei dünnwandigen offenen Querschnitten mit planmäßiger Torsionsbeanspruchung jede zusätzliche Verdrehbehinderung einen positiven Einfluss auf die Schubsteifigkeit hat. Im Rahmenschubversuch bleiben diese Faktoren unberücksichtigt, was insbesondere bei der

Übertragung von experimentell ermittelten Schubsteifigkeiten von Lippe an Lippe-Anschlüssen auf ganze Regaltragwerke kritisch zu bewerten ist, vgl. hierzu auch Kapitel 3.2.5.

Mit den Untersuchungen zum Einfluss von Systemlochungen in Stützen konnte gezeigt werden, dass sich diese bei Ständerrahmen mit Druckbeanspruchungen in beiden Stützen nur geringfügig auf die Schubsteifigkeit auswirken. Bei Ständerrahmen mit der Anschlusskonfiguration Lippe an Lippe dominiert die Tordierung der Stützen das Trag- und Verformungsverhalten, und der Einfluss der Systemlochung ist auch bei Fehlflächen von bis zu 40 % kaum messbar. In allen anderen Fällen folgte aus der Systemlochung eine 5 bis 8 % geringere Schubsteifigkeit. Unterliegen die Stützen der Ständerrahmen wie im „stehenden“ Rahmenschubversuch einer Zug- und Druckbeanspruchung, wirken sich die Längenänderungen der Stützen (= Komponente K3) insgesamt stärker auf die Schubsteifigkeit aus als bei einer Druckbeanspruchung in beiden Stützen, wie sie im „liegenden“ Rahmenschubversuch gegeben ist. Die numerischen Untersuchungen haben verdeutlicht, dass neben der reduzierten Dehn- auch die Biegesteifigkeit der Stützen mit Systemlochung von Bedeutung ist.

Im Kontext der Schubverformungen der Stützen (= Komponente K5) haben die Parameterstudien des Weiteren aufgezeigt, dass die von den Stegblechen bereitgestellte Schubsteifigkeit in der Regel so groß ist, dass die Komponente K5 vernachlässigt werden kann. Dies gilt insbesondere vor dem Hintergrund, dass die Komponente K5 nur bei Einzelschlüssen zum Tragen kommt und die hier ebenfalls auftretenden lokalen Anschlussverformungen (= Komponente K6) signifikant größer sind. Dies konnte mithilfe von umfassenden Pfadauswertungen sehr anschaulich dargestellt werden. Mit den gleichen Werkzeugen ist es auch gelungen, die lokalen Anschlussverformungen und die globalen Biegeverformungen zu separieren und über eine Normierung auf $F_v = 1 \text{ kN}$ den Steifigkeitskoeffizienten k_6 numerisch für eine große Bandbreite an Ω -förmigen Stützenquerschnitten abzuleiten. Dabei hat sich bestätigt, dass die lokalen Anschlussverformungen bei kompakten Stützenquerschnitten weniger stark ins Gewicht fallen, wie auch die Auswertung der Datenbank der Rahmenschubversuche in Kapitel 3.2.4 gezeigt hat. Aufbauend auf diesen Erkenntnissen konnte auch ein erstes analytisches Modell zur Bestimmung des Steifigkeitskoeffizienten k_6 entwickelt werden, auf das in Kapitel 5.3.6.2 noch genauer eingegangen wird.

Abschließend ist über die Parameterstudien das analytische Modell für die biegebeanspruchten Schrauben bei der Anschlusskonfiguration Rücken an Rücken (= Komponente K8) verifiziert worden. Es konnte gezeigt werden, dass sich eine Teilspannung der Schrauben über die Abstützkräfte zwischen Schraubenkopf bzw.

Mutter und den Stützenaußenflächen einstellt, die aber im linear-elastischen Bereich der Last-Verformungskurven kaum Einfluss auf die Schubsteifigkeit hat. Erst wenn die Schrauben voll plastiziert sind, wird durch die Abstützkräfte der Verformungszuwachs gemindert und ein sehr duktiler Trag- und Verformungsverhalten mit einer hohen Resttragfähigkeit bereitgestellt.

4.3 Untersuchungen von Ständerrahmen mit Stabwerksmodellen

4.3.1 Zielsetzung und Lösungsweg

Auch wenn die bisherigen Forschungsarbeiten, wie zum Beispiel von *Sajja* in [79], aufgezeigt haben, dass sich die Schubsteifigkeit von Ständerrahmen mit Stabwerksmodellen nicht realitätsnah abbilden lässt, ist es aufgrund der wesentlich einfacheren Modellbildung und der deutlich kürzeren Rechenzeiten sinnvoll, für bestimmte Fragestellungen auf Stabwerksmodelle zurückzugreifen. Ein klassisches Beispiel für einen solchen Anwendungsfall ist die Ermittlung der Anteile der Schub- und Biegeverformungen bei der „liegenden“ oder „stehenden“ Durchführung von Rahmenschubversuchen, auf die im Kontext der Versuchsauswertung in Kapitel 3.2.3.4 zurückgegriffen wurde. Bevor die weiteren Untersuchungen vorgestellt werden, soll zunächst ein Überblick über die Modellbildung und den zugrunde gelegten Detaillierungsgrad gegeben werden.

4.3.2 Modellbildung

Für die Untersuchungen ist das in Bild 4.43 dargestellte räumliche Stabwerksmodell mit der FE-Software ANSYS V14 [S1] programmiert worden. Die Modellbildung erfolgt parametrisiert mit den gleichen Hauptgeometrieparametern wie in Bild 4.1. Das räumliche Stabwerksmodell ermöglicht die Berücksichtigung aller Anschlusszentritäten und ist so konfiguriert, dass sowohl die Schraubenbiegung bei Rücken an Rücken- als auch die Tordierung der Stützen bei Lippe an Lippe-Anschlüssen erfasst werden kann. Eine Verdrehbehinderung durch die Interaktion zwischen den Füllstäben und Stützen in den Fachwerkknoten kann das Stabwerksmodell nicht abbilden. Dies gilt auch für die lokalen Anschlussverformungen, den Einfluss von Lochleibungsbeanspruchungen und die Berücksichtigung von etwaigen Systemlochungen in den Stützenquerschnitten. Die Querschnittswerte für die Stabelemente sind mit der Software DUENQ 8.17 [S7] von Dlubal bestimmt und in die ANSYS-Berechnungen eingebunden worden. Dabei wurde auf die in Bild 4.2 dargestellten

Stützpunkte zur Definition der Querschnitte zurückgegriffen. Für die Modellbildung wurden ausschließlich 3D-Balkenelemente vom Typ **BEAM188** eingesetzt.

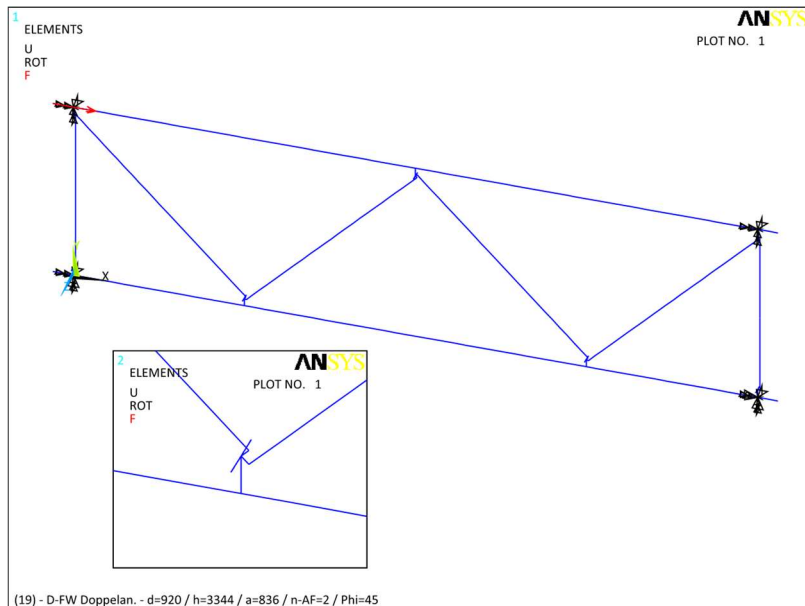


Bild 4.43: Exemplarische Darstellung eines räumlichen Stabwerksmodells für einen „liegenden“ Ständerrahmen mit Rücken an Rücken-Anschlüssen

Über die Ergebnisse der numerischen Untersuchungen zu den Schub- und Biegeanteilen im „liegenden“ bzw. „stehenden“ Rahmenschubversuch wurde bei der Auswertung der Rahmenschubversuche berichtet. Insofern beschränken sich die nachfolgenden Ausführungen auf die Untersuchungen zum Einfluss der Biegebeanspruchungen der Stützen auf die Schubsteifigkeit der Ständerrahmen.

4.3.3 Zum Einfluss der Exzentrizität zwischen den Schraubanschlüssen und Stützenachsen

Die Schraubverbindungen zwischen den Füllstäben und den Ω -förmigen Stützen weisen konstruktiv bedingt immer eine Exzentrizität e_s auf, die Biegebeanspruchungen in den Stützen hervorruft. Um den Einfluss dieser Biegebeanspruchungen auf die Schubsteifigkeit der Ständerrahmen bewerten zu können, sind insgesamt 81 Berechnungen für vier verschiedene Ständerrahmen durchgeführt worden. Dabei sind

die Exzentrizitäten von dem Nennwert sukzessive auf „quasi null“ reduziert worden. Die numerischen Untersuchungen umfassen drei typische Ständerrahmen mit unterschiedlichen Anschlusskonfigurationen der Hersteller A, B und C (Parameterblock = A, B und C1/C2), die auch bei den experimentellen Untersuchungen an der TU Dortmund eingesetzt wurden. Die Eckdaten zur Parameterstudie können der Tabelle 4.9 entnommen werden.

Tabelle 4.9: Übersicht zu den FE-Untersuchungen zu den Biegeverformungen der Stützen

Parameterblock	IId.-Nr.	Stützenbezeichnung	Diagonalenbezeichnung	Systemlochung	Anschlusskonfiguration	Fachwerkkonfiguration	Anzahl FW-Teil.	Länge FW-Teilung	Rahmenhöhe	Rahmenlänge	Neigungswinkel	Exzentrizität Stütze / Anschluss
							[-]	[mm]	[mm]	[mm]	[°]	[mm]
A	1	P100/2,0	C30/25/8/1,5	NEIN	LL	Z-FW	2	1.000	1.100	2.200	45,8	36

	19										43,8	1
B	20	P100/78/2,5	C50/30/1,5	NEIN	U	D-FW	2	1.050	1.100	4.700	47,3	33

	37										45,4	1
C1	38	P100/100/2,0	C40/30/8/1,5	NEIN	RR	D-FW - ohne K8	2	836	1.000	3.544	45,0	42

	59										42,3	1
C2	60	P100/100/2,0	C40/30/8/1,5	NEIN	RR	D-FW - mit K8	2	836	1.000	3.544	45,0	42

	81										45,4	1

Für die grafische Aufbereitung der Ergebnisse ist eine auf den jeweiligen Maximalwert bezogene Darstellung gewählt worden, sodass die Ergebnisse der vier untersuchten Parameterblöcke im nachfolgenden Diagramm zusammengefasst werden können.

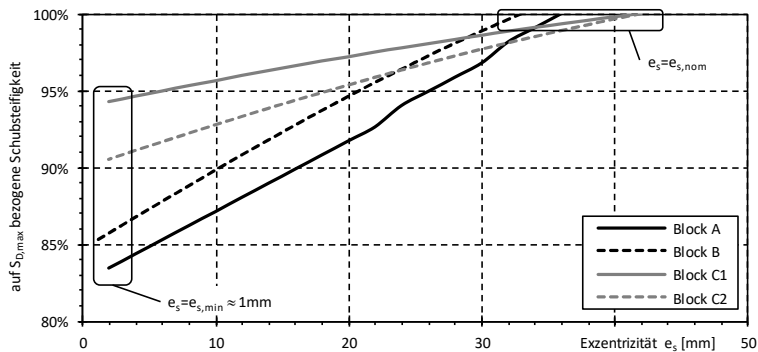


Bild 4.44: Einfluss der Biegeverformungen der Stützen auf die Schubsteifigkeit der Rahmen

Aus dem Diagramm geht deutlich hervor, dass alle untersuchten Ständerrahmen bei dem Nennwert der Exzentrizität $e_s = e_{s, \text{nom}}$ die größte Schubsteifigkeit aufweisen. Mit der Reduktion der Exzentrizität fällt die Schubsteifigkeit sukzessive ab und erreicht bei der minimal berücksichtigten Exzentrizität von $e_s \approx 1,00$ mm zwischen 6 und 16 % kleinere Werte. Dies resultiert aus den sich günstig auf die Kopfauslenkung der Ständerrahmen auswirkenden Biegeverformungen der Stützen, wie auch Bild 5.15 bestätigt. Dass die untersuchten Ständerrahmen von Hersteller C weniger stark von der Exzentrizität e_s beeinflusst werden als die der Hersteller A und B, ist auf die um mindestens Faktor zwei größere Biegesteifigkeit der Stützenquerschnitte zurückzuführen.

Eine Minimierung der Exzentrizität zwischen dem Schraubanschluss und der Schwerelinie der Stützen ist geometrisch bei den üblichen Ω -förmigen Stützenquerschnitten nicht möglich. Die hier vorgestellten Untersuchungen sind dennoch nicht rein akademischer Natur, sondern zeigen auf, wie groß der Einfluss von Anschluss-Exzentrizitäten sein kann, die bei einer Stabwerksberechnung in der Regel unberücksichtigt bleiben. Dieser Aspekt wird in den Sensitivitätsstudien in Kapitel 4.4.4 aufgegriffen und am Beispiel eines Regelquersystems für ein exemplarisch ausgewähltes Hochregallager untersucht und bewertet.

4.3.4 Zusammenfassung

Mit dem hier vorgestellten vereinfachten Stabwerksmodell konnten die anteiligen Schub- und Biegeverformungen bei „liegend“ bzw. „stehend“ durchgeführten Rahmenschubversuchen quantifiziert werden. Mithilfe der dabei gewonnenen Erkenntnisse konnte gezeigt werden, dass die reine Schubsteifigkeit ohne etwaige Biegeanteile aus dem Gesamtsystem unabhängig von der „liegenden“ bzw. „stehenden“ Versuchsdurchführung ist.

Des Weiteren haben die Untersuchungen bestätigt, dass sich die Anschluss-Exzentrizitäten zwischen den Stützenachsen und den Schraubverbindungen mit den Diagonalen günstig auf die Schubsteifigkeit auswirken. Dieser Effekt bleibt üblicherweise bei der Berechnung von Quersystemen von Hochregallagern unberücksichtigt, was die Frage aufwirft, wie stark sich der Effekt bemerkbar macht. Diese Fragestellung wird in den weiterführenden Untersuchungen an ausgewählten Regaltragwerken im nachfolgenden Kapitel wieder aufgegriffen.

4.4 Untersuchungen von Regaltragwerken mit Stabwerksmodellen

4.4.1 Zielsetzung und Lösungsweg

Das Ziel der bisherigen numerischen Untersuchungen war vor allem die Identifikation und Quantifizierung der die Schubsteifigkeit bestimmenden Einflussfaktoren. Vor diesem Hintergrund ist der Schwerpunkt auf Ständerrahmen mit zwei bis drei Aussteifungsfeldern und den Lagerungsrandbedingungen analog zum Rahmen-schubversuch gelegt worden. Wie bei der kritischen Auseinandersetzung mit der experimentellen Ermittlung der Schubsteifigkeit in Kapitel 3.2.5 diskutiert, bleiben bei dieser Herangehensweise mögliche Einflussfaktoren, wie die im realen System in diskreten Abständen vorhandenen Palettenträger oder Quertraversen, unberücksichtigt. Insbesondere bei der Anschlusskonfiguration Lippe an Lippe und der damit einhergehenden planmäßigen Tordierung der Stützen liegt es auf der Hand, dass sich die Palettenträger oder auch Quertraversen günstig auf die Schubsteifigkeit der Ständerrahmen – bzw. die Verformungen im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit – auswirken können. Dieser Fragestellung wird in den hier vorgestellten numerischen Berechnungen am Beispiel eines exemplarisch ausgewählten freistehenden Regaltragwerks nachgegangen. Das Augenmerk wird dabei auf den Einfluss der sekundären Tragglieder, der eingelagerten Paletten und des Detaillierungsgrades des FE-Modells im Bereich der Anschlüsse gelegt. Detaillierungsgrad heißt in diesem Kontext die vereinfachte Abbildung der Füllstabanschlüsse über Stabendgelenke in einem Knotenpunkt oder Erfassung aller Anschlusskonzentrationen in dem numerischen Modell. Diesem Aspekt wird auch im zweiten Teil der numerischen Untersuchungen am Beispiel eines Quersystems für ein Hochregallager in Silobauweise nachgegangen. Ziel ist es hierbei zu überprüfen, wie sensibel die Systeme reagieren und wie stark sich die vereinfachten Anschlussmodellierungen (vgl. auch Bild 2.18) auf die Verformungen im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit auswirken.

4.4.2 Modellbildung

Die numerischen Untersuchungen erfolgten mit der im Regalbau häufig eingesetzten Software RSTAB 8.17 [S3] und die Ermittlung der Querschnittswerte mit DUENQ 8.17 [S7]. Für die FE-Modelle wurden ausschließlich Balken- und Fachwerkelemente eingesetzt, um die Ω -förmigen Stützen und C-förmigen Diagonalen der Ständerrahmen abzubilden. Die verwendeten Querschnitte sind aus dem Produktprogramm von Hersteller C aus dem FOSTA-Forschungsprojekt P1078 [106]

entnommen worden, was auch für die in der Regel Σ -förmigen Palettenträger gilt. Bei der Modellbildung wurden die Schwerelinien der Stützenquerschnitte zugrunde gelegt, und je nach Detaillierungsgrad der Anschlüsse die Neigungswinkel der Füllstäbe angepasst. Weitere Informationen zu den FE-Modellen finden sich an entsprechender Stelle in den nachfolgenden Kapiteln.

4.4.3 Zum Einfluss sekundärer Tragglieder

Die Untersuchungen zum Einfluss von sekundären Traggliedern erfolgen für ein typisches freistehendes Palettenregal mit einer Rahmentiefe von $d_{AK} = 1.000$ mm und einer Bauhöhe von $h = 8.550$ mm bei insgesamt sieben über die Regalhöhe gleichmäßig verteilten Regalfächern. Bild 4.45 zeigt das Regalsystem mit den Hauptgeometrieparametern und den Höhenlagen der Palettenträger sowie die Anschlussmodellierungen.

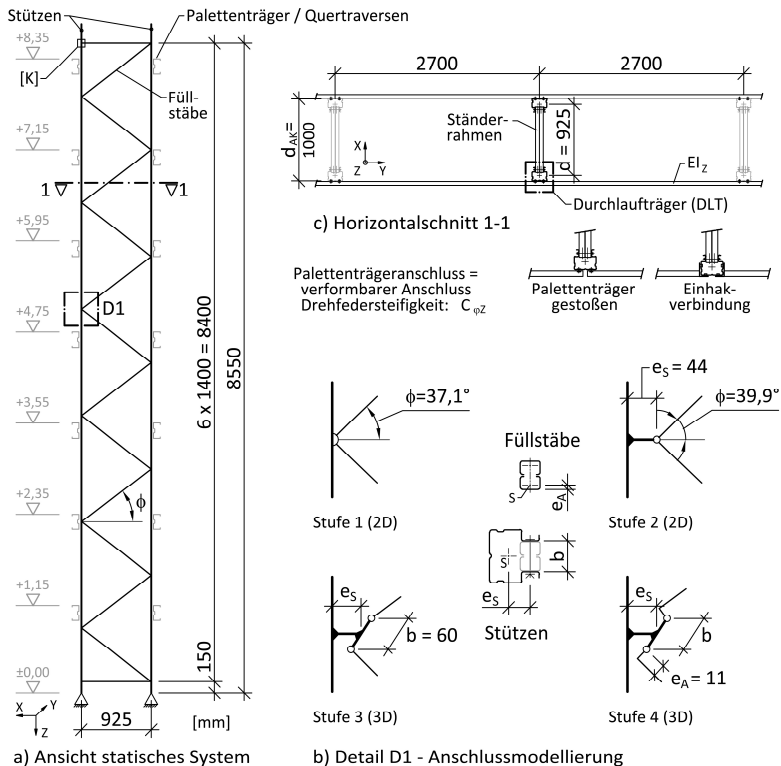


Bild 4.45: Statisches System und Anschlussmodellierungen des untersuchten Palettensystems

Die Hauptabmessungen der verwendeten Querschnitte betragen:

- Stützen: $b/h/t = 100/100/2,00\text{mm}$ ($A_s = 6,77\text{ cm}^2$)
- Füllstäbe: $b/h/t = 40/30/1,25\text{mm}$ ($A_d = 1,30\text{ cm}^2$)
- Palettenträger: $b/h/t = 50/120/2,0\text{mm}$ ($I_z = 17,5\text{ cm}^4$)

Die in der Regel vorhandenen Systemlochungen in den Stützenprofilen sind vereinfachend nicht berücksichtigt worden.

Als vertikale Nutzlasten wurden je Palette ein Gewicht von 1.000 kg unterstellt, sodass sich bei drei Stellplätzen je Fach Knotenlasten von $Q_k = 15\text{ kN}$ ergeben. Zusätzlich ist entsprechend DIN EN 15512 [R12] am Regalkopf eine horizontale Beschickungslast von $Q_{ph} = 0,25\text{ kN}$ für die manuelle Einlagerung der Paletten angesetzt worden. Vertikale Beschickungslasten wurden nicht berücksichtigt. Alle Berechnungen sind nach Theorie II. Ordnung durchgeführt worden. Die Imperfektionen wurden dabei durch horizontale Ersatzlasten entsprechend [R12] abgebildet. Mit den gewählten Randbedingungen ergeben sich im Grenzzustand der Tragfähigkeit Normalspannungen von $\sigma_x = 23$ bis 25 kN/cm^2 in den Stützen, was bei S350GD einem Ausnutzungsgrad von $\eta = 0,70$ entspricht, ohne dabei Abminderungen für Instabilitäten zu berücksichtigen.

Untersucht wurde das Trag- und Verformungsverhalten mithilfe von 2D- und 3D-Stabwerksmodellen von herausgelösten Einzelrahmen bzw. einem exemplarischen 3D-Gesamtsystem, wie Bild 4.46 veranschaulicht. Im Gesamtsystem sind zudem Ersatzmodelle von eingelagerten Paletten mit dargestellt, deren Einfluss auf die Querverteilung von horizontalen Lasten mit untersucht wurde. Die Anschlüsse der Füllstäbe an die Stützen sind bei den 3D-Stabwerksmodellen entsprechend der Stufe 4 abgebildet worden, um die Torsionsverformungen der Stützen zu erfassen. Vereinfachend wurden gelenkige Anschlüsse modelliert, auch wenn in Kapitel 5.3.6.3 noch aufgezeigt wird, dass eine Verdrehbehinderung durch die Einbindung der Füllstäbe in die Stützenquerschnitte gegeben ist. Da im Stabwerksmodell auch die Querschnittsverzerrungen im Anschlussbereich unberücksichtigt bleiben, ist keine signifikante Überschätzung der Kopfauslenkungen gegeben. Der Anschluss der Palettenträger erfolgte im FE-Modell in der Stützenachse, wie in der Praxis bei der Bemessung von Regaltragwerken üblich, ohne Exzentrizitäten zu berücksichtigen.

In den Berechnungen wurden die Biegesteifigkeiten der Palettenträger sowie die Drehfedersteifigkeiten $C_{\phi z}$ für den Anschluss an die Stützen variiert. Die Berechnungen erfolgten zudem für die voll wirksame und für eine um den Einfluss der Lochleibungsverformungen abgeminderte Querschnittsfläche der Füllstäbe von

4 Numerische Untersuchungen

$A_{d,red}^3 = 0,38 \cdot A_d = 0,49 \text{ cm}^2$. Der mögliche Einfluss des Schlupfes ist in den Untersuchungen über die Definition von „Stabnichtlinearitäten“ in RSTAB mit einem Wert von $\Delta d = 0,50 \text{ mm}$ berücksichtigt worden, vgl. hierzu Bild 6.2. Zu Vergleichszwecken sind auch 2D-Stabwerksmodelle mit Anschlüssen entsprechend Stufe 1 und 2 nach Bild 4.45 untersucht worden, bei denen die Dehnsteifigkeit der Füllstäbe sukzessive reduziert wurde. Da die Schlankheit der Ständerrahmen mit $h/d = 9,24$ die Anwendungsgrenzen des vereinfachten Ansatzes zur Erfassung der reduzierten Schubsteifigkeit nach E DIN EN 15512 [R29] erfüllt, werden die Daten für $A_{d,red} = 0,05 \cdot A_d$ in den nachfolgenden grafischen Auswertungen besonders hervorgehoben. Des Weiteren kann auch auf die Ergebnisse von Rahmenschubversuchen mit einem ähnlich konfigurierten Regalsystem zurückgegriffen werden, aus denen sich eine reduzierte Querschnittsfläche von $A_{d,red} = 0,03 \cdot A_d$ ergibt (vgl. Tabelle C.8, lfd.-Nr. 70-72).

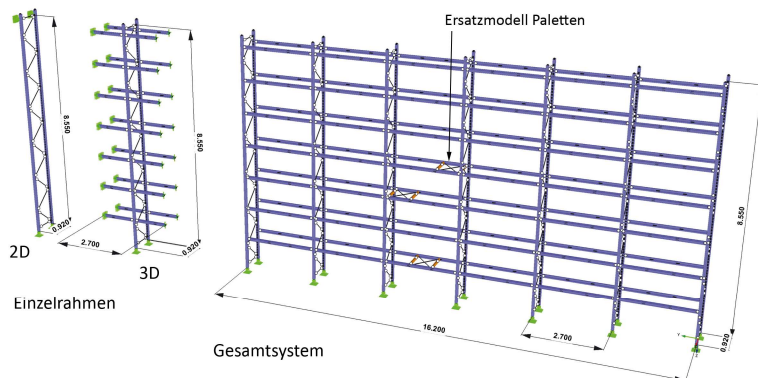


Bild 4.46: Stabwerksmodelle aus RSTAB – 2D- & 3D-Einzelrahmen sowie 3D-Gesamtsystem

Die wesentlichen Ergebnisse der numerischen Untersuchungen der 2D- und 3D-Einzelrahmen sind in dem Diagramm in Bild 4.47 zusammenfassend dargestellt. Aufgetragen sind die horizontalen Auslenkungen δ_x am Regalkopf über dem Quotienten $A_{d,red} / A_d$. Es ist deutlich zu erkennen, dass bei den 2D-Systemen die Kopfauslenkungen ab $A_{d,red} / A_d \leq 0,20$ überproportional stark anwachsen. Im Vergleich zu der voll wirksamen Querschnittsfläche A_d liegen die Kopfauslenkungen für $A_{d,red} / A_d = 0,20$ mit $\delta_x = 6,8 \text{ mm}$ bereits um den Faktor 1,8 höher, und mit der weiteren Abminderung bis auf $A_{d,red} / A_d = 0,03$ ergeben sich im 2D-Modell bis zu

³ Die abgeminderte Querschnittsfläche $A_{d,red}$ ist auf Basis des Steifigkeitskoeffizienten k_7 hier: elastische Anfangssteifigkeit für $\eta = 0,33$ und den Schaft in der Kontaktzone bestimmt worden.

Faktor zehn größere Kopfauslenkungen. Je geringer die wirksame Querschnittsfläche $A_{d,red}$ ist, desto größer ist der Einfluss der Anschlussmodellierung auf die Kopfauslenkungen. Werden die Exzentrizitäten zwischen den Schwerelinien der Stützen und den Schraubanschlüssen im FE-Modell mit abgebildet (= Stufe 2), ergeben sich rechnerisch um bis zu 30 % kleinere Kopfauslenkungen als bei den FE-Modellen ohne Exzentrizität (= Stufe 1). Es ist daher sinnvoll, den Einfluss der Exzentrizität e_s in den FE-Modellen zu berücksichtigen, wenn aufgrund von Nachgiebigkeiten in den Anschlüssen eine Reduktion der wirksamen Querschnittsflächen der Füllstäbe auf $A_{d,red} \leq 0,10 \cdot A_d$ erforderlich ist. Die geringfügig unterschiedlichen Neigungswinkel der Füllstäbe $\phi = 37,1$ bzw. $39,9^\circ$ spielen dabei nur eine untergeordnete Rolle (vgl. auch Bild 7.3).

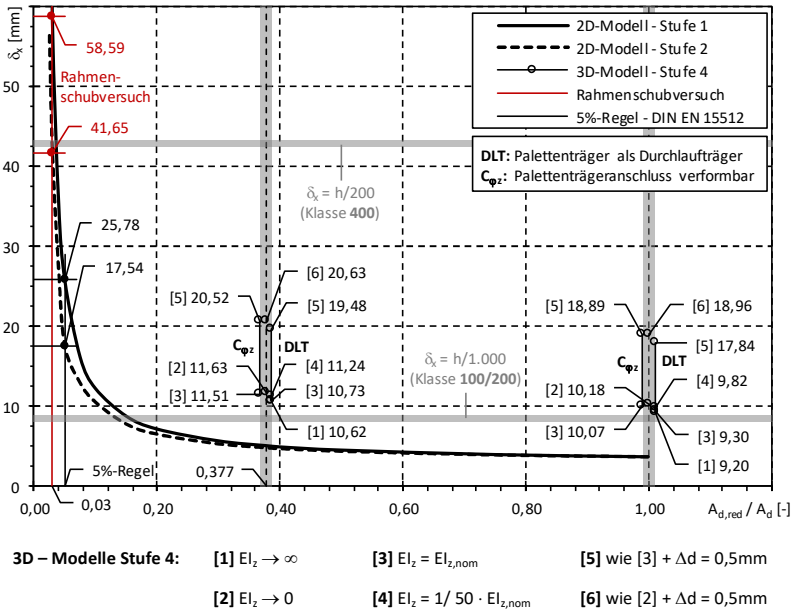


Bild 4.47: Auslenkungen δ_K am Regalkopf bei Punkt [K] für einen aus dem Gesamtsystem herausgelösten Ständerahmen und verschiedene Detaillierungsgrade

In das Diagramm sind auch die Ergebnisse der Berechnungen mit den 3D-Einzelrahmen aufgenommen worden, um Quervergleiche ziehen zu können. Die Berechnungen der 3D-Einzelrahmen beschränken sich auf die voll wirksame Querschnittsfläche $A_d = 1,30 \text{ cm}^2$ und auf $A_{d,red} = 0,49 \text{ cm}^2$ zur Erfassung der Nachgiebigkeiten aus den Lochleibungsverformungen. Die Systeme sind sowohl mit als auch ohne Lochspiel durchgerechnet worden. Variiert wurde die Biegesteifigkeit

der Palettenträger (Datensätze [1] bis [6]) sowie die Drehfedersteifigkeit des Palettenträgeranschlusses. Den oberen Grenzwert bilden die jeweils rechts der Bezugslinien $A_{d,red} / A_d$ dargestellten Kopfauslenkungen (DLT = Durchlaufträger). Als unterer Grenzwert wurde eine Drehfedersteifigkeit von $C_{\varphi z} = 1,0 \text{ kNm/rad}$ angesetzt, für die die Kopfauslenkungen links der Bezugslinien dargestellt sind. Die Größenordnung der Drehfedersteifigkeiten wird weiter unten im Gesamtkontext eingeordnet.

Wie der Vergleich zu den 2D-Berechnungen mit der gleichen wirksamen Querschnittsfläche aufzeigt, bedingen die Torsionsverformungen der Stützen bei der Anschlusskonfiguration Lippe an Lippe signifikant größere Kopfauslenkungen. Der Einfluss der Biegesteifigkeit der Palettenträger ist gering, was darauf zurückzuführen ist, dass die Anschlüsse der Palettenträger nicht mit den Fachwerkknoten zusammenfallen. Dies ist aufgrund der vom Nutzer geforderten Flexibilität der Fachhöhen ein Umstand, der bei allen verstellbaren Palettenregalen zum Tragen kommt. Bedingt durch die geringe Torsionssteifigkeit der dünnwandigen offenen Stützenquerschnitte, stellen sich bei den untersuchten Systemen Verdrehungen von maximal $\vartheta_{z,Stütze} = 14,6 \text{ mrad}$ ein. Bezogen auf das lichte Öffnungsmaß der Stützen von $b = 60 \text{ mm}$, entspricht diese Verdrehung einer lokalen Anschlussverformung von $w = \pm 0,4 \text{ mm}$. Um die gleiche Längenänderung bei den Diagonalen zu erzwingen, wäre bei den vorliegenden Randbedingungen eine zusätzliche Normalkraft von $\Delta N_{Ed} = 11 \text{ kN}$ erforderlich, während aus den horizontalen Lasten maximale Normalkräfte von $N_{Ed} = 2,5 \text{ bis } 3,0 \text{ kN}$ resultieren.

Dass bereits geringe Drehfedersteifigkeiten genügen, um die reinen Verdrehungen der Stützenquerschnitte wirksam zu reduzieren, zeigen die in Bild 4.48 ausgewerteten numerischen Untersuchungen auf.

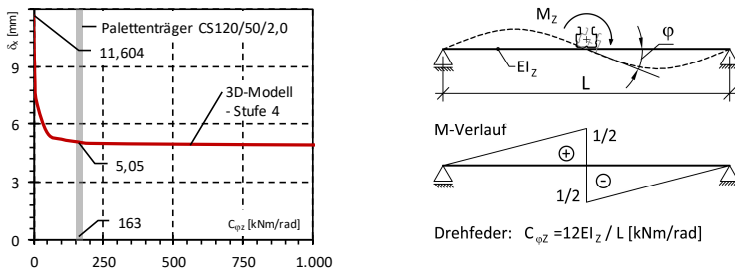


Bild 4.48: Auslenkungen am Regalkopf in Abhängigkeit von der Drehfedersteifigkeit der Palettenträgeranschlüsse – Grenzbetrachtung Palettenträger an jedem FW-Knoten

Bei einer parallel durchgeführten Grenzbetrachtung mit dem 3D-Modell des Einzelrahmens wurden Drehfedern mit der Steifigkeit $C_{\varphi z}$ an jedem Fachwerkknoten –

und nicht in Höhe der Palettenträger – angesetzt. Bis zu einer Drehfedersteifigkeit von $C_{\varphi z} = 100 \text{ kNm/rad}$ nehmen die Kopfauslenkungen nur sehr langsam zu, und es kann näherungsweise von einer Gabellagerung ausgegangen werden. Die Kopfauslenkungen decken sich mit den Werten aus dem zugehörigen 2D-Modell. Dies gilt auch für durchlaufende Palettenträger, die eine Drehfedersteifigkeit von $C_{\varphi z} = 163 \text{ kNm/rad}$ bereitstellen. Übertragen auf die Datensätze in Bild 4.47 bedeutet das, bei den Durchlaufsystemen (= DLT) sind in Höhe der Palettenträger jeweils Gabellagerung gegeben, und bei den verformbaren Anschlüssen (= $C_{\varphi z}$) beträgt der Einspanngrad nur 1 %, ohne dass damit signifikant größere Kopfauslenkungen einhergehen.

Dass bei den untersuchten 3D-Einzelrahmen in Bild 4.47 die Kopfauslenkungen respektive die Schubsteifigkeit der Ständerrahmen im Wesentlichen von den Tordierungen der Stützen bestimmt werden, spiegelt sich auch in dem vergleichsweise geringen Zuwachs der Kopfauslenkungen von +10 bis 15 % infolge der Lochleibungsverformungen wider. Einen wesentlich größeren Einfluss hat das mit $\Delta d = 0,50 \text{ mm}$ angesetzte Lochspiel. Bei den 3D-Modellen ergeben sich mit Lochspiel rechnerische Kopfauslenkungen von $\delta_x = 18,0$ bis $20,5 \text{ mm}$, was im Vergleich zu den korrespondierenden Systemen ohne Lochspiel einem Zuwachs von bis zu 90 % entspricht. Um vergleichbare Kopfauslenkungen in einer 2DBerechnung abzubilden, ist eine Abminderung der Querschnittsfläche der Füllstäbe auf $A_{d,red} \approx 0,05 \cdot A_d$ erforderlich. Dies deckt sich in guter Übereinstimmung mit dem vereinfachten Ansatz aus E DIN EN 15512 [R29], der auch die möglichen Auswirkungen des Lochspiels inkludiert. Eine weitere Abminderung der Querschnittsfläche, wie sie aus den Rahmenschubversuchen folgen würde, führt hier zu einer konservativen Auslegung der Ständerrahmen, zumal das Lochspiel noch additiv durch Imperfektionen oder eine weitere Abminderung der wirksamen Querschnittsfläche erfasst werden müsste. Grundsätzlich lässt sich festhalten, dass die Kopfauslenkungen für das betrachtete Regalsystem die zulässigen Werte von $\delta_x = h/200$ für die Klasse 400 einhalten, sofern nicht auf den konservativen Ansatz von $A_{d,red} = 0,03 \cdot A_d$ zurückgegriffen wird. Dies ist die gebräuchliche Klassifizierung für freistehende Regalsysteme, die mit Front- oder Schubmaststaplern bedient werden. Höhere Anforderungen, wie sie sich bei Regalklasse 100/200 für voll automatisierte, mit Regalbediengeräten betriebene Hochregallager ergeben, sind nicht einzuhalten, da die Schubsteifigkeiten von Ständerrahmen mit Lippe an Lippe-Anschlüssen in aller Regel zu gering sind.

Gegenstand der bisher vorgestellten Ergebnisse waren 2D- und 3D-Einzelrahmen, bei denen die horizontalen Beschickungslasten Q_{ph} in voller Höhe dem betrachteten Ständerrahmen zugewiesen wurden. In den realen Regaltragwerken ist eine

Verteilung von Q_{ph} auch auf benachbarte Rahmen möglich. Neben der Lastweiterleitung über die angeschlossenen Palettenträger bzw. deren Biegesteifigkeit EI_z kann sich auch eine Scheibentragwirkung infolge der eingelagerten Paletten einstellen. Im 3D-Gesamtsystem sind die Paletten durch eine Fachwerkstruktur abgebildet worden. In Bild 4.46 sind zur Veranschaulichung nur die Ersatzsysteme von drei Paletten dargestellt, während bei den ausgewerteten Systemen jedes Regalfach voll belegt angesetzt wurde. Für das Ersatzsystem der Paletten ist auf die Untersuchungen von *Hua* und *Rasmussen* zurückgegriffen worden, die in [41] über die Ergebnisse von Schubversuchen und die Ermittlung von Reibungskoeffizienten von hölzernen Paletten auf stählernen Palettenträgern berichten. Die experimentell ermittelten Schubsteifigkeiten variieren in Abhängigkeit vom Zustand der Paletten um bis zu Faktor zwei, und auch die Reibungskoeffizienten streuen stark.



Schubsteifigkeiten:

$$S_{ti,min} = 4,6 \text{ kN/rad}$$

$$S_{ti,max} = 9,2 \text{ kN/rad}$$

Reibungskoeffizient:

$$\mu_{min} = 0,429$$

$$\mu_{max} = 0,683$$

Bild 4.49: Experimentelle Ermittlung der Schubsteifigkeit von hölzernen Paletten aus [41]

Es ist der Form halber noch anzumerken, dass in [41] keine Europaletten untersucht worden sind. Die aus den in Bild 4.49 angegebenen Schubsteifigkeiten abgeleiteten äquivalenten Dehnsteifigkeiten für die Diagonalen der Ersatzsysteme stellen daher nur eine ingenieurmäßige Abschätzung dar. Es ergeben sich für den nominellen Elastizitätsmodul von Holz Querschnitte mit Abmessungen von $b/h = 5/5$ bzw. $10/10$ mm, die in dem RSTAB-Modell als druckschlaffe Fachwerkstäbe eingebunden worden sind. Für die Pfosten der Ersatzsysteme sind Holzquerschnitte mit $b/h = 40/80$ mm eingesetzt worden. Aufgrund der insgesamt geringen horizontalen Beanspruchungen und der Palettenlasten von $Q_k = 10 \text{ kN/Stk}$ kann davon ausgegangen werden, dass der Reibschluss in der Kontaktzone Palette / Palettenträger nicht überwunden wird. Unter diesen Voraussetzungen ergeben sich für die untersuchten Gesamtsysteme folgende Kopfauslenkungen beim mittleren mit Q_{ph} beaufschlagten Ständerrahmen (vgl. Bild 4.50):

- ohne Paletten, $C_{\varphi z} = 1,0 \text{ kNm/rad}$, $EI_z = EI_{znom}$: $\delta_x = 18,07 \text{ mm}$
- ohne Paletten, $C_{\varphi z} = 163 \text{ kNm/rad}$, $EI_z = EI_{znom}$: $\delta_x = 16,95 \text{ mm}$

4.4 Untersuchungen von Regaltragwerken mit Stabwerksmodellen

- $S_{ti,Palette} = 4,6\text{kNm/rad}$, $C_{\varphi z} = 163\text{kNm/rad}$, $EI_z = EI_{znom}$: $\delta_x = 16,21\text{ mm}$
- ohne Paletten, $C_{\varphi z} = 163\text{kNm/rad}$, $EI_z \rightarrow \infty$: $\delta_x = 15,42\text{ mm}$

Aus dem zugehörigen Vergleichswert der Kopfauslenkung der 3D-Einzelrahmen von $\delta_x = 20,52\text{ mm}$ lässt sich ableiten, dass bereits über die geringe Biegesteifigkeit der Palettenträger eine Querverteilung der horizontalen Lasten erzielt wird und die Kopfauslenkungen um mindestens 12 % kleiner ausfallen. Wird die aussteifende Wirkung der Paletten angesetzt, ergeben sich mit $\delta_x = 16,21\text{ mm}$ etwa 21 % kleinere Kopfauslenkungen, die bereits sehr nahe am theoretischen unteren Grenzwert für biegestarke Palettenträger liegen.

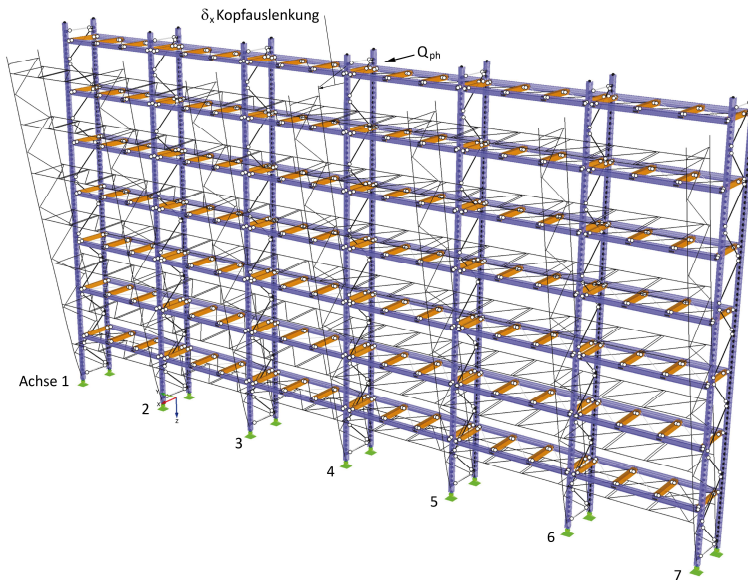


Bild 4.50: Verformungsplot aus RSTAB für ein Gesamtsystem mit eingelagerten Paletten

Für das hier untersuchte nur 8,55 m hohe Regalsystem ist es aufgrund der in jedem Fall eingehaltenen Verformungsbeschränkungen nicht erforderlich, von den aufgezeigten positiven Wirkungen der sekundären Tragglieder oder der eingelagerten Paletten Gebrauch zu machen. Für freistehende Regalsysteme mit größeren Bauhöhen können diese Ansätze zu einer wirtschaftlicheren Auslegung der Konstruktion beitragen, insbesondere wenn der Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit für die Dimensionierung von Regalbauteilen maßgebend ist. Hierfür sind aber weitere umfassendere Untersuchungen erforderlich.

Für die Stützen ist im FE – Modell durchgängig auf die Stahlgüte S350GD+Z und für alle weiteren Bauteile auf S250GD+Z zurückgegriffen worden. Die Fügung der Innenrahmen erfolgt mit Einzelanschlüssen entsprechend Bild 2.12 c). Für alle weiteren Anschlüsse wird unterstellt, dass diese keine signifikanten Nachgiebigkeiten aufweisen. Für die Sensitivitätsstudien werden die in Bild 4.52 dargestellten Anschlüsse der Stufe 1 bis 4 im 2D-FE – Modell abgebildet.

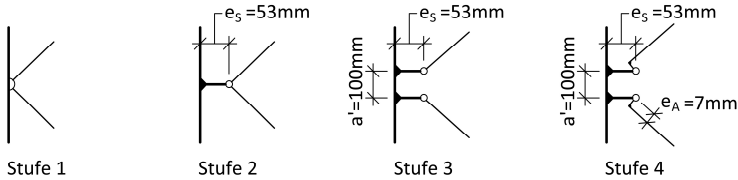


Bild 4.52: Anschlussmodellierung für die Sensitivitätsstudien

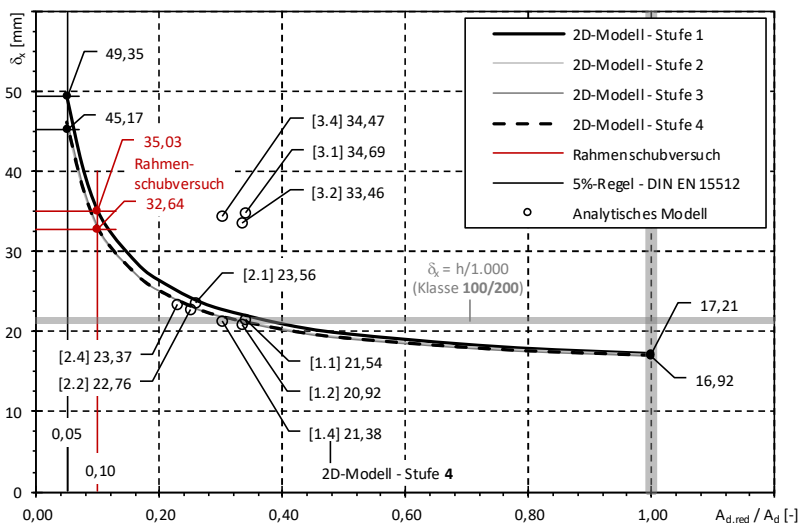
Für die Lastermittlung wird angenommen, dass das Silobauwerk eine Länge von mehr als 50 m aufweist und in der Schnee- bzw. Windlastzone 1 liegt. Es wird ein Achsabstand im Regelquersystem von 4,15 m berücksichtigt, sodass je Fach vier Europaletten à 900 kg/Stk. platz finden. Hieraus folgt eine Knotenlast von $Q_k = 18\text{ kN}$ je Palettenträgeranschluss. Die Imperfektionen werden nach DIN EN 1993-1-1 durch horizontale Ersatzlasten für eine Schiefstellung $\phi = 1/397 \approx 1/400$ erfasst. Das Ein- und Auslagern der Paletten erfolgt über voll automatisierte Regalbediengeräte, sodass das System der Regalklasse 100/200 zuzuordnen ist. Für die horizontalen Lasten aus den Regalbediengeräten, die an der oberen Führungsschiene am Regalkopf wirken, wird auf ein Vergleichsprojekt zurückgegriffen und ein Wert von $Q_{kh} = 1,0\text{ kN}$ angesetzt. Alle Berechnungen erfolgen nach Theorie II. Ordnung, wobei im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit entsprechend DIN EN 15620 [R13], Kapitel 7.3.5, die Windgeschwindigkeit auf 70 % des normativ geregelten Wertes abgemindert wurde.

Unter Berücksichtigung der zuvor beschriebenen Randbedingungen ist das Quersystem des Hochregallagers mit RSTAB für eine sukzessiv reduzierte Querschnittsfläche der Pfosten und Diagonalen der Innenrahmen berechnet worden. Dabei wurde der Einfluss der Anschlussmodellierung sowohl auf die horizontalen Auslenkungen am Regalkopf als auch auf die Verteilung der Beanspruchungen im Regalsystem untersucht. Die zentralen Ergebnisse der Verformungsberechnungen für den Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit sind im Diagramm in Bild 4.53 aufbereitet worden. Dargestellt ist die Kopfauslenkung δ_x für die Innenstütze in Zeile Z3 über der auf den Ausgangsquerschnitt bezogenen wirksamen Querschnittsfläche. Als untere Grenze ist der vereinfachte Ansatz aus

E DIN EN 15512 [R29] mit $A_{d,red} / A_d = 0,05$ gewählt worden, auch wenn die Anwendungsgrenzen mit $h/d = 23,7$ nicht eingehalten sind. Die zugehörigen Datensätze sind in dem Diagramm – ebenso wie die zu den verfügbaren Rahmenschubversuchen⁴ – besonders hervorgehoben worden. Um die Anschlussnachgiebigkeiten im Gesamtkontext genauer einordnen und bewerten zu können, sind die im 2D-Stabwerksmodell nicht direkt abbildbaren, aber bei Einzelanschlüssen wirksamen Komponenten:

- K6: lokale Anschlussverformungen der Stützen
- K7: Lochleibungsverformungen der Stützen und Diagonalen

mithilfe des analytischen Modells aus Kapitel 5.3 in reduzierte effektive Querschnittsflächen überführt worden, vgl. Tabelle 4.10. Die zugehörigen Datensätze sind im Diagramm mit [1] bis [3] bezeichnet worden.



Analytisches Modell: [1] k_7 ($\eta = 33\%/33\%$) [2] k_7 ($\eta = 67\%/33\%$) [3] wie [1] + $\Delta d = 0,5\text{mm}$

Bild 4.53: Auslenkungen δ_x am Regalkopf in Zeile Z3 in Abhängigkeit von der wirksamen Querschnittsfläche und der Anschlussmodellierung

Wie aus dem Diagramm anschaulich hervorgeht, nehmen die Kopfauslenkungen auch beim untersuchten Hochregallager in Silobauweise mit der Reduktion der

⁴ Vergleichbare Rahmenkonfigurationen wurden in der F+E getestet und haben Schubsteifigkeiten zwischen $S_{i,m} = 1.973$ und 1.645 kN ergeben (vgl. Tabelle C.8 lfd. Nr. 34 – 36 bzw. 52 – 54). Hieraus folgt eine wirksame Querschnittsfläche von $A_{d,red} / A_d \approx 0,10$.

wirksamen Querschnittsfläche überproportional stark zu. Anders als beim freistehenden Regal, das in Kapitel 4.4.3 betrachtet wurde, verlaufen die Kurven unabhängig von der Anschlussmodellierung für $A_{d,red} / A_d < 1,00$ bereits mit einer geringen Neigung. Bis $A_{d,red} / A_d \approx 0,40$ liegen die Kurven für die Stufen 1 bis 4 mit Abweichungen von maximal 2 % nahezu deckungsgleich. Für $A_{d,red} / A_d < 0,40$ zeigt sich dann der günstige Einfluss der lokalen Biegeverformungen der Stützen, und die Kopfauslenkungen für das Modell ohne Anschlusssexzentritäten fallen um bis zu 9 % größer aus als bei den Modellen mit Anschlusssexzentritäten. Auffällig ist, dass die Kopfauslenkungen für die Anschlussmodellierungen Stufe 2 bis 4 über den gesamten untersuchten Bereich kaum voneinander abweichen. Der Mehraufwand für die Modellierung von zwei separaten Koppelstäben ab Stufe 3 ist im Hinblick auf die Nachweise im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit nicht erforderlich. Das gilt auch für die gesonderte Erfassung der Anschlusssexzentrität e_A . Der Einfluss der Füllstabbiegung auf die Kopfauslenkungen ist in Relation zu den weiteren wirksamen Komponenten von untergeordneter Bedeutung. Dies gilt unabhängig von dem angesetzten Füllstabquerschnitt $A_{d,red} / A_d$ und spiegelt sich auch in der anteiligen Schubsteifigkeit von $S_{D,K2} = 57.000$ bis 68.000 kN und dem Quervergleich zu den Schubsteifigkeiten der Komponenten K6 und K7 in Tabelle 4.10 wider, die zusammengefasst um mehr als Faktor zehn niedriger liegen als $S_{DK,2}$, vgl. hierzu auch Kapitel 5.3.2.2.

Tabelle 4.10: Effektive Querschnittsflächen der Diagonalen unter Berücksichtigung der Komponenten K6 (lokale Anschlussverformungen) und K7 (Lochleibung)

Geometrie- parameter	Stufe 1		Stufe 2		Stufe 3 und 4	
	Block 1	Block 2	Block 1	Block 2	Block 1	Block 2
a [mm]	850	1.000	850	1.000	750	900
d [mm]	910	910	804	804	804	804
ϕ [°]	43,0	47,7	46,6	51,2	43,0	48,2
Analytisches Modell	Block 1	Block 2	Block 1	Block 2	Block 1	Block 2
$S_{D,K6}$ [kN]	16.703	17.700	16.703	17.700	14.738	15.930
$S_{D,K7,D}$ ($\eta=33\%$) [kN]	16.796	16.760	14.851	14.527	14.838	14.780
$S_{D,K7,S}$ ($\eta=33\%$) [kN]	22.425	27.949	19.828	24.225	19.811	24.646
$S_{D,K6+K7}$ [kN]	6.098	6.581	5.629	6.002	5.384	5.848
$A_{d,red}$ [cm ²]	0,796	0,935	0,781	0,934	0,703	0,841
$S_{D,K6}$ [kN]	16.703	17.700	16.703	17.700	14.738	15.930
$S_{D,K7,D}$ ($\eta=67\%$) [kN]	8.625	8.607	7.626	7.460	7.620	7.590
$S_{D,K7,S}$ ($\eta=33\%$) [kN]	22.425	27.949	19.828	24.225	19.811	24.646
$S_{D,K6+K7}$ [kN]	4.537	4.797	4.142	4.314	4.007	4.253
$A_{d,red}$ [cm ²]	0,593	0,682	0,575	0,671	0,523	0,612
Anmerkung: $\eta = \dots\%$ als Ausnutzungsgrad der Lochleibungstragfähigkeit bei der Ermittlung des Steifigkeitskoeffizienten						

Aus der Anwendung des analytischen Modells aus Kapitel 5.3 folgen die in Tabelle 4.10 angegebenen reduzierten Querschnittsflächen $A_{d,red}$, die je nach Ausnutzungsgrad der Lochleibungsbeanspruchungen der Füllstäbe ($\eta = 33$ bzw. 67%) bei

$A_{d,red} / A_d = 0,32$ bzw. $0,25$ liegen. Die sich bei diesen wirksamen Querschnittsflächen der Füllstäbe ergebenden Kopfauslenkungen fallen in den besonders sensiblen Bereich, bei dem die zulässigen Verformungen mit $\delta_x \leq h / 1000 = 21,35$ mm rechnerisch erreicht bzw. überschritten werden. Hier kann – wie der Datensatz [1] für die elastische Anfangssteifigkeit $k_7(\eta=33\%)$ zeigt – eine genauere Modellierung der Anschlüsse dazu beitragen, den Nachweis im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit erfolgreich führen zu können. Die Untersuchungen zeigen allerdings auch auf, dass bei Ansatz des Lochspiels eine signifikant größere Kopfauslenkung zu erwarten ist. Die sich rechnerisch einstellenden Verformungen liegen dann in etwa auf dem Niveau aus den korrespondierenden Rahmenschubversuchen für $A_{d,red} / A_d \approx 0,10$, bei denen der Einfluss von Schlupf noch additiv zu berücksichtigen ist. Wie auch beim freistehenden Regalsystem in Kapitel 4.4.3 festgestellt, führt die „Verschmierung“ des Einflusses von Störstellen im Rahmenschubversuch zu einer konservativ einzustufenden Kopfauslenkung. Diese Aspekte werden in Kapitel 6 der vorliegenden Arbeit nochmals aufgenommen und vor dem Hintergrund der in E DIN EN 15512 [R29] eingeführten Imperfektionsansätze für das Spiel der Rahmenaussteifung weiter untersucht. Dabei wird auch Bezug auf die 5 %-Regel aus DIN EN 15512 genommen, deren Anwendung bei für Hochregallager in Silobauweise gebräuchlichen Konstruktionen nicht zielführend ist.

Neben den Kopfauslenkungen sind im Zuge der FE-Berechnungen auch die Normalkräfte der in Bild 4.51 mit S1 bis D3 bezeichneten Stäbe ausgewertet worden. Dabei hat sich gezeigt, dass die Anschlussmodellierung – bei gleicher effektiver Querschnittsfläche – nur einen geringen Einfluss auf die Normalkräfte hat. Die Abweichungen zwischen Stufe 1 und 4 betragen für $A_{d,red} / A_d \geq 0,10$ maximal 2,5 % und können für die Bemessung als vernachlässigbar klein eingestuft werden. Im Gegensatz dazu kann der Einfluss der Schubsteifigkeit der Ständerahmen auf die Verteilung der Stabkräfte nicht vernachlässigt werden. Die aus den Anschlussnachgiebigkeiten folgende wirksame Querschnittsfläche beträgt $A_{d,red} / A_d \approx 0,25$, was im Vergleich zum Ansatz der Bruttoquerschnittsfläche der Füllstäbe zu höheren Beanspruchungen bei den steiferen Außenrahmen führt. Um dies zu veranschaulichen, sind in Bild 4.54 die auf $A_{d,red} / A_d = 1,00$ bezogenen Normalkräfte für die Stäbe S1 bis D3 über der wirksamen Querschnittsfläche aufgetragen worden. Der Bereich $A_{d,red} / A_d \approx 0,25$ ist durch eine graue Hinterlegung besonders hervorgehoben worden. Für die Anschlussmodellierung sowohl der Stufe 1 als auch der Stufe 4 ergeben sich für $A_{d,red} / A_d \approx 0,25$ ca. 10 % größere Normalkräfte bei der maßgebenden Stütze der Außenrahmen (Stab S1 in Zeile Z23). Bei Ansatz der aus den Rahmenschubversuchen abgeleiteten wirksamen Querschnittsfläche $A_{d,red} / A_d = 0,10$ betragen die absoluten Abweichungen für den Stab S1 bereits

mehr als $\Delta N_{Ed} \geq 100$ kN bzw. 20 %. Bei den Innenrahmen zeigt sich, dass die steifigkeitsbedingte Umlagerung der Beanspruchungen hin zu den Außenrahmen zu einer Entlastung im Bereich der Rahmenkopplung (Stab D3 bei Zeile 21-22) führt. Der Einfluss auf die Normalkraft in der Stütze (Stab S2 in Zeile Z19) ist vernachlässigbar klein und bewegt sich mit $\Delta N_{Ed} \approx 2$ bis 3 kN auf dem gleichen Niveau wie bei der angrenzenden Diagonale D2. Dies gilt aber nicht für alle Stützen der Innenrahmen. Die betragsmäßig größten Abweichungen stellen sich am Fuß der Stütze in der Zeile Z3 mit $\Delta N_{Ed} \approx 28$ kN ein, was -8 % bezogen auf den Ausgangswert von $N_{Ed} \approx 348$ kN für $A_{d,red} / A_d = 1,00$ entspricht. Nur beim Stab D3, der bei der Kopplung der Innenrahmen bei H/2 liegt, erfährt mit einer Reduktion der Schubsteifigkeit der Ständerahmen eine deutliche Entlastung. Dies gilt für alle im Bereich der Rahmenkopplung liegenden Stäbe.

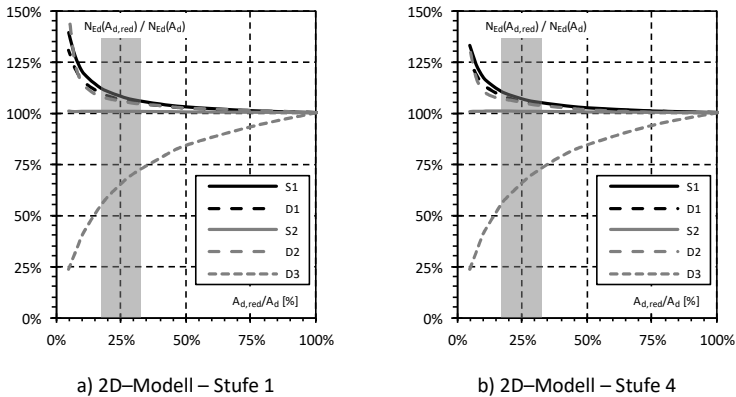


Bild 4.54: Darstellung der auf $A_{d,red} / A_d = 1,00$ bezogenen Stabkräfte in Abhängigkeit von der Schubsteifigkeit der Innenrahmen für 2D-Modelle der Stufe 1 und 2

Mit der Anschlussmodellierung ab Stufe 2 werden auch die Versatzmomente aus der Exzentrizität e_s in jedem Fachwerkknoten des FE-Modells mit erfasst. Im Vergleich zu den sich unabhängig hiervon bei der Rahmenkopplung oder an den Rahmenfußpunkten einstellenden Biegebeanspruchungen sind diese Versatzmomente deutlich kleiner und für die Bemessung nicht maßgebend, wie die exemplarische Auswertung für $A_{d,red} / A_d = 0,25$ in Bild 4.55 aufzeigt. Sofern die Schubsteifigkeit der Ständerahmen nicht signifikant über- oder unterschätzt wird, differieren die betragsmäßig größten Biegemomente für das untersuchte System:

- bei gleicher Anschlussmodellierung um weniger als $\Delta M_{y,Ed} \leq 25$ kNcm
- von Stufe 1 zu Stufe 2 bzw. 3 um weniger als $\Delta M_{y,Ed} \leq 52$ kNcm

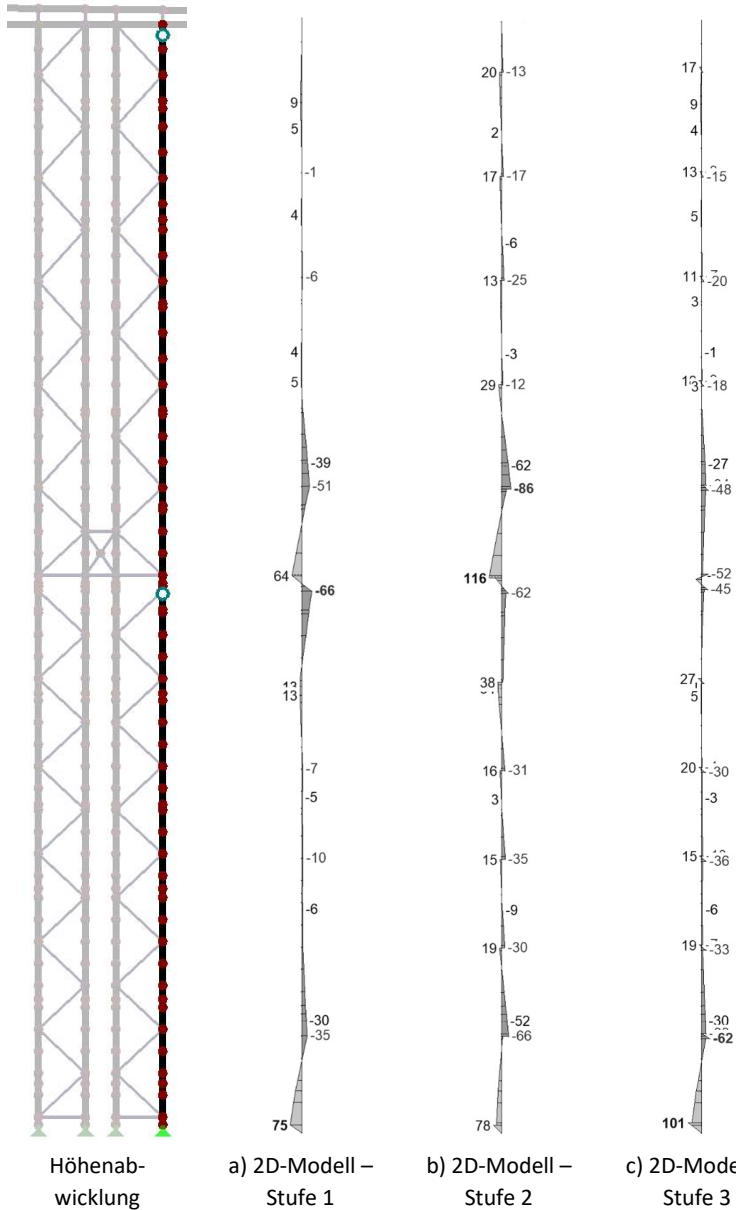


Bild 4.55: Biegemomente $M_{y,Ed}$ [kNm] im Grenzzustand der Tragfähigkeit für die Stütze des Innenrahmens in Zeile Z22 für 2D-Modelle der Stufe 1-3

Bei einem minimalen Widerstandsmoment der Ω -förmigen Stützen in Block 1 von $W_{y,\min} = 27 \text{ cm}^3$ ergeben sich zusätzliche Normalspannungen von maximal $\Delta\sigma_x \approx 20 \text{ N/mm}^2$ im Bereich der Rahmenkopplung bzw. $\Delta\sigma_x \approx 10 \text{ N/mm}^2$ an den Rahmenfußpunkten. Im Allgemeinen können Spannungszuwächse in diesen Größenordnungen bei der Bemessung vernachlässigt werden, zumal sie im Bereich der Rahmenkopplung nicht mit den maximalen Normalkräften zusammenfallen.

Es lässt sich abschließend festhalten, dass die realitätsnahe Erfassung der Schubsteifigkeit der Ständerrahmen eine im Vergleich zur Anschlussmodellierung wesentlich höhere Bedeutung für die sichere und wirtschaftliche Auslegung von Regaltragwerken hat. Der Mehraufwand bei der Erstellung von FE-Modellen der Stufen 2 bis 4 kann im Einzelfall dennoch sinnvoll sein, insbesondere wenn die Kopfauslenkungen im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit die zulässigen Grenzwerte geringfügig überschreiten.

4.4.5 Zusammenfassung

Die Untersuchungen der Regaltragwerke haben aufgezeigt, dass sekundäre Tragglieder einen positiven Einfluss auf das Trag- und Verformungsverhalten haben können. Schon sehr geringe Drehfedersteifigkeiten bei den Anschlusspunkten bzw. kleine Biegesteifigkeiten der sekundären Tragglieder können eine Gabellagerung für die Stützenquerschnitte darstellen und die Torsionsverformungen bei der Anschlusskonfiguration Lippe an Lippe reduzieren. Der positive Einfluss kann aber nur bedingt ausgenutzt werden, da die Lage der sekundären Bauteile aufgrund der von den Nutzern geforderten Flexibilität in der Regel nicht auf die Fachwerkknoten abgestimmt werden kann. Der Ansatz aus E DIN EN 15512 [R29], nach dem die wirksame Querschnittsfläche der Füllstäbe vereinfachend mit 5 % des Bruttoquerschnittes angesetzt werden darf, konnte in guter Übereinstimmung bestätigt werden. Dies gilt nicht für einen Eins-zu-eins Übertrag der Ergebnisse aus Rahmenschubversuchen, da der Einfluss der Störstellen zu einer Unterschätzung der Schubsteifigkeit der Ständerrahmen führt. Mithilfe der Untersuchungen an den räumlichen Gesamtsystemen konnte gezeigt werden, dass durch die sekundären Tragglieder horizontale Beschickungslasten anteilig auch über die benachbarten Ständerrahmen abgetragen werden. Die Kopfauslenkungen fallen dabei um bis zu 10 % kleiner aus, wenn nur die Biegesteifigkeit der sekundären Bauteile angesetzt wird. Wird bei den Betrachtungen die Schubsteifigkeit der eingelagerten Paletten mit einbezogen, ergeben sich sogar bis zu 20 % geringere Kopfauslenkungen.

Aus den durchgeführten Sensitivitätsstudien zum Einfluss der Anschlusszentritäten lässt sich schlussfolgern, dass sich der Mehraufwand bei der Erstellung des

FE-Modells günstig auf die rechnerischen Verformungen auswirkt. Für das betrachtete Quersystem eines Hochregallagers in Silobauweise haben sich um bis zu 10 % geringere Kopfauslenkungen eingestellt, was dazu beitragen kann, die hohen Anforderungen im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit für Regalklasse 100/200 nachweisen zu können. Allerdings ist der Einfluss der realitätsnahen Berücksichtigung der Schubsteifigkeit der Ständerrahmen und der möglichen Anteile der schlupfbedingten Verformungen wesentlich größer. Wie auch beim freistehenden Regaltragwerk festgestellt, ist der direkte Übertrag einer aus Rahmenschubversuchen folgenden wirksamen Querschnittsfläche nicht zielführend, es sei denn, der Einfluss der Störstellen wird – wie in Kapitel 5.4 dargestellt – eliminiert. Die Schubsteifigkeit der Ständerrahmen wirkt sich nicht nur auf die Verformungen des Regaltragwerks aus, sondern auch auf die Beanspruchungen im Grenzzustand der Tragfähigkeit. Eine Überschätzung der Schubsteifigkeit kann zu einer nicht konservativen Auslegung des Regaltragwerks führen. Als besonders sensibel haben sich hier die Außenrahmen erwiesen, bei denen die Beanspruchungen für das untersuchte System um bis zu 20 % höher ausgefallen sind. Dabei spielen auch weitere Faktoren, zum Beispiel die Biegesteifigkeit des durchlaufenden Dachbinders, die Steifigkeit der Rahmenkopplung oder auch etwaige Nachgiebigkeiten in den Fachwerkknoten der Außenrahmen ebenso wie schlupfbedingte Verformungen bei den Innenrahmen, eine Rolle. Im Hinblick auf die Versatzmomente aus den Anschlussexzentrizitäten haben die Sensitivitätsstudien gezeigt, dass eine aufwendigere Modellbildung der Stufen 2 bis 4 nicht zwingend erforderlich ist. Die für die Bemessung maßgebenden Biegemomente liegen im Bereich der Rahmenkopplung bzw. am Fuß der Regalkonstruktion und sind Folge der horizontalen Fachwerkstäbe und damit weitestgehend entkoppelt von der Wirkung der Anschlussexzentrizitäten.

Da die Untersuchungen in der vorliegenden Arbeit nur zwei exemplarisch ausgewählte Regaltragwerke umfassen, bedarf es weiterführender Untersuchungen, um die gewonnenen Erkenntnisse abzusichern.

5 Entwicklung eines analytischen Modells

5.1 Zielsetzung und Lösungsweg

Als ein wesentliches Ziel der vorliegenden Arbeit ist die Entwicklung eines analytischen Modells zur realitätsnahen Bestimmung der Schubsteifigkeit von Ständerrahmen formuliert worden. Um dieses Ziel zu erreichen, sind zunächst mithilfe der umfassenden experimentellen und numerischen Untersuchungen zum Trag- und Verformungsverhalten der Ständerrahmen die wesentlichen, die Schubsteifigkeit beeinflussenden Faktoren identifiziert worden. Damit wurden die Grundlagen geschaffen, die Ständerrahmen insgesamt acht Komponenten zu zerlegen, für die es nun im nächsten Schritt gilt, mechanische Modelle zu entwickeln, die das Trag- und Verformungsverhalten der Komponenten beschreiben. Jede Komponente kann dabei als eine Wegfeder mit einer bestimmten Federsteifigkeit interpretiert werden. Die Federsteifigkeit – in Analogie zur Komponentenmethode im Folgenden immer als Steifigkeitskoeffizient k_i bezeichnet – ist aus den mechanischen Modellen abzuleiten. Wo dies aufgrund des komplexen Trag- und Verformungsverhaltens, wie bei den Lochleibungsbeanspruchungen der dünnwandigen Bleche, nur bedingt möglich ist, kann alternativ auf numerisch oder experimentell bestimmte Steifigkeitskoeffizienten zurückgegriffen werden. Aus den Steifigkeitskoeffizienten und der Ausrichtung der Wegfedern lassen sich im nächsten Schritt Bestimmungsgleichungen für die anteiligen Schubsteifigkeiten $S_{D,Ki}$ der einzelnen Komponenten entwickeln, die analog zu einer Reihenschaltung von Federn nach Gleichung (5.1) zur Schubsteifigkeit des Ständerrahmens S_D zusammengefasst werden können.

$$S_D = \frac{1}{\sum_i \frac{1}{S_{D,Ki}}} \quad (5.1)$$

Der aufgezeigte Lösungsweg und die Bestimmung der Schubsteifigkeit für mehr als eine relevante Komponente ist nicht neu entwickelt worden. Er wird zum Beispiel seit Langem für die Ermittlung der Schubsteifigkeit von Z-förmigen Fachwerken angewandt, wobei in der Regel nur die axialen Längenänderungen der Pfosten und Diagonalen erfasst werden, vgl. z. B. DIN EN 15512, Anhang G [R12]. Wie die auf die Arbeiten von *Engesser* [21] zurückgehenden Gleichungen um zusätzliche Komponenten erweitert werden können, haben *Ramm* und *Uhlmann* in [74] bereits aufgezeigt. Die Anwendung und Erweiterung der theoretischen Grundlagen auf die besonderen Belange der für den Regalbau typischen Ständerrahmen sind bisher

nicht durchgeführt worden und erfolgen erstmals umfassend im Rahmen der vorliegenden Arbeit und in enger Anbindung an das FOSTA-Forschungsprojekt P1078 [106]. Bei der Entwicklung der Bestimmungsgleichungen für die anteiligen Schubsteifigkeiten ist neben den Geometrieparametern die Orientierung der zur betrachtenden Komponente korrespondierenden Wegfeder von entscheidender Bedeutung. Für Komponenten mit identisch ausgerichteten Wegfedern kann – nach Substitution des Steifigkeitskoeffizienten – auf die gleichen Bestimmungsgleichungen für die anteilige Schubsteifigkeit zurückgegriffen werden. Um diese Analogien anwenden zu können, werden in Kapitel 5.3 auch die Herleitungen der aus der Fachliteratur und Normung bekannten Gleichungen dargestellt.

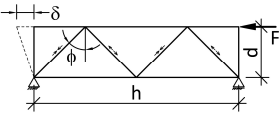
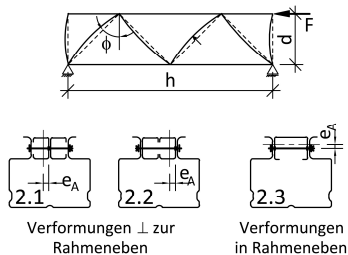
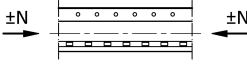
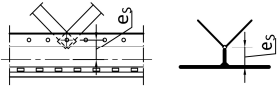
Die Anwendung der Gleichung (5.1) setzt voraus, dass die betrachteten Ständerrahmen aus einer Reihe gleichförmiger Aussteifungsfelder bestehen und dass der Einfluss von etwaigen Störstellen, wie der Endpfosten bei D-förmigen Fachwerken, vernachlässigbar klein ist. Für die Geometrien der Prüfkörper von Rahmenschubversuchen ist diese Bedingung zumeist nicht erfüllt, und der Einfluss von Störstellen ist gesondert zu betrachten. Die sich hieraus ergebenden Fragestellungen werden in Kapitel 5.4 behandelt, bevor das in der Arbeit entwickelte analytische Modell in Kapitel 5.5 mithilfe der verfügbaren Daten von Rahmenschubversuchen verifiziert wird. Da die Ergebnisse von Rahmenschubversuchen immer integral alle Einflussfaktoren beinhalten, können zwei gegenläufige Fehler bei der Bildung des analytischen Modells nur schwer anhand von Quervergleichen zu Versuchsergebnissen identifiziert werden. Daher erfolgt parallel zur Modellbildung eine Verifikation von einzelnen Komponenten über die numerischen Untersuchungen in den Kapiteln 4.2 und 4.3 sowie die Komponentenversuche in Kapitel 3.3. Den Abschluss von Kapitel 5 bilden eine kurze Zusammenfassung und Bewertung des entwickelten analytischen Modells.

5.2 Modellvorstellung und Definition der Komponenten

Für die Entwicklung des analytischen Modells ist eine gedankliche Zerlegung der Ständerrahmen in bis zu acht Komponenten eingeführt worden, wobei jede der definierten Komponenten ein Verformungspotenzial aufweist und damit einen Anteil zur Schubsteifigkeit der Ständerrahmen liefert. Die Definition der Komponenten erfolgte auf Grundlage der umfassenden experimentellen und numerischen Untersuchungen aus Kapitel 3 und 4 sowie der Erkenntnisse, die Forscher – wie *Sajja*, *Rasmussen* oder auch *Baldassino* – zusammengetragen haben, vgl. Kapitel 2.5.2. Der gewählte Ansatz für die Modellbildung entspricht dem bekannten

Vorgehen aus der Komponentenmethode nach DIN EN 1993-1-8 [R19] und stellt eine Erweiterung der Schubtheorie von *Timoshenko* dar. Die Arbeiten von *Timoshenko* sind über die Komponente K1 in das analytische Modell eingebunden. Die Komponenten K2 bis K8 umfassen die Erweiterung und behandeln die bisher nicht berücksichtigten weiteren Verformungspotenziale der Ständerrahmen. Eine Übersicht über die acht definierten Komponenten zeigt Tabelle 5.1. Die auf D-förmige Fachwerke beschränkte Darstellung bei den Komponenten K1 und K2 ist nur exemplarisch gewählt worden. Das Grundprinzip ist offen formuliert und kann auch auf Z- und X-förmige Fachwerke übertragen oder auch um weitere Komponenten ergänzt werden, wenn aufgrund von konstruktiven Besonderheiten zusätzliche Verformungspotenziale gegeben sind.

Tabelle 5.1: Definition der Komponenten zur Bestimmung der Schubsteifigkeit

Komponente	Piktogramm
<p>K1</p> <p>Stauchung und Dehnung der Füllstäbe infolge der Stabnormalkräfte</p>	
<p>K2</p> <p>Biegeverformungen der Füllstäbe infolge der Anschluss-exzentrizitäten</p>	 <p>Verformungen \perp zur Rahmenebene Verformungen in Rahmenebene</p>
<p>K3</p> <p>Stauchung und Dehnung der Stützen infolge der Stabnormalkräfte</p>	
<p>K4</p> <p>Biegeverformungen der Stützen infolge der Anschluss-exzentrizitäten</p>	

Fortsetzung von Tabelle 5.1

Komponente		Piktogramm
K5	Schubverformungen der Stützen infolge der lokalen Querkraftbeanspruchungen (nur Einzelanschlüsse)	
K6	Anschlussverformungen der Stützen (nicht bei Rücken an Rücken an Rücken-Anschlüssen)	
K7	Lochleibungsverformungen im Anschlussbereich	
K8	Biege- und Scherverformungen der Schrauben	

Wie aus Tabelle 5.1 hervorgeht, hängt von der Konstruktion der Ständerrahmen und der Ausbildung der Anschlüsse ab, welche der definierten Komponenten zu berücksichtigen sind. Wenn zum Beispiel ein Ständerrahmen mit Einzelanschlüssen vorliegt, bei dem die Schwerelinie der Füllstabquerschnitte mit der Schraubenachse zusammenfällt, ist keine planmäßige Exzentrizität vorhanden. Unterstellt man ein perfektes System, ergeben sich keine Biegeverformungen, und die Komponente K2 kann unberücksichtigt bleiben. Bei Ständerrahmen mit den Anschlusskonfigurationen Rücken an Rücken und der Komponente K5 verhält es sich ähnlich. Da in diesen Fällen keine Querkräfte über die Stützenquerschnitte zu übertragen sind, ist die Komponente K5 inaktiv. Die Komponente K1, welche die Dehnungen der Füllstäbe erfasst, ist hingegen grundsätzlich bei jedem Ständerrahmen – unabhängig von der Anschlussausbildung – aktiv und zu berücksichtigen.

5.3 Herleitung der Steifigkeitskoeffizienten und der zugehörigen Schubsteifigkeiten

In den nachfolgenden Kapiteln werden die mechanischen Modelle entwickelt sowie die Bestimmungsgleichungen für die Steifigkeitskoeffizienten und die anteiligen Schubsteifigkeiten hergeleitet. Die Abfolge orientiert sich an der fortlaufenden Nummerierung der Komponenten. Dabei wird zur Strukturierung folgende Nomenklatur verwendet:

K_i	Bezeichnung für die Komponente mit der Nummer $i = 1 \dots 8$
k_i	Steifigkeitskoeffizient der Komponente K_i
η_i	Korrekturfaktoren oder Formbeiwerte zur Komponente K_i
S_{D,K_i}	anteilige Schubsteifigkeit der Komponente K_i

Die Korrekturfaktoren und Formbeiwerte η_i kommen immer dann zur Anwendung, wenn für das Aufstellen der Bestimmungsgleichungen der Schubsteifigkeiten Analogien zu Komponenten mit gleich ausgerichteten Wegfedern ausgenutzt werden, aber Anpassungsbedarf im Hinblick auf die Einbindung der Steifigkeitskoeffizienten besteht. Hierauf wird an entsprechender Stelle im Detail eingegangen. Sofern erforderlich, werden in der vorliegenden Arbeit die Indizes erweitert, um spezifizieren zu können, ob es sich um Anteile der Stützen (= „S“), Diagonalen (= „D“) oder Pfosten (= „P“) handelt.

5.3.1 Komponente K1 – axiale Dehnung der Füllstäbe

5.3.1.1 Allgemeines

Die Komponente K1 erfasst die Stauchungen und Dehnungen der Füllstäbe infolge der Stabnormalkräfte. Für linear elastisches Materialverhalten kann der Quotient aus der Dehnsteifigkeit der Füllstäbe und der Stablänge als Steifigkeitskoeffizient k_{1D} interpretiert werden. Die Grundlage hierfür bildet das Hookesche Gesetz, nach dem die elastischen Verformungen ΔL proportional zur einwirkenden Belastung N sind, vgl. Bild 5.1.

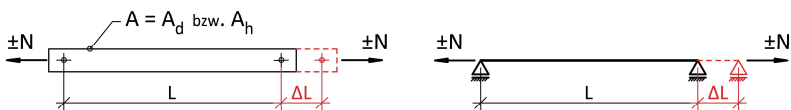


Bild 5.1: Grundlage für die Herleitung des Steifigkeitskoeffizienten der Komponente K1

Aus der zur Stabkraft proportionalen Längenänderung der Füllstäbe kann im nächsten Schritt auf den Gleitwinkel γ bzw. die zugehörige Schubsteifigkeit $S_{D,K1}$ zurückgeschlossen werden. Wie eingangs erläutert, hat Engesser [21] die ersten theoretischen Ausarbeitungen hierzu bereits um 1890 verfasst. Die Herleitungen in den Kapiteln 5.3.1.2 und 5.3.1.3 führen folgerichtig zu den bekannten Gleichungen zur Erfassung der reduzierten Schubsteifigkeit von fachwerkartigen Strukturen, die auch in den einschlägigen Normen und Regelwerken für den Stahlbau zu finden sind. Die Herleitungen erfolgen an Fachwerkausschnitten, die jeweils ein Aussteifungsfeld umfassen. Die Gleichungen für die Schubsteifigkeiten gelten somit streng genommen nur für regelmäßige Fachwerke mit konstanten Neigungswinkeln der Diagonalen und einem vernachlässigbaren Einfluss von etwaigen Störstellen. Bei Z-Fachwerken ist neben dem Einfluss der Diagonalen auch zu berücksichtigen, dass die axialen Verformungen der Pfosten, die Bestandteil eines jeden Aussteifungsfeldes sind, die Schubsteifigkeit beeinflussen.

5.3.1.2 Herleitung der anteiligen Schubsteifigkeit der Diagonalen

Für die Herleitung der Schubsteifigkeit wird das in Bild 5.2 dargestellte System verwendet, das ein Aussteifungsfeld eines Ständerrahmens umfasst.

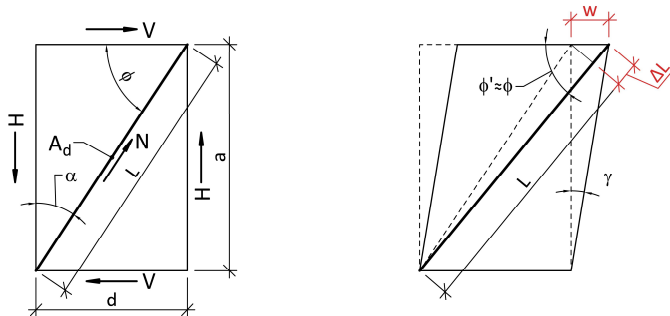


Bild 5.2: Systemskizze und geometrische Beziehungen für die Komponente K1 (Diagonalen)

In Anlehnung an die DIN EN 15512 [R12] wird bei den nachfolgenden Herleitungen der Winkel ϕ zwischen den Diagonalen und Pfosten zugrunde gelegt. In anderen Regelwerken, zum Beispiel der DIN 18800-2 [R5] oder auch der Fachliteratur wie Petersen „Stahlbau“ [71], wird der Neigungswinkel α zwischen den Diagonalen und Stützen verwendet, was zu etwas abweichenden Formulierungen bei den Winkel-funktionen führt. Grundsätzlich kann anstelle des Neigungswinkels der Diagonalen auch direkt auf die Geometrieparameter des betrachteten Fachwerkausschnittes

zurückgegriffen werden, wie es in den Ausführungen zu mehrteiligen Stäben in DIN EN 1993-1-1 [R15] erfolgt. Unabhängig vom gewählten Ansatz lassen sich die Gleichungen aber ineinander überführen und liefern die gleichen Schubsteifigkeiten.

Wie in Bild 5.2 dargestellt, folgt aus der Stabkraft N eine Längenänderung ΔL der Diagonalen, damit verbunden stellt sich ein Gleitwinkel γ ein, über den die Schubsteifigkeit entsprechend der allgemeinen Definition:

$$\gamma = 1 \quad \Leftrightarrow \quad V = S_{D,K1D} \quad (5.2)$$

abgeleitet werden kann. Dies gilt unabhängig davon, ob es sich um ein D-, Z- oder X-Fachwerk handelt. Zunächst muss die Längenänderung ΔL infolge der Stabkraft N bestimmt werden:

$$\Rightarrow \quad \Delta L = \varepsilon \cdot L = \frac{N}{EA_d} \cdot L \quad (5.3)$$

Der Quotient aus der Dehnsteifigkeit der Diagonale und der Stablänge kann, wie zu Beginn des Kapitels erläutert, als **Steifigkeitskoeffizient k_{1D}** interpretiert werden:

$$\Rightarrow \quad k = F/\delta = N/\Delta L \quad \text{Steifigkeitskoeffizient allgemein} \quad (5.4)$$

$$\Rightarrow \quad k_{1D} = \frac{EA_d}{L} \quad (5.5)$$

Die Normalkraft im Stab kann abhängig von der Querkraft V und dem Neigungswinkel ϕ der Diagonalen mit Gleichung (5.6) bestimmt werden.

$$\Rightarrow \quad N = \frac{V}{\cos \phi} \quad (5.6)$$

Unter der Voraussetzung kleiner Winkeländerungen $\phi \approx \phi'$ kann aus der Längenänderung ΔL auf die Verschiebung w zurückgeschlossen werden:

$$\Rightarrow \quad \Delta L = \cos \phi \cdot w \quad (5.7)$$

Setzt man nun Gleichung (5.6) und (5.7) in Gleichung (5.3) ein, erhält man nach Umstellung folgenden Ausdruck:

$$\Rightarrow \quad w = \frac{V \cdot L}{\cos^2 \phi \cdot EA_d} \quad (5.8)$$

Der Gleitwinkel γ kann in Abhängigkeit der Verschiebung w und der Länge a des Fachwerkausschnittes als $\gamma = w/a$ angeschrieben werden, sodass aus Gleichung (5.8) des Weiteren folgt:

$$\Rightarrow \gamma \cdot a = \frac{V \cdot L}{\cos^2 \phi \cdot EA_d}$$

$$\Leftrightarrow \gamma = \frac{V \cdot L}{a \cdot \cos^2 \phi \cdot EA_d} \quad (5.9)$$

Mit Bezug auf die allgemeinen Definition der Schubsteifigkeit nach Gleichung (5.2) und $a/L = \sin \phi$ ergibt sich mit (5.11) die aus DIN EN 15512 bekannte Gleichung zur Bestimmung der Schubsteifigkeit bei D-Fachwerken:

$$\Rightarrow 1 = \frac{S_{D,K1D} \cdot L}{a \cdot \cos^2 \phi \cdot EA_d}$$

$$\Leftrightarrow S_{D,K1D} = \underbrace{\frac{EA_d}{L}}_{k_1} \cdot \cos^2 \phi \cdot a \quad (5.10)$$

$$\Leftrightarrow S_{D,K1D} = EA_d \cdot \cos^2 \phi \cdot \sin \phi \quad (5.11)$$

Der in Gleichung (5.10) festgehaltene Zwischenschritt kann bei nachfolgenden Komponenten mit gleich ausgerichteten Wegfedern – zum Beispiel bei der Komponente K2 – wieder aufgegriffen werden. Die Gleichung zur Bestimmung der Schubsteifigkeit kann in dem Fall nach der Substitution des Steifigkeitskoeffizienten direkt angeschrieben werden.

5.3.1.3 Herleitung der anteiligen Schubsteifigkeit der Pfosten

Für die Herleitung der anteiligen Schubsteifigkeit der Pfosten wird auf den in Bild 5.3 skizzierten Fachwerkausschnitt zurückgegriffen.

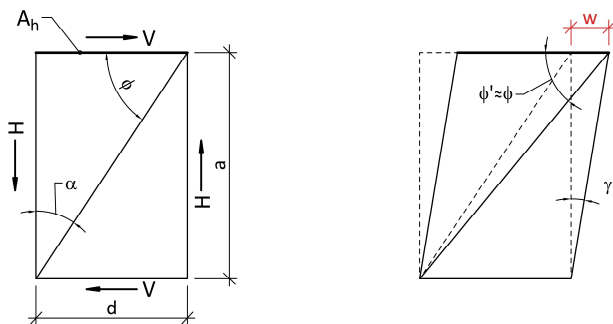


Bild 5.3: Systemskizze und geometrische Beziehungen für die Komponente K1 (Pfosten)

Sinngemäß zu den Ausführungen in Kapitel 5.3.1.2 wird für die weiteren Herleitungen auf die Längenänderung $\Delta L = w$ der Pfosten infolge der einwirkenden Querkraft V zurückgegriffen:

$$\Rightarrow \Delta L = w = \varepsilon \cdot d = \frac{V}{EA_h} \cdot d \quad (5.12)$$

Der **Steifigkeitskoeffizient** k_{1P} für die Pfosten ergibt sich aus dem Quotienten der Dehnsteifigkeit und der Länge der Pfosten.

$$\Rightarrow k_{1P} = \frac{EA_h}{d} \quad (5.13)$$

Mit der Beziehung $\gamma = w/a$ und der Definition aus Gleichung (5.2) folgt:

$$\begin{aligned} \Rightarrow \gamma \cdot a &= \frac{V \cdot d}{EA_h} \\ \Leftrightarrow 1 \cdot a &= \frac{S_{D,K1P} \cdot d}{EA_h} \\ \Leftrightarrow S_{D,K1P} &= \frac{EA_h}{\underbrace{d}_{k_{1P}}} \cdot a \end{aligned} \quad (5.14)$$

Die Gleichung (5.14) kann – sinngemäß wie bei Gleichung (5.10) dargelegt – nach der Substitution des Steifigkeitskoeffizienten für die Bestimmung der Schubsteifigkeit weitere Komponenten mit gleich ausgerichteten Wegfedern verwendet werden. Mit der Beziehung $a/d = \tan \phi$ kann Gleichung (5.14) weiter umgeformt werden, und es ergibt sich die in Bild G.2 der DIN EN 15512 angegebenen Gleichung:

$$\Rightarrow S_{D,K1P} = EA_h \cdot \tan \phi \quad (5.15)$$

Für die Schubsteifigkeit von Ständerrahmen mit Z-förmigen Ausfachungen muss der Anteil aus den Diagonalen nach Gleichung (5.11) und aus den Pfosten nach Gleichung (5.15) analog zu einer Reihenschaltung von Federn zu einer äquivalenten Schubsteifigkeit zusammengefasst werden. Anders als bei einer Parallelschaltung von Federn, bei der die äquivalente Federsteifigkeit aus der Summe der einzelnen Federsteifigkeiten nach Gleichung (5.16) gebildet wird, muss bei einer Reihenschaltung die Summe über die Kehrwerte nach Gleichung (5.17) gebildet werden.

Hieraus folgt, dass bei einer Reihenschaltung jede zusätzliche Feder zu einer Reduktion der äquivalenten Federsteifigkeit führt.

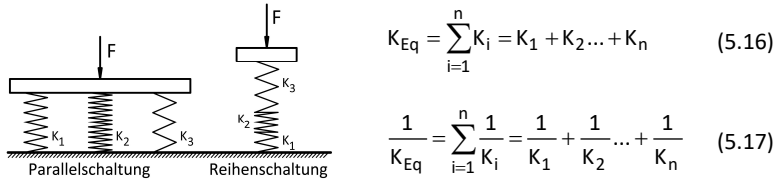


Bild 5.4: Äquivalente Federsteifigkeiten bei Parallel- und Reihenschaltung von Federn

Übertragen auf die Schubsteifigkeit der Ständerrahmen ergibt sich für Z-Fachwerke:

$$\Rightarrow \frac{1}{S_{D,ges.}} = \frac{1}{S_{dd}} + \frac{1}{S_{dh}} = \underbrace{\frac{1}{EA_d \cos^2 \phi \cdot \sin \phi}}_{\text{Diagonalen}} + \underbrace{\frac{1}{EA_h \cdot \tan \phi}}_{\text{Pfosten}} \quad (5.18)$$

Für D-Fachwerke gilt $1/S_{dh} = 0$ und Gleichung (5.18) reduziert sich auf den in Gleichung (5.11) angegebenen Term.

Das Konzept zur Bestimmung der Schubsteifigkeit von fachwerkartigen Strukturen mit mehr als einem relevanten Einflussfaktor kann aufgrund der Analogie zur Reihenschaltung von Federn erweitert werden, sofern bei den Herleitungen immer auf den Gleitwinkel γ entsprechend der Definition in Bild 5.2 bzw. Bild 5.3 zurückgegriffen wird. Diesen Ansatz haben zum Beispiel *Ramm* und *Uhlmann* in [74] im Kontext von elastischen Nachgiebigkeiten bei den Anschlüssen von Gitterstäben und *Godley* und *Beale* in [35] im Kontext von Biegeverformungen bei exzentrischen Anschlüssen der Diagonalen und Pfosten bereits verwendet.

Aus der Reihenschaltung der einzelnen Federn bzw. Steifigkeitskoeffizienten folgt des Weiteren, dass die Schubsteifigkeit von Ständerrahmen nur gering von Komponenten beeinflusst wird, deren Steifigkeit signifikant höher liegt als die der weiteren im betrachteten Rahmen aktiven Komponenten. Dies eröffnet die Möglichkeit Ständerrahmen gezielt im Hinblick auf eine hohe Schubsteifigkeit zu optimieren. In Kapitel 7 wird hierauf genauer eingegangen und aufgezeigt, welche Optimierungspotenziale die einzelnen Komponenten besitzen.

5.3.2 Komponente K2 – Biegeverformungen der Füllstäbe

5.3.2.1 Allgemeines

In der Komponente K2 werden die Biegeverformungen der Füllstäbe infolge der Exzentrizitäten der Schraubanschlüsse bezogen auf den Schwerpunkt der in der Regel C-förmigen Querschnitte erfasst. Bei den Anschlusskonfigurationen Lippe an Lippe und Rücken an Rücken lassen sich diese Exzentrizitäten nicht vermeiden, sodass die Komponente K2 hier immer aktiv ist. Bei Fachwerken mit Einzelanschlüssen kann die Schwerelinie des Schraubanschlusses zwar in den Schwerpunkt des Füllstabquerschnittes gelegt werden, zumeist wird diese Option aus konstruktiven Gründen aber nicht genutzt.

Die Biegeverformungen der Füllstäbe können, wie in der nachfolgenden Abbildung schematisch dargestellt, in den Verformungsanteil aus der reinen Biegung (ΔL_{M1}) und in die Stabverkürzung infolge der Biegung (ΔL_{M2}) gegliedert werden.

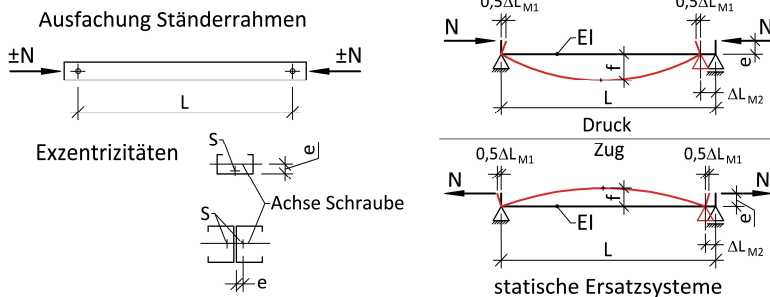


Bild 5.5: Gliederung der anteiligen Biegeverformungen für das analytische Konzept

In den weiteren theoretischen Ausarbeitungen werden im nachfolgenden Kapitel 5.3.2.2 zunächst die reinen Biegeverformungen betrachtet. Auf die in der Regel sehr geringen Verformungsanteile aus den Stabverkürzungen wird anschließend in Kapitel 5.3.2.3 eingegangen. Da die Biegeverformungen Längenänderungen in Achsrichtung der Füllstäbe darstellen, kann für die Ableitung der Schubsteifigkeiten auf die Grundgleichungen (5.10) und (5.14) aus der Komponente K1 zurückgegriffen werden. Dabei muss nur der Steifigkeitskoeffizient k_1 durch k_2 substituiert werden. Für die Herleitung der Gleichungen für den Steifigkeitskoeffizienten k_2 wird vereinfachend von einem beidseitig gelenkig gelagerten Stab ausgegangen, was für die Einzelanschlüsse und nicht vorgespannten Schrauben bzw. für die vernachlässigbare Kraftübertragung über Reibschluss zutreffend ist. Bei den Anschlusskonfigurationen Lippe an Lippe und Rücken an Rücken resultieren aus den

Exzentrizitäten Biegeverformungen senkrecht zur Rahmenebene. Hierbei kann sich – anders als bei den Biegeverformungen in der Rahmenebene – eine günstig wirkende Teileinspannung der Füllstäbe in den Fachwerkknoten einstellen. Um diesen Effekt im analytischen Modell näherungsweise erfassen zu können, sind numerische Untersuchungen durchgeführt worden. Aus den dabei gewonnenen Erkenntnissen ist ein Beiwert η_2 abgeleitet worden, mit dem die Teileinspannung der Füllstäbe bei der Anschlusskonfiguration Rücken an Rücken bewertet werden kann. Die numerischen Untersuchungen sind in Kapitel 4.2.3.1 zu finden.

5.3.2.2 Verformungsanteile aus den reinen Biegeverformungen ohne Stabverkürzung

Bleiben die Verformungsanteile infolge der Stabverkürzung außer Betracht, und unterstellt man für die Exzentrizität mit dem Hebelarme e einen biegestarren Querschnitt, ergibt sich folgendes statisches Ersatzsystem:

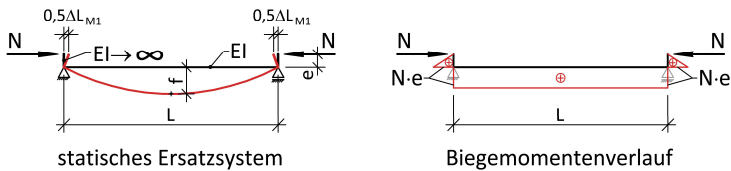


Bild 5.6: Statisches Ersatzsystem für die Herleitung des Steifigkeitskoeffizienten $k_{2,1}$

Aus der Überlagerung der Biegemomentenverläufe infolge der exzentrischen angreifenden Normalkraft und einer „1“-Last lässt sich über den Arbeitssatz die gesuchte Längenänderung ΔL_{M1} bestimmen:

$$\Rightarrow \Delta L_{M1} = \int_L \frac{MM}{EI} dx = \frac{N \cdot e \cdot 1 \cdot e}{EI} \cdot L = \frac{N \cdot e^2 \cdot L}{EI} \quad (5.19)$$

Die Gleichung (5.19) haben *Godley* und *Beale* bereits 2008 bei ihren Untersuchungen zum Einfluss von schlupfbedingten Verformungen in [35] angegeben, vgl. Seite 93 in Kapitel 2.5.2. Aus der allgemeinen Definition nach Gleichung (5.4) ergibt sich für die reinen Biegeverformungen der **Steifigkeitskoeffizient** $k_{2,1}$:

$$\Rightarrow k_{2,1} = \eta_2 \cdot \frac{EI}{e^2 \cdot L} \quad (5.20)$$

In den Gleichungen (5.19) und (5.20) ist EI die Biegesteifigkeit des betrachteten Füllstabes für die maßgebliche Ausweichrichtung. Der Beiwert η_2 erfasst die mögliche Teileinspannung der Füllstäbe in den Fachwerkknoten. Auf der sicheren Seite liegend kann mit $\eta_2 = 1,0$ gerechnet werden, sofern nicht auf die Ergebnisse der numerischen Untersuchungen in Kapitel 4.2.3.1 zurückgegriffen wird.

Bei der Gleichung (5.20) wird vereinfachend unterstellt, dass sich unabhängig von der Beanspruchung auf Zug oder Druck die gleichen Biegeverformungen einstellen. Soll bei einer genaueren Betrachtung der ungünstige Einfluss von **destabilisierenden Druckkräften** mit erfasst werden, kann dies näherungsweise mithilfe der Durchbiegung Δf_1 in Feldmitte nach Gleichung (5.21) erfolgen.

$$\Rightarrow \Delta f_1 = \frac{M \cdot L^2}{8 \cdot EI} = \frac{N \cdot e \cdot L^2}{8 \cdot EI} \quad (5.21)$$

Aus der Durchbiegung Δf_1 und der einwirkenden Normalkraft N folgt im ersten Schritt ein zusätzliches Biegemoment ΔM_1 von:

$$\Rightarrow \Delta M_1 = N \cdot e \cdot \left(\frac{N \cdot L^2}{8 \cdot EI} \right) \quad (5.22)$$

Aus dem Biegemoment ΔM_1 folgt durch das Einsetzen in Gleichung (5.21) eine zusätzliche Durchbiegung in Feldmitte Δf_2 :

$$\Rightarrow \Delta f_2 = e \cdot \left(\frac{N \cdot L^2}{8 \cdot EI} \right)^2 \quad (5.23)$$

Der Verformungszuwachs Δf_2 bedingt ein zusätzliches Biegemoment ΔM_2 , welches wiederum eine Durchbiegung Δf_3 hervorruft. Aus diesem Ansatz ergibt sich eine allgemeine Formulierung für die zusätzlichen Biegemomente ΔM_n :

$$\Rightarrow \Delta M_n = N \cdot e \cdot \left(\frac{N \cdot L^2}{8 \cdot EI} \right)^n \quad (5.24)$$

bzw. auch für die Verformungszuwächse Δf_n :

$$\Rightarrow \Delta f_n = e \cdot \left(\frac{N \cdot L^2}{8 \cdot EI} \right)^n \quad (5.25)$$

Wird für das Biegemoment M_0 folgender Ausdruck verwendet:

$$\Rightarrow M_0 = N \cdot e \cdot \left(\frac{N \cdot L^2}{8 \cdot EI} \right)^0 \quad (5.26)$$

kann das maximale Biegemoment für Druckbeanspruchungen nach Theorie II. Ordnung in Stabmitte unter Berücksichtigung der zusätzlichen Verformungsanteile Δf_n als Grenzwert der geometrischen Reihe:

$$\Rightarrow \sum_{n=0}^{\infty} a_0 \cdot q^n = \frac{a_0}{1-q} \quad \text{mit: } a_0 = N \cdot e \quad \text{und} \quad q = \frac{N \cdot L^2}{8 \cdot EI} \quad (5.27)$$

wie folgt bestimmt werden:

$$\Rightarrow M_{II, \text{Druck}} = \sum_{n=0}^{\infty} N \cdot e \cdot \left(\frac{N \cdot L^2}{8 \cdot EI} \right)^n = N \cdot e \cdot \frac{1}{1 - \frac{N \cdot L^2}{8 \cdot EI}} \quad (5.28)$$

Für die Berechnung der Verformungen in Feldmitte – exklusive der Anschlusszentrität $e = f_0$ – kann ebenfalls auf den Grenzwert der geometrischen Reihe zurückgegriffen werden, und man erhält folgende Bestimmungsgleichung:

$$\begin{aligned} \Rightarrow f_{II, \text{Druck}} &= \sum_{n=0}^{\infty} e \cdot \left(\frac{N \cdot L^2}{8 \cdot EI} \right)^{n+1} = \sum_{n=1}^{\infty} e \cdot \left(\frac{N \cdot L^2}{8 \cdot EI} \right)^n = \sum_{n=0}^{\infty} \left[e \cdot \left(\frac{N \cdot L^2}{8 \cdot EI} \right)^n \right] - e \\ \Leftrightarrow f_{II, \text{Druck}} &= e \cdot \left(\frac{1}{1 - \frac{N \cdot L^2}{8 \cdot EI}} - 1 \right) \end{aligned} \quad (5.29)$$

Wird das Biegemoment nach Gleichung (5.28) in (5.19) eingesetzt, ergeben sich die von der einwirkenden Druckkraft – hier mit positivem Vorzeichen behaftet – abhängige Verformung ΔL_{M1} und unter Anwendung von Gleichung (5.4) der nicht mehr von der Beanspruchung entkoppelte Steifigkeitskoeffizient:

$$\Rightarrow \Delta L_{M1}^{\text{Druck}} = \frac{N \cdot e^2 \cdot L}{EI} \cdot \frac{1}{1 - \frac{N \cdot L^2}{8 \cdot EI}} \quad (5.30)$$

$$\Rightarrow k_{2.1}^{\text{Druck}} = \eta_2 \cdot \frac{EI}{e^2 \cdot L} \cdot \underbrace{\left(1 - \frac{N \cdot L^2}{8 \cdot EI} \right)}_A \quad (5.31)$$

Aus der Herleitung von Gleichung (5.31) ergibt sich als Anwendungsgrenze eine Normalkraft von:

$$\Rightarrow N = \frac{8 \cdot EI}{L^2} \quad (5.32)$$

für die der Term A in Gleichung (5.31) und damit auch der Steifigkeitskoeffizient gegen null streben. Diese Normalkraft entspricht der Verzweigungslast des Druckstabes mit zwei gegengleichen Endmomenten $M_0 = N \cdot e$.

An dieser Stelle ist noch anzumerken, dass der gewählte Ansatz eine auf der sicheren Seite liegende Näherung darstellt, da von einem über die Stablänge konstanten Biegemomentenverlauf mit dem aus Gleichung (5.28) folgenden Betrag, ausgegangen wird. Soll der Verlauf des Biegemomentes nach Theorie II. Ordnung genauer erfasst werden, ist in Gleichung (5.19) der Anteil aus der Überlagerung der quadratischen Parabel – wie nachfolgend skizziert – zu eliminieren.

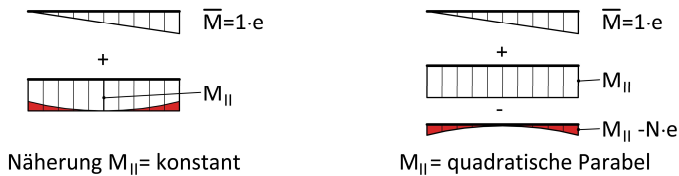


Bild 5.7: Biegemomentenverläufe für die Verformungsberechnungen mit dem Arbeitssatz

Aus der Überlagerung der quadratischen Parabel mit dem Biegemoment aus der 1-Last folgt ein von $\Delta L_{M1}^{\text{Druck}}$ zu subtrahierender Verformungsanteil $\Delta \Delta L_{M1}^{\text{Druck}}$:

$$\Rightarrow \Delta \Delta L_{M1}^{\text{Druck}} = \frac{1}{3} \cdot \frac{N \cdot e^2 \cdot L}{EI} \cdot \left(\frac{1}{1 - \frac{N \cdot L^2}{8 \cdot EI}} - 1 \right) \quad (5.33)$$

Entsprechend den Definitionen in Bild 5.6 beinhaltet Gleichung (5.33) die Summe der an beiden Stabenden zu viel erfassten Verformungsanteile, sodass sich in einem 2. Ansatz folgende Bestimmungsgleichung für den Steifigkeitskoeffizienten ergibt:

$$\Rightarrow k_{2.1}^{\text{Druck}} = \eta_2 \cdot \frac{N}{\Delta L_{M1} - \Delta \Delta L_{M1}^{\text{Druck}}}$$

$$\Leftrightarrow k_{2.1}^{\text{Druck}} = \eta_2 \cdot \frac{EI}{e^2 \cdot L} \cdot \left(\frac{2}{3} \cdot \frac{1}{1 - \frac{N \cdot L^2}{8 \cdot EI}} + \frac{1}{3} \right)^{-1} \quad (5.34)$$

Im Gegensatz zu Druckbeanspruchungen wirken sich **Zugkräfte stabilisierend** und damit günstig auf den Steifigkeitskoeffizienten $k_{2.1}$ aus. Bei der Entwicklung der Bestimmungsgleichungen für die Durchbiegung $f_{II,Zug}$ bzw. für das Biegemoment $M_{II,Zug}$

in Feldmitte ist zu berücksichtigen, dass die Verformungsanteile Δf_n nicht wie bei Druckbeanspruchungen stetig das gleiche Vorzeichen aufweisen. Aus der Anschlusszentrität $e = f_0$ folgt bei Zug eine den Abstand zwischen Stabachse und Lastangriffspunkt reduzierende Verformung bzw. ein M_0 entgegengerichtetes Biegemoment ΔM_1 , das im ersten Schritt vom Biegemoment nach Theorie I. Ordnung zu subtrahieren ist. Die sich aus $M_0 - \Delta M_1$ ergebende Verformung in Stabmitte fällt kleiner aus, und der Abstand zwischen Stabachse und Lastangriffspunkt vergrößert sich um Δf_2 . Das aus diesem Verformungszuwachs resultierende Biegemoment ΔM_2 weist wieder den gleichen Drehsinn wie M_0 auf und vergrößert das Biegemoment in Stabmitte. Im dritten Schritt folgt wieder ein von M_0 zu subtrahierendes Biegemoment ΔM_3 . Diese Abfolge lässt sich beliebig fortsetzen und führt zu folgendem Ausdruck:

$$\Rightarrow M_{II,Zug} = M_0 - \Delta M_1 + \Delta M_2 - \Delta M_3 + \dots + \Delta M_n \quad (5.35)$$

Für die Bestimmung der einzelnen Glieder der Reihe kann auch bei Zugbeanspruchungen auf Gleichung (5.24) zurückgegriffen werden. Mit der Definition für M_0 nach Gleichung (5.26) lässt sich das Biegemoment nach Theorie II. Ordnung mithilfe des Grenzwertes der geometrischen Reihe:

$$\Rightarrow \sum_{n=0}^{\infty} a_0 \cdot q^n \cdot (-1)^n = \frac{a_0}{1+q} \quad \text{mit: } a_0 = N \cdot e \quad \text{und} \quad q = \frac{N \cdot L^2}{8 \cdot EI} \quad (5.36)$$

wie folgt bestimmen:

$$\Rightarrow M_{II,Zug} = \sum_{n=0}^{\infty} N \cdot e \cdot \left(\frac{N \cdot L^2}{8 \cdot EI} \right)^n \cdot (-1)^n = N \cdot e \cdot \frac{1}{1 + \frac{N \cdot L^2}{8 \cdot EI}} \quad (5.37)$$

Anders als bei Druckbeanspruchungen ist für $N > 0$ die geometrische Reihe bzw. Gleichung (5.37) immer konvergent und geht für $N < 0$ in den zuvor für Druckbeanspruchungen hergeleiteten Ausdruck $M_{II,Druck}$ nach Gleichung (5.28) über.

Über den Grenzwert der geometrischen Reihe lässt sich auch eine Bestimmungsgleichung für die Verformung $f_{II,Zug}$ in Feldmitte – entsprechend der Darstellung in Bild 5.5 exklusive der Anschlusszentrität $e = f_0$ – herleiten. Hierzu sind die Verformungszuwächse Δf_n wie folgt zusammenzufassen:

$$\Rightarrow f_{II,Zug} = \Delta f_1 - \Delta f_2 + \Delta f_3 + \dots + \Delta f_n \quad (5.38)$$

Für Δf_n kann auch bei Zugbeanspruchungen auf Gleichung (5.25) zurückgegriffen werden, hieraus ergibt sich dann:

$$\Rightarrow f_{II,Zug} = \sum_{n=1}^{\infty} -e \cdot \left(\frac{N \cdot L^2}{8 \cdot EI} \right)^n \cdot (-1)^n = e + \sum_{n=0}^{\infty} -e \cdot \left(\frac{N \cdot L^2}{8 \cdot EI} \right)^n \cdot (-1)^n$$

$$\Leftrightarrow f_{II,Zug} = e \cdot \left(1 - \frac{1}{1 + \frac{N \cdot L^2}{8 \cdot EI}} \right) \quad (5.39)$$

Für $N \rightarrow \infty$ folgt aus Gleichung (5.39) ein Grenzwert von $f_{II,Zug} = e$. Anschaulich heißt dies, der Abstand zwischen der Stabachse und den Lastangriffspunkten strebt für $N \rightarrow \infty$ gegen null, und es wird ein stabiles Gleichgewicht erreicht. Aufgrund der aufgezeigten Analogien zwischen den Gleichungen (5.28) und (5.37) können die Bestimmungsgleichungen für die Verformung ΔL_{M1} und den Steifigkeitskoeffizienten $k_{2.1}$ direkt wie folgt angeschrieben werden:

$$\Rightarrow \Delta L_{M1}^{Zug} = \frac{N \cdot e^2 \cdot L}{EI} \cdot \frac{1}{1 + \frac{N \cdot L^2}{8 \cdot EI}} \quad (5.40)$$

$$\Rightarrow k_{2.1}^{Zug} = \eta_2 \cdot \frac{EI}{e^2 \cdot L} \cdot \left(1 + \frac{N \cdot L^2}{8 \cdot EI} \right) \quad (5.41)$$

Hieraus folgt, dass beim 1. Ansatz mit einem konstant angenommenen Biegemomentenverlauf der günstige Einfluss von Zugbeanspruchungen den ungünstigen Einfluss von Druckbeanspruchungen theoretisch exakt ausgleicht. Legt man den tatsächlichen Verlauf des Biegemomentes nach Theorie II. Ordnung zugrunde, ergibt sich bei Zugbeanspruchungen – anders als bei Druckbeanspruchungen – eine Überschätzung des Steifigkeitskoeffizienten, die durch die Berücksichtigung von $\Delta \Delta L_{M1}^{Zug}$ nach Gleichung (5.42) kompensiert werden kann:

$$\Rightarrow \Delta \Delta L_{M1}^{Zug} = \frac{1}{3} \cdot \frac{N \cdot e^2 \cdot L}{EI} \cdot \left(1 - \frac{1}{1 + \frac{N \cdot L^2}{8 \cdot EI}} \right) \quad (5.42)$$

Fasst man die Verformungen ΔL_{M1}^{Zug} und $\Delta \Delta L_{M1}^{Zug}$ zusammen, führt dies zu folgendem Ausdruck:

$$\Rightarrow k_{2.1}^{Zug} = \eta_2 \cdot \frac{EI}{e^2 \cdot L} \cdot \left(\frac{2}{3} \cdot \frac{1}{1 + \frac{N \cdot L^2}{8 \cdot EI}} + \frac{1}{3} \right)^{-1} \quad (5.43)$$

5 Entwicklung eines analytischen Modells

Um bewerten zu können, wie groß der Einfluss der Effekte aus Theorie II. Ordnung im baupraktisch relevanten Bereich ist, sind zwei typische C-förmige Füllstabquerschnitte genauer untersucht worden.

- Querschnitt 1: C40/30/1,5 mm – S250GD L = 1200 mm
- Querschnitt 2: C60/40/1,5 mm – S250GD L = 1200 mm

In den nachfolgenden Diagrammen sind die sich analytisch und numerisch mit ANSYS bestimmten Auslenkungen $\Delta_{L_{M1}}$ über der Normalkraft N aufgetragen worden.

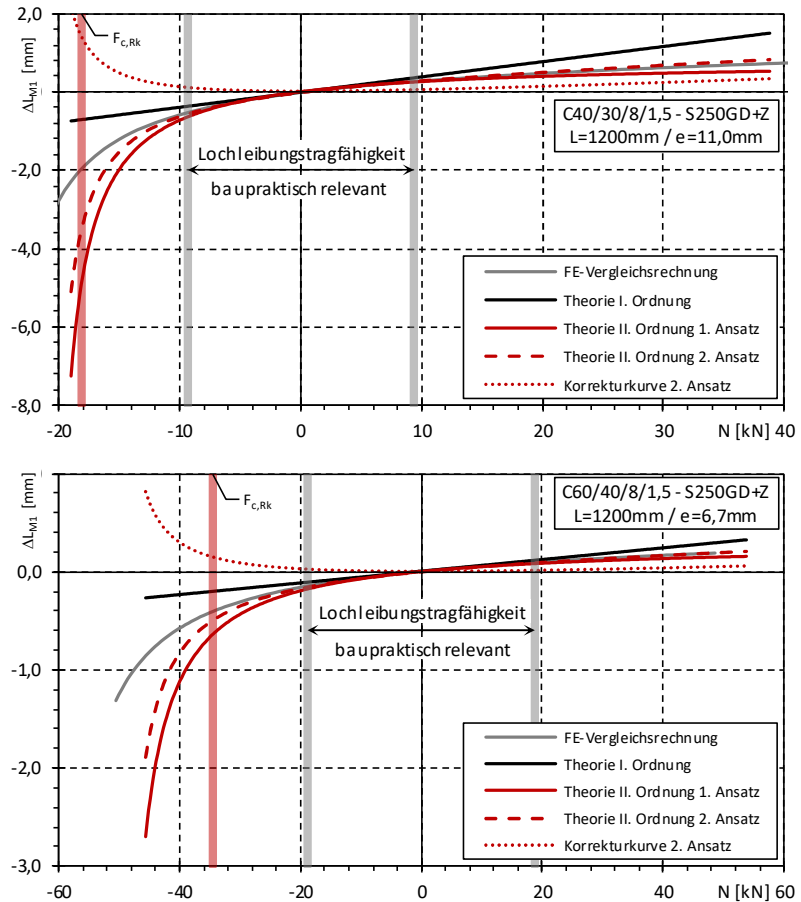


Bild 5.8: Vergleich der Auslenkungen $\Delta_{L_{M1}}$ nach Theorie I. und II. Ordnung für zwei typische C-förmige Füllstabquerschnitte

Für beide Querschnitte zeigen sich größere Abweichungen zwischen den Ansätzen nach Theorie I. und II. Ordnung erst für den Fall, dass die Drucktragfähigkeit erreicht wird. Im Allgemeinen begrenzen aber die Lochleibungstragfähigkeiten die baupraktisch relevanten Bereiche, die für die beiden untersuchten Querschnitte in Bild 5.9 nochmals gesondert dargestellt sind.

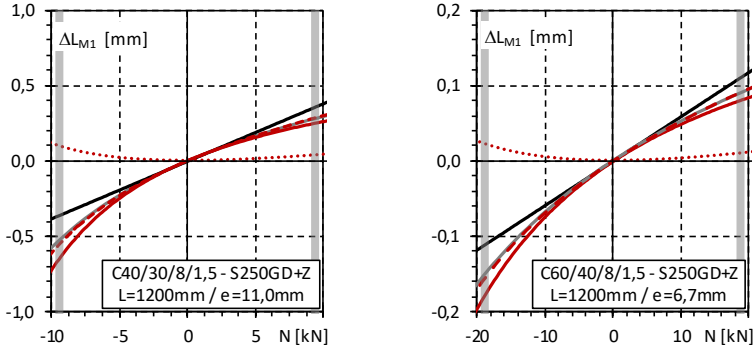


Bild 5.9: Vergleich der Auslenkungen ΔL_{M1} nach Theorie I. und II. Ordnung für zwei typische C-förmige Füllstabquerschnitte im baupraktisch relevanten Bereich

Die Diagramme veranschaulichen den ungünstigen Einfluss von Druckbeanspruchungen und die damit einhergehenden größeren Auslenkungen ΔL_{M1} nach Theorie II. Ordnung. Auch der positive Effekt der stabilisierenden Zugkräfte ist deutlich zu erkennen, wobei dieser sich bei den Verformungen ΔL_{M1} nicht so stark bemerkbar macht. Der Einfluss der Verformungsanteile $\Delta \Delta L_{M1}$ nach Gleichung (5.33) bzw. (5.42), die in den Diagrammen als rot gepunktete Korrekturkurven dargestellt sind, ist vergleichsweise gering, führt aber dennoch dazu, dass sich die ungünstigen bzw. günstigen Wirkungen von Druck- und Zugbeanspruchungen nicht aufheben. Dies zeigen auch die quantitativen Auswertungen der Steifigkeitskoeffizienten $k_{2,1}$, die in Tabelle 5.2 für die baupraktischen Anwendungsgrenzen zusammengefasst sind.

Tabelle 5.2: Steifigkeitskoeffizienten $k_{2,1}$ nach Theorie I. und II. Ordnung für $N = F_{b,R}$

Steifigkeitskoeffizient $k_{2,1}$ [kN/cm]	Theorie I.O.	Theorie II.O. - Druck		Theorie II.O. - Zug	
	Zug / Druck	1. Ansatz	2. Ansatz	1. Ansatz	2. Ansatz
Querschnitt 1	209	64	83	355	288
Querschnitt 2	1.354	570	707	2.137	1.791

Die Zahlenwerte bestätigen, dass der Mittelwert für Druck- und Zugbeanspruchungen beim 1. Ansatz nach Theorie II. Ordnung exakt den Steifigkeitskoeffizienten

nach Theorie I. Ordnung liefert. Beim 2. Ansatz, der eine sehr gute Übereinstimmung mit den numerischen Vergleichsrechnungen über ANSYS aufweist, stellen sich Abweichungen ein und der Mittelwert liegt mit:

- Querschnitt 1: $k_{2,1} = \frac{1}{2} \cdot (171 + 329) = 250 \text{ kN/cm}$
- Querschnitt 2: $k_{2,1} = \frac{1}{2} \cdot (1.215 + 2.064) = 1.640 \text{ kN/cm}$

um 4,5 bzw. 3,1 % niedriger als nach Theorie I. Ordnung. Die Überschätzung des Steifigkeitskoeffizienten $k_{2,1}$ ist im Gesamtkontext in aller Regel vernachlässigbar, insbesondere wenn bei den Anschlusskonfigurationen Lippe an Lippe und Rücken an Rücken auf den Ansatz einer Teileinspannung in den Knotenpunkten über den Beiwert η_2 verzichtet wird. Ein besonderes Augenmerk sollte aber zum einen auf große Rahmentiefen respektive sehr schlanke Stäbe gelegt werden, da sich hier Abweichungen von bis zu 10 % (Querschnitt 1 mit $L = 140 \text{ cm}$) zwischen dem 1. und 2. Ansatz einstellen können. Zum anderen können sich bei unsymmetrischen Z-förmigen Fachwerken nicht vernachlässigbare Effekte ergeben, da die Stablängen der druck- bzw. zugbeanspruchten Füllstäbe signifikant differieren, was sich auch in den von der Belastungsrichtung abhängigen Schubsteifigkeiten widerspiegelt, vgl. Bild 2.27.

Abschließend lässt sich festhalten, dass, sofern keine der besonders zu beachtenden Aspekte zutreffen, die Schubsteifigkeit hinreichend genau mit dem Steifigkeitskoeffizienten $k_{2,1}$ nach Gleichung (5.20) bestimmt werden kann.

5.3.2.3 Verformungsanteile aus Stabverkürzungen infolge Biegung

Neben den Verformungsanteilen $\Delta_{L_{M1}}$ aus der reinen Biegeverformung stellen sich zusätzlich Stabverkürzungen aus der Ausbiegung der Füllstäbe ein. Die zugehörigen Verformungsanteile sind in Bild 5.5 mit $\Delta_{L_{M2}}$ bezeichnet worden und sind in Abhängigkeit von der Beanspruchung auf Druck oder Zug eine die Schubsteifigkeit ungünstig bzw. günstig beeinflussende Komponente. In der Regel sind die Stabverkürzungen gegenüber den Biegeverformungen senkrecht zur Stabachse klein und damit in den meisten Anwendungsfällen vernachlässigbar, wie *Rubin* in [77] ausführt. Mit zunehmender Stabschlantheit gewinnen die Stabverkürzungen aber an Bedeutung und müssen bei Bedarf gesondert erfasst werden.

Um zu überprüfen, ob für die im Regalbau gebräuchlichen Querschnitte ein signifikanter Einfluss aus den Stabverkürzungen gegeben sein kann, sind die zur Verifikation der analytischen Ansätze in Kapitel 5.3.2.2 durchgeführten FE-Vergleichsrechnungen herangezogen und ausgewertet worden. Aus der axialen Längenänderung $\Delta_{L_{\text{ges}}}$ des verschieblichen Auflagerpunktes in Bild 5.5 kann nach

Subtraktion des Verformungsanteils aus der reinen Stabdehnung ΔL nach Gleichung (5.3) auf die Stabverkürzung ΔL_{M2} zurückgeschlossen werden. Bei dieser Auswertung hat sich gezeigt, dass der Einfluss der Stabverkürzung bei Zugbeanspruchungen im baupraktisch relevanten Bereich vernachlässigt werden kann. Bei Druckbeanspruchungen gilt dies auch bis $L \approx 1200$ mm für den Querschnitt 2 mit Hauptabmessungen $b/h = 60/40$ mm, aber nicht für den Querschnitt 1 mit $b/h = 40/30$ mm, wie die grafische Aufbereitung in Bild 5.10 veranschaulicht. Für den Querschnitt 1 nimmt der Anteil der Stabverkürzungen mit zunehmender Druckkraft überproportional stark zu und erreicht für eine der Lochleibungstragfähigkeit entsprechenden Druckkraft von $N = 9,5$ kN einen Anteil von 30 % bezogen auf die gesamte numerisch ermittelte Längenänderung. Bei einer Stablänge von $L = 140$ cm folgt aus den numerischen Berechnungen sogar ein Anteil von 45 %. In diesen Größenordnungen ist der Einfluss der Stabverkürzung auf die Schubsteifigkeit nicht mehr als vernachlässigbar einzustufen und muss berücksichtigt werden.

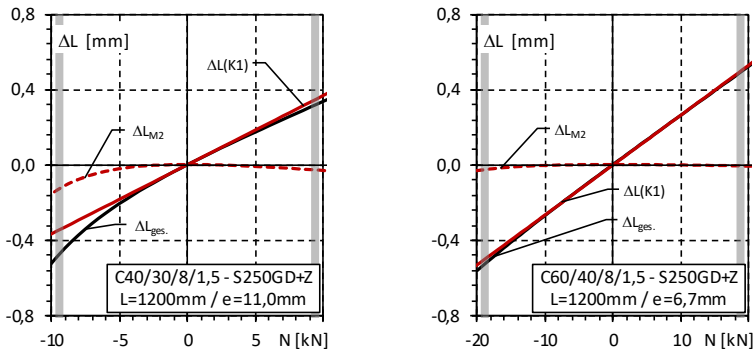


Bild 5.10: Axiale Verformungen für zwei typische C-förmige Füllstabquerschnitte im baupraktisch relevanten Bereich

Hierzu kann näherungsweise mit der von Rubin in [77] angegebene Bestimmungsgleichung für die Verkürzung eines beidseitig gelenkig gelagerten Stabes mit einer konstanten Gleichstreckenlast gearbeitet werden:

$$\Rightarrow \Delta L_{M2} = \frac{17}{40.320} \cdot \frac{q^2 \cdot L^7}{(EI)^2} \quad (5.44)$$

Für die Berücksichtigung einer etwaigen Teileinspannung der Füllstäbe kann auf den Beiwert η_2 zurückgegriffen werden. Um Gleichung (5.44) verwenden zu können, wird im nächsten Schritt eine äquivalente Gleichstreckenlast q benötigt. Dazu kann die Durchbiegung für den exzentrisch gedrückten Stab nach Gleichung (5.29)

mit der Durchbiegung für den mit einer Gleichstreckenlast beanspruchten Stab gleichgesetzt und nach q aufgelöst werden. Man erhält somit:

$$\Rightarrow q = \frac{384 \cdot e \cdot EI}{5 \cdot L^4} \cdot \left(\frac{1}{1 - \frac{N \cdot L^2}{8 \cdot EI}} - 1 \right) \quad (5.45)$$

Die Druckkraft N ist in Gleichung (5.45) entsprechend den Herleitungen im vorhergehenden Kapitel mit einem positiven Vorzeichen behaftet einzusetzen. Mit der Gleichstreckenlast q kann die Stabverkürzung ΔL_{M2} bei druckbeanspruchten Füllstäben näherungsweise wie folgt bestimmt werden:

$$\begin{aligned} \Rightarrow \Delta L_{M2} &= \frac{17}{40.320} \cdot \left(\frac{384 \cdot e \cdot EI}{5 \cdot L^4} \cdot \left(\frac{1}{1 - \frac{N \cdot L^2}{8 \cdot EI}} - 1 \right) \right)^2 \cdot \frac{L^7}{(EI)^2} \\ \Leftrightarrow \Delta L_{M2} &= \frac{2.176}{875} \cdot \frac{e^2}{L} \cdot \left(\frac{1}{1 - \frac{N \cdot L^2}{8 \cdot EI}} - 1 \right)^2 \end{aligned} \quad (5.46)$$

Und es ergibt sich mit der allgemeinen Beziehung aus Gleichung (5.4):

$$\Rightarrow k_{2.2}^{\text{Druck}} = \eta_2 \cdot \frac{N}{\Delta L_{M2}} = \frac{875}{2.176} \cdot \frac{N \cdot L}{e^2} \cdot \left(\frac{1}{1 - \frac{N \cdot L^2}{8 \cdot EI}} - 1 \right)^{-2} \quad (5.47)$$

Auf dem gleichen Weg lässt sich der Steifigkeitskoeffizient für die Stabverkürzung bei zugbeanspruchten Füllstäben herleiten und man erhält folgenden Ausdruck:

$$\Rightarrow k_{2.2}^{\text{Zug}} = -\eta_2 \cdot \frac{875}{2.176} \cdot \frac{N \cdot L}{e^2} \cdot \left(1 - \frac{1}{1 + \frac{N \cdot L^2}{8 \cdot EI}} \right)^{-2} \quad (5.48)$$

Da sich die Stabverkürzungen bei zugbeanspruchten Stäben günstig auswirken, ist der Steifigkeitskoeffizient mit einem negativen Vorzeichen behaftet.

Die Gleichungen (5.47) und (5.48) sind für die im vorhergehenden Kapitel untersuchten Querschnitte 1 und 2 auf der sicheren Seite liegend für $\eta_2 = 1,0$

ausgewertet und in Bild 5.11 grafisch aufbereitet worden. Für Zugbeanspruchungen ist – für eine zweckmäßige logarithmische Skalierung der Ordinatenachse – der Betrag nach Gleichung (5.48) zugrunde gelegt worden. Die Berechnungen sind für drei verschiedene Stablängen von $L = 1.000$ bis 1.400 mm mit bezogenen Schlankheiten von $\lambda = 0,80$ bis $1,70$ durchgeführt worden.

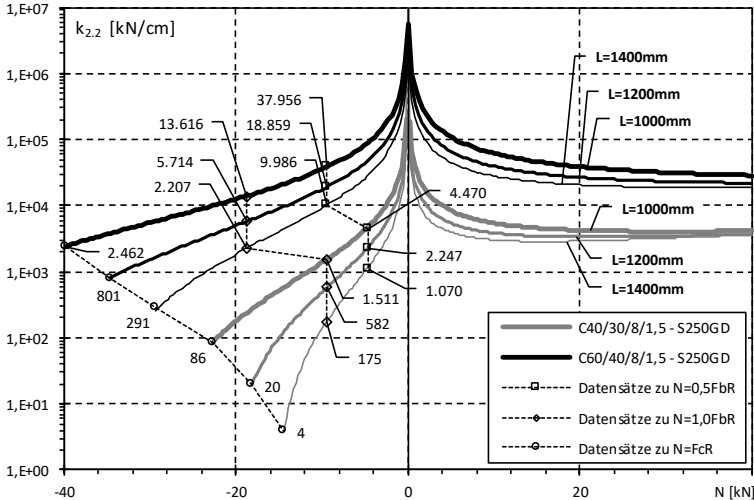


Bild 5.11: Steifigkeitskoeffizienten $k_{2,2}$ für Verformungsanteile aus Stabverkürzungen

Bei Zugbeanspruchungen bestätigt sich, dass die Steifigkeitskoeffizienten sehr schnell gegen eine waagerechte Tangente streben und je nach Querschnitt dabei minimal $k_{2,2}^{Zug} = 3.600$ kN/cm für Querschnitt 1 respektive 18.700 kN/cm für Querschnitt 2 erreichen. Im Vergleich zum korrespondierenden Steifigkeitskoeffizienten k_1^5 liegen diese Werte um den Faktor 14 bis 60 höher und können auch aufgrund der günstigen Wirkung als vernachlässigbar eingestuft werden. Bei Druckbeanspruchungen gilt dies nicht, insbesondere wenn die Normalkräfte in Richtung der Grenzlochleibungstragfähigkeit F_{bR} streben. In dem Diagramm sind zur Veranschaulichung die Zahlenwerte der Steifigkeitskoeffizienten für $N = 0,50F_{bR}$ und $1,00F_{bR}$ aufgeführt. In Relation zu den unten angegebenen Steifigkeitskoeffizienten für die Komponenten K1 kann beim schlankeren Querschnitt 1 nur für $L = 1.000$ mm und $N = 0,50F_{bR}$ von einem vernachlässigbar kleinen Einfluss der Stabverkürzung gesprochen werden. Für den Querschnitt 2 gilt dies für einen größeren

⁵ Steifigkeitskoeffizienten k_1 für Querschnitt 1: $k_1 = 326 / 271 / 233$ kN/cm sowie für Querschnitt 2: $k_1 = 452 / 376 / 323$ kN/cm, jeweils mit: $L = 1.000 / 1.2000 / 1.400$ mm.

Parameterbereich, und nur bei der Kombination der maximalen Stablänge $L = 1.400 \text{ mm}$ mit $N = 1,00F_{bR}$ folgt aus der Stabverkürzung eine Abminderung von mehr als 5 bis 6 % bezogen auf den Steifigkeitskoeffizienten k_1 .

Ob der Einfluss der Stabverkürzung insgesamt als vernachlässigbar eingestuft werden kann, ist immer auch im Gesamtkontext der weiteren aktiven Komponenten zu bewerten. Bei einer hohen Ausnutzung der Lochleibungstragfähigkeit der dünnwandigen Bleche können die Steifigkeitskoeffizienten der Komponenten K7 um mehr als eine Zehnerpotenz gegenüber der Komponente K1 abfallen, was den Einfluss der Stabverkürzung signifikant herabsetzt. Zu berücksichtigen ist auch, dass die Stabverkürzung nur bei den druckbeanspruchten Stäben zum Tragen kommt.

Das Verschmieren des Steifigkeitskoeffizienten $k_{2,2}^{\text{Druck}}$ kann zu einer nicht gewünschten Unterschätzung der Schubsteifigkeit der Ständerrahmen führen. Liegt ein symmetrisches Fachwerk vor, kann der Steifigkeitskoeffizient näherungsweise mit dem Faktor zwei skaliert werden. Abhilfe kann auch die Einbindung der Anschlusszentritäten in die Stabwerksberechnungen schaffen. Es obliegt hier dem planenden Ingenieur, im ersten Schritt zu prüfen, ob der Einfluss der Stabverkürzung zu berücksichtigen ist, und wenn ja, was im jeweiligen Anwendungsfall der effizienteste Ansatz ist.

5.3.2.4 Herleitung der anteiligen Schubsteifigkeiten

Für die Bestimmung der anteiligen Schubsteifigkeiten kann aufgrund der gleich gerichteten Verformungen ΔL die Analogie zur Komponente K1 ausgenutzt werden, wie Bild 5.12 veranschaulicht.

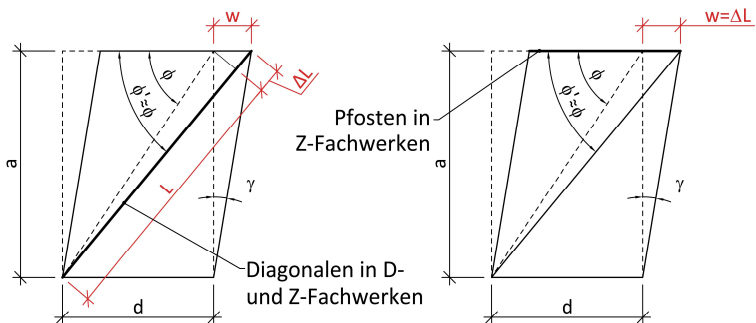


Bild 5.12: Analogien der Biegeverformungen der Füllstäbe zur Komponente K1

Auf eine ausführliche Herleitung der Bestimmungsgleichungen kann verzichtet werden. Nur die Steifigkeitskoeffizienten sind zu substituieren. Für den Fall, dass

der **Einfluss der Stabverkürzung infolge Biegung vernachlässigbar klein** ist und die geringfügige Überschätzung des Steifigkeitskoeffizienten $k_{2,1}$ in Gleichung (5.20) von untergeordneter Bedeutung ist, kann die anteilige Schubsteifigkeit für die **Diagonalen** mit Gleichung (5.10) bestimmt werden. Es ergibt sich nach Substitution von k_{1D} durch $k_{2,1}$ folgende Gleichung:

$$\Rightarrow S_{D,K2D} = \eta_2 \cdot \underbrace{\frac{EI}{e^2 \cdot L}}_{k_{2,1}} \cdot \cos^2 \phi \cdot a = \eta_2 \cdot \frac{EI}{e^2} \cdot \cos^2 \phi \cdot \sin \phi \quad (5.49)$$

In Gleichung (5.49) ist der Steifigkeitskoeffizient mit der Stablänge L der Diagonalen zu bestimmen. Bei den **Pfosten** ist die Stablänge mit d anzusetzen, sodass sich in Analogie zur Gleichung (5.14) folgender Ausdruck ergibt:

$$\Rightarrow S_{D,K2P} = \eta_2 \cdot \underbrace{\frac{EI}{e^2 \cdot d}}_{k_{2,1}} \cdot a = \eta_2 \cdot \frac{EI}{e^2} \cdot \tan \phi \quad (5.50)$$

Für die Überlagerung der anteiligen Schubsteifigkeiten aus den Biegeverformungen von Diagonalen und Pfosten bei Z-Fachwerken gelten die Ausführungen aus Kapitel 5.3.1.

Sollte der **Einfluss der Stabverkürzung infolge Biegung nicht vernachlässigbar** sein, kann wieder auf die Gleichungen (5.10) und (5.14) zurückgegriffen werden. Wie zum Abschluss von Kapitel 5.3.2.3 erläutert, kann für das „Verschmieren“ der unterschiedlichen Stabverkürzungen bei Druck- bzw. Zugbeanspruchungen näherungsweise mit Faktor zwei des aus Gleichung (5.47) folgenden Steifigkeitskoeffizienten gerechnet werden. Nach der Substitution des Steifigkeitskoeffizienten ergeben sich folgende **additiv zu berücksichtigende anteilige Schubsteifigkeiten**:

$$\Rightarrow S_{D,K2D} = \eta_2 \cdot \underbrace{\frac{875}{1.088} \cdot \frac{N \cdot L}{e^2} \cdot \left(\frac{1}{1 - \frac{N \cdot L^2}{8 \cdot EI}} - 1 \right)^{-2}}_{2,0 \cdot k_{2,2}^{\text{Druck}}} \cdot \cos^2 \phi \cdot a \quad (5.51)$$

$$\Rightarrow S_{D,K2P} = \eta_2 \cdot \underbrace{\frac{875}{1.088} \cdot \frac{N \cdot L}{e^2} \cdot \left(\frac{1}{1 - \frac{N \cdot L^2}{8 \cdot EI}} - 1 \right)^{-2}}_{2,0 \cdot k_{2,2}^{\text{Druck}}} \cdot a \quad (5.52)$$

5.3.3 Komponente K3 – axiale Dehnung der Stützen

Die axiale Verformung der Stützen wird von der Dehnsteifigkeit des Querschnittes bestimmt. Der Steifigkeitskoeffizient K3 kann entsprechend dem Hooke'schen Gesetz – vgl. hierzu auch Gleichung (5.3) bis (5.5) – wie folgt ermittelt werden:

$$\Rightarrow k_3 = \frac{EA_S}{a} \quad (5.53)$$

Dabei wird die Stützenlänge mit der Länge a des betrachteten Aussteifungsfeldes gleichgesetzt. Infolge einer einwirkenden Querkraft V stellt sich in den beiden Stützen in einem Aussteifungsfeld eine Zug- bzw. Druckkraft ein, wie in Bild 5.13 a) auf Seite 380 schematisch dargestellt ist. Aus den axialen Beanspruchungen der Stützen und der Längenänderung $\Delta L = u$ folgt ein Gleitwinkel γ_{ges} . Für die weiteren Herleitungen wird vereinfachend nur eine Stütze betrachtet, sodass sich ein reduzierter Gleitwinkel $\gamma^* = \frac{1}{2} \gamma_{ges}$ ergibt, vgl. Bild 5.13 b). Für die Längenänderung der Stütze gilt nach dem Hooke'schen Gesetz:

$$\Delta L = u = \varepsilon \cdot a = \frac{H}{EA_S} \cdot a \quad (5.54)$$

Die axiale Kraft in den Stützen kann über Gleichgewichtsbetrachtungen aus der Querkraft V abgeleitet werden:

$$\begin{aligned} H \cdot d &= V \cdot a \\ \Leftrightarrow H &= V \cdot \frac{a}{d} = V \cdot \tan \phi \end{aligned} \quad (5.55)$$

Setzt man Gleichung (5.55) in (5.54) ein, ergibt sich folgender Ausdruck:

$$\Rightarrow u = \frac{V}{EA_S} \cdot \frac{a^2}{d} \quad (5.56)$$

Der Gleitwinkel γ^* bezieht sich auf die Verzerrung des Aussteifungsfeldes in Achsrichtung des Ständerrahmens. Für die Überlagerung mit den weiteren Komponenten ist ein Bezug zum Gleitwinkel γ entsprechend Bild 5.2 herzustellen. Dazu kann die Längenänderung der Diagonalen nach Bild 5.13 c) verwendet werden. Unterstellt man die gleiche Längenänderung und legt diese wie in Bild 5.13 d) quer zur Rahmenachse an, kann unter der Voraussetzung kleiner Winkeländerungen mit $\phi' \approx \phi$ auf den äquivalenten Gleitwinkel γ zurückgeschlossen werden. Dazu muss zunächst die Verschiebung w bestimmt werden:

$$\Rightarrow \cos \phi = \frac{\sin \phi \cdot u}{w}$$

$$\Leftrightarrow w = \frac{\sin \phi}{\cos \phi} \cdot u = \tan \phi \cdot u = \frac{a}{d} \cdot u \quad (5.57)$$

Mit der Definition des Gleitwinkels $\gamma = w / a$ folgt aus den Gleichungen (5.56) und (5.57):

$$\Rightarrow \gamma = \frac{\tan \phi}{a} \cdot \frac{V}{EA_S} \cdot \frac{a^2}{d}$$

$$\Rightarrow \gamma = \frac{V}{EA_S} \cdot \tan^2 \phi \quad (5.58)$$

Aufgrund der Betrachtung einer einzelnen Stütze kann bei der Ableitung der Schubsteifigkeit nicht direkt auf die Definition nach Gleichung (5.2) zurückgegriffen werden. Mit der Festlegung des Gleitwinkels $\gamma^* = \frac{1}{2} \gamma_{ges}$ muss die nachfolgende Beziehung zwischen Gleitwinkel und Schubsteifigkeit verwendet werden:

$$\gamma = 1 \Leftrightarrow V = 2 \cdot S_D \quad (5.59)$$

Führt man die Gleichungen (5.58) und (5.59) zusammen, erhält man die Bestimmungsgleichung für die Schubsteifigkeit infolge der axialen Verformungen der Stützen:

$$\Rightarrow 1 = \frac{2 \cdot S_{D,K3}}{EA_S} \cdot \tan^2 \phi$$

$$\Leftrightarrow S_{D,K3} = \frac{EA_S}{2 \tan^2 \phi} = \frac{EA_S}{\underbrace{a}_{k_3}} \cdot \frac{d^2}{2 \cdot a} \quad (5.60)$$

In Gleichung (5.60) ist auch der Steifigkeitskoeffizient k_3 noch einmal separiert worden, um bei den Herleitungen von nachfolgenden Komponenten direkt darauf zurückgreifen zu können.

Bei der Herleitung des Steifigkeitskoeffizienten k_3 ist unterstellt worden, dass sich in den beiden Stützen eines Aussteifungsfeldes eine Zug- bzw. Druckkraft einstellt. Dies ist bei den „liegenden“ Rahmenschubversuchen nach DIN EN 15512 nicht der Fall. Aufgrund der Lagerungsrandbedingungen sind beide Stützen mit einer Druckkraft beansprucht. Bei einem einzelnen Aussteifungsfeld, wie in Bild 5.13 a)

skizziert, resultiert aus einer gleich großen Druckbeanspruchung in beiden Stützen keine Schubverformung des Aussteifungsfeldes.

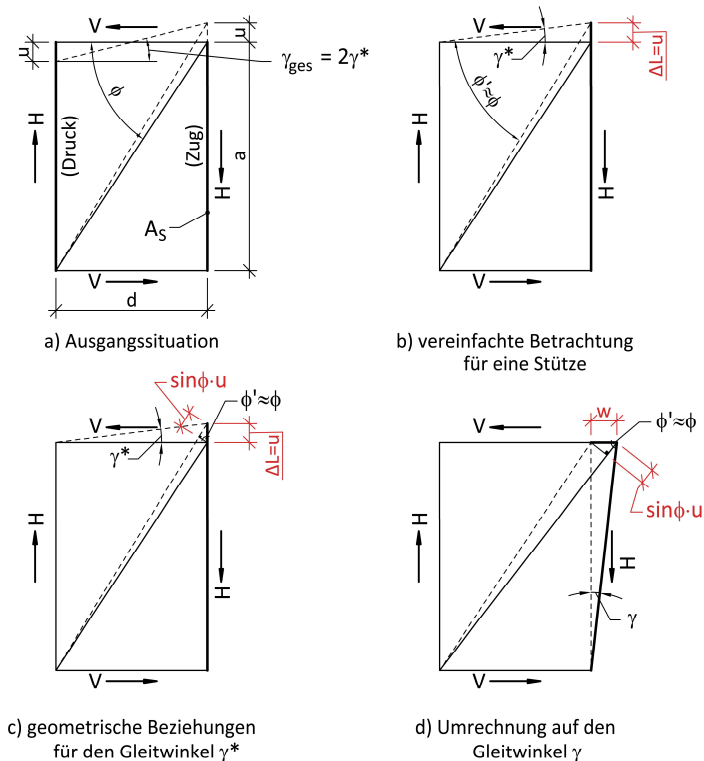


Bild 5.13: Definitionen für die Herleitung der Schubsteifigkeit der Komponente K3

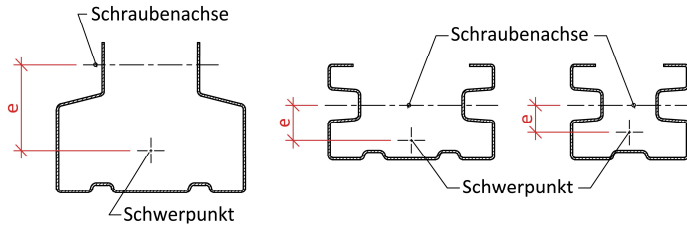
Bei einem Fachwerk mit mehreren Aussteifungsfeldern hintereinander stellt sich ein veränderlicher Normalkraftverlauf in den Stützen ein. Die obere Stütze in Bild 2.26 weist eine zum freien Ende bei Punkt Z hin abnehmende Druckkraft auf. Im Gegensatz dazu nimmt die Druckkraft in der unteren Stütze bis zum Widerlager bei Punkt X sukzessive zu. Die aus den Normalkraftverläufen folgenden Stützenstauungen sind nicht gleich groß, aber die Differenz der Stauungen der beiden Stützen sind in Relation zur gesamten Verformung der Ständerrahmen in der Regel als vernachlässigbar klein einzustufen. *Sajja* hat in seinen theoretischen Ausarbeitungen in [79] einen Ansatz mit Druckkräften in beiden Stützen verfolgt und die in Kapitel 2.5.2 aufgeführten Gleichungen (2.13) bis (2.16) aufgestellt. Ohne dies weiter im Detail auszuführen, kommt *Sajja* zu dem Ergebnis, dass die axialen

Stützenverformungen vernachlässigbar klein sind. Dies deckt sich auch mit den eigenen numerischen Untersuchungen, über die im Kontext der Systemlochungen in Kapitel 4.2.3.2 berichtet worden ist. Bei der alternativen Durchführung von „stehenden“ Rahmenschubversuchen nach AS 4084 entspricht die Verteilung der Normalkräfte in den Stützen näherungsweise der Annahme aus Bild 5.13 a). Aufgrund der axialen Verformungen der Stützen stellen sich zusätzliche Verformungen der Ständerrahmen ein, die einen Anteil zu dem Gleitwinkel γ beitragen, der mithilfe von Gleichung (5.60) bestimmt werden kann. In Relation zu den weiteren Komponenten ist der Einfluss der axialen Verformungen der Stützen jedoch vergleichsweise klein.

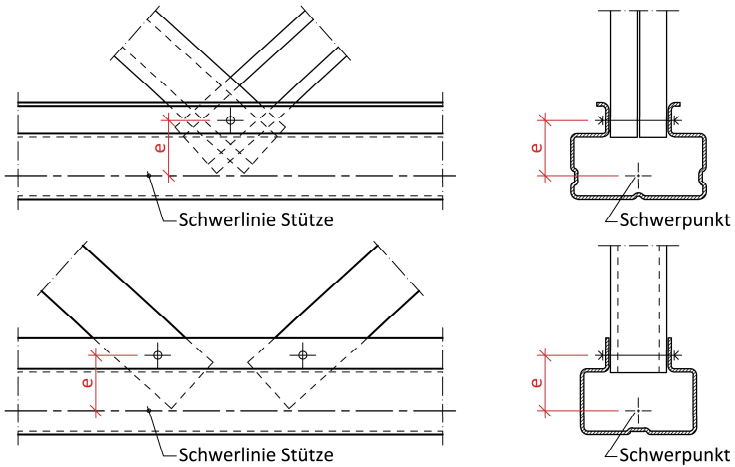
5.3.4 Komponente K4 – Biegeverformungen der Stützen

Bei den im Regalbau gebräuchlichen Querschnitten lassen sich in aller Regel Exzentrizitäten zwischen dem Schraubanschluss und der Schwerelinie der Stützen nicht vermeiden. Dies gilt nicht nur für die im Rahmen des Forschungsvorhabens untersuchten Ω -förmigen Stützenquerschnitte, sondern auch für weitere Querschnittsformen, wie aus den experimentellen Untersuchungen in Trento und Griffith von *Gilbert, Rasmussen* und *Baldassino* aus [32], wie Bild 5.14 aufzeigt. Über die Formgebung des Querschnittes und die Lage des Schraubanschlusses lässt sich die Anschlussexzentrizität zwar in einem gewissen Rahmen beeinflussen und reduzieren, aber nicht vollständig eliminieren.

Um den Einfluss der Anschlussexzentrizitäten bewerten zu können, sind im Rahmen der vorliegenden Arbeit und dem FOSTA-Forschungsprojekt P1078 [106] numerische Berechnungen mit einem Stabwerksmodell durchgeführt worden, die in Kapitel 4.3.3 vorgestellt wurden. Die Untersuchungen haben aufgezeigt, dass die aus den Anschlussexzentrizitäten folgenden Biegeverformungen der Stützen die Kopfauslenkungen der Ständerrahmen reduzieren und sich damit sogar günstig auf die Schubsteifigkeit auswirken. Dieser Effekt lässt sich auch an den exemplarisch ausgewählten Biegeverformungen eines Ständerrahmens von Hersteller C in Bild 5.15 erkennen. Mit den nominellen Biegesteifigkeiten – ohne etwaige Systemlochungen zu berücksichtigen – ergaben sich für die an der TU Dortmund getesteten Ständerrahmen um bis zu 15 % geringere Schubsteifigkeiten, wenn die konstruktionsbedingt vorhandene Exzentrizität gegen null läuft. Die Biegeverformungen lassen sich über herausgelöste Ersatzsysteme näherungsweise analytisch bestimmen, wobei der damit verbundene Aufwand im Vergleich zur Erfassung der Exzentrizitäten in Stabwerksberechnungen unverhältnismäßig hoch ist. Wie Bild 5.15 auch aufzeigt, stellen sich für die obere und untere Stütze keine affinen Biegeverformungen ein.



b) Anschlusszentritäten der Querschnitte in Trento / Griffith



a) Anschlusszentritäten der in FOSTA-P1078 getesteten Ständerrahmen

Bild 5.14: Anschlusszentritäten zwischen Stützenachse und Schraubanschluss

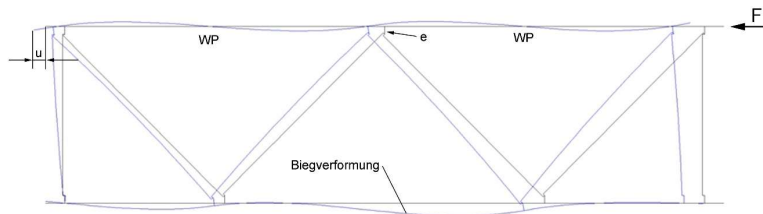


Bild 5.15: Biegeverformungen infolge der Anschlusszentrität

Dies erhöht nochmals den Aufwand für einen hinreichend genauen analytischen Ansatz, wobei das Konzept aus [106] nicht weiter verfolgt wurde, da es für ein

Handrechenverfahren, das in der täglichen Praxis im Technischen Büro genutzt werden soll, als nicht geeignet eingestuft wurde.

Auch die in den Regaltragwerken in der Regel immer vorliegenden Störstellen, wie Rahmenkopplungen [1] oder MontagestöÙe [2] in Bild 5.16, führen dazu, dass die Biegeverformungen der Stützen nicht affin sind zu denen bei vereinfachten, aus dem Gesamtsystem herausgeschnittenen Teilsystemen. Analytische Ansätze für Vergleichsrechnungen zu Rahmenschubversuchen wären daher nicht ohne weitere Modifikationen auf Stabwerksberechnungen von vollständigen Quersystemen übertragbar.

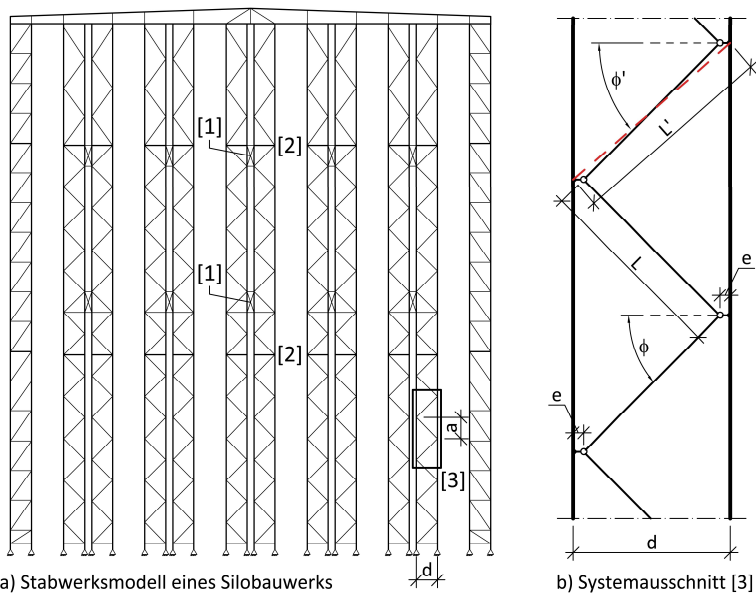


Bild 5.16: Stabwerksmodell eines Silobauwerks mit den Störstellen für die Stützenbiegung

Aus den aufgezeigten Gründen ist es zielführender, den Einfluss der Komponente K4 durch eine geeignete Modellbildung bei der Stabwerksberechnung zu erfassen. Wie groß der Einfluss des Detaillierungsgrades entsprechend Systemausschnitt [3] im Gesamtsystem sein kann, wurde im Rahmen der vorliegenden Arbeit in Sensitivitätsstudien untersucht, die bereits in Kapitel 4.4.4 vorgestellt wurden. Dabei hat sich gezeigt, dass der damit verbundene Mehraufwand bei der Modellbildung dazu beitragen kann, die Verformungsbeschränkungen nachweisen zu können.

5.3.5 Komponente K5 – Schubverformungen der Stützen

Bei Ständerrahmen mit Einzelanschlüssen entsprechend Bild 2.12 c) werden die Stützen konstruktionsbedingt zwischen den Schraubverbindungen durch eine lokal wirkende Querkraft beansprucht. Diese Querkraft entspricht den vertikalen Kraftkomponenten der Stabkräfte und kann zu den unter der Komponente K5 erfassten Schubverformungen der Stützen führen, vgl. Bild 5.17.

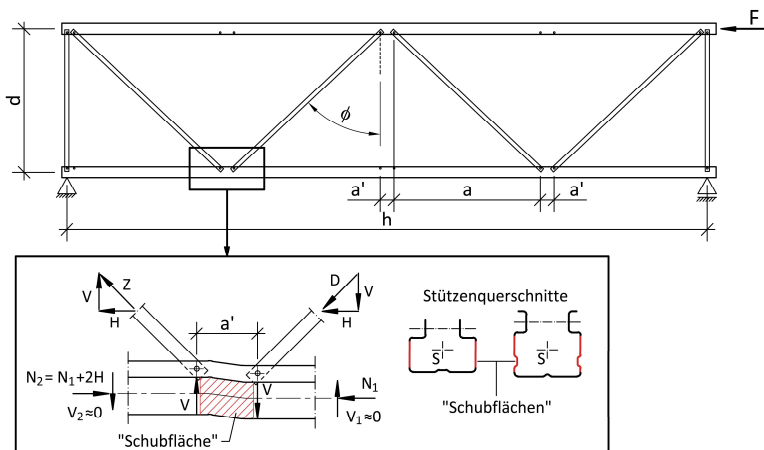


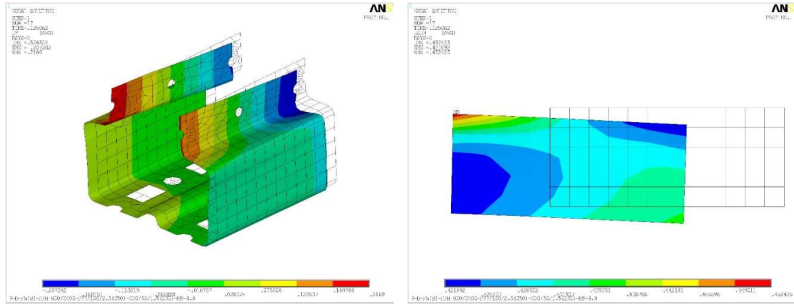
Bild 5.17: Lokale Querkräfte und Schubverformungen der Stützen

Zumeist wird der Abstand a' zwischen den Schraubanschlüssen von den Regalherstellern so klein wie konstruktiv sinnvoll möglich ausgeführt. Bei Silobauwerken, deren Stützen keine Systemlochung aufweisen, liegt der Abstand je nach Regalhersteller und verwendetem Querschnitt für die Füllstäbe zwischen $a' = 60$ und 100 mm. In Ausnahmefällen kann der Abstand in geringer beanspruchten oberen Regalabschnitten oder auch bei der Ausführung von K-förmigen Fachwerken auf maximal $a' = 150$ mm angehoben werden. Bei Profilen mit Systemlochung beträgt das Rastermaß in den meisten Fällen 50 mm und der Abstand der Schraubanschlüsse entsprechend $a' = 50$ oder 100 mm.

Der Einfluss der Schubverformungen auf die Schubsteifigkeit der Ständerrahmen ist umfassend numerisch untersucht worden. Dabei sind sowohl die experimentell getesteten Ständerrahmen, als auch weitere Konfigurationen mit Einzelanschlüssen analysiert worden, vgl. Kapitel 4.2.3.3. Es hat sich gezeigt, dass die Gleitwinkel γ für die schubbeanspruchten Stützenflansche sehr klein ausfallen und die Komponente K5 in aller Regel nur einen vernachlässigbar kleinen Anteil zur Schubsteifigkeit der

5.3 Herleitung der Steifigkeitskoeffizienten und der zugehörigen Schubsteifigkeiten

Ständerrahmen liefert. In Bild 5.18 sind hierzu exemplarisch Verformungsplots aus den FE-Vergleichsrechnungen zu dem nach DIN EN 15512 durchgeführten Rahmenschubversuch EN-B-100-50-0800-48 dargestellt.



a) Deformierter Abschnitt der Stütze bei F_2 b) Schubbeanspruchter Stützenflansch

Bild 5.18: FE-Vergleichsrechnung zu Versuch EN-B-100-50-0800-48

Für eine Beanspruchung, die dem oberen Stützpunkt $F_2 = 15 \text{ kN}$ – also der oberen Grenze des linear-elastischen Bereichs der Last-Verformungskurve – entspricht, ergibt sich ein maximaler Gleitwinkel von $\gamma = 0,013^\circ = 0,2269 \text{ mrad}$. Hierzu korrespondiert eine Differenz der Knotenverschiebungen in den schubbeanspruchten Stützenflanschen von $\Delta u_y = 0,02 \text{ mm}$. Beim gleichen Lastniveau erreichen die in der Komponente K6 erfassten lokalen Anschlussverformungen Differenzverschiebungen von $\Delta u_y \approx 0,41 \text{ mm}$. An diesem Beispiel lässt sich erkennen, dass die lokalen Anschlussverformungen der Komponente K6 dominieren und für das Beispiel um den Faktor 20 größere Verformungen liefern. Aufgrund der Analogie zu einer Reihenschaltung von Federn und der Ermittlung der äquivalenten Federsteifigkeit nach Gleichung (5.17) wird deutlich, dass die Komponente K5 in der Regel von untergeordneter Bedeutung ist und vernachlässigt werden kann, sofern nicht besonders große Abstände der Schraubenschlüsse oder umfangreiche Systemlochungen vorliegen, wie die nachfolgende Abbildung illustriert.

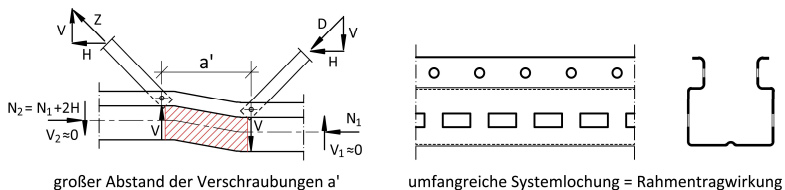


Bild 5.19: Randbedingungen, die eine gesonderte Betrachtung der Komponente K5 erfordern

5.3.6 Komponente K6 – lokale Anschlussverformungen

5.3.6.1 Allgemeines

Unter der Komponente K6 werden die lokalen Anschlussverformungen erfasst, die nur bei Einzel- und Lippe an Lippe-Anschlüssen zum Tragen kommen. Die sich einstellenden Anschlussverformungen unterscheiden sich allerdings signifikant, sodass es erforderlich ist, differenzierte Betrachtungen vorzunehmen. Wie bereits in Tabelle 5.1 dargestellt, wird dabei folgende Nomenklatur verwendet:

- $k_{6.1}$ Steifigkeitskoeffizient für Einzelanschlüsse
- $k_{6.2}$ Steifigkeitskoeffizient für Lippe an Lippe-Anschlüsse

Für die abschließende Ermittlung der anteiligen Schubsteifigkeiten kann wieder, unabhängig von der Anschlussausbildung auf ein einheitliches Konzept zurückgegriffen werden.

5.3.6.2 Steifigkeitskoeffizienten für Einzelanschlüsse

Der Steifigkeitskoeffizient $k_{6.1}$ ist in einem ersten Schritt mit umfangreichen numerischen Parameterstudien in Kapitel 4.2.3.4 für eine große Bandbreite Ω -förmiger Stützenquerschnitte bestimmt und in Tabelle 4.6 zusammenfassend dargestellt worden. Die Verwendung dieser Steifigkeitskoeffizienten ist dabei formal zunächst an die konstant angenommenen Geometrieparameter $a = 750$ mm bzw. $a' = 100$ mm gebunden. Die Auswertung erfolgte für die aus einer 1-Last folgenden Deformationen senkrecht zur Stützenachse, was zu den Formulierungen für die anteiligen Schubsteifigkeiten führt, die in Kapitel 5.3.6.4 dargestellt sind. Als Alternative und für die Anwendung bei abweichenden Ω -förmigen Querschnitten ist im Rahmen der vorliegenden Arbeit ein Konzept entwickelt worden, das auf der Analogie zu einem elastisch gebetteten Balken basiert. Das Konzept lässt sich wie folgt in vier Arbeitsschritte gliedern:

- Analyse des Stützenquerschnittes und Ableitung der Bettungsziffer C_z für das Ersatzsystem eines elastisch gebetteten Balkens mit $C_z = 1 / \delta_z$.
- Festlegung des wirksamen Stützenquerschnittes und Ermittlung des Flächenträgheitsmomentes I_y bzw. der Biegesteifigkeit EI_y .
- Berechnung der lokalen Anschlussverformungen w für eine 1-Last mithilfe eines mit C_z gebetteten Balkens der Steifigkeit EI_y . Die Länge des Ersatzsystems folgt aus der Rahmengeometrie zu: $L = a + a'$.
- Ableitung des gesuchten Steifigkeitskoeffizienten: $k_{6.1} = 1 / w$.

5.3 Herleitung der Steifigkeitskoeffizienten und der zugehörigen Schubsteifigkeiten

In Bild 5.20 ist das Konzept mit den Ersatzsystemen zur Veranschaulichung grafisch aufbereitet worden.

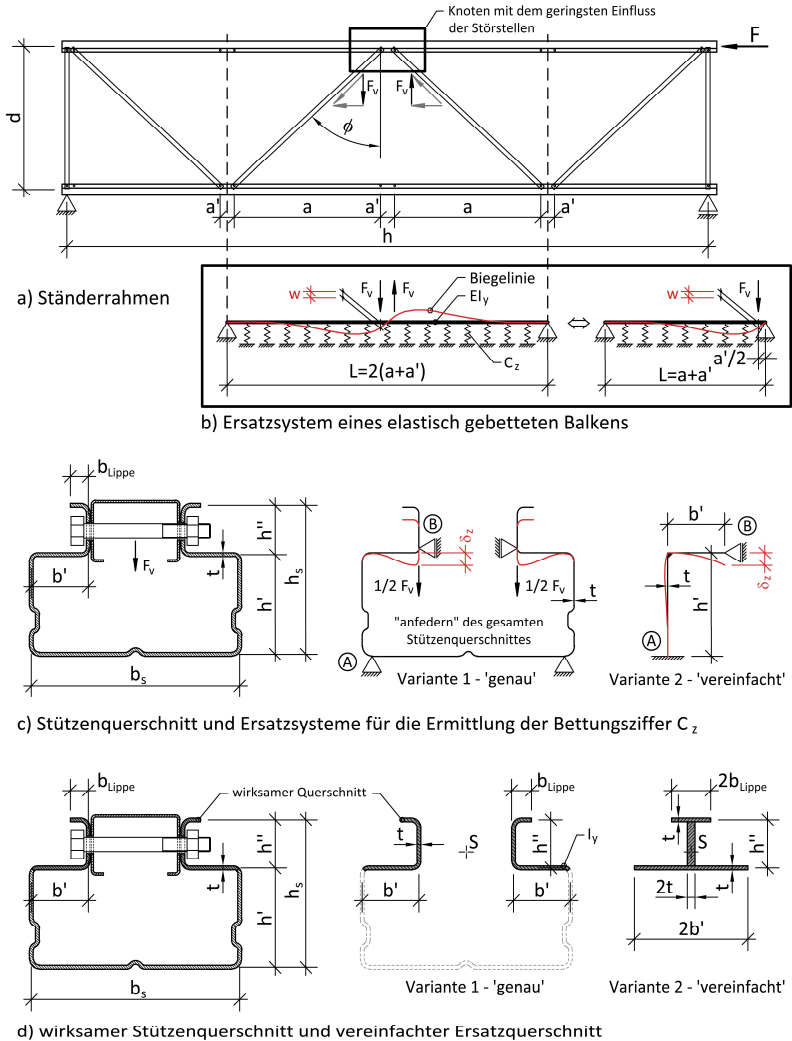


Bild 5.20: Ermittlung des Steifigkeitskoeffizienten $k_{6,1}$ über die Analogie zu einem elastisch gebetteten Balken

Das statische Ersatzsystem des elastisch gebetteten Balkens ist aus den Auswertungen der numerischen Untersuchungen abgeleitet worden und bildet mit den beiden

vertikal unverschieblichen Endauflagern und der aus der Stützgeometrie entwickelten Bettungsziffer C_z die lokalen Anschlussverformungen in guter Übereinstimmung ab, sofern die Querschnitte der Stützen nicht als kompakt entsprechend Bild 4.33 einzustufen sind. Bei **kompakten Querschnitten** ist der als wirksam angesetzte Teilquerschnitt der Stützen nicht zutreffend, da sich aufgrund der geringen Breiten b' auch die Stegbleche an der Lastweiterleitung beteiligen. Dies führt zu einer konservativen Bewertung des Steifigkeitskoeffizienten $k_{6,1}$, der je nach Blechdicke und Ersatzsystem für die Ableitung der Bettungsziffer **bis zu 45 % niedriger** ausfallen kann als die mit ANSYS in Kapitel 4.2.3.4 ermittelten Werte. Für die **nicht kompakten Querschnitte** ist die Übereinstimmung mit Abweichungen zu den Zielwerten von **±20 bis 25 %** deutlich besser, wie auch der Vergleich in der nachfolgenden Tabelle aufzeigt.

Tabelle 5.3: Vergleich der Steifigkeitskoeffizienten $k_{6,1}$ aus den numerischen Berechnungen in Kapitel 4.2.3.4 mit dem Ersatzmodell eines elastisch gebetteten Balkens

Bezeichnung Stützenquerschnitt	Abmessungen				Zielwert ANSYS	Variante 1 - 'genau'			Variante 2 - 'vereinfacht'		
	t [mm]	h' [mm]	b' [mm]	b _{Lippe} [mm]	$k_{6,1}$ [kN/cm]	I_y [cm ⁴]	C_z [kN/cm ²]	$k_{6,1}$ [kN/cm]	I_y [cm ⁴]	C_z [kN/cm ²]	$k_{6,1}$ [kN/cm]
P100/77/t	2,0	49,5	23,0	0,00	248	1,42	3,05	243	1,47	2,62	235
	2,5	49,0	22,5	0,00	463	1,80	6,25	364	1,69	5,41	334
	3,0	48,5	22,0	0,00	558	2,20	11,33	509	1,86	9,88	447
	3,5	48,0	21,5	0,00	707	2,60	18,87	682	1,98	16,57	574
P100/72/t-L	2,0	39,5	23,0	18,00	422	4,12	3,76	470	4,56	2,99	461
	2,5	39,0	22,5	18,00	615	5,05	7,77	674	5,20	6,18	637
P140/120/t	2,0	86,0	37,5	11,50	259	4,85	0,62	295	4,51	0,58	279
	2,5	85,5	37,0	11,25	393	5,95	1,26	417	5,36	1,18	388
	3,0	85,0	36,5	11,00	535	7,00	2,27	553	6,11	2,11	506
	3,5	84,5	36,0	10,75	702	8,01	3,74	702	6,77	3,47	632
P140/100/t	2,0	66,0	37,5	11,50	252	4,85	0,77	314	4,51	0,68	292
	2,5	65,5	37,0	11,25	374	5,95	1,58	444	5,36	1,39	406
	3,0	65,0	36,5	11,00	512	7,00	2,85	590	6,11	2,48	530
3,5	64,5	36,0	10,75	666	8,01	4,72	750	6,77	4,08	662	
P120/120/t	2,0	86,0	27,5	11,50	354	4,32	1,24	344	4,04	1,20	329
	2,5	85,5	27,0	11,25	546	5,29	2,53	489	4,78	2,46	460
	3,0	85,0	26,5	11,00	767	6,21	4,59	652	5,44	4,44	605
	3,5	84,5	26,0	10,75	1.043	7,08	7,62	835	6,00	7,37	763
P120/100/t	2,0	66,0	27,5	11,50	346	4,32	1,57	369	4,04	1,44	347
	2,5	65,5	27,0	11,25	523	5,29	3,23	525	4,78	2,94	485
	3,0	65,0	26,5	11,00	740	6,21	5,87	703	5,44	5,31	639
	3,5	64,5	26,0	10,75	998	7,08	9,81	902	6,00	8,83	808
P100/100/t	2,0	66,0	17,5	11,50	580	3,61	4,13	458	3,40	4,06	442
	2,5	65,5	17,0	11,25	917	4,40	8,60	664	4,00	8,48	632
	3,0	65,0	16,5	11,00	1.327	5,13	15,82	906	4,51	15,66	853
	3,5	64,5	16,0	10,75	1.789	5,82	26,71	1.183	4,95	26,60	1.105
P100/75/t	2,0	41,0	17,5	11,50	571	3,61	6,94	542	3,40	5,63	491
	2,5	40,5	17,0	11,25	916	4,40	14,69	796	4,00	11,78	707
	3,0	40,0	16,5	11,00	1.321	5,13	27,49	1.101	4,51	21,83	961
	3,5	39,5	16,0	10,75	1.799	5,82	47,17	1.462	4,95	37,17	1.253
P90/75/t	2,0	41,0	13,0	11,50	884	3,16	14,21	658	3,03	11,19	593
	2,5	40,5	12,5	11,25	1.466	3,82	30,38	988	3,55	23,88	874
	3,0	40,0	12,0	11,00	2.181	4,28	57,21	1.377	3,98	45,11	1.217
	3,5	39,5	11,5	10,75	3.064	4,83	98,62	1.866	4,34	78,31	1.629

Aus der Auswertung geht auch hervor, dass der vereinfachte Ansatz der Variante 2 aus Bild 5.20 für nicht kompakte Querschnitte hinreichend genaue Ergebnisse liefert und es nicht erforderlich ist, bei der Ermittlung der Bettungsziffer C_z den gesamten Stützenquerschnitt inklusive aller Sicken abzubilden bzw. die Biegesteifigkeit EI_y unter Berücksichtigung der exakten Querschnittsgeometrie zu bestimmen. An dieser Stelle ist noch darauf hinzuweisen, dass bei Stützenquerschnitten ohne Lippen (hier nur der Typ: P100/77/t) ein T-förmiger Ersatzquerschnitt zu verwenden ist. Zur Veranschaulichung sind die Ergebnisse in dem Diagramm in Bild 5.21 zusammenfassend dargestellt.

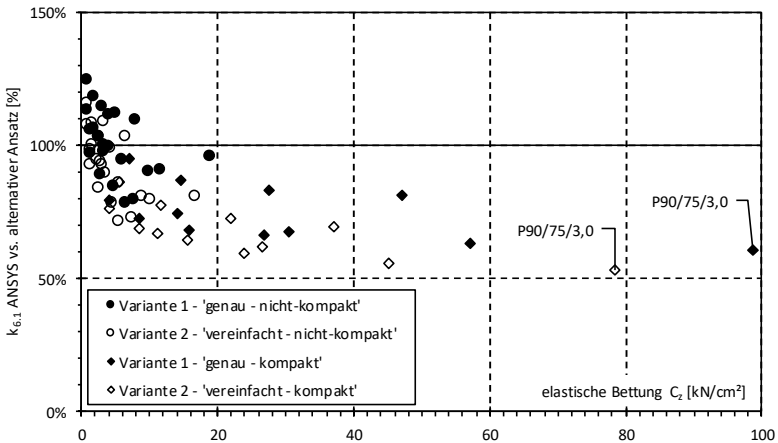


Bild 5.21: Vergleich der mit ANSYS und dem alternativen Ansatz ermittelten Steifigkeitskoeffizienten $k_{6,1}$ in Abhängigkeit von der elastischen Bettung

Für die nicht kompakten Querschnitte lässt sich festhalten, dass das alternative Konzept geeignet ist, die Steifigkeitskoeffizienten $k_{6,1}$ ohne komplexe dreidimensionale FE-Modelle hinreichend genau abzubilden. Für eine weitere Optimierung sind experimentelle Untersuchungen erforderlich, um die aus den ANSYS-Berechnungen abgeleiteten Zielwerte zu bestätigen. Hauptansatzpunkte für die Verfeinerung des vorgestellten Konzeptes sind:

- Lagerung des Ersatzsystems bei Punkt B für die Ermittlung der Bettungsziffer C_z (vgl. hierzu auch Abklinglänge im nachfolgenden Kapitel)
- Festlegung des wirksamen Querschnittes zur Ermittlung der Biegesteifigkeit EI_y – hier insbesondere die Aktivierung der Stegbleche bei kompakten Querschnitten

Die unverschiebliche Lagerung bei Punkt B ist im Bereich der Fachwerkknoten zu treffen, da die Füllstäbe hier die Verringerung der lichten Öffnungsmaße

unterbinden. Außerhalb der Fachwerkknoten werden diese Verformungen nur von der Steifigkeit der horizontalen Bleche der Breite b' beeinflusst, und anstelle des unverschieblichen Lagers bei Punkt B ist eine Wegfeder anzusetzen. Die Bettungsziffer C_z fällt aufgrund der zusätzlichen Verformungen geringer aus, was sich wiederum auf den Steifigkeitskoeffizienten $k_{6,1}$ überträgt und im Idealfall die Überschätzungen bei den besonders breiten P140er-Querschnitten kompensiert. Der zweite aufgezeigte Aspekt verfolgt das Ziel, den wirksamen Querschnitt möglichst realitätsnah zu erfassen und auf diesem Wege auch die Unterschätzungen von $k_{6,1}$ bei kompakten Querschnitten zu eliminieren.

Um das alternative Konzept für die Anwendung in der Praxis aufzubereiten, sind Parameterstudien mit RSTAB für elastisch gebettete Balken mit unterschiedlichen Biegesteifigkeiten durchgeführt und grafisch aufbereitet worden, vgl. Bild 5.22. Der im Teilbild a) grau hinterlegte Ausschnitt umfasst die besonders relevanten nicht kompakten Querschnitte und ist im zweiten Diagramm in einem für die Anwendung geeigneteren Maßstab noch einmal dargestellt. Als Eingangsparameter werden benötigt:

- Bettungsziffer C_z in der Einheit kN/cm^2
- Flächenträgheitsmoment I_y des Ersatzquerschnittes in cm^4

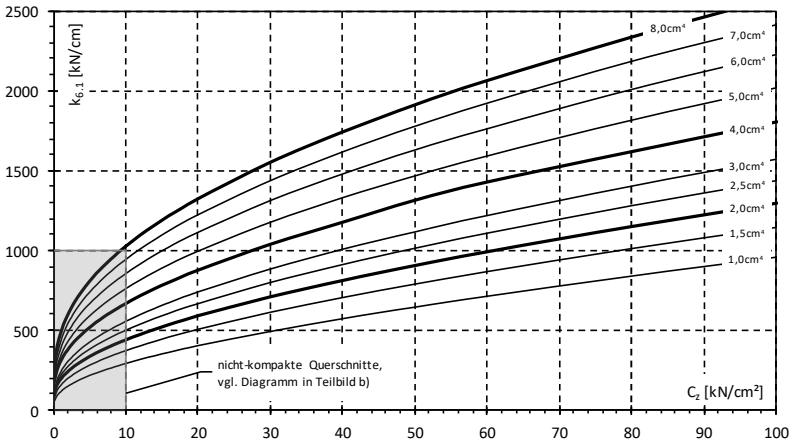
Die Bettungsziffer kann für das vereinfachte Ersatzmodell aus der Variante 2 mit Hilfe der über den Arbeitssatz hergeleiteten Gleichung (5.61) bestimmt werden:

$$\Rightarrow C_z = \frac{E \cdot t^3}{6 \cdot b'^2} \cdot \left(\frac{b'}{3} + \frac{h'}{4} \right)^{-1} \quad (5.61)$$

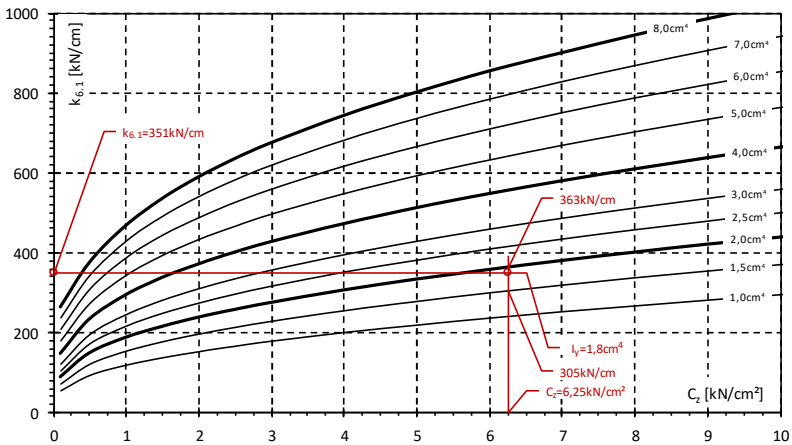
Um auch die lokalen Anschlussverformungen für von $a = 750$ mm abweichenden Fachwerkteilungen bewerten zu können, sind für verschiedene Bettungsziffern von $C_z = 1$ bis 20 kN/cm^2 ergänzende Berechnungen mit $a = 600$ bis 1.200 mm durchgeführt worden. Bei üblichen Rahmentiefen von $d \approx 1.000$ mm entspricht dies Neigungswinkeln von $\phi = 30$ bis 50° . Dabei hat sich gezeigt, dass die Wirkung der 1-Last aufgrund des geringen Abstandes $a'/2$ zu dem aus den Symmetriebedingungen folgenden unverschieblichen Auflager, sehr schnell abklingt und die **Länge der Fachwerkteilung** einen **vernachlässigbaren Einfluss** auf den Steifigkeitskoeffizienten $k_{6,1}$ hat. Im Gegensatz dazu führt eine Reduktion des **Schraubenabstandes** auf Werte $a' < 100$ mm zu einer signifikant kleineren Verformung w respektive zu einem **größeren Steifigkeitskoeffizienten $k_{6,1}$** . In Vergleichsrechnungen für ausgewählte Systeme mit $a' = 60$ und 80 mm stellten sich in etwa um den Faktor 1,40 bzw. 2,20 größere Steifigkeitskoeffizienten ein. Die Minimierung des Abstandes der Schraubverbindungen a' ist folglich ein sehr wirksamer Hebel, um die

5.3 Herleitung der Steifigkeitskoeffizienten und der zugehörigen Schubsteifigkeiten

Schubsteifigkeit von Ständerrahmen mit Einzelanschlüssen zu optimieren. Die Anwendung der beiden nachfolgenden Diagramme führt für $a' < 100$ mm zu auf der sicheren Seite liegenden Ergebnissen. Wenn eine höhere Genauigkeit erforderlich ist, kann mit dem Ersatzsystem aus Bild 5.20 b) für die vorliegenden Systemabmessungen die lokale Anschlussverformung bzw. der Steifigkeitskoeffizient bestimmt werden.



a) gesamter untersuchter Wertebereich für Bettungsziffern bis $C_2 = 100 \text{ kN/cm}^2$



b) Auszug im besonders relevanten Bereich der nicht kompakten Querschnitte

Bild 5.22: Steifigkeitskoeffizient $k_{6,1}$ in Abhängigkeit von der elastischen Bettung und der Biegesteifigkeit des Ersatzquerschnittes für $a' = 100$ mm und $a = 600$ bis 1.200 mm

Die in Bild 5.22 b) skizzierte Auswertung gehört zu dem Querschnitt P100/77/2,5 und dem ersten Anwendungsbeispiel, das im Anhang B.2 zu finden ist. Dabei sind die Bettungsziffern und Biegesteifigkeiten für die Variante 1 – ‘genau’ zugrunde gelegt und der Steifigkeitskoeffizient ist über lineare Interpolation zwischen den Kurven für $I_y = 1,5$ und $2,0 \text{ cm}^4$ abgeleitet worden.

5.3.6.3 Steifigkeitskoeffizienten für Lippe an Lippe-Anschlüsse

Bei der Anschlusskonfiguration Lippe an Lippe überlagern sich Verformungsanteile aus der Verzerrung und Tordierung der Stützenquerschnitte. Um diese beiden Komponenten im analytischen Modell erfassen zu können, sind zwei Ansätze verfolgt worden:

- **Querschnittsverzerrungen:** Bewertung der Verformungspotenziale über die Analogie zu einem elastisch gebetteten Balken
- **Tordierung der Stützen:** Ableitung einer Drehfedersteifigkeit über die Verdrehbehinderung durch die angeschlossenen Füllstäbe – ohne Berücksichtigung der sehr geringen Torsionssteifigkeit der dünnwandigen offenen Stützenquerschnitte

Aufgrund des Kraftflusses in den Fachwerkknoten stellen sich anders als bei den Einzelanschlüssen, unsymmetrische Verzerrungen der Querschnitte ein, sodass weiterführende Überlegungen erforderlich sind, auch wenn ein Teil der Ausarbeitungen für den Steifigkeitskoeffizienten $k_{6,1}$ hier aufgegriffen werden kann. Die unsymmetrischen Querschnittsverzerrungen resultieren aus den im Fachwerkknoten zu übertragenden, senkrecht zur Stützenachse wirkenden Anteilen der Stabkräfte. Die einander entgegen gerichteten Beanspruchungen bedingen – unter Vernachlässigung der Querschnittsverdrehungen – die in Bild 5.23 c) dargestellten Verformungen w , aus denen direkt auf den ersten Baustein des gesuchten Steifigkeitskoeffizienten zurückgeschlossen werden kann. Die Berechnung der Verformungen w kann mithilfe der skizzierten elastisch gebetteten Balken erfolgen. Für die Regelknoten ergibt sich die Länge des Ersatzbalkens aus der Breite der Aussteifungsfelder. Der Balken ist konstant mit der Bettungsziffer C_z gebettet. Zusätzliche vertikal unverschiebliche Auflager, wie sie bei den Einzelanschlüssen aus Symmetriegründen anzusetzen sind, entfallen hier. Die Breite der Aussteifungsfelder ist im Vergleich zur Abklinglänge groß, sodass w mithilfe der aus der Fachliteratur bekannten Gleichung der Biegelinie eines unendlich langen elastisch gebetteten Balkens unter einer Einzellast bestimmt werden kann. Mit dem gleichen Konzept und dem Ansatz einer Einzellast am Rand kann auch die Querschnittsverzerrung im Bereich der Störstellen erfasst werden, wenn man vereinfachend und

5.3 Herleitung der Steifigkeitskoeffizienten und der zugehörigen Schubsteifigkeiten

auf der sicheren Seite liegend den Überstand \ddot{U} vernachlässigt. Im Kontext der Störstellen ist ein besonderes Augenmerk auf versteifende Elemente, zum Beispiel Lastenleitungsplatten etc., zu legen, wie in Kapitel 5.4.2 ausführlich diskutiert wird.

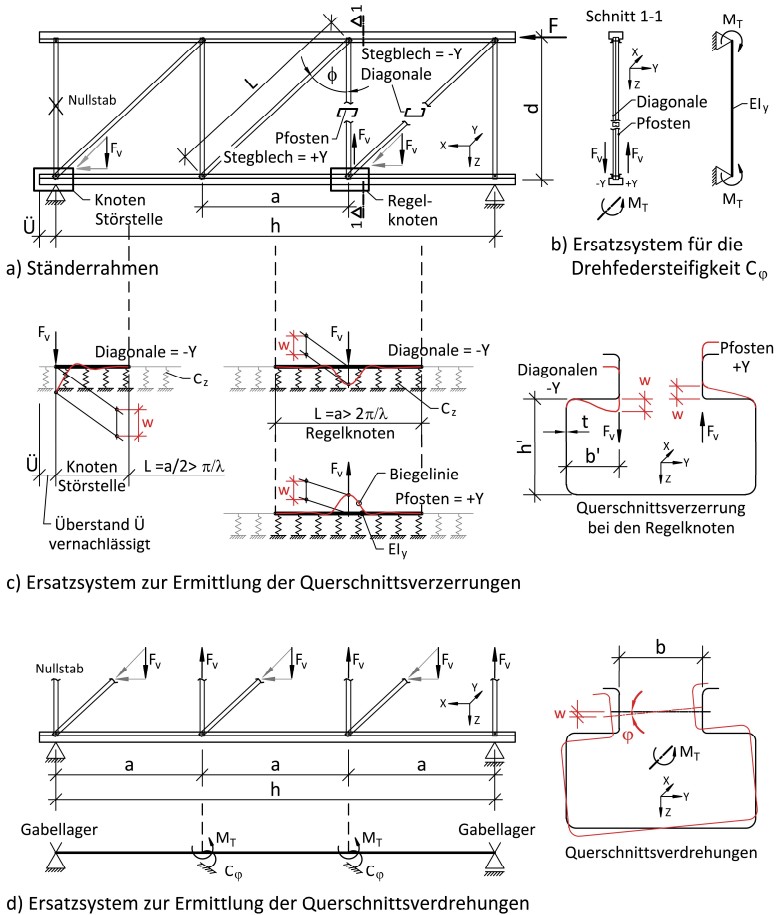


Bild 5.23: Ermittlung des Steifigkeitskoeffizienten $k_{6,2}$ über die Analogie zu einem elastisch gebetteten Balken sowie die Tordierung der Stützenquerschnitte

Um die Verformungen w berechnen zu können, müssen zunächst die Bettungsziffer C_z und die Biegesteifigkeit EI des wirksamen Ersatzquerschnittes bestimmt werden. In beiden Fällen kann auf die Ausarbeitungen zu den Einzelanschlüssen zurückgegriffen werden, wobei sowohl die Bettungsziffer als auch die Biegesteifigkeit nur

zur Hälfte angesetzt werden darf. Wird das vereinfachte System aus Variante 2 in Bild 5.20 c) verwendet, kann die Bettungsziffer mit folgender Gleichung bestimmt werden:

$$\Rightarrow C_z = \frac{E \cdot t^3}{12 \cdot b^2} \cdot \left(\frac{b'}{3} + \frac{h'}{4} \right)^{-1} \quad (5.62)$$

Für den wirksamen Ersatzquerschnitt gelten die Darstellungen in Bild 5.20 d) sinngemäß. Mit diesen Eingangsparametern kann dann die Verformung w aus der Biegelinie des elastisch gebetteten Balkens an der Stelle $x = 0$ abgeleitet werden:

$$\Rightarrow w = \frac{F \cdot \lambda}{2 \cdot C_z} \quad \text{für die Regelknoten} \quad (5.63)$$

$$\Rightarrow w = \frac{2 \cdot F \cdot \lambda}{C_z} \quad \text{für die Störstellen an den Eckpunkten} \quad (5.64)$$

Für beide Ersatzsysteme ist die von der Bettungsziffer und Biegesteifigkeit abhängige Abklingkonstante λ mithilfe von Gleichung (5.65) zu ermitteln:

$$\Rightarrow \lambda = 4 \sqrt[4]{\frac{C_z}{4 \cdot EI}} \quad (5.65)$$

Aus Gleichung (5.64) geht hervor, dass sich bei einer Einzellast am Rand eine um Faktor vier größere Verformung w einstellt als bei dem korrespondierenden unendlich langen Balken mit einer Einzellast.

Für eine Einwirkung $F_v = 1$ kann mit der Beziehung $k_{6,2} = F_v / w$ der Steifigkeitskoeffizient für den **Anteil der Querschnittsverzerrungen** direkt angegeben werden:

$$\Rightarrow k_{6,2} = \eta_{6Cz} \cdot \frac{C_z}{\sqrt[4]{\frac{C_z}{4 \cdot EI}}} \quad \text{noch ohne den Anteil der Stützenverdrehung, vgl. Gleichung (5.70) und (5.71)} \quad (5.66)$$

$$\text{mit: } \eta_{6Cz} = 2,0$$

für die Regelknoten

$$\eta_{6Cz} = 0,5$$

für die Störstelle an den Eckpunkten

Anmerkung: Der Beiwert η_{6Cz} ist in jedem Fall zu berücksichtigen und ersetzt nicht den Beiwert η_6 in Gleichung (5.74).

Ob sich die Biegeverformungen von zwei benachbarten Anschlusspunkten möglicherweise gegenseitig beeinflussen, ist von der Abklingkonstanten bzw. der Biegesteifigkeit EI und der Bettungsziffer C_z abhängig. Da die Biegeverformungen schnell abklingen, ist dies für kompakte Stützenquerschnitte zumeist nicht der Fall.

Da aber mit kleinen Bettungsziffern die Abklinglänge π/λ zunimmt, stellen sich bei nicht kompakten Querschnitten Verhältnisse ein, bei denen sich die Querschnittsverzerrungen zweier benachbarter Fachwerkknoten gegenseitig beeinflussen können. Um dies zu veranschaulichen, sind in der nachfolgenden Tabelle neben den Steifigkeitskoeffizienten $k_{6.2}$, für die im vorhergehenden Kapitel untersuchten Stützenquerschnitte auch die zugehörigen Abklinglängen mit aufgeführt.

Tabelle 5.4: Anteiliger Steifigkeitskoeffizient $k_{6.2}$ für die Querschnittsverzerrungen bei Lippe an Lippe-Anschlüssen sowie zugehörige Abklinglängen π/λ

Bezeichnung Stützen- querschnitt	Abmessungen				Variante 1 - 'genau'				Variante 2 - 'vereinfacht'			
	t [mm]	h' [mm]	b' [mm]	b _{Lippe} [mm]	I _y [cm ⁴]	C _z [kN/cm ²]	π/λ [cm]	k _{6.2} [kN/cm]	I _y [cm ⁴]	C _z [kN/cm ²]	π/λ [cm]	k _{6.2} [kN/cm]
P100/77/t	2,0	49,5	23,0	0,00	0,71	1,53	44	43	0,74	1,31	46	39
	2,5	49,0	22,5	0,00	0,90	3,13	39	78	0,85	2,71	40	69
	3,0	48,5	22,0	0,00	1,10	5,67	36	128	0,93	4,94	35	111
	3,5	48,0	21,5	0,00	1,30	9,44	33	196	0,99	8,29	31	166
P100/72/t-L	2,0	39,5	23,0	18,00	2,06	1,88	55	65	2,28	1,50	59	57
	2,5	39,0	22,5	18,00	2,53	3,89	48	119	2,60	3,09	51	101
P140/120/t	2,0	86,0	37,5	11,50	2,43	0,31	89	18	2,26	0,29	89	16
	2,5	85,5	37,0	11,25	2,98	0,63	79	32	2,68	0,59	78	29
	3,0	85,0	36,5	11,00	3,50	1,14	71	51	3,06	1,06	70	47
	3,5	84,5	36,0	10,75	4,01	1,87	65	77	3,39	1,73	63	70
P140/100/t	2,0	66,0	37,5	11,50	2,43	0,39	85	21	2,26	0,34	86	19
	2,5	65,5	37,0	11,25	2,98	0,79	75	37	2,68	0,69	75	33
	3,0	65,0	36,5	11,00	3,50	1,43	67	61	3,06	1,24	67	53
	3,5	64,5	36,0	10,75	4,01	2,36	61	92	3,39	2,04	61	79
P120/120/t	2,0	86,0	27,5	11,50	2,16	0,62	73	29	2,02	0,60	72	28
	2,5	85,5	27,0	11,25	2,65	1,27	64	52	2,39	1,23	63	49
	3,0	85,0	26,5	11,00	3,11	2,30	58	84	2,72	2,22	56	80
	3,5	84,5	26,0	10,75	3,54	3,81	53	127	3,00	3,68	51	119
P120/100/t	2,0	66,0	27,5	11,50	2,16	0,79	69	34	2,02	0,72	69	32
	2,5	65,5	27,0	11,25	2,65	1,62	61	62	2,39	1,47	60	57
	3,0	65,0	26,5	11,00	3,11	2,94	54	101	2,72	2,66	54	91
	3,5	64,5	26,0	10,75	3,54	4,91	49	154	3,00	4,42	49	137
P100/100/t	2,0	66,0	17,5	11,50	1,81	2,07	52	68	1,70	2,03	51	66
	2,5	65,5	17,0	11,25	2,20	4,30	45	124	2,00	4,24	44	120
	3,0	65,0	16,5	11,00	2,57	7,91	40	203	2,26	7,83	39	195
	3,5	64,5	16,0	10,75	2,91	13,36	37	311	2,48	13,30	35	297
P100/75/t	2,0	41,0	17,5	11,50	1,81	3,47	45	100	1,70	2,81	47	84
	2,5	40,5	17,0	11,25	2,20	7,35	40	185	2,00	5,89	41	153
	3,0	40,0	16,5	11,00	2,57	13,75	35	308	2,26	10,91	36	250
	3,5	39,5	16,0	10,75	2,91	23,59	32	476	2,48	18,59	32	382
P90/75/t	2,0	41,0	13,0	11,50	1,58	7,11	37	166	1,52	5,59	39	137
	2,5	40,5	12,5	11,25	1,91	15,19	32	308	1,78	11,94	33	252
	3,0	40,0	12,0	11,00	2,14	28,61	28	509	1,99	22,55	29	418
	3,5	39,5	11,5	10,75	2,42	49,31	25	790	2,17	39,15	26	647

Insbesondere bei Z-Fachwerken ist zu prüfen, ob sich die Abklinglängen überschneiden, da dies zu einem nicht konservativen Ansatz für den Steifigkeitskoeffizienten $k_{6.2}$ führt. In einem solchen Fall sollte auf eine numerische Berechnung für den elastisch gebetteten Balken und nicht auf die Gleichung (5.66) bzw. die in Tabelle 5.4 aufgeführten Steifigkeitskoeffizienten zurückgegriffen werden.

Neben den Querschnittsverzerrungen sind auch die Anteile aus den anschlussbedingten Torsionsmomenten zu berücksichtigen. Dass hierbei nicht alleine der sehr geringe Torsionswiderstand der dünnwandigen offenen Stützenquerschnitte wirksam ist, haben die Beobachtungen bei den eigenen Rahmenschubversuchen und auch die numerischen Berechnungen in Kapitel 4.2 aufgezeigt. Aus den im Allgemeinen bei nur $I_T = 0,06$ bis $0,60 \text{ cm}^4$ liegenden Torsionsträgheitsmomenten ergeben sich bereits bei geringen Beanspruchungen – ohne etwaige Wölbbehinderungen zu berücksichtigen, Verdrehungen von $\varphi > 10^\circ$. Mit den in Bild 5.23 d) skizzierten geometrischen Verhältnissen führt dies zu unbegründet kleinen Steifigkeitskoeffizienten bzw. Schubsteifigkeiten, die alleine bereits signifikant unter den experimentell ermittelten Werten liegen.

Vernachlässigt man den Anteil aus dem Torsionswiderstand der Stützenquerschnitte und unterstellt, dass die Tordierung der Stützen nur durch die Biegesteifigkeit der angeschlossenen Füllstäbe behindert wird, lässt sich die Berechnung des gesuchten Steifigkeitskoeffizienten auf die Enddrehwinkel φ von Einfeldträgern mit zwei gegengleichen Endmomenten reduzieren, vgl. Bild 5.23 b). Die Enddrehwinkel sind von der Biegesteifigkeit und der Länge der Füllstäbe abhängig. Daher ist es erforderlich, zwischen D-Fachwerken mit je zwei Diagonalen und Z-Fachwerken mit einer Diagonalen und einem Pfosten zu differenzieren. Die Enddrehwinkel φ lassen sich wie folgt bestimmen:

$$\Rightarrow \quad \varphi = \frac{M_T \cdot d}{2 \cdot EI \cdot \cos \phi} = \frac{F_v \cdot b \cdot d}{2 \cdot EI \cdot \cos \phi} \quad \text{für einen Füllstab} \quad (5.67)$$

mit: b als „Öffnungsmaß“ der Stützen
 $\phi = 0^\circ$ für senkrecht angeordnete Pfosten

Die Drehfedersteifigkeiten der angeschlossenen Füllstäbe wirken entkoppelt voneinander und können nach Gleichung (5.17) aufsummiert werden. Hieraus ergeben sich in Abhängigkeit vom Fachwerktypen folgende Gleichungen:

$$\Rightarrow \quad C_\varphi = \frac{4 \cdot EI \cdot \cos \phi}{d} \quad \text{für D - Fachwerke} \quad (5.68)$$

$$C_\varphi = \frac{2 \cdot EI}{d} \cdot (1 + \cos \phi) \quad \text{für Z - Fachwerke} \quad (5.69)$$

Aus den Gleichungen (5.68) und (5.69) kann im nächsten Schritt für das aus $F_v = „1“$ folgende Torsionsmoment $M_T = 1 \cdot b$ die Verdrehung φ in den Fachwerkknoten berechnet und hieraus über die Winkelbeziehungen die Verformung w abgeleitet

werden. Mit der allgemeinen Definition aus Gleichung (5.4) können dann abschließend die Steifigkeitskoeffizienten $k_{6,2}$ für den Anteil aus der Tordierung der Stützen ermittelt werden. Die Bestimmungsgleichungen lauten:

$$\Rightarrow k_{6,2} = \frac{2}{b \cdot \tan\left(\frac{180 \cdot b \cdot d}{4\pi \cdot EI \cdot \cos\phi}\right)} \quad \text{für D - Fachwerke} \quad (5.70)$$

$$k_{6,2} = \frac{2}{b \cdot \tan\left(\frac{180 \cdot b \cdot d}{2\pi \cdot EI \cdot (1 + \cos\phi)}\right)} \quad \text{für Z - Fachwerke} \quad (5.71)$$

In der Tangensfunktion ist der Ausdruck $180/\pi$ eingeführt worden, um die Winkel vom Bogenmaß in Grad umzurechnen. Wird konsequent mit den Winkeln im Bogenmaß gerechnet, kann hierauf verzichtet werden.

Aus den hergeleiteten Gleichungen für den Steifigkeitskoeffizienten $k_{6,2}$ ergeben sich für gebräuchliche Füllstabquerschnitte nachfolgend tabellierte Werte:

Tabelle 5.5: Anteiliger Steifigkeitskoeffizient $k_{6,2}$ für die Querschnittsverdrehungen bei Lippe an Lippe – Anschlüssen für gebräuchliche Füllstabquerschnitte

Bezeichnung Füllstab- querschnitt	Eingangsparameter				$k_{6,2}$ - D-Fachwerk [kN/cm]			$k_{6,2}$ - Z-Fachwerk [kN/cm]		
	t	d	b	I_y	Neigungswinkel ϕ			Neigungswinkel ϕ		
	[mm]	[mm]	[mm]	[cm ⁴]	35°	40°	45°	35°	40°	45°
C30/25/t	1,25	920	50	0,88	53	49	45	58	57	55
	1,50	920	50	1,02	61	57	53	68	66	64
C40/30/t	1,25	920	60	1,56	65	61	56	72	70	68
	1,50	920	60	1,81	75	70	65	84	81	78
	2,00	920	60	2,26	94	88	81	104	101	98
C30/25/t	1,25	1.120	50	0,88	43	40	37	48	47	45
	1,50	1.120	50	1,02	50	47	43	56	54	52
C40/30/t	1,25	1.120	60	1,56	53	50	46	59	57	55
	1,50	1.120	60	1,81	62	58	53	69	67	64
	2,00	1.120	60	2,26	77	72	67	86	83	80

Für die Ableitung der anteiligen Schubsteifigkeiten sind die Verformungspotenziale aus den Querschnittsverzerrungen nach Gleichung (5.66) und der Querschnittsverdrehung nach Gleichung (5.70) bzw. (5.71) zu erfassen und als in Reihe geschaltete Federn zu kumulieren. Dabei kann auf das gleiche Grundprinzip wie für die Einzelanschlüsse nach Kapitel 5.3.6.2 zurückgegriffen werden, wie im nachfolgenden Kapitel aufgezeigt wird.

5.3.6.4 Herleitung der anteiligen Schubsteifigkeit

Die Steifigkeitskoeffizienten $k_{6,1}$ und $k_{6,2}$ beschreiben die senkrecht zur Stützenachse orientierten lokalen Anschlussverformungen, die aus den vertikalen Kraftkomponenten resultieren, wie Bild 5.24 schematisch darstellt.

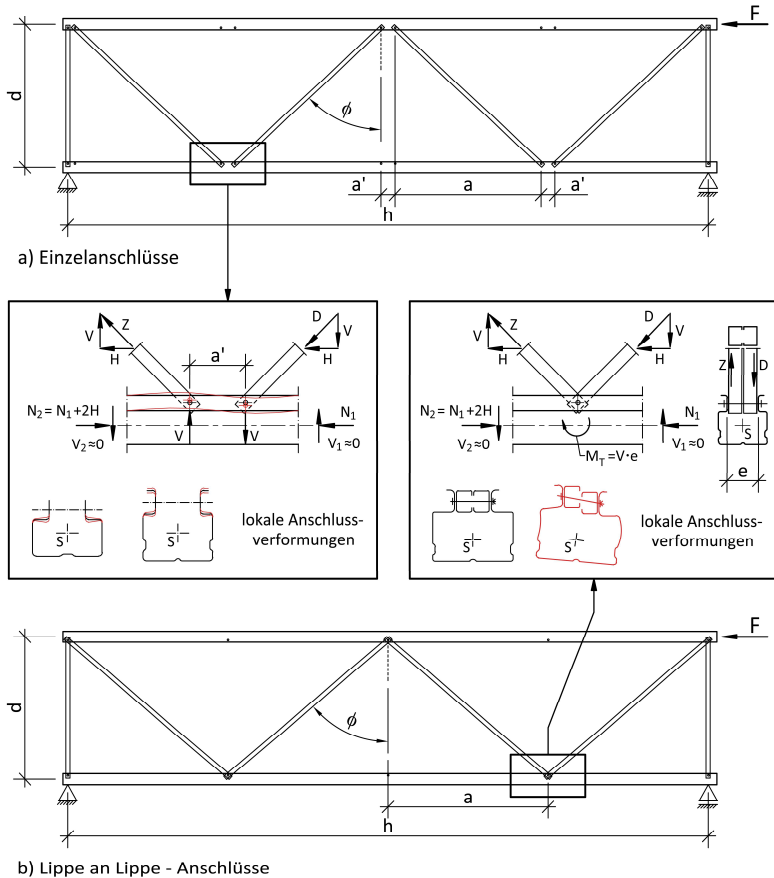


Bild 5.24: Lokale Anschlussverformungen der Stützen bei Einzelanschlüssen

Die lokalen Anschlussverformungen lassen sich auf die senkrecht zur Stützenachse wirkende Verschiebung w reduzieren. Die mittragende Wirkung des Stützenquerschnittes zu beiden Anschlussseiten ist in den Steifigkeitskoeffizienten $k_{6,1}$ und $k_{6,2}$ enthalten.

Ist der mitragende Querschnitt in Bereichen von Störstellen, wie den Endpfosten in D-Fachwerken, nicht gegeben, muss dies bei Bedarf über eine Reduktion der Steifigkeitskoeffizienten erfasst werden. Mit diesen Grundlagen lassen sich die geometrischen Beziehungen zur Ableitung der anteiligen Schubsteifigkeit wie folgt definieren:

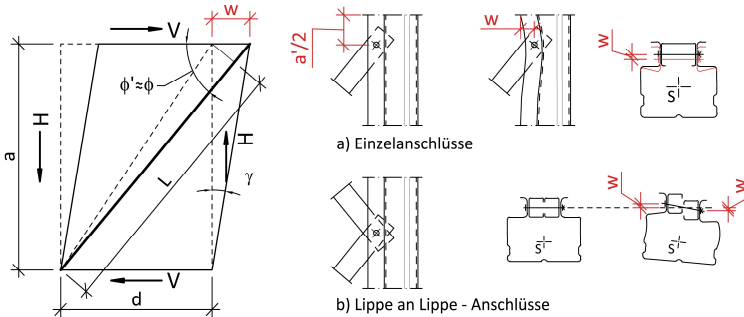


Bild 5.25: Definitionen für die Herleitung der Schubsteifigkeit der Komponente K6

Die für die Ableitung der anteiligen Schubsteifigkeit maßgebende Verschiebung w lässt sich über den Steifigkeitskoeffizienten k_6 und das Federgesetz wie folgt anschreiben:

$$\Rightarrow w = \frac{V}{k_6} \quad (5.72)$$

Der Steifigkeitskoeffizient k_6 steht hierbei vereinfachend für die beiden betrachteten Anschlussvarianten Einzelanschluss ($= k_{6,1}$) und Lippe an Lippe ($= k_{6,2}$). Mit der Definition des Gleitwinkels $\gamma = w/a$ folgt:

$$\Rightarrow \gamma = \frac{V}{a \cdot k_6} \quad (5.73)$$

Für den Gleitwinkel $\gamma = 1$ lässt sich die Gleichung (5.73) in die Bestimmungsgleichung für die anteilige Schubsteifigkeit für die lokalen Anschlussverformungen überführen, wobei zu berücksichtigen ist, dass bei einem D-förmigen Fachwerk je Diagonale zwei Anschlüsse die gleiche Deformation erfahren, was über den Beiwert $\eta_6 = \frac{1}{2}$ zu erfassen ist. Bei Z-förmigen Fachwerken bilden je eine Diagonale und ein Pfosten ein Aussteifungsfeld, und es ist in der nachfolgenden Gleichung abweichend mit $\eta_6 = \frac{1}{4}$ zu rechnen.

$$\Rightarrow S_{D,K6} = \eta_6 \cdot a \cdot k_6 \quad (5.74)$$

Ein besonderes Augenmerk ist auf konsistente Einheitensysteme zu legen, insbesondere wenn auf tabellierte Steifigkeitskoeffizienten zurückgegriffen wird.

Mit den Ausarbeitungen zu den lokalen Anschlussverformungen für Lippe an Lippe-Anschlüsse sind die Grundlagen für die üblichen Anschlusskonfigurationen mit der vorliegenden Arbeit komplettiert worden. Es sollten aber weiterhin – wie auch im FOSTA-Projekt P1078 [106] angemerkt – in Anwendungsfällen, in denen eine hohe Schubsteifigkeit gefordert ist, keine Ständerahmen mit der Anschlusskonfiguration Lippe an Lippe eingesetzt werden.

5.3.7 Komponente K7 – Lochleibungsverformungen

5.3.7.1 Allgemeines

Unter der Komponente K7 werden die anteiligen Schubsteifigkeiten infolge der Lochleibungsverformungen bei den Stützen und Füllstäben erfasst. Vor dem Hintergrund der in dem FOSTA-Projekt P1078 [106] aufgeworfenen Fragestellungen zum Ansatz der Tangenten- oder Sekantensteifigkeit sind im Rahmen der vorliegenden Arbeit die in Kapitel 3.3.1 vorgestellten Komponentenversuche durchgeführt worden. Basierend auf den umfassenden Untersuchungen zum Trag- und Verformungsverhalten von dünnwandigen Blechen mit Lochleibungsbeanspruchungen konnte ein empirisches Modell zur realitätsnahen Ermittlung des Steifigkeitskoeffizienten entwickelt werden, das die für den Regalbau typischen Randbedingungen abdeckt und eine vom Ausnutzungsgrad η der Lochleibungstragfähigkeit abhängige Berechnung des Steifigkeitskoeffizienten k_7 ermöglicht. Die ausführliche Herleitung des empirischen Modells findet sich inklusive der Zusammenstellung aller für die Anwendung erforderlichen Gleichungen (3.9) bis (3.12) in Kapitel 3.3.1.6.5, sodass an dieser Stelle auf weitere Ausführungen hierzu verzichtet wird.

Bei der Herleitung der Bestimmungsgleichungen für die anteiligen Schubsteifigkeiten gilt – wie bei allen bisher betrachteten Komponenten auch – dass die Ausrichtung der Lochleibungsfeder von besonderer Bedeutung ist. Dies bedingt eine sehr differenzierte, vom Kraftfluss und der Anschlusskonfiguration abhängige Vorgehensweise. Die Grundlagen hierfür werden in Kapitel 5.3.7.2.1 vorgestellt, bevor dann in den nachfolgenden Kapiteln die Herleitungen für die im Kontext der Arbeit besonders relevanten D- und Z-Fachwerke eingegangen wird. Die dabei angewandten Methoden können auch auf abweichende Fachwerke übertragen werden.

5.3.7.2 Herleitung der anteiligen Schubsteifigkeiten

5.3.7.2.1 Grundlagen für die nachfolgenden Herleitungen

Da der Einfluss der Lochleibungsverformungen von der konstruktiven Ausbildung der Fachwerke respektive vom Kraftfluss in den Knotenpunkten abhängt, sind differenzierte Betrachtungen für die verschiedenen Fachwerkkonstruktionen erforderlich. Dabei spielen zwei Aspekte eine wesentliche Rolle:

- **Orientierung der Lochleibungsfeder** in Relation zu der Füllstab- oder Stützenachse
- **Anzahl der Kontaktzonen** zwischen den Schrauben und den Füllstäben bzw. den Stützen

Die Orientierung der Lochleibungsfedern ist entscheidend für die Ableitung der Bestimmungsgleichungen der korrespondierenden Schubsteifigkeit der Ständerrahmen. Da sich die aus den Lochleibungsfedern folgenden Verformungen mit der axialen Stauchung oder Dehnung der Füllstäbe bzw. der Stützen decken, kann auch hier auf die in den Kapiteln 5.3.1 und 5.3.3 hergeleiteten Gleichungen zurückgegriffen werden. Nur der Steifigkeitskoeffizient k_1 bzw. k_3 ist durch k_7 zu substituieren. Dabei ist zu berücksichtigen, dass sich die in Kapitel 3.3.1.6.5 angegebenen Bestimmungsgleichungen für die Steifigkeitskoeffizienten k_7 auf jeweils eine Kontaktzone zwischen dem Schraubenschaft und den Blechen der Füllstäbe oder Stützen beziehen. Dies wird in den weiteren Ausarbeitungen über die Einführung eines Formfaktors η_7 erfasst. Der Formfaktor hängt vom Kraftfluss in den Anschlussknoten und von der Anzahl der Kontaktzonen ab. Dies soll kurz am Beispiel eines D-Fachwerks erläutert werden:

Über den Steifigkeitskoeffizienten K_7 werden die Deformationen eines dünnwandigen Bleches infolge der Lochleibungsbeanspruchung erfasst. Eine Diagonale in einem D-Fachwerk ist an beiden Stabenden mit je einer Schraube angeschlossen, sodass sich Lochleibungsverformungen auch zu beiden Stabseiten gleichermaßen einstellen. Der Steifigkeitskoeffizient darf in dem Fall nur mit einem Anteil von 50 % bzw. einem Formfaktor $\eta_7 = 0,5$ in Ansatz gebracht werden. Dies gilt, wenn die Schraubenschlüsse nur jeweils eine Kontaktzone aufweisen, wie das bei den Anschlusskonfigurationen Rücken an Rücken oder Lippe an Lippe der Fall ist. Bei Einzelanschlüssen hingegen, stehen an jedem Stabende zwei Kontaktzonen zur Verfügung, sodass hier der Steifigkeitskoeffizient mit dem Faktor zwei multipliziert werden darf. Insgesamt ergibt sich ein Formfaktor von $\eta_7 = 0,5 \cdot 2 = 1,0$. Bei den Stützen ist der Formfaktor η_7 zudem vom Kraftfluss in den Anschlusspunkten abhängig. Auch wenn grundsätzlich zwei Kontaktzonen je Anschluss gegeben sind,

darf nur bei Einzelanschlüssen und bei der Anschlusskonfiguration Rücken an Rücken der Steifigkeitskoeffizient mit dem Faktor zwei beaufschlagt werden. Bei Lippe an Lippe-Anschlüssen müssen sich die Stabkräfte aus den beiden in einem Knotenpunkt verbundenen Diagonalen voll über den Stützenquerschnitt kurzschließen. Für die Lasteinleitung der Stabkräfte in die Stützen kann somit nur eine Kontaktzone in Ansatz gebracht werden, der Formfaktor bleibt folglich bei $\eta_7 = 0,5$. Die anzusetzenden Formfaktoren werden in den nachfolgenden Kapiteln aufgegriffen und mithilfe der Bild 5.27 bis Bild 5.31 für D- und Z-Fachwerke mit unterschiedlichen Anschlusskonstruktionen erläutert. Für eine übersichtliche Darstellung sind in Tabelle 5.6 die Formfaktoren η_7 für die im Detail betrachteten Fachwerkkonfigurationen zusammenfassend dargestellt. Die in Klammern gesetzten Verweise auf die Komponente K1 oder K3 zeigen an, auf welche Analogien für die Ableitung der Schubsteifigkeiten der Ständerrahmen zurückgegriffen werden kann.

Tabelle 5.6: Formfaktor η_7 zur Berücksichtigung des Kraftflusses und der Kontaktzonen

Formfaktor η_7 , [-] und Verweis auf Analogie zu Komponente [K_]	D-Fachwerke			Z-Fachwerke	
	Einzelanschluss	Rücken an Rücken	Lippe an Lippe	Rücken an Rücken	Lippe an Lippe
Stützen	1,0 [K1]	1,0 [K3]	0,5 [K3]	1,0 (K3)	0,5 [K1]
Diagonalen	1,0 [K1]	0,5 [K1]	0,5 [K1]	0,5 [K1]	0,5 [K1]
Pfosten	1,0 ("nur" bei Störstellen)	0,5 ("nur" bei Störstellen)	0,5 ("nur" bei Störstellen)	0,5 [K1]	0,5 [K1]

Bei der **Analogie zur Komponente K3** ist es wichtig darauf hinzuweisen, dass bei der Herleitung der Gleichung (5.60) nur die Längenänderung einer Stütze zugrunde gelegt worden ist. Hieraus resultiert der Faktor $\frac{1}{2}$, der bei Berechnung der anteiligen Schubsteifigkeiten für die Lochleibungsfedern über den Formfaktor η_7 erfasst wird. Für die Fachwerkkonfigurationen mit Analogien zur Komponente K3 ist der **Faktor $\frac{1}{2}$ aus Gleichung (5.60) nicht zu berücksichtigen!** Somit greift die folgende Modifikation, bei der der Steifigkeitskoeffizient k_3 durch $\eta_7 \cdot k_7$ zu substituieren ist:

$$\Rightarrow S_D = \frac{EA_S}{\underbrace{a}_{k_3}} \cdot \frac{d^2}{a} \quad (5.75)$$

Zur Veranschaulichung der Analogie zu den Komponenten K1 und K3 sind die in Bild 5.26 zugrunde gelegten Systeme schematisch dargestellt. Die Lochleibungsverformungen der Diagonalen sind rot und die der Stützen blau markiert. Diese Farbgebung ist in Bild 5.27 bis Bild 5.31 bei der Herleitung der Schubsteifigkeiten für die Lochleibungsfedern beibehalten worden.

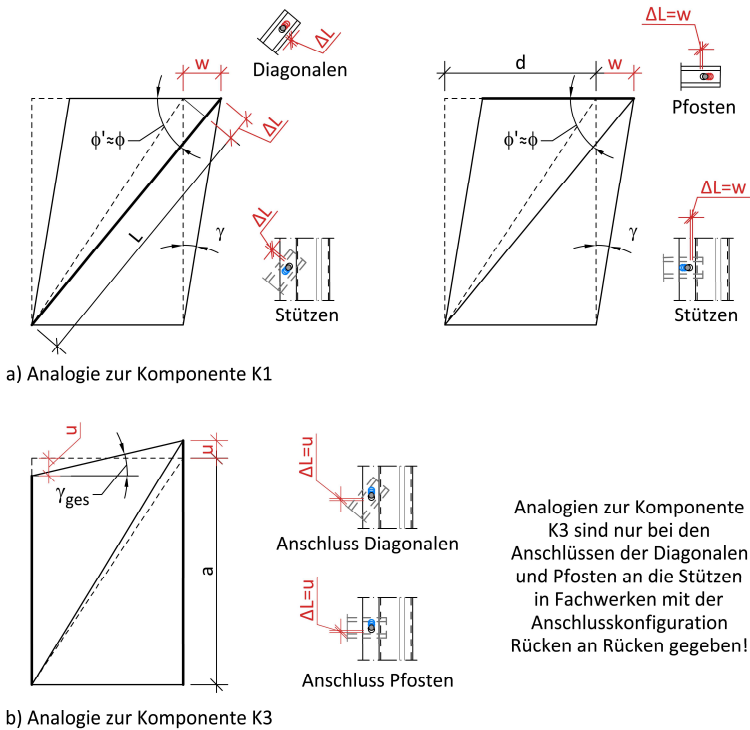
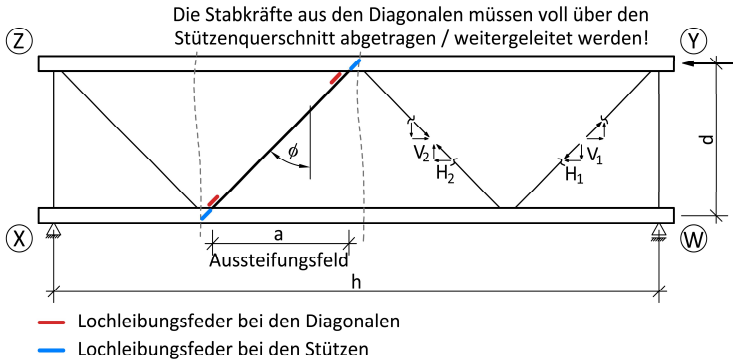


Bild 5.26: Analogie der Lochleibungsfedern zu den Komponenten K1 und K2

5.3.7.2.2 D-Fachwerke mit Einzelanschlüssen

Bei D-Fachwerken mit Einzelanschlüssen müssen die Stabkräfte aus den Diagonalen immer voll über den Schraubanschluss in die Stützen eingetragen werden. Aufgrund der Anschlussausbildung stehen sowohl bei den Diagonalen als auch bei den Stützen immer vier Kontaktzonen mit Lochleibungsbeanspruchungen zur Verfügung, wie in Bild 5.27 schematisch dargestellt. Aufgrund der Anzahl der Kontaktzonen ist hier der Formfaktor für die **Diagonalen und Stützen mit $\eta_7 = 1,0$** anzusetzen.



a) Systemübersicht und Ausrichtung der Lochleibungsfedern

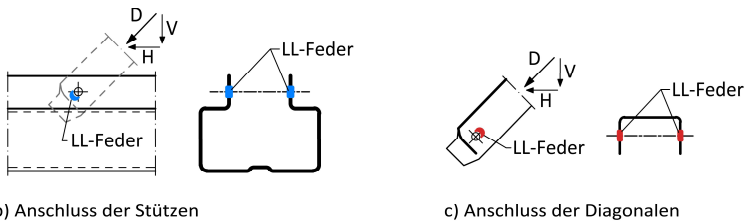


Bild 5.27: Lochleibungsfedern für D-Fachwerke mit Einzelanschlüssen

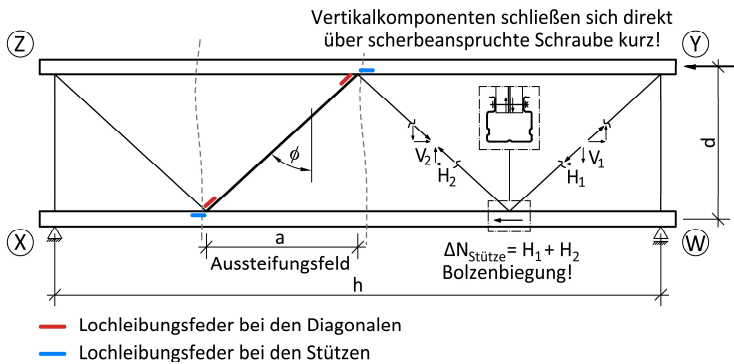
Die Orientierung der Lochleibungsfedern ist grundsätzlich parallel zur Stabachse der Diagonalen, damit ist eine **Analogie zur Komponente K1** gegeben. Über Gleichung (5.10) lässt sich nach Substitution von k_1 durch k_7 und nach Ergänzung des Formfaktors η_7 die Gleichung für die Schubsteifigkeit wie folgt anschreiben:

$$\Rightarrow S_{D,K7} = \eta_7 \cdot k_7 \cdot \cos^2 \phi \cdot a \quad (5.76)$$

Gleichung (5.76) ist für die Nachgiebigkeiten der Lochleibungsfedern der Diagonalen und Stützen auszuwerten. Der Steifigkeitskoeffizient k_7 kann in Abhängigkeit von der Blechdicke und dem Ausnutzungsgrad entsprechend Kapitel 3.3.1.6.5 angesetzt werden.

5.3.7.2.3 D-Fachwerke mit der Anschlusskonfiguration Rücken an Rücken

Beim Kraftfluss von D-Fachwerken mit der Anschlusskonfiguration Rücken an Rücken ist zu berücksichtigen, dass sich die vertikalen Kraftkomponenten in den Füllstäben über die scherbeanspruchten Schrauben direkt kurzschließen. Folglich müssen nur die horizontalen Kraftkomponenten, die auch die Schraubenbiegung bedingen, über Lochleibung in die Stützen eingetragen werden. Bei den Diagonalen gelten die gleichen Randbedingungen wie bei D-Fachwerken mit Einzelanschlüssen, nur dass die Anzahl der Kontaktzonen auf zwei beschränkt ist. Entsprechend ist als Formfaktor für die **Stützen** $\eta_7 = 1,0$ und die **Diagonalen** $\eta_7 = 0,5$ anzusetzen, wie auch die nachfolgende Abbildung aufzeigt.



a) Systemübersicht und Ausrichtung der Lochleibungsfedern

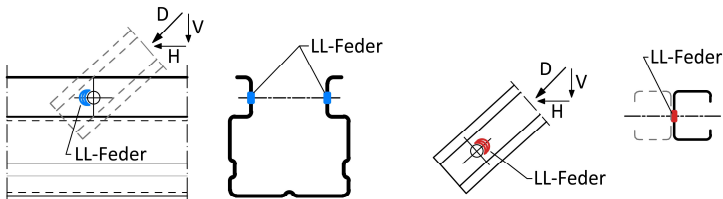


Bild 5.28: Lochleibungsfedern für D-Fachwerke mit Rücken an Rücken-Anschlüssen

Aufgrund der Orientierung der Lochleibungsfedern ist bei den **Diagonalen** wieder die Analogie zur Komponente K1 gegeben, und es **gilt die Gleichung (5.76)**. Bei den Stützen hingegen ist die Lochleibungsverformung parallel zur Achsrichtung der

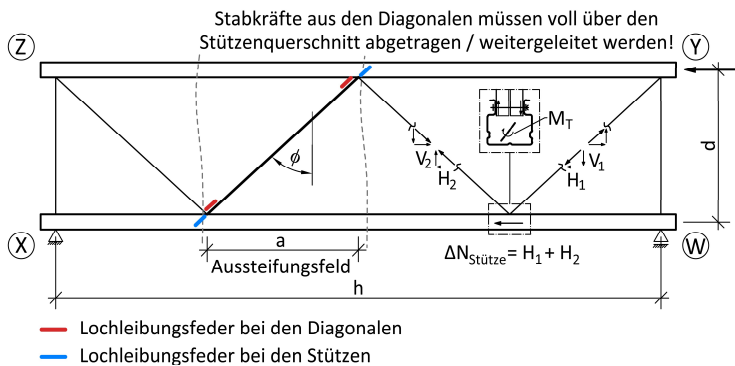
Stützen ausgerichtet, und es greift die **Analogie zur Komponente K3**. Die Bestimmungsgleichung lautet nach Substitution von k_3 in (5.75) und nach Ergänzung des Formfaktors η_7 somit:

$$\Rightarrow S_{D,K75} = \eta_7 \cdot k_7 \cdot \frac{d^2}{a} \quad (5.77)$$

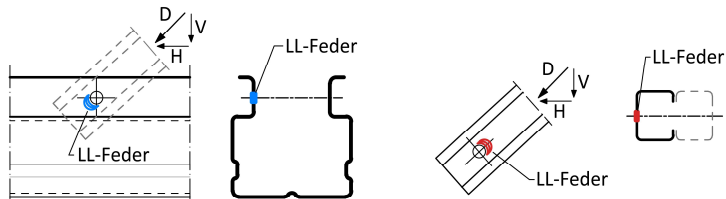
Im Hinblick auf den Steifigkeitskoeffizienten k_7 selbst gelten die gleichen Hinweise und Anmerkungen wie beim D-Fachwerk mit Einzelanschlüssen.

5.3.7.2.4 D-Fachwerke mit der Anschlusskonfiguration Lippe an Lippe

Beim nachfolgend skizzierten D-Fachwerk mit der Anschlusskonfiguration Lippe an Lippe ist der Kraftfluss vergleichbar zu dem D-Fachwerk mit Einzelanschlüssen.



a) Systemübersicht und Ausrichtung der Lochleibungsfedern



b) Anschluss der Stützen

c) Anschluss der Diagonalen

Bild 5.29: Lochleibungsfedern für D-Fachwerke mit Lippe an Lippe-Anschlüssen

Die Stabkräfte müssen immer voll über den Schraubanschluss in das Stützenprofil abgetragen bzw. an den nächsten Stab weitergeleitet werden. Die vertikalen Komponenten der Stabkräfte schließen sich dabei aber nicht über die Scherfuge in der Schraube kurz. Die einschneidigen Schraubanschlüsse bedingen zum einen die Tordierung der Stützen und zum anderen einen Formfaktor für die **Diagonalen und Stützen von $\eta_7 = 0,5$** . Für die Bestimmung der **Schubsteifigkeit** kann wie bei den D-Fachwerken mit Einzelanschlüssen **Gleichung (5.76)** verwendet werden.

5.3.7.2.5 Ergänzende Anmerkungen zu den Endpfosten in D-Fachwerken

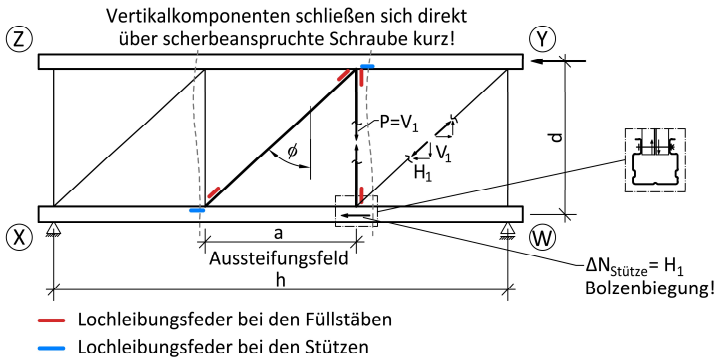
Bei allen bisherigen Ausführungen zu D-Fachwerken sind die beiden Endpfosten nicht erfasst worden. Dies hat den Hintergrund, dass in den theoretischen Ansätzen von *Engesser* [21] oder *Timoshenko* und *Gere* [100] immer von einem idealisierten, ungestörten Fachwerk ausgegangen wird. Die Endpfosten in den Fachwerken bilden Störstellen und sind gesondert zu betrachten. Hierauf wird im Kontext der Anwendung des analytischen Konzeptes in Kapitel 5.4.2 noch genauer eingegangen. Als Basis für die Bewertung des Einflusses der Endpfosten kann auf die in den beiden nachfolgenden Kapiteln vorgestellten Ausführungen zum Einfluss der Pfosten in Z-Fachwerken zurückgegriffen werden.

5.3.7.2.6 Z-Fachwerke mit der Anschlusskonfiguration Rücken an Rücken

Bei den bisher betrachteten D-Fachwerken gehörten keine Pfosten zum eigentlichen Aussteifungsfeld. Für Z-Fachwerke ist dies anders. Hier bilden jeweils eine Diagonale und ein senkrecht stehender Pfosten ein Aussteifungsfeld des Fachwerks. Die Lochleibungsfedern sind sowohl für die Diagonalen, als auch für den Pfosten zu erfassen und im Hinblick auf die Schubsteifigkeit zu bewerten. Dies deckt sich auch mit dem aus Anhang G der DIN EN 15512 bekannten Vorgehen, nachdem sich die Schubsteifigkeit für Z-Fachwerke aus den anteiligen Steifigkeiten der Diagonalen und Pfosten ergibt, vgl. auch Gleichung (5.18) in Kapitel 5.3.1.3. Übertragen auf das in Bild 5.30 dargestellte Z-Fachwerk mit der Anschlusskonfiguration Rücken an Rücken heißt das, die **Diagonalen und Pfosten** sind getrennt, aber in Analogie zur Komponente K1 zu bewerten. Dabei ist als Formfaktor in beiden Fällen $\eta_7 = 0,5$ anzusetzen. Für die anteilige Schubsteifigkeit der **Diagonalen** gilt entsprechend die **Gleichung (5.76)**. Für den Anteil der **Pfosten** ist die Gleichung (5.14) zu verwenden, und K1 ist wie bekannt durch das Produkt von K7 und dem Formfaktor η_7 zu substituieren, sodass sich **folgende Gleichung** ergibt:

$$\Rightarrow S_{D,K7P} = \eta_7 \cdot k_7 \cdot a \quad (5.78)$$

Für die **Stützen** gilt ein **Formfaktor von $\eta_7 = 1,0$** . Die Orientierung der Lochleibungsfedern ist aufgrund des Kraftflusses im Knoten und der direkten Umsetzung der vertikalen Komponenten über die Scherfuge der Schraubverbindung parallel zur Stützenachse. Daher ist die anteilige Schubsteifigkeit für die **Lochleibungsfeder der Stützen nach Gleichung (5.77)** zu berechnen.



a) Systemübersicht und Ausrichtung der Lochleibungsfedern

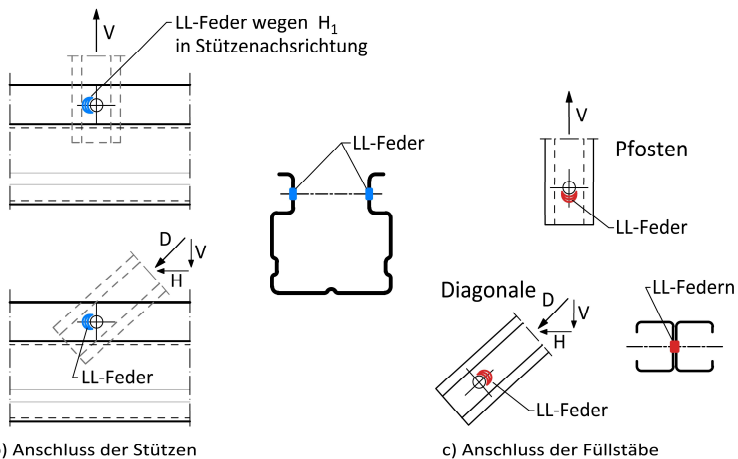
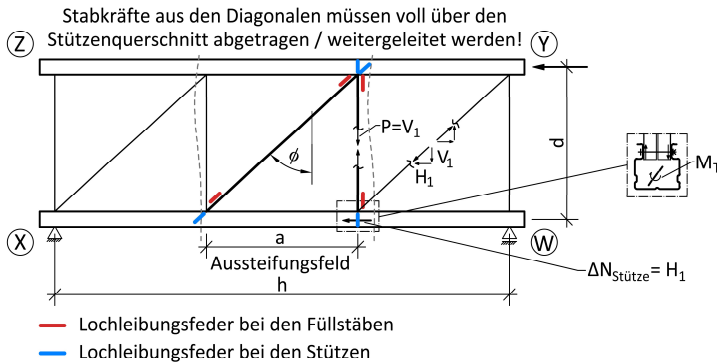


Bild 5.30: Lochleibungsfedern für Z-Fachwerke mit Rücken an Rücken-Anschlüssen

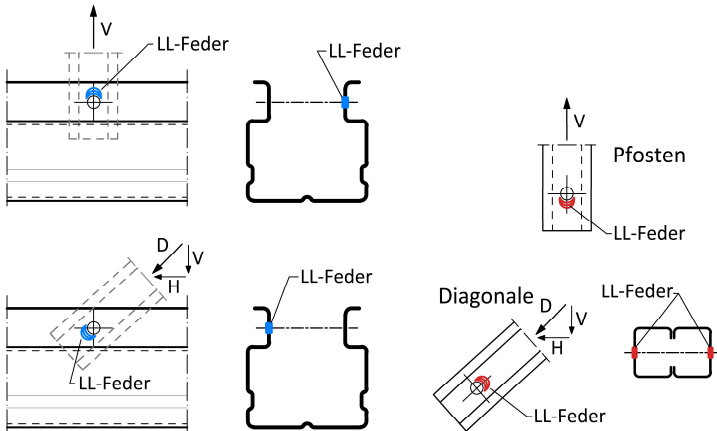
Im Hinblick auf den anzusetzenden Steifigkeitskoeffizienten gelten auch bei den Z-Fachwerken die Anmerkungen und Hinweise, die bei den D-Fachwerken mit Einzelanschlüssen zu finden sind.

5.3.7.2.7 Z-Fachwerke mit der Anschlusskonfiguration Lippe an Lippe

Für Z-Fachwerke mit der Anschlusskonfiguration Lippe an Lippe sind für **die Diagonalen und Pfosten** je Stab zwei Kontaktzonen vorhanden, und der **Formfaktor** ist mit $\eta_7 = 0,5$ anzusetzen. Bei den Stützen sind je Fachwerkknoten zwar zwei Kontaktzonen vorhanden, aber aufgrund des Kraftflusses müssen die Stabkräfte immer voll über den Stützenquerschnitt umgesetzt werden. Der **Formfaktor für die Stützen** ist daher auch mit $\eta_7 = 0,5$ zu berücksichtigen, vgl. Bild 5.31.



a) Systemübersicht und Ausrichtung der Lochleibungsfedern



b) Anschluss der Stützen

c) Anschluss der Füllstäbe

Bild 5.31: Lochleibungsfedern für Z-Fachwerke mit Lippe an Lippe-Anschlüssen

Im Hinblick auf die Bestimmungsgleichungen für die anteilige Schubsteifigkeit gelten die gleichen Analogien zur Komponente K1 wie bei den zuvor vorgestellten Z-Fachwerken mit der Anschlusskonfiguration Rücken an Rücken. Entsprechend ist für die **Diagonalen auf Gleichung (5.76)** und die **Pfosten auf Gleichung (5.78)** zurückzugreifen. Da die Lochleibungsfedern bei der Anschlusskonfiguration Lippe an Lippe parallel zur Stabachse ausgerichtet sind, **gelten die beiden Gleichungen** auch sinngemäß für die Ermittlung der anteiligen Schubsteifigkeit **für die Stützen**.

5.3.7.2.8 Ergänzende Anmerkungen zu den Endpfosten in Z-Fachwerken

Anders als bei den D – Fachwerken bilden die Pfosten in den Z-Fachwerken einen Teil des Aussteifungssystems und sind folglich auch in den theoretischen Modellen von *Engesser* oder *Timoshenko* und *Gere* entsprechend berücksichtigt. Dies gilt jedoch nicht für die zwischen Punkt X und Z ausgeführten Pfosten in Bild 5.30 und Bild 5.31. Da dieser Pfosten aber einen Nullstab darstellt, sind hier keine gesonderten Überlegungen erforderlich. Dies gilt auch für den Standardversuchsaufbau nach DIN EN 15512 (vgl. Bild 2.26), nur dass in dem Fall der Pfosten zwischen Punkt W und Y den zu vernachlässigenden Nullstab bildet. Dieser Problematik wird in Kapitel 5.4.2 auf den Grund gegangen, und Lösungsansätze werden aufgezeigt.

5.3.8 Komponente K8 – Biege- und Scherverformungen der Schrauben

5.3.8.1 Allgemeines

Unter der Komponente K8 werden die Verformungsanteile der Schrauben erfasst. Dies sind zum einen die Biegeverformungen der Schrauben (K8.1), die nur bei der Anschlusskonfiguration Rücken an Rücken gegeben, sind und zum anderen die sich unabhängig vom Anschluss immer einstellenden Scherverformungen der Schrauben (K8.2).

Im Kontext der Schubsteifigkeit der Ständerrahmen stellen die Scherverformungen der Schrauben ein in der Regel vernachlässigbar kleines Verformungspotenzial bereit. Dies lässt sich über einen Quervergleich des Steifigkeitskoeffizienten k_{11} für Scherversätze aus der DIN EN 1993-1-8 [R19] aufzeigen, der in Kapitel 2.5.4 ausführlich vorgestellt worden ist. Auch wenn die Grundlagen für die Herleitung der Gleichungen aus der DIN EN 1993-1-8 nicht deckungsgleich mit den Randbedingungen aus dem Regalbau sind, wird vereinfachend hierauf zurückgegriffen, um die Größenordnungen zu veranschaulichen. In Bild 5.32 sind hierzu die Steifigkeitskoeffizienten für die axialen Dehnungen einer 1.000 mm langen Fachwerkdiagonale

und für die Lochleibungssteifigkeit⁶ eines insgesamt 5 mm dicken Blechpaketes dem Steifigkeitskoeffizienten für das Abscheren nach [R19] gegenübergestellt. Um die Einflussparameter Füllstabquerschnitt für K1 sowie Schraubendurchmesser für K7 und K8.2 in einem Diagramm darstellen zu können, sind die Steifigkeitskoeffizienten auf der Abszissenachse in logarithmischer Skalierung aufgetragen worden.

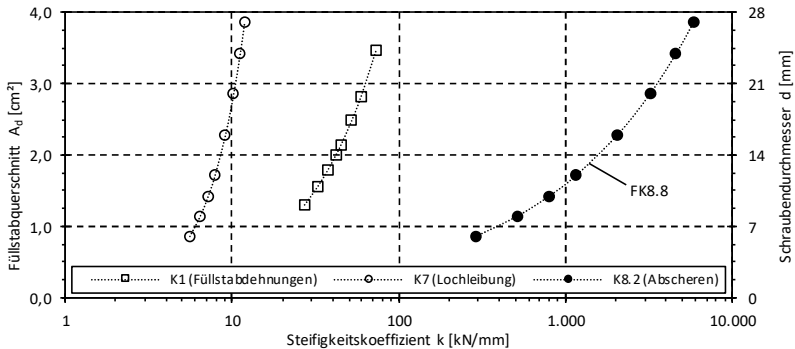


Bild 5.32: Vergleich der Steifigkeitskoeffizienten für die Scherverformungen nach [R19] mit den Füllstabdehnungen und der Lochleibungssteifigkeit nach Zaharia und Dubina

Wie der einfache Vergleich anschaulich zeigt, liegen die Steifigkeitskoeffizienten für die Scherverformungen der Schrauben – in diesem Kontext als $k_{8.2}$ zu bezeichnen – für die im Regalbau gebräuchlichen Konfigurationen um mindestens eine Zehnerpotenz höher als die in Bild 5.32 aufgetragenen Steifigkeitskoeffizienten der Komponenten K1 und K7. Vor diesem Hintergrund ist auch in dem parallel bearbeiteten FOSTA-Projekt P1078 [106] der Einfluss der Scherverformungen als vernachlässigbar eingestuft worden. Entsprechend wird in den nachfolgenden Ausarbeitungen der Schwerpunkt auf die Biegeverformungen der Schrauben bei der Anschlusskonfiguration Rücken an Rücken gelegt.

5.3.8.2 Herleitung des Steifigkeitskoeffizienten

Für die Herleitung des Steifigkeitskoeffizienten der Komponenten K8.1 wird das in Bild 5.33 dargestellte Ersatzsystem eines Einfeldträgers mit einer Einzellast in Stabmitte verwendet. Um klarzustellen, dass die Einzellast hier nicht der Normalkraft der Füllstäbe entspricht, wird die Einzellast mit F bezeichnet. Als Spannweite L_{SR} des Ersatzsystems wird der Abstand der Profilmittellinien angesetzt.

⁶ Auf Grundlage der empirischen Gleichung von Zaharia und Dubina bestimmt, vgl. [117]

Wie die numerischen Untersuchungen in Kapitel 4.2.3.5 bereits aufgezeigt haben, kann sich eine Teileinspannung der Schrauben über die Abstützkräfte unter dem Schraubenkopf sowie der Mutter einstellen, jedoch wird diese erst dann wirksam, wenn die Ständerrahmen über die Elastizitätsgrenze hinaus beansprucht werden. Daher wird in den nachfolgenden theoretischen Ausarbeitungen eine beidseitige gelenkige Lagerung der Schrauben angenommen. Im Anschluss wird ein Konzept aufgezeigt, das es ermöglicht, eine Teileinspannung zu berücksichtigen, falls diese zum Beispiel durch die Verwendung von Hohlprofilen als Füllstäbe auch im linear-elastischen Bereich der Ständerrahmen sicher aktiviert werden kann.

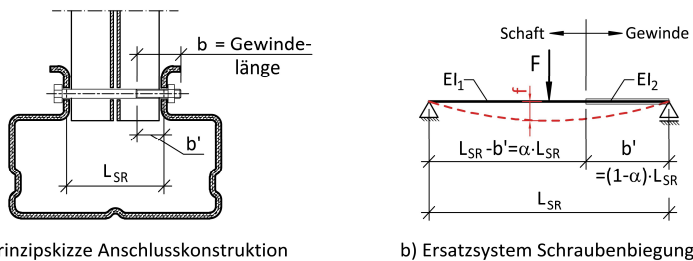


Bild 5.33: Grundlagen und Definitionen für die Herleitung des Steifigkeitskoeffizienten K_8

Für die Herleitung des Steifigkeitskoeffizienten $k_{8,1}$ muss im ersten Schritt die Durchbiegung f in Schraubenmitte in Abhängigkeit von der Beanspruchung F bestimmt werden. Hierzu wird der Arbeitssatz verwendet. Dabei ist es zweckmäßig, den Anteil des Schaftes und des Gewindes – wie in Bild 5.33 skizziert – über den Faktor α und die Stützweite L_{SR} zu erfassen.

$$\Rightarrow b' = (1 - \alpha) \cdot L_{SR} \quad \text{Anteil Gewinde} \quad (5.79)$$

$$L_{SR} - b' = \alpha \cdot L_{SR} \quad \text{Anteil Schraubenschaft, mit } \alpha > 0,5 \quad (5.80)$$

Aus F folgt ein dreieckförmiger Verlauf des Biegemomentes mit einer Ordinate in Feldmitte von:

$$\Rightarrow M = \frac{F \cdot L_{SR}}{4} \quad (5.81)$$

Das Biegemoment im Anschnitt zwischen Schaft und Gewinde beträgt:

$$\Rightarrow M = (1 - \alpha) \cdot \frac{F \cdot L_{SR}}{2} \quad (5.82)$$

Mit den Ordinaten der Biegemomente lässt sich der Arbeitssatz für die bereichsweise konstanten Biegesteifigkeiten EI_1 (Schaft) und EI_2 (Gewinde) aufstellen:

$$\Rightarrow f = \int \frac{\overline{MM}}{EI_1} dx + \int \frac{\overline{MM}}{EI_2} dx \quad (5.83)$$

[1] [2]

$$\Rightarrow [1] = \frac{1}{3} \cdot \frac{F \cdot L_{SR}}{4} \cdot \frac{L_{SR}^2}{8} \cdot \frac{1}{EI_1} + \frac{1}{6} \left[\frac{F \cdot L_{SR}}{4} \cdot \left(\frac{L_{SR}}{2} + (1-\alpha) \cdot \frac{L_{SR}}{2} \right) + (1-\alpha) \cdot \frac{F \cdot L_{SR}}{2} \cdot \left(\frac{L_{SR}}{4} + (1-\alpha) \cdot L_{SR} \right) \right] \cdot \frac{(\alpha-0,5) \cdot L_{SR}}{EI_1} \quad (5.84)$$

$$\Rightarrow [2] = \frac{1}{3} \cdot (1-\alpha) \cdot \frac{F \cdot L_{SR}}{2} \cdot \frac{(1-\alpha)^2 \cdot L_{SR}^2}{2} \cdot \frac{1}{EI_2} \quad (5.85)$$

Die Terme [1] und [2] lassen sich weiter zusammenfassen und führen zu folgender Bestimmungsgleichung:

$$\Rightarrow f = \left[\frac{1}{96} + \frac{1}{12} \cdot \left(\alpha - \frac{1}{2} \right) \cdot \left(\alpha^2 - \frac{5}{2} \cdot \alpha + \frac{7}{4} \right) \right] \cdot \frac{F \cdot L_{SR}^3}{EI_1} + \frac{(1-\alpha)^3}{12} \cdot \frac{F \cdot L_{SR}^3}{EI_2} \quad (5.86)$$

Zur weiteren Vereinfachung können die Biegesteifigkeiten EI_1 und EI_2 ins Verhältnis zueinander gesetzt werden.

$$\Rightarrow \beta = \frac{EI_2}{EI_1} \quad \Leftrightarrow \quad EI_2 = \beta \cdot EI_1 \quad (5.87)$$

Setzt man (5.87) in (5.86) ein, ergibt sich für die Durchbiegung f der Schrauben folgender Ausdruck:

$$\Rightarrow f = \left[\left(\frac{1}{96} + \frac{1}{12} \cdot \left(\alpha - \frac{1}{2} \right) \cdot \left(\alpha^2 - \frac{5}{2} \cdot \alpha + \frac{7}{4} \right) \right) + \left(\frac{(1-\alpha)^3}{12 \cdot \beta} \right) \right] \cdot \frac{F \cdot L_{SR}^3}{EI_1} \quad (5.88)$$

Bei der Anwendung von Gleichung (5.88) ist zu beachten, dass bei der Überlagerung der Biegemomentenverläufe unterstellt wurde, dass der Anteil des Schraubenschaftes größer als die halbe Spannweite L_{SR} ist. Für den Fall, dass diese Randbedingung nicht eingehalten ist, sind in Gleichung (5.88) die Biegesteifigkeiten

entsprechend anzupassen und für EI_1 die Biegesteifigkeit des Gewindes und EI_2 die Biegesteifigkeit des Schaftes anzusetzen. Für die Grenzwertbetrachtung $\alpha \rightarrow 1$ geht Gleichung (5.88) in die aus der technischen Mechanik bekannte Gleichung (5.89) für eine konstante Biegesteifigkeit EI_1 über.

$$\Rightarrow f = \frac{F \cdot L_{SR}^3}{48 \cdot EI_1} \quad (5.89)$$

Mit der allgemeinen Definition $k = F/\delta = F/f$ lässt sich der Steifigkeitskoeffizient für die Biegeverformungen der Schrauben wie folgt anschreiben:

$$\Rightarrow k_{8.1} = \left[\left(\frac{1}{96} + \frac{1}{12} \cdot \left(\alpha - \frac{1}{2} \right) \cdot \left(\alpha^2 - \frac{5 \cdot \alpha}{2} + \frac{7}{4} \right) \right) + \left(\frac{(1-\alpha)^3}{12 \cdot \beta} \right) \right]^{-1} \cdot \frac{EI_1}{L_{SR}^3} \quad (5.90)$$

Für den Fall, dass eine konstante Biegesteifigkeit gegeben ist, gilt $\alpha = \beta = 1,0$ und Gleichung (5.90) vereinfacht sich zu:

$$\Rightarrow k_{8.1} = \frac{48 \cdot EI}{L_{SR}^3} \quad (5.91)$$

Mithilfe von Gleichung (5.91) sind Vergleichsrechnungen zu den Komponentenversuche in Kapitel 3.3.2 durchgeführt worden. Dabei haben sich gute Übereinstimmungen ergeben, wenn für die **Schaftschrauben** nach DIN EN ISO 4014 [R21] mit dem aufgemessenen Schaftdurchmesser gerechnet wird. Voraussetzung hierbei: Kein Gewindeanteil im biegebeanspruchten Bereich. Greift man auf den **Nenn Durchmesser** zurück, liegen die analytisch ermittelten **Steifigkeitskoeffizienten zu hoch**, da die Schraubenschaftdurchmesser für die Passung in den Verbindungen planmäßig ein Untermaß im Zehntelmillimeterbereich aufweisen. Da der Durchmesser bei der Bestimmung des Flächenträgheitsmomentes mit der vierten Potenz einfließt, muss dies im analytischen Konzept berücksichtigt werden. Auch bei den Schrauben mit durchgehendem **Gewinde bis zum Kopf** nach DIN EN ISO 4017 [R22] ergeben sich **nicht konservative Steifigkeitskoeffizienten**, wenn als Durchmesser – wie bei der Berechnung des Spannungsquerschnittes A_s – der **Mittelwert aus Kern- und Flankendurchmesser** nach Bild 5.34 bzw. Gleichung (5.92) angesetzt wird.

$$\Rightarrow d_{sp} = \frac{1}{2} \cdot (d_3 + d_2) \quad (5.92)$$

Dieser erste Ansatz für die Vergleichsrechnungen bei biegebeanspruchtem Gewinde folgt dem Vorschlag von *Scheer* et al. aus [86] für die Ermittlung der

plastischen Momenten Tragfähigkeit M_{Rd} . Aus statistischen Auswertungen der Versuche haben *Scheer* et al. einen Beiwert zur Abminderung von M_{Rd} abgeleitet und in die Gleichung (2.40) eingebunden, sodass eine auf der sicheren Seite liegende Bemessung gewährleistet ist. Bei der detaillierten Auswertung der Versuche an Schrauben mit durchgehendem Gewinde hat sich allerdings gezeigt, dass sich sehr gute Übereinstimmungen ergeben, wenn mit dem Kerndurchmesser d_3 gerechnet wird, sodass bei den weiteren Ausarbeitungen hierauf zurückgegriffen wird.

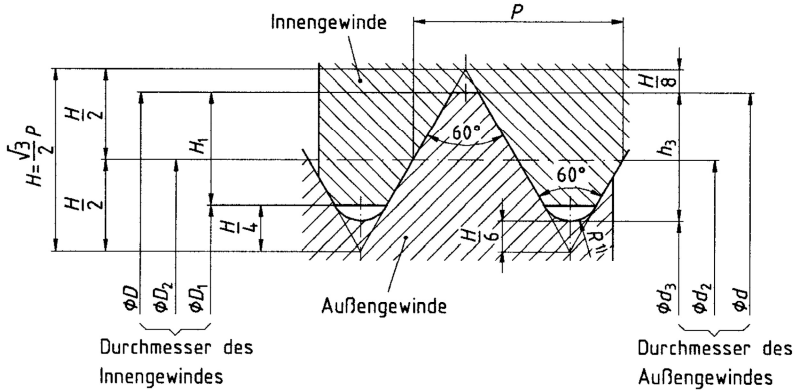


Bild 5.34: Bezeichnungen für metrische ISO-Gewinde aus DIN 13-1 [R12]

Aus den in den Komponentenversuchen gewonnenen Erkenntnissen lassen sich Beiwerte zur Abminderung der Flächenträgheitsmomente entwickeln, die es ermöglichen, mit dem Nenndurchmesser der Schrauben zu rechnen. Hierzu sind in Tabelle 5.7 die normativ geregelten Schaftdurchmesser $d_{s,min}$ aus DIN EN ISO 4014 für die Produktklasse A sowie die Kerndurchmesser für metrische ISO – Gewinde nach DIN 13-1 [R3] zusammengestellt worden. Aus den in die vierte Potenz zu setzenden Quotienten von $d_{s,min}$ bzw. d_3 und dem Nenndurchmesser d ergeben sich die Abminderungsbeiwerte η_{8d} , die bei der Ermittlung des Flächenträgheitsmomentes in Gleichung (5.93) zusätzlich zu berücksichtigen sind.

$$\Rightarrow I = \eta_{8d} \cdot \frac{\pi \cdot d^4}{64} \quad (5.93)$$

Tabelle 5.7 umfasst die Nenndurchmesser von $d = 8$ bis 16 mm. Experimentell verifiziert sind die Durchmesser bis einschließlich $d = 12$ mm.

Tabelle 5.7: Abminderungsbeiwerte η_{8d} für die Ermittlung der Biegesteifigkeiten der Schrauben unter Ansatz des Nenndurchmessers d

Nenn- durchmesser d [mm]	Schraubenschaft (Produktklasse A)			metrisches ISO-Gewinde nach DIN 13-1			$\beta =$ $E I_{\text{Gewinde}} / E I_{\text{Schaft}}$ [-]
	$d_{s,\text{min}}$ [mm]	$d_{s,\text{min}} / d$ [-]	$\eta_{8d} = (d_{s,\text{min}} / d)^4$ [-]	d_3 [mm]	d_3 / d [-]	$\eta_{8d} = (d_3 / d)^4$ [-]	
8	7,78	0,973	0,894	6,466	0,808	0,427	0,477
10	9,78	0,978	0,915	8,160	0,816	0,443	0,485
12	11,73	0,978	0,913	9,853	0,821	0,455	0,498
16	15,73	0,983	0,934	13,546	0,847	0,514	0,550
	Min.-Wert		0,894			0,427	0,477
	Max.-Wert		0,934			0,514	0,550
	Durchschnitt		0,914			0,460	0,502

Vereinfachend und auf der sicheren Seite liegend können auch folgende Werte in Ansatz gebracht werden:

$$\eta_{8d} = \mathbf{0,90} \quad \text{für den Schraubenschaft}$$

$$\eta_{8d} = \mathbf{0,43} \quad \text{für den Gewindeanteil}$$

Die Abweichungen zu den detaillierten Werten sind für den Schraubenschaft generell und für die Gewindeanteile bis einschließlich M12 als gering einzustufen. Mit zunehmendem Nenndurchmesser wirken sich die Untermaße beim Schraubenschaft und die Verhältnisse von Kerndurchmesser zu Nenndurchmesser weniger stark aus, und im Sinne einer realitätsnahen Ermittlung der Biegesteifigkeiten ist die Verwendung der genaueren Abminderungsbeiwerte nach Tabelle 5.7 zielführender. Das aufgezeigte Grundprinzip kann dabei weiter verwendet werden. Da die Mindestdurchmesser für den Schraubenschaft von der Produktklasse abhängig sind, ist hierauf ein besonderes Augenmerk zu legen, wenn zum Beispiel Schrauben der Produktklasse B nach DIN EN ISO 4014 bewertet werden sollen. Gleiches gilt für Gewindegeometrien, die nicht den Vorgaben für metrische ISO-Gewinde nach DIN 13-1 genügen. In der letzten Spalte von Tabelle 5.7 ist des Weiteren der β -Wert nach Gleichung (5.87) aufgeführt, der immer dann benötigt wird, wenn keine konstante Biegesteifigkeit vorliegt. Die angegebenen β -Werte gelten für die Definitionen in Bild 5.33 b), also $E I_1 = E I_{\text{Schaft}}$, und sind bei der Bestimmung des Steifigkeitskoeffizienten $k_{8,1}$ nach Gleichung (5.90) zu berücksichtigen.

Mit den bisher erfolgten Ausarbeitungen lässt sich der Steifigkeitskoeffizient $k_{8,1}$ für eine beidseitig gelenkige Lagerung und einen beliebigen Gewindeanteil bestimmen. Um den Einfluss der geringeren Biegesteifigkeit des Gewindeanteils bewerten zu können, sind die Gleichungen (5.90) und (5.93) für einen variablen Gewindeanteil von $b'/L_{\text{SR}} = 0$ bis 100 % und die Schraubendurchmesser $d = 8$ bis 12 mm

ausgewertet und in Bild 5.35 dargestellt worden. Dabei ist eine auf den Steifigkeitskoeffizienten des Schaftquerschnittes bezogene Darstellung zweckmäßig. Für die M10er-Schrauben sind exemplarisch die Quotienten von 10 bis 100 % Gewindeanteil angegeben worden.

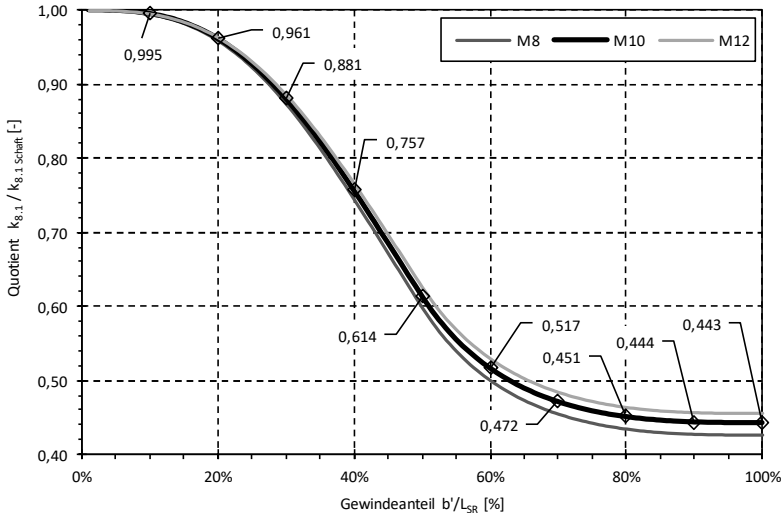


Bild 5.35: Auf den vollen Schaftquerschnitt bezogener Steifigkeitskoeffizient $k_{8,1}$ in Abhängigkeit vom Gewindeanteil im biegebeanspruchten Bereich

Aus dem Diagramm geht sehr anschaulich hervor, dass der Einfluss des Gewindes – unabhängig vom Schraubendurchmesser – bis zu einem Gewindeanteil von 20 % vergleichsweise gering ist. Bei 50 % Gewindeanteil erreicht der Steifigkeitskoeffizient nur noch 60 % vom Bezugswert des vollen Schaftquerschnittes, und ab 80 % Gewindeanteil ist quasi kein Einfluss der größeren Biegesteifigkeit des Schaftquerschnittes mehr erkennbar. Für die Konstruktionspraxis folgt hieraus, dass die Schraubenlängen möglichst so ausgelegt werden sollte, dass der Gewindeanteil bei nicht mehr als 20 % liegt. Betrachtet man vor diesem Hintergrund die an der TU Dortmund getesteten Ständerrahmen der Versuchsserie C (vgl. Kapitel 3.2.3), zeigt sich, dass der Gewindeanteil bei den verwendeten Schrauben M10x75-8.8 mit $b'/L_{SR} \approx 22,6$ % diese Vorgabe nur bedingt erfüllt. Wäre die Verwendung einer kürzeren Schraube M10x70-8.8 noch im Hinblick auf die Montage denkbar, würde sich das auf den Steifigkeitskoeffizienten $k_{8,1}$ sogar nachteilig auswirken, da die Gewindelänge konstant $b = 26$ mm beträgt. Entsprechend würde der Gewindeanteil im biegebeanspruchten Bereich auf über 30 % anwachsen, und der Steifigkeitskoeffizient $k_{8,1}$ nach Gleichung (5.90) würde 12 % geringer ausfallen.

Die bisherigen analytischen Ausarbeitungen sind von einer beidseitig gelenkigen Lagerung der Schrauben ausgegangen. Das Grundkonzept lässt sich über die Definition eines Einspanngrades $c_\varphi = 0$ (gelenkig) bis 1 (Volleinspannung) erweitern. Die zugehörigen Ersatzsysteme sind in Bild 5.36 dargestellt.

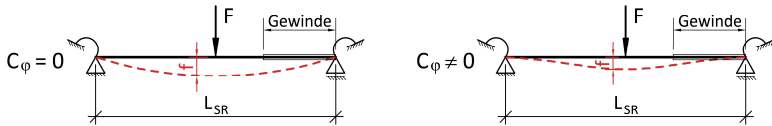


Bild 5.36: Ersatzsysteme zur Erfassung möglicher Teileinspannung bei der Komponente K8.1

Für das linke Teilsystem lassen sich unter Vernachlässigung des Einflusses des Gewindes die Durchbiegungen nach Gleichung (5.89) ermitteln. Für das rechte Teilsystem und den Grenzfall einer Volleinspannung $c_\varphi \rightarrow \infty$ ergeben sich folgende Verformungen in Feldmitte:

$$\Rightarrow f = \frac{F \cdot L_{SR}^3}{192 \cdot EI_1} \quad (5.94)$$

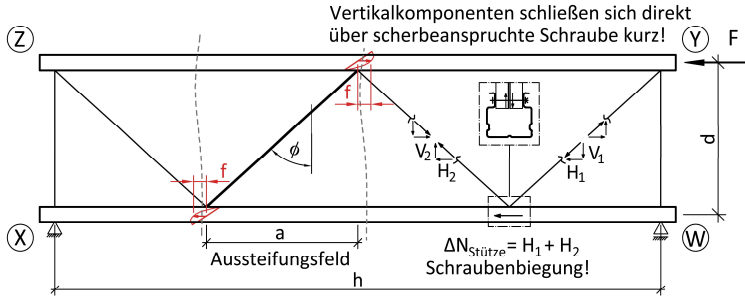
Bei einer Volleinspannung sind die Verformungen folglich um den Faktor vier kleiner. Hieraus lässt sich eine Formulierung für den Beiwert $\eta_{8\varphi}$ entwickeln, über die der Steifigkeitskoeffizient $k_{8,1}$ nach Gleichung (5.90) skaliert werden kann:

$$\Rightarrow c_\varphi = 0 \dots 1 \quad \eta_{8\varphi} = 1 + 3 \cdot c_\varphi \quad (5.95)$$

Der Einspanngrad kann über experimentelle oder numerische Untersuchungen bestimmt werden. Wie zu Beginn des Kapitels bereits angemerkt, haben die im Rahmen der Arbeit durchgeführten Untersuchungen für gebräuchliche Ω -förmige Stützen und C-förmige Füllstäbe aufgezeigt, dass der Einfluss vergleichsweise gering ist und erst nach Überschreitung der Elastizitätsgrenze zum Tragen kommt. Für den Fall, dass der Gewindeanteil einen nicht vernachlässigbaren Einfluss auf die Verformungen der Schrauben hat, stellt der Ansatz nach Gleichung (5.95) eine Näherung dar, da beim statisch unbestimmten System die beiden Einspannmomente nicht gleich groß sind. Auf eine Erweiterung der Gleichung (5.90) um den Einfluss einer beidseitigen Volleinspannung mit von den Biegesteifigkeiten abhängigen Einspannmomenten wird hier verzichtet, da grundsätzlich eine Beschränkung des Gewindeanteils auf weniger als 20 % anzustreben ist.

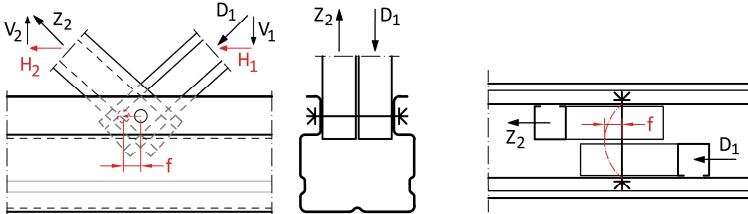
5.3.8.3 Herleitung der anteiligen Schubsteifigkeit

Für die Ermittlung der anteiligen Schubsteifigkeit $S_{D,K8}$ kann die Analogie zur Komponente K3 ausgenutzt werden, da die Biegeverformungen der Schrauben nur aus den horizontalen Komponenten der Stabkräfte resultieren, wie Bild 5.37 exemplarisch für ein D-Fachwerk veranschaulicht. Die Herleitungen sind aber auch auf Z-Fachwerke sinngemäß übertragbar.



Schraubenbiegung, Biegeebene parallel zur Stützenachse

a) Systemübersicht und Biegeebene Schraubenbiegung



b) Ansicht und Querschnitt des Knotens

c) Aufsicht des Knotens

Bild 5.37: Schraubenbiegung bei D-Fachwerken mit Rücken an Rücken-Anschlüssen

Unter Berücksichtigung von Gleichung (5.60) und nach Substitution von k_3 durch $k_{8.1}$ folgt für die Diagonalen in D-Fachwerken:

$$\Rightarrow S_{D,K8} = k_{8.1} \cdot \frac{d^2}{2 \cdot a} \quad (5.96)$$

Dabei sind d und a die Rahmentiefe bzw. die Länge eines Aussteifungsfeldes wie in Bild 5.37 vermaßt. Für $k_{8.1}$ ist in Abhängigkeit vom möglichen Einfluss des Gewindes die Gleichung (5.90) oder (5.91) zu verwenden. Für den anzustrebenden Regelfall,

dass der Gewindeanteil bei maximal 20 % liegt, ergibt sich unter Berücksichtigung einer möglichen Teileinspannung:

$$\Rightarrow S_{D,K8} = \eta_{8d} \cdot \eta_{8\varphi} \cdot \frac{3}{4} \cdot \frac{E \cdot \pi \cdot d_b^4}{L^3} \cdot \frac{d^2}{2 \cdot a}$$

$$\Leftrightarrow S_{D,K8} = \eta_{8d} \cdot \eta_{8\varphi} \cdot \frac{3 \cdot d^2}{8 \cdot a} \cdot \frac{E \cdot \pi \cdot d_b^4}{L^3} \quad (5.97)$$

In Gleichung (5.97) ist der Nenndurchmesser der Schrauben mit d_b bezeichnet worden, um Verwechslungen mit der Rahmentiefe d auszuschließen.

Anders als bei der Herleitung der anteiligen Schubsteifigkeit für die Lochleibungsfeder K7, bei der die Anzahl der Kontaktzonen und der Kraftfluss ein besonderes Augenmerk erfordern, kann bei der Schraubenbiegung direkt auf die Gleichung (5.60) zurückgegriffen werden. Im Kontext der Schraubenbiegung ist noch anzumerken, dass die Endpfosten in D-Fachwerken, wie in Bild 5.37 dargestellt, bei den Punkten W und X Biegeverformungen der Schrauben aufweisen können, die senkrecht zur Stützenachse orientiert sind. Bei Fachwerken mit einer großen Anzahl von Aussteifungsfeldern ist der Einfluss dieser Störstellen von untergeordneter Bedeutung. Bei Vergleichsrechnungen zu Rahmenschubversuchen kann der Einfluss der Schraubenbiegung bei den Punkten X und W nicht vernachlässigt werden. Mit dem Steifigkeitskoeffizienten $k_{8,1}$ und der Analogie zur Komponente K1 für Pfosten in Z-Fachwerken kann die senkrecht zur Stützenachse orientierte Schraubenbiegung aber rechnerisch erfasst werden. Für die „ungestörten“ Aussteifungsfelder bei Z-Fachwerken kann die anteilige Schubsteifigkeit aus der Schraubenbiegung ebenfalls mit der Gleichung (5.97) bestimmt werden. Aber auch bei den Z-Fachwerken sind im Bereich der Endpfosten Störstellen gegeben, weil die Biegeverformungen der Schrauben nicht parallel zur Stützenachse liegen. Für das in Bild 5.30 skizzierte Z-Fachwerk mit fallenden Diagonalen ergeben sich bei Punkt W – analog zum D-Fachwerk – Biegeverformungen der Schrauben, die senkrecht zur Stützenachse bzw. parallel zur Stabachse orientiert sind. Letzteres gilt auch für den Punkt X, bei dem sich Biegeverformungen einstellen, die parallel zur Achse der Diagonalen ausgerichtet sind. Im Bedarfsfall kann der Einfluss der Störstellen auch hier über die Analogie zur Komponente K1 bewertet werden.

Grundsätzlich muss bei der Anwendung der Gleichung (5.97) beachtet werden, dass die Biegebeanspruchungen der Schrauben im elastischen Bereich bleiben. Für das statische Ersatzsystem eines Einfeldträgers mit einer Einzellast in Feldmitte ergeben sich die folgenden Bestimmungsgleichungen für die Elastizitätsgrenze F_{el} :

$$\Rightarrow M_{el} = \frac{F_{el} \cdot L_{SR}}{4} = W_{pl} \cdot f_{yb} \quad (5.98)$$

$$\Leftrightarrow F_{el} = \frac{W_{pl} \cdot f_{yb} \cdot 4}{L_{SR}} = \frac{1,7 \cdot \pi \cdot d^3 \cdot f_{yb}}{8 \cdot L_{SR}} \quad (5.99)$$

dabei sind:

f_{yb} die Streckgrenze des Schraubenwerkstoffs bzw. die 0,2 %-Dehngrenze $R_{p,0,2}$, wenn kein ausgeprägter Fließbereich gegeben ist

W_{pl} das plastische Widerstandsmoment des Querschnittes in Feldmitte

mit: $W_{pl} = 1,7 \cdot \pi \cdot d^3 / 32$

d der maßgebende Durchmesser des Querschnittes in Feldmitte

$d = d_{Schaft}$ wenn der Schaft in Feldmitte anliegt

$d = d_3$ wenn das Gewinde in Feldmitte anliegt

Der Ansatz der plastischen Biegetragfähigkeit ist über Komponentenversuche zur Schraubenbiegung verifiziert worden. Die Übereinstimmung zwischen der experimentell und analytisch ermittelten Elastizitätsgrenze ist mit einer Abweichung von im Mittel nur 2,5 % als sehr gut zu bewerten, vgl. Bild 3.95. Bei Ansatz der elastischen Biegetragfähigkeit entfällt der Faktor $\alpha_{pl} = 1,70$ in (5.99). Es ergeben sich eine systematische Unterschätzung der Elastizitätsgrenze und für die Praxis eine nicht sinnvolle konservative Anwendungsgrenze.

Die in Gleichung (5.99) definierte Elastizitätsgrenze ist nicht deckungsgleich mit den Angaben aus den allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassungen der Regalhersteller, die in der Regel zulässige Stabkräfte in den Füllstäben oder Querkräfte aus den Rahmenschubversuchen aufgreifen. Entsprechend dem zugrunde gelegten Ersatzsystem für die Herleitung von Gleichung (5.99) ist bei der Anwendung in der Praxis sicherzustellen, dass die Summe der horizontalen Komponenten der Stabkräfte in einem Fachwerkknoten die Elastizitätsgrenze F_{el} nicht überschreitet. Wie aus Bild 5.37 hervorgeht, ist somit folgende Bedingung einzuhalten:

$$\Rightarrow H_1 + H_2 = \Delta N_{Stütze} \leq F_{el} \quad (5.100)$$

Über die Neigungswinkel der Füllstäbe bzw. die Hauptabmessungen der Ständerrahmen lassen sich auch die in den allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassungen gebräuchlicheren zulässigen Stab- bzw. Querkräfte ableiten. Wie Quervergleiche zu den Rahmenschubversuchen aus der abZ für das Palettenregalsystem PR600 von SSI Fritz Schäfer GmbH [94] sowie zu den in Kapitel 3.2.3 vorgestellten Rahmenschubversuchen gezeigt haben, weichen die Elastizitätsgrenzen nur um 10 % von der Prognose nach Gleichung (5.99) ab. Dabei ist die Streckgrenze mit der in den

Komponentenversuchen festgestellten Überfestigkeit in Ansatz gebracht worden, da die Festigkeiten der Schrauben in beiden Fällen nicht experimentell ermittelt wurden.

Bei der Anwendung von Gleichung (5.99) muss ein besonderes Augenmerk auf Verbindungen gelegt werden, bei denen ein signifikanter Anteil des Gewindes im biegebeanspruchten Bereich liegt. Da das plastische Widerstandsmoment für den Kerndurchmesser deutlich kleiner ausfällt als das des Schraubenschaftes, muss bei großen Gewindeanteilen F_{el} reduziert werden, falls die Biegetragfähigkeit im Übergang vom Schaft zum Gewinde früher erschöpft ist als in Feldmitte. Aus dem dreieckförmigen Biegemomentenverlauf und den plastischen Tragfähigkeiten im Schaft bzw. Gewinde lässt sich auf die Gewindelänge zurückschließen, bis zu der das maximale Moment in Feldmitte maßgebend für die Elastizitätsgrenze ist. Hierzu ist über die Gleichung (5.99) das Biegemoment im Übergang zwischen Schraubenschaft und Gewinde zu bestimmen:

$$\Rightarrow M_{b'} = \frac{F_{el} \cdot b'}{2} = \frac{1,7 \cdot \pi \cdot d^3 \cdot f_{yb}}{2 \cdot 8 \cdot L_{SR}} \quad (5.101)$$

Setzt man (5.101) mit der plastischen Tragfähigkeit im Gewinde gleich, ergibt sich:

$$\Rightarrow \frac{1,7 \cdot \pi \cdot d^3 \cdot f_{yb}}{2 \cdot 8 \cdot L_{SR}} = \frac{1,7 \cdot \pi \cdot d_3^3 \cdot f_{yb}}{32}$$

$$\Leftrightarrow b' = \frac{L_{SR}}{2} \cdot \left(\frac{d_3}{d} \right)^3 \quad (5.102)$$

$$\Leftrightarrow f_g = \frac{1}{2} \cdot \left(\frac{d_3}{d} \right)^3 \quad \text{mit: } f_g = \frac{b'}{L_{SR}} \quad \text{gem. Kapitel 3.3.2} \quad (5.103)$$

Die Anwendung der beiden Gleichungen ist an die Voraussetzung geknüpft, dass vergleichbare Festigkeiten im Schaft und Gewinde vorliegen. Für die bei den Komponentenversuchen in Kapitel 3.3.2 verwendeten Schrauben ist diese Bedingung erfüllt, und es ergeben sich nach Gleichung (5.103) Gewindeanteile von $f_g = 29$ bis 30 %, bis zu denen der Einfluss des Gewindes auf die Elastizitätsgrenze vernachlässigbar ist. Die Auswertung der Komponentenversuche hat die analytisch abgeleiteten Gewindeanteile für die Schrauben M12-8.8 mit einem Gewindeanteil von $f_g = 37$ % bestätigt. Bei den M10er-Schrauben mit dem gleichen Gewindeanteil war der Einfluss des Gewindes auf die Elastizitätsgrenze nicht messbar, was auf den kompakteren Übergang vom Gewinde auf den Schraubenschaft sowie die Unschärfe bei der Auswertung (Anlegen der Sekante im plastischen Bereich) zurückzuführen ist. Vor dem Hintergrund eines möglichst hohen Steifigkeitskoeffizienten $k_{8,1}$ sind Gewindeanteile von bis zu $f_g = 20$ % anzustreben. Wird diese

konstruktive Empfehlung eingehalten, ist der Einfluss der geringeren Biegetragfähigkeit des Gewindes auf die Elastizitätsgrenze vernachlässigbar.

An dieser Stelle sind abschließend noch zwei Hinweise zu den Materialeigenschaften der Schrauben angebracht. Zum einen haben die experimentellen Untersuchungen in Kapitel 3.3.2 aufgezeigt, dass die Elastizitätsmodule der Schraubenwerkstoffe nicht zweifelsfrei den für Stahl in der Regel angesetzten Wert von $E = 210.000 \text{ N/mm}^2$ erreichen. Die Unterschreitung hat bis zu 10 % betragen, sodass empfohlen wird, mit einem **Elastizitätsmodul von $E = 190.000 \text{ N/mm}^2$** zu arbeiten, sofern nicht durch Materialprüfungen ein höherer Wert sicher bestätigt werden kann. Zum anderen weisen alle verwendeten **Schrauben signifikante Überfestigkeiten** von im Mittel 34 % bezogen auf die Streckgrenze auf, die dazu führen, dass die Elastizitätsgrenze höher ausfällt als bei Schrauben ohne Überfestigkeiten. Dieser Aspekt ist bei der Diskussion und der kritischen Auseinandersetzung mit der experimentellen Ermittlung der Schubsteifigkeit in Kapitel 3.2.5 bereits aufgegriffen worden. Es wird hier noch einmal deutlich, dass Schrauben mit signifikanten Überfestigkeiten zu einer Überschätzung der Elastizitätsgrenze führen können. Des Weiteren ist bei einem rein analytischen Konzept mit dem Ansatz der nominellen Festigkeiten zu hinterfragen, ob bei einer aus dem Produktionsprozess der Schrauben folgenden und zweifelsfrei dauerhaft gewährleisteten Überfestigkeit der Malus einer unterschätzten Elastizitätsgrenze für die Regalhersteller zielführend ist.

Mit Abschluss der Ausarbeitungen für die Komponente K8 sind alle Grundlagen für das analytische Modell bereitgestellt. In den beiden nachfolgenden Abschnitten wird noch auf die grundsätzliche Anwendung des Modells bei der Verifikation der Ergebnisse von Rahmenschubversuchen bzw. der Bemessung von Regaltragwerken eingegangen und abschließend aufgezeigt, wie die analytisch ermittelten Schubsteifigkeiten im Vergleich zu den Ergebnissen der an der TU Dortmund durchgeführten Rahmenschubversuche liegen.

5.4 Zur Anwendung des analytischen Modells

5.4.1 Allgemeines

Mit der Entwicklung der Ansätze zur Erfassung der Komponenten K1 bis K8 sind die Grundlagen zur rein analytischen Bestimmung der Schubsteifigkeit erarbeitet, sodass aus den im jeweiligen Anwendungsfall aktiven Komponenten die Schubsteifigkeit der Ständerrahmen nach Gleichung (5.104) bestimmt werden kann.

$$\Rightarrow S_{D,ges.} = \frac{1}{\sum_{i=1}^8 \frac{1}{S_{D,Ki}}} \quad (5.104)$$

Gleichung (5.104) basiert auf dem Konzept, dass die anteiligen Schubsteifigkeiten der einzelnen Komponenten analog zu einer Reihenschaltung von Federn aufsummiert werden können. Welche Komponenten aktiv sind, hängt von der Konstruktion der Ständerrahmen und insbesondere von der Ausbildung der Anschlussdetails ab. Dies wird ausführlicher in der Zusammenfassung und baupraktischen Aufbereitung der Ergebnisse in Anhang A dargestellt. Bei der Verwendung des analytischen Bemessungsmodells ist neben den aktiven Komponenten auch zu berücksichtigen, um welchen Anwendungsfall es sich handelt. Hierbei ist zu differenzieren zwischen:

- **Anwendung bei der Bemessung von Regaltragwerken**
- **Anwendung zur Verifikation von Rahmenschubversuchen**

Dass diese Differenzierung erforderlich ist, lässt sich anschaulich an der derzeit gängigen Praxis bei der Anwendung der Ergebnisse von Rahmenschubversuchen erläutern:

Für die Erfassung der Schubsteifigkeit der Ständerrahmen werden im Regalbau üblicherweise in einem **ersten Schritt Rahmenschubversuche** durchgeführt. Aus den Rahmenschubversuchen folgt die Schubsteifigkeit für einen in der Regel zwei vollständige Aussteifungsfelder umfassenden Ausschnitt der Ständerrahmen. Diese experimentell ermittelte Schubsteifigkeit beinhaltet integral alle Einflussfaktoren, die sich aus der Konstruktion des Ständerrahmens ergeben, aber auch Effekte, die aus der Umsetzung der Lagerungsrandbedingungen im Versuchsaufbau resultieren. In einem **zweiten Schritt** wird ein 2D-Stabwerksmodell für den getesteten Ständerrahmen erstellt, bei dem in einem iterativen Prozess die Querschnittsfläche der Diagonalen und Pfosten so lange reduziert wird, bis die aus der Stabwerksberechnung folgende Schubsteifigkeit dem Ergebnis aus dem korrespondierenden

Rahmensubversuch entspricht. Die zugehörige **reduzierte Querschnittsfläche** $A_{d,red}$ der Diagonalen und Pfosten ist für die Anwendung in baurechtlich relevanten Regalkonstruktionen durch eine allgemeine bauaufsichtliche Zulassung des DIBt oder durch eine Zustimmung im Einzelfall zu bestätigen. Im **dritten und letzten Schritt** erfolgt die **Bemessung der Regaltragwerke**. Dabei werden die Quersysteme, deren wesentliche Haupttragglieder die fachwerkartigen Ständerrahmen bilden, mit 2D-Stabwerken modelliert. Für die Diagonalen und Pfosten wird dabei auf die in den ersten beiden Schritten bestimmte effektive Querschnittsfläche $A_{d,red}$ zurückgegriffen, um die Schubsteifigkeit der Ständerrahmen zu erfassen. Dieser Prozess ist schematisch in der nachfolgenden Abbildung dargestellt.

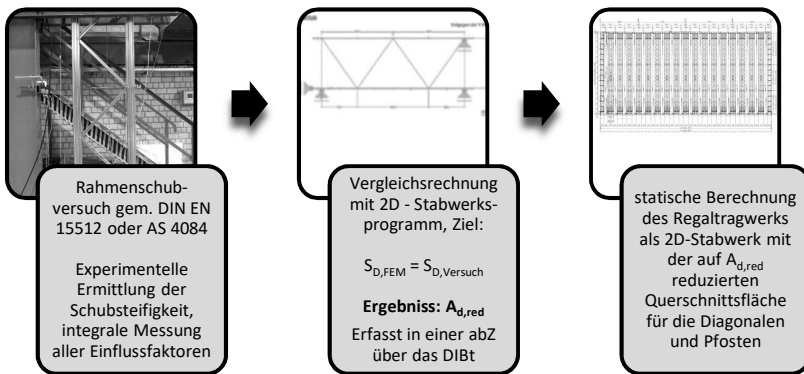


Bild 5.38: Vom Rahmensubversuch zur Bemessung des Regaltragwerks

Bei dem aufgezeigten Prozess vom Rahmensubversuch bis hin zur Bemessung der Regaltragwerke werden die Effekte aus den Lagerungsrandbedingungen und den weiteren möglichen Störstellen integral erfasst und in der reduzierten Querschnittsfläche der Füllstäbe $A_{d,red}$ „verschmiert“ berücksichtigt. Störstellen bilden hier zum Beispiel die Endpfosten in D-Fachwerken, da diese die Schubsteifigkeit im Rahmensubversuch mit zwei Aussteifungsfeldern deutlich stärker beeinflussen als bei einem Regaltragwerk, bei dem zehn oder mehr ungestörte Aussteifungsfelder vorliegen. Für das in den vorhergehenden Abschnitten erarbeitete analytische Bemessungsmodell heißt das, dass die Ergebnisse von Rahmensubversuchen nur dann rechnerisch nachvollzogen und verifiziert werden können, wenn bei der Anwendung der Einfluss der möglichen Störstellen gesondert berücksichtigt wird. Dies wird auch deutlich, wenn man sich vor Augen führt, dass bei der Herleitung der anteiligen Schubsteifigkeiten in den Kapiteln 5.3.1 bis 5.3.8 immer auf ein einzelnes Aussteifungsfeld als Ersatzsystem zurückgegriffen worden ist.

Der Einfluss von etwaigen Störstellen wird weder bei den Herleitungen noch in Gleichung (5.104) explizit erfasst, und bei der Anwendung des analytischen Bemessungsmodells muss streng genommen vorausgesetzt werden, dass es sich um ein im Verhältnis zur Rahmentiefe hohes Fachwerk handelt und dass die Einflüsse von etwaigen Störstellen vernachlässigbar klein sind. Dies ist bei der experimentellen Ermittlung der Schubsteifigkeit im Rahmenschubversuch nach DIN EN 15512 [R12] oder auch AS 4084 [R2] mit zwei vollständigen Aussteifungsfeldern nicht der Fall.

5.4.2 Regelaussteifungsfelder und Störstellen

Welche Störstellen gesondert zu berücksichtigen sind, wird in Bild 5.39 und Bild 5.40 für D- und Z-förmige Fachwerke und den klassischen „liegenden“ Rahmenschubversuch anschaulich dargestellt. Hierfür ist je ein Regelaussteifungsfeld mit einer grünen Hinterlegung markiert worden. An dieser Stelle ist darauf hinzuweisen, dass sich dies bei D-Fachwerken nicht mit den Begrifflichkeiten, die im Kontext der Rahmenschubversuche ein Aussteifungsfeld bzw. eine vollständige Vergitterung beschreiben, deckt, da hier ein Aussteifungsfeld immer zwei Diagonalen umfasst. Für die Veranschaulichung der Störstellen ist die hier gewählte Darstellung zweckmäßiger, da sie sich an den Ersatzsystemen für die Herleitung des analytischen Bemessungsmodells orientiert. In den Abbildungen sind des Weiteren die Fachwerkstäbe gelb hinterlegt, die aufgrund der Randbedingungen Nullstäbe darstellen. Die Störstellen, zum Beispiel die im analytischen Bemessungsmodell nicht erfassten Fachwerkstäbe oder auch die vom Regelfall abweichenden Knotenpunkte der Fachwerke, sind durch rote Hinterlegungen kenntlich gemacht worden.

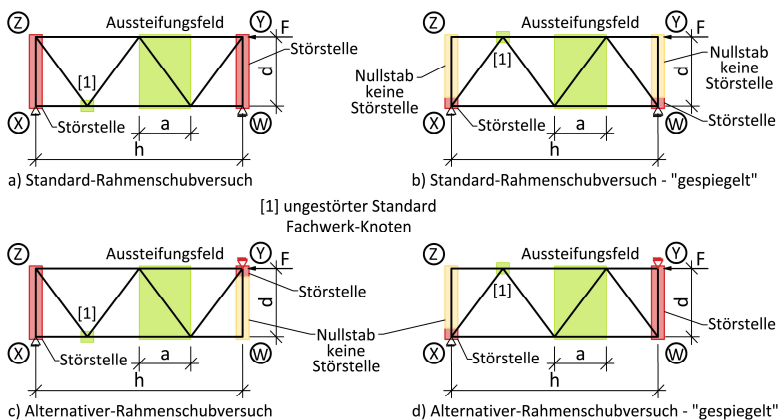


Bild 5.39: Störstellen bei D-förmigen Ständerrahmen und „liegender“ Versuchsdurchführung

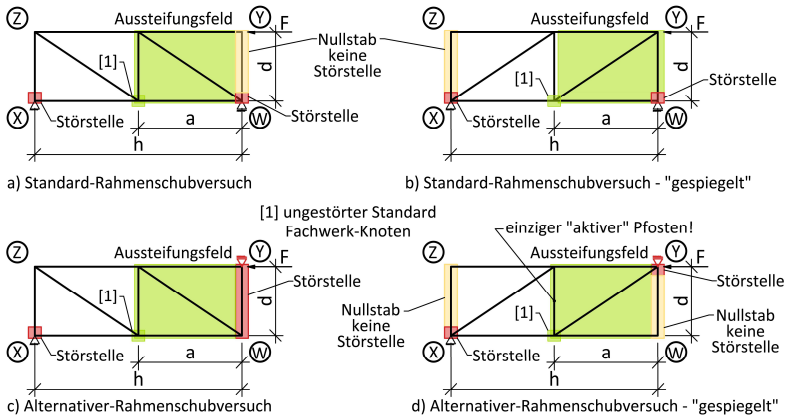
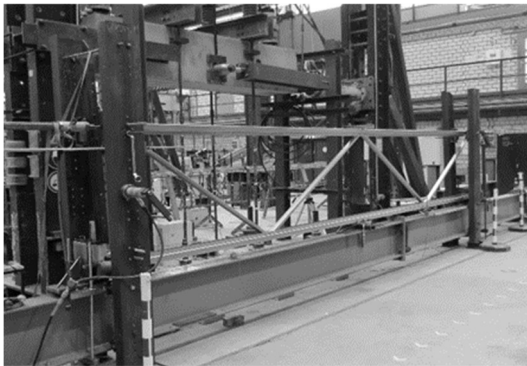


Bild 5.40: Störstellen bei Z-förmigen Ständerrahmen und „liegender“ Versuchsdurchführung

Betrachtet man exemplarisch ein D-förmiges Fachwerk, wie in Bild 5.39 a) dargestellt, dass im klassischen Standardrahmenschubversuch nach DIN EN 15512 getestet werden soll, so sind die beiden Endpfosten am Lastabtrag beteiligt. Im analytischen Bemessungsmodell sind sie jedoch bisher nicht erfasst und stellen somit zwei Störstellen dar, welche die Schubsteifigkeit negativ beeinflussen. Wird das gleiche D-Fachwerk „gespiegelt“ in den Prüfstand eingebaut, sind die beiden Endpfosten Nullstäbe, und die Störstellen reduzieren sich auf die vom Regelfall abweichenden Fachwerkknoten bei den Punkten W und X. Die Schubsteifigkeit fällt im Vergleich zur Variante aus Bild 5.39 a) höher aus, was auch die experimentellen Untersuchungen von *Baldassino* und *Zandonini* in [7] bestätigt haben, vgl. Bild 2.27. Wird die Lagerung des Fachwerks auf der Seite der Lasteinleitung von Punkt W (= zugfest bei der unteren Stütze) nach Punkt Y (= druckfest bei der oberen Stütze) verlagert, ergeben sich die in Bild 5.39 c) und d) dargestellten Störstellen. Diese umfassen jeweils einen der beiden Endpfosten, der nicht als Nullstab einzustufen ist, sowie beim Nullstab den Fachwerkknoten, an dem auch die Diagonale mit abgeschlossen wird.

Bei den Z-Fachwerken aus Bild 5.40 ist der Umfang der Störstellen deutlich kleiner als bei den D-Fachwerken, weil die Pfosten einen Bestandteil der Regelaussteifungsfelder darstellen. Bei zwei Aussteifungsfeldern und drei Pfosten ist allerdings immer ein Pfosten mehr im System vorhanden, als bei der Herleitung des analytischen Bemessungsmodells berücksichtigt worden ist. Bei Ausführung der klassischen, zugfesten Lagerung bei Punkt W ist immer einer der beiden Endpfosten als Nullstab einzustufen, sodass sich die Störstellen auf die vom Regelfachwerkknoten abweichenden Auflagerpunkte W und X beschränken. Wird auf die nach

DIN EN 15512 zulässige druckfeste Lagerung bei Punkt Y zurückgegriffen, stellt sich die Situation etwas anders dar. Bei steigenden Diagonalen wie in Bild 5.40 c) sind alle Pfosten am Lastabtrag beteiligt, sodass einer der beiden Endpfosten als Störstelle einzustufen ist. Bei fallenden Diagonalen wie in Bild 5.40 d) verbleiben die Störstellen bei den Auflagerpunkten, aber da beide Endpfosten Nullstäbe darstellen, ist nur ein „aktiver“ Pfosten vorhanden, und es handelt sich streng genommen nicht um zwei vollständige Vergitterungen, wie sie in der DIN EN 15512 eigentlich vorgesehen sind.



Rahmenschubversuch: 4 Diagonalen / 2 Pfosten
Regaltragwerk aus dem Beispiel: 16 Diagonalen / 2 Pfosten



Bild 5.41: Vergleich eines Ständerrahmens im Schubversuch mit einem realen Regaltragwerk

Aus den Ausführungen zu den D- und Z-förmigen Fachwerken geht nochmals deutlich hervor, dass die Ergebnisse von Rahmenschubversuchen auch von den Lagerungsrandbedingungen und der Einbausituation beeinflusst werden. Wird das analytische Bemessungsmodell für die Verifikation der Ergebnisse von Rahmenschubversuchen verwendet, ist hierauf ein besonderes Augenmerk zu legen. Erfolgt dies nicht, werden die aus dem analytischen Bemessungsmodell folgenden Schubsteifigkeiten tendenziell zu hoch liegen. Mit der Quantifizierung der Einflüsse der Störstellen lassen sich auf dem umgekehrten Weg die Ergebnisse von Rahmenschubversuchen bereinigen, und die aufgezeigte Unterschätzung der Schubsteifigkeit lässt sich beim Übertrag auf die reduzierte Querschnittsfläche $A_{d,red}$ eliminieren. Wird das analytische Bemessungsmodell direkt angewendet um die Schubsteifigkeit von Ständerrahmen ohne Rahmenschubversuche zu bewerten, ist der Einfluss der Störstellen zumeist nicht zu berücksichtigen, sofern es sich nicht um gedrungene Ständerrahmen mit nur sehr wenigen Aussteifungsfeldern handelt. Bei gedrungene Ständerrahmen ist der Einfluss der Schubsteifigkeit auf die Auslegung des Systems von untergeordneter Bedeutung. Gleiches gilt dann für den

Einfluss der Störstellen. Bei schlanken und hohen Regaltragwerken ist die Schubsteifigkeit von wesentlich größerer Bedeutung für die Bemessung und Auslegung des Systems, aber aufgrund der damit einhergehenden großen Anzahl von Aussteifungsfeldern ist der Einfluss der Störstellen zumeist vernachlässigbar, wie auch der exemplarische Vergleich in Bild 5.41 dokumentiert.

5.4.3 Anwendung bei der Bemessung von Regaltragwerken

Wird das analytische Bemessungsmodell für die Bewertung der Schubsteifigkeit von Ständerrahmen verwendet, ist das Ziel, eine reduzierte Querschnittsfläche $A_{d,red}$ zu ermitteln, die alle Einflussfaktoren bzw. Komponenten erfasst, die nicht indirekt durch die eingesetzte FE-Software berücksichtigt werden. Moderne Stabwerksprogramme, zum Beispiel RSTAB [S3], oder auch wesentlich komplexere Softwarepakete, wie ANSYS V14.0 [S1], können die Effekte von Stabverformungen bei der Berechnung der Schnittgrößen und Systemverformungen berücksichtigen. Die im analytischen Bemessungsmodell in den **Komponenten K1 bis K4** zusammengefassten Verformungen der Füllstäbe und Stützen lassen sich – eine entsprechende Modellbildung vorausgesetzt – erfassen, ohne dass die Querschnittsfläche der Füllstäbe abgemindert werden muss. Seitens des planenden Ingenieurs ist abzuwägen, welcher Weg für ihn und den jeweiligen Anwendungsfall der richtige ist. Sollen die Komponenten K1 bis K4 vollständig über die FE-Berechnung abgebildet werden, muss das Modell folgende Anschluss'exzentritäten beinhalten:

- Aus **K2**: Exzentrizität zwischen der Schwerelinie der Füllstäbe und dem Schraubanschluss an die Stützen
- Aus **K4**: Exzentrizität zwischen der Schwerelinie der Stützen und dem Schraubanschluss zwischen den Füllstäben und den Stützen

In der Regel werden vereinfachte zweidimensionale Stabwerksmodelle verwendet, bei denen keine Exzentrizitäten erfasst werden, vgl. Bild 5.42. Hier ist im Vergleich zur aktuellen Vorgehensweise ein Mehraufwand erforderlich bzw. sinnvoll, da für eine realitätsnahe Abbildung des Systems zumindest die Komponente K4 in der Stabwerksberechnung berücksichtigt werden sollte. Dies hat den Hintergrund, dass eine Modellbildung für die Komponente „Stützenbiegung“ nur bedingt möglich ist und spätestens bei Bauteilen, wie Rahmenkopplungen von zwei Innenrahmen, auch an eine sinnvoll analytisch erfassbare bzw. abbildbare Grenze stößt. Zusätzlich wirken sich die Anschluss'exzentritäten günstig auf die Kopfauslenkungen aus. Die möglichen Genauigkeitsstufen für die Umsetzung der Fachwerkknoten sind in Bild

5.42 ebenfalls skizziert. Je nach Anschlusskonfiguration sollten die Ständerrahmen mit mindestens der Stufe 2 bei Rücken an Rücken-Anschlüssen bzw. der Stufe 3 bei Einzelanschlüssen abgebildet werden. Die Anschlusskonfiguration Lippe an Lippe erfordert gesonderte Überlegungen bei der Modellbildung, weil die Effekte aus der Tordierung der Stützen in einem 2D-Modell nicht realitätsnah erfasst werden können. Die nachfolgenden Ausführungen gelten daher nur für Anschlusskonfigurationen, bei denen keine planmäßige Tordierung der Stützen vorliegt.

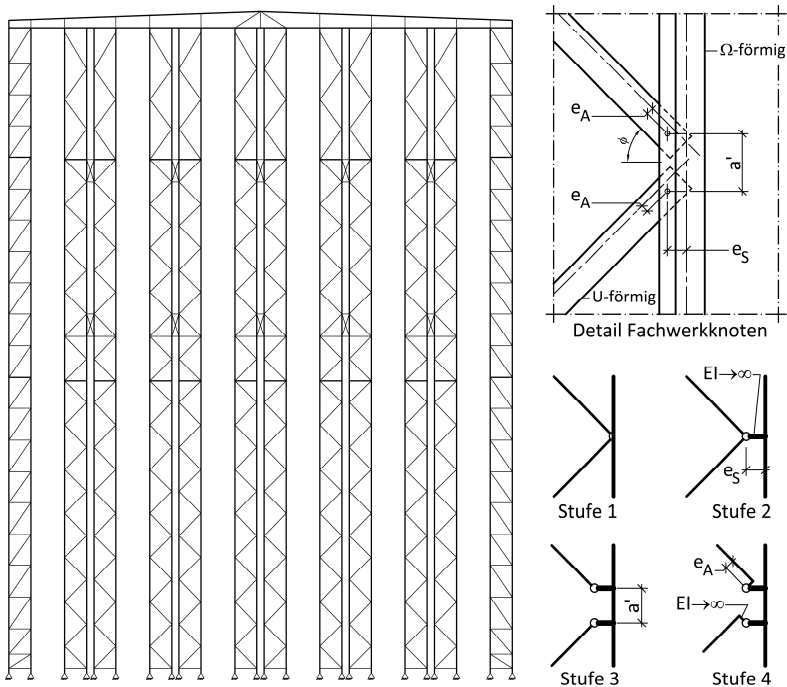


Bild 5.42: 2D-Stabwerksmodell für ein Hochregallager in Silobauweise

Eine entsprechende Modellbildung der Stufe 2 oder 3 vorausgesetzt, ist nur die Komponente K2 gesondert zu erfassen und mithilfe des analytischen Modells in eine reduzierte Querschnittsfläche zu überführen. Bei Stabwerksprogrammen wie RSTAB lassen sich ohne einen wesentlichen Mehraufwand die Genauigkeitsstufen 2 und 3 über die Definition von Stabendexzentrizitäten auf die Genauigkeitsstufe 4 anheben. Wird diese Variante gewählt, sind damit die Komponenten bis einschließlich K4 erfasst.

Die nur bei Einzelanschlüssen relevante **Komponente K5**, welche die Schubverzerungen der Stützen beschreibt, ist in der Regel **vernachlässigbar**, wie die numerischen Untersuchungen gezeigt haben. Sofern nicht eine besonders stark ausgeprägte Systemlochung der Stegbleche zur Ausführung kommt oder aus anderen konstruktiven Gesichtspunkten der Abstand der Schraubanschlüsse a' signifikant größer als üblich gewählt wird, sind keine gesonderten Überlegungen zur Erfassung der Komponente K5 erforderlich.

Mit einer reinen zweidimensionalen Stabwerksberechnung lassen sich die lokalen Anschlussverformungen aus der Komponente K6 genauso wenig erfassen wie die Verformungsanteile aus den Lochleibungsfedern der Komponente K7 bzw. die bei Rücken an Rücken-Anschlüssen auftretenden Biegeverformungen der Schrauben aus der Komponente K8. Mit einer Erweiterung auf ein dreidimensionales Stabwerkmodell könnten zwar die Biegeverformungen der Schrauben über die FE-Berechnungen berücksichtigt werden, aber der damit einhergehende Aufwand bei der Modellbildung steht in keinem Verhältnis zum Aufwand, der sich bei der Anwendung des analytischen Modells ergibt. Daher sollte der Einfluss der **Komponenten K6 bis K8** über die in den Kapiteln 5.3.6 bis 5.3.8 hergeleiteten Bestimmungsgleichungen für die anteiligen Schubsteifigkeiten bei der Bemessung der Regaltragwerke berücksichtigt werden.

Unter der Voraussetzung, dass die Fachwerkknoten in der **Stabwerksberechnung** mit der **Genauigkeitsstufe 3** abgebildet werden, lässt sich die Gleichung (5.104) wie folgt reduzieren:

$$\Rightarrow S_{D,2D\text{-Stabwerk}} = \left[\frac{1}{S_{D,K2}} + \frac{1}{S_{D,K6}} + \frac{1}{S_{D,K7}} + \frac{1}{S_{D,K8}} \right]^{-1} \quad (5.105)$$

Bei Stabwerken mit der Genauigkeitsstufe 4 nach Bild 5.42 kann der erste Summand in (5.105) entfallen. Aus der auf diesem Wege ermittelten Schubsteifigkeit kann im nächsten Schritt auf die reduzierte Querschnittsfläche für die Füllstäbe zurückgerechnet werden, über die dann in der Stabwerksberechnung die Komponenten K2 und K6 bis K8 erfasst werden.

Für ein **D-förmiges Fachwerk** kann auf die Gleichung (5.11) aus der Schubtheorie nach *Timoshenko* zurückgegriffen werden, über die nach einer einfachen Umformung die reduzierte Querschnittsfläche für die Füllstäbe wie folgt bestimmt werden kann:

$$\Rightarrow A_{d,\text{red}} = \frac{S_{D,2D\text{-Stabwerk}}}{E} \cdot \frac{1}{\cos^2\phi \cdot \sin\phi} \quad (5.106)$$

Für die Endpfosten der Fachwerke oder auch die Pfosten bei Rahmenkopplungen kann auf der sicheren Seite liegend ebenfalls mit der aus Gleichung (5.106) abgeleiteten reduzierten Querschnittsfläche gerechnet werden. Wenn besondere konstruktive Gegebenheiten vorliegen, zum Beispiel ein sehr kleiner Abstand zwischen dem untersten Endpfosten und den Fußpunkten bzw. den massiven Fußinnenteilen, dann kann für solche Stäbe auch auf eine Abminderung der Querschnittsfläche verzichtet werden.

Für **Z-förmige Fachwerke** ist die anteilige Schubsteifigkeit der Komponenten K2 und K6 bis K8 sinngemäß nach Gleichung (5.105) zu bestimmen, wobei die Anteile der Diagonalen und Pfosten zu berücksichtigen sind. Die reduzierte Querschnittsfläche folgt aus den Gleichungen (5.11) und (5.15) bzw. der Summation der beiden Gleichungen nach der Schubtheorie von *Timoshenko*, die mit dem vereinfachten Ansatz $A_d = A_h$ nach Umformung zu folgender Bestimmungsgleichung für $A_{d,red}$ führt:

$$\Rightarrow A_{d,red} = \frac{S_{D,2D\text{-Stabwerk}}}{E} \cdot \frac{\cos^2\phi \cdot \sin\phi + \tan\phi}{\cos^2\phi \cdot \sin\phi \cdot \tan\phi} \quad (5.107)$$

Im Hinblick auf die Wirkung von möglichen Störstellen kann – unabhängig von der Fachwerkgeometrie – sinngemäß auf die Ausarbeitung im nachfolgenden Kapitel zurückgegriffen werden.

5.4.4 Anwendung bei Vergleichsrechnungen zu Rahmenschubversuchen

Wird das analytische Bemessungsmodell angewendet, um die Ergebnisse von Rahmenschubversuchen zu verifizieren, müssen die Einflüsse aus den Störstellen in Bild 5.39 und Bild 5.40 in geeigneter Form berücksichtigt werden, da sie einen nicht vernachlässigbaren Anteil zur experimentell bestimmten Schubsteifigkeit beitragen. Anders als bei der direkten Anwendung des analytischen Bemessungsmodells zur Auslegung von Regaltragwerken, muss bei den Vergleichsrechnungen zu Rahmenschubversuchen jede aktive Komponente bewertet werden. Für die Komponenten K3 und K4, welche die Verformungen der Stützen erfassen, ist hier der Einsatz von Stabwerksprogrammen sinnvoll, da die Modellbildung mit den Lagerungsrandbedingungen verknüpft ist und ein Übertrag auf das Regaltragwerk mit abweichenden Randbedingungen nicht als zielführend eingestuft wurde. Für alle anderen Komponenten und auch für die Bewertung der Störstellen kann auf die in den Kapiteln 5.3.1 bis 5.3.8 erarbeiteten Grundlagen zurückgegriffen werden. Dabei bietet sich folgende Vorgehensweise an:

- Bewertung der **aktiven Komponenten** K1, K2 und K5 bis K8 für das Regelaussteifungsfeld mithilfe des **analytischen Bemessungsmodells**
- Erfassung der **Störstellen** und Bewertung mithilfe eines modifizierten Ansatzes des **analytischen Bemessungsmodells**
- **Ableitung** der sich rechnerisch ergebenden **Schubsteifigkeit** $S'_{D,ges.}$ nach Gleichung (5.104) für den Ständerrahmen (exklusive der Komponenten K3 und K4!)
- Erstellen eines **2D-Stabwerksmodells**, bei dem die Anschlussexzentrizität zwischen Schraubanschluss und Stützenachse mit modelliert wird (**Genauigkeitsstufe 2 oder 3** nach Bild 5.42). Bei der Modellbildung sind anzusetzen:
Füllstäbe: **dehn- und biegestarr**, da Einflüsse analytisch erfasst
Stützen: **nominelle Dehn- und Biegesteifigkeit**
- **Auswertung der 2D-Stabwerksberechnung** in Analogie zum Rahmenschubversuch: Aus der Kopfauslenkung des Ständerrahmens und der aufgetragenen H-Last können die Steigung der Last-Verformungskurve k_{fi} und hieraus die **anteilige Schubsteifigkeit** für die Stützenverformungen $S_{D,K3+K4}$ abgeleitet werden.
- Im letzten Arbeitsschritt ist die **Schubsteifigkeit des betrachteten Ständerrahmens** unter Berücksichtigung aller Einflussfaktoren inklusive der Komponenten K3 und K4 zu bestimmen.

Das Vorgehen lässt sich in folgender Gleichung schematisch darstellen, wobei der erste Summand der Schubsteifigkeit $S'_{D,ges.}$ entspricht, die als Zwischenschritt in der obigen Auflistung aufgeführt ist.

$$\Rightarrow S_{D,ges} = \frac{1}{\underbrace{\sum_i \frac{1}{S_{D,i}}}_{\substack{\text{Summand 1} \\ i=1,2,5 \text{ bis } 8}} + \underbrace{\frac{1}{S_{D,Störstellen}}}_{\text{Summand 2}} + \underbrace{\frac{1}{S_{D,K3}} + \frac{1}{S_{D,K4}}}_{\substack{\text{Summand 3+4} \\ \text{FE-Berechnung}}} \quad (5.108)$$

Die Bestimmung des ersten Summanden in Gleichung (5.108) kann, wie bereits aufgezeigt, über das analytische Bemessungsmodell erfolgen. Für die Berücksichtigung der Störstellen im zweiten Summanden kann ebenfalls das analytische Bemessungsmodell verwendet werden, wobei geringfügige Modifikationen erforderlich sind, auf die nachfolgend eingegangen wird. Das Prinzip wird am Beispiel eines D-Fachwerks entsprechend Bild 5.39 a) veranschaulicht, kann aber sinngemäß auch auf die Störstellen in Z-Fachwerken angewendet werden. Wichtig ist dabei nur die Identifikation der relevanten Störstellen.

Berücksichtigung der Störstellen für ein D-Fachwerk nach Bild 5.39 a):

Als Störstellen sind die **beiden Endpfosten** einzustufen, da diese nicht Teil der Regelaussteifungsfelder sind, die im analytischen Bemessungsmodell erfasst und behandelt werden. Für die Endpfosten sind folgende die Schubsteifigkeit herabsetzende Komponenten zu berücksichtigen:

- Stauchung / Dehnung Komponente K1
- Biegeverformungen Komponente K2
- Lokale Anschlussverformungen Komponente K6
- Lochleibungsverformungen Komponente K7
- Schraubenbiegung Komponente K8

Es hängt dabei von der Konstruktion des Ständerrahmens und dem Kraftfluss in den Anschlussknoten ab, ob alle Komponenten im Kontext der Störstellen aktiv sind. Im Rechenbeispiel in Anhang B.2 wird dies detailliert für ein D-Fachwerk mit Rücken an Rücken-Anschlüssen vorgestellt. An dieser Stelle werden daher nur die notwendigen Modifikationen für die analytischen Ansätze erläutert.

Um den Einfluss der Endpfosten auf die Schubsteifigkeit des gesamten Ständerrahmens zu erfassen, kann auf die Grundgleichungen aus Kapitel 5.3.1 zurückgegriffen werden, die für die Pfosten in den Regelaussteifungsfeldern von Z-Fachwerken hergeleitet worden sind. In Anlehnung an das in Bild 5.3 dargestellte System kann der Einfluss der **Stauchung und Dehnung der Endpfosten aus der Komponente K1** über eine Modifikation der Gleichung (5.14) berücksichtigt werden. Wie der Vergleich in Bild 5.43 zeigt, ist dabei die Länge des Aussteifungsfeldes a durch die Rahmenhöhe h zu ersetzen.

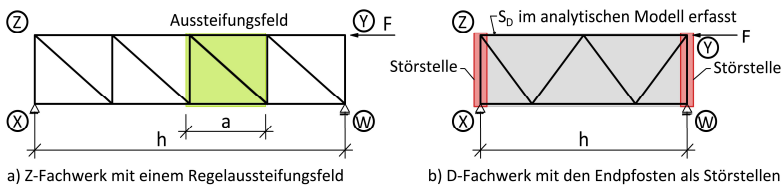


Bild 5.43: Analogie der Störstellen der Endpfosten zu den Pfosten in einem Z-Fachwerk

In dem Regelaussteifungsfeld eines Z-Fachwerks ist zudem nur ein Pfosten enthalten, sodass bei der Modifikation von Gleichung (5.14) ein Korrekturfaktor $\eta = 0,5$ eingeführt werden muss, da beim betrachteten D-Fachwerk beide Endpfosten jeweils eine Störstelle bilden. Bei abweichenden Lagerungsrandbedingungen, wie in Bild 5.39 c) mit nur einem Endpfosten als Störstelle, ist der Korrekturfaktor mit $\eta = 1,0$ anzusetzen. Allgemein ergibt sich somit folgende modifizierte Gleichung:

$$\Rightarrow S_{D,K1,ST} = \eta \cdot \underbrace{\frac{EA_h}{d}}_{k_1} \cdot h \quad (5.109)$$

In der Gleichung (5.109) ist der Steifigkeitskoeffizient k_1 hervorgehoben worden, da für die Erfassung der **Biegeverformungen der Endpfosten über die Komponente K2** eine Substitution von k_1 durch k_2 ausreichend ist. Bezüglich des Korrekturfaktors η gelten für die Komponente K2 die gleichen Hinweise wie für K1, sodass sich der Einfluss der Biegeverformungen der Endpfosten in Analogie zur Gleichung (5.50) wie folgt anschreiben lässt:

$$\Rightarrow S_{D,K2,ST} = \eta \cdot \underbrace{\frac{EI}{e^2 \cdot d}}_{k_2} \cdot h \quad (5.110)$$

Die beiden Gleichungen (5.109) und (5.110) zeigen aufgrund der Verknüpfung der anteiligen Schubsteifigkeiten mit der Rahmenhöhe h auf, dass sich der Einfluss der Störstellen mit zunehmender Rahmenhöhe verringert. Bei geometrischen Verhältnissen, wie in dem in Bild 5.41 dargestellten Regaltragwerk, können die Störeinflüsse als vernachlässigbar klein eingestuft werden.

Auch im Hinblick auf die **lokalen Anschlussverformungen aus der Komponente K6** ist eine Substitution des Steifigkeitskoeffizienten möglich, um den Einfluss der Störstellen an den Anschlusspunkten zu erfassen. Dabei ist zu beachten, dass für das in Bild 5.43 dargestellte Beispiel die lokalen Anschlussverformungen bei den Punkten Y und Z bereits näherungsweise im analytischen Modell berücksichtigt sind, sofern die Komponente K6 bei dem betreffenden Ständerahmen aktiv ist. In dem Fall sind die Fachwerkknoten zu den Regelaussteifungsfeldern der beiden angrenzenden Diagonalen zu zählen. Hier ergibt sich eine gewisse Unschärfe in dem Modell, da die Anschlusskonstruktion von dem ungestörten Regelknoten abweicht, der für die Bewertung der anteiligen Schubsteifigkeit zugrunde gelegt wird. Sowohl die reduzierte Stützenlänge als auch der abweichende Kraftfluss im Knoten ist für die Unschärfe verantwortlich.

Unabhängig von der Ausführung der Anschlüsse müssen – weil bisher gänzlich außen vor gelassen – die möglichen lokalen Anschlussverformungen bei den Punkten W und X erfasst werden. Für den ungestörten Regelknoten sind lokale Anschlussverformungen eigentlich nur bei Einzelanschlüssen und den für höher beanspruchte, schlanke Systeme nur bedingt geeigneten Lippe an Lippe-Anschlüssen zu berücksichtigen. Aber auch bei Fachwerken mit Rücken an Rücken-Anschlüssen können sich aufgrund des nicht mit dem Regelknoten vergleichbaren Kraftflusses lokale Anschlussverformungen bei den Punkten W und X einstellen, da die Stabkraft über den Stützenquerschnitt in die Auflager abgetragen werden muss.

Dabei spielen Art und Ausbildung der Auflagerkonstruktion ebenso eine Rolle wie der Überstand der Ständerrahmen über die Endpfosten. Auf die numerisch berechneten Steifigkeitskoeffizienten für die lokalen Anschlussverformungen, die in Tabelle 4.6 aufgeführt sind, kann zurückgegriffen werden. Alternativ kann auch das in Kapitel 5.3.6 entwickelte Konzept eines elastisch gebetteten Balkens verwendet werden. In beiden Fällen ist ein besonderes Augenmerk darauf zu legen, dass die Werte für k_6 aus den Anschlussverformungen eines ungestörten Fachwerkknotens abgeleitet wurden. Eine reduzierte Länge des wirksamen Stützenabschnittes, wie sie aufgrund des kleinen Stützenüberstandes bei allen vier Eckpunkten der Ständerrahmen gegeben ist, bedingt größere lokale Anschlussverformungen. Im Gegenzug können konstruktive Randbedingungen, wie die Ausbildung von Lasteinleitungs- oder Widerlagerkonstruktionen, eine signifikante Reduktion der lokalen Anschlussverformungen bewirken. Betrachtet man in diesem Kontext die in Bild 3.4 dargestellte Umsetzung der Lagerungsrandbedingungen bei der Durchführung der „liegenden“ Rahmenschubversuche nach DIN EN 15512, lässt sich insbesondere für das Auflager bei Punkt W erkennen, dass die zugfeste Lagerung auf der Stützenoberseite nur sehr geringe lokale Anschlussverformungen erlaubt. Auch bei der Lasteinleitung und dem Widerlager bedingen der Kontakt der Stützenenden mit den Zentrierplatten und der Kraftschluss durch Reibung eine Versteifung des Stützenquerschnittes bzw. eine Reduktion der lokalen Anschlussverformungen. Die Potenziale für lokale Anschlussverformungen sind bei den Punkten W, X und Y im Vergleich zu Punkt Z deutlich geringer. Bei Punkt Z ist das in der Regel größte Potenzial für lokale Anschlussverformungen gegeben, da hier sowohl eine reduzierte Stützenlänge als auch ein nicht weiter ausgesteiftes Stützenende vorliegt.

Für die Einbindung in das analytische Bemessungsmodell muss seitens des Ingenieurs anhand der zu bewertenden Störstellen festgelegt werden, bei welchem Knoten konstruktionsbedingt mit signifikanten Verformungspotenzialen zu rechnen ist. Des Weiteren muss abgeschätzt werden, wie stark sich eine reduzierte Stützenlänge an der Störstelle auf den Steifigkeitskoeffizienten k_6 auswirkt. Da maximal vier Störstellen mit lokalen Anschlussverformungen vorliegen können, lässt sich die Bestimmungsgleichung für die anteilige Schubsteifigkeit nach Substitution von k_1 gegen k_6 wie folgt anschreiben:

$$\Rightarrow S_{D,K6,ST} = \sum_i \eta_i \cdot k_6 \cdot h \quad (5.111)$$

Über die Summe $i = 1$ bis 4 wird die Anzahl der möglichen Störstellen erfasst, und in dem Korrekturfaktor η der reduzierte Steifigkeitskoeffizient k_6 berücksichtigt.

Der Korrekturfaktor η^7 ist ingenieurmäßig abzuschätzen, wobei eine Größenordnung von $\eta = 0,50$ bezogen auf die in Tabelle 4.6 angegebenen Steifigkeitskoeffizienten ein erster Ansatz ist, um die reduzierte Stützenlänge bei den Störstellen abzubilden. Werden bei einem Fachwerk mit der Anschlusskonfiguration Rücken an Rücken die Endpfosten so eingebaut, dass sie mit dem Rücken an der Stütze anliegen und mit einer Distanzhülse in der Lage gesichert werden, erfolgt der Lastabtrag in die Stütze nur über eine Anschlussseite. In diesem Fall ist der Steifigkeitskoeffizient zusätzlich abzumindern, da die von der Stütze bereitgestellte und in den tabellierten Werten für k_6 berücksichtigte Steifigkeit des Stützenquerschnittes nicht voll ausgenutzt wird. Ein ingenieurmäßiger Ansatz wäre in dem Fall eine zusätzliche Abminderung von k_6 um 50 %, sodass sich insgesamt ein Korrekturfaktor von $\eta = 0,25$ ergibt. Alternativ kann auch auf die Analogien zu einem elastisch gebetteten Balken zurückgegriffen werden, die für das analytische Modell entwickelt worden sind.

Die Berücksichtigung der **Lochleibungsfedern aus der Komponente K7** ist bei den Schraubanschlüssen der Endpfosten differenziert zu betrachten. Es stellen sich Lochleibungsverformungen bei den Endpfosten selbst sowie bei den Stützen ein. Für die Endpfosten kann aufgrund der Orientierung der Lochleibungsfedern in Analogie zur Stauchung / Dehnung der Endpfosten auf folgende Bestimmungsgleichung zurückgegriffen werden:

$$\Rightarrow S_{D,K7,ST} = \eta \cdot \eta_7 \cdot k_7 \cdot h \quad (5.112)$$

Der Beiwert η erfasst wie bei der Komponente K1 die Anzahl der als Störstellen wirksamen Endpfosten. Stellen beide Endpfosten Störstellen dar, gilt $\eta = 0,5$, und falls nur ein Endpfosten eine Störstelle bildet, greift $\eta = 1,0$. Der Formfaktor η_7 berücksichtigt den Kraftfluss und die Anzahl der Kontaktzonen und kann der Tabelle 5.6 entnommen werden.

Bei der stützensseitigen Lochleibung sind nur die Fachwerkknoten zu betrachten, bei denen neben dem Endpfosten nicht auch noch eine Diagonale anschließt, da solche Knoten über die Bewertung der Regelaussteifungsfelder bereits näherungsweise erfasst sind. Aufgrund der Orientierung der Lochleibungsfedern parallel zur Achse der Endpfosten kann eins zu eins auf die Gleichung (5.112) zurückgegriffen werden. Im Hinblick auf den Beiwert η zur Implementierung der Anzahl der Störstellen lässt sich festhalten, dass dieser in der Regel mit $\eta = 1,0$ angesetzt werden kann, sofern keiner der Endpfosten einen Nullstab darstellt. Wenn einer der Endpfosten ein Nullstab ist, gilt $\eta = 2,0$. Bei der Festlegung des Formfaktors η_7 ist bei der

⁷ Aufgrund der differenzierten Betrachtung der einzelnen aktiven Knoten kann der in Gleichung (5.74) enthaltene Korrekturfaktor η_6 hier entfallen.

Anschlusskonfiguration Rücken an Rücken ein besonderes Augenmerk auf die Orientierung des Querschnittes zu legen. Üblicherweise werden die Endpfosten mit dem Rücken an der Stütze liegend eingebaut, sodass stützenseitig je Anschlussseite nur eine Lochleibungsfeder aktiv ist. Für den Formfaktor ist dann mit $\eta_7 = 0,50$ zu rechnen. Liegt der Rücken der Endpfosten in Ebene der Stützenachsen, gilt $\eta_7 = 1,00$. Der Steifigkeitskoeffizient k_7 kann entsprechend der Ausführungen in Kapitel 3.3.1.6.5 angesetzt werden.

Die letzte mögliche Komponente, die es im Kontext der Störstellen zu bewerten gilt, ist die **Schraubenbiegung (= K8)**, die bei Rücken an Rücken-Anschlüssen in Abhängigkeit von der Einbausituation der Endpfosten zu berücksichtigen ist. Liegt der Rücken der Endpfosten direkt an der Stütze an, entfällt die weitere Betrachtung der Komponente K8 an dieser Stelle. Liegt der Rücken der Endpfosten jedoch wie bei den Regelfachwerkknoten in der Mittelebene des Ständerrahmens, ist die Schraubenbiegung entsprechend zu berücksichtigen. Dies kann auf die Fachwerkknoten beschränkt werden, bei denen die Endpfosten auf die Stützen treffen und keine Diagonalen anschließen, da für die Fachwerkknoten, bei denen Endpfosten und Diagonalen zusammentreffen, der Einfluss der Schraubenbiegung bereits näherungsweise über das Regelaussteifungsfeld erfasst worden ist.

Die Biegeverformung der Schrauben ist senkrecht zur Stützenachse gerichtet, sodass die Substitution von k_1 durch k_8 in Gleichung (5.109) die Bestimmungsgleichung für die anteilige Schubsteifigkeit der Schraubenbiegung bei den Endpfosten liefert:

$$\Rightarrow S_{D,K8,ST} = \eta \cdot k_8 \cdot h \quad (5.113)$$

Der Steifigkeitskoeffizient k_8 ist nach (5.91) zu ermitteln, wobei auf die Ausführungen in Kapitel 5.3.8.2 im Hinblick auf den dabei anzusetzenden Nenndurchmesser, den zulässigen Gewindeanteil und die festgestellten Abweichungen zum nominalen Elastizitätsmodul ein besonderes Augenmerk zu legen ist. Dass bei der Schraubenbiegung nur die beiden Fachwerkknoten zu berücksichtigen sind, bei denen lediglich die Endpfosten und keine weiteren Diagonalen mit der Stütze verschraubt sind, wird in Gleichung (5.113) wieder über einen Korrekturfaktor η erfasst. Dieser ist bei zwei aktiven Endpfosten – analog zur Lochleibung der Stützen – mit einem Wert von $\eta = 1,0$ anzusetzen. Ist aufgrund der Lagerungsrandbedingungen ein Endpfosten ein Nullstab, beträgt der Korrekturfaktor $\eta = 2,0$. Sind beide Endpfosten Nullstäbe, ist die Komponente k_8 unabhängig von der Einbausituation der Endpfosten auch bei der Anschlusskonfiguration Rücken an Rücken inaktiv.

Berücksichtigung und Einbindung der Komponenten K3 und K4:

Die Komponenten K3 und K4 sind in dem analytischen Bemessungsmodell, wie erläutert, nicht mit berücksichtigt worden, und müssen mithilfe einer Stabwerksberechnung eingebunden werden. Bei dem Stabwerk ist die Anschlusszentrität zwischen dem Schraubanschluss und der Schwerelinie der Stützen mit zu modellieren, damit die anteiligen Biegeverformungen erfasst werden. Dies entspricht der Genauigkeitsstufe 2 bzw. 3 aus Bild 5.42. Ein korrespondierendes Modell sowie die zugehörigen Rahmenverformungen zeigt Bild 5.44.

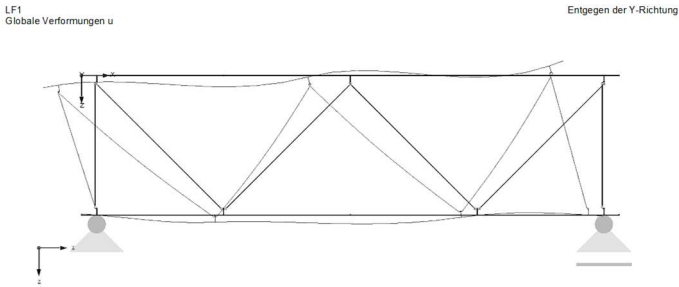


Bild 5.44: Numerisches Modell zur Bewertung der Komponenten K3 und K4

Bei der Stabwerksberechnung sind die Dehn- und Biegesteifigkeiten der Füllstäbe mit dem Faktor 10^9 zu skalieren und als quasi dehn- und biegestarr abzubilden. Die sich ergebenden Systemverformungen entsprechen den anteiligen Verformungen der Komponenten K3 und K4, sodass sich analog zur Auswertung der Rahmenschubversuche nach DIN EN 15512 wie folgt auf die anteilige Schubsteifigkeit zurückrechnen lässt:

$$\Rightarrow k_{ti} = \frac{F}{u_x} \quad (5.114)$$

$$S_{D,K3+K4} = \frac{k_{ti} \cdot d^2}{h} \quad (5.115)$$

Dabei ist u_x die horizontale Kopfauslenkung des Ständerrahmens bei Punkt Z infolge der axialen Kraft F und d bzw. h die Hauptabmessungen des Ständerrahmens. Mit der Auswertung der Gleichung (5.115) ist der letzte Summand für Gleichung (5.108) ermittelt, und es kann auf die Schubsteifigkeit des gesamten Ständerrahmens zurückgeschlossen werden.

5.5 Verifikation des analytischen Modells

Zur Verifikation des entwickelten analytischen Modells sind Vergleichsrechnungen zu den „liegenden“ Rahmenschubversuchen nach DIN EN 15512 aus Kapitel 3.2.3 durchgeführt worden. Die Vergleichsrechnungen umfassen alle untersuchten Anschlusskonfigurationen. Der Rechenweg ist exemplarisch für einen Ständerrahmen in Anhang B.2 dargestellt. Eine Übersicht mit allen Ergebnissen kann der nachfolgenden Tabelle entnommen werden.

Tabelle 5.8: Verifikation des analytischen Modells anhand der an der TU Dortmund durchgeführten Rahmenschubversuche

Fachwerktyp und Anschlusskonfiguration	Bezeichnung	Analytik	Versuch	Vergleich	
		$S_{D,ges.}$ [kN]	$S_{U,m}$ [kN]	$S_{D,ges.} / S_{U,m}$ [%]	Mittelwert [%]
Z-Fachwerk Lippe an Lippe - Anschlüsse	EN-A-100-30-0800-45	418	296	141%	144%
	EN-A-100-30-0800-55	525	312	168%	
	EN-A-100-30-1100-45	537	360	149%	
	EN-A-100-30-1100-55	432	368	117%	
D-Fachwerk Einzelanschlüsse	EN-B-100-50-0800-48	1.850	1333	139%	132%
	EN-B-100-50-0800-57	1.656	1645	101%	
	EN-B-100-50-1100-47	2.279	(1461)	156%	
	EN-B-100-50-1100-56	2.041	1538	133%	
D-Fachwerk Rücken an Rücken - Anschlüsse	EN-C-100-40-0800-45	1.031	847	122%	125%
	EN-C-100-40-0800-55	998	804	124%	
	EN-C-100-40-1000-45	1.246	989	126%	
	EN-C-100-40-1000-55	1.171	903	130%	
Anmerkung: (1461) ist aus der abZ eines vergleichbaren Rahmens des gleichen Herstellers übernommen worden.					

Es zeigt sich, dass im Durchschnitt die analytisch bestimmten Schubsteifigkeiten um 33 % höher liegen als die experimentell ermittelten Werte. Die größten Abweichungen finden sich mit im Mittel +44 % bei den Z-Fachwerken mit den Lippe an Lippe-Anschlüssen. Das in der vorliegenden Arbeit entwickelte analytische Konzept zur Erfassung der Verzerrungen und Verdrehungen der Stützenquerschnitte liefert hier eine insgesamt befriedigende Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen. Für die D-Fachwerke sowohl mit Einzelanschlüssen als auch mit der Anschlusskonfiguration Rücken an Rücken liegen die Abweichungen im Mittel zwischen +25 und +32 %, was für die steifigkeitsorientierten Versuche als gut einzustufen ist.

Im Vergleich zu den Ausarbeitungen im FOSTA-Forschungsprojekt P1078 [106] sind systematisch höhere Schubsteifigkeiten zu verzeichnen. Dies begründet sich mit den Komponentenversuchen zur Steifigkeit der Lochleibungsfeder, die für die Füllstäbe höhere und die Stützenquerschnitte niedrigere Steifigkeitskoeffizienten als in

[106] ergeben haben. Unter Berücksichtigung der Stabnormalkräfte, die rechnerisch beim oberen Stützpunkt F2 im Rahmenschubversuch gewirkt haben, können für die Füllstäbe Steifigkeitskoeffizienten aktiviert werden, die der elastischen Anfangssteifigkeit $k_7(\eta = 33 \%)$ sehr nahekommen. Diese liegt deutlich höher als die in [106] angesetzten Sekantensteifigkeiten, erreichen aber nicht die in dem FOSTA-Forschungsprojekt mit ANSYS numerisch ermittelten Werte. Daher gewinnen die Anteile der Lochleibungsverformungen bei den Stützenquerschnitten an Bedeutung, zumal dort auch immer in einer Kontaktpaarung das Gewinde der Schraube an der Wandung der Bohrung anliegt. Ob die von *Ungermann* und *Mruczkowski* in [103] aufgezeigten Abweichungen zum nominellen Wert des Elastizitätsmoduls von bis zu -15% für die systematisch zu hoch liegenden Schubsteifigkeiten verantwortlich sind, kann an dieser Stelle nicht geklärt werden, da bei der Versuchsdurchführung keine gesonderte Messung der mechanischen Eigenschaften der eingesetzten Werkstoffe veranlasst wurde. Auf den Malus, dass dies auch in den normativen Regelwerken wie der DIN EN 15512 [R12] nicht vorgesehen ist, wurde bei der kritischen Auseinandersetzung mit der experimentellen Ermittlung der Schubsteifigkeit in Kapitel 3.2.5 hingewiesen.

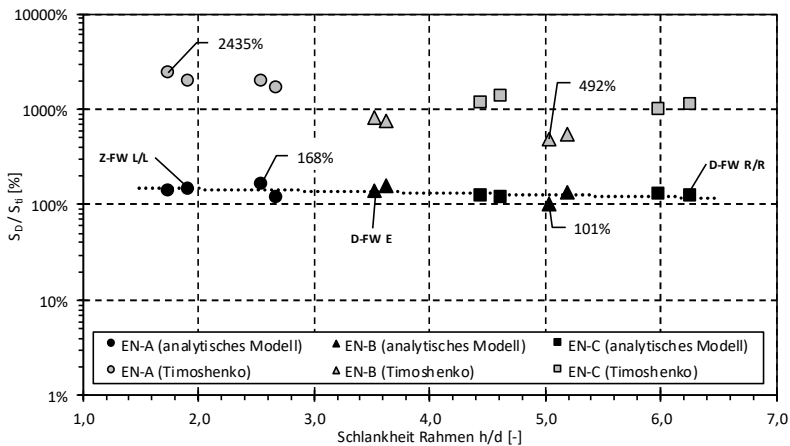


Bild 5.45: Vergleich der analytisch und experimentell ermittelten Schubsteifigkeiten

Bei der Schlüsselkomponente der Lochleibungsverformungen ist noch ein weiterer möglicher Einflussfaktor für die Überschätzung der Schubsteifigkeiten zu sehen. Die Steifigkeit der Lochleibungsfeder hängt stark vom Spannungszustand im Bereich der Kontaktzone ab. Die Entwicklung des Steifigkeitskoeffizienten ist nichtlinear, wird aber im empirisch weiterentwickelten Modell in Kapitel 3.3.1.6.5 über eine lineare Interpolation zwischen den Stützpunkten $\eta = 33$ und 67% definiert, was zu

einer Überschätzung der Steifigkeit der Lochleibungsfeder beitragen kann (vgl. Bild 3.55). Auf Basis der vorhandenen Versuchsergebnisse kann das Modell weiter verfeinert und um zusätzliche Stützpunkte zwischen $\eta = 33$ und 67% erweitert werden.

Im Vergleich zu den bisherigen Möglichkeiten, die Schubsteifigkeit analytisch zu bestimmen, stellt das im Rahmen der vorliegenden Arbeit entwickelte analytische Modell einen deutlichen Fortschritt dar, insbesondere wenn man die Ergebnisse aus dem analytischen Modell im Gesamtkontext mit der Schubsteifigkeit nach der Schubtheorie von *Timoshenko* betrachtet, vgl. Bild 5.45. Dass die Schubtheorie von *Timoshenko* aufgrund der konstruktionsbedingten Nachgiebigkeiten in den Anschlüssen nicht für eine realitätsnahe Ermittlung der Schubsteifigkeit geeignet ist, war eine der zentralen Problemstellungen bzw. Anlass für die systematischen wissenschaftlichen Untersuchungen in der vorliegenden Arbeit. Mit dem entwickelten analytischen Modell ist es nun möglich, die Schubsteifigkeit realitätsnah zu bestimmen. Wenn es des Weiteren gelingt, die Ursachen für die systematische Abweichung nach oben zu identifizieren und zu eliminieren, kann zukünftig auf die zeit- und kostenintensiven Rahmenschubversuche verzichtet werden.

5.6 Zusammenfassung

Auf Grundlage der systematischen experimentellen und numerischen Untersuchungen konnten die wesentlichen die Schubsteifigkeit beeinflussenden Parameter identifiziert und in diesem Kapitel in ein analytisches Modell in Anlehnung an die Komponentenmethode überführt werden. Insgesamt sind acht Komponenten definiert worden, die es in Abhängigkeit von dem Fachwerktyp und der Anschlusskonfiguration zu bewerten gilt:

- **K1** Stauchung und Dehnung der Füllstäbe
(= Schubtheorie von *Timoshenko*)
- **K2** Biegeverformungen der Füllstäbe
- **K3** Stauchung und Dehnung der Stützen
- **K4** Biegeverformungen der Stützen
- **K5** Schubverformungen der Stützen
- **K6** Anschlussverformungen der Stützen
- **K7** Lochleibungsverformungen im Anschlussbereich
- **K8** Biege- und Scherverformungen der Schrauben

Für diese acht Komponenten sind – sofern nicht wie für K1 bereits aus der Literatur bekannt – Steifigkeitskoeffizienten und Bestimmungsgleichungen für die anteiligen Schubsteifigkeiten hergeleitet worden. Mithilfe der Analogie zu einer Reihenschaltung von Federn können die anteiligen Schubsteifigkeiten zur gesuchten Schubsteifigkeit des gesamten Ständerrahmens inklusive aller Nachgiebigkeiten zusammengefasst werden. Ein besonderes Augenmerk muss dabei auf mögliche Störstellen gelegt werden, da diese einen nicht vernachlässigbaren Anteil zur experimentell ermittelten Schubsteifigkeit beisteuern. Die zur Eliminierung der Störeinflüsse notwendigen Grundlagen wurden erarbeitet, und die Eignung des analytischen Modells über Vergleichsrechnungen zu Rahmenschubversuchen nachgewiesen. Damit ist das zentrale Ziel der vorliegenden Arbeit erreicht, und die Möglichkeit geschaffen worden, die im Regalbau gebräuchlichen Ständerrahmen zielgerichtet im Hinblick auf die Schubsteifigkeit zu optimieren und deren Wirtschaftlichkeit zu steigern. Die enge Anbindung an das Konzept der Komponentenmethode erlaubt eine Einbindung in zukünftige Normengenerierungen, wobei die Anwendung einzelner Komponenten – zum Beispiel die Steifigkeit der Lochleibungsfeder – nicht nur auf den Regalbau beschränkt ist.

Bevor in den Kapiteln 7 und 8 noch die Themen Optimierung von Ständerrahmen und Wirtschaftlichkeit behandelt werden, wird im nachfolgenden Kapitel den Fragestellungen zu den schlupfbedingt möglichen Verformungen nachgegangen.

6 Einfluss schlupfbedingter Verformungen

6.1 Allgemeines

Um die Füllstäbe und Stützen von Ständerrahmen über Schraubverbindungen rationell fügen zu können, muss immer ein Lochspiel vorgesehen werden. Aufgrund der im Vergleich zum klassischen Stahlhochbau in der Regel kleineren Schraubendurchmesser wird zumeist ein Nennlochspiel von $\Delta d = 0,50$ bis $0,80$ mm ausgeführt. Im Gegensatz zu dem in DIN EN 1090-2 [R11] für Schraubverbindungen im Stahlhochbau geregelten Lochspiel von $\Delta d = 1,00$ mm für Schrauben mit einem Nenndurchmesser bis $d = 12$ mm⁸ führen die Regalhersteller hier ein deutlich kleineres Nennlochspiel aus, um schlupfbedingte Verformungen soweit möglich zu reduzieren. Ganz eliminieren lässt sich der Einfluss des Schlupfes aber nicht, zumal neben dem Nennlochspiel noch zu berücksichtigen ist, dass die Schrauben im Rahmen der zulässigen Toleranzen Schaftdurchmesser aufweisen, die in der Regel zwei Zehntelmillimeter unter dem Nenndurchmesser liegen. Dass die schlupfbedingten Verformungen einen Einfluss auf das Trag- und Verformungsverhalten haben, liegt auf der Hand und wird folgerichtig in der aktuell im Entwurf vorliegenden E DIN EN 15512 [R29] erstmals erfasst. Dabei hat der planende Ingenieur die Optionen, den im Rahmenschubversuch gemessenen Schlupf als zusätzliche Anfangsschiefstellung zu implementieren oder über mindestens bilineare Federkennlinien zusammen mit den weiteren Anschlussnachgiebigkeiten zu berücksichtigen. Für den Fall, dass die in [R29] auch als Rahmenspiel bezeichneten Verformungen infolge Schlupf nicht aus Versuchsdaten abgeleitet werden können, bietet der Anhang D auch einen analytischen Ansatz für typische Anschlusskonfigurationen von Ständerrahmen. Da in vielen Fällen die Rahmenschubversuche noch nach Regelwerken, wie der FEM 10.2.02 [R31] oder der noch gültigen DIN EN 15512 [R12] von 2010, durchgeführt wurden, fehlen zumeist verlässliche Messdaten zu den schlupfbedingten Verformungen. Hier verbleibt nur die Option, auf den analytischen Ansatz zurückzugreifen, um eine zeit- und kostenintensive Wiederholung der Rahmenschubversuche inkl. der Messung des Rahmenspiels, zu vermeiden.

Vergleichende Untersuchungen zwischen dem analytischen Konzept aus [R29] und den aus Rahmenschubversuchen abgeleiteten schlupfbedingten Verformungen liegen bisher nicht vor. Da die an der TU Dortmund 2016 im Kontext des FOSTA-

⁸ Die Erweiterung des Nennlochspiels von $\Delta d = 1,0$ mm auch auf Schrauben kleiner als M12 ist in der aktuellen Fassung der DIN EN 1090-2 von 2018 über die Fußnote a in Tabelle 11 eingeführt worden und gilt, sofern nichts anderes festgelegt wird.

Forschungsvorhabens P1078 [106] durchgeführten Rahmenschubversuche aber bereits so konzipiert wurden, dass auch schlupfbedingte Verformungen gemessen werden konnten, eröffnen sich Möglichkeiten für weiterführende Untersuchungen. Diese umfassen sowohl numerische Vergleichsrechnungen zum Schlupf in den Rahmenschubversuchen als auch die Einordnung der im Versuch gemessenen Schlupfverformungen in Bezug auf den analytischen Ansatz aus E DIN EN 15512 und ein zweites, alternatives, in der vorliegenden Arbeit entwickeltes analytisches Konzept. Die dabei gewonnenen Erkenntnisse werden anschließend im Gesamtkontext diskutiert und bewertet.

6.2 Schlupfbedingte Verformungen von Ständerrahmen

6.2.1 Experimentell ermittelte Verformungen infolge Schlupf

Bei den an der TU Dortmund durchgeführten Rahmenschubversuchen haben sich mit der in Bild 3.8 dargestellten Auswertemethodik die in Tabelle 6.1 zusammengestellten schlupfbedingten Verformungen δ_s ergeben. In Anlehnung an E DIN EN 15512 ist dabei das gesamte Rahmenspiel c für die weiteren Betrachtungen halbiert worden. Dies entspricht dem Ansatz von deckungsgleich liegenden Löchern und mittig positionierten Schrauben, der auch bei den analytischen Konzepten aufgegriffen wird.

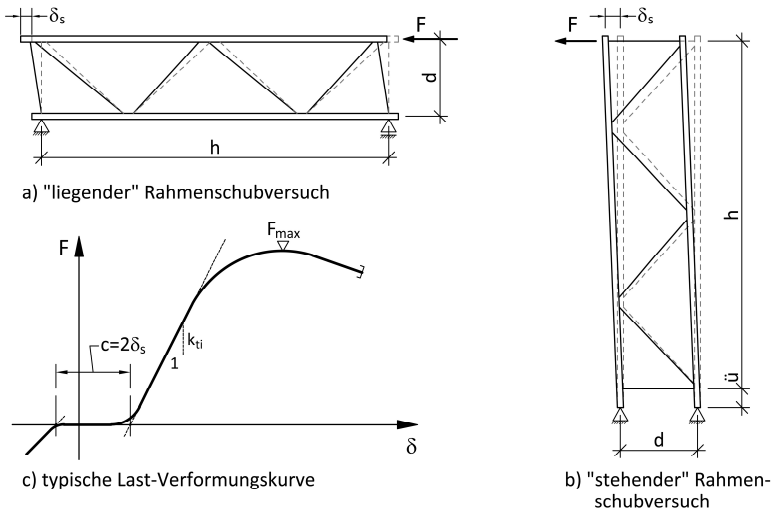


Bild 6.1: Definition der schlupfbedingten Verformungen in Rahmenschubversuchen

6 Einfluss schlupfbedingter Verformungen

Die Nennlochsplelagen für die getesteten Ständerrahmen bei folgenden Werten:

- Z-Fachwerk, Lippe an Lippe: $\Delta d_s = 0,50 \text{ mm} / \Delta d_D = 0,50 \text{ mm}$
- D-Fachwerk, Einzelanschluss: $\Delta d_s = 0,80 \text{ mm} / \Delta d_D = 0,60 \text{ mm}$
- D-Fachwerk, Rücken an Rücken: $\Delta d_s = 0,50 \text{ mm} / \Delta d_D = 0,50 \text{ mm}$

Der Schaftdurchmesser der verwendeten Schrauben ist stichprobenhaft aufgemessen worden. Dabei hat sich gezeigt, dass sich die Schrauben an der unteren Toleranzgrenze für die Produktklasse A der DIN EN ISO 4014 [R21] bewegen und im Mittel etwa $\Delta d = 0,20 \text{ mm}$ vom Nenn Durchmesser abweichen.

Tabelle 6.1: Schlupfbedingte Verformungen der an der TU Dortmund experimentell untersuchten Ständerrahmen

Versuchsbezeichnung	Fachwerk / Anschluss	Querschnitte und Verbindungsmittel			Versuch nach DIN EN 15512		Versuch nach AS4084			
		Stützen und Füllstäbe	Schrauben	Lochsplelagen	Schlupf $\delta_{s,EN} = 1/2\delta_{s,max}$ [mm]	Mittelwerte $\delta_{s,EN}$ [mm]	Schlupf $\delta_{s,AS} = 1/2\delta_{s,max}$ [mm]	Mittelwerte $\delta_{s,AS}$ [mm]		
EN/AS-A-100-30-0800-45-	Z-Fachwerk / Lippe an Lippe	100/75/2,00 30/25/1,25	M8-8.8	$\Delta d = 0,5 \text{ mm}$	$\Delta d = 0,5 \text{ mm}$	3,35	3,9	7,35	7,6	
2						4,00		7,05		
3						4,20		8,30		
EN/AS-A-100-30-0800-55-						1		2,45		8,10
2						3,05		7,75		
3						3,60		6,75		
EN/AS-A-100-30-1100-45-						1		4,25		7,95
2						4,85		6,90		
3						3,95		6,10		
EN/AS-A-100-30-1100-55-						1		3,35		7,45
2						3,70		6,45		
3						3,40		9,95		
EN/AS-B-100-50-0800-48-	D-Fachwerk / Einzelanschluss	100/78/2,50 50/30/1,50	M6-8.8	$\Delta d = 0,8 \text{ mm}$	$\Delta d = 0,6 \text{ mm}$	2,35	2,5	20,60	14,8	
2						2,75		11,15		
3						2,50		12,60		
EN/AS-B-100-50-0800-57-						1		2,10		14,55
2						2,00		14,25		
3						2,00		15,30		
EN/AS-B-100-50-1100-47-						1		2,50		12,85
2						2,40		13,90		
3						2,70		12,95		
EN/AS-B-100-50-1100-56-						1		2,15		14,85
2						1,85		14,85		
3						1,85		16,20		
EN/AS-C-100-40-0800-45-	D-Fachwerk / Rücken an Rücken	100/100/2,00 40/30/1,50	M10-8.8	$\Delta d = 0,5 \text{ mm}$	$\Delta d = 0,5 \text{ mm}$	1,45	1,5	5,45	6,2	
2						1,60		6,25		
3						1,55		6,20		
4						n.v.		6,80		
EN/AS-C-100-40-0800-55-						1		1,45		10,65
2						1,60		11,70		
3						1,55		9,35		
EN/AS-C-100-40-1000-45-						1		2,85		6,25
2						2,60		7,90		
3						2,50		6,80		
EN/AS-C-100-40-1000-55-						1		1,25		11,65
2						1,10		10,20		
3	1,10	10,85								

6.2 Schlupfbedingte Verformungen von Ständerrahmen

Betrachtet man die schlupfbedingten Verformungen, fällt auf, dass die Messergebnisse aus den einzelnen Versuchen – unabhängig vom Versuchsaufbau – relativ große Streuungen aufweisen. Auch nach der Mittelwertbildung zeigen sich Auffälligkeiten, wie bei den ersten beiden Versuchsgruppen mit „liegend“ getesteten D-Fachwerken und der Anschlusskonfiguration Rücken an Rücken. In beiden Fällen liegen die schlupfbedingten Verformungen gleich auf, während sich bei allen weiteren Versuchsgruppen mit der Zunahme des Neigungswinkels ein reduzierter Wert einstellt. Auch die Überführung der „liegend“ gemessenen schlupfbedingten Verformungen auf die „stehend“ getesteten Ständerrahmen nach Bild 6.1, liefert mit Abweichungen von -45 bis +38 % nur eine bedingt gute Übereinstimmung, siehe Vergleich in der letzten Spalte von Tabelle 6.2.

Tabelle 6.2: Vergleich der schlupfbedingten Verformungen aus den EN- und AS-Versuchen

Versuchsbezeichnung		Systemabmessungen			Vergleich Schlupf EN- und AS-Versuche			
		h [mm]	d [mm]	$\lambda = h/d$ [-]	$\delta_{s,EN}$ [mm]	$\lambda \cdot \delta_{s,EN}$ [mm]	$\delta_{s,AS}$ [mm]	$\lambda \cdot \delta_{s,EN} / \delta_{s,AS}$ [-]
EN/AS-A-100-30-0800-45-	1-3	1.300	746	1,74	3,9	6,7	7,6	0,89
EN/AS-A-100-30-0800-55-	1-3	1.900	746	2,55	3,0	7,7	7,5	1,03
EN/AS-A-100-30-1100-45-	1-3	2.000	1.046	1,91	4,4	8,3	7,0	1,19
EN/AS-A-100-30-1100-55-	1-3	2.800	1.046	2,68	3,5	9,3	8,0	1,17
EN/AS-B-100-50-0800-48-	1-3	3.400	736	4,62	2,5	11,7	14,8	0,79
EN/AS-B-100-50-0800-57-	1-3	4.600	736	6,25	2,0	12,7	14,7	0,86
EN/AS-B-100-50-1100-47-	1-3	4.600	1.036	4,44	2,5	11,2	13,2	0,85
EN/AS-B-100-50-1100-56-	1-3	6.200	1.036	5,98	2,0	11,7	15,3	0,76
EN/AS-C-100-40-0800-45-	1-4	2.544	720	3,53	1,5	5,4	6,2	0,88
EN/AS-C-100-40-0800-55-	1-3	3.632	720	5,04	1,5	7,7	10,6	0,73
EN/AS-C-100-40-1000-45-	1-3	3.344	920	3,63	2,7	9,6	7,0	1,38
EN/AS-C-100-40-1000-55-	1-3	4.776	920	5,19	1,2	6,0	10,9	0,55
Mittelwert:								0,92
Standardabweichung:								0,22

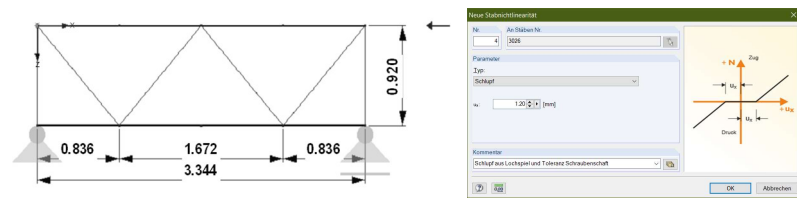
Ursächlich für die Streuungen sind Fertigungstoleranzen bei der Positionierung der Bohrungen sowie Abweichungen bei den Lochdurchmessern selbst, die zum Beispiel vom Hersteller der D-förmigen Ständerrahmen mit Einzelanschlüssen mit $\pm 0,20$ mm auf den Fertigungszeichnungen angegeben werden. Des Weiteren lassen sich die Verformungen infolge Schlupf nicht immer so eindeutig aus den Last-Verformungskurven ableiten, wie es das Bild A.11 in [R29] suggeriert. Die im ersten Belastungszyklus angesteuerte Last lag bei den Rahmenschubversuchen mit $F = 2$ kN relativ niedrig, sodass insbesondere hier die Messung des Schlupfes mit einer Unsicherheit behaftet ist. Grundsätzlich sollten bei Rahmenschubversuchen

im ersten Belastungszyklus höhere Lasten angesteuert werden, um die Ableitung des Schlupfes einfacher und präziser umsetzen zu können.

In den beiden nachfolgenden Kapiteln werden die schlupfbedingten Verformungen numerisch und analytisch ermittelt und mit den Messwerten aus den Versuchen verglichen, um diese im Gesamtkontext einordnen zu können.

6.2.2 Numerisch ermittelte Verformungen infolge Schlupf

Für die numerische Ermittlung der schlupfbedingten Verformungen ist auf die FE-Software RSTAB [S3] zurückgegriffen worden. Ein typisches Stabwerksmodell aus RSTAB sowie die Implementierung von Lochspiel über die Definition von sogenannten Stabnichtlinearitäten zeigt die nachfolgende Abbildung.



a) Beispiel für ein Stabwerksmodell aus RSTAB

b) Definition von Schlupf in RSTAB

Bild 6.2: Numerische Ermittlung der schlupfbedingten Verformungen mit RSTAB [S3]

Der Schlupf als Stabnichtlinearität kann nur stabweise und in Achsrichtung des jeweiligen Stabes definiert werden. Für das Lochspiel zwischen den Füllstäben und den Schrauben folgt hieraus, dass das mögliche Lochspiel von beiden Stabenden in einer Stabnichtlinearität abgebildet werden muss. Die Implementierung der Verformungsanteile aus dem Lochspiel bei den Stützen kann in RSTAB nicht als zusätzliche Stabnichtlinearität erfolgen, da dies zu einem kinematischen System führt. Die Verformungsanteile müssen also über den Neigungswinkel der Füllstäbe umgerechnet und der bereits definierten Stabnichtlinearität zugeschlagen werden. Alternativ können diese Verformungsanteile aber auch direkt – unter Berücksichtigung der kinematischen Beziehungen – zu den numerisch ermittelten Kopfauslenkungen addiert werden. Dieses Vorgehen ist hier gewählt worden, so dass sich folgerichtig keine Abweichungen zwischen den Ergebnissen der RSTAB-Berechnungen und dem analytischen Konzept aus Kapitel 6.2.3.2 ergeben.

Die Ergebnisse der numerischen Berechnungen sind in der nachfolgenden Tabelle zusammengestellt. Eine Diskussion und Bewertung erfolgen unter Einbeziehung der analytisch ermittelten Schlupfverformungen in Kapitel 6.2.4.

Tabelle 6.3: Übersicht über die numerisch berechneten schlupfbedingten Verformungen

Versuchsbezeichnung		Systemabmessungen			Vergleich Schlupf EN- und AS-Versuche mit RSTAB					
		h [mm]	d [mm]	$\lambda = h/d$ [-]	$\delta_{s,EN}$ [mm]	$\delta_{s,EN,RSTAB}$ [mm]	η [-]	$\delta_{s,AS}$ [mm]	$\delta_{s,AS,RSTAB}$ [mm]	η [-]
EN/AS-A-100-30-0800-45	1-3	1.300	746	1,74	3,9	2,57	1,50	7,6	4,48	1,69
EN/AS-A-100-30-0800-55	1-3	1.900	746	2,55	3,0	2,14	1,42	7,5	5,45	1,38
EN/AS-A-100-30-1100-45	1-3	2.000	1.046	1,91	4,4	2,45	1,78	7,0	4,68	1,49
EN/AS-A-100-30-1100-55	1-3	2.800	1.046	2,68	3,5	2,10	1,66	8,0	5,62	1,41
EN/AS-B-100-50-0800-48	1-3	3.400	736	4,62	2,5	2,12	1,19	14,8	9,79	1,51
EN/AS-B-100-50-0800-57	1-3	4.600	736	6,25	2,0	1,98	1,03	14,7	12,38	1,19
EN/AS-B-100-50-1100-47	1-3	4.600	1.036	4,44	2,5	2,12	1,19	13,2	9,41	1,41
EN/AS-B-100-50-1100-56	1-3	6.200	1.036	5,98	2,0	1,98	0,98	15,3	11,85	1,29
EN/AS-C-100-40-0800-45	1-4	2.544	720	3,53	1,5	1,76	0,87	6,2	6,22	0,99
EN/AS-C-100-40-0800-55	1-3	3.632	720	5,04	1,5	1,59	0,96	10,6	8,02	1,32
EN/AS-C-100-40-1000-45	1-3	3.344	920	3,63	2,7	1,74	1,52	7,0	6,32	1,10
EN/AS-C-100-40-1000-55	1-3	4.776	920	5,19	1,2	1,58	0,73	10,9	8,20	1,33
Mittelwerte							1,24			1,34

6.2.3 Analytisch ermittelte Verformungen infolge Schlupf

6.2.3.1 Analytischer Ansatz aus E DIN EN 15512

Mit der E DIN EN 15512 [R29] ist im Januar 2019 erstmals ein analytischer Ansatz zur Ermittlung der möglichen Verformungen infolge Schlupf bzw. zur Ableitung entsprechender Spielwinkel $\phi_{l,fr}$ für die Ständerrahmen vorgestellt worden. Der Spielwinkel wird in Abhängigkeit von der Anschlusskonfiguration definiert und bildet einen Baustein für die Imperfektionsansätze, sofern das Anschlussspiel nicht auf geeignete andere Weise berücksichtigt wird, vgl. hierzu Gleichungen (2.6) und (2.7) im Stand der Technik und Forschung. Differenziert wird dabei zwischen Anschlusskonfigurationen, bei denen zwei Füllstäbe mit je einer Schraube angeschlossen werden – das heißt Rücken an Rücken- und Lippe an Lippe-Anschlüsse –, sowie Einzelanschlüssen. In diesem Kontext wird in der E DIN EN 15512 von Typ A respektive Typ B-Anschlüssen gesprochen.

Die Spielwinkel können nach Anhang D.3 mit den beiden nachfolgenden Gleichungen bestimmt werden.

Typ A – Lippe an Lippe- und Rücken an Rücken-Anschlüsse:

$$\phi_{l,fr} = \frac{2 \cdot (s_{up} + s_{dia})}{d} \cdot \sin(\alpha) \cdot \left(1 + \frac{1}{\tan^2 \alpha} \right) \quad (6.1)$$

Typ B – Einzelanschlüsse:

$$\phi_{l,fr} = \frac{2 \cdot s_{up}}{d} + \frac{2 \cdot s_{dia}}{d} \cdot \sin(\alpha) \cdot \left(1 + \frac{1}{\tan^2 \alpha} \right) \quad (6.2)$$

dabei sind:

- d der horizontale Abstand der Verbindungspunkte (nachfolgend vereinfachend mit dem Abstand der Schwerlinie der Stützen gleichgesetzt)
- α der durchschnittliche Winkel der Diagonalen gegen die Horizontale
- s_{up} / s_{dia} das mögliche Lochspiel in den Anschlusspunkten

Bei der Ermittlung des möglichen Lochspiels wird von einer perfekten Passung der Löcher in den einzelnen Bauteilen ausgegangen. Es gelten somit die folgenden Beziehungen:

$$s_{up} = (d_{up} - d_{fas}) / 2 \quad \text{für die Stützen} \quad (6.3)$$

$$s_{dia} = (d_{dia} - d_{fas}) / 2 \quad \text{für die Diagonalen} \quad (6.4)$$

dabei sind:

- d_{up} / d_{dia} die Lochdurchmesser in der Stütze bzw. den Diagonalen
- d_{fas} der Durchmesser des Befestigungsmittels

Für die weiteren Vergleiche mit den Messungen des Schlupfes aus den Rahmen-schubversuchen und den numerischen bzw. eigenen analytischen Ansätzen muss der Spielwinkel $\phi_{l,fr}$ über die Rahmengeometrie in die Kopfauslenkungen bzw. schlupfbedingten Verformungen $\delta_{s,EN}$ („liegend“) sowie $\delta_{s,AS}$ („stehend“) umgerechnet werden. Die Berechnungen sind in Tabelle 6.4 zusammengestellt. Analog zu den numerischen Berechnungen mit RSTAB, ist bei der Auswertung der Ansätze nach E DIN EN 15512 vereinfachend der Neigungswinkel $\alpha = \phi$ angesetzt worden. Aus dem analytischen Ansatz ergeben sich Spielwinkel von $\phi_{l,fr} = 1/354$ bis $1/612$ sowie schlupfbedingte Kopfauslenkungen, die je nach Orientierung der Ständerrahmen im Bereich zwischen $\delta_s = 1,7$ und $12,2$ mm liegen. Bevor diese Ergebnisse im Gesamtkontext eingeordnet werden, wird das im Rahmen der vorliegenden Arbeit entwickelte alternative Konzept vorgestellt.

Tabelle 6.4: Übersicht über die nach Anhang D der E DIN EN 15512 berechneten schlupfbedingten Spielwinkel und Verformungen

Versuchsbezeichnung		Systemabmessungen und Lochspiele						Spielwinkel und Schlupf			
		h [mm]	d [mm]	$\lambda = h/d$ [-]	α [°]	s_{sup} [mm]	s_{dia} [mm]	$\phi_{l,fr}$ [rad]	$1/\phi_{l,fr}$ [-]	$\delta_{s,EN}$ [mm]	$\delta_{s,AS}$ [mm]
EN/AS-A-100-30-0800-45-	1-3	1.300	746	1,74	45	0,35	0,35	0,0027	377	1,98	3,45
EN/AS-A-100-30-0800-55-	1-3	1.900	746	2,55	55	0,35	0,35	0,0023	436	1,71	4,35
EN/AS-A-100-30-1100-45-	1-3	2.000	1.046	1,91	45	0,35	0,35	0,0019	528	1,98	3,79
EN/AS-A-100-30-1100-55-	1-3	2.800	1.046	2,68	55	0,35	0,35	0,0016	612	1,71	4,57
EN/AS-B-100-50-0800-48-	1-3	3.400	736	4,62	48	0,50	0,40	0,0028	354	2,08	9,59
EN/AS-B-100-50-0800-57-	1-3	4.600	736	6,25	57	0,50	0,40	0,0027	377	1,95	12,21
EN/AS-B-100-50-1100-47-	1-3	4.600	1.036	4,44	47	0,50	0,40	0,0020	495	2,09	9,30
EN/AS-B-100-50-1100-56-	1-3	6.200	1.036	5,98	56	0,50	0,40	0,0019	527	1,96	11,76
EN/AS-C-100-40-0800-45-	1-4	2.544	720	3,53	45	0,35	0,35	0,0027	364	1,98	7,00
EN/AS-C-100-40-0800-55-	1-3	3.632	720	5,04	55	0,35	0,35	0,0024	421	1,71	8,62
EN/AS-C-100-40-1000-45-	1-3	3.344	920	3,63	45	0,35	0,35	0,0022	465	1,98	7,20
EN/AS-C-100-40-1000-55-	1-3	4.776	920	5,19	55	0,35	0,35	0,0019	538	1,71	8,87

6.2.3.2 Entwicklung eines alternativen analytischen Ansatzes

Um die schlupfbedingt möglichen Verformungen von Ständerrahmen analytisch bestimmen zu können, ist im Rahmen der vorliegenden Arbeit ein alternativer analytischer Ansatz auf Grundlage von kinematischen Beziehungen entwickelt worden. Dabei wird unterstellt, dass die Schraubenlöcher in den Stützen und Füllstäben deckungsgleich liegen und die Schrauben exakt mittig in den Schraubenlöchern positioniert sind. Die grundlegenden geometrischen Beziehungen für D- und Z-Fachwerke sind in Bild 6.3 bzw. Bild 6.4 zusammenfassend dargestellt.

Aufgrund der Randbedingungen ist es ausreichend, jeweils nur ein Aussteifungsfeld zu betrachten, da mit der Überwindung der schlupfbedingt möglichen Verformungen im betrachteten Feld keine weiteren Verformungszuwächse mehr möglich sind. Bei den D-Fachwerken bilden die beiden Diagonalen ein in horizontaler Richtung unverschiebliches Gespärre. Der Schraubanschluss zwischen den beiden Diagonalen und der oberen Stütze stellt entsprechend ein unverschiebliches, gelenkiges Auflager dar, das beim betrachteten System maximal noch eine Starrkörperrotation der oberen Stütze zulässt. Bei mehr als einem Aussteifungsfeld ist die Starrkörperrotation der oberen Stütze ebenfalls unterbunden, sodass die Verformungsanteile bei den analytischen Betrachtungen unberücksichtigt bleiben. Bei Z-Fachwerken greift das gleiche Grundprinzip, nur dass hier der im Fachwerk

wirksame Pfosten und die druckbeanspruchte Diagonale nach Überwindung der schlupfbedingt möglichen Verformungen das unverschiebliche Gespärre bilden.

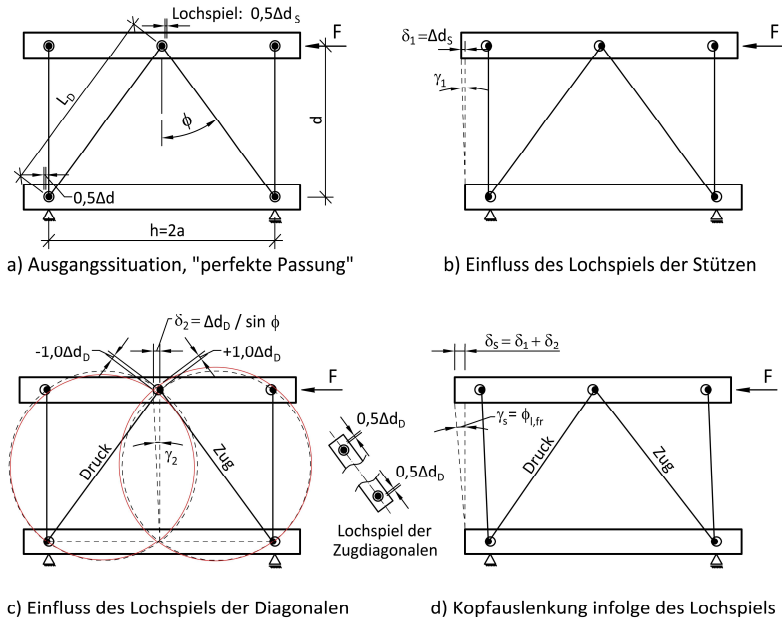


Bild 6.3: Kinematische Beziehungen für schlupfbedingte Verformungen in D-Fachwerken

Die beiden mit a) bezeichneten Teilbilder in Bild 6.3 bzw. Bild 6.4 stellen jeweils die perfekte Ausgangssituation dar. Mit der ersten horizontalen Belastung wird das Lochspiel in den Stützen überwunden, wobei vereinfachend unterstellt wird, dass sich die obere Stütze sowie die Füllstäbe des D- bzw. Z-Fachwerks parallel horizontal verschieben, bis das Lochspiel in beiden Stützen überwunden ist. Hieraus folgt eine Verschiebung δ_1 , die nur vom Lochspiel in den Stützen bestimmt wird. Die Verformungsanteile aus dem Lochspiel der Füllstäbe sind aufgrund der geometrischen Verhältnisse differenziert zu betrachten. Bei den D-Fachwerken lassen sich die Lochspiele in den Diagonalen als Stabdehnung um $+1,0\Delta d_D$ für die zugbeanspruchte und als Stabstauchung um $-1,0\Delta d_D$ für die druckbeanspruchte Diagonale auffassen. Die Achse des Schraubenschlusses, mit dem beide Diagonalen an der oberen Stütze befestigt sind, muss folglich auf dem Schnittpunkt der in Teilbild c) skizzierten Kreise liegen, sodass sich mit den in Bild 6.5 a) dargestellten geometrischen Beziehungen die Verschiebung δ_2 bzw. die gesamten schlupfbedingten Verformungen δ_s wie folgt bestimmen lassen:

$$\Rightarrow \delta_s = \delta_1 + \delta_2 = \Delta d_s + \frac{\Delta d_D}{\sin \phi} = \Delta d_s + \frac{L_D}{a} \cdot \Delta d_D \quad (6.5)$$

Neben den im Text erläuterten Bedeutungen der verschiedenen Parameter gelten für die Lochspiele Δd_s und Δd_d die gleichen Ansätze wie in E DIN EN 15512. Der Gleichung (6.5) liegt die Annahme kleiner Winkeländerungen $\Delta \phi$ zugrunde. Sie gilt auch für D-förmige Fachwerke mit Einzelanschlüssen.

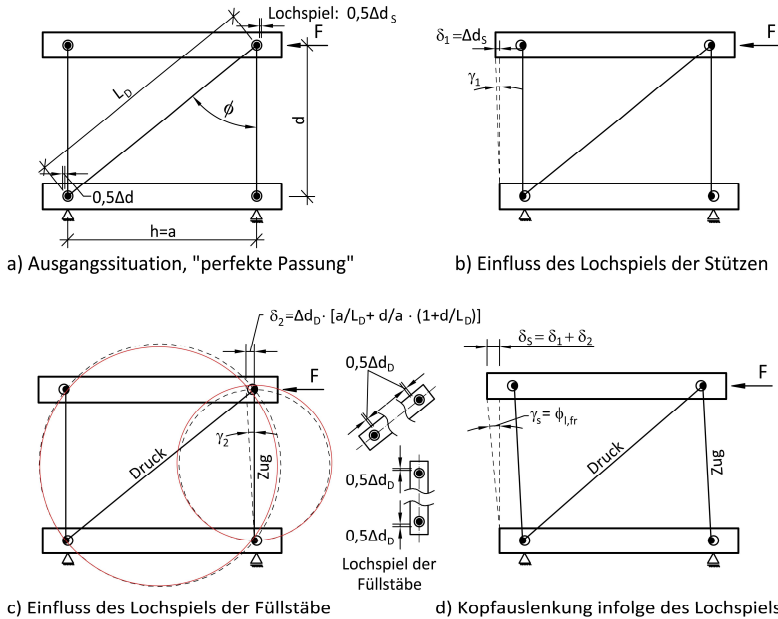


Bild 6.4: Kinematische Beziehungen für schlupfbedingte Verformungen in Z-Fachwerken

Bei den Z-Fachwerken weisen die Diagonalen und Pfosten unterschiedliche Längen auf, sodass die Schraubenachse sowohl eine horizontale als auch vertikale Verschiebung erfährt. Mit der Festlegung, dass das Lochspiel in den Pfosten und Diagonalen gleich ist, ergeben sich die in Bild 6.5 b) dargestellten geometrischen Beziehungen. Über die beiden im Detailausschnitt grau hinterlegten Dreiecke lässt sich für kleine Winkeländerungen die horizontale Auslenkung δ_2 bestimmen. Dazu ist zunächst die Länge der mit K1 bezeichneten Ankathete aus dem Winkel ϕ sowie dem Lochspiel Δd_D der Diagonalen zu ermitteln. Für das zweite Dreieck ist der Winkel $\alpha = 90 - \phi$ bekannt. Mit der Projektion von K1 auf die Ankathete zum Winkel α

und zum Lochspiel des Pfostens lässt sich über die Winkelbeziehungen die Länge der Ankathete näherungsweise ableiten.

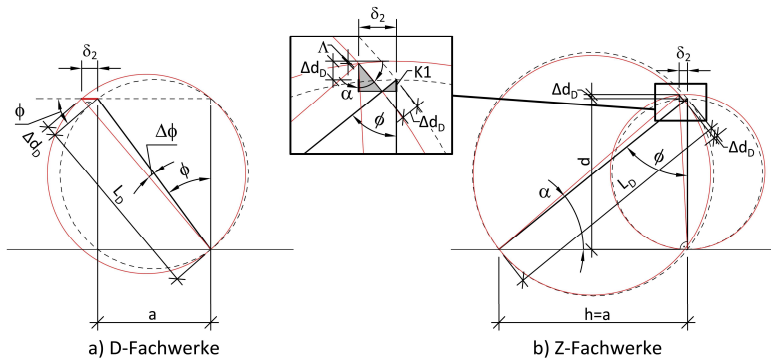


Bild 6.5: Geometrische Beziehungen bei D- und Z-Fachwerken

Die bei diesem vereinfachten Ansatz einkalkulierte Ungenauigkeit ist im Detailausschnitt als Maß Λ gekennzeichnet worden. Für kleine Winkeländerungen, wie sie mit den üblichen Lochspielen einhergehen, ist die Näherung hinreichend genau. Aus der Aufsummierung der Längen der Gegenkatheten zu ϕ und α in den beiden grau hinterlegten Dreiecken und der Verformungsanteile aus δ_1 ergibt sich die folgende Bestimmungsgleichung für die schlupfbedingten Verformungen von Z-Fachwerken:

$$\Rightarrow \delta_s = \delta_1 + \delta_2 = \Delta d_s + \sin \phi \cdot \Delta d_D + \frac{\cos \phi \cdot \Delta d_D + \Delta d_D}{\tan \phi} \quad (6.6)$$

Die Gleichung lässt sich durch die Substitution der trigonometrischen Funktionen wie folgt umformen und vereinfachen:

$$\Rightarrow \delta_s = \delta_1 + \delta_2 = \Delta d_s + \Delta d_D \cdot \left(\frac{a}{L_D} + \frac{d}{a} \cdot \left(1 + \frac{d}{L_D} \right) \right) \quad (6.7)$$

Die Herleitungen der Gleichungen (6.5) und (6.7) erfolgten für „liegende“ Ständerrahmen. Die Ansätze können über das Verhältnis von Rahmenhöhe zur Rahmentiefe in die entsprechenden Kopfauslenkungen eines „stehenden“ Rahmensubversuchs umgerechnet werden. Dies gilt auch für den Spielwinkel $\phi_{l,fr}$, der aus der schlupfbedingten Kopfauslenkung δ_s und der Rahmentiefe d abgeleitet werden kann. Für die an der TU Dortmund untersuchten Ständerrahmen ergeben sich auf Basis des hier vorgestellten analytischen Konzeptes die in der Tabelle 6.5 zusammengestellten schlupfbedingten Verformungen.

Tabelle 6.5: Übersicht über die nach dem alternativen Konzept berechneten schlupfbedingten Spielwinkel und Verformungen

Versuchsbezeichnung		Systemabmessungen			Analytik		Spielwinkel und Schlupf			
		h [mm]	d [mm]	$\lambda = h/d$ [-]	δ_1 [mm]	δ_2 [mm]	$\phi_{1,fr}$ [rad]	$1/\phi_{1,fr}$ [-]	$\delta_{s,EN}$ [mm]	$\delta_{s,AS}$ [mm]
EN/AS-A-100-30-0800-45	1-3	1.300	746	1,74	0,70	1,87	0,0034	290	2,57	4,48
EN/AS-A-100-30-0800-55	1-3	1.900	746	2,55	0,70	1,44	0,0029	349	2,14	5,45
EN/AS-A-100-30-1100-45	1-3	2.000	1.046	1,91	0,70	1,75	0,0023	428	2,45	4,68
EN/AS-A-100-30-1100-55	1-3	2.800	1.046	2,68	0,70	1,40	0,0020	499	2,10	5,61
EN/AS-B-100-50-0800-48	1-3	3.400	736	4,62	1,00	1,12	0,0029	347	2,12	9,80
EN/AS-B-100-50-0800-57	1-3	4.600	736	6,25	1,00	0,98	0,0027	372	1,98	12,36
EN/AS-B-100-50-1100-47	1-3	4.600	1.036	4,44	1,00	1,12	0,0021	488	2,12	9,43
EN/AS-B-100-50-1100-56	1-3	6.200	1.036	5,98	1,00	0,98	0,0019	522	1,98	11,87
EN/AS-C-100-40-0800-45	1-3	2.544	720	3,53	0,70	1,06	0,0024	410	1,76	6,21
EN/AS-C-100-40-0800-55	1-3	3.632	720	5,04	0,70	0,89	0,0022	452	1,59	8,04
EN/AS-C-100-40-1000-45	1-3	3.344	920	3,63	0,70	1,04	0,0019	528	1,74	6,33
EN/AS-C-100-40-1000-55	1-3	4.776	920	5,19	0,70	0,88	0,0017	581	1,58	8,22

Die Spielwinkel variieren zwischen $\phi_{1,fr} = 1/290$ und $1/518$, was je nach Orientierung der Ständerrahmen Kopfauslenkungen von $\delta_s = 1,6$ bis $12,4$ mm bedingt.

6.2.4 Vergleich und Bewertung der unterschiedlichen Ansätze zur Berücksichtigung der schlupfbedingten Verformungen

Bevor auf die Vergleiche und Bewertungen eingegangen werden kann, muss an dieser Stelle noch einmal auf die vergleichsweise großen Streuungen bei der experimentellen Ermittlung der Verformungen infolge Schlupf hingewiesen werden. Anders als bei den numerischen und analytischen Konzepten haben sich die Kopfauslenkungen aus der „liegenden“ und „stehenden“ Versuchsdurchführung nur bedingt ineinander überführen lassen, wie der Vergleich in der letzten Spalte von Tabelle 6.2 aufzeigt. Hieraus resultiert eine Unschärfe bei den Vergleichen zwischen den gemessenen und den numerisch bzw. analytisch ermittelten Verformungen.

Da das in der vorliegenden Arbeit entwickelte alternative Konzept durch die RSTAB-Berechnungen vollumfänglich bestätigt wurde, können die weiteren Vergleiche

6 Einfluss schlupfbedingter Verformungen

und Betrachtungen auf die analytischen Konzepte beschränkt werden. In den beiden nachfolgenden Diagrammen sind hierzu die Quotienten aus den analytisch und experimentell ermittelten Kopfauslenkungen über der Schlankheit der Ständerrahmen aufgetragen worden.

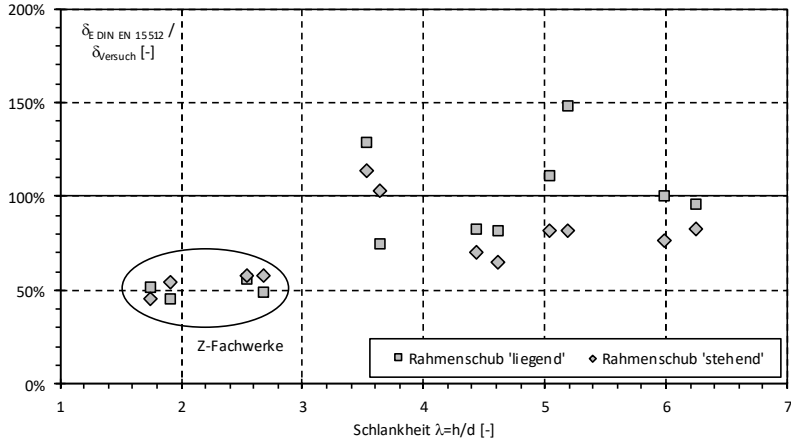


Bild 6.6: Vergleich des analytischen Ansatzes aus E DIN EN 15512 [R29] mit den experimentell ermittelten Schlupfverformungen

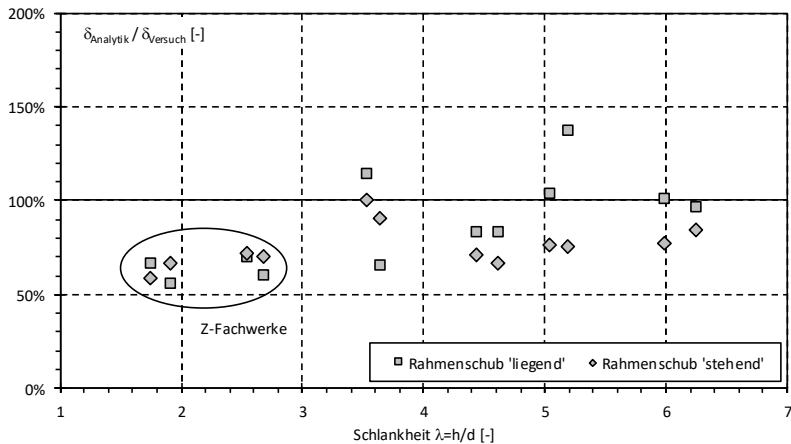


Bild 6.7: Vergleich des in der vorliegenden Arbeit entwickelten analytischen Ansatzes mit den experimentell ermittelten Schlupfverformungen

Beide Diagramme zeigen eine systematische Unterschätzung der Kopfauslenkungen für Z-Fachwerke. Im Mittel erreicht der analytische Ansatz aus E DIN EN 15512 nur 52 % der gemessenen Werte, während es beim alternativen Ansatz aus Kapitel 6.2.3.2 65 % sind. Bei den D-Fachwerken sind die Übereinstimmungen – unabhängig vom gewählten analytischen Ansatz und auch der Versuchsdurchführung – wesentlich besser. Im Mittel über alle Versuche liegen die Quotienten bei 93,7 respektive 89,4 %. Wie die beiden Diagramme veranschaulichen, sind die Streuungen bei dem Modell aus E DIN EN 15512 etwas größer, aber insgesamt sind gute Übereinstimmungen gegeben. Die verbleibenden Abweichungen können mit den bei der Fertigung als zulässig definierten Toleranzen erklärt werden. Für die D-Fachwerke mit Einzelschlüssen sind seitens des Regalherstellers zum Beispiel $\pm 0,20$ mm für die Lochdurchmesser und $\pm 1,0$ mm für die Position der Löcher in Achsrichtung der Bauteile angegeben worden. Dass die Ständerrahmen bei einem größeren Lochspiel sensibel reagieren, zeigen die analytischen Ansätze sehr deutlich auf. Für ein um 0,20 mm zu groß oder klein gestanztes Loch, ergeben sich bei den D-Fachwerken um 23 bis 29 % abweichende Kopfauslenkungen. Dies deckt sich mit der Streubreite in den beiden Diagrammen und bestätigt damit indirekt die Güte der analytischen Ansätze. Dies gilt auch für die systematischen Abweichungen bei den Z-Fachwerken, da diese in beiden unabhängig voneinander entwickelten analytischen Modellen zum Tragen kommen. Zudem liefert Gleichung (6.1) bei D-Fachwerken mit dem gleichen Anschlusstyp A gute Übereinstimmungen. Daher liegt die Vermutung nahe, dass bei der Fertigung der Bauteile für die Z-Fachwerke die zulässigen Toleranzen voll ausgeschöpft wurden und dies die systematischen Abweichungen bedingt.

Da die analytischen Ansätze die Kopfauslenkungen der Ständerrahmen im Mittel zutreffend wiedergeben, lässt sich im Umkehrschluss festhalten, dass die korrespondierenden Spielwinkel $\phi_{i,fr}$ geeignet sind, den Einfluss von Schlupf bei der Auslegung der Regaltragwerke zu erfassen. Die berechneten Spielwinkel weisen Werte im Bereich von $\phi_{i,fr} = 1/290$ bis $1/612$ auf. Bezogen auf den im Grenzzustand der Tragfähigkeit anzusetzenden unteren Grenzwert von $\phi \geq 1/500$ gemäß Tabelle 6 in E DIN EN 1552 folgen aus den schlupfbedingten Verformungen signifikante, zusätzlich anzusetzende Imperfektionen für die Quersysteme von Regaltragwerken. Die Ergebnisse der Untersuchungen zeigen dabei deutlich auf, dass nicht mit den nominellen Durchmessern von Schrauben gerechnet werden kann, da diese in der Regel Untermaße von ein bis zwei Zehntelmillimetern aufweisen, die als nicht vernachlässigbar einzustufen sind. Dies gilt auch für die von den Herstellern als zulässig eingestuftten Fertigungstoleranzen bezüglich der Lochdurchmesser. Für eine sichere Anwendung der geometrischen Ersatzimperfektionen für schlupfbedingte Verformungen sollte der Normtext um

entsprechende Hinweise erweitert werden, um einer möglichen Unterschätzung entgegenzuwirken.

6.3 Zusammenfassung

Die Untersuchungen zum Einfluss der schlupfbedingten Verformungen haben aufgezeigt, dass die Ständerrahmen sehr sensibel auf Veränderungen von Einflussparametern reagieren. Ein abweichendes Lochspiel oder ein Untermaß beim Durchmesser des Schraubenschaftes kann sehr schnell Verformungszuwächse von bis zu 30 % mit sich bringen. Vor diesem Hintergrund müssen die Ingenieure, die sich mit der Auslegung von Regaltragwerken befassen, entsprechend sensibilisiert werden. Insbesondere dann, wenn der Entwurf für die Neufassung der E DIN EN 15512 von 2019 bauaufsichtlich eingeführt wird, da dieser erstmals eine rein analytische Berechnung von Ersatzimperfectionen für die schlupfbedingten Nachgiebigkeiten der Ständerrahmen ermöglicht.

Die grundsätzliche Eignung der analytischen Ansätze aus E DIN EN 15512 konnte bestätigt werden. Hierfür sind sowohl die an der TU Dortmund durchgeführten Rahmenschubversuche als auch das parallel im Rahmen der vorliegenden Arbeit entwickelte analytische Konzept verwendet worden. Letzteres ist zudem über numerische Vergleichsrechnungen mit RSTAB verifiziert worden. Die Abweichungen für D-förmige Fachwerke lagen im Bereich der Streubreite der Versuche, ohne systematische Abweichungen nach oben oder unten. Im Gegensatz dazu haben die Z-Fachwerke eine systematische Unterschätzung der schlupfbedingten Verformungen aufgezeigt. Die systematische Abweichung begründet sich vermutlich mit den zulässigen Fertigungstoleranzen, die hier herstellerseitig ausgeschöpft wurden. Ein vollständiges Aufmaß der Versuchskörper inklusive aller Lochdurchmesser, Lochabstände etc. erfolgte nicht, sodass hier keine weiterführenden Untersuchungen möglich sind. Dies verdeutlicht noch einmal die Notwendigkeit einer wesentlich umfassenderen Dokumentation aller relevanten Daten bei der Durchführung von Rahmenschubversuchen, als es die Normung zurzeit vorsieht.

Abschließend lässt sich festhalten, dass die Implementierung von Ersatzimperfectionen für schlupfbedingte Verformungen ein Meilenstein bei der Fortschreibung der Regelwerke für den Regalbau darstellt, der auch vor dem Hintergrund der hier ermittelten Spielwinkel von $\phi_{i,fr} = 1/290$ bis $1/612$ augenscheinlich nicht vernachlässigbar ist.

7 Optimierung von Ständerrahmen

7.1 Allgemeines

Ein charakteristisches Merkmal von Regaltragwerken ist ihre regelmäßige Struktur, bei der immer wiederkehrend auf gleichartige Bauteile zurückgegriffen werden kann. Es liegt auf der Hand, dass bei jedem Bauteil mehr oder minder große Optimierungspotenziale gegeben sind. Die heute am Markt befindlichen Regalsysteme haben aufgrund des stetigen Wettbewerbs bereits Optimierungsprozesse durchlaufen, und die typische Bauweise aus dünnwandigen kaltgeformten Profilen hat sich entwickelt, die über simple Verbindungstechniken wie Schrauben oder Einhakverbindungen zu den komplexen Gesamtsystemen gefügt werden. Weitere Vorteile dieser Bauweise sind der unproblematische Transport zur Baustelle, der durch das bandverzinkte Ausgangsmaterial direkt gegebene Korrosionsschutz und das im Vergleich zu warmgewalzten Profilen geringere Eigengewicht von dünnwandigen, kaltgeformten Profilen. Dass eine reine Minimierung des Konstruktionseigengewichtes nicht in jedem Fall das Optimum darstellt, haben *Möll* und *Altmann* in [62] mit der Gegenüberstellung der Material- und Fertigungskosten für verschiedene Stellplatzraster aufgezeigt. Insofern sind die in den nachfolgenden Kapiteln zusammengestellten Ansätze zur Vergrößerung der Schubsteifigkeit von Ständerrahmen nur einen weiteren Baustein für die Optimierungen von Regaltragwerken.

7.2 Identifikation der Schlüsselkomponenten

Um Optimierungsansätze entwickeln zu können, ist es im ersten Schritt erforderlich, die Komponenten zu identifizieren, welche die Schubsteifigkeit maßgeblich beeinflussen. Neben der konstruktionsbedingten Tordierung der Stützen bei Lippe an Lippe-Anschlüssen, auf deren großen Einfluss *Sajja* bereits in seiner PhD-Thesis [79] hingewiesen hat, hat sich die Steifigkeit der Lochleibungsfeder als eine der zentralen Komponenten herausgestellt. Anders als Komponenten, wie zum Beispiel die lokalen Anschlussverformungen (= K6) bei Einzelanschlüssen oder die Schraubenbiegung (= K8) bei den Rücken an Rücken-Anschlüssen, sind die Lochleibungsfedern bei jedem über Schrauben gefügten Ständerrahmen aktiv und vor diesem Hintergrund als Schlüsselkomponente einzustufen.

Aus dem in Kapitel 5 entwickelten analytischen Modell lässt sich für eine auf die Steifigkeitskoeffizienten reduzierte Betrachtung folgende Rangfolge der Komponenten entwickeln:

Tabelle 7.1: Rangfolge der Komponenten K1 bis K8 bezogen auf die Schubsteifigkeit von Ständerrahmen im Regalbau

Komponente		Größenordnung der Steifigkeitskoeffizienten	Einflussfaktoren
K6	Anschlussverformungen - Lippe an Lippe-Anschlüsse	$k_{6,2} < 20$ bis 200kN/cm - Verzerrung $k_{6,2} < 40$ bis 80kN/cm - Tordierungen aufgrund der geringen Schubsteifigkeit für HRL zu vermeidendes Konstruktionsprinzip, nur bei kompakten Querschnitten $k_{6,2} > 200\text{kN/cm}$	$k_{6,2} = f(l_t; \varphi_x; EI_{\text{Füllstabe}})$
K7	Lochleibung	$k_{7,\eta=33\%} = 370$ bis 740kN/cm $k_{7,\eta=100\%} = 100$ bis 200kN/mm je Kontaktzonen zwischen Schraubenschaft und Lochwandung für M10 und $t=1,5$ bis 3,0mm, bei Gewinde in Kontaktzone deutlich geringer	$k_7 = f(t_{\text{Bleich}}, d_{\text{Schraube}}, \eta_{\text{LL}}) + \text{Kontaktbedingungen}$
K8	Schraubenbiegung	$k_{8,M10} = 170\text{kN/cm}$ - $k_{8,M12} = 350\text{kN/cm}$ bei einer Schraube mit $L_{5R} = 6,2\text{cm}$	$k_8 = f(d_{\text{Schraube}}, L_{5R}, f_b)$
K1	Stabdehnung	$k_1 = 200$ bis 500kN/cm	$k_1 = f(L; A_0)$
K2	Stabbiegung	$k_{2,1} = 200$ bis 2.000kN/cm Anteil aus der reinen Biegeverformung	$k_{2,1} = f(L; e; I_y \text{ bzw. } I_z)$
K6	Anschlussverformungen - Einzelanschlüsse	$k_{6,1} = 250$ bis 3.000kN/cm stark von der Stützengeometrie abhängig, $k_{6,2} = 3.000\text{kN/cm}$ nur für kompakte Querschnitte mit großen Blechdicken	$k_{6,1} = f(b_s; h_s; t_s)$
K2	Stabbiegung	$k_{2,2} \geq 2.000$ kN/cm Anteil aus der den Stabverkürzung infolge Biegung, nur bei Druckbeanspruchten Stäben wirksam und im Allgemeinen vernachlässigbar	$k_{2,2} = f(L; e; I_y \text{ bzw. } I_z, N_{Ed})$
K5	Schubverzerrungen	$k_5 \rightarrow \infty$ in der Regel als vernachlässigbar einzustufen	$k_5 = f(t_s; \text{Systemlochung})$

Die Tordierung der Stützen bei der Anschlusskonfiguration Lippe an Lippe ist in der Aufstellung der Vollständigkeit halber mit aufgeführt. Da die Anschlusskonfiguration Rücken an Rücken – bei gleichem Materialaufwand – eine signifikant höhere Schubsteifigkeit bereitstellt, ist diese möglichst zu bevorzugen.

Wie die Bandbreite der Steifigkeitskoeffizienten aufzeigt, ist die obige Rangfolge nicht starr. Liegt zum Beispiel bei geringen Anschlusskonzentritäten gleichzeitig ein weniger kompakter Stützenquerschnitt vor, können die Anschlussverformungen in der Rangfolge nach oben rücken und nach der Lochleibung als zweite dominante Komponente eingestuft werden. Für die nachfolgend vorgestellten Ansätze zur Optimierung kann die Rangfolge – unabhängig von der Bandbreite der Steifigkeitskoeffizienten – als Leitfaden verwendet werden.

7.3 Optimierung und Konstruktionsempfehlungen für Ständerrahmen

Bevor auf die **Optimierungsansätze** für die Ständerrahmen und deren Konstruktion selbst eingegangen wird, sind zunächst Maßnahmen im **Gesamtsystem** aufzuzeigen, die ebenfalls dazu beitragen können, die Steifigkeit im Quersystem zu erhöhen, ohne dass sie direkt dem Kernthema der vorliegenden Arbeit zuzuschreiben sind. Ein möglicher Optimierungsansatz besteht zum Beispiel darin, die in der Regel aus warmgewalzten Profilen gefertigten Giebelwände über Dachverbände in die Queraussteifung des Gesamtsystems einzubinden, vgl. Bild 7.1 a). Die Umsetzung von ausreichend steifen Giebelwänden ist sehr einfach möglich, da hier keine Gassen für den Betrieb der Regalbediengeräte erforderlich sind. Über den Anschluss der Dachverbände an die Dachbinder im Regelquersystem des Lagerbereichs kann ein unverschiebliches Rahmensystem mit entsprechend reduzierten Kopfauslenkungen erzeugt werden. Häufig grenzen im Bereich der Vorzone auch in Massivbauweise errichtete Gebäude für die Weiterverteilung der Waren an das Hochregallager an, sodass der Anschluss der Dachverbände an das Aussteifungssystem des Massivbaus erfolgen kann. Eine Reduktion der Kopfauslenkung kann ebenfalls durch einen steiferen Dachbinder realisiert werden, wie in Bild 7.1 b) skizziert. Eine ausreichende Biegesteifigkeit des Dachbinders vorausgesetzt, stellt sich im Idealfall eine globale Biegeverformung der Ständerrahmen ein, die nicht mehr affin zu einem Kragarm ist, sondern der eines beidseits eingespannten Stabes ähnelt. Die dritte und letzte Option aus Bild 7.1 c) betrifft die Anzahl der Rahmenkopplungen. Je größer die Anzahl der Rahmenkopplungen, desto mehr wirken die beiden gekoppelten Ständerrahmen wie zwei kontinuierlich miteinander verbundene Querschnitte mit einer entsprechend höheren Steifigkeit.

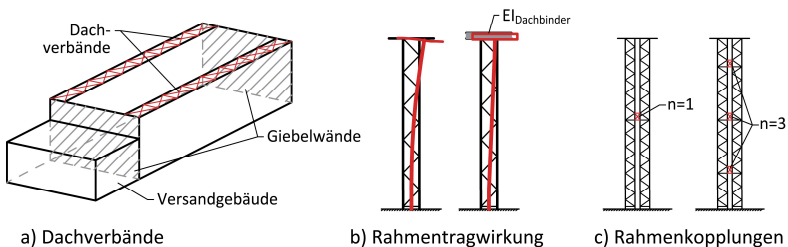


Bild 7.1: Optimierungsansätze zur Erhöhung der Schubsteifigkeit im Gesamtsystem

Für die **Quersysteme** selbst lässt sich aus den Ergebnissen der vorliegenden Arbeit eine Reihe von Optimierungsansätzen ableiten. Dabei ist zu differenzieren zwischen Optimierungsansätzen im Hinblick auf:

- den verwendeten Fachwerktyp (D-, Z-, X-förmiges Fachwerk)
- die Füge­technik (geschraubt, geschweißt, geclincht)
- die Fachwerkaus­bildung im Detail („Komponentenmethode“)

Im Kontext der Schubsteifigkeit sind D-förmige Fachwerke günstiger einzustufen als Z-förmige, da die zusätzlichen Verformungsanteile aus den vertikalen Pfosten entfallen. Dafür ist die Knicklänge der Stützen in der Rahmenebene bei den Z-förmigen Fachwerken in der Regel nur halb so groß, was sich unter Umständen auch im erforderlichen Stützenquerschnitt widerspiegelt. Bei X-förmigen Fachwerken ist der Materialeinsatz deutlich größer als bei D- oder Z-förmigen Fachwerken, aber aufgrund des Lochspiels in den Anschlüssen kann nicht davon ausgegangen werden, dass sich der erhöhte Materialeinsatz in gleichem Maße positiv auf die erreichbare Schubsteifigkeit auswirkt.

Die durchgeführten Untersuchungen haben aufgezeigt, dass Komponenten, wie die Lochleibung oder auch die Schraubenbiegung, die Schubsteifigkeit der Ständerrahmen maßgeblich beeinflussen können. Neben dem Schrauben sind alternative Füge­techniken, zum Beispiel das in den USA gebräuchliche Schweißen der Anschlüsse, geeignet, um einzelne, die Schubsteifigkeit reduzierende Komponenten zu eliminieren. Eine weitere alternative Füge­technik stellt das Clinchen dar. In dem FOSTA-Forschungsvorhaben P1172 [102] wird das Clinchen als Füge­technik für Anwendungen im Bauwesen untersucht. Dabei wurden, wie in Kapitel 3.2.3.2.2 aufgezeigt, auch Ständerrahmen mit Einzelanschlüssen und geclinchten Verbindungen getestet. Im Vergleich zu klassischen geschraubten Anschlüssen fällt die Schubsteifigkeit deutlich höher aus. Ein weiterer Vorteil der geclinchten Verbindungen ist in den quasi schlupffreien Anschlüssen zu sehen. Dies gilt grundsätzlich auch für geschweißte Verbindungen. Die mit den alternativen Füge­techniken erreichbare Steigerung der Schubsteifigkeit ist allerdings auch mit einem erhöhten Fertigungsaufwand verbunden. Im Kontext der Schweißverbindungen kann zudem nicht auf bandverzinktes Material zurückgegriffen werden, sodass der für die Herstellung des Korrosionsschutzes erforderliche Mehraufwand mit in die Bewertung einbezogen werden muss.

Im Hinblick auf die einzelnen Komponenten lassen sich die Optimierungspotenziale konstruktionsabhängig wie folgt umreißen:

- **Lippe an Lippe-Anschlüsse** sind zu **vermeiden**, sofern eine hohe Schubsteifigkeit benötigt wird.
- **Rücken an Rücken-Anschlüsse** sollten stets mit möglichst **großen Schraubendurchmessern** kombiniert werden, um den Steifigkeitskoeffizienten k_8 soweit möglich anzuheben. Wichtig ist in dem Kontext auch die

Schaffung der normativen Regelungen, um biegebeanspruchte Schrauben sicher anwenden zu können, vor allem auch weil die grundlegende Eignung für ruhende Beanspruchungen mithilfe der Komponentenversuche in Kapitel 3.3.2 bereits gezeigt werden konnte.

- **Vermeidung bzw. Minimierung von Exzentrizitäten** zwischen den Schraubanschlüssen und den Schwerelinien der Füllstabquerschnitte, um die Wirkung der Komponente K2 soweit möglich zu unterbinden.
- Bei **Einzelanschlüssen „kompakte“ Stützenquerschnitte und kleine Abstände zwischen den Schraubverbindungen** bevorzugen, um die lokalen Anschlussverformungen aus der Komponente K6 zu minimieren, vgl. hierzu Bild 7.2 a).
- Bei **Einzelanschlüssen** kann zudem über eine **alternative Querschnittsausbildung** in Anlehnung an Bild 7.2 b) die Biegesteifigkeit im Anschlussbereich erhöht und damit der Steifigkeitskoeffizient k_6 angehoben werden. Hier ist die bei dünnwandigen Profilen mögliche Optimierung der Querschnitte über die Formgebung und die Blechdicke positiv zu bewerten.
- Bei **Schraubanschlüssen allgemein** kann über die **Reduktion des Lochspiels** – auf das im Hinblick auf die Montage mögliche Minimum – der Steifigkeitskoeffizient k_7 für die Lochleibungsfedern positiv beeinflusst werden. Dieser Effekt kommt vor allem dann zum Tragen, wenn der Ausnutzungsgrad der Lochleibungstragfähigkeit den Ansatz der elastischen Anfangssteifigkeit erlaubt und der Schaft in der Kontaktzone liegt.
- Besonders effizient ist es auch, möglichst auf **Gewinde in der Kontaktzone** zwischen Lochwandung und Schraube zu **verzichten**, da dies den Steifigkeitskoeffizienten k_7 signifikant anhebt.
- **Vergrößerung des Schraubendurchmessers**. Ziel dabei: Reduktion der Spannungskonzentration im Bereich der Schraubanschlüsse und damit möglicherweise **Aktivierung der elastischen Anfangssteifigkeit (= Tangentensteifigkeit)** statt der Sekantensteifigkeit für die Lochleibungsfedern.

Da die Lochleibungsfedern in der Regel das schwächste Glied in der Kette bilden, sind Optimierungsansätze, die den Steifigkeitskoeffizienten k_7 betreffen, als besonders effizient einzustufen. Die Reduktion des Lochspiels ist dabei nicht in dem Maße wirksam, wie die numerischen Untersuchungen in [106] vermuten lassen. Die experimentellen Untersuchungen in Kapitel 3.3.1 zeigen hier nur einen näherungsweise linearen Einfluss des Lochspiels auf, während die numerischen

Untersuchungen eine exponentielle Zunahme der elastischen Anfangssteifigkeit für ein gegen null strebendes Lochspiel prognostizieren.

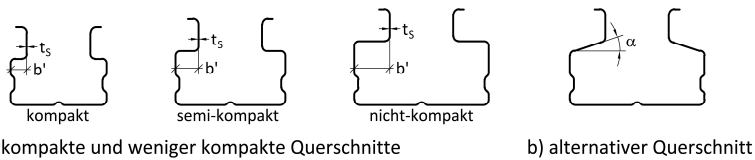


Bild 7.2: Kompakte und nicht kompakte Querschnitte sowie alternative Querschnitte

Bei den aufgezeigten Optimierungsansätzen ist zu hinterfragen, ob die erforderlichen Modifikationen mit den gegebenen Querschnitten des jeweiligen Herstellers umsetzbar sind. Auch wenn eine Vergrößerung des Schraubendurchmessers von M10 auf M12 einen um mehr als Faktor zwei größeren Steifigkeitskoeffizienten k_8 bereitstellt, müssen die Schrauben weiterhin mit einfachen Werkzeugen einzubauen und anzuziehen sein. Wenn dies aufgrund der Querschnittsgeometrie der Stützen nicht möglich ist, sind alternative Ansätze für die Optimierung zielführender. Hierbei kann neben den aufgezeigten, konstruktionsabhängigen Optimierungspotenzialen auch über die Geometrieparameter der Ständerrahmen – insbesondere der Neigungswinkel der Diagonalen – Einfluss auf die Schubsteifigkeit der Ständerrahmen genommen werden. Bei diesen Betrachtungen gilt es, die maßgebliche Komponente zu identifizieren und den optimalen Neigungswinkel ϕ aus der Bestimmungsgleichung für die anteilige Schubsteifigkeit abzuleiten. Für D- und Z-Fachwerke betragen die optimalen Neigungswinkel für K1 und alle analog zu bewertenden Komponenten $\phi = 35^\circ$ bzw. 43° , wie Bild 7.3 aufzeigt.

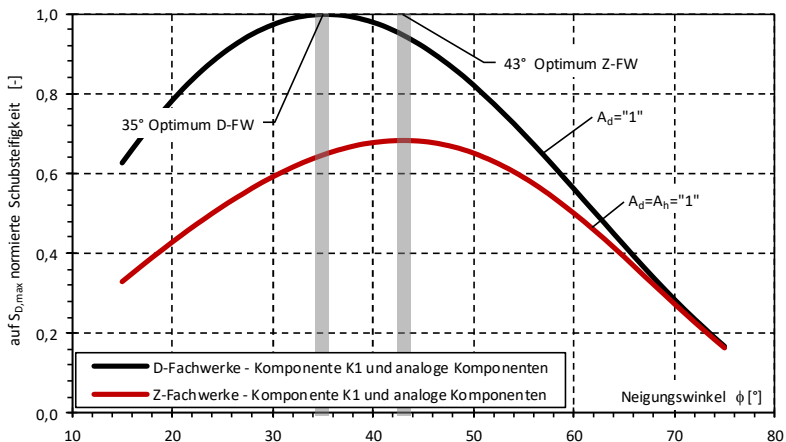


Bild 7.3: Optimale Neigungswinkel ϕ für D- und Z-Fachwerke

Ob damit auch gleichzeitig immer die wirtschaftlichste Konstruktion erzielt wird, muss anschließend in einer alle Einflussfaktoren berücksichtigenden Betrachtung genauer untersucht werden.

7.4 Zusammenfassung

Die im Rahmen der vorliegenden Arbeit durchgeführten wissenschaftlichen Untersuchungen haben dazu beigetragen, die Schlüsselkomponenten zu identifizieren, welche die Schubsteifigkeit der Ständerrahmen maßgeblich beeinflussen. Aufbauend auf dem dabei entwickelten analytischen Modell zur Bestimmung der Schubsteifigkeit ist nun eine zielgerichtete Optimierung der Konstruktion der Ständerrahmen möglich, ohne dass dabei zwingend auf zeit- und kostenintensive Rahmenschubversuche zurückgegriffen werden muss. Die Optimierungsansätze sind in den vorhergehenden Kapiteln für die unterschiedlichen Anschlusskonfigurationen aufgezeigt worden. Damit sind die Grundlagen geschaffen, ein zentrales Element im Regalbau weiterzuentwickeln, um die Standsicherheit und Gebrauchstauglichkeit für die stetig steigenden Regalbauhöhen auch in Zukunft sicher gewährleisten zu können. Eine gezielte Optimierung von Ständerrahmen ermöglicht zudem Einsparpotenziale zu aktivieren und Regaltragwerke wirtschaftlicher zu planen und zu errichten. Dabei bilden die Ständerrahmen neben den Palettenträgern einen zentralen Baustein, da hier anteilig die größten Stahltonnagen verbaut werden. Die Optimierung eines Regaltragwerks darf aber nicht allein auf die Maximierung der Schubsteifigkeit abzielen, da eine Vielzahl von weiteren Einflussfaktoren, wie die Ausbildung der Bodenplatte oder auch der Tragfähigkeit des anstehenden Baugrundes, projektspezifisch zu berücksichtigen sind. Dieser Grundgedanke spiegelt sich in dem iterativen Prozess wider, der in der FEM-Richtlinie FEM 9.841 [R34] verankert worden ist, um zum Beispiel auch nicht quasi steife Bodenplatten mit Winkelverdrehungen größer als $\varphi = 1/2000 = 0,5 \text{ mrad}$ in den Optimierungsprozess einbinden zu können. Eine Optimierung setzt somit auch immer die konstruktive Zusammenarbeit aller an der Planung beteiligten Ingenieure voraus, was auch für das Thema der Wirtschaftlichkeit gilt, auf das im nächsten Kapitel eingegangen wird.

8 Wirtschaftlichkeit

8.1 Allgemeines

Ein für den Regalbau typisches Merkmal ist die hohe Anzahl von gleichartigen Bauteilen. Optimierungen im Kleinen können aufgrund des Multiplikators schon eine Relevanz haben, wie Möll in [61] anmerkt. Vor diesem Hintergrund ist das in der Arbeit entwickelte analytische Modell sehr gut geeignet, eine zielgerichtete Optimierung der Ständerrahmen voranzutreiben, ohne dass dabei auf zeit- und kostenintensive Rahmenshubversuche zurückgegriffen werden muss. In diesem Kontext ist aber auch darauf hinzuweisen, dass Wirtschaftlichkeit eines Hochregallagers von viel mehr als nur der zu verbauenden Stahltonnage abhängt, deren Kostenanteil Lindner im Jahr 1982 (vgl. [56]) mit nur 20 % genauso hoch beziffert hat wie den Anteil für die Gründung. Bei den heute üblichen hoch ausgelasteten, dünnwandigen Querschnitten wird der Kostenanteil des reinen Regalstahlbaus tendenziell noch geringer ausfallen. Einen wesentlich gewichtigeren Anteil der Investitionskosten stellt die Fördertechnik dar, der bei 40 bis 50 % liegen kann. Dass bei Wirtschaftlichkeitsbetrachtungen neben den nur einmal anfallenden Kosten für die Herstellung des Hochregallagers auch weitere Aspekte im Hinblick auf die laufenden Betriebskosten von Bedeutung sind, liegt auf der Hand und bedarf einer wesentlich komplexeren Analyse aller Einflussfaktoren, um die in der Gesamtschau aller Umstände wirtschaftlichste Lösung erarbeiten zu können. Mit diesen Fragestellungen hat sich in der jüngeren Vergangenheit unter anderem Atz in [4] befasst und eine Planungsmethode für eine ganzheitliche Bewertung der Kosten von Hochregallagern entwickelt.

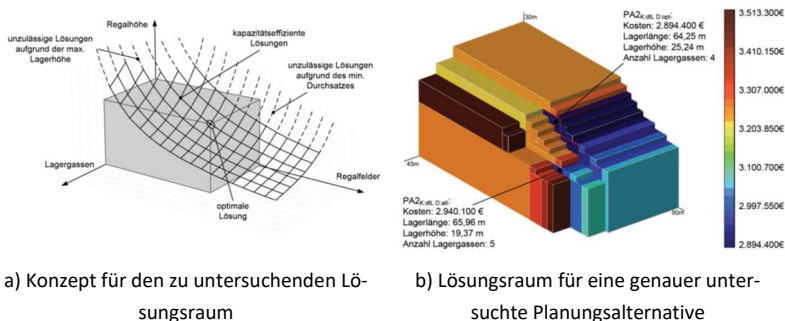


Bild 8.1: Kostenoptimierung bei einer ganzheitlichen Systemplanung nach Atz [4]

In Bild 8.1 sind zur Veranschaulichung das Konzept von Atz sowie eine exemplarische Auswertung einer Variante für ein genauer untersuchtes Hochregallager mit 10.000 Stellplätzen dargestellt. Wie die Auswertung aufzeigt, ist die Bandbreite der Kosten mit 2,9 bis 3,5 Millionen Euro relativ groß, wobei allein die Regalbedienegeräte von Atz mit etwa 230.000 €/Stk. für die Ausgangssituation taxiert werden. Da die Kosten der Fördertechnik auch von der Regalbauhöhe abhängen, ergeben sich zwei besonders wirtschaftliche Varianten mit vier Gassen und einer Lagerhöhe von 25 m bzw. fünf Gassen und einer reduzierten Lagerhöhe von 19 m. Jede andere dargestellte Lösung erfüllt auch die seitens des Regalbetreibers formulierten Anforderungen hinsichtlich der Lagerkapazität und des Durchsatzes, bedingt aber bis zu 600.000 € Mehrkosten, die bei ca. 2.500 € je Tonnen verbautem Baustahl regalbauseitig nicht zu kompensieren sind. Dieses Beispiel verdeutlicht, dass die Wirktiefe einer Optimierung des Regaltragwerks im Hinblick auf die Stahltonnage alleine nicht geeignet ist, um den Einfluss von anderen kostenrelevanten Aspekten zu ausgleichen.

Um die mit dem analytischen Modell aktivierbaren Einsparpotenziale besser fassen und einschätzen zu können, ist für zwei Silobauwerke die Verteilung der Stahltonnage genauer analysiert worden. Hierauf wird im nachfolgenden Kapitel detailliert eingegangen, bevor abschließend die möglichen Auswirkungen auf die Arbeit in den Technischen Büros diskutiert werden.

8.2 Zu den materialeitigen Einsparpotenzialen

Für die Bewertung der aktivierbaren Einsparpotenziale sind zwei voll automatisiert betriebene Hochregallager mit 20.000 (Silo A) bzw. 50.000 Stellplätzen (Silo B) eingehender analysiert worden.



a) **Silo A** – Standort Bremen
(Quelle: google Earth)



b) **Silo B** – Standort Breuna
(Quelle: www.breuna.de/cms/Wirtschaft)

Bild 8.2: Im Hinblick auf die Verteilung der Stahltonnage analysierte Hochregallager

Aus den in Anhang E beigefügten Übersichten geht hervor, dass sich die Stahltonnage für die im Kontext der Arbeit besonders relevanten Quersysteme im Regelbereich der Lager bauteilbezogen wie folgt verteilt (Silo A / B):

- Dachbinder: 4 % / 3 %
- Verbandstürme: 5 % / 12 %
- Außenrahmen: 15 % / 7 %
- **Innenrahmen: 29 % / 39 %**
- Palettenträger: 47 % / 49 %

Die größten Tonnageanteile liegen bei den Palettenträgern sowie den Innenrahmen, die bei beiden Silos ausschließlich aus dünnwandigen, kaltgeformten Profilen hergestellt worden sind. Während bei Silo A für die Außenrahmen zum Teil noch auf kaltgeformte Profile zurückgegriffen wurde, sind diese bei Silo B vollständig aus warmgewalzten Profilen. Mit der Option, die Ständerrahmen zu optimieren, hat man bei den beiden Silobauwerken somit nur Zugriff auf 30 bis 40 % der gesamten Stahltonnage. Aus den Konstruktionsplänen der Innenrahmen hat sich folgende Verteilung im Detail ergeben (Silo A / B):

- **Stützen: 80 % / 85 %**
- Füllstäbe: 11 % / 5 %
- Sonstige Bauteile: 9 % / 6 %

Damit ist klar, dass eine signifikante Reduktion der Stahltonnage nur dann möglich ist, wenn der Hebel bei den Stützenquerschnitten angesetzt wird. Bei den beiden analysierten Silobauwerken lagen die Ausnutzungsgrade der stabilitätsgefährdeten Stützen bei 85 bis 100 %. Auch wenn die Effekte aus der Theorie II. Ordnung durch eine höhere Schubsteifigkeit der Ständerrahmen reduziert werden, muss kritisch hinterfragt werden, ob bei solchen Randbedingungen materialseitige Einsparpotenziale aktiviert werden können.

Setzt man voraus, dass es durch eine umfassende Optimierung gelingt, die Blechdicke der Stützen um $\Delta t = 0,50$ mm zu reduzieren, ergibt sich eine Materialersparnis von $\Delta g = 1,8$ bis $2,0$ kg/m für die typischen Ω -förmigen Stützen. Für sehr große Hochregallager wie Silo B mit einer aufsummierten Stützenlänge von $L_{ges.} \approx 59.000$ m ließe sich so über 100 t Baustahl bei den Stützen einsparen. Eine umfassende Optimierung der Konstruktion der Ständerrahmen muss dafür an allen möglichen Hebeln ansetzen und folgende Komponenten erfassen:

- **K1** – höhere Dehnsteifigkeit der Füllstäbe / optimierte Neigungswinkel
- **K2** – Minimierung der Anschlusszentrizitäten

- **K7** – Steifigkeit der Lochleibungsfeder erhöhen
- **K8** – Steifigkeit bei Schraubenbiegung erhöhen

Einige der aufgeführten Komponenten lassen sich nicht immer zur Optimierung der Ständerrahmen heranziehen, da sie konstruktionsabhängig nicht immer aktiv sind. Des Weiteren können Optimierungsprozesse auch gegenläufige Effekte mit sich bringen, zumal die Reduktion der Stützenblechdicke auch einen negativen Einfluss auf die Schubsteifigkeit haben kann. Bei Einzelanschlüssen wirkt sich eine geringe Blechdicke der Stützen zum Beispiel auf die lokalen Anschlussverformungen aus und kann dazu führen, dass der zugehörige Steifigkeitskoeffizient K_6 um 25 bis 30 % kleiner ausfällt. Die weiteren aufgezeigten Stellschrauben für die Optimierung der Schubsteifigkeit bedingen zum Teil einen höheren Materialeinsatz bei anderen Bauteilen. Soll zum Beispiel über die Komponente K_1 die Schubsteifigkeit erhöht werden, geht dies in gewissem Rahmen über die Optimierung der Neigungswinkel. Wie die Auswertung der Datenbank der verfügbaren Rahmenschubversuche in Kapitel 3.2.4 aufgezeigt hat, liegen die Neigungswinkel in der Regel aber schon im optimalen Bereich von $\phi = 35$ bis 40° . Erfahrungsgemäß wird auch nur bei den oberen Regalfächern ein größerer Neigungswinkel gewählt. Damit kann nur über die Querschnittsfläche der Füllstäbe die Komponente K_1 positiv beeinflusst werden. Bei den beiden betrachteten Silobauwerken sind in etwa Füllstablängen zwischen $L_{ges.} \approx 12.600$ und 46.000 m verbaut worden. Eine Vergrößerung der Blechdicke um jeweils $\Delta t = 0,50$ mm führt zu einer 30 % größeren anteiligen Schubsteifigkeit der Komponente K_1 , bedingt aber auch eine Mehrung der Stahltonnage um bis zu 15 t, sodass von der in Aussicht gestellten, stützenseitigen Einsparung 85 t verbleiben. Denkbar ist auch der Wechsel der Fachwerkausbildung von einem im Hinblick auf den Materialeinsatz der Füllstäbe günstigen D-Fachwerk hin zu einem weniger günstigen Z-Fachwerk. Mit diesem Ansatz wird weniger das Ziel verfolgt, die Schubsteifigkeit zu maximieren, sondern vielmehr die Knicklängen der Stützen zu minimieren. Neben dem direkten Einfluss auf die Dehnsteifigkeit folgt aus einer größeren Blechdicke der Füllstäbe auch eine Reduktion der Lochleibungsspannungen, was indirekt der Komponente K_7 zugutekommt. Dies gilt auch für die Vergrößerung des Schraubendurchmessers, sofern sich eine solche Modifikation ohne grundlegende Anpassung der Stützengeometrie umsetzen lässt. Eine Minimierung der Anschluss'exzentrität in der Komponente K_2 ist nur bei den Einzelanschlüssen möglich. Allerdings überwiegt der Malus aus den größeren lokalen Anschlussverformungen in der Komponente K_6 den durch die Komponente K_2 erzielbaren positiven Effekt.

Wie aus der Diskussion zu den möglichen Einsparpotenzialen hervorgeht, lassen sich diese – auch unter Anwendung der mit dem analytischen Modell neu geschaffenen Optimierungsmöglichkeiten – nicht ohne Weiteres aktivieren. Insbesondere

bei hohen Ausnutzungsgraden der stabilitätsgefährdeten Stützen ist eine Erhöhung der Schubsteifigkeit nicht ausreichend, um eine signifikante Einsparung der Stahltonnage zu erzielen. Zudem ist nachteilig, dass die Stahltonnage der Innenrahmen vom Eigengewicht der Stützen dominiert wird, da eine Optimierung voraussetzt, dass der Regalhersteller über eine große Bandbreite von entsprechend eng abgestuften Stützenquerschnitten verfügt. Wenn für die Fertigung der Stützen Maschinen umzubauen sind, müssen die damit verbundenen Kosten in die Gesamtbetrachtung einbezogen werden.

Auch wenn die Optimierung der Schubsteifigkeit der Ständerahmen nicht unbedingt zu einer signifikanten Einsparung bei der Stahltonnage führt, ist es dennoch ratsam, diesen Planungsschritt immer zwischenschalten, um den hohen Anforderungen im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit zu begegnen. Ähnlich wie Atz in seiner ganzheitlichen Systemplanung nach der wirtschaftlichsten Lösung sucht, muss beim bauseitigen Planungsprozess der „Blick über den Tellerrand“ hinaus gehen und hinterfragt werden, ob zum Beispiel eine höhere Schubsteifigkeit des Regaltragwerks eine nicht mehr quasi starre Bodenplatte mit Winkelverdrehungen von $\phi \geq 1/2000$ erlaubt. Dies löst einen iterativen Prozess aus, der seit 2012 in der FEM-Richtlinie FEM 9.841 [42] mit der Definition der notwendigen Schnittstellen geregelt worden ist. Eine für den Bauherren wirtschaftlich optimale Lösung kann durchaus mit Mehrkosten im Bereich des Regalstahlbaus einhergehen, wenn dies zum Beispiel auf der Seite der Gründung kompensiert werden kann. Greift man in diesem Kontext noch einmal Silo B auf, für das bei 50.000 Stellplätzen regalbauseitig eine Materialeinsparung von vielleicht 85 t erzielt werden kann, steht dem eine Bodenplatte mit einer Grundfläche von 8.940 m² gegenüber. Eine Reduktion der Plattendicke um $\Delta d = 20$ cm bedeutet bereits fast 1.800 m³ weniger Erdbewegungen respektive 1.800 m³ weniger Konstruktionsbeton für die Herstellung der Gründung. Kalkuliert man die Erdarbeiten inklusive Zwischenlagerung oder Entsorgung mit 45 €/m³ und den Konstruktionsbeton mit 125 €/m³, ist hier ein Einsparpotenzial von 300.000 € vorhanden. Dieses grob abgeschätzte Einsparpotenzial liegt bereits höher, als eine regalbauseitige Minderung der Stahltonnage von vielleicht 85 t respektive 215.000 € bei Ansatz von 2.500 €/t. Im iterativen Prozess können auch mögliche Optimierungsansätze auf der Baugrundseite zur wirtschaftlichsten Lösung führen, wenn Baugrundverbesserungen mit Rüttelstopfsäulen oder auch innovativen Verfahren wie Impulsverdichtungen zu Kostenreduktionen in anderen Gewerken betragen.

Damit dieser iterative Prozess im Sinne des Bauherren erfolgreich durchgeführt werden kann, müssen alle an der Planung beteiligten Ingenieure für die Logistikplanung, den Regalstahlbau und für die Gründungskonstruktion sowie der

Baugrundgutachter eng zusammenarbeiten und als oberstes Planungsziel die wirtschaftlichste Lösung für das Gesamtprojekt und nicht nur für ihr Gewerk verfolgen.

Mit dem Verweis auf das Rechenbeispiel von Atz aus Bild 8.1 ist abschließend anzumerken, dass die wesentlichen Weichenstellungen für ein möglichst wirtschaftliches Hochregallager sehr früh gestellt werden, wenn der Logistikplaner und Bauherr die Typologie des Hochregallagers auf die projektspezifischen Bedürfnisse hin festlegen. Beim Rechenbeispiel von Atz ist die Bandbreite der Kosten mit fast ± 600.000 € bei 10.000 Stellplätzen beziffert worden. Bei einem Hochregallager mit der fünffachen Stellplatzanzahl sind die Mehrkosten bei einer nicht optimal ausgearbeiteten Typologie ungleich größer und können mit fortschreitendem Planungsprozess nicht mehr kompensiert werden.

8.3 Zum Einfluss auf die Arbeit im Technischen Büro

Das in der vorliegenden Arbeit entwickelte analytische Modell zur Bestimmung der Schubsteifigkeit der Ständerrahmen kann dazu beitragen, zukünftig auf Rahmenschubversuche zu verzichten. Im Hinblick auf die sich hieraus ergebenden Einsparpotenziale haben die Vergleiche in [106] aufgezeigt, dass Regalhersteller mit einem großen Produktportfolio Kosten im unteren sechsstelligen Bereich vermeiden können, wenn in Gänze auf Rahmenschubversuche verzichtet werden kann. Allerdings ist auch offensichtlich, dass hierbei kein Multiplikator gegeben ist und dass die in Kapitel 8.2 aufgezeigten Aspekte deutlich stärker zu Buche schlagen. Dennoch bieten die analytischen Methoden entscheidende Vorteile gegenüber der experimentellen Ermittlung der Schubsteifigkeit, deren monetäre Bewertung nur bedingt möglich ist. Diese „weichen Einflussfaktoren“ sind nachfolgend stichpunktartig aufgeführt und werden im Anschluss diskutiert und bewertet.

- **Anwendbar auch ohne eigenes Prüflabor** oder externe Dienstleister, besonders positiv für kleinere Anbieter, die in der Regel KMU darstellen.
- Einfache **Bewertung von neuen Systemkomponenten, beschleunigt** eine mögliche **Markteinführung**, reduziert Hemmnisse für Innovationen.
- **Einfache Erweiterung** auf abweichende Rahmenkonfigurationen.
- **Keine konservativen Ansätze** bei nicht getesteten Rahmenkonfigurationen (abweichende Regaltiefe / Neigungswinkel).
- **Ergebnisse für Dritte** – in der Regel Prüfingenieure / Bauaufsichtsbehörden – **nachvollziehbar**.

- **Keine „Reibungsverluste“** mit Prüfinstanzen bei Verwendung experimentell ermittelter Schubsteifigkeiten ohne eine entsprechende allgemeine bauaufsichtliche Zulassung vom DIBt.
- **Höhere Planungssicherheit** – insbesondere bei der Bewertung im Grenz-
zustand der Gebrauchstauglichkeit – und damit verbunden auch eine
höhere Termintreue.
- **Gezielte Optimierung** von Regalsystemen im Hinblick auf die Schubsteifigkeit und damit mögliche Aktivierung von **Einsparpotenzialen** bei der **Stahltonnage**.
- **Gezielte Optimierung der Schubsteifigkeit um Einsparpotenziale in anderen Gewerken** (Fördertechnik, Gründung etc.) zu aktivieren.

Die Anwendbarkeit der analytischen Methoden ist als besonders vorteilhaft zu bewerten, weil dies direkt kleinen und mittleren Regalherstellern (KMU) zugutekommt, die zumeist aus Kostengründen kein eigenes Prüflabor betreiben können. Durch die analytischen Methoden können auch solche Regalhersteller neue Produkte bewerten, innovative Entwicklungen schneller am Markt platzieren und sich damit Wettbewerbsvorteile gegenüber Marktbegleitern sichern. Abweichende Rahmengeometrien lassen sich rein analytisch bewerten, und es sind keine konservativen Ansätze erforderlich, wenn für die geplante Rahmenkonfiguration keine experimentellen Untersuchungen mit entsprechenden Kennwerten vorliegen. Umfassende analytische Methoden tragen zudem dazu bei, dass die Marktposition des Stahlbaus im Sektor des Regalbaus weiter gestärkt wird. Insofern sind auch die in Kapitel 8.2 aufgezeigten Einsparpotenziale auf der Materialseite nicht als Malus für die stahlproduzierende Industrie aufzufassen, sondern als Chance eine starke Marktposition weiter auszubauen und zu festigen.

Bei der Errichtung von Hochregallagern ist das stählerne Regaltragwerk ein wesentlicher Baustein, ohne dessen termingerechte Realisierung alle nachfolgenden Gewerke ins Stocken geraten und vertraglich vereinbarte Übergabetermine unter Umständen nicht eingehalten werden können. In diesem Kontext ist es zwingend erforderlich, dass für die Schubsteifigkeit der Ständerrahmen entweder experimentell ermittelte und durch allgemeine bauaufsichtliche Zulassungen abgesicherte Kennwerte vorliegen oder, dass diese Kennwerte auf rein analytischen Wegen ermittelt werden und für Prüfinstanzen somit nachvollziehbar sind. Damit lassen sich „Reibungsverluste“ vermeiden, Prüfprozesse optimieren und insgesamt eine höhere Termintreue erreichen.

8.4 Zusammenfassung

Die Untersuchungen zur Wirtschaftlichkeit haben aufgezeigt, dass mit dem entwickelten analytischen Modell zur Bestimmung der Schubsteifigkeit der Ständerrahmen gezielte Optimierungen möglich sind, die insgesamt dazu beitragen können, den Bau von Hochregallagern effizienter umzusetzen. Es hat sich aber auch gezeigt, dass eine Reduktion der Stahltonnage nur einen kleinen Baustein im wesentlich komplexeren, ganzheitlichen Optimierungsprozess darstellt. Die gewonnenen Erkenntnisse sollten nicht isoliert betrachtet werden, sondern als integraler Bestandteil in den Planungsprozess einfließen, um im Sinne des Bauherren ein möglichst wirtschaftliches Hochregallager zu errichten. Dies setzt die enge kooperative Zusammenarbeit aller am Planungsprozess beteiligten Ingenieure voraus. Essenziell ist aber auch die frühe und richtige Weichenstellung seitens der Logistikplanung, die nicht ohne eine intensive Beteiligung des Bauherren und klare Definition der projektspezifischen Anforderungen möglich ist. Mit den ergänzenden „weichen Faktoren“, die sich aus der rein analytischen Ermittlung der Schubsteifigkeit ergeben, wird zudem dafür Sorge getragen, Reibungsverluste mit Prüfinstanzen zu vermeiden und sowohl eine höhere Planungssicherheit als auch höhere Termintreue zu erzielen.

9 Zusammenfassung und Ausblick

9.1 Zusammenfassung

Ziel der vorliegenden Arbeit waren die systematische Analyse des Trag- und Verformungsverhaltens der vornehmlich im Regalbau eingesetzten fachwerkartigen Ständerrahmen und hierauf aufbauend die Entwicklung eines mechanisch begründeten Modells zur realitätsnahen analytischen Bestimmung der Schubsteifigkeit der Ständerrahmen.

Um dieses Ziel zu erreichen, ist zunächst in Kapitel 2 der Stand der Technik auf dem Gebiet des Regalbaus und zu weiteren relevanten Themenfeldern im Kontext von dünnwandigen Querschnitten sowie der Komponentenmethode aufgearbeitet worden. Im Anschluss erfolgte eine umfassende Recherche in der Fachliteratur und bei verschiedenen national und international agierenden Regalherstellern, um eine Datenbank mit allen für den Verfasser zugänglichen Rahmenschubversuchen aufzubauen. Zur Erweiterung dieser Datenbank sind im FOSTA-Forschungsvorhaben P1078 an der TU Dortmund zielgerichtet weitere Rahmenschubversuche sowohl im klassischen „liegenden“ als auch im alternativen „stehenden“ Versuchsaufbau durchgeführt worden, die gemeinsam mit der Datenbank in Kapitel 3 vorgestellt wurden. Aus der Auswertung der insgesamt über 400 zusammengetragenen Datensätze konnten Erkenntnisse zu den die Schubsteifigkeit maßgeblich beeinflussenden Faktoren abgeleitet werden. Des Weiteren konnte mit Vergleichsrechnungen zur Identifikation der anteiligen Biege- und Schubverformungen im „liegenden“ und „stehenden“ Rahmenschubversuch aufgezeigt werden, dass die reinen Schubsteifigkeiten unabhängig von der Versuchsdurchführung sind. Damit konnte die in [32] von *Gilbert, Rasmussen, Baldassino* et al. aufgeworfene und zum Teil kontrovers diskutierte Fragestellung zur Vergleichbarkeit der beiden alternativen Prüfverfahren beantwortet werden. Im Umkehrschluss muss hinterfragt werden, ob es sinnvoll ist, das mit der australischen Norm AS 4084 [R2] in 2012 eingeführte alternative Prüfverfahren eines „stehenden“ Rahmenschubversuchs in die europäische Norm zu übernehmen. Die intensiven Aufarbeitungen der experimentellen Ermittlung der Schubsteifigkeit nach den historischen und aktuellen Regelwerken haben zusammen mit den gewonnenen Erfahrungen bei der Durchführung und fachlichen Begleitung von Rahmenschubversuchen eine kritische Auseinandersetzung ermöglicht, in der die wesentlichen Schwachstellen herausgearbeitet und Kompensationsmöglichkeiten aufgezeigt werden konnten. Als Quintessenz ist festzuhalten, dass die aktuellen Entwürfe für die Neufassung der

europäischen Regalbaunorm E DIN EN 15512 [R29] einen Meilenstein bei der Weiterentwicklung des Rahmenschubversuchs darstellen. Das erste grundsätzliche Manko, nämlich die zeit- und kostenintensiven experimentellen Ermittlung der Schubsteifigkeit – mit den für steifigkeitsorientierte Versuche üblichen großen Streuungen – besteht weiterhin und hemmt die gezielte Weiterentwicklung und Optimierung der für den Regalbau essenziellen Ständerrahmen. Dies ist gerade vor dem Hintergrund der stetig steigenden Bauhöhen der Regale in Kombination mit den scharfen Anforderungen an die Verformungen im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit und der seit Jahrzehnten unveränderten Konstruktionspraxis ein nachteilig einzustufender Aspekt, aber gleichzeitig auch Motivation für das Entstehen der vorliegenden Arbeit. Das zweite grundsätzliche Manko ist in der integralen Antwort der Ständerrahmen auf die im Rahmenschubversuch aufgebrauchten Zwangsverschiebungen zu sehen, die nur bedingt quantitative Rückschlüsse auf die Wirkung der verschiedenen Einflussfaktoren erlaubt. Für weiterführende Untersuchungen ist daher in Kapitel 4 ein räumliches FE-Modell unter Verwendung von Schalen- und Volumenelementen erstellt worden, welches das Trag- und Verformungsverhalten realitätsnah bis hin zu den lokalen Spannungskonzentrationen infolge der Lochleibungspressungen abbildet. Die Eignung des FE-Modells ist in Vergleichsrechnungen zu den eigenen Rahmenschubversuchen nachgewiesen worden. Dabei konnte auch eine unplanmäßig hohe Vorspannung der Schraubverbindungen in einer Versuchsserie identifiziert werden, die zu auffällig großen Streuungen respektive Schubsteifigkeiten geführt hat. Hieraus ist auch die Empfehlung abgeleitet worden, normativ geeignete Anziehungsmomente zu definieren, um diese Fehlerquelle möglichst zu eliminieren. Aufbauend auf der Auswertung aller Rahmenschubversuche ist im nächsten Schritt ein Konzept erarbeitet worden, um gezielt die als maßgeblich identifizierten Einflussfaktoren:

- Tordierung der dünnwandigen offenen Stützenquerschnitte bei der Anschlusskonfiguration Lippe an Lippe,
- Biegeverformungen der Schrauben bei der Anschlusskonfiguration Rücken an Rücken,
- lokale Anschlussverformungen bei den Einzelanschlüssen,
- anschlussunabhängig die Verformungen der dünnwandigen Bleche infolge der Lochleibungsbeanspruchungen,

in den weiterführenden numerischen Berechnungen zu untersuchen. Die dabei gewonnenen Erkenntnisse haben den Weg für die Entwicklung des angestrebten analytischen Modells in Kapitel 5 geebnet. Das verwendete Grundkonzept geht auf

die Arbeiten von *Engesser* zurück und fußt auf der Analogie zu einer Reihenschaltung von Federn. Nach diesem Prinzip fasste *Engesser* erstmals die Verformungspotenziale von Diagonalen und Pfosten in einem Z-förmigen Fachwerk zusammen und leitete hieraus auf bekannte Art und Weise die Schubsteifigkeit des Fachwerks ab. Fasst man die konstruktionsbedingten Nachgiebigkeiten als Federn mit einer bestimmten Steifigkeit auf, können unter Berücksichtigung der Orientierung der Federn die Bestimmungsgleichungen für die anteiligen Schubsteifigkeiten hergeleitet werden, und hieraus kann die Schubsteifigkeit des gesamten Ständerrahmens abgeleitet werden. In der vorliegenden Arbeit sind auf Grundlage der zuvor durchgeführten Untersuchungen die folgenden acht Komponenten definiert worden:

- **K1** Stauchung und Dehnung der Füllstäbe
- **K2** Biegeverformungen der Füllstäbe
- **K3** Stauchung und Dehnung der Stützen
- **K4** Biegeverformungen der Stützen
- **K5** Schubverformungen der Stützen
- **K6** Anschlussverformungen der Stützen
- **K7** Lochleibungsverformungen im Anschlussbereich
- **K8** Biege- und Scherverformungen der Schrauben

Die Komponente K1 entspricht dem Grundkonzept von *Engesser*, das in der Fachliteratur häufig auch als Schubtheorie von *Timoshenko* bezeichnet wird. Damit stellen die Komponenten K2 bis K8 die Erweiterungen dar, die erforderlich sind, um das Trag- und Verformungsverhalten der Ständerrahmen vollständig zu beschreiben. Bei der Anwendung des analytischen Modells ist zu beachten, dass nicht immer alle Komponenten aktiv bzw. zu berücksichtigen sind. Als Beispiel sei hier die Anschlusskonfiguration Lippe an Lippe genannt, bei der konstruktionsbedingt keine Biegebeanspruchung der Schrauben vorliegt und Komponente K8 damit als nicht aktiv einzustufen ist. Ein besonderes Augenmerk ist auch auf den Einfluss von Störstellen zu legen, die bei jedem Rahmenschubversuch Einfluss auf die Schubsteifigkeit haben. In der vorliegenden Arbeit ist hierfür ein Konzept entwickelt worden, das es erlaubt, auf Basis der definierten Komponenten, mögliche Störstellen zu bewerten und wo erforderlich die Schubsteifigkeiten entsprechend zu bereinigen. Damit sind die theoretischen Grundlagen geschaffen worden, die Schubsteifigkeit von Ständerrahmen rein analytisch zu bestimmen.

Für die zwei Schlüsselkomponenten K7 und K8 sind vor dem Hintergrund der im FOSTA-Forschungsvorhaben P1078 aufgeworfenen Fragen zur Absicherung der

Steifigkeitskoeffizienten umfassende Komponentenversuche durchgeführt worden, die in Kapitel 3.3 zu finden sind. Die dabei gewonnenen Erkenntnisse lassen sich wie folgt zusammenfassen:

Komponente K7: Die Steifigkeit der Lochleibungsfeder wird von den in der Fachliteratur verfügbaren Modellen für die im Regalbau typischen Randbedingungen nicht zutreffend beschrieben. Der Steifigkeitskoeffizient hängt stark von dem Ausnutzungsgrad der Lochleibungstragfähigkeit und der Kontaktpaarung ab. Basierend auf den mehr als 200 Einzelversuchen ist das empirische Modell von *Zaharia* und *Dubina* aus [117] weiterentwickelt und auf die Randbedingungen im Regalbau angepasst worden, sodass eine realitätsnahe Bewertung der Steifigkeit der Lochleibungsfeder nun sicher möglich ist.

Komponente K8: Mithilfe der Komponentenversuche konnte der Steifigkeitskoeffizient für einen signifikanten Anteil des Gewindes im biegebeanspruchten Bereich ermittelt werden. Aufbauend auf den theoretischen Arbeiten konnte gezeigt werden, dass es bis zu einem Gewindeanteil von maximal $f_g = 20\%$ – bezogen auf die Spannweite der Schrauben – hinreichend genau ist, nur mit der Biegesteifigkeit des Schaftquerschnittes zu rechnen. Allerdings muss dabei der von der Produktklasse abhängige Schaftdurchmesser und nicht der Nenndurchmesser angesetzt werden. Für eine Anwendung sind Abminderungsbeiwerte für die effektiv wirksame Biegesteifigkeit des Schaft- bzw. Gewindequerschnittes abgeleitet worden, mit denen dann auf den Nenndurchmesser zurückgegriffen werden kann.

Die Güte des in der Arbeit entwickelten analytischen Modells ist über Vergleichsrechnungen zu den an der TU Dortmund durchgeführten Rahmenschubversuchen und die dabei erzielte gute Übereinstimmung bestätigt worden. Die wichtigsten Gleichungen sind für die Anwendung in der Praxis im Anhang zusammengestellt und durch zwei ausführliche Rechenbeispiele ergänzt worden. Von Vorteil ist die enge Anbindung des analytischen Modells an das Konzept der Komponentenmethode, da dies eine Integration in zukünftige Stahl- oder Regalbau Normen erlaubt. Zudem ist das Modell offen formuliert und kann bei Bedarf um zusätzliche Komponenten erweitert werden. Es ist des Weiteren auch möglich, die gewonnenen Erkenntnisse zum Trag- und Verformungsverhalten einzelner Komponenten auf andere Anwendungsgebiete zu übertragen. Ein Beispiel hierfür ist die Verwendung des Steifigkeitskoeffizienten k_7 für Lochleibungsbeanspruchungen bei der Auslegung von Stahlleichtbaukonstruktionen.

Bei der Entwicklung des analytischen Modells ist der mögliche Einfluss schlupfbedingter Verformungen bewusst nicht berücksichtigt worden, da in der

Regalbauormung die Tendenz klar zu erkennen ist, diese über den Ansatz geeigneter Ersatzimperfektionen zu erfassen. Das Thema ist daher entkoppelt in Kapitel 6 behandelt worden. Hierzu sind die schlupfbedingten Verformungen von Rahmenschubversuchen ausgewertet und mit numerischen und analytischen Ansätzen verglichen sowie im Gesamtkontext bewertet worden. Dabei hat sich gezeigt, dass die Streubreite der Messergebnisse sehr groß sein kann und dass die schlupfbedingten Verformungen schon bei Abweichungen der Loch- oder Schraubendurchmesser im Bereich weniger Zehntelmillimeter sehr sensibel reagieren. Das Spiel in den Verbindungspunkten führt zu Schiefstellungen, die einen signifikanten Anteil an den anzusetzenden geometrischen Gesamtimperfektionen aufweisen und folgerichtig in der Fortschreibung der Regalbauormung im Entwurf der E DIN EN 15512 [R29] Eingang gefunden haben. Sowohl das im Normenentwurf verankerte analytische Konzept als auch der in der vorliegenden Arbeit parallel entwickelte Ansatz sind geeignet, die Verformungen infolge Schlupf realitätsnah zu ermitteln, und bilden somit einen weiteren Baustein, um zukünftig nicht mehr auf Rahmenschubversuche angewiesen zu sein.

Das Grundprinzip der Komponentenmethode eröffnet auch die Möglichkeit, gezielt Schlüsselkomponenten zu identifizieren, um den Hebel für Optimierungen an den bestmöglichen Stellen anzusetzen. Auf dieser Grundlage ist in Kapitel 7 der Arbeit eine Rangfolge der Steifigkeitskoeffizienten entwickelt worden, nach der eine gezielte Optimierung erfolgen kann. Als Schlüsselkomponenten haben sich die Lochleibungs- und Biegeverformungen der Schrauben sowie die lokalen Anschlussverformungen herauskristallisiert. Den größten Malus bedingen die unter den lokalen Anschlussverformungen erfassten Querschnittsverzerrungen sowie die Verdrehungen der dünnwandigen offenen Stützenquerschnitte bei der Anschlusskonfiguration Lippe an Lippe, was sich auch mit den Feststellungen bei der Auswertung der Datenbank der Rahmenschubversuche deckt. Vor dem Hintergrund einer möglichst hohen Schubsteifigkeit ist es daher ratsam, auf Anschlusskonfigurationen zurückzugreifen, bei denen keine planmäßige Torsionsbeanspruchung der Stützen gegeben ist.

Dass die Optimierung der Ständerrahmen nur einen Baustein bei der Weiterentwicklung der Regalbauweise darstellt, liegt auf der Hand. Daher sind in der vorliegenden Arbeit auch alternative Ansätze, wie die Einbindung der Giebelwände in das System der Queraussteifung oder die Anordnung von mehreren Rahmenkopplungen, vorgestellt und diskutiert worden. Um das übergeordnete Projektziel eines möglichst wirtschaftlich konzipierten Hochregallagers zu erreichen, ist aber mehr erforderlich als die Optimierung des Stahltragwerks, zumal die Baukosten

hierfür nur einen vergleichsweise geringen Anteil an den Gesamtkosten ausmachen. Wie die Untersuchungen von Atz in [4] gezeigt haben, erfordert eine Kostenoptimierung daher immer eine ganzheitliche Systemplanung unter Einbeziehung aller Fachingenieure, da eine fehlerhafte Weichenstellung in den frühen Planungsphasen nicht mehr kompensiert werden kann. Das entwickelte analytische Modell kann nicht nur dazu verwendet werden, die Konstruktion zu optimieren und materialeseitig Einsparpotenziale zu generieren. Es kann auch zu einer höheren Termintreue und Planungssicherheit beitragen, wenn es gelingt, auf die für Dritte nicht immer ohne Weiteres nachvollziehbare experimentelle Ermittlung der Schubsteifigkeit zu verzichten. Diese „weichen Faktoren“ sind monetär zwar nur schwer zu fassen, aber dennoch bei einer ganzheitlichen Betrachtung nicht zu vernachlässigen.

9.2 Ausblick und weiterer Forschungsbedarf

Die vorliegende Arbeit kann nicht alle Fragestellungen zur Schubsteifigkeit von Ständerrahmen aus dünnwandigen, kaltgeformten Stahlprofilen beantworten. Es ist aber gelungen, die theoretischen Grundlagen für eine analytische Bestimmung der Schubsteifigkeit bereitzustellen, und das auf einem Weg, der es ermöglicht, die Ausarbeitungen weiter zu verfeinern oder auch neue Komponenten zu ergänzen. Als wesentliche Anknüpfungspunkte für zukünftige Forschungsarbeiten sind hierbei zu nennen:

- Verifikation des analytischen Konzeptes für den Steifigkeitskoeffizienten der Komponente K6 (= Anschlussverformungen der Stützen) mithilfe von Komponentenversuchen
- Verfeinerung des empirisch entwickelten Modells für den Steifigkeitskoeffizienten der Komponente K7 (= Lochleibungsverformungen) mit einer engeren Abstufung beim Ausnutzungsgrad $\eta = F / F_{BR}$ sowie experimentelle Verifikation des Steifigkeitskoeffizienten für weitere Stahlgüten mit höheren und auch niedrigeren Festigkeiten als S355
- Absicherung des entwickelten analytischen Konzeptes durch weitere Vergleichsrechnungen zu Rahmenschubversuchen, für eine zukünftige / schnellere Einbindung in die Stahl- und Regalbaunormen
- Experimentelle Verifikation des in der Arbeit entwickelten Konzeptes zur Bewertung des Einflusses etwaiger Störstellen im Rahmenschubversuch

Auf dieser Grundlage kann es mittelfristig gelingen, die im Regalbau noch übliche experimentelle Ermittlung der Schubsteifigkeit vollständig durch das analytische Modell zu ersetzen. Bis dieser Meilenstein erreicht ist, können die in der kritischen Auseinandersetzung mit dem Rahmenschubversuch herausgearbeiteten Ansätze zur Optimierung des Aufbaus, der Durchführung und Auswertung der Versuche dazu beitragen, Fehler zu vermeiden und die Schubsteifigkeit so realitätsnah wie möglich zu erfassen. Hierbei spielt auch der Elastizitätsmodul der eingesetzten Werkstoffe eine zentrale Rolle, da sich gezeigt hat, dass nicht immer der in den Stahlbaunormen verankerte Nennwert von $E = 210.000 \text{ N/mm}^2$ erreicht wird. Dieser Aspekt ist bereits Gegenstand eines aktuell am Lehrstuhl Stahlbau der TU Dortmund laufenden Forschungsvorhabens, und es ist zu erwarten, dass diese Wissenslücke geschlossen werden kann. Ob hieraus dann die Möglichkeit oder Notwendigkeit erwächst, das analytische Modell weiter zu verfeinern, kann nur im Rahmen zukünftiger Forschungsarbeiten beantwortet werden.

10 Literatur

10.1 Normen, Regelwerke und Vorschriften

- [R1] **AS 4084:** *Steel storage racking*. Australian Standard, 1993
- [R2] **AS 4084:** *Steel storage racking*. Australian Standard, 2012
- [R3] **DIN 13-1:** *Metrisches ISO-Gewinde allgemeiner Anwendung – Teil 1: Nennmaße für Regelgewinde; Gewindenenn Durchmesser von 1 mm bis 68 mm*. Deutsches Institut für Normung e. V., November 1999
- [R4] **DIN 18800-1:** *Stahlbauten – Teil 1: Bemessung und Konstruktion*. Deutsches Institut für Normung e. V., November 2008
- [R5] **DIN 18800-2:** *Stahlbauten – Teil 2: Stabilitätsfälle – Knicken von Stäben und Stabwerken*. Deutsches Institut für Normung e. V., November 2008
- [R6] **DIN EN 10025-2:** *Warmgewalzte Erzeugnisse aus Baustählen – Teil 2: Technische Lieferbedingungen für unlegierte Baustähle*. Deutsches Institut für Normung e. V., April 2005
- [R7] **DIN EN 10083-2:** *Vergütungsstähle – Teil 2: Technische Lieferbedingungen für unlegierte Stähle*. Deutsches Institut für Normung e. V., Oktober 2006
- [R8] **DIN EN 10149-2:** *Warmgewalzte Flacherzeugnisse aus Stählen mit hoher Streckgrenze zum Kaltumformen – Teil 2: Technische Lieferbedingungen für thermomechanisch gewalzte Stähle*. Deutsches Institut für Normung e. V., Dezember 2013
- [R9] **DIN EN 10268:** *Kaltgewalzte Flacherzeugnisse aus Stählen mit hoher Streckgrenze zum Kaltumformen: Technische Lieferbedingungen*. Deutsches Institut für Normung e. V., Dezember 2013
- [R10] **DIN EN 10326:** *Kontinuierlich schmelztauchveredeltes Band und Blech aus Baustählen: Technische Lieferbedingungen*. Deutsches Institut für Normung e. V., September 2004
- [R11] **DIN EN 1090-2:** *Ausführung von Stahltragwerken und Aluminiumtragwerken – Teil 2: Technische Regel für die Ausführung von Stahltragwerken*. Deutsches Institut für Normung e. V., September 2018

- [R12] **DIN EN 15512:** *Ortsfeste Regalsysteme aus Stahl – Verstellbare Palettenregale – Grundlagen der statischen Bemessung.* Deutsches Institut für Normung e. V., September 2010
- [R13] **DIN EN 15620:** *Ortsfeste Regalsysteme aus Stahl – Verstellbare Palettenregale – Grenzabweichungen, Verformungen und Freiräume.* Deutsches Institut für Normung e. V., September 2010
- [R14] **DIN EN 1990:** *Eurocode: Grundlagen der Tragwerksplanung.* Deutsches Institut für Normung e. V., Dezember 2010
- [R15] **DIN EN 1993-1-1:** *Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 1.1: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau.* Deutsches Institut für Normung e. V., Dezember 2010
- [R16] **DIN EN 1993-1-12:** *Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 1.12: Zusätzliche Regeln zur Erweiterung von EN 1993 auf Stahlgüten bis S700.* Deutsches Institut für Normung e. V., Dezember 2010
- [R17] **DIN EN 1993-1-3:** *Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 1.3: Allgemeine Regeln – Ergänzende Regeln für kaltgeformte Bauteile und Bleche.* Deutsches Institut für Normung e. V., Dezember 2010
- [R18] **DIN EN 1993-1-5:** *Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 1.5: Plattenförmige Bauteile.* Deutsches Institut für Normung e. V., Dezember 2010
- [R19] **DIN EN 1993-1-8:** *Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 1.8: Bemessung von Anschlüssen.* Deutsches Institut für Normung e. V., Dezember 2010
- [R20] **DIN EN 74-1:** *Kupplungen, Zentrierbolzen und Fußplatten für Arbeitsgerüste und Traggerüste – Teil 1: Rohrkupplungen – Anforderungen und Prüfverfahren.* Deutsches Institut für Normung e. V., Dezember 2005
- [R21] **DIN EN ISO 4014:** *Sechskantschrauben mit Schaft – Produktklasse A und B.* Deutsches Institut für Normung e. V., Juni 2011 (**Ersatz für DIN 931**)
- [R22] **DIN EN ISO 4017:** *Mechanische Verbindungselemente – Sechskantschrauben mit Gewinde bis Kopf – Produktklasse A und B.* Deutsches Institut für Normung e. V., Mai 2015 (**Ersatz für DIN 933**)
- [R23] **DIN EN ISO 6507-1:** *Metallische Werkstoffe – Härteprüfung nach Vickers – Teil 1: Prüfverfahren.* Deutsches Institut für Normung e. V., Juli 2018

-
- [R24] **DIN EN ISO 6892-1:** *Metallische Werkstoffe – Zugversuch – Teil 1: Prüfung bei Raumtemperatur.* Deutsches Institut für Normung e. V., Februar 2017
- [R25] **DIN EN ISO 898-1:** *Mechanische Eigenschaften von Verbindungselementen aus Kohlenstoffstahl und legiertem Stahl – Teil 1: Schrauben mit festgelegten Festigkeitsklassen – Regelgewinde und Feingewinde.* Deutsches Institut für Normung e. V., Mai 2013
- [R26] **DIN ENV 15512:** *Ortsfeste Regalsysteme aus Stahl – Verstellbare Palettenregale – Grundlagen der statischen Bemessung.* Deutsches Institut für Normung e. V., Entwurf, August 2006
- [R27] **DIN ISO 965-1:** *Metrisches ISO-Gewinde allgemeiner Anwendung – Toleranzen – Teil 1: Prinzipien und Grundlagen.* Deutsches Institut für Normung e. V., Mai 2017
- [R28] **E DIN EN 15512:** *Ortsfeste Regalsysteme aus Stahl – Verstellbare Palettenregale – Grundlagen der statischen Bemessung – Entwurf.* Deutsches Institut für Normung e. V., Februar 2017
- [R29] **E DIN EN 15512:** *Ortsfeste Regalsysteme aus Stahl – Verstellbare Palettenregale – Grundlagen der statischen Bemessung – Entwurf.* Deutsches Institut für Normung e. V., Januar 2019
- [R30] **ENV 1993-1-1:** *Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 1.1: Allgemeine Bemessungsregeln, Bemessungsregeln für den Hochbau.* Deutsches Institut für Normung e. V., April 1993
- [R31] **FEM 10.2.02:** *Berechnungsempfehlungen für ortsfeste Paletten- und Fachbodenregale aus Stahl.* Fédération Européenne de la Manutention (FEM), Sektion X, März 1998. Inklusive der Änderungen von November 1999
- [R32] **FEM 9.831:** *Berechnungsgrundlagen für Regalbediengeräte – Toleranzen, Verformungen und Freimaße im Hochregallager.* Fédération Européenne de la Manutention (FEM), Sektion IX, Februar 1995
- [R33] **FEM 9.831-1 / FEM10.3-01-1:** *Berechnungsgrundlagen für Regalbediengeräte – Toleranzen, Verformungen und Freiräume im Lagersystem, Teil 1: Allgemeines, einfach tiefe und doppelt tiefe Palettenregale.* Fédération Européenne de la Manutention (FEM), Oktober 2012 (Ausgabedatum der englischen Originalversion)

- [R34] **FEM 9.841 / FEM 10.2.10:** *Regallagersysteme mit schienengebundenen Regalbediengeräten sowie deren Schnittstellen.* Fédération Européenne de la Manutention (FEM), Oktober 2012 (Ausgabedatum der englischen Originalversion)
- [R35] **Musterbauordnung Deutschland (MBO):** in der Fassung vom 01. November 2002, zuletzt geändert durch den Beschluss vom 21. September 2012
- [R36] **RAL-RG613:** *Güte und Prüfbestimmungen für gelochte Systemprofile aus Stahl.* RAL Deutsches Institut für Gütesicherung und Kennzeichnung e. V., August 2000
- [R37] **RAL-RG614/2:** *Güte und Prüfbestimmungen für Palettenregale.* RAL Deutsches Institut für Gütesicherung und Kennzeichnung e. V., August 2000
- [R38] **RMI-Code:** *Interim-Specification for the design, testing and utilization of industrial steel storage racks.* USA, 1972
- [R39] **RMI-Code:** *Specification for the design and utilization of industrial steel storage racks.* USA, 2008
- [R40] **RMI-Code:** *Specification for the design and utilization of industrial steel storage racks.* USA, 1997

10.2 Fachliteratur

- [1] **Abdel-Jaber, M.; Beale, R.G.; Godley, M.H.R.:** *A theoretical and experimental investigation of pallet rack structures under sway.* Journal of Constructional Steel Research, Volume 62, Issue 1-2, January-June 2006, pp. 68-80
- [2] **Alnatura Produktions- und Handels GmbH:** *Presseinformation zum Richtfest des weltweit größten Hochregallagers aus Holz.* Bickenbach, 2013, Download von: www.alnatura.de
- [3] **Arnold, D.; Furmans, K.:** *Materialfluss in Logistiksystemen.* 6., erweiterte Auflage, Springer Verlag, Berlin, 2009
- [4] **Atz, T.:** *Eine algorithmenbasierte Methode zur ganzheitlichen Systemplanung automatischer Hochregallager.* Dissertation, Technische Universität München, Lehrstuhl für Fördertechnik Materialfluss Logistik, Oktober 2016

-
- [5] **Baldassino, N.; Bernuzzi, C.:** *Analysis and behavior of steel storage pallet racks*. Thin-Walled Structures, Volume 37, Issue 4, August 2000, pp. 277-304
- [6] **Baldassino, N.; Eccher, E.; Zandonini, R.:** *Buckling design analysis of thin-walled compressed members with or without perforations*. Steel Structures, Volume 5 (2005), pp. 33-42
- [7] **Baldassino, N.; Zandonini, R.:** *Design by testing of Industrial Racks*. Advanced Steel Construction, Volume 7 (2011), No. 1, 2011, pp. 27-47
- [8] **Blume, D.; Illgner, K.H.:** *Schrauben Vademecum*. 8. Auflage, Bauer & Schaurte Karcher GmbH, 1991
- [9] **Braham, C.; Degeé, H.:** *Characterization of the seismic behavior of steel pallet racks in cross-aisle direction*. Proceedings of the 9th International Conference on Structural Dynamics, EUROSDYN2014, Porto, Portugal, 2014, pp. 469-476
- [10] **Bronstein, I.N.; Semendjajew, K.A.:** *Taschenbuch der Mathematik*. 25. Auflage, B.G. Teubner Verlagsgesellschaft, Stuttgart und Leipzig, 1991
- [11] **Brune, B.:** *Biegeknicken von druck- und biegebeanspruchten Stahlbauteilen mit beuschlanken Blechen – Ein Gesamtstabilitätsproblem*. Universität Dortmund, Institut für Konstruktiven Ingenieurbau, Mitteilung Nr. 23, 2000
- [12] **Brune, B.; Heptner, O.; Stangenberg, P.; Ungermann, D.:** *Regale in Stahlbauweise*. In: Kuhlmann, U. (Hrsg.): *Stahlbau – Kalender 2015*. Berlin, Ernst & Sohn, 2015
- [13] **Brune, B.; Kalameya, J.:** *Kaltgeformte, dünnwandige Bauteile und Bleche aus Stahl nach DIN EN 1993-1-3 – Hintergründe, Bemessung und Beispiele*. In: Kuhlmann, U. (Hrsg.): *Stahlbau – Kalender 2009*. Berlin, Ernst & Sohn, 2009
- [14] **Casafont, M.; Pastor, M.; Bonada, J.; Roure, F.; Peköz, T.:** *Linear buckling analysis of perforated steel storage rack columns with Finite Stripe Method*. Thin-Walled Structures, Volume 61 (2012), pp. 71-85
- [15] **Davies, J.M.:** *Down – aisle stability of racks structures*. Proceedings of the 11th International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures, St. Louis, Missouri USA, October 1992, pp. 417-435

- [16] **Davies, J.M.:** *Stability of unbraced pallet racks*. Proceedings of the 5th International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures, St. Louis, Missouri USA, 1980, pages 409 – 428
- [17] **Davies, J.M.; Godley, M.R.H.:** *A European Design Code for Pallet Racking*. 14th International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures, St. Louis, Missouri, USA, October 15/16 1998, pp. 289-310
- [18] **Davies, J.M.; Jiang, C.:** *Non-linear buckling Analysis of thin-walled metal columns*. Proceedings of the 13th International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures, St. Louis, Missouri USA, October 1996, pp. 321-334
- [19] **Dobos, L.:** *Logistikimmobilien: Henkel eröffnet neues Hochregallager*. www.logistik-heute.de, Logistik-News vom 04.10.2017
- [20] **ECCS:** *Frame design including joint behaviour*. ECCS Contract No. 7210-SA/212 ans 7210-SA/320, 1997
- [21] **Engesser, F.:** *Die Knickfestigkeit gerader Stäbe*. Zentralblatt der Bauverwaltung, Volume 11, 1891, S. 483-486
- [22] **ERF-FEM Working Group on Rack Testing:** *Consideration of the problems of 'Testing' to EN15512:2001 and recommendations for future amendments to this standard to prevent or mitigate these problems*. Draft 7, 11.11.2012
- [23] **FEM Racking and shelving product group:** *Storage Equipment Information Bulletin No. 2 – Latest developments in the harmonization of the design and use of storage equipment*. July 2010
- [24] **FEM Racking and shelving product group:** *Storage Equipment Information Bulletin No. 5 – Racking & Shelving systems and the European machinery directive*. August 2011
- [25] **FEMA 460:** *Seismic considerations for steel storage racks located in areas accessible to the public*. National Institute of Building Sciences, Washington D.C., 2005
- [26] **Firouzianhaji, A.:** *The Effect of Connection Flexibility on the Seismic Performance of Industrial Racking Systems*. PhD-Thesis, University of Technology, Sydney, January 2016

-
- [27] **Gilbert, B.P.; Rasmussen, K.J.R.:** *Determination of the base plate stiffness and strength of steel storage racks*. Journal of Constructional Steel Research, Volume 67, Issue 6, June 2011, pp. 1031-1041
- [28] **Gilbert, B.P.; Rasmussen, K.J.R.:** *Determining the shear stiffness of steel storage rack upright frames*. Proceedings of the 6th International Conference on Thin-Walled Structures, ICTWS6, Timisoara, Eds D. Dubina & V. Ungureanu, September 2011, pp. 821-828
- [29] **Gilbert, B.P.; Rasmussen, K.J.R.:** *Experimental test on steel storage rack components*. Research Report No R899, University of Sydney, Centre for Advanced Structural Engineering, Australia, October 2009
- [30] **Gilbert, B.P.; Rasmussen, K.J.R.:** *Finite Element modeling of steel drive in rack structures*. Research Report No R901, University of Sydney, Centre for Advanced Structural Engineering, Australia, October 2009
- [31] **Gilbert, B.P.; Rasmussen, K.J.R.:** *Stiffness tests, failure tests and load transfer in steel drive-in storage racks*. Research Report No R900, University of Sydney, Centre for Advanced Structural Engineering, Australia, October 2009
- [32] **Gilbert, B.P.; Rasmussen, K.J.R.; Baldassino, N. et al.:** *Determining the transverse shear stiffness of steel storage rack upright frames*. Journal of Constructional Steel Research, Volume 78, November 2012, pp. 107-116
- [33] **Godley, M.H.R.:** *The effects of frictional restraint on the stability of a simple strut*. Proceedings of the 5th International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures, St. Louis, Missouri USA, November 1980, pp. 477-504
- [34] **Godley, M.R.H.:** *The behavior of drive in storage structures*. 16th International Speciality Conference on cold-formed Steel Structures, In LaBoule, R.A.; Yu, W.W. (Eds.), Orlando, Florida USA, 2002, pp. 340-352,
- [35] **Godley, M.R.H; Beale, R.G.:** *Investigations of the effects of looseness of bracing components in the cross-aisle direction on the ultimate load-carrying capacity of pallet rack frames*. Thin-Walled Structures, Volume 46 (2008), pp. 848-854
- [36] **Goufein, K. von:** *Experimentelle Untersuchungen zum Trag- und Verformungsverhalten von Schrauben unter Biegebeanspruchungen*. Bachelorarbeit am Lehrstuhl Stahlbau der TU Dortmund, Oktober 2019
-

- [37] **Gross, D.; Hauger, W.; Schröder, J.; Wall, W.:** *Technische Mechanik 2 – Elastostatik*. 12., aktualisierte Auflage, Springer-Vieweg Verlag, Berlin, 2014
- [38] **Grote, J.:** *Konstruktion einer Prüfanordnung zur Untersuchung der Rahmenschubsteifigkeit von Hochregallagern nach DIN EN 15512*. Bachelorarbeit am Lehrstuhl Stahlbau der TU Dortmund, Januar 2016
- [39] **Harris, E.; Hancock, G.:** *Sway stability testing of high rise rack sub-assemblies*. Proceedings of the 16th International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures, Orlando, Florida USA, October 2002, pp. 385-397
- [40] **Heide, J.:** *Experimentelle Durchführung und Auswertung von Rahmenschubversuchen nach DIN EN 15512 und FEM 10.2.12 Draft 8 auf Grundlage eines modifizierten Prüfverfahrens*. Bachelorarbeit am Lehrstuhl Stahlbau der TU Dortmund, Januar 2017
- [41] **Hua, V.; Rasmussen, K.J.R.:** *Static friction coefficient between pallets and beam rail and pallet shear stiffness tests*. Research Report No R914, University of Sydney, Centre for Advanced Structural Engineering, Australia, March 2011
- [42] **Jaspert, J.P.:** *Étude de la semi-rigidité des noeuds poutre-colonne et son influence sur la résistance et la stabilité des ossatures en acier*. Dissertation, Universität Lüttich, Department MSM, Belgien, 1991
- [43] **Kalameya, J.:** *Zur Tragfähigkeit von druck- und biegebeanspruchten C-Profilen aus Stahl*. Dissertation, TU Dortmund, 2008
- [44] **Kathage, K.:** *Aktuelles aus dem Bereich Metallbau*. DIBt-Mitteilungen 2/2010, Verlag Ernst & Sohn, S. 52-55
- [45] **Kathage, K.:** *Bauaufsichtliche Verwendbarkeitsnachweise für Stahlregale*. DIBt-Mitteilungen 4/2011, Verlag Ernst & Sohn, S. 124-125
- [46] **Kilhof, W.; Neuhaus, G.:** *Nationales und internationales Regelwerk im Bereich der Lagertechnik*. Veröffentlicht im Online-Fachhandbuch Lagertechnik und Betriebseinrichtung (www.Verband-LB.de)
- [47] **Kitipornchai, S.; Al-Bermani, F.G.A.; Peyrot, A.H.:** *Effect of bolt slippage on ultimate behavior of lattice structures*. Journal of Structural Engineering, Volume 120, pp. 2281-2287

-
- [48] **Klose, A.:** *Bauaufsichtliche Behandlung von Regaltragwerken*. Veröffentlicht im Online-Fachhandbuch Lagertechnik und Betriebseinrichtung (www.Verband-LB.de)
- [49] **Kozlowski, A.; Slecza, L.:** *Perliminary component method model of storage rack joint*. Connections in Steel Structures V, Amsterdam, June 2004, pp. 253-262
- [50] **Kuhlmann, U.; Zizza, A.:** *Stahlbaunormen – DIN EN 1993-1-1: Allgemeine Bemessungsregeln für den Hochbau*. In: Kuhlmann, U. (Hrsg.): Stahlbau – Kalender 2014. Berlin, Ernst & Sohn, 2014
- [51] **Kunz, J.; Jakober, D.; Studer, M.:** *Kontaktmechanik: Längeneinfluss auf die Abplattung paralleler Zylinder*. Konstruktion, Ausgabe 06-2017, VDI Fachmedien GmbH & Co. KG, Düsseldorf, 2017
- [52] **Lackmann, J.:** *Mechanik – Mechanics*. In: Beitz, W.; Grote, K.-H.: *Dubbel Taschenbuch für den Maschinenbau*. 19. Auflage, Springer – Verlag, Berlin Heidelberg New York, 1997
- [53] **LBE Verband für Lagertechnik und Betriebseinrichtungen:** *Positionspapier zur Zulassung von Regalen*. Verbandsempfehlung, Dezember 2014
- [54] **Lim, J.B.P.; Nethercot, D.A.:** *Evaluation of bolt-hole elongation stiffness for the stiffness prediction of cold-formed steel bolted moment-connections*. Proceedings of the 16th International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures, Orlando, Florida USA, October 2002, pp. 709-729
- [55] **Lindner, J.; Gietzelt, R.:** *Imperfektionsannahmen für Stützenschiefstellungen*. Stahlbau 52 (1984), S. 97-101
- [56] **Lindner, J.; Gietzelt, R.; Möll, R.; Werling, L.:** *Zur Konstruktion und Berechnung eines Hochregallagers in Berlin*. Stahlbau 51 (1982), S. 129-136
- [57] **META-Regalbau GmbH:** *Palettenregalsystem META Multipal S*. Versuchsbericht und gutachterliche Stellungnahmen zu den Rahmenschubversuchen im Kontext der allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassung Z-14.8-662, Arnsberg, Darmstadt und Dortmund, 2006/2012, unveröffentlicht
- [58] **Möll, R.:** *38m hohes Hochregal in Stahlskelettbauweise mit drei vollautomatisch gesteuerten Regalförderzeugen*. Stahlbau 42 (1973), S. 257-264

- [59] **Möll, R.:** *Palettenregale mit Hakenlaschenverbindungen ohne Längsverbände als Baukastensystem – Teil 1: Regaltechnik und Gütesicherung.* Stahlbau 44 (1975), S. 225-234
- [60] **Möll, R.:** *Palettenregale mit Hakenlaschenverbindungen ohne Längsverbände als Baukastensystem – Teil 2: Berechnungsverfahren.* Stahlbau 45 (1976), S. 201-211
- [61] **Möll, R.:** *Stahlregale – Planung, Herstellung, Montage und Betrieb.* Stahlbau 70 (2001), S. 737-757
- [62] **Möll, R.; Altmann, H.:** *Stahlbau in der Lager- und Fördertechnik.* In: Stahlbau Handbuch, Band 2, Stahlbau Verlagsgesellschaft mbH, Köln, 1985, S. 491-518
- [63] **Möll, R.; Roßbach, R.:** *Entwicklung auf dem Gebiet der Lagertechnik – Neueste Erkenntnisse aufgezeigt am Beispiel des Palettenregals.* Veröffentlicht im Online-Fachhandbuch Lagertechnik und Betriebseinrichtung (www.Verband-LB.de)
- [64] **Möller, O.; Flath, G.:** *Das neue Hochregallager in Kleve.* Stahlbau 40 (1971), S. 97-103
- [65] **Nather, F.:** *Gerüste und Hochregallager – Aktuelle statische und konstruktive Fragen.* Stahlbau 51 (1982), S. 300-306
- [66] **NEDCON Magazijnrichting B.V.:** *Palettenregalsystem Miniload ML.* Versuchsberichte und gutachterliche Stellungnahmen zu der angestrebten allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassung, Doetinchem, Darmstadt und Dortmund, 2014/2016, unveröffentlicht
- [67] **Oerder, R.; Weynand, K.:** *Typisierte Anschlüsse im Stahlhochbau nach DIN EN 1993-1-8.* 1. Auflage, Stahlbau-Verlags GmbH, Düsseldorf, 2013
- [68] **Patschin, A.:** *Untersuchungen zur Rahmenschubsteifigkeit von Ständerrahmen für Hochregallager nach AS 4084 und DIN EN 15512.* Masterarbeit am Lehrstuhl Stahlbau der TU Dortmund, Februar 2017
- [69] **Peköz, T.; Winter, G.:** *Cold-formed steel rack structures.* Proceedings, 2nd Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures, St. Louis, Missouri USA, October 1973, pages 603 – 615
- [70] **Peköz, T.; Winter, G.:** *Progress report on cold-formed steel storage rack design.* Proceedings, Third Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures, St. Louis, Missouri USA, October 1974, pp. 823-836

-
- [71] **Petersen, C.:** *Stahlbau – Grundlagen der Berechnung und baulichen Ausbildung von Stahlbauten*. Springer Vieweg Verlag, Wiesbaden, 2013
- [72] **Petersen, C.:** *Statik und Stabilität der Baukonstruktionen*. Vieweg Verlag, Braunschweig, 1982
- [73] **Prabha, P.; Marimuthu, V.; Saravanan, M. et.al:** *Evaluation of connection flexibility in cold formed steel racks*. Journal of Constructional Steel Research, Volume 66, Issue 7, July 2010, pp. 863-872
- [74] **Ramm, W.; Uhlmann, W.:** *Zur Anpassung des Stabilitätsnachweises für mehrteilige Druckstäbe an das europäische Nachweiskonzept*. Stahlbau 50 (1981), S. 161-172
- [75] **Rasmussen, K.J.R.; Gilbert, B.P.:** *Analysis-Based 2D design of steel storage racks*. International Journal of Structural Stability and Dynamics, Volume 11, No. 5 (2011), pp. 929-947
- [76] **Rhodes, J.; Schneider, F.D.:** *The compressional behavior of perforated elements*. Proceedings of the 12th International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures, St. Louis, Missouri USA, October 1994, pages 11-28
- [77] **Rubin, H.:** *Baustatik ebener Stabwerke*. In: Stahlbau Handbuch, Band 1A, Stahlbau Verlagsgesellschaft mbH, Köln, 1985, S. 73-210
- [78] **Sajja, S.R. (Rao, S.S.); Beale, R.G.; Godley, M.R.H.:** *Shear Stiffness of pallet rack upright frames*. 17th International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures, Orlando, Florida, USA, November 2004, pp. 295-311
- [79] **Sajja, S.R.:** *Cross-aisle Shear Stiffness of Pallet Rack Uprigh Frames*. PhD-Thesis submitted to the Oxford Brookes University for the degree of Doctor of Philosophy, September 2010
- [80] **Sajja, S.R.; Beale, R.G.; Godley, M.R.H.:** *Cross-aisle shear stiffness tests on rack upright frames*. 20th International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures, St. Louis, Missouri, USA, November 2010, pp. 367-381
- [81] **Sajja, S.R.; Beale, R.G.; Godley, M.R.H.:** *Effects of distortion on the shear stiffness of rack structures*. Proceedings of SDSS 2010, International Colloquium on Stability and Ductility of Steel Structures, Rio de Janeiro, Brazil, September 2010, pp. 905-912
-

- [82] **Sajja, S.R.; Beale, R.G.; Godley, M.R.H.:** *Factors affecting the shear Stiffness of pallet rack uprights.* Proceedings of SDSS 2006, International Colloquium on Stability and Ductility of Steel Structures, Lisbon, Portugal, 2006, pp. 365-372
- [83] **Sajja, S.R.; Beale, R.G.; Godley, M.R.H.:** *Shear Stiffness of pallet rack upright frames.* Journal of Constructional Steel Research, Volume 64 (2008), pp. 867-874
- [84] **Salmon, M.A.; Welch, R.E.; Longinow, A.:** *Analysis of drive-in and drive-thru storage racks.* 2nd Speciality Conference on Cold-Formed Steel Structures, St. Louis, Missouri, U.S.A, October 1973, pp. 617-639
- [85] **Sarawit, A.T.; Peköz, T.:** *Design of industrial storage racks.* Proceedings, 16nd Speciality Conference on Cold-Formed Steel Structures, Orlando, Florida, U.S.A, October 2002, pp. 369-384
- [86] **Scheer, J.; Peil, U.; Nölle, H.:** *Schrauben mit planmäßiger Biegebeanspruchung.* Technische Universität Braunschweig, Institut für Stahlbau, Bericht Nr. 6079, 1987
- [87] **Scheid, W.-M.:** *Stand und Trends der automatisierten Lagertechnik.* Kurzbericht vom Fachgebiet Fabrikbetrieb der TU Ilmenau, publiziert im World Wide Web, 07.03.2013
- [88] **Schmidt, B.:** *Zum Tragverhalten von geschraubten momententragfähigen Stirnplattenverbindungen mit 4 Schrauben in jeder Schraubenreihe.* Dissertation, TU Dortmund, Lehrstuhl Stahlbau, 2008
- [89] **Schmidt, H.; Stranghöner, N.:** *Ausführung geschraubter Verbindungen nach DIN EN 1090-2.* In: Kuhlmann, U. (Hrsg.): Stahlbau – Kalender 2011. Berlin, Ernst & Sohn, 2011
- [90] **Schult, A.:** *Bauaufsichtliche Behandlung von Regalen.* Schreiben des DIBt an die Regalhersteller und Verbände, 19.12.2013
- [91] **Sedlacek, G.; Schneider, R.:** *Background documentation to prEN 1993-1-8. Third draft, RWTH Aachen, 2004*
- [92] **Siegert, K.:** *Umformen – Metal forming.* In: Beitz, W.; Grote, K.-H.: *Dubbel Taschenbuch für den Maschinenbau.* 19. Auflage, Springer – Verlag, Berlin Heidelberg New York, 1997

-
- [93] **Slecza, L.; Kozlowski, A.:** *Experimental and theoretical Investigations of pallet Racks connections*. Advanced Steel Construction, Volume 3 (2007), No. 2, pp. 607-627
- [94] **SSI Fritz Schäfer GmbH:** *Palettenregalsystem PR600 – Ständerrahmen*. Versuchsberichte und gutachterliche Stellungnahmen zu den Rahmenschubversuchen im Kontext der allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassung Z-14.8-679, Neunkirchen und Dortmund, 2012-2013, unveröffentlicht
- [95] **SSI Fritz Schäfer GmbH:** *Palettenregalsystem PR600*. Versuchsberichte zu der internen Forschung und Entwicklung der Ständerrahmen des Regalsystems PR600, Neunkirchen, Darmstadt und Dortmund, 1995-2010, unveröffentlicht
- [96] **Teh, L.H.; Hancock, G.J.; Clarke, J.M.:** *Spatial buckling behavior of high-rise rack frames*. Proceedings of the 15th International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures, St. Louis, Missouri USA, October 2000, pp. 335-355
- [97] **ten Hompel, M.; Schmidt, T.; Nagel, L.:** *Materialflusssysteme – Förder- und Lagertechnik*. 3., völlig neu bearbeitet Auflage, Herausgeber: M. ten Hompel, R. Jünnemann; Springer-Verlag, Berlin Heidelberg New York, 2007
- [98] **Thomas, H.:** *Berücksichtigung von Erdbebenlasten bei Regalanlagen*. Veröffentlicht im Online-Fachhandbuch Lagertechnik und Betriebseinrichtung (www.Verband-LB.de)
- [99] **Tilburgs, K.:** *Those peculiar structures in cold-formed steel: „racking & shelving“*. Steel Constructions 6 (2013) No. 2, pp. 95-106
- [100] **Timoshenko, S.; Gere, M.:** *Theory of Elastic Stability*. Unabridged republication of the second edition of the work, originally published in 1961, McGraw-Hill Book Company, New York and London
- [101] **Ungermann, D.; Feldmann, M.; Oberegge, O. et al.:** *Entwicklung eines Bemessungsmodells für geschraubte, momenten tragfähige Kopfplattenverbindungen mit 4 Schrauben in einer Schraubenreihe auf Grundlage der prEN 1993-1-8:2003*. Forschungsvorhaben AiF-Nr. 15059, Lehrstuhl Stahlbau, TU Dortmund; Lehrstuhl für Stahl-, Leicht- und Verbundbau, RWTH Aachen; Institut für konstruktiven Ingenieurbau, FH Köln, 2010

- [102] **Ungermann, D.; Kleemann, G., et. al.:** *Mechanisch gefügte Stahlstrukturen im Fahrzeugbau und Bauwesen*. Forschungsvorhaben P 1172 / IGF-Nr. 18991 BG, FOSTA-Forschungsvereinigung Stahlanwendung e. V., Düsseldorf, beteiligte Forschungsstellen: TU Dortmund, Fraunhofer IWU und dem Institut für Korrosionsschutz Dresden, Veröffentlichung in Vorbereitung
- [103] **Ungermann, D.; Mruczkowski, T.:** *Zukunftsfähigkeit von kaltgeformten Stahlprofilen im Bauwesen*. Seit dem 01.02.2018 laufendes Forschungsvorhaben AiF-Nr. 19964 N, Projekt P1328 der Forschungsvereinigung Stahlanwendung e.V. (FOSTA), Lehrstuhl Stahlbau, TU Dortmund
- [104] **Ungermann, D.; Pätzold, A.:** *Experimentelle Untersuchungen an Ständerrahmen des Hochregallagerbaus*. Stahlbau 85 (2016), S. 473-476
- [105] **Ungermann, D.; Schneider, S.:** *Aufgeschweißte Gewindebolzen der Festigkeitsklasse 800MPa*. Forschungsvorhaben P 787, FOSTA-Forschungsvereinigung Stahlanwendung e.V., Düsseldorf, 2014
- [106] **Ungermann, D.; Schneider, S.; Pätzold, A.:** *Schubsteifigkeit von Ständerrahmen im Hochregallagerbau*. Forschungsvorhaben AiF-Nr. 18393 N/1, Projekt P1078 der Forschungsvereinigung Stahlanwendung e. V. (FOSTA), Lehrstuhl Stahlbau, TU Dortmund, Verlag und Vertriebsgesellschaft mbH, Düsseldorf, 2019
- [107] **Ungermann, D.; Schulze-Bertelsbeck, M.:** *Chancen für den Stahlbau im Hochregallagerbau durch Optimierung der Konstruktion und den Einsatz höherfester Stähle*. Forschungsvorhaben AiF-Nr. 16998 N/1, Projekt P866 der Forschungsvereinigung Stahlanwendung e. V. (FOSTA), Lehrstuhl Stahlbau, TU Dortmund, Verlag und Vertriebsgesellschaft mbH, Düsseldorf, 2016
- [108] **Ungermann, D.; Ummenhofer, T.; Puthli, R.; Weynand, K.:** *Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Band 2: Anschlüsse*. bauforumstahl (Hrsg.), Ernst & Sohn, 2015
- [109] **Ungermann, D.; Weynand, K.; Jaspert, J.P.; Schmidt, B.:** *Momententragfähige Anschlüsse mit und ohne Steife*. In: Kuhlmann, U. (Hrsg.): Stahlbau – Kalender 2005. Berlin, Ernst & Sohn, 2005
- [110] **Vater, J.:** *Toleranzen – auch in der Lagertechnik ein wichtiges Thema*. Veröffentlicht im Online-Fachhandbuch Lagertechnik und Betriebseinrichtung (www.Verband-LB.de)

-
- [111] **VDMA Verband Deutscher Maschinen- und Anlagenbau e. V.:** *Positionspapier zu den Auswirkungen einer Festlegung vom Deutschen Institut für Bautechnik (DIBt) bzgl. Regale*. April 2012
- [112] **Weißbach, W.:** *Werkstoffkunde – Strukturen, Eigenschaften, Prüfung*. 16., überarbeitete Auflage, Friedr. Vieweg & Sohn Verlag, Wiesbaden, 2007
- [113] **Wendl, W.:** *Brandschutz im Lager*. Veröffentlicht im Online-Fachhandbuch Lagertechnik und Betriebseinrichtung (www.Verband-LB.de)
- [114] **Weynand, K.:** *Sicherheits- und Wirtschaftlichkeitsuntersuchungen zur Anwendung nachgiebiger Anschlüsse im Stahlbau – Beitrag zur Weiterentwicklung moderner Bemessungskonzepte*. Shaker Verlag, Aachen, 1997
- [115] **Weynand, K.; Jaspert, J.P.; Steenhuis, M.:** *Economy studies of steel building frames with semi rigid joints*. Proceedings of 2nd World Conference on Steel in Construction, San Sebastian, Elsevier Science Publication, 1998
- [116] **Zadanfarrokh, F.; Bryan, E.R.:** *Testing and design of bolted connections in cold formed steel sections*. Proceedings of the 11th International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures, St. Louis, Missouri USA, October 1992, pp. 625-662
- [117] **Zaharia, R.; Dubina, D.:** *Stiffness of joints in bolted connected cold-formed steel trusses*. Journal of Constructional Steel Research, Volume 62 (2006), pp. 240-249
- [118] **Zoetemeijer, P.:** *A design method for the tension side of statically loaded bolted beam-to-column connections*. Heron, Volume 20, Bericht 1, Delft, 1974

10.3 Software

- [S1] **ANSYS V14.0:** FE-Software zur Berechnung allgemeiner Strukturen mit Volumen-, Flächen- und Stabelementen, ANSYS Inc., Canonsburg, Pennsylvania, USA
- [S2] **RFEM 5:** FE-Software zur Berechnung allgemeiner Tragwerke, Dlubal Software GmbH, Tiefenbach, Deutschland
- [S3] **RSTAB 8.17:** FE-Software zur Berechnung allgemeiner Stabwerke, Dlubal Software GmbH, Tiefenbach, Deutschland
- [S4] **EXCEL:** Microsoft Office Excel 2013, Microsoft Corporation
- [S5] **CUFSM 5:** Finite stripe elastic buckling Application, John Hopkins University, Department of Civil Engineering, Baltimore, Maryland USA
- [S6] **CoP2 The Connection Programm:** Software-Tool zur Berechnung geschraubter und geschweißter Verbindungen nach der Komponentenmethode gem. DIN EN 1993-1-8, Feldmann + Weynand GmbH, Aachen, Deutschland
- [S7] **DUENQ 8.17:** FE-Software zur Berechnung von beliebigen offenen und geschlossenen dünnwandigen Profilen, Dlubal Software GmbH, Tiefenbach, Deutschland
- [S8] **Catman 6.0:** Software zur Messdatenerfassung und Speicherung, HBM Höttinger Baldwin Messtechnik GmbH, Darmstadt, Deutschland

Anhang A – Zusammenfassung des analytischen Modells

Für die einfache Anwendung des im Rahmen der Arbeit entwickelten analytischen Modells sind die Gleichungen zur Ermittlung der anteiligen Schubsteifigkeiten für im Regalbau besonders gebräuchliche Fachwerke und Anschlusskonfigurationen in tabellarischer Form mit folgender Gliederung zusammengestellt worden:

- D-Fachwerke mit Einzelanschlüssen: Tabelle A.1
- D-Fachwerke mit Rücken an Rücken Anschlüssen Tabelle A.2
- Z- Fachwerke mit Rücken an Rücken Anschlüssen Tabelle A.3

Es ist darauf zu achten, konsistente Einheiten sowohl für die Geometrieparameter als auch für die Steifigkeitskoeffizienten und Materialkennwerte zu verwenden. Im Hinblick auf die Materialkennwerte ist vor allem der Elastizitätsmodul der eingesetzten Werkstoffe von Bedeutung. Aktuelle Forschungsarbeiten von *Ungermann* und *Mruczkowski* [103] sowie die im Kontext der eigenen Komponentenversuche in Kapitel 3.3 durchgeführten Untersuchungen belegen, dass der in den Stahlbau-normen festgelegte Elastizitätsmodul von $E = 210.000 \text{ N/mm}^2$ nicht immer erreicht wird. Im Zweifel sollten die Materialkennwerte experimentell bestimmt werden, da sich eine Überschätzung des Elastizitätsmoduls auf alle Komponenten auswirkt.

In den Tabellen A.1 bis A.3 sind nur die Gleichungen zur Ermittlung der anteiligen Schubsteifigkeiten⁹ aufgenommen worden. Weiterführende Informationen und Details zu den η -Beiwerten und Parametern können den Herleitungen in den Kapiteln 5.3.1 (= Komponente K1) bis 5.3.8 (= Komponente K8) entnommen werden. Ein Überblick über die Parameter und Definitionen befindet sich in Kapitel 1.5 Vereinbarungen und Definitionen. In den tabellarischen Zusammenstellungen sind alle acht definierten Komponenten aufgelistet, und es wurde vermerkt, welche der Komponenten aktiv bzw. inaktiv sind.

⁹ Anteile aus Stabverkürzung infolge Biegung sind der Übersichtlichkeit halber nicht mit aufgenommen worden. Hier sei auf das Kapitel 5.3.2.3 verwiesen.

Tabelle A.1: Zusammenfassung für D-Fachwerke mit Einzelanschlüssen

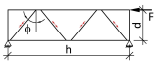
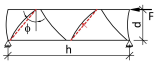
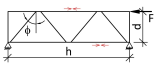
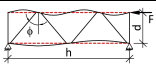
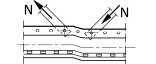

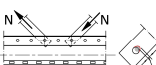
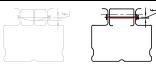
	Piktogramm	Anteilige Schubsteifigkeit
K1	 <p>Stauchung und Dehnung der Füllstäbe</p>	$S_{D,K1D} = \frac{EA_d}{k_1} \cdot \cos^2 \phi \cdot a = EA_d \cdot \cos^2 \phi \cdot \sin \phi$ <p>Die <u>Endpfosten</u> sind gesondert als <u>Störstellen</u> zu erfassen. Dies gilt auch für die Komponenten K2 und K6.</p>
K2	 <p>Biegung der Füllstäbe</p>	$S_{D,K2D} = \eta_2 \cdot \frac{EI}{e^2 \cdot L} \cdot \cos^2 \phi \cdot a = \eta_2 \cdot \frac{EI}{e^2} \cdot \cos^2 \phi \cdot \sin \phi$ <p>Sichere Seite: $\eta_2 = 1,0$, siehe auch Kapitel 4.2.3.1</p>
K3	 <p>Stauchung und Dehnung der Stützen</p>	$S_{D,K3} = \frac{EA_S}{2 \tan^2 \phi} = \frac{EA_S}{k_3} \cdot \frac{d^2}{2 \cdot a}$ <p>Bei <u>Druck in beiden Stützen</u> – wie im „liegenden“ Rahmen-schubversuch – <u>vernachlässigbar</u>.</p>
K4	 <p>Biegung der Stützen</p>	<p>Der Einfluss ist über die Anschlusszentritäten in den <u>Stabwerksberechnungen</u> detailliert – inklusive aller Biegestörungen – zu erfassen.</p>
K5	 <p>Schubverzerrungen</p>	<p><u>In der Regel vernachlässigbare Komponente</u> und nur bei signifikanter Lochung der Stegbleche zu überprüfen.</p>
K6	 <p>Lokale Anschlussverformungen</p>	$S_{D,K6} = \eta_6 \cdot a \cdot k_{6.1}$ <p>im Regelfall: $\eta_6 = 0,5$ Der Steifigkeitskoeffizient $k_{6.1}$ kann aus Tabelle 4.6 oder den Diagrammen in Bild 5.22 entnommen werden.</p>
K7	 <p>Lochleibungsverformungen</p>	$S_{D,K7} = \eta_7 \cdot k_7 \cdot \cos^2 \phi \cdot a$ <p>Diagonalen <u>und</u> Stützen Der Beiwert η_7 ist der Tabelle 5.6 zu entnehmen und für den Steifigkeitskoeffizienten k_7 kann auf die Gleichung (3.9) auf Seite 246 zurückgegriffen werden.</p>
K8	 <p>Verformungen der Schrauben</p>	<p>Bei Einzelanschlüssen nur <u>Scherversätze</u>, die <u>vernachlässigbar</u> klein ausfallen und daher unberücksichtigt bleiben können.</p>

Tabelle A.2: Zusammenfassung für D-Fachwerke mit Rücken an Rücken-Anschlüssen

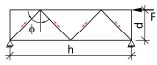
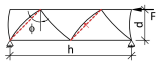
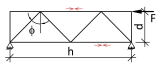
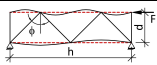
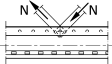

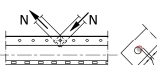

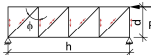
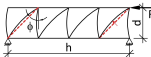
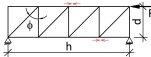
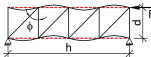
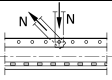

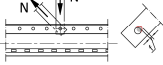
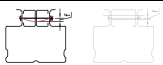
	Piktogramm	Anteilige Schubsteifigkeit
K1	 <p>Stauchung und Dehnung der Füllstäbe</p>	$S_{D,K1D} = \frac{EA_d}{k_1} \cdot \cos^2 \phi \cdot a = EA_d \cdot \cos^2 \phi \cdot \sin \phi$ <p>Die <u>Endpfosten</u> sind gesondert als <u>Störstellen</u> zu erfassen. Dies gilt auch für die Komponenten K2.</p>
K2	 <p>Biegung der Füllstäbe</p>	$S_{D,K2D} = \eta_2 \cdot \frac{EI}{e^2 \cdot L} \cdot \cos^2 \phi \cdot a = \eta_2 \cdot \frac{EI}{e^2} \cdot \cos^2 \phi \cdot \sin \phi$ <p>Sichere Seite: $\eta_2 = 1,0$, siehe auch Kapitel 4.2.3.1</p>
K3	 <p>Stauchung und Dehnung der Stützen</p>	$S_{D,K3} = \frac{EA_S}{2 \tan^2 \phi} = \frac{EA_S}{a} \cdot \frac{d^2}{2 \cdot a}$ <p>Allgemeine Hinweise sinngemäß wie in Tabelle A.1</p>
K4	 <p>Biegung der Stützen</p>	<p>Der Einfluss ist über die Anschlusszentrizitäten in den <u>Stabwerksberechnungen</u> detailliert – inklusive aller Biegestörungen – zu erfassen.</p>
K5	 <p>Schubverzerrungen</p>	<p>Aufgrund des Kraftflusses in den Fachwerkknoten stellen sich <u>keine Schubverzerrungen</u> ein.</p>
K6	 <p>Lokale Anschlussverformungen</p>	<p>Aufgrund des Kraftflusses in den Fachwerkknoten stellen sich <u>keine lokalen Anschlussverformungen</u> ein.</p>
K7	 <p>Lochleibungsverformungen</p>	$S_{D,K7D} = \eta_7 \cdot k_7 \cdot \cos^2 \phi \cdot a \quad \text{für die Diagonalen}$ $S_{D,K7S} = \eta_7 \cdot k_7 \cdot \frac{d^2}{a} \quad \text{für die Stützen}$ <p>Allgemeine Hinweise sinngemäß wie in Tabelle A.1</p>
K8	 <p>Verformungen der Schrauben</p>	$S_{D,K8} = \eta_{8d} \cdot \eta_{8\phi} \cdot \frac{3 \cdot d^2}{8 \cdot a} \cdot \frac{E \cdot \pi \cdot d_b^4}{L^3}$ <p><u>Maximaler Gewindeanteil</u>: $f_g = 20\%$, andernfalls ist der Einfluss gesondert zu erfassen, vgl. Kapitel 5.3.8. Für die Beiwerte gilt im Allgemeinen: $\eta_{8d} = 0,90$ bzw. $\eta_{8\phi} = 1,0$</p>

Tabelle A.3: Zusammenfassung für Z-Fachwerke mit Rücken an Rücken-Anschlüssen

	Piktogramm	Anteilige Schubsteifigkeit
K1	 <p>Stauchung und Dehnung der Füllstäbe</p>	$S_{D,K1D} = \frac{EA_d}{k_{1D}} \cdot \cos^2 \phi \cdot a = EA_d \cdot \cos^2 \phi \cdot \sin \phi$ $S_{D,K1P} = \frac{EA_h}{k_{1P}} \cdot a = EA_h \cdot \tan \phi$ <p>Bei Z-Fachwerken bilden die <u>Pfosten</u> einen Teil der <u>Regelaussteifungsfelder</u> und sind mit zu erfassen. Die <u>Endpfosten</u> sind <u>bei Bedarf als Störstellen</u> gesondert zu bewerten, vgl. Bild 5.40.</p>
K2	 <p>Biegung der Füllstäbe</p>	$S_{D,K2D} = \eta_2 \cdot \frac{EI}{e^2 \cdot L} \cdot \cos^2 \phi \cdot a = \eta_2 \cdot \frac{EI}{e^2} \cdot \cos^2 \phi \cdot \sin \phi$ $S_{D,K2P} = \eta_2 \cdot \frac{EI}{e^2 \cdot d} \cdot a = \eta_2 \cdot \frac{EI}{e^2} \cdot \tan \phi$ <p>Sichere Seite: $\eta_2 = 1,0$, siehe auch Kapitel 4.2.3.1</p>
K3	 <p>Stauchung und Dehnung der Stützen</p>	$S_{D,K3} = \frac{EA_S}{2 \tan^2 \phi} = \frac{EA_S}{a} \cdot \frac{d^2}{2 \cdot a}$ <p>Allgemeine Hinweise sinngemäß wie in Tabelle A.1</p>
K4	 <p>Biegung der Stützen</p>	<p>Der Einfluss ist über die <u>Anschlusszentritäten</u> in den <u>Stabwerksberechnungen</u> detailliert – inklusive aller Biegestörungen – zu erfassen.</p>
K5	 <p>Schubverzerrungen</p>	<p>Aufgrund des Kraftflusses in den Fachwerkknoten stellen sich <u>keine Schubverzerrungen</u> ein.</p>
K6	 <p>Rücken / Rücken</p> <p>Lokale Anschlussverformungen</p>	<p>Aufgrund des Kraftflusses in den Fachwerkknoten stellen sich <u>keine lokalen Anschlussverformungen</u> ein.</p>

Fortsetzung von Tabelle A.3

	Piktogramm	Anteilige Schubsteifigkeit
K7	 <p>Lochleibungsverformungen</p>	$S_{D,K7D} = \eta_7 \cdot k_7 \cdot \cos^2 \phi \cdot a \quad \text{für die Diagonalen}$ $S_{D,K7P} = \eta_7 \cdot k_7 \cdot a \quad \text{für die Pfosten}$ $S_{D,K7S} = \eta_7 \cdot k_7 \cdot \frac{d^2}{a} \quad \text{für die Stützen}$ <p>Allgemeine Hinweise sinngemäß wie in Tabelle A.1</p>
K8	 <p>Verformungen der Schrauben</p>	$S_{D,K8} = \eta_{8d} \cdot \eta_{8\phi} \cdot \frac{3 \cdot d^2}{8 \cdot a} \cdot \frac{E \cdot \pi \cdot d_b^4}{L^3}$ <p>Allgemeine Hinweise sinngemäß wie in Tabelle A.2</p>

Wenn für die aktiven Komponenten die anteiligen Schubsteifigkeiten $S_{D,Ki}$ ermittelt worden sind, kann mit der aus Kapitel 5.4 übernommenen Gleichung (5.104) die resultierende Schubsteifigkeit der Ständerrahmen berechnet werden:

$$\Rightarrow S_{D,ges.} = \frac{1}{\sum_{i=1}^8 \frac{1}{S_{D,Ki}}}$$

Auf den bei Vergleichsrechnungen zu Rahmenschubversuchen gesondert zu erfassenden Einfluss von Störstellen wird in der Zusammenfassung nicht noch einmal eingegangen, da das Vorgehen ausführlich in Kapitel 5.4.2 vorgestellt wurde und zahlenmäßig im zweiten Anwendungsbeispiel nachvollzogen werden kann.

Anhang B – Anwendungsbeispiele

B.1 – Anwendung bei dem Quersystem eines Silos

Das erste Anwendungsbeispiel beinhaltet einen Ständerrahmen mit einem D-förmigen Fachwerk und Einzelanschlüssen, wie es häufig bei Hochregallagern in Silobauweise zum Einsatz kommt. Es wird auf Querschnitte zurückgegriffen, die in den Rahmenschubversuchen an der TU Dortmund getestet und auch in den numerischen Vergleichsrechnungen mit ANSYS untersucht wurden. Das System mit den wesentlichen Abmessungen zeigt die nachfolgende Abbildung.

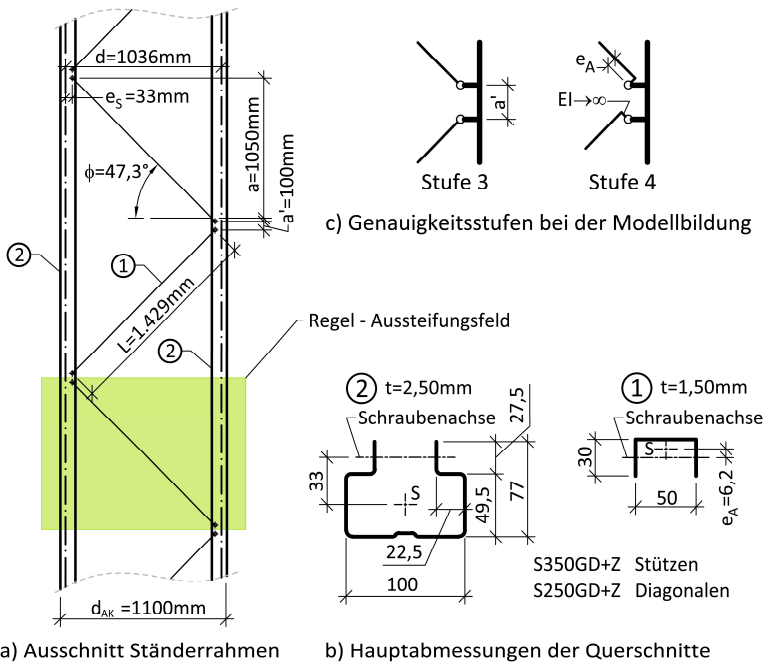


Bild B.1: System und Abmessungen für das Anwendungsbeispiel „Quersystem Silo“

Ziel des Anwendungsbeispiels ist es, mithilfe des analytischen Modells eine **reduzierte Querschnittsfläche $A_{d,red}$** abzuleiten, mit der alle Einflussfaktoren erfasst werden, die nicht explizit in den Stabwerksmodellen für die Bemessung des Regals abgebildet werden sollen. Es wird unterstellt, dass die Rahmentiefe d im Verhältnis zur gesamten Rahmenhöhe h klein ist und damit der Einfluss etwaiger Störstellen

vernachlässigt werden kann. Des Weiteren wird von einem konstanten Neigungswinkel der Diagonalen ausgegangen. Unter der Voraussetzung, dass die Komponenten K1 (= Dehnung / Stauchung der Füllstäbe) sowie K3 und K4 (= Verformungen der Stützen) in den Stabwerksberechnungen erfasst werden, verbleiben die folgenden fünf aktiven Komponenten, die es zu bewerten gilt:

- **K2** – Biegeverformungen der Füllstäbe
- **K5** – Schubverzerrungen im Anschlussbereich vernachlässigbar
- **K6** – lokale Anschlussverformungen
- **K7** – Lochleibungsverformungen
- **K8** – Scherverformungen der Schrauben vernachlässigbar

Die Komponenten K5 und K8 sind zwar aktiv, aber die zugehörigen Verformungspotenziale sind als vernachlässigbar klein einzustufen, sodass sich die weiteren Ausführungen auf die Komponenten K2, K6 und K7 beschränken.

K2 – Biegeverformungen der Füllstäbe:

Steifigkeitskoeffizient $k_{2,1}$ – für Zug- und Druckkräfte:

$$k_{2,1} = \eta_2 \cdot \frac{EI}{e^2 \cdot L} = 1,0 \cdot \frac{21.000 \cdot 6,50}{0,62^2 \cdot 142,9} = 2.485 \text{ kN/cm}$$

mit: $E = E_{\text{nom}} = 21.000 \text{ kNcm}^2$
 $l = l_y = 6,50 \text{ cm}^4$ in Rahmenebene
 $e = 6,2 \text{ mm} = 0,62 \text{ cm}$
 $L = 1.429 \text{ mm} = 142,9 \text{ cm}$
 $\eta_2 = 1,0$

Anteilige Schubsteifigkeit $S_{D,K2D}$:

$$S_{D,K2D} = k_{2,1} \cdot \cos^2 \phi \cdot a = 2.485 \cdot \cos^2 47,3^\circ \cdot 105,0 = \underline{\underline{120.000 \text{ kN}}}$$

mit: $a = 1.050 \text{ mm} = 105,0 \text{ cm}$

Die Komponente K2 ist aufgrund der geringen Exzentrizität in Kombination mit dem relativ großen Flächenträgheitsmoment nicht als Schlüsselkomponente einzustufen, wie auch der Vergleich zu Komponente K1 mit $A_d = 1,58 \text{ cm}^2$ aufzeigt:

$$S_{D,K1D} = EA_d \cdot \cos^2 \phi \cdot \sin \phi = 11.214 \text{ kN}$$

Kapitel 5.3.2

Gleichung (5.20)

sichere Seite
beidseits gelenkige Lagerung
mit $\eta_2 = 1,0$

Gleichung (5.49)

Gleichung (5.11)

Dass die Stabverkürzung infolge Biegung in der Regel vernachlässigbar ist, zeigt die nachfolgende Auswertung für eine Normalkraft von $N = 10 \text{ kN}$, was in etwa $2/3$ der Lochleibungstragfähigkeit nach Gleichung (3.4) entspricht:

$$S_{D,K2D} = \eta_2 \cdot \frac{875}{1.088} \cdot \frac{N \cdot L}{e^2} \cdot \left(\frac{1}{1 - \frac{N \cdot L^2}{8 \cdot EI}} - 1 \right)^{-2} \cdot \cos^2 \phi \cdot a$$

$$S_{D,K2D} = 2.728.844 \text{ kN} \gg S_{D,K1D} = 11.214 \text{ kN}$$

Die sich aus der Stabverkürzung infolge Biegung ergebende anteilige Schubsteifigkeit ist hier um den Faktor 243 größer als der Anteil der Komponente K1 und damit augenscheinlich nicht relevant. Wird bei der Stabwerksberechnung der Anschluss der Füllstäbe mit der Stufe 4 nach Bild A.1 c) abgebildet, sind die bis hier durchgeführten Berechnungen zur Komponente K2 nicht erforderlich.

K6 – Lokale Anschlussverformungen:

Steifigkeitskoeffizient k_6 :

Für den Steifigkeitskoeffizienten kann auf die numerischen Berechnungen mit ANSYS aus Kapitel 4.2.3.4 oder alternativ auf das Konzept eines elastisch gebetteten Ersatzbalkens aus Kapitel 5.3.6.2 zurückgegriffen werden.

$$k_6 = 463 \text{ kN/cm} \quad \text{aus ANSYS}$$

Elastisch gebetteter Ersatzbalken:

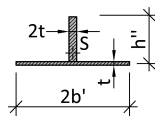
$$C_z = \frac{E \cdot t^3}{6 \cdot b \cdot t^2} \cdot \left(\frac{b'}{3} + \frac{h'}{4} \right)^{-1} = 5,41 \text{ kN/cm}^2 \quad \text{Bettungsziffer}$$

mit folgenden Querschnittsabmessungen:

$$t = 2,50 \text{ mm}; \quad b' = 22,5 \text{ mm}, \quad h' = 49,5 \text{ mm}$$

Flächenträgheitsmoment des wirk-samen Stützenquerschnittes:

$$I_y = 1,47 \text{ cm}^4$$



Kapitel 5.3.2.3

Gleichung (5.51)

Kapitel 5.3.6

Tabelle 4.6

Gleichung (5.61)

Definitionen
gem. Bild 5.20

T-förmiger Stüt-
zenquerschnitt
ohne Lippen

$k_6 = 334 \text{ kN/cm}$

aus RSTAB-Berechnung

Tabelle 5.3

Werden anstelle des vereinfachten Systems die Bettungsziffer und das Flächenträgheitsmoment unter Berücksichtigung der Sicken und Abrundungen des Stützenquerschnitts berechnet, ergeben sich nach Tabelle 5.3 folgende Werte:

Kapitel 5.3.6.2
Variante 2 bzw.
Variante 1

$C_z = 6,25 \text{ kN/cm}^2$ sowie $I_y = 1,80 \text{ cm}^4$

$k_6 = 364 \text{ kN/cm}$

aus RSTAB-Berechnung

Tabelle 5.3

($k_6 = 351 \text{ kN/cm}$)

interpoliert aus Diagramm)

Bild 5.22 b)

Anmerkung: Im analytischen Konzept finden sich auch Überlegungen zur Anschlusskonfiguration Lippe an Lippe, sodass dort zwischen $k_{6,1}$ und $k_{6,2}$ differenziert wird. Im Anwendungsbeispiel wird vereinfachend auf den zusätzlichen Index „1“ verzichtet.

Anteilige Schubsteifigkeit $S_{D,K6}$:

Die anteiligen Schubsteifigkeiten betragen je nach angesetzten Steifigkeitskoeffizienten k_6 :

$$S_{D,K6} = \eta_6 \cdot a \cdot k_6 = \begin{cases} k_6 = 463 \text{ kN/cm} : & \underline{\underline{24.307 \text{ kN}}} \\ k_6 = 334 \text{ kN/cm} : & \underline{\underline{17.535 \text{ kN}}} \\ k_6 = 364 \text{ kN/cm} : & \underline{\underline{19.110 \text{ kN}}} \end{cases}$$

Gleichung (5.74)

Über den Beiwert $\eta_6 = \frac{1}{2}$ wird erfasst, dass an jedem Stabende einer Diagonalen die Stützenquerschnitte lokale Anschlussverformungen aufweisen.

K7 – Lochleibungsverformungen:

Kapitel 5.3.7

Es ist zwischen den Lochleibungsverformungen der Diagonalen und Stützen zu differenzieren, da die zugehörigen Steifigkeitskoeffizienten aufgrund der Blechdicken und Ausnutzungsgrade unterschiedlich groß sind.

Schraubverbindung: M6 – 8.8

Vereinfachend wird unterstellt, dass immer der glatte Schaft in der Kontaktzone liegt.

Anteil der Lochleibungsverformungen der Diagonalen:

Für den Steifigkeitskoeffizienten k_7 kann auf den empirisch weiterentwickelten Ansatz aus den Komponentenversuchen zurückgegriffen werden:

Kapitel 3.3.1.6.5

$$k_7(\eta) = \underbrace{\alpha_\eta \cdot \alpha_k \cdot \alpha_{\Delta d} \cdot \alpha_E}_{\text{Beiwerte}} \cdot \underbrace{t \cdot \sqrt{d}}_{\text{Geometrieparameter}}$$

Gleichung (3.9)

Es wird ein Ausnutzungsgrad von $\eta = N / F_{bR} \approx 0,67$ angesetzt, was einer Stabkraft von $N = 10 \text{ kN}$ entspricht.

mit $F_{b,R}$ nach Gleichung (3.4)

mit: $\alpha_\eta = 4,0$ für $\eta = 0,67$
 $\alpha_k = 1,0$ Schaft in Kontaktzone
 $\alpha_{\Delta d} = 1,0$ für $\Delta d = 0,50 \text{ mm}$
 $\alpha_E = 1,0$ für $E = E_{nom} = 21.000 \text{ kN/cm}^2$
 $t = 1,5 \text{ mm}$ Blechdicke Diagonalen
 $d = 6,0 \text{ mm}$ Nenndurchmesser Schrauben

Beiwerte vgl. Zusammenstellung auf Seite 246

$$k_7(0,67) = 4,0 \cdot 1,0 \cdot 1,0 \cdot 1,0 \cdot 1,5 \cdot \sqrt{6} = 14,7 \text{ kN/mm} \\ = 147 \text{ kN/cm}$$

für eine Kontaktzone

Für die anteilige Schubsteifigkeit sind die Ausrichtungen der Lochleibungsfedern nach Bild 5.27 zu berücksichtigen. Es gilt folgende – auch bei den Stützen anzuwendende – Beziehung:

$$S_{D,K7D} = \eta_7 \cdot k_7 \cdot \cos^2 \phi \cdot a = 1,0 \cdot 147 \cdot \cos^2 47,3^\circ \cdot 105 \\ = \underline{\underline{7.099 \text{ kN}}}$$

Gleichung (5.76)

mit: $\eta_7 = 1,0$ Formfaktor für den Kraftfluss und die Kontaktzonen

Tabelle 5.6

Anteil der Lochleibungsverformungen der Stützen:

Aufgrund der höheren Stahlgüte und der größeren Blechdicke kann für die Stützen der Steifigkeitskoeffizient k_7 mit einem Ausnutzungsgrad von $\eta \leq 0,33$ bestimmt werden:

entspricht der elastischen Anfangssteifigkeit

$$k_7(0,33) = 7,8 \cdot 1,0 \cdot 1,0 \cdot 1,0 \cdot 2,5 \cdot \sqrt{6} = 47,8 \text{ kN/mm} \\ = 478 \text{ kN/cm}$$

für eine Kontaktzone

mit: $\alpha_\eta = 7,8$ für $\eta = 0,33$
 $t = 2,5 \text{ mm}$ Blechdicke Stützen
 $d = 6,0 \text{ mm}$ Nenndurchmesser Schrauben

alle weiteren
 Beiwerte wie bei
 den Diagonalen

Hieraus folgt mit dem Formfaktor $\eta_7 = 1,0$ nach Tabelle 5.6 eine anteilige Schubsteifigkeit von:

$$S_{D,K7D} = \eta_7 \cdot k_7 \cdot \cos^2 \phi \cdot a = 1,0 \cdot 478 \cdot \cos^2 47,3^\circ \cdot 105 \\ = \underline{\underline{23.082 \text{ kN}}}$$

Gleichung (5.76)

Ableitung der resultierenden Schubsteifigkeit und der reduzierten Querschnittsfläche:

Für die Komponenten K2, K6 (Basis: ANSYS-Berechnung) und K7 ergibt sich zusammenfassend folgende Schubsteifigkeit:

Kapitel 5.4

$$S_{D,ges} = \frac{1}{\sum_{i=1}^8 \frac{1}{S_{D,Ki}}} = \frac{1}{\left(\frac{1}{120.000} + \frac{1}{24.307} + \frac{1}{7.099} + \frac{1}{23.082} \right)} \\ = \underline{\underline{4.280 \text{ kN}}}$$

Gleichung
(5.104)

Wird die Stabverkürzung infolge Ausbiegung mit erfasst, stellt sich eine nur um etwa 0,2 % geringere Schubsteifigkeit ein, was augenscheinlich vernachlässigbar ist. Legt man bei der Auswertung von Gleichung (5.104) den kleinsten Steifigkeitskoeffizienten $k_6 = 334 \text{ kN/cm}$ zugrunde, ergibt sich mit $S_{D,ges} = 4.007 \text{ kN}$ eine um etwa 6 % kleinere Schubsteifigkeit.

Hieraus lässt sich für die Einbindung in Stabwerksberechnungen eine reduzierte Querschnittsfläche ableiten:

Kapitel 5.4.3

$$A_{d,red} = \frac{S_{D,ges}}{E} \cdot \frac{1}{\cos^2 \phi \cdot \sin \phi} = \frac{4.280}{21.000} \cdot \frac{1}{\cos^2 47,3^\circ \cdot \sin 47,3^\circ} \\ = \underline{\underline{0,60 \text{ cm}^2}}$$

Gleichung
(5.106)

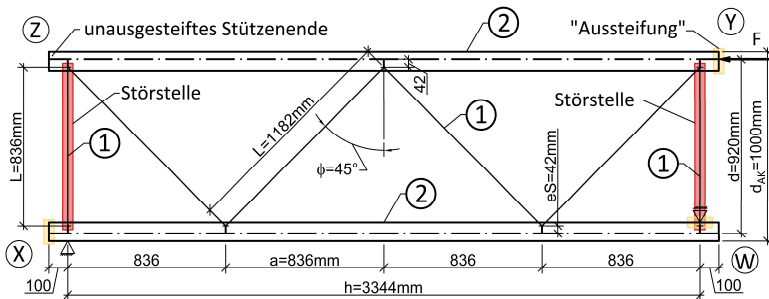
Bezogen auf den Ausgangsquerschnitt $A_d = 1,58 \text{ cm}^2$ entspricht dies einer Abminderung auf 38%.

B.2 – Anwendung für die Vergleichsrechnung zu einem Rahmenschubversuch

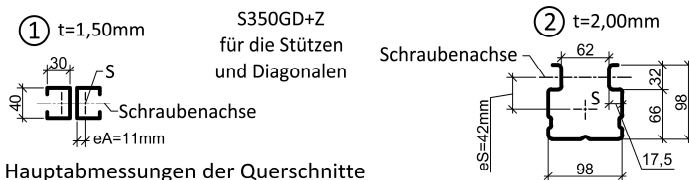
Im folgenden Anwendungsbeispiel wird eine Vergleichsrechnung zu einem Rahmenschubversuch vorgestellt und dabei aufgezeigt, wie alle aktiven Komponenten inklusive der möglichen Einflüsse von Störstellen zu erfassen sind. Hierfür wurde ein an der TU Dortmund getesteter Ständerrahmen ausgewählt:

- Gewählter Rahmenschubversuch: **EN-C-100-40-1000-45**
- Schubsteifigkeit nach DIN EN 15512: **$S_{ti,m} = 989\text{kN}$**

Das statische System und die Geometrie des Ständerrahmens können der nachfolgenden Abbildung entnommen werden.



a) Statisches System und Hauptabmessungen des Ständerrahmens



b) Hauptabmessungen der Querschnitte

Bild B.2: System und Abmessungen für das Anwendungsbeispiel „Rahmenschubversuch“

Wie in Kapitel 5.4.4 erläutert, ist es zweckmäßig, die Vergleichsrechnung in drei Arbeitsschritten zu gliedern:

- Auswertung der rein analytisch zu bewertenden Komponenten
- Erfassung der Störstellen im Versuchsaufbau
- Einbindung der über Stabwerksberechnung zu erfassenden Komponenten (nur K3 und K4)

Schritt 1 – analytisch zu bewertende Komponenten:

Beim gewählten Beispiel sind die Komponenten K5 (= Schubverzerrungen der Stützen) und K6 (= Lokale Anschlussverformungen) aufgrund der Rücken an Rücken-Anschlüsse nicht aktiv. Damit sind im ersten Arbeitsschritt folgende Komponenten zu erfassen:

K1	Stauchung und Dehnung der Diagonalen	Kapitel 5.3.1
K2	Biegeverformungen der Diagonalen	Kapitel 5.3.2
K7	Lochleibungsverformungen	Kapitel 5.3.7
K8	Biegeverformungen der Schrauben	Kapitel 5.3.8

K1 – Stauchungen und Dehnungen der Diagonalen:

Die Komponente K1 erfasst die anteilige Schubsteifigkeit aus der Stauchung und Dehnung der Diagonalen und geht auf die Arbeiten von Engesser [21] zurück. In der Fachliteratur ist hierfür auch der Begriff *Schubtheorie von Timoshenko* gebräuchlich. Die anteilige Schubsteifigkeit kann mithilfe der aus den Stahlbaunormen bekannten Gleichung (5.11) bestimmt werden:

$$S_{D,K1D} = EA_d \cdot \cos^2 \phi \cdot \sin \phi = 21.000 \cdot 1,59 \cdot \cos^2 45^\circ \cdot \sin 45^\circ = \underline{\underline{11.805 \text{ kN}}} \quad \text{Gleichung (5.11)}$$

mit: $E = E_{\text{nom}} = 21.000 \text{ kNcm}^2$
 $A_d = 1,59 \text{ cm}^2$
 $\phi = 45^\circ$

Der zugehörige Steifigkeitskoeffizient k_1 bei der Diagonalenlänge von $L = 118,2 \text{ cm}$:

$$k_{1D} = \frac{EA_d}{L} = \frac{21.000 \cdot 1,59}{118,2} = 282,5 \text{ kN/cm} \quad \text{Gleichung (5.5)}$$

K2 – Biegeverformungen der Diagonalen:

Es werden sowohl die Anteile aus der reinen Biegeverformung als auch aus der Stabverkürzung betrachtet.

Kapitel 5.3.2

Anteil der reinen Biegeverformungen:

Steifigkeitskoeffizient $k_{2,1}$ – für Zug- und Druckkräfte:

$$k_{2,1} = \eta_2 \cdot \frac{EI}{e^2 \cdot L} = 1,0 \cdot \frac{21.000 \cdot 1,90}{1,10^2 \cdot 118,2} = 279 \text{ kN/cm}$$

mit: $E = E_{nom} = 21.000 \text{ kNcm}^2$
 $I = I_z = 1,90 \text{ cm}^4$ ⊥ Rahmenebene
 $e = 11,0 \text{ mm} = 1,10 \text{ cm}$
 $L = 1.182 \text{ mm} = 118,2 \text{ cm}$
 $\eta_2 = 1,0$ gelenkig gelagert

Anteilige Schubsteifigkeit $S_{D,K2D}$:

$$S_{D,K2D} = k_{2,1} \cdot \cos^2 \phi \cdot a = 279 \cdot \cos^2 45^\circ \cdot 83,6 = \underline{\underline{11.662 \text{ kN}}}$$

mit: $a = 836 \text{ mm} = 83,6 \text{ cm}$

Anteil aus den Stabverkürzungen infolge Biegung:

Bei den Versuchen ist die Elastizitätsgrenze bei einer Pressenkraft von $F_2 = 15 \text{ kN}$ erreicht worden. Hierzu korrespondiert eine Normalkraft in den Diagonalen von $N = 5,84 \text{ kN}$ bzw. ein Steifigkeitskoeffizient von:

$$k_{2,2}^{\text{Druck}} = \eta_2 \cdot \frac{875}{2.176} \cdot \frac{N \cdot L}{e^2} \cdot \left(\frac{1}{1 - \frac{N \cdot L^2}{8 \cdot EI}} - 1 \right)^{-2} = 1.945 \text{ kN/cm}$$

sowie eine anteilige Schubsteifigkeit von:

$$S_{D,K2D} = 2 \cdot k_{2,2}^{\text{Druck}} \cdot \cos^2 \phi \cdot a = 2 \cdot 1.945 \cdot \cos^2 45^\circ \cdot 83,6 = \underline{\underline{162.602 \text{ kN}}}$$

Über den Faktor zwei in Gleichung (5.51) wird dem Umstand Rechnung getragen, dass nur die druckbeanspruchten Stäbe einen ungünstigen Einfluss auf die Schubsteifigkeit haben und zudem der Steifigkeitskoeffizient bei Zugbeanspruchungen signifikant höher ausfällt, vgl. Bild 5.11.

Kapitel 5.3.2.2

Gleichung (5.20)

Es wurden keine Messungen des E-Moduls durchgeführt, daher der Ansatz E_{nom}

Gleichung (5.49)

Kapitel 5.3.2.3

Gleichung (5.47)

$\eta_2 = 1,0$ wie zuvor

Gleichung (5.51)

K7 – Lochleibungsverformungen:

Aufgrund der unterschiedlichen Blechdicken und Ausnutzungsgrade η ist zwischen den Lochleibungsverformungen der Diagonalen und Stützen zu differenzieren.

Schraubverbindung: M10 – 8.8

Für die Füllstäbe kann davon ausgegangen werden, dass immer der glatte Schaft in der Kontaktzone liegt. Bei den Stützen wird differenziert zwischen je einer Kontaktzone mit dem Schaft und einer mit dem Gewinde an der Lochwandung.

Anteil der Lochleibungsverformungen der Diagonalen:

Für den Steifigkeitskoeffizienten k_7 kann auf den empirisch weiterentwickelten Ansatz aus den Komponentenversuchen zurückgegriffen werden:

$$k_7(\eta) = \alpha_\eta \cdot \alpha_k \cdot \alpha_{\Delta d} \cdot \alpha_E \cdot t \cdot \sqrt{d}$$

Lochleibungstragfähigkeit nach Gleichung (3.4):

$$F_{b,R} = 2,5 \cdot \alpha_b \cdot k_t \cdot f_u \cdot d \cdot t = 2,5 \cdot 1,0 \cdot 42 \cdot 1,0 \cdot 0,15 = 15,8 \text{ kN}$$

mit: $\alpha_b \cdot k_t = 1,0$ Lochleibung / Blechdicke
 $f_u = 42 \text{ kN/cm}^2$ $f_{u, \text{nom}}$ für S350GD+Z
 $d = 10 \text{ mm}$ Schaftdurchmesser

Dies entspricht für $N = 5,84 \text{ kN}$ einem Ausnutzungsgrad von:

$$\eta = N / F_{b,R} = 5,84 / 15,8 = 0,37$$

Es ergeben sich die nachfolgend aufgeführten Beiwerte:

$\alpha_\eta = 7,35$ für $\eta = 0,37$ interpoliert
 $\alpha_k = 1,0$ Schaft in Kontaktzone
 $\alpha_{\Delta d} = 1,0$ Gleichung (3.10)
 $\alpha_E = 1,0$ für $E = E_{\text{nom}} = 210.000 \text{ N/mm}^2$

Hinweis: Das Nennlochspiel beträgt planmäßig $\Delta d = 0,50 \text{ mm}$ und da dies bei der empirischen Entwicklung des Steifigkeitskoeffizienten als Bezugsmaß festgelegt worden ist, folgt auch aus der zugehörigen Bestimmungsgleichung:

Kapitel 5.3.7

Kapitel 3.3.1.6.5

Gleichung (3.9)

Beiwerte vgl. Zusammenstellung auf Seite 246

$$\alpha_{\Delta d} = 1,0 + (0,5 - 0,50) \cdot 0,21 \cdot (1,20 - 0,60 \cdot 0,37) = 1,00$$

Gleichung (3.10)

sowie ein Steifigkeitskoeffizient k_7 der Diagonalen von:

$$k_7(0,38) = 7,35 \cdot 1,0 \cdot 1,00 \cdot 1,0 \cdot 1,5 \cdot \sqrt{10} = 34,9 \text{ kN/mm} \\ = 349 \text{ kN/cm}$$

für eine
Kontaktzone

Hieraus folgt mit dem Formfaktor $\eta_7 = 0,5$ nach Tabelle 5.6 eine anteilige Schubsteifigkeit von:

$$S_{D,K7D} = \eta_7 \cdot k_7 \cdot \cos^2 \phi \cdot a = 0,5 \cdot 349 \cdot \cos^2 45,0^\circ \cdot 83,6 \\ = \underline{\underline{7.294 \text{ kN}}}$$

Gleichung (5.76)

Anteil der Lochleibungsverformungen der Stützen:

Aufgrund der größeren Blechdicke und der doppelten Anzahl von Kontaktzonen kann für den Steifigkeitskoeffizienten k_7 ohne genauere Betrachtungen auf die elastische Anfangssteifigkeit für $\eta = 0,33$ zurückgegriffen werden. Für $E = E_{nom}$ kann der gesuchte Steifigkeitskoeffizient $k_7(0,33)$ direkt der tabellarischen Aufbereitung in Kapitel 3.3.1.6.5 entnommen werden:

$$k_7(0,33) = 493 \text{ kN/cm} \quad \text{Schaft in Kontaktzone}$$

Tabelle 3.18

$$k_7(0,33) = 173 \text{ kN/cm} \quad \text{Gewinde in Kontaktzone}$$

Auch hier muss der Einfluss für das Nennlochspiel von $\Delta d = 0,50 \text{ mm}$ nicht besonders berücksichtigt werden. Es gilt wie zuvor: $\alpha_{\Delta d} = 1,0$ siehe oben

Als gemittelter Steifigkeitskoeffizient $k_7(0,33)$ erhält man:

$$k_7(0,33) = 333 \text{ kN/cm} \quad 1x \text{ Schaft} / 1x \text{ Gewinde}$$

Unter Berücksichtigung des Formfaktors $\eta_7 = 1,00$ aus Tabelle 5.6 ergibt sich eine anteilige Schubsteifigkeit von:

$$S_{D,K7S} = \eta_7 \cdot k_7 \cdot \frac{d^2}{a} = 1,0 \cdot 333 \cdot \frac{92^2}{83,6} = \underline{\underline{33.714 \text{ kN}}}$$

Gleichung (5.77)

K8 – Biegeverformungen der Schrauben:

Aufgrund der Anordnung der Diagonalen Rücken an Rücken erfahren die Schrauben eine planmäßige Biegebeanspruchung, für die bei Ansatz eines beidseitig gelenkig gelagerten Ersatzsystems folgender Steifigkeitskoeffizient gilt:

$$k_{8,1} = \frac{48 \cdot EI}{L_{SR}^3} = \frac{48 \cdot 19.000}{6,2^3} \cdot 0,90 \cdot \frac{\pi \cdot 1,0^3}{64} = 169 \text{ kN/cm}$$

Kapitel 5.3.8

Gleichung (5.91)

mit: $L_{SR} = 62 \text{ mm}$ „Spannweite“ der Schrauben

$E = 19.000 \text{ kN/cm}^2$ vgl. Tabelle 3.20

$$I = \eta_{8d} \cdot \frac{\pi \cdot d^4}{64} \quad \text{Gleichung (5.93)}$$

$d = 10 \text{ mm}$ Schaftdurchmesser (Nennwert)

$\eta_{8d} = 0,90$ Abminderungsbeiwert, s.u.

Voraussetzung:
Gewindeanteil in dem biegebeanspruchten Bereich max.
 $f_g \approx 20 \%$, siehe Bild 5.35

Hinweise: Bei den Komponentenversuchen hat sich gezeigt, dass der Nennwert des Elastizitätsmoduls von den Schraubenwerkstoffen nicht erreicht wurde. Daher ist hier ein reduzierter Wert in Ansatz gebracht worden. Des Weiteren weisen die Schaftdurchmesser ein planmäßiges Untermaß von 0,20 mm auf, was über den Abminderungsbeiwert $\eta_{8d} = 0,90$ erfasst wird, vgl. Tabelle 5.7.

Die Anwendungsvoraussetzung bzgl. eines Gewindeanteils von maximal $f_g \approx 20 \%$ ist gegeben, sodass die anteilige Schubsteifigkeit wie folgt bestimmt werden kann:

$$S_{D,K8} = k_{8,1} \cdot \frac{d^2}{2 \cdot a} = 169 \cdot \frac{92^2}{2 \cdot 83,6} = \underline{\underline{8.555 \text{ kN}}}$$

Gleichung (5.96)

Zusammenfassung der Ergebnisse aus Schritt 1:

Die anteiligen Schubsteifigkeiten der Komponenten K1, K2, K7 und K8 ergeben kumuliert einen Wert von:

$$S_{D,K1,2,7,8} = \frac{1}{\left(\frac{1}{11.805} + \frac{1}{11.662} + \frac{1}{162.602} + \frac{1}{7.294} + \frac{1}{33.714} + \frac{1}{8.555} \right)} = \underline{\underline{2.173 \text{ kN}}}$$

Hinweis: Der Anteil der Stabverkürzung liegt bei nur 1,4 % bezogen auf die in Schritt 1 ermittelte Schubsteifigkeit. Bei der Bewertung des Einflusses der Störstellen in Schritt 2 kann der Anteil aufgrund der geringeren Schlankheit der Endpfosten und der mit der Rahmenhöhe h anzusetzenden Länge des Aussteifungsfeldes unberücksichtigt bleiben.

Schritt 2 – Berücksichtigung der Störstellen:

Ein Regelaussteifungsfeld für den hier betrachteten Rahmen umfasst ein Feld der Länge a , das jeweils eine Diagonale beinhaltet. Folglich sind die beiden Endpfosten als Störstellen gesondert zu erfassen. Zu betrachten sind dabei:

K1 Stauchung und Dehnung der Pfosten

K2 Biegeverformungen der Füllstäbe

K7 Lochleibungsverformungen

Der Einfluss der Schraubenbiegung kann vernachlässigt werden, da beim Ständerrahmen die Endpfosten so eingebaut werden, dass die Stegbleche an den Stützenwandungen anliegen. Bei den Punkten W und X sind die Pfosten über zusätzliche Distanzhülsen in der Lage gesichert. Bei den Punkten Y und Z ist die Schraubenbiegung über die angrenzenden Regelaussteifungsfelder erfasst, wobei die Biegeverformungen aufgrund des Kraftflusses im Knoten nicht parallel zur Stützenachse ausgerichtet sind. Die hieraus resultierende „Unschärfe“ im analytischen Modell ist aber aufgrund der für steifigkeitsorientierte Versuche typischen Streuung von untergeordneter Bedeutung.

Neben den Endpfosten bilden auch die Stützen an den vier Rahmeneckpunkten Störstellen, da sich hier lokale Anschlussverformungen ungünstig auf die Schubsteifigkeit des Ständerrahmens auswirken. Zu berücksichtigen ist somit die Komponente:

K6 lokale Anschlussverformungen

Am Ende dieses Abschnittes werden die Ergebnisse der Schritte 1 und 2 zusammengefasst.

Kapitel 5.4.4

Kapitel 5.3.1

Kapitel 5.3.2

Kapitel 5.3.7

Kapitel 5.3.6

Schritt 2.1 – Endpfosten als Störstellen:**K1 – Stauchungen und Dehnungen der Endpfosten:**

Für die Bewertung der Stauchungen und Dehnungen der Endpfosten kann auf die Analogie zu einem Z-förmigen Fachwerk zurückgegriffen werden. Als Länge des Aussteifungsfeldes ist die gesamte Rahmenhöhe h anzusetzen und da sich aufgrund der Lagerung des Ständerrahmens beide Endpfosten am Lastabtrag beteiligen, ist die anteilige Schubsteifigkeit mit dem Faktor $\eta = 0,5$ zu multiplizieren. Somit ergibt sich folgender Wert:

$$S_{D,K1,ST} = \eta \cdot \frac{EA_h}{d} \cdot h = 0,5 \cdot \frac{21.000 \cdot 1,59}{92,0} \cdot 334,4 = \underline{\underline{60.683\text{kN}}}$$

Gleichung (5.109)

mit: $A_h = A_d = 1,59 \text{ cm}^2$
 $h = 3344 \text{ mm} = 334,4 \text{ cm}$
 $d = 920 \text{ mm} = 92,0 \text{ cm}$

alle weiteren Parameter wie zuvor dargestellt

K2 – Biegeverformungen der Endpfosten:

Mit dem bei Komponente K1 aufgezeigten Ansatz kann auch der Einfluss der Biegeverformungen der Endpfosten erfasst werden. Die Verformungsanteile infolge Stabverkürzung können in diesem Fall augenscheinlich unberücksichtigt bleiben. Für den Anteil aus den reinen Biegeverformungen gilt mit den aus Schritt 1 bekannten Querschnittsparametern:

$$S_{D,K2,ST} = \eta \cdot \frac{EI}{e^2 \cdot d} \cdot h = 0,5 \cdot \frac{21.000 \cdot 1,90}{1,1^2 \cdot 92} \cdot 334,4 = \underline{\underline{59.929\text{kN}}}$$

Gleichung (5.110)

K7 – Lochleibungsverformungen:

Hier sind sowohl die Lochleibungsverformungen der Endpfosten als auch der Stützen zu bewerten.

Anteil der Lochleibungsverformungen der Endpfosten:

Der Steifigkeitskoeffizient wird analog zu Schritt 1 bestimmt. Der Ausnutzungsgrad der Lochleibungstragfähigkeit beträgt

Kapitel 3.3.1.6.5

hierbei: $\eta = 4,1 / 15,8 = 0,26$ sodass mit der elastischen Anfangssteifigkeit gerechnet werden kann. Für die Auswertung von Gleichung (3.9) ergeben sich folgende Beiwerte:

$\alpha_{\eta} = 7,8$	für $\eta = 0,33$
$\alpha_k = 1,0$	Schaft in Kontaktzone
$\alpha_{\Delta d} = 1,0$	wie zuvor für $\Delta d = 0,50$ mm
$\alpha_E = 1,0$	für $E = E_{nom} = 210.000$ N/mm ²

Beiwerte vgl. Zusammenstellung auf Seite 246

Sowie ein Steifigkeitskoeffizient k_7 für die Endpfosten von:

$$k_7(0,33) = 7,8 \cdot 1,0 \cdot 1,0 \cdot 1,0 \cdot 1,5 \cdot \sqrt{10} = 37,0 \text{ kN/mm}$$

$$= 370 \text{ kN/cm}$$

für eine Kontaktzone

Hieraus folgt mit dem Formfaktor $\eta_7 = 0,5$ nach Tabelle 5.6 und dem bei K1 erläuterten Ansatz eines zusätzlichen Abminderungsbeiwertes von $\eta = 0,5$ für zwei aktive Endpfosten eine anteilige Schubsteifigkeit von:

$$S_{D,K7P,ST} = \eta \cdot \eta_7 \cdot k_7 \cdot h = 0,5 \cdot 0,5 \cdot 370 \cdot 334,4 = \underline{\underline{30.932 \text{ kN}}}$$

Gleichung (5.112)

mit der Rahmenhöhe h als Länge des Aussteifungsfeldes.

Anteil der Lochleibungsverformungen der Stützen:

Bei der Ermittlung der anteiligen Schubsteifigkeit ist zu beachten, dass der Einfluss der Lochleibungsverformungen bei den Punkten Y und Z bereits näherungsweise über die angeschlossenen Regeldiagonalen erfasst wurden. Näherungsweise deshalb, weil hier ein vom Regelknoten abweichender Kraftfluss gegeben ist, der in Schritt 1 nicht berücksichtigt wurde. Offen ist in Schritt 2 daher nur der Einfluss der Lochleibungsverformungen bei den Punkten W und X, wobei für den Steifigkeitskoeffizienten k_7 auf die Berechnungen aus Schritt 1 zurückgegriffen werden kann:

$$k_7(0,33) = 333 \text{ kN/cm} \quad 1x \text{ Schaft} / 1x \text{ Gewinde}$$

Mittelwert

Da die **Stegbleche der Endpfosten direkt an einer Stützenschwandung anliegen**, kann im Gegensatz zu den Regelaussteifungsfeldern nur eine Kontaktzone angesetzt werden. Für den Formfaktor gilt: $\eta_7 = 0,5$

Einbausituation der Endpfosten mit Lippen in Stützenmitte

Eine weitere Reduktion der anteiligen Schubsteifigkeit ist nicht erforderlich, da je Endpfosten mit Punkt W bzw. X nur eine Anschlussseite zu betrachten ist. Der Abminderungsbeiwert beträgt für diesen Fall: $\eta = 1,0$

Mit diesen Zahlenwerten kann die anteilige Schubsteifigkeit für die Störstellen bei den Stützen berechnet werden:

$$S_{D,K7S,ST} = \eta \cdot \eta_7 \cdot k_7 \cdot h = 1,0 \cdot 0,5 \cdot 333 \cdot 334,4 = \underline{\underline{55.678\text{kN}}}$$

Gleichung (5.112)

Schritt 2.2 – Rahmeneckpunkte als Störstellen:

In Rahmeneckpunkten weicht der Kraftfluss in den Fachwerkknotten von dem ungestörten Regelfachwerkknotten ab. Es sind senkrecht zur Stützenachse wirkende Kräfte vorhanden, die lokale Anschlussverformungen bedingen und in Analogie zur Komponente K6 bewertet werden können. Dabei beeinflusst die konstruktive Ausbildung des Versuchsaufbaus die möglichen Verformungen. Daher ist es erforderlich die Verformungspotenziale der vier Eckpunkte separat zu bewerten:

vgl. Bild 3.4 und Bild 3.5

Punkt W: Zugfeste Auflagerung über ein auf der Stützenoberseite angeordnetes Querjoch mit insgesamt geringen Verformungspotenzialen und daher von untergeordneter Bedeutung.

Punkt X: Unverschiebliches Widerlager mit biegestarrer Lagerplatte, über die das Stützenende durch Kontakt und Reibschluss eine Aussteifung erfährt. Der Abstand zwischen der Lagerplatte und dem Endpfosten beträgt $\ddot{U} = 100 \text{ mm}$, sodass ein Verformungspotenzial gegeben ist, das mit den in Kapitel 5.3.6.3 erarbeiteten Grundlagen bewertet werden kann.

Einbausituation Endpfosten beachten

Punkt Y: Lasteinleitungsstelle, konstruktive Ausbildung wie bei Punkt X, daher ist das Verformungspotenzial gleich zu bewerten.

Punkt Z: Hier liegt ein freies, nicht ausgesteiftes Stützenende vor, für das aufgrund der Einbausituation des Endpfostens wieder auf die Grundlagen aus Kapitel 5.3.6.3 zurückgegriffen werden kann.

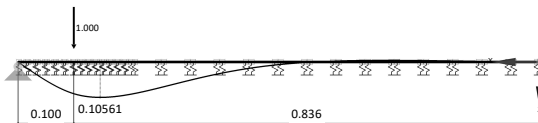
Bewertung der Verformungspotenziale bei Punkt X und Y:

Der Steifigkeitskoeffizient wird mithilfe eines elastisch gebetteten Balkens berechnet. Die Eingangsparameter lauten:

$$C_2 = \frac{E \cdot t^3}{12 \cdot b^2} \cdot \left(\frac{b'}{3} + \frac{h'}{4} \right)^{-1} = \frac{21.000 \cdot 0,2^3}{12 \cdot 1,75^2} \cdot \left(\frac{1,75}{3} + \frac{6,6}{4} \right)^{-1}$$

$$= 2,05 \text{ kN/cm}^2$$

$I_y = 1,70 \text{ cm}^4$ für den wirksamen Querschnitt



Verschiebung in Achse der Last: $w = 0,009468 \text{ cm}$

Steifigkeitskoeffizient: $k_{6,2} = 105,6 \text{ kN/cm}$

Bei der Berechnung der anteiligen Schubsteifigkeit ist der Beiwert $\eta_6 = 0,5$ anzusetzen, da die mit dem o.g. Steifigkeitskoeffizienten einhergehende Nachgiebigkeit bei zwei Knotenpunkten zum Tragen kommen.

$$S_{D,K6,ST,X/Y} = \eta_6 \cdot k_{6,2} \cdot h = 0,5 \cdot 105,6 \cdot 334,4 = \underline{\underline{17.656 \text{ kN}}}$$

Bewertung des Verformungspotenzials bei Punkt Z:

Der Steifigkeitskoeffizient wird auch hier mit dem Ersatzsystem eines elastisch gebetteten Balkens berechnet, wobei auf die analytischen Ausarbeitungen in Kapitel 5.3.6.3 zurückgegriffen werden kann. Es gelten die gleichen Eingangsparameter (C_2 und I_y) wie zuvor und es folgt:

Bettungsziffer
gem. Gleichung
(5.62)

Tabelle 5.4

RSTAB-Berechnung für den Ersatzbalken, Abklinglänge kleiner als Fachwerkteilung

$$k_{6,2} = 1 / w$$

für Punkt X und Y

$$k_{6,2} = \eta_{6Cz} \cdot \frac{C_z}{\sqrt[4]{4 \cdot EI}} = 0,5 \cdot \frac{2,05}{\sqrt[4]{4 \cdot 21.000 \cdot 1,70}} = 16,7 \text{ kN/cm}$$

Gleichung (5.66)

mit: $\eta_{6Cz} = 0,5$ Einzellast am Rand

Hieraus folgt eine anteilige Schubsteifigkeit von:

$$S_{D,K6,ST,Z} = \eta_6 \cdot k_{6,2} \cdot h = 1,0 \cdot 16,7 \cdot 334,4 = \underline{\underline{5.584 \text{ kN}}}$$

mit: $\eta_6 = 1,0$ da nur die Nachgiebigkeit bei Punkt Z zu erfassen ist

Zusammenfassung der Ergebnisse aus Schritt 2.1 und 2.2:

Kumuliert ergibt sich für die Störstellen eine anteilige Schubsteifigkeit von insgesamt:

$$S_{D,KI,ST} = \frac{1}{\left(\frac{1}{60.683} + \frac{1}{59.929} + \frac{1}{30.932} + \frac{1}{55.678} + \frac{1}{17.656} + \frac{1}{5.584} \right)} = \underline{\underline{3.133 \text{ kN}}}$$

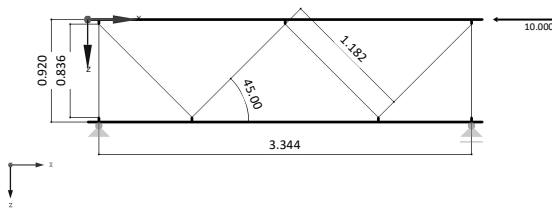
Aus der **Zusammenfassung der ersten beiden Arbeitsschritte** folgt eine Schubsteifigkeit von:

$$S_{D,Schritt 1+2} = \frac{1}{\left(\frac{1}{2.173} + \frac{1}{3.133} \right)} = \underline{\underline{1.283 \text{ kN}}}$$

Anmerkung: Bei einer Einbausituation der Endpfosten mit an der Stützenwandung anliegenden Stegblechen können sich auch Torsionsbeanspruchungen einstellen, die bei Bedarf ebenfalls zu erfassen sind. Mit der Umsetzung der seitlichen Führungen ist dies bei dem hier betrachteten Ständerrahmen unterbunden worden und daher nicht zu berücksichtigen.

Schritt 3 – Berücksichtigung der Komponenten K3 und K4:

Um die Stauchungen und Dehnungen sowie die Biegeverformungen der Stützen des getesteten Ständerrahmens erfassen zu können, wird auf ein Stabwerksmodell zurückgegriffen, bei dem die Anschlüsse entsprechend der Genauigkeitsstufe 2 nach Bild 5.42 abgebildet werden. Die Dehn- und Biegesteifigkeit der Füllstäbe wird bei der Berechnung mit dem Faktor 10^9 skaliert, sodass aus den Kopfauslenkungen des Ständerrahmens direkt auf den Steifigkeitskoeffizienten sowie die anteilige Schubsteifigkeit zurückgeschlossen werden kann.



RSTAB – Modell
mit dehn- und
biegestarren Füll-
stäben

Kopfauslenkung für $H = 10\text{ kN}$ $\delta_z = 0,00581\text{ cm}$

Steifigkeitskoeffizient: $k_{3+4} = 1.721\text{ kN/cm}$

Mithilfe von Gleichung (2.13) kann ergibt sich für die Komponenten K3 und K4 zusammengefasst eine Schubsteifigkeit von:

$$S_{D,K3+K4} = \frac{1.721 \cdot 92^2}{334,4} = \underline{\underline{43.560\text{ kN}}}$$

bei Punkt Z

Zusammenfassung der Ergebnisse von Schritt 1 bis 3:

Aus der in Schritt 3 bestimmten Schubsteifigkeit und dem Ergebnis aus der Zusammenfassung der ersten beiden Arbeitsschritte erhält man eine Schubsteifigkeit für den gesamten Ständerrahmen von:

$$S_{D,ges.} = \frac{1}{\left(\frac{1}{1.283} + \frac{1}{43.560} \right)} = \underline{\underline{1.246\text{ kN}}}$$

Im Vergleich zum Zielwert aus den zugehörigen Rahmen-schubversuchen ist eine Abweichung von 26 % gegeben. Die Übereinstimmung ist insgesamt als gut zu bezeichnen, und die Eignung des analytischen Modells ist exemplarisch belegt. Das eine gute Übereinstimmung auch bei den weiteren, an der TU Dortmund getesteten Ständerrahmen gegeben ist, belegt die Verifikation, die in Kapitel 5.5 dargestellt ist. In dem Zusammenhang werden auch die möglichen Ursachen für die Abweichungen diskutiert und in den Gesamtkontext eingeordnet.

Anhang C – Datenbank Rahmenschubversuche

C.1 – Versuche aus der Forschung an Hochschulen

In den nachfolgenden Tabellen sind in Kurzform die Ergebnisse der im Kontext der allgemeinen Forschung auf dem Gebiet des Regalbaus durchgeführten Rahmenschubversuche zusammengefasst. Sie bilden den ersten Baustein der in Kapitel 3.2 ausgewerteten Datenbank und können im Detail den entsprechenden Fachveröffentlichungen entnommen werden. Die tabellarische Zusammenstellung der Daten umfasst die nachfolgend aufgeführten Quellen:

Tabelle C.1 – Versuchsdaten von *Godley* und *Chwan* aus [78]

Tabelle C.2 – Versuchsdaten von *Sajja*, *Godley* und *Beale* aus [79]

Tabelle C.3 – Versuchsdaten von *Gilbert*, *Rasmussen*, *Baldassino* et al. aus [32]

Tabelle C.4 – Versuchsdaten von *Ungermann* und *Schneider* aus [106]

Tabelle C.1: Ergebnisse der Rahmenschubversuche von *Godley* und *Chwan* aus [78]

Serie	lfd.-Nr.	Fachwerkform	Anschluss	Querschnitte	Norm	Anmerkung zum Versuchsblock	n	h	d	λ	S_{ii}	S_D	S_D / S_{ii}
							[-]	[mm]	[mm]	[-]	[kN]	[kN]	[-]
F1	1	D	B/B	$\Omega+C$	FEM	"light uprights", Rücken an Rücken und Variation der Rahmentiefe	2,5	3.000	1.050	2,857	1.391	9.677	7,0
	2							3.000	870	3,448	1.015	9.955	9,8
	3							3.000	670	4,478	609	9.579	15,7
	4							3.000	520	5,769	514	8.387	16,3
	5							3.000	370	8,108	292	6.068	20,8
	6	D	L/L	$\Omega+C$	FEM	"light uprights", Lippe an Lippe und Variation der Rahmentiefe	2,5	3.000	1.050	2,857	634	9.677	15,3
	7							3.000	870	3,448	447	9.955	22,3
	8							3.000	670	4,478	312	9.579	30,7
	9							3.000	520	5,769	319	8.387	26,3
	10							3.000	370	8,108	292	6.068	20,8
	11	D	B/B	$\Omega+C$	FEM	heavy uprights", Rücken an Rücken und Variation der Rahmentiefe	2,5	3.000	1.050	2,857	1.413	9.677	6,8
	12							3.000	870	3,448	1.068	9.955	9,3
	13							3.000	520	5,769	563	8.387	14,9
	14	D	L/L	$\Omega+C$	FEM	"heavy uprights", Lippe an Lippe und Variation der Rahmentiefe	2,5	3.000	1.050	2,857	785	9.677	12,3
	15							3.000	870	3,448	481	9.955	20,7
	16							3.000	670	4,478	403	9.579	23,8
	17							3.000	520	5,769	389	8.387	21,6
	18							3.000	370	8,108	296	6.068	20,5
	19	D	B/B	$\Omega+C$	FEM	"light uprights", Rücken an Rücken, Rahmengenometrie nicht variiert	3,0	3.600	1.050	3,429	1.881	14.070	7,5
	20							3.600	1.050	3,429	1.606	14.070	8,8
	21							3.600	1.050	3,429	1.937	14.070	7,3
											$S_{ii,m} = 1808\text{kN}$	$S_D / S_{ii,m} =$	
											$S_{Abw,r} = 145\text{kN}$	7,8	

Anm.: B/B = Back to Back / Rücken an Rücken bzw. L/L = Lip to Lip / Lippe an Lippe FEM = FEM10.2.02 / DIN = DIN EN 15512
 Ω -förmige Stützenquerschnitte sowie C-förmige Diagonalenquerschnitte

Tabelle C.2: Ergebnisse der Rahmenschubversuche von Sajja, Godley und Beale aus [79]

Serie	Ifd.-Nr.	Fachwerkform	Anschluss	Querschnitte	Norm	Anmerkung zum Versuchsblock	n	h	d	λ	S_{01}	S_D	S_D / S_{01}				
							[-]	[mm]	[mm]	[-]	[kN]	[kN]	[-]				
F2	1	D-FW	L/L	$\Omega+C$	DIN	Untersuchungen zum Einfluss der Lagerung FEM10.2.02 / DIN EN 15512	3,0	3.600	1.032	3,488	963	11.005	11,4				
	2				FEM		3,0	3.600	1.032	3,488	1.210	11.005	9,1				
	3		DIN		3,0		3.600	1.032	3,488	1.566	11.005	7,0					
	4		FEM		3,0		3.600	1.032	3,488	1.686	11.005	6,5					
	5	D-FW	L/L	$\Omega+C$	FEM	Variation des Anziehmomentes der Schrauben	$M_s = 20,0Nm$	3,0	3.600	1.032	3,488	643	11.005	17,1			
	6				DIN		20,0Nm	3,0	3.600	1.032	3,488	554	11.005	19,9			
	7				DIN		10,0Nm	3,0	3.600	1.032	3,488	263	11.005	41,8			
	8				FEM		10,0Nm	3,0	3.600	1.032	3,488	387	11.005	28,4			
	9				DIN		15,0Nm	3,0	3.600	1.032	3,488	589	11.005	18,7			
	10				FEM		15,0Nm	3,0	3.600	1.032	3,488	702	11.005	15,7			
	11				FEM		5,0Nm	3,0	3.600	1.032	3,488	363	11.005	30,3			
	12				DIN		5,0Nm	3,0	3.600	1.032	3,488	294	11.005	37,4			
	13				FEM		12,5Nm	3,0	3.600	1.032	3,488	589	11.005	18,7			
	14				DIN		12,5Nm	3,0	3.600	1.032	3,488	409	11.005	26,9			
	15				FEM		17,5Nm	3,0	3.600	1.032	3,488	1.043	11.005	10,6			
	16				DIN		17,5Nm	3,0	3.600	1.032	3,488	674	11.005	16,3			
	17				D-FW		B/B	$\Omega+C$	DIN	kleinere Bauhöhe und Variation der Anzahl der Aussteifungsfelder n=3,0 + 2,5	3,0	3.600	902	3,991	1.974	11.248	5,7
	18								FEM		3,0	3.600	902	3,991	2.790	11.248	4,0
	19								DIN		3,0	3.600	902	3,991	896	11.248	12,6
	20								FEM		3,0	3.600	902	3,991	1.204	11.248	9,3
	21	L/L	FEM	2,5		3.000	902		3,326		624	11.248	18,0				
	22			DIN		2,5	3.000		902		3,326	949	11.248	11,9			
	23			FEM		2,5	3.000		902		3,326	1.143	11.248	9,8			
	24			DIN		2,5	3.000		902		3,326	1.003	11.248	11,2			
	25	D-FW	B/B	$\Omega+C$	FEM	reguläre Bauhöhe und Variation der Anzahl der Aussteifungsfelder n=2,5 + 2,0	2,5	3.000	1.032	2,907	1.255	11.005	8,8				
	26				DIN		2,5	3.000	1.032	2,907	1.179	11.005	9,3				
	27				FEM		2,5	3.000	1.032	2,907	887	11.005	12,4				
	28				DIN		2,5	3.000	1.032	2,907	667	11.005	16,5				
	29		B/B		FEM		2,0	2.400	1.032	2,326	1.585	11.005	6,9				
	30						DIN	2,0	2.400	1.032	2,326	1.192	11.005	9,2			
	31						L/L	DIN	2,0	2.400	1.032	2,326	623	11.005	17,7		
	32						D-FW	B/B	$\Omega+C$	DIN	kleinere Bauhöhe und Variation der Anzahl der Aussteifungsfelder n=2,0	2,0	2.400	902	2,661	1.653	11.248
	33	FEM	2,0	2.400	902	2,661				1.011		11.248	11,1				
	34	FEM	2,0	2.400	1.032	2,326				754		11.005	14,6				
	35	DIN	2,0	2.400	902	2,661				761		11.248	14,8				
	36	FEM	2,0	2.400	902	2,661	874	11.248	12,9								
	37	D-FW	B/B	$\Omega+C$	DIN	reguläre Bauhöhe und Variation der Anzahl der Aussteifungsfelder n=1,5	1,5	1.800	1.032	1,744	1.339	11.005	8,2				
	38				FEM		1,5	1.800	1.032	1,744	2.600	11.005	4,2				
	39		DIN		1,5		1.800	1.032	1,744	425	11.005	25,9					
	40		FEM		1,5		1.800	1.032	1,744	580	11.005	19,0					
	41	D-FW	B/B	$\Omega+C$	DIN	kleinere Bauhöhe und Variation der Anzahl der Aussteifungsfelder n=1,5	1,5	1.800	902	1,996	741	11.248	15,2				
	42				FEM		1,5	1.800	902	1,996	847	11.248	13,3				
	43		DIN		1,5		1.800	902	1,996	1.007	11.248	11,2					
	44		FEM		1,5		1.800	902	1,996	1.175	11.248	9,6					

Fortsetzung von Tabelle C.2

Serie	lfd.-Nr.	Fachwerkform	Anschluss	Querschnitte	Norm	Anmerkung zum Versuchsblock	n	h	d	λ	S_{ii}	S_D	S_D / S_{ii}			
							[-]	[mm]	[mm]	[-]	[kN]	[kN]	[-]			
F2	45	D-FW	B/B	$\Omega+C$	DIN	reguläre Bauhöhe und Variation der Anzahl der Aussteifungsfelder n=1,0	1,0	1.200	1.032	1,163	1.223	11.005	9,0			
	FEM				1,0		1.200	1.032	1,163	1.272	11.005	8,7				
	DIN		1,0		1.200		1.032	1,163	762	11.005	14,4					
	FEM		1,0		1.200		1.032	1,163	578	11.005	19,0					
	49	D-FW	B/B	$\Omega+C$	DIN	kleinere Bauhöhe und Variation der Anzahl der Aussteifungsfelder n=1,0	1,0	1.200	902	1,330	1.264	11.248	8,9			
	FEM				1,0		1.200	902	1,330	1.286	11.248	8,7				
	DIN		1,0		1.200		902	1,330	601	11.248	18,7					
	FEM		1,0		1.200		902	1,330	545	11.248	20,6					
	53	D-FW	B/B	$\Omega+C$	DIN	Variation der Einbausituation steigende / fallende 1. Diagonale	1,0	1.200	1.032	1,163	1.207	11.005	9,1			
	54						1,0	1.200	1.032	1,163	1.279	11.005	8,6			
	55		L/L				1,0	1.200	1.032	1,163	461	11.005	23,9			
	56						1,0	1.200	1.032	1,163	799	11.005	13,8			
	57	X-FW	B/B	$\Omega+C$	DIN	X-Fachwerk + B/B und L/L-Anschluss	1,0	1.200	1.032	1,163	1.207	11.005	9,1			
	58		L/L				1,0	1.200	1.032	1,163	976	11.005	11,3			
	59	Z-FW	B/B	$\Omega+C$	DIN	Z-Fachwerk + B/B und L/L-Anschluss, Variation Einbausituation	1,0	1.200	1.032	1,163	683	11.005	16,1			
	60						1,0	1.200	1.032	1,163	692	11.005	15,9			
	61		L/L				1,0	1.200	1.032	1,163	976	11.005	11,3			
	62						1,0	1.200	1.032	1,163	1.029	11.005	10,7			
	63	D-FW	L/L	$\Omega+C$	DIN	steigende 1. Diagonale und 3 Versuche	3,0	3.600	1.032	3,488	434	11.005	25,4			
	64						3,0	3.600	1.032	3,488	443	11.005	24,8			
	65						3,0	3.600	1.032	3,488	508	11.005	21,7			
								$S_{U,m} =$		462kN		$S_D / S_{U,m} =$				
								$S_{Abw,n} =$		33kN		23,8				
	66		B/B						fallende 1. Diagonale und 3 Versuche	3,0	3.600	1.032	3,488	730	11.005	15,1
	67									3,0	3.600	1.032	3,488	757	11.005	14,5
	68									3,0	3.600	1.032	3,488	723	11.005	15,2
								$S_{U,m} =$		737kN		$S_D / S_{U,m} =$				
								$S_{Abw,n} =$		15kN		14,9				
69	D-FW	B/B	$\Omega+C$	DIN	minimale Bauhöhe, Variation Einbausituation	3,0	3.600	605	5,950	308	10.400	33,8				
70						3,0	3.600	605	5,950	373	10.400	27,9				
71		L/L				3,0	3.600	605	5,950	200	10.400	52,0				
72						3,0	3.600	605	5,950	390	10.400	26,7				

Anm.: B/B = Back to Back / Rücken an Rücken bzw. L/L = Lip to Lip / Lippe an Lippe FEM = FEM10.2.02 / DIN = DIN EN 15512
 Ω -förmige Stützenquerschnitte sowie C-förmige Diagonalenquerschnitte

Bei den Rahmenschubversuchen von *Godley* und *Chwan* sowie von *Sajja*, *Godley* und *Beale* handelt es sich in der Regel um Einzelversuche. Nur bei den Versuchen 19 bis 21 aus Tabelle C.1 bzw. 63 bis 65 und 66 bis 68 aus Tabelle C.2 sind jeweils drei Rahmenschubversuche durchgeführt worden, wie es die einschlägigen Normen aus dem Bereich des Regalbaus vorsehen.

Tabelle C.3: Ergebnisse der Rahmenschubversuche von Gilbert, Rasmussen, Baldassino et al. aus [32]

Serie	lfd.-Nr.	Fachwerkform	Anschluss	Querschnitte	Durchführung	Norm	n	h	d	λ	$S_{t,m}$	$S_{Abw,n}$	S_D	$S_D / S_{t,m}$
							[-]	[mm]	[mm]	[-]	[kN]	[kN]	[kN]	[-]
F3	1 - 3	X	CHS-D	Π+CHS	Griffith (AUS)	DIN	3,0	3.432	949	3,616	1.213	58,7	8.829	7,3
	4 - 6			Π+CHS				3.432	953	3,601	1.216	11,9	8.829	7,3
	7 - 9			Ω+CHS				3.432	934	3,675	1.425	33,1	8.829	6,2
	10 - 12	Z	L/L	Π+C	Trento (I)	DIN	3,0	3.432	949	3,616	299	15,1	6.574	22,0
	13 - 15			Π+C				3.432	953	3,601	148	2,4	11.084	74,9
	16 - 18			Ω+C				3.432	934	3,675	198	4,9	11.084	56,0
	19 - 21	X	CHS-D	Π+CHS	Griffith (AUS)	AS	3,0	3.432	949	3,616	1.944	118,7	8.829	4,5
	22 - 24			Π+CHS				3.432	953	3,601	1.961	17,6	8.829	4,5
	25 - 27			Ω+CHS				3.432	934	3,675	1.915	154,6	8.829	4,6
	28 - 30	Z	L/L	Π+C	Griffith (AUS)	AS	3,0	3.432	949	3,616	307	10,2	6.574	21,4
	31 - 33			Π+C				3.432	953	3,601	175	14,1	11.084	63,3
	34 - 36			Ω+C				3.432	934	3,675	260	16,8	11.084	42,6

Anm.: CHS-D = Kreishohlprofile mit Anschluss an beidseits an den Stützenflansch bzw. L/L = Lip to Lip / Lippe an Lippe
 Ω- oder Π-förmige Stützenquerschnitte in Kombination mit Kreishohlprofilen (CHS) oder C-förmigen Diagonalenquerschnitten
 Versuchsnormen: DIN = DIN EN 15512 bzw. AS = AS 4084

In [32] sind nur die Mittelwerte der Versuchsgruppen sowie die Standardabweichungen (St.dev) und der Variationskoeffizient (CoV) angegeben. Die Einzelergebnisse der Versuche wurden nicht veröffentlicht, aber jede Versuchsgruppe beinhaltet drei Versuche entsprechend den normativen Vorgaben. Dies gilt jedoch nicht für die Anzahl der Aussteifungsfelder. Abweichend von den einschlägigen Normen, wie der DIN EN 15512 [R12] oder auch AS 4084 [R2], wurden Ständerrahmen mit jeweils drei statt zwei Aussteifungsfeldern getestet. Im Hinblick auf die Anziehungsmomente weisen die Autoren in [32] darauf hin, dass die Montage der Versuchsrahmen in Trento entsprechend der Vorgabe des Herstellers mit einem spezifizierten, aber in [32] nicht näher angegebenen Anziehungsmoment erfolgt sei. Bei den in Griffith durchgeführten Versuchen sind die Schraubverbindungen hingegen nur „handfest“ angezogen worden.

Tabelle C.4: Ergebnisse der Rahmenschubversuche von Ungermann und Schneider aus [106]

Serie	lfd.-Nr.	Fachwerkform	Anschluss	Querschnitte	Norm	n	h	d	λ	S_{li}	$S_{Abw,n}$	$S_{li,m}$	S_D	$S_D / S_{li,m}$
						[-]	[mm]	[mm]	[-]	[kN]	[kN]	[kN]	[kN]	[-]
F4 (A1)	1	Z	L/L	$\Omega+C$	DIN	2,0	1.300	746	1,743	259	31	296	7.207	24,3
	2									295				
	3									334				
	4									310				
	5									330				
	6									295				
	7						338							
	8						2.000	1.046	1,912	381	22	360	7.162	19,9
	9						475							
	10						360							
	11						2.800	1.046	2,677	331	34	368	6.209	16,9
	12						414							
F4 (B1)	13	D	S	$\Omega+C$	DIN	2,0	3.400	736	4,620	1.992	0	1.333	10.984	8,2
	14									1.333				
	15									1.953				
	16									2.617				
	17									1.656				
	18									1.634				
	19						2.167	11	1.645	8.093	4,9			
	20						2.158							
	21						2.359							
	22						2.429	93	2.228	11.222	5,0			
	23						2.367							
	24						1.538							
F4 (C1)	25	D	B/B	$\Omega+C$	DIN	2,0	2.544	720	3,533	917	50	847	11.805	13,9
	26									816				
	27									808				
	28									714				
	29									815				
	30									883				
	31						1.061	69	804	8.998	11,2			
	32						916							
	33						1.562							
	34						922	73	989	11.805	11,9			
	35						945							
	36						842							
36	44	903	8.998	10,0										

Anm.: B/B = Back to Back / Rücken an Rücken, L/L = Lip to Lip / Lippe an Lippe bzw. S = Single / Einzelanschluss
 Ω -förmige Stützenquerschnitte sowie C-förmige Diagonalenquerschnitte **DIN = DIN EN 15512**
475 Auffälliger Versuch mit signifikanter Abweichung der Schubsteifigkeit innerhalb der Versuchsgruppe
1.992 Auffälliger Versuch Hersteller B, Lastabtrag im Knoten tendenziell wie bei einer Clinch-Verbindung

Anmerkung: Bei den Ständerrahmen in der Gruppe F4 (B1) ist aufgrund der konstruktiven Ausbildung der Diagonalen das Aufbringen einer signifikanten Vorspannung in den Schraubverbindungen möglich. Diese Klemmwirkung hat zu den auffälligen Streuungen in den Versuchsergebnissen geführt.

Fortsetzung von Tabelle C.4

Serie	lfd.-Nr.	Fachwerkform	Anschluss	Querschnitte	Norm	n	h	d	λ	S_{ti}	$S_{ABW,n}$	$S_{ti,m}$	S_D	$S_D / S_{ti,m}$					
						[-]	[mm]	[mm]	[-]	[kN]	[kN]	[kN]	[kN]	[-]					
F4 (A2)	37	Z	L/L	$\Omega+C$	AS	2,0	1.300	746	1,743	235	10	242	7.207	29,8					
	38									234									
	39									256									
	40													239					
	41											1.900	746	2,547	281	20	253	6.292	24,9
	42						238												
	43						308												
	44											2.000	1.046	1,912	302	5	302	7.162	23,7
	45						296												
	46						302												
47						2.800	1.046	2,677	263	30	300	6.209	20,7						
48	336																		
F4 (B2)	49	D	S	$\Omega+C$	AS	2,0	3.400	736	4,620	806	48	843	10.984	13,0					
	50									813									
	51									911									
	52											4.600	736	6,250	626	77	682	8.093	11,9
	53						791												
	54						630												
	55											4.600	1.036	4,440	879	56	959	11.222	11,7
	56						994												
	57						1.003												
	58											6.200	1.036	5,985	701	26	668	8.526	12,8
59	639																		
60	663																		
F4 (C2)	61	D	B/B	$\Omega+C$	AS	2,0	2.544	720	3,533	720	72	642	11.805	18,4					
	62									697									
	63									611									
	64											3.632	720	5,044	539	18	505	8.998	17,8
	65						487												
	66						799												
	67						523					3.344	920	3,635	782	71	692	11.805	17,1
	68						686												
	69						609												
	70											4.776	920	5,191	635	39	660	8.998	13,6
71	630																		
72	716																		
73																			

Anm.: B/B = Back to Back / Rücken an Rücken, L/L = Lip to Lip / Lippe an Lippe bzw. S = Single / Einzelanschluss
 Ω -förmige Stützenquerschnitte sowie C-förmige Diagonalenquerschnitte AS = AS 4084
799 Auffälliger Versuch mit signifikanter Abweichung der Schubsteifigkeit innerhalb der Versuchsgruppe

C.2 – Versuche aus der F + E der Regalhersteller

In den nachfolgenden Tabellen sind die wesentlichen Ergebnisse der Rahmenschubversuche der Regalhersteller META, NEDCON und SSI Schäfer dargestellt. Die Versuchsergebnisse bilden den zweiten Baustein der in Kapitel 3.2 ausgewerteten Datenbank. Die tabellarische Zusammenstellung gliedert sich wie folgt:

Tabelle C.5 – Versuchsdaten von META für das Regalsystem Multipal S aus [57]

Tabelle C.6 – Versuchsdaten von NEDCON für das Regalsystem Miniload aus [66]

Tabelle C.7 – Versuchsdaten von SSI Schäfer für das Regalsystem PR600 aus [94]

Tabelle C.8 – Versuchsdaten von SSI Schäfer für das Regalsystem PR600 aus [95]

Für die Erstellung der Datenbank haben die zugehörigen Versuchsberichte sowie die gutachterlichen Stellungnahmen der externen Experten vollständig vorgelegen, sodass auch die Ergebnisse aller Einzelversuche mit in die Datenbank aufgenommen und ausgewertet werden konnten.

Tabelle C.5: Ergebnisse der Rahmenschubversuche von META für die abZ des Regalsystems Multipal S (Z-14.8-662)

Serie	lfd.-Nr.	Fachwerkform	Anschluss	Querschnitte	Systemlochung	Norm	n	h	d	λ	$S_{Abw,n}$	$S_{N,m}$	S_D	$S_D / S_{N,m}$
							[-]	[mm]	[mm]	[-]	[kN]	[kN]	[kN]	[-]
I1	1 - 3	Z	L/L	$\Omega+C$ (85/17)	Ja	DIN	2,0	2.200	1.040	2,115	9,6	377	8.775	23,3
	4 - 6			$\Omega+C$ (100/20)				2.200	1.040	2,115	2,1	452	8.775	19,4
	7 - 9	D	S	$\Omega+C$ (120/20)	Ja	DIN	2,0	2.450	1.040	2,356	77,8	1.193	13.310	11,2
Anm.: L/L = Lip to Lip / Lippe an Lippe bzw. S = Single / Einzelanschluss											DIN = DIN EN 15512			
Ω -förmige Stützenquerschnitte sowie C-förmige Diagonalenquerschnitte														

Tabelle C.6: Ergebnisse der Rahmenschubversuche von NEDCON für die angestrebte abZ des Regalsystems Miniload

Serie	Ifd.-Nr.	Fachwerkform	Anschluss	Querschnitte	Systemlochung	Norm	n [-]	h [mm]	d [mm]	λ [-]	$S_{ABW,n}$ [kN]	$S_{t,m}$ [kN]	S_D [kN]	$S_D / S_{t,m}$ [-]
I2	1 - 3	D	S	$\Omega+C$ 553915	Ja	DIN	2,0	2.335	376	6,210	9,7	403	8.176	20,3
	4 - 6							4.655	376	12,380	4,4	185	2.534	13,7
	7 - 9							2.285	1.076	2,124	7,7	451	9.492	21,0
	10 - 12							4.660	1.076	4,331	15,8	665	9.965	15,0
	13 - 15	D	S	$\Omega+C$ 606715	Ja	DIN	2,0	2.183	354	6,167	10,9	377	6.993	18,5
	16 - 18							4.650	354	13,136	3,0	180	1.937	10,8
	19 - 21							2.285	1.048	2,180	21,4	638	9.723	15,2
	22 - 24							4.700	1.048	4,485	105,7	881	9.707	11,0
	25 - 27	D	S	$\Omega+C$ 806720	Ja	DIN	2,0	2.349	454	5,174	22,7	658	11.231	17,1
	28 - 30							4.670	454	10,286	13,1	400	3.938	9,8
	31 - 33							2.349	1.054	2,229	11,8	924	11.883	12,9
	34 - 36							4.670	1.054	4,431	48,5	1.077	11.865	11,0
	37 - 39	D	S	$\Omega+C$ 1006720	Ja	DIN	2,0	2.200	1.051	2,093	16,4	1.191	11.883	10,0
	40 - 42							4.600	1.051	4,377	45,8	1.461	11.865	8,1
	43 - 45	D	S	$\Omega+C$ 1006820	Ja	DIN	2,0	2.250	451	4,989	28,4	661	11.231	17,0
	46 - 48							4.650	451	10,310	7,6	412	3.938	9,6
	49 - 51							2.860	1.638	1,746	17,9	1.349	14.603	10,8
	52 - 54							4.660	1.638	2,845	34,7	2.027	18.131	8,9

Anm.: S = Single / Einzelschluss, Ω -förmige Stützenquerschnitte sowie C-förmige Diagonalenquerschnitte, DIN = DIN EN 15512

Tabelle C.7: Ergebnisse der Rahmenschubversuche von SSI Schäfer für die abZ des Regalsystems PR600 (Z-14.8-679)

Serie	lfd.-Nr.	Fachwerkform	Anschluss	Querschnitte	Systemlochung	Norm	n [-]	h [mm]	d [mm]	λ [-]	$S_{Abw.n.}$ [kN]	$S_{St,m}$ [kN]	S_D [kN]	$S_D / S_{St,m}$ [-]
13.1	1 - 5	D	B/B	$\Omega+C$ (P773)	Ja	DIN	2,0	2.800	990	2,828	57	1.192	8.485	7,1
	6-8			$\Omega+C$ (P775)				2.800	988	2,834	114	1.288	8.485	6,6
	9 -13	D	B/B	$\Omega+C$ (P973)	Ja	DIN	2,0	2.800	992	2,823	40	1.168	10.784	9,2
	14 - 18			$\Omega+C$ (P975)				2.800	992	2,823	75	1.191	10.784	9,1
	19 - 23	D	B/B	$\Omega+C$ (P173)	Ja	DIN	2,0	2.800	994	2,817	41	1.061	10.784	10,2
	24 - 27			$\Omega+C$ (P175)				2.800	994	2,817	37	1.256	10.784	8,6
	28 - 32	D	B/B	$\Omega+C$ (P113)	Ja	DIN	2,0	2.800	970	2,887	68	1.076	10.716	10,0
	33 - 36			$\Omega+C$ (P115)				2.800	970	2,887	75	1.266	10.716	8,5
	37 - 39	D	B/B	$\Omega+C$ (P213)	Ja	DIN	2,0	2.800	971	2,884	66	1.104	10.716	9,7
	40 - 44			$\Omega+C$ (P215)				2.800	971	2,884	58	1.201	10.716	8,9
	45 - 49	D	B/B	$\Omega+C$ (P223)	Ja	DIN	2,0	2.800	942	2,972	96	1.211	10.625	8,8
	50 - 54			$\Omega+C$ (P225)				2.800	944	2,966	70	1.316	10.625	8,1
	55 - 59	D	B/B	$\Omega+C$ (P413)	Ja	DIN	2,0	2.800	972	2,881	114	980	10.716	10,9
	60 - 64			$\Omega+C$ (P415)				2.800	956	2,929	77	1.178	10.716	9,1
	65 - 69	D	B/B	$\Omega+C$ (P423)	Ja	DIN	2,0	2.800	953	2,938	25	876	10.625	12,1
	70 - 72			$\Omega+C$ (P427)				2.800	952	2,941	79	901	10.625	11,8

Anm.: B/B = Back to Back / Rücken an Rücken, Ω -förmige Stützenquerschnitte sowie C-förmige Diagonalenquerschnitte
DIN = DIN EN 15512

Tabelle C.8: Ergebnisse der Rahmenschubversuche von SSI Schäfer aus der Forschung und Entwicklung für das Regalsystem PR600

Serie	lfd.-Nr.	Fachwerkform	Anschluss	Querschnitte	Systemlochung	Norm	n [-]	h [mm]	d [mm]	λ [-]	$S_{Abw,n}$ [kN]	$S_{ti,m}$ [kN]	S_D [kN]	$S_D / S_{ti,m}$ [-]
13.2	1-3	D	S	Ω 10010020 mit C-Profil t=2,0/1,5mm	Nein	DIN	2,0	2.800	920	3,043	59	2.283	23.501	10,3
	4-6							2.800	920	3,043	8	1.602	17.687	11,0
	7-9	D	B/B	Ω 10010020 mit C-Profil t=2,0/1,5mm	Nein	DIN	2,0	2.800	920	3,043	198	2.069	16.413	7,9
	10-12							2.800	920	3,043	63	1.470	12.601	8,6
	13-15	D	S	Ω 12012030 mit C-Profil t=2,0/1,5mm	Nein	DIN	2,0	2.800	902	3,104	192	3.679	23.407	6,4
	16-18							2.800	902	3,104	108	2.570	17.616	6,9
	19-21	D	B/B	Ω 12012030 mit C-Profil t=2,0/1,5mm	Nein	DIN	2,0	2.800	902	3,104	116	2.395	16.196	6,8
	22-24							2.800	902	3,104	78	2.058	12.434	6,0
	25-27	D	S	Ω 12012020 mit C-Profil t=2,0/1,5mm	Nein	DIN	2,0	2.800	902	3,104	25	2.340	23.407	10,0
	28-30							2.800	902	3,104	13	1.830	17.616	9,6
	31-33	D	B/B	Ω 12012020 mit C-Profil t=2,0/1,5mm	Nein	DIN	2,0	2.800	902	3,104	170	2.146	16.196	7,5
	34-36							2.800	902	3,104	111	1.973	12.434	6,3
	37-39	D	S	Ω 14012035 mit C-Profil t=2,0/1,5mm	Nein	DIN	2,0	2.800	904	3,097	317	3.488	23.407	6,7
	40-42							2.800	904	3,097	32	2.397	17.616	7,3
	43-45	D	B/B	Ω 14012035 mit C-Profil t=2,0/1,5mm	Nein	DIN	2,0	2.800	904	3,097	116	2.605	16.196	6,2
	46-48							2.800	904	3,097	12	1.988	12.434	6,3
	49-51	D	S	Ω 14012020 mit C-Profil t=2,0/1,5mm	Nein	DIN	2,0	2.800	903	3,101	74	2.170	23.407	10,8
	52-54							2.800	903	3,101	48	1.645	17.616	10,7
	55-57	D	B/B	Ω 14012020 mit C-Profil t=2,0/1,5mm	Nein	DIN	2,0	2.800	903	3,101	33	1.649	16.196	9,8
	58-60							2.800	903	3,101	12	1.407	12.434	8,8
	61-63	D	B/B	Ω +C (P73)	Ja	DIN	2,0	2.800	1.034	2,708	31	723	11.316	15,7
	64-66		B/B	Ω +C (P93)				2.800	1.036	2,703	23	467	12.851	27,5
	67-69		B/B	Ω +C (P93)				2.800	1.038	2,697	16	591	16.739	28,3
	70-72		L/L	Ω +C (P93)				2.800	1.036	2,703	63	301	12.851	42,7
	73-75		S	Ω +C (P93)				2.900	1.036	2,799	150	2.258	21.904	9,7
	76-78		Z	B/B				Ω +C (P73)	Ja	DIN	3,0	3.300	1.196	2,759
	79-81	Ω +C (P77)			3.300	1.196	2,759	82				1.053	9.575	9,1
	82-84	Ω +C (P93)			3.300	1.196	2,759	92				1.221	11.837	9,7
	85-87	Ω +C (P97)			3.300	1.196	2,759	27				1.241	11.837	9,5

Fortsetzung von Tabelle C.8

Serie	lfd.-Nr.	Fachwerkform	Anschluss	Querschnitte	Systemlochung	Norm	n [-]	h [mm]	d [mm]	λ [-]	$S_{Abw,n}$ [kN]	$S_{i,m}$ [kN]	S_D [kN]	$S_D / S_{i,m}$ [-]
13.2	88-90	Z	B/B	$\Omega+C$ (P73)	Ja	FEM	2,0	3.300	1.196	2,759	31	1.397	9.575	6,9
	91-93			$\Omega+C$ (P93)				3.300	1.196	2,759	53	1.438	11.837	8,2
	94-96	$\Omega+C$ (P93)		3.400		1.200		2,833	56	949	7.743	8,2		
	97-99	$\Omega+C$ (P93)		3.400		1.200		2,833	48	822	7.743	9,4		
	100-102	D		$\Omega+C$ (P93)		DIN		3.400	1.200	2,833	36	1.126	10.784	9,6
	103-105			$\Omega+C$ (P93)				3.400	1.200	2,833	26	1.196	10.784	9,0
	106-110			$\Omega+C$ (P92)				2.800	992	2,823	85	1.245	10.784	8,7
<p><u>Anm.:</u> B/B = Back to Back / Rücken an Rücken, L/L = Lip to Lip / Lippe an Lippe bzw. S = Single / Einzelanschluss Ω-förmige Stützenquerschnitte sowie C-förmige Diagonalenquerschnitte FEM = FEM10.2.02 bzw. DIN = DIN EN 15512</p>														

Anhang D – Komponentenversuche

In den beiden nachfolgenden Kapiteln werden die Materialeigenschaften sowie die Ergebnisse der Komponentenversuche zu den dünnwandigen Blechen mit Lochleibungsbeanspruchungen und zu den Schrauben mit Biegebeanspruchungen vollumfänglich mit den Versuchsparametern dargestellt. Zum angegebenen Lochspiel Δd_{nom} ist anzumerken, dass es sich um das Nennmaß handelt, das für $t \geq 3,00$ mm nicht dem aufgemessenen Lochspiel entspricht, vgl. Kapitel 3.3.1.4.

D.1 – Komponente K7 – Lochleibung

Tabelle D.1: Mechanische Eigenschaften der in den Versuchen der Serien A und B eingesetzten Bleche

lfd.-Nr.	Ausgangswerkstoff / Produktnorm	t_{nom} [mm]	t_0 [mm]	E [N/mm ²]	R_{eH} $R_{p0,2}$ [N/mm ²]	R_m [N/mm ²]	A_1 [%]
1	HC340LA / DIN EN 10268	1,50	1,51	192.113	380	490	25,3
2			1,51	196.001	381	493	25,1
3			1,51	194.212	384	496	24,8
Mittelwerte:		1,50	1,51	194.109	382	493	25,1
4	S355MC / DIN EN 10149-2	2,00	2,01	201.061	402	521	26,8
5			2,03	200.871	398	519	23,0
6			2,02	202.464	402	523	28,1
Mittelwerte:		2,00	2,02	201.465	400	521	26,0
7	S355MC / DIN EN 10149-2	3,00	2,95	204.824	382	473	31,9
8			2,95	209.837	388	478	34,4
9			2,94	213.788	395	486	33,1
Mittelwerte:		3,00	2,95	209.483	388	479	33,1
10	S355MC / DIN EN 10149-2	4,00	4,07	209.399	377	476	33,9
11			4,08	212.014	377	475	33,0
12			4,05	207.757	382	480	34,3
Mittelwerte:		4,00	4,07	209.723	379	477	33,7

Für die weiteren Auswertungen sind die Elastizitätsmodule der Proben auf volle 500 N/mm² gerundet worden. Somit ergeben sich folgende Werte:

HC340LA – DIN EN 10268:	$t = 1,50$ mm	$E = 194.000$ N/mm ²
S355MC – DIN EN 10149-2:	$t = 2,00$ mm	$E = 201.500$ N/mm ²
S355MC – DIN EN 10149-2:	$t = 3,00$ mm	$E = 209.500$ N/mm ²
S355MC – DIN EN 10149-2:	$t = 4,00$ mm	$E = 209.500$ N/mm ²

Der mittlere Elastizitätsmodul beträgt für alle untersuchten Proben:

Probe 1 bis 12: $E = 203.600$ N/mm²

Die Abweichung zum Nennwert von $E = 210.000$ N/mm² liegt bei etwa -3,0 %.

Tabelle D.2: Parameter und Ergebnisse der Komponentenversuche zur Lochleibungsfeder – Auswertung der Anschluss Tragfähigkeiten für die Serien A, B und C

Serie	Iff.-Nr.	Prüfkörper [-]	Geometrie und Tragfähigkeit Prüfkörper							Ver-sagen	Versuchsergebnisse Tragfähigkeit				
			t [mm]	d [mm]	Δd_{nom} [mm]	d_o [mm]	e_z/d_o [-]	e_z/d_o [-]	$F_{R,min}$ [kN]		F_u [kN]	$F_{u,m}$ [kN]	$S_{ABW,n}$ [kN]	$S_{ABW,n} / F_{u,m}$ [-]	$F_{u,m} / F_{R,min}$ [-]
Serie A.1 bis A.4 - Schraubenschaft in der Kontaktzone															
A.1	1	PK01	1,50	6	0,5	6,50	3,0	3,0	11,09	LL	14,43	14,32	0,09	0,006	1,29
	2										14,32				
	3										14,19				
	4										4,54				
	5										7,02				
	6										14,33				
	7	PK01	2,00	6	0,5	6,50	3,0	3,0	15,63	LL	19,77	19,20	0,68	0,036	1,23
	8										18,06				
	9										19,66				
	10										19,32				
	11	PK02	1,50	8	0,5	8,50	3,0	3,0	14,79	LL	19,52	19,41	0,09	0,005	1,31
	12										19,31				
	13										19,39				
	14										26,94				
	15	PK02	2,00	8	0,5	8,50	3,0	3,0	20,84	LL	26,64	26,96	0,27	0,010	1,29
	16										27,31				
	17										23,59				
	18	PK03	1,50	10	0,5	10,50	3,0	3,0	18,49	LL	24,01	23,75	0,18	0,008	1,28
	19										23,65				
	20										32,74				
	21	PK03	2,00	10	0,5	10,50	3,0	3,0	26,05	LL	32,74	32,92	0,25	0,008	1,26
	22										33,28				
	23										43,73				
	24	PK03	3,00	10	0,5	10,50	3,0	3,0	35,93	LL	44,96	44,50	0,55	0,012	1,24
	25										44,80				
	26										59,32				
	27	PK03	4,00	10	0,5	10,50	3,0	3,0	47,70	LL	60,22	59,91	0,42	0,007	1,26
	28										60,21				
	29										28,41				
	30	PK04	1,50	12	0,5	12,50	3,0	3,0	22,19	LL	27,60	28,34	0,58	0,020	1,28
	31										29,01				
	32										39,62				
33	PK04	2,00	12	0,5	12,50	3,0	3,0	31,26	LL	40,10	39,74	0,26	0,007	1,27	
34										39,50					
35										51,02					
36	PK04	3,00	12	0,5	12,50	3,0	3,0	43,11	LL	50,92	51,08	0,17	0,003	1,18	
37										51,31					
38										72,95					
39	PK04	4,00	12	0,5	12,50	3,0	3,0	57,24	LL	72,10	72,75	0,47	0,006	1,27	
40										73,19					
41										17,10					
42	PK05	1,50	10	0,5	10,50	2,0	3,0	12,94	LL	17,18	17,09	0,08	0,005	1,32	
43										16,99					
44										30,89					
45	PK05	3,00	10	0,5	10,50	2,0	3,0	25,15	LL	31,28	31,26	0,29	0,009	1,24	
46										31,61					
47										28,41					
48	PK06	1,50	10	0,5	10,50	4,0	3,0	18,49	LL	27,76	28,14	0,27	0,010	1,52	
49										28,24					
50										53,64					
51	PK06	3,00	10	0,5	10,50	4,0	3,0	35,93	LL	54,44	54,21	0,40	0,007	1,51	
52										54,53					

Fortsetzung der Tabelle D.2

Serie	Ifd.-Nr.	Prüfkörper	Geometrie und Tragfähigkeit Prüfkörper								Ver-sagen	Versuchsergebnisse Tragfähigkeit				
			t	d	Δd_{nom}	d_0	e_1/d_0	e_2/d_0	$F_{R,min}$	F_u		$F_{u,m}$	$S_{ABW,n}$	$S_{ABW,n}/F_{u,m}$	$F_{u,m}/F_{R,min}$	
		[-]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[-]	[-]	[kN]		[kN]	[kN]	[kN]	[-]	[-]	
A.3	53	PK07	1,50	10	0,5	10,50	3,0	1,2	10,87	N-QS	10,82	11,06	0,14	0,013	1,02	
	11,13															
	11,07															
	11,20															
	57	PK07	3,00	10	0,5	10,50	3,0	1,2	21,12	N-QS	20,18	20,16	0,12	0,006	0,95	
	20,30															
	20,01															
	60	PK08	1,50	10	0,5	10,50	3,0	1,5	15,53	N-QS	16,08	16,00	0,06	0,004	1,03	
	15,97															
	15,95															
	63	PK08	3,00	10	0,5	10,50	3,0	1,5	30,18	N-QS	28,12	28,34	0,17	0,006	0,94	
	28,39															
	28,53															
	23,44															
66	PK09	1,50	10	0,5	10,50	3,0	2,0	18,49	LL	23,47	23,49	0,05	0,002	1,27		
23,56																
43,20																
69	PK09	3,00	10	0,5	10,50	3,0	2,0	35,93	LL	42,55	42,62	0,45	0,011	1,19		
42,10																
19,99																
A.4	72	PK10	1,50	8	0,1	8,10	3,1	3,1	14,79	LL	20,17	20,01	0,13	0,006	1,35	
	19,87															
	19,74															
	75	PK11	1,50	8	0,3	8,30	3,1	3,1	14,79	LL	20,11	19,90	0,16	0,008	1,35	
	19,84															
	19,48															
	78	PK12	1,50	8	0,7	8,70	2,9	2,9	14,79	LL	19,82	19,61	0,15	0,008	1,33	
	19,53															
	18,98															
	81	PK13	1,50	8	1,0	9,00	2,8	2,8	14,79	LL	19,07	18,93	0,15	0,008	1,28	
	18,73															
	25,67															
	82	PK10	2,00	8	0,1	8,10	3,1	3,1	20,84	LL	25,90	26,23	0,63	0,024	1,26	
	27,11															
	26,66															
	86	PK11	2,00	8	0,3	8,30	3,1	3,1	20,84	LL	26,21	25,88	0,81	0,031	1,24	
	24,77															
	26,97															
	87	PK12	2,00	8	0,7	8,70	2,9	2,9	20,84	LL	26,99	26,98	0,01	0,000	1,29	
	26,99															
	26,38															
	88	PK13	2,00	8	1,0	9,00	2,8	2,8	20,84	LL	26,82	26,68	0,22	0,008	1,28	
	26,85															
	22,88															
	89	PK14	1,50	10	0,1	10,10	3,1	3,1	18,49	LL	23,95	23,79	0,68	0,029	1,29	
	24,52															
	24,15															
	90	PK15	1,50	10	0,3	10,30	3,1	3,1	18,49	LL	24,13	24,11	0,05	0,002	1,30	
	24,04															
	23,55															
91	PK16	1,50	10	0,7	10,70	2,9	2,9	18,49	LL	23,70	23,79	0,23	0,010	1,29		
24,11																
23,36																
92	PK17	1,50	10	1,0	11,00	2,9	2,9	18,49	LL	23,41	23,51	0,18	0,008	1,27		
23,76																
23,20																
93	PK18	1,50	10	2,0	12,00	2,6	2,6	18,49	LL	23,35	23,21	0,11	0,005	1,26		
23,08																
23,08																

Anhang D – Komponentenversuche

Fortsetzung der Tabelle D.2

Serie	Ifd.-Nr.	Prüfkörper	Geometrie und Tragfähigkeit Prüfkörper							Ver-sagen	Versuchsergebnisse Tragfähigkeit					
			t	d	Δd_{nom}	d_0	e_1/d_0	e_2/d_0	$F_{R,min}$		F_u	$F_{u,m}$	$S_{ABW,n}$	$S_{ABW,n} / F_{u,m}$	$F_{u,m} / F_{R,min}$	
			[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[-]	[-]	[kN]		[kN]	[kN]	[-]	[-]		
A.4	111	PK14	3,00	10	0,1	10,10	3,1	3,1	35,93	LL	44,12	44,41	0,24	0,005	1,24	
	112										44,42					
	113										44,70					
	114		PK15	3,00	10	0,3	10,30	3,1	3,1	35,93	LL	43,96	43,58	0,34	0,008	1,21
	115	43,64														
	116	43,14														
	117		PK16	3,00	10	0,7	10,70	2,9	2,9	35,93	LL	44,04	43,85	0,15	0,003	1,22
	118	43,67														
	119	43,83														
	120		PK17	3,00	10	1,0	11,00	2,9	2,9	35,93	LL	44,26	43,56	0,92	0,021	1,21
	121	42,27														
	122	44,16														
	123		PK18	3,00	10	2,0	12,00	2,6	2,6	35,93	LL	43,81	43,85	0,08	0,002	1,22
	124	43,96														
	125	43,78														
	126		PK19	2,00	12	0,3	12,30	3,0	3,0	31,26	LL	39,05	39,03	0,13	0,003	1,25
	127	39,23														
	128	38,94														
	129		PK20	2,00	12	1,0	13,00	2,9	2,9	31,26	LL	38,88	37,31	0,57	0,015	1,19
	130	36,81														
	131	37,01														
	132		PK21	2,00	12	2,0	14,00	2,7	2,7	31,26	LL	38,10	38,56	0,11	0,003	1,23
	133	38,58														
	134	38,42														
	135		PK19	4,00	12	0,3	12,30	3,0	3,0	57,24	LL	38,68	72,87	0,38	0,005	1,27
	136	73,22														
	137	73,06														
	138		PK20	4,00	12	1,0	13,00	2,9	2,9	57,24	LL	72,34	71,91	0,86	0,012	1,26
139	70,76															
140	72,82															
141		PK21	4,00	12	2,0	14,00	2,7	2,7	57,24	LL	72,16	71,26	0,43	0,006	1,24	
142	71,78															
143	71,26															
144		Serie B.1 und B.2 - Gewinde in der Kontaktzone														
B.1	145	PK01	1,50	6	0,5	6,50	3,0	3,0	11,09	LL	14,52	14,34	0,31	0,021	1,29	
	146										13,91					
	147										14,59					
	148		PK01	2,00	6	0,5	6,50	3,0	3,0	15,63	LL	7,04	19,91	0,22	0,011	1,27
	149	20,20														
	150	19,90														
	151		PK02	1,50	8	0,5	8,50	3,0	3,0	14,79	LL	19,65	19,63	0,09	0,005	1,33
	152	19,67														
	153	19,51														
	154		PK02	2,00	8	0,5	8,50	3,0	3,0	20,84	LL	19,72	26,88	0,23	0,009	1,29
	155	27,20														
	156	26,81														
	157		PK03	1,50	10	0,5	10,50	3,0	3,0	18,49	LL	26,64	23,48	0,41	0,017	1,27
	158	23,04														
	159	24,02														
	160		PK03	2,00	10	0,5	10,50	3,0	3,0	26,05	LL	23,39	32,30	0,63	0,020	1,24
	161	32,16														
	162	33,13														
163		PK03	3,00	10	0,5	10,50	3,0	3,0	35,93	LL	31,60	44,82	0,18	0,004	1,25	
164	45,08															
165	44,70															
166											44,70					

Fortsetzung der Tabelle D.2

Serie	Ifd.-Nr.	Prüfkörper	Geometrie und Tragfähigkeit Prüfkörper								Ver-sagen	Versuchsergebnisse Tragfähigkeit				
			t	d	Δd_{nom}	d_0	e_1/d_0	e_2/d_0	$F_{R,min}$	F_u		$F_{u,m}$	$S_{ABW,n}$	$S_{ABW,n}/F_{u,m}$	$F_{u,m}/F_{R,min}$	
		[-]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[-]	[-]	[kN]		[kN]	[kN]	[kN]	[-]	[-]	
B.1	167	PK03	4,00	10	0,5	10,50	3,0	3,0	47,70	LL	59,37	59,98	0,85	0,014	1,26	
	168										61,19					
	169										59,39					
	170	PK04	1,50	12	0,5	12,50	3,0	3,0	22,19	LL	29,00	28,98	0,52	0,018	1,31	
	171										28,33					
	172										29,60					
	173	PK04	2,00	12	0,5	12,50	3,0	3,0	31,26	LL	39,95	39,71	0,22	0,006	1,27	
	174										39,76					
	175										39,42					
	176	PK04	3,00	12	0,5	12,50	3,0	3,0	43,11	LL	53,09	53,12	0,11	0,002	1,23	
	177										53,27					
	178										53,01					
179	PK04	4,00	12	0,5	12,50	3,0	3,0	57,24	LL	72,74	72,80	0,44	0,006	1,27		
180										73,37						
181										72,30						
B.2	182	PK14	1,50	10	0,1	10,10	3,1	3,1	18,49	LL	23,04	23,24	0,14	0,006	1,26	
	183										23,30					
	184										23,37					
	185	PK15	1,50	10	0,3	10,30	3,1	3,1	18,49	LL	24,15	24,02	0,35	0,015	1,30	
	186										24,36					
	187										23,54					
	188	PK16	1,50	10	0,7	10,70	2,9	2,9	18,49	LL	22,92	23,12	0,29	0,013	1,25	
	189										23,53					
	190										22,89					
	191	PK17	1,50	10	1,0	11,00	2,9	2,9	18,49	LL	23,96	23,70	0,32	0,014	1,28	
	192										23,25					
	193										23,90					
	194	PK18	1,50	10	2,0	12,00	2,6	2,6	18,49	LL	22,82	23,12	0,37	0,016	1,25	
	195										22,89					
	196										23,63					
	197	PK14	3,00	10	0,1	10,10	3,1	3,1	35,93	LL	45,66	45,55	0,08	0,002	1,27	
	198										45,52					
	199										45,48					
	200	PK15	3,00	10	0,3	10,30	3,1	3,1	35,93	LL	44,52	44,53	0,54	0,012	1,24	
	201										45,20					
	202										43,88					
203	PK16	3,00	10	0,7	10,70	2,9	2,9	35,93	LL	44,06	44,58	0,39	0,009	1,24		
204										45,01						
205										44,66						
206	PK17	3,00	10	1,0	11,00	2,9	2,9	35,93	LL	44,11	44,54	0,32	0,007	1,24		
207										44,88						
208										44,64						
209	PK18	3,00	10	2,0	12,00	2,6	2,6	35,93	LL	44,56	43,94	0,45	0,010	1,22		
210										43,77						
211										43,49						
Serie C.1 - Kontrollversuche mit gebohrten Löchern																
C.1	212	PK03	2,00	10	0,5	10,50	3,00	3,00	26,05	LL	34,71	34,83	0,11	0,003	1,34	
	213										34,94					
	214	PK03	2,00	12	0,5	12,50	2,52	2,52	27,35	LL	35,16	35,19	0,02	0,001	1,29	
	215										35,21					
		4,54	Fehlversuche bzw. zur Inaugenscheinnahme vor dem Erreichen der Grenztragfähigkeit entlastet.													
		In den jeweiligen Versuchsserien variierte Parameter.														

Anhang D – Komponentenversuche

Tabelle D.3: Parameter und Ergebnisse der Komponentenversuche zur Lochleibungsfeder – Auswertung der Lochleibungssteifigkeiten für die Serien A, B und C

Serie	Ifd.-Nr.	Prüfkörper [-]	Geometrie und Steifigkeit Prüfkörper									Versuchsergebnisse Steifigkeit					
			t [mm]	d [mm]	Δd_{nom} [mm]	d_0 [mm]	e_1/d_0 [-]	e_2/d_0 [-]	$k_{7,UK}$ [kN/mm]	$k_{7,RO}$ [kN/mm]	$k_{7,EC}$ [kN/mm]	$33\% F_{B,R}$ k_7 [kN/mm]	$67\% F_{B,R}$ k_7 [kN/mm]	$100\% F_{B,R}$ k_7 [kN/mm]	$100\% F_{B,R}$ $k_{7,MW}$ [kN/mm]		
Serie A.1 bis A.4 - Schraubenschaft in der Kontaktzone																	
A.1	1	PK01	1,50	6	0,5	6,50	3,0	3,0	11,8	5,9	12,5	25,5	27,6	13,4	7,8		
	2											30,3		14,3	7,9		
	3											26,6		13,2	7,1		
	4											n.v.		n.v.	n.v.		
	5											n.v.		n.v.	n.v.		
	6	PK01	2,00	6	0,5	6,50	3,0	3,0	16,7	8,3	17,6	28,2	35,3	15,0	8,7		
	7											28,1		19,1	10,7		
	8											36,5		16,8	7,3		
	9											37,8		20,1	10,3		
	10											38,8		20,3	10,1		
	11	PK02	1,50	8	0,5	8,50	3,0	3,0	11,8	6,8	16,6	31,1	32,0	17,7	10,2		
	12											36,3		17,5	9,5		
	13											28,8		16,2	9,5		
	14	PK02	2,00	8	0,5	8,50	3,0	3,0	16,7	9,6	23,4	36,5	38,8	23,3	13,1		
	15											42,2		24,6	14,2		
	16											37,7		23,1	13,8		
	17	PK03	1,50	10	0,5	10,50	3,0	3,0	11,8	7,6	20,8	48,3	41,4	19,1	9,5		
	18											41,9		19,1	10,8		
	19											33,9		17,5	9,3		
	20	PK03	2,00	10	0,5	10,50	3,0	3,0	16,7	10,8	29,3	40,4	47,2	24,5	13,8		
	21											72,6		26,1	25,7		
	22											54,0		26,6	13,6		
	23	PK03	3,00	10	0,5	10,50	3,0	3,0	28,6	18,4	40,4	42,9	47,1	28,0	15,8		
	24											48,7		33,2	30,5		
	25											49,8		30,5	16,0		
	26	PK03	4,00	10	0,5	10,50	3,0	3,0	44,4	28,7	53,7	71,6	69,2	44,4	21,9		
	27											69,5		42,4	41,8		
	28											66,5		38,4	19,9		
	29											39,6		20,1	10,3		
	30	PK04	1,50	12	0,5	12,50	3,0	3,0	11,8	8,3	25,0	44,7	43,3	20,2	20,7		
	31											45,7		21,8	11,0		
	32											52,2		27,9	14,3		
33	PK04	2,00	12	0,5	12,50	3,0	3,0	16,7	11,8	35,2	62,3	59,6	29,6	29,2			
34											64,3		30,0	14,0			
35											61,5		31,5	13,4			
36	PK04	3,00	12	0,5	12,50	3,0	3,0	28,6	20,2	48,5	59,9	59,1	32,8	31,6			
37											55,9		30,4	14,6			
38											86,8		51,5	27,8			
39	PK04	4,00	12	0,5	12,50	3,0	3,0	44,4	31,4	64,4	81,1	86,7	49,2	51,4			
40											92,3		53,6	28,1			
41	A.2	PK05	1,50	10	0,5	10,50	2,0	3,0	11,8	7,6	16,6	33,3	30,8	26,0	24,4		
42												27,6		22,3		12,9	
43												31,5		24,8		13,4	
44												58,7		38,3		17,1	
45	PK05	3,00	10	0,5	10,50	2,0	3,0	28,6	18,4	32,3	43,2	52,9	35,5	37,7			
46											56,9		39,4		18,0		
47											33,7		17,5		10,0		
48	PK06	1,50	10	0,5	10,50	4,0	3,0	11,8	7,6	20,8	31,4	33,9	14,4	16,1			
49											36,5		16,4		9,0		
50	PK06	3,00	10	0,5	10,50	4,0	3,0	28,6	18,4	40,4	47,7	46,2	28,7	27,7			
51											43,5		26,5		16,9		
52											47,5		27,9		16,7		

Fortsetzung der Tabelle D.3

Serie	Ifd.-Nr.	Prüfkörper [-]	Geometrie und Steifigkeit Prüfkörper									Versuchsergebnisse Steifigkeit						
			t [mm]	d [mm]	Δd_{nom} [mm]	d_0 [mm]	e_1/d_0 [-]	e_2/d_0 [-]	$k_{7,UK}$ [kN/mm]	$k_{7,RO}$ [kN/mm]	$K_{7,EC}$ [kN/mm]	33% $F_{B,R}$		67% $F_{B,R}$		100% $F_{B,R}$		
											k_7 [kN/mm]	$k_{7,MW}$ [kN/mm]	k_7 [kN/mm]	$k_{7,MW}$ [kN/mm]	k_7 [kN/mm]	$k_{7,MW}$ [kN/mm]	k_7 [kN/mm]	$k_{7,MW}$ [kN/mm]
A.3	53	PK07	1,50	10	0,5	10,50	3,0	1,2	11,8	7,6	20,8	n.v.	n.v.	n.v.				
	54											40,2	34,3	24,9	26,9	14,3		
	55											27,3						
	56											35,3						
	57	PK07	3,00	10	0,5	10,50	3,0	1,2	28,6	18,4	40,4	58,8	44,7	18,6				
	58											72,4	63,4	48,9	45,6	19,4		
	59											59,0						
	60	PK08	1,50	10	0,5	10,50	3,0	1,5	11,8	7,6	20,8	39,7	24,3	10,8				
	61											32,3	33,4	22,6	23,0	11,0		
	62											28,3						
	63											52,5						
	64	PK08	3,00	10	0,5	10,50	3,0	1,5	28,6	18,4	40,4	55,0	51,8	35,3	34,3	13,1	13,9	
	65											47,9						
	66	PK09	1,50	10	0,5	10,50	3,0	2,0	11,8	7,6	20,8	35,3	18,8	9,6				
	67											67,27	36,9	26,5	21,2	11,8	10,3	
	68											38,6						
	69											57,1						
	70	PK09	3,00	10	0,5	10,50	3,0	2,0	28,6	18,4	40,4	52,1	53,4	28,7	28,5	13,3	13,2	
71	50,9																	
72	42,4																	
73	PK10	1,50	8	0,1	8,10	3,1	3,1	11,8	6,8	16,6	63,84	44,2	24,8	22,2	11,9	10,9		
74											46,0							
75	PK11	1,50	8	0,3	8,30	3,1	3,1	11,8	6,8	16,6	36,4	35,9	18,3	18,5	9,7			
76											33,0							
77											38,2							
78	PK12	1,50	8	0,7	8,70	2,9	2,9	11,8	6,8	16,4	23,1	28,1	15,2	16,7	9,1			
79											27,1							
80											34,1							
81	PK13	1,50	8	1,0	9,00	2,8	2,8	11,8	6,8	16,1	24,0	22,9	14,2	14,2	8,4			
82											21,8							
83											22,9							
84	PK10	2,00	8	0,1	8,10	3,1	3,1	16,7	9,6	23,4	34,7	42,2	22,1	24,9	10,7			
85											51,7							
86											40,3							
87											38,1							
88	PK11	2,00	8	0,3	8,30	3,1	3,1	16,7	9,6	23,4	38,8	37,2	21,9	21,6	11,8	11,0		
89											34,7							
90	PK12	2,00	8	0,7	8,70	2,9	2,9	16,7	9,6	23,1	35,8	35,9	21,8	22,5	12,6			
91											36,3							
92											35,6							
93	PK13	2,00	8	1,0	9,00	2,8	2,8	16,7	9,6	22,7	31,7	31,8	20,0	20,7	11,8			
94											32,3							
95											31,3							
96	PK14	1,50	10	0,1	10,10	3,1	3,1	11,8	7,6	20,8	42,2	39,9	16,5	18,9	7,8			
97											35,7							
98											41,8							
99											39,9							
100	PK15	1,50	10	0,3	10,30	3,1	3,1	11,8	7,6	20,8	37,8	37,6	18,1	18,2	9,5	9,5		
101											35,2							
102	PK16	1,50	10	0,7	10,70	2,9	2,9	11,8	7,6	20,6	31,2	28,6	16,6	16,1	9,0			
103											25,6							
104											29,0							
105	PK17	1,50	10	1,0	11,00	2,9	2,9	11,8	7,6	20,2	26,4	27,6	14,9	15,5	8,4			
106											30,3							
107											26,1							
108											43,43							
109	PK18	1,50	10	2,0	12,00	2,6	2,6	11,8	7,6	19,2	22,6	22,1	15,4	14,0	8,5	8,1		
110											21,6							

Anhang D – Komponentenversuche

Fortsetzung der Tabelle D.3

Serie	Ifd.-Nr.	Prüfkörper	Geometrie und Steifigkeit Prüfkörper									Versuchsergebnisse Steifigkeit					
			t	d	Δd_{nom}	d_0	e_1/d_0	e_2/d_0	$k_{7,UK}$	$k_{7,RO}$	$k_{7,EC}$	33% $F_{0,R}$		67% $F_{0,R}$		100% $F_{0,R}$	
			[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[-]	[-]	[kN/mm]	[kN/mm]	[kN/mm]	k_7	$k_{7,MW}$	k_7	$k_{7,MW}$	k_7	$k_{7,MW}$
												[kN/mm]	[kN/mm]	[kN/mm]	[kN/mm]	[kN/mm]	[kN/mm]
A.4	111	PK14	3,00	10	0,1	10,10	3,1	3,1	28,6	18,4	40,4	48,0		30,4		16,3	
	112											63,1	58,5	31,9	31,9	15,4	16,0
	113											64,3		33,4		16,4	
	114	PK15	3,00	10	0,3	10,30	3,1	3,1	28,6	18,4	40,4	50,0		29,8		13,9	
	115											49,0	52,2	30,6	30,2	14,9	14,2
	116											57,6		30,2		13,8	
	117	PK16	3,00	10	0,7	10,70	2,9	2,9	28,6	18,4	40,0	43,3		27,0		15,1	
	118											55,7	47,4	30,7	28,1	14,8	14,7
	119											43,2		26,7		14,1	
	120	PK17	3,00	10	1,0	11,00	2,9	2,9	28,6	18,4	39,3	42,2		26,3		13,6	
	121											47,1	43,3	27,6	26,8	13,4	13,7
	122											40,7		26,5		14,0	
	123	PK18	3,00	10	2,0	12,00	2,6	2,6	28,6	18,4	37,4	35,9		23,8		12,9	
	124											29,0	34,7	21,1	23,0	12,5	12,6
	125											39,2		24,0		12,5	
	126	PK19	2,00	12	0,3	12,30	3,0	3,0	16,7	11,8	35,2	62,4		28,1		13,3	
	127											54,8	59,4	28,0	29,1	13,2	13,7
	128											44,9		28,1		13,8	
	129											75,5		31,1		14,1	
	130	PK20	2,00	12	1,0	13,00	2,9	2,9	16,7	11,8	34,4	38,5		20,1		10,0	
131	43,0											43,6	21,7	21,9	10,5	10,8	
132	49,4												24,1		11,9		
133	PK21	2,00	12	2,0	14,00	2,7	2,7	16,7	11,8	32,9	38,9		20,8		11,0		
134											37,7	35,6	21,5	20,9	11,8	11,5	
135											30,1		20,3		11,8		
136	PK19	4,00	12	0,3	12,30	3,0	3,0	44,4	31,4	64,4	79,0		51,9		26,8		
137											80,8	78,7	50,9	50,6	26,1	26,5	
138											76,5		49,0		26,7		
139	PK20	4,00	12	1,0	13,00	2,9	2,9	44,4	31,4	62,9	72,9		46,0		24,8		
140											76,8	76,1	48,8	47,4	26,3	25,3	
141											78,7		47,3		24,8		
142	PK21	4,00	12	2,0	14,00	2,7	2,7	44,4	31,4	60,3	58,5		39,9		22,0		
143											60,5	60,8	40,3	40,6	22,0	22,4	
144											63,5		41,4		23,1		
Serie B.1 und B.2 - Gewinde in der Kontaktzone																	
B.1	145	PK01	1,50	6	0,5	6,50	3,0	3,0	7,1	5,9	12,5	10,1		8,0		5,7	
	146											8,8	9,5	7,8	8,0	5,3	5,6
	147											9,8		8,3		5,7	
	148											n.v.		n.v.		n.v.	
	149	PK01	2,00	6	0,5	6,50	3,0	3,0	10,0	8,3	17,6	16,2		11,4		7,4	
	150											14,3	15,1	10,1	10,5	6,5	6,8
	151											14,8		9,9		6,5	
	152	PK02	1,50	8	0,5	8,50	3,0	3,0	7,1	6,8	16,6	13,4		9,4		6,5	
	153											11,8	11,8	8,7	9,0	6,2	6,5
	154											10,3		9,0		6,8	
	155	PK02	2,00	8	0,5	8,50	3,0	3,0	10,0	9,6	23,4	16,9		13,1		12,0	
	156											16,5	16,8	12,8	13,1	8,4	10,0
	157											17,1		13,4		9,6	
	158	PK03	1,50	10	0,5	10,50	3,0	3,0	7,1	7,6	20,8	14,3		9,6		6,1	
	159											12,7	12,4	9,3	9,1	6,9	6,5
	160											10,3		8,5		6,5	
	161	PK03	2,00	10	0,5	10,50	3,0	3,0	10,0	10,8	29,3	19,3		12,8		7,8	
162	13,4											16,7	12,8	12,6	9,0	8,3	
163	17,4												12,2		8,1		
164	PK03	3,00	10	0,5	10,50	3,0	3,0	17,1	18,4	40,4	25,2		18,8		12,3		
165											23,0	24,1	18,0	18,7	11,7	12,0	
166											24,1		19,3		12,1		

Fortsetzung der Tabelle D.3

Serie	Ifd.-Nr.	Prüfkörper [-]	Geometrie und Steifigkeit Prüfkörper									Versuchsergebnisse Steifigkeit					
			t [mm]	d [mm]	Δd_{nom} [mm]	d_0 [mm]	e_1/d_0 [-]	e_2/d_0 [-]	$k_{7,UK}$ [kN/mm]	$k_{7,RO}$ [kN/mm]	$K_{7,EC}$ [kN/mm]	33% $F_{B,R}$		67% $F_{B,R}$		100% $F_{B,R}$	
											k_7 [kN/mm]	$k_{7,MW}$ [kN/mm]	k_7 [kN/mm]	$k_{7,MW}$ [kN/mm]	k_7 [kN/mm]	$k_{7,MW}$ [kN/mm]	
B.1	167	PK03	4,00	10	0,5	10,50	3,0	3,0	26,7	28,7	53,7	36,6	35,4	22,4	13,3		
	168											36,3		23,2	14,1		
	169											33,5		21,4	17,5		
	170	PK04	1,50	12	0,5	12,50	3,0	3,0	7,1	8,3	25,0	13,8	13,5	10,7	7,5		
	171											14,1		8,2	6,7		
	172											12,5		10,2	7,2		
	173	PK04	2,00	12	0,5	12,50	3,0	3,0	10,0	11,8	35,2	14,9	15,4	12,6	9,5		
	174											16,4		13,5	9,8		
	175											15,0		12,7	9,4		
	176	PK04	3,00	12	0,5	12,50	3,0	3,0	17,1	20,2	48,5	29,6	30,2	18,3	10,9		
	177											31,0		18,2	11,5		
	178											30,1		18,1	11,3		
179	PK04	4,00	12	0,5	12,50	3,0	3,0	26,7	31,4	64,4	37,3	39,1	27,3	17,3			
180											35,4		27,0	18,2			
181											44,6		27,7	16,9			
B.2	182	PK14	1,50	10	0,1	10,10	3,1	3,1	7,1	7,6	20,8	12,0	13,4	9,1	6,3		
	183											13,2		9,2	6,4		
	184											15,0		9,0	6,1		
	185	PK15	1,50	10	0,3	10,30	3,1	3,1	7,1	7,6	20,8	14,4	14,3	9,9	6,8		
	186											14,9		9,9	6,8		
	187											13,7		9,3	6,2		
	188	PK16	1,50	10	0,7	10,70	2,9	2,9	7,1	7,6	20,6	13,2	13,2	9,0	6,0		
	189											13,3		9,6	6,3		
	190											13,0		8,9	5,9		
	191	PK17	1,50	10	1,0	11,00	2,9	2,9	7,1	7,6	20,2	10,8	11,9	8,7	6,2		
	192											n.v.		9,0	n.v.		
	193											12,9		9,2	6,4		
	194	PK18	1,50	10	2,0	12,00	2,6	2,6	7,1	7,6	19,2	9,5	9,2	8,0	5,7		
	195											8,1		7,5	5,6		
	196											9,8		7,9	5,8		
	197	PK14	3,00	10	0,1	10,10	3,1	3,1	17,1	18,4	40,4	33,1	31,1	20,9	11,9		
	198											30,2		20,4	11,8		
	199											30,1		20,4	13,0		
	200	PK15	3,00	10	0,3	10,30	3,1	3,1	17,1	18,4	40,4	31,3	27,6	19,3	10,9		
	201											25,7		18,5	11,4		
	202											25,8		17,0	10,3		
203	PK16	3,00	10	0,7	10,70	2,9	2,9	17,1	18,4	40,0	21,1	22,6	15,5	9,9			
204											24,0		18,5	11,5			
205											22,5		18,1	11,4			
206	PK17	3,00	10	1,0	11,00	2,9	2,9	17,1	18,4	39,3	25,0	24,5	18,3	11,7			
207											26,9		19,2	12,0			
208											21,6		16,7	11,5			
209	PK18	3,00	10	2,0	12,00	2,6	2,6	17,1	18,4	37,4	23,7	21,0	18,1	11,5			
210											19,0		15,9	10,5			
211											20,3		16,8	10,2			
Serie C.1 - Kontrollversuche mit gebohrten Löchern																	
C.1	212	PK03	2,00	10	0,5	10,50	3,00	3,00	16,7	10,8	29,3	34,4	43,7	20,8	11,1		
	213											53,0		29,8	12,8		
	214											PK03		2,00	12	0,5	12,50
215	28,6	21,9	12,5														
<p>4,54 Fehlversuche bzw. zur Inaugenscheinnahme vor dem Erreichen der Grenzt Tragfähigkeit entlastet.</p> <p> In den jeweiligen Versuchsserien variierte Parameter.</p> <p>Hinweise zu den Indizes: UK = Zadanfarrokh / Bryan; Universität Salford, England RO = Zaharia / Dubina; Universität Timisoara, Rumänien EC = DIN EN 1993-1-8 / Jaspert, Komponentenmethode</p>																	

Für die Versuche mit einem reinen Lochleibungsversagen aus den Versuchsserien A, B und C ist eine statistische Auswertung nach Anhang D.2 der DIN EN 1990 [R14] durchgeführt worden. Da zum Variationskoeffizienten V_x ausreichend Vorinformationen vorliegen, kann die Auswertung für den Anwendungsfall „ V_x bekannt“ erfolgen. Der Variationskoeffizient beträgt entsprechend der Versuchsauswertung $V_x = 0,0739$, was sich mit den nachfolgend aufgeführten Anhaltswerten aus der Background documentation zur DIN EN 1993-1-8 [91] deckt und unter dem Empfehlungswert $V_x = 0,10$ für „ V_x unbekannt“ liegt.

- für die Zugfestigkeit des Blechwerkstoffs: $V_{fu} = 0,07$
- für Randabstände: $V_{e1} = V_{e2} = 0,005$
- für die Dicke und Breite der Bleche: $V_t = 0,05$
- für den Schraubenschaftdurchmesser: $V_d = 0,003$

Für „ V_x bekannt“ betragen die Fraktilefaktoren (5 %-Fraktile) nach den Tabellen D.1 und D.2 für einen Probenumfang von $n = 76$:

- Fraktilefaktor für charakteristische Werte: $k_n \leq 1,67, k_\infty = 1,64$
- Fraktilefaktor für Bemessungswerte: $k_n \leq 3,13, k_\infty = 3,04$

Die statistische Auswertung ist in Tabelle D.4 auf der nachfolgenden Seite zusammengefasst. Aus dem Quotienten von f_k und f_d ergibt sich ein im Vergleich zu $\gamma_{M2} = 1,25$ korrigierter bzw. reduzierter Teilsicherheitsbeiwert für die Lochleibungstragfähigkeit der experimentell untersuchten Anschlüsse von:

- Teilsicherheitsbeiwert Lochleibung: $\gamma_{M2}^* = 1,165$

Die durchgeführten Versuche bestätigen damit – wie erwartet – die Anwendbarkeit des Bemessungsmodells für die Lochleibungstragfähigkeit und zeigen auf, dass geringe Tragfähigkeitsreserven aufgrund des Ansatzes von $\gamma_{M2} = 1,25$ gegeben sind.

Tabelle D.4: Statistische Auswertung der Anschlusstragfähigkeit für die Serien A, B und C

Serie	$F_{u,m}$ [kN]	$F_{b,R}$ [kN]	b	δ_i	Δ_i	Δ_{quer}	s_{Δ}^2	V_{δ}	$V_{rt,exp}$	V_r^2	Q_{rt}	Q_{δ}	Q	α_{rt}	α_{δ}	f_k	f_d	
A.1	14,32	11,09		1,027	0,0270													
	19,20	15,63		0,978	-0,0225													
	19,41	14,79		1,044	0,0432													
	26,96	20,84		1,030	0,0291													
	23,75	18,49		1,022	0,0221													
	32,22	26,05		1,006	0,0058													
	44,50	35,93		0,986	-0,0144													
	59,91	47,70		1,000	-0,0004													
	28,34	22,19		1,017	0,0165													
	39,74	31,26		1,012	0,0117													
	51,08	43,11		0,943	-0,0587													
	72,75	57,24		1,011	0,0114													
	17,09	12,94		1,051	0,0498													
	31,26	25,15		0,989	-0,0107													
	28,14	18,49		1,211	0,1917													
	54,21	35,93		1,201	0,1830													
	11,06	10,87		0,809	-0,2114													
	20,16	21,12		0,760	-0,2749													
	16,00	15,53		0,820	-0,1985													
	28,34	30,18		0,748	-0,2910													
23,49	18,49		1,011	0,0111														
42,62	35,93		0,944	-0,0575														
A.2	17,09	12,94		1,051	0,0498													
	31,26	25,15		0,989	-0,0107													
	28,14	18,49		1,211	0,1917													
	54,21	35,93		1,201	0,1830													
A.3	23,49	18,49		1,011	0,0111													
	42,62	35,93		0,944	-0,0575													
A.4	20,01	14,79		1,077	0,0739													
	19,90	14,79		1,071	0,0684													
	19,61	14,79		1,055	0,0537													
	18,93	14,79		1,018	0,0183													
	26,23	20,84		1,002	0,0015													
	25,88	20,84		0,988	-0,0117													
	26,98	20,84		1,030	0,0300													
	26,68	20,84		1,019	0,0187													
	23,79	18,49		1,024	0,0236													
	23,11	18,49	1,257	1,038	0,0371	0,0025	0,0059	0,077	0,074	0,011	0,074	0,077	0,107	0,693	0,723	0,833	0,715	
	23,79	18,49		1,024	0,0237													
	23,51	18,49		1,012	0,0121													
	23,21	18,49		0,999	-0,0009													
	44,41	35,93		0,984	-0,0162													
	43,58	35,93		0,965	-0,0351													
	43,85	35,93		0,971	-0,0291													
	43,56	35,93		0,965	-0,0356													
	43,85	35,93		0,971	-0,0290													
	39,03	31,26		0,994	-0,0065													
	37,31	31,26		0,950	-0,0516													
38,56	31,26		0,982	-0,0184														
72,87	57,24		1,013	0,0131														
71,91	57,24		1,000	-0,0002														
71,26	57,24		0,991	-0,0093														
B.1	14,34	11,09		1,029	0,0284													
	19,91	15,63		1,014	0,0138													
	19,63	14,79		1,056	0,0549													
	26,88	20,84		1,027	0,0263													
	23,48	18,49		1,011	0,0109													
	32,30	26,05		0,987	-0,0134													
	44,82	35,93		0,993	-0,0071													
	59,98	47,70		1,001	0,0008													
	28,98	22,19		1,039	0,0387													
	39,71	31,26		1,011	0,0109													
	53,12	43,11		0,981	-0,0195													
	72,80	57,24		1,012	0,0121													
B.2	23,24	18,49		1,000	0,0003													
	24,02	18,49		1,034	0,0332													
	23,12	18,49		0,995	-0,0049													
	23,70	18,49		1,020	0,0202													
	23,12	18,49		0,995	-0,0049													
	45,55	35,93		1,009	0,0091													
	44,53	35,93		0,987	-0,0135													
	44,58	35,93		0,988	-0,0126													
	44,54	35,93		0,987	-0,0134													
	43,94	35,93		0,973	-0,0270													
C.1	34,83	26,05		1,064	0,0621													
	35,19	27,35		1,024	0,0237													

D.2 – Komponente K8 – Schraubenbiegung

Tabelle D.5: Mechanische Eigenschaften der in den Versuchen der Serien A und B eingesetzten Schrauben

lfd.-Nr.	Schraube und Produktnorm	d_0 [mm]	E [N/mm ²]	$R_{p0.2}$ [N/mm ²]	R_m [N/mm ²]	A [%]	A_g [%]
1	M8-8.8x100 - ISO 4014	4,98	187.686	894	959	17,2	5,7
2	M8-8.8x100 - ISO 4014	5,00	187.880	869	937	18,5	6,2
Mittelwerte:		4,99	187.783	882	948	17,9	6,0
3	M8-8.8x100 - ISO 4017	5,01	191.801	896	955	18,0	5,7
4	M8-8.8x100 - ISO 4017	4,99	192.777	859	927	18,3	6,1
Mittelwerte:		5,00	192.289	877	941	18,2	5,9
5	M10-8.8x100 - ISO 4014	6,07	190.632	822	921	15,6	5,1
6	M10-8.8x100 - ISO 4014	5,99	190.287	820	921	16,3	5,3
Mittelwerte:		6,03	190.460	821	921	15,9	5,2
7	M10-8.8x100 - ISO 4017	5,99	197.403	880	941	17,1	5,7
8	M10-8.8x100 - ISO 4017	6,01	197.863	858	922	18,0	5,9
Mittelwerte:		6,00	197.633	869	932	17,5	5,8
9	M12-8.8x100 - ISO 4014	8,06	194.866	890	983	17,2	5,5
10	M12-8.8x100 - ISO 4014	8,08	194.035	862	958	17,9	5,7
Mittelwerte:		8,07	194.451	876	971	17,5	5,6
11	M12-8.8x100 - ISO 4017	8,06	199.451	845	940	18,3	6,2
12	M12-8.8x100 - ISO 4017	8,06	198.316	828	925	18,4	6,3
Mittelwerte:		8,06	198.884	836	932	18,3	6,3

Für die weiteren Auswertungen sind die Elastizitätsmodule der Proben auf volle 500 N/mm² gerundet worden. Somit ergeben sich folgende Werte:

M8-8.8 – ISO 4014: $E = 188.000 \text{ N/mm}^2$

M8-8.8 – ISO 4017: $E = 192.500 \text{ N/mm}^2$

M10-8.8 – ISO 4014: $E = 190.500 \text{ N/mm}^2$

M10-8.8 – ISO 4017: $E = 197.500 \text{ N/mm}^2$

M12-8.8 – ISO 4014: $E = 194.500 \text{ N/mm}^2$

M12-8.8 – ISO 4017: $E = 199.000 \text{ N/mm}^2$

Der mittlere Elastizitätsmodul beträgt für alle untersuchten Proben:

Probe 1 bis 12: $E = 193.500 \text{ N/mm}^2$

Die Abweichung zum Nennwert von $E = 210.000 \text{ N/mm}^2$ liegt bei etwa -7,9 %.

Tabelle D.6: Parameter und Ergebnisse der Komponentenversuche zur Schraubenbiegung der Serie A mit einer Spannweite im Dreipunktbiegeversuch von 60 mm

Serie	Ifd.-Nr.	Schraube und Produkt-norm	Schrauben-Länge L [mm]	Durch-messer d [mm]	Spann-weite		Gewindeanteil			gemessene Materialkennwerte			Versuchsergebnisse		
					L _{SR} [mm]	b' [mm]	f _g = b'/L _{SR} [%]	R _{p,0,2} [Mpa]	R _m [Mpa]	E [Mpa]	F2 [F _u] [kN]	Steifigkeits-koeffizient k _B [kN/mm]			
A.1	1	M8-8.8 - ISO 4014	100	7,78	60,4	0,0	0%	882	948	188.000	3,75 [4,48]	7,826	7,81		
	2											7,759			
	3											7,844			
	4				7,759										
	5				7,732										
	6				7,909										
	7				7,299										
	8	60,4	18,0	30%	877	941	192.500	3,75 [4,63]	7,350	7,35					
	9	7,413													
	10	3,547													
	11	3,692													
	12	3,659													
	13	3,675													
	14	3,775													
A.2	15	M10-8.8 - ISO 4014	100	9,76	60,4	0,0	0%	821	921	190.500	6,50 [8,98]	18,462	18,56		
	16											18,438			
	17											18,561			
	18				18,790										
	19				18,438										
	20				18,847										
	21	60,4	14,0	23%	869	932	197.500	4,00 [5,24]	19,011	9,64					
	22	16,723													
	23	16,544													
	24	16,348													
	25	16,187													
	26	16,395													
	27	75	9,76	60,4	22,0	36%	800	900	190.000	7,00 [9,40]	16,711	16,51			
	28	16,728													
29	9,072														
30	9,744														
31	9,619														
32	9,720														
33	9,651														
34	9,412														
35	9,701														
A.3	36	M12-8.8 - ISO 4014	100	11,78	60,4	0,0	0%	876	971	194.500	12,00 [18,13]	41,003	40,16		
	37											40,514			
	38											39,487			
	39				39,616										
	40				35,049										
	41				34,967										
	42	34,679													
	43	60,4	22,0	36%	836	932	199.000	8,00 [8,92]	29,819	19,76					
	44	29,642													
	45	29,128													
46	18,914														
47	19,838														
48	19,823														
49	20,119														
50	20,105														

Materialkennwerte nicht gemessen, Schrauben stammen aus dem Bestand der Rahmenschubversuchen an der TU Dortmund.



Tabelle D.7: Parameter und Ergebnisse der Komponentenversuche zur Schraubenbiegung der Serie B mit einer Spannweite im Dreipunktbiegeversuch von 50 mm

Serie	Ifd.-Nr.	Schraube und Produkt-norm	Schrauben-Länge L [mm]	Durch-messer d [mm]	Spann-weite L _{SR} [mm]	Gewindeanteil		gemessene Materialkennwerte			Versuchsergebnisse							
						b'	f _g = b'/L _{SR} [%]	R _{p,0,2} [Mpa]	R _m [Mpa]	E [Mpa]	F ₂ [F _{el}] [kN]	Steifigkeits-koeffizient k _g [kN/mm]						
B.1	51	M8-8.8 - ISO 4014	100	7,78	50,2	0,0	0%	882	948	188.000	4,00 [5,43]	12,833	12,85					
	52											12,864						
	53											12,882						
	54				12,828													
	55				11,563													
	56				11,279													
	57	11,356	3,50 [5,30]	11,40														
	58	6,440																
	59	6,303																
B.2	60	M8-8.8 - ISO 4014	100	6,74	50,2	50,2	100%	877	941	192.500	2,50 [3,09]	6,382	6,39					
	61	6,420																
	62	31,684																
	63	M10-8.8 - ISO 4014			100	9,76	50,2				0,0	0%	821	921	190.500	8,00 [10,73]	30,581	30,79
	64																30,260	
	65																30,617	
	66						30,946											
	67						29,692											
	68						29,929				8,00 [11,20]	30,19						
69	16,270																	
70	16,127																	
B.2	71	M10-8.8 - ISO 4017	100	8,53	50,2	50,2	100%	869	932	197.500	5,00 [6,78]	15,899	16,07					
	72											15,971						

Anmerkung: In den Spalten mit den Versuchsergebnissen sind neben dem Steifigkeitskoeffizienten k_g in Tabelle D.7 auch die Kräfte F₂ und F_{el} angegeben, die wie in Kapitel 3.3.2 erläutert, den oberen Stützpunkt für die zyklische Belastung (= F₂) bzw. die aus den Last-Verformungskurven abgeleitete Elastizitätsgrenze (= F_{el}) darstellen.

Anhang E – Zur Verteilung der Stahltonnage ausgewählter Silobauwerke

Für die Ausführungen zur Wirtschaftlichkeit in Kapitel 8 wurde bereits im Kontext des FOSTA-Forschungsvorhabens P1078 [106] für zwei Silobauwerke die Verteilung der Stahltonnage analysiert. Dabei handelt es sich um zwei voll automatisiert betriebene Hochregallager mit den folgenden Eckdaten:

<p>Silo A – Standort Bremen</p>  <p>(Quelle: google Earth)</p>	<p>Baujahr: ca. 2004</p> <p>Abmessungen: L/B/H = 148 / 26 / 26 m</p> <p>Stellplätze: ca. 20.000 Europaletten 14 Ebenen / 6 Gassen</p> <p>Fachlasten: 2,8 – 4,4 t, bei vier Paletten je Fach</p> <p>Stahlgüten: bis zu S460</p>
<p>Silo B – Standort Breuna</p>  <p>(www.breuna.de/cms/Wirtschaft)</p>	<p>Baujahr: ca. 2007</p> <p>Abmessungen: L/B/H = 109 / 82 / 37 m</p> <p>Stellplätze: ca. 50.000 Europaletten 15 Ebenen / 18 Gassen</p> <p>Fachlasten: 4,0 t, bei vier Paletten je Fach</p> <p>Stahlgüten: bis zu S460</p>

Zu den beiden Silobauwerken haben umfassende Planungsunterlagen vorgelegen, da sie auch Gegenstand des FOSTA-Forschungsvorhabens P866 [107] waren und im Hinblick auf die Einsatzmöglichkeiten höherfester Stähle analysiert worden sind.

Die Stahltonnagen bzw. ihre prozentualen Verteilungen können den Bildern E.1 und E.2 entnommen werden. Die Auswertung ist auf die Regellagerbereiche beschränkt worden und beinhaltet nicht die Tragkonstruktion für die Vor- und Hinterzone sowie die Dach- und Wandverkleidung. Auch sekundäre Bauteile, wie Durchschubsicherungen, Halterungen für Sprinkleranlagen oder auch die Führungsschiene für die Regalbediengeräte, sind ebenfalls nicht mit erfasst.

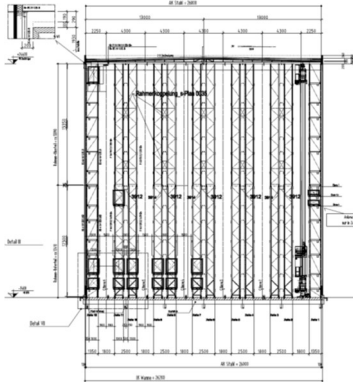
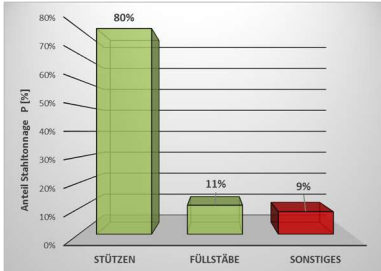
Silo A – Systembeschreibung und Auswertung der Stahltonnage									
<p>Regelquerschnitt:</p> 	<p>Systembeschreibung:</p> <ul style="list-style-type: none"> - Außenrahmen und Dachbinder in Mischbauweise „kalt“ / „warm“ - Innenrahmen ausschließlich aus kaltgeformten Profilen - Innenrahmen = D-Fachwerke - Einzelanschlüsse, C-förmige Profile b/h = 60/40 mm - Schrauben: M10-8.8 - Verbandstürme für die Längsaussteifung aus kaltgeformten Profilen 								
<p>Stahltonnage – Regellagerbereich:</p> <p>Nicht berücksichtigt sind die Gebäudehülle und sekundäre Bauteile, wie Durchschubsicherungen, Halterungen für Sprinkleranlagen oder auch Führungsschienen für die Regalbediengeräte.</p>									
<p>Bauteilbezogene Aufteilung:</p> <ul style="list-style-type: none"> - Dachbinder: 4 % - Verbandstürme: 5 % - Außenrahmen: 15 % - Innenrahmen 29 % - Palettenträger: 47 % 	<p>Aufteilung der Innenrahmen im Detail:</p> <ul style="list-style-type: none"> - Stützen: 80 % - Füllstäbe: 11 % - Sonstiges: 9 % <p>Grafische Darstellung:</p>  <table border="1" style="display: none;"> <caption>Data for 3D Bar Chart</caption> <thead> <tr> <th>Kategorie</th> <th>Anteil [%]</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>STÜTZEN</td> <td>80%</td> </tr> <tr> <td>FÜLLSTÄBE</td> <td>11%</td> </tr> <tr> <td>SONSTIGES</td> <td>9%</td> </tr> </tbody> </table>	Kategorie	Anteil [%]	STÜTZEN	80%	FÜLLSTÄBE	11%	SONSTIGES	9%
Kategorie	Anteil [%]								
STÜTZEN	80%								
FÜLLSTÄBE	11%								
SONSTIGES	9%								
<p>Aufteilung dünnwandige bzw. warmgewalzte Querschnitte:</p> <ul style="list-style-type: none"> - dünnwandig: 82 % - warmgewalzt: 18 % 									
<p>Anmerkung: Die sonstigen Bauteile bei den Innenrahmen umfassen Rahmenkoppungen, Fußinnenteile, Anschlussbleche für Stöße der Rahmenstützen etc.</p>									

Bild E.1: Systembeschreibung und Auswertung der Stahltonnage für Silo A

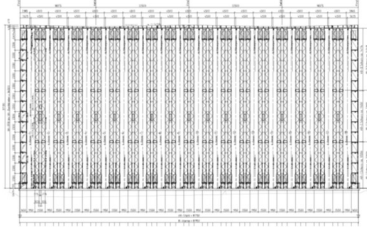
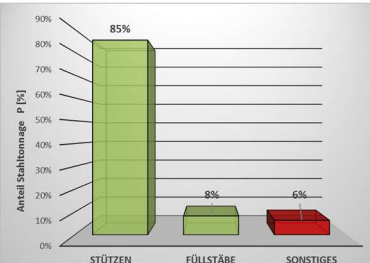
Silo B – Systembeschreibung und Auswertung der Stahltonnage	
<p>Regelquerschnitt:</p> 	<p>Systembeschreibung:</p> <ul style="list-style-type: none"> - Außenrahmen vollständig aus warmgewalzten Profilen - Verbandstürme und Dachbinder in Mischbauweise „kalt“ / „warm“ - Innenrahmen ausschließlich aus kaltgeformten Profilen - Innenrahmen = D-Fachwerke - Anschlusskonfiguration Lippe an Lippe, C-förmige Profile b/h = 40/30 mm - Schrauben: M10-8.8
<p>Stahltonnage – Regellagerbereich:</p> <p>Nicht berücksichtigt sind die Gebäudehülle und sekundäre Bauteile, wie Durchschubsicherungen, Halterungen für Sprinkleranlagen oder auch Führungsschienen für die Regalbediengeräte.</p>	
<p>Bauteilbezogene Aufteilung:</p> <ul style="list-style-type: none"> - Dachbinder: 3 % - Verbandstürme: 12 % - Außenrahmen: 7 % - Innenrahmen 39 % - Palettenträger: 39 % 	<p>Aufteilung der Innenrahmen im Detail:</p> <ul style="list-style-type: none"> - Stützen: 85 % - Füllstäbe: 8 % - Sonstiges: 6 %
<p>Aufteilung dünnwandig bzw. warmgewalzte Querschnitte:</p> <ul style="list-style-type: none"> - dünnwandig: 86 % - warmgewalzt: 14 % 	<p>Grafische Darstellung:</p> 
<p>Anmerkung: Die sonstigen Bauteile bei den Innenrahmen umfassen Rahmenkopplungen, Fußinnenteile, Anschlussbleche für Stöße der Rahmenstützen etc.</p>	

Bild E.2: Systembeschreibung und Auswertung der Stahltonnage für Silo B

TECHNISCHE UNIVERSITÄT DORTMUND

SCHRIFTENREIHE STAHLBAU

Herausgeber: Professor Dr.-Ing. D. Ungermann

HEFT 11

2021