

# **Zum Tragverhalten von geschraubten momenten- tragfähigen Stirnplattenverbindungen mit 4 Schrauben in jeder Schraubenreihe**

Von der Fakultät Bauwesen der  
Technischen Universität Dortmund  
genehmigte Dissertation zur Erlangung  
des Grades

**Doktor-Ingenieur**

von

**Björn Schmidt**

Prüfungskommission:

Vorsitzender: Prof. Dr. rer. nat. B. Middendorf

Hauptreferent: Prof. Dr.-Ing. D. Ungermann

Koreferent: Prof. Dr.-Ing. R. Kindmann

TU Dortmund

TU Dortmund

Ruhr-Universität Bochum

Tag der mündlichen Prüfung:

12. November 2008



# Kurzfassung

Geschraubte Rahmenkonstruktionen haben sich europaweit als Tragsystem im Stahlhallenbau durchgesetzt, da durch die Rahmentragwirkung die Wirtschaftlichkeit des Gesamttragwerks deutlich verbessert werden kann. Damit der Rechenaufwand des planenden Ingenieurs bei der Bemessung der Anschlüsse reduziert wird, liegen Tabellenwerke vor, die ausgewählte, in Deutschland im Stahlbau typische Anschlussgeometrien und die zugehörigen Momententragfähigkeiten beinhalten.

Durch die Veröffentlichung der aktuellen Ringbuchausgabe von 2002 liegen dem planenden Ingenieur nun zwei gleichwertige Tabellenwerke auf der Grundlage unterschiedlicher Normungen (Eurocode 3 Teil 1.8 und DIN 18800) und unterschiedlicher Bemessungsansätze vor. Beide Modelle liefern für Stirnplattenverbindungen mit 2 Schrauben in einer Reihe gleichermaßen wirtschaftliche Beanspruchbarkeiten. Bei Anschlusskonfigurationen mit 4 Schrauben in jeder Schraubenreihe liefert die Komponentenmethode des EC3 Teil 1.8 konservative Ergebnisse.

Die Arbeit stellt hierfür ein wirtschaftliches abgesichertes Bemessungsmodell zur Ermittlung der Momententragfähigkeit und Anlussessteifigkeit von 4-reihigen geschraubten Anschlusskonfigurationen auf der Grundlage der im EC3 Teil 1.8 geregelten Komponentenmethode bereit.

Bei der Entwicklung dieses Bemessungsmodells wurden insbesondere die bei Trägerstößen maßgeblichen Komponenten der biegebeanspruchten Bauteile Kopfplatte und Stützenflansch untersucht.

Als Basis des neuen hergeleiteten Bemessungsmodells für die biegebeanspruchten Komponenten der 4-reihigen Anschlusskonfigurationen dient das bereits im EC3-1-8 geregelte T-Stummel-Modell. Neben der Anpassung des Modells auf 4-reihige Verbindungen sind auch die Fließlinienmuster überarbeitet worden.

Mit Hilfe eines an experimentellen Ergebnissen kalibrierten FE-Modells ist der betrachtete Parameterbereich derart erweitert worden, dass alle Randbereiche, auch über den baupraktischen Bereich hinaus, abgedeckt werden. Hiermit wurde die Wirtschaftlichkeit des neuen hergeleiteten Bemessungsmodells gezeigt.

Durch die Aufstellung von Näherungsfunktionen zur Abschätzung der Momententragfähigkeit bzw. Anfangssteifigkeit von 4-reihigen Anschlussgeometrien sind dem Anwender Hilfestellungen bei der Bemessung und Optimierung von 4-reihigen Anschlusskonfigurationen bereitgestellt worden, die eine Bemessung des Gesamttragwerks erleichtern.

# Abstract

In commercial and industrial construction, bolted frame structures widely gained acceptance throughout Europe as the economic efficiency of the entire structure is markedly improved by frame action. To reduce the complexity of calculations, tables with load bearing capacities for standardized connections are given to the design engineer.

With the release of the current edition of tables in 2002, now two equally valid tables for standardized bolted connections have been published based on two different standards (Eurocode 3, Section 1.8 and DIN 18800). These standards follow different design approaches. Both models yield equally economic head plate connections with comparable moment resistances for bolted connections with two bolts in one row. The model based on EC3-1-8 yields conservative moment resistances for bolted connections with 4 bolts in each row compared to the model afforded by DIN 18800.

This thesis presents an economic and safe design method for calculating the moment resistance and initial stiffness of bolted connections with 4 bolts in each row based on the component-method in EC3-1-8.

For the development of this design method, the influential components for load transmission in beam joints, i.e. endplate and flange in bending and bolts in tension, were investigated.

The T-Stub-Model presented in EC3-1-8 for connections with 2 bolts in each row is used as a basis for the newly developed design method for the bending components in bolted connections with 4 bolts in each row. In addition to the adaption of the T-Stub-Model on 4 bolts in each row, the dedicated yield lines were adjusted.

With the aid of an experimentally gauged finite element model, the range of parameters was enlarged in a way that all peripheral areas of application, also beyond the constructible range, are covered. This was used as a means to demonstrate the economic efficiency of the newly developed model.

By providing approximation functions for estimating the moment resistance and initial stiffness of 4-rowed bolted connections, engineers are provided a tool assisting the design and optimization of 4-rowed joint configurations making the design of the entire structure easier.

# Vorwort des Herausgebers

Stirnplattenverbindungen mit vier Schrauben in jeder Schraubenreihe sind im Stahlhochbau als wirtschaftlicher, hochtragfähiger Anschlussstyp seit langem bewährt.

Der Nachweis der Tragfähigkeit beruhte bislang auf einem halbempirischen Verfahren, dessen Geltungsbereich auf starre Verbindungen mit dicken, verformungsarmen Stirnplatten und Schraubenversagen begrenzt ist.

Mit der im Eurocode 3, EN 1993, Teil 1-8 verwendeten Komponentenmethode liegt ein an Versuchen überprüfbares Verfahren zur Berechnung der Tragfähigkeit und der Steifigkeit von Stirnplattenverbindungen mit zwei Schrauben in jeder Schraubenreihe vor.

Der Erweiterung der Komponentenmethode auf Stirnplattenverbindungen mit vier Schrauben in jeder Schraubenreihe hat sich Herr Schmidt mit der vorliegenden Arbeit angenommen. Es ist ihm gelungen, ein Tragfähigkeitsmodell als auch ein Steifigkeitsmodell zu entwickeln, womit eine Erweiterung der Anwendungsgrenzen der Eurocode 3-Regeln möglich ist.

Weiterhin hat Herr Schmidt ein vereinfachtes Verfahren erarbeitet, mit dem im Rahmen einer Vorbemessung eine schnelle Aussage zur Anschlusstragfähigkeit und Anschlusssteifigkeit getroffen werden kann.

Die vorliegende Arbeit wurde durch Anschlagversuche an Stirnplattenverbindungen, finanziert durch die Technische Universität Dortmund, unterstützt. Weiterhin war Herr Schmidt eingebunden in die Neuerarbeitung der „Typisierten Anschlüsse im Stahlhochbau“ durch den Deutschen Stahlbau-Verband DSTV. Den Förderern gilt ein besonderer Dank für die Unterstützung der Arbeit.

Herr Prof. Kindmann hat die Arbeit sachkundig begleitet und durch die Übernahme des zweiten Gutachtens wesentlich unterstützt. Herzlichen Dank für die Mitarbeit und die konstruktiven Beiträge.

Der Dank gilt weiterhin Prof. Middendorf, der als Vorsitzender der Prüfungskommission das Promotionsverfahren in der Endphase begleitet hat.

Dortmund, im Dezember 2008

Prof. Dr.-Ing. Dieter Ungermann

# Vorwort des Verfassers

Das Verfassen einer Danksagung geschieht erst nach Beendigung eines Projektes. Wird bei Vorträgen auch zunächst der fachliche Inhalt und zuletzt die Projektbeteiligten genannt, steht der Dissertation die Danksagung voran.

Ist dies damit zu erklären, dass der Leser bzw. die Leserin zu Beginn noch eine gesteigerte Aufmerksamkeit besitzt, und/oder wird der Danksagung dadurch erst der angemessene Stellenwert zuteil?

Nach meiner Tätigkeit am Lehrstuhl für Stahlbau an der TU Dortmund blicke ich auf die Fertigstellung dieser Arbeit zurück. Neben dieser sind unter anderem die Geburten meiner zwei Kinder und eine blamable Vorstellung meines Fußballvereins beim hiesigen charakterisierend für den Zeitraum der Bearbeitung. Trotz dieser turbulenten Vorkommnisse konnte ich die Konzentration, zumindest bei der Verfassung der Arbeit, aufrecht halten.

Der Zustand der Konzentration und somit auch der Zustand dieser Arbeit ist nicht zuletzt auf die Unterstützung verschiedener nachfolgend genannter Personen zurückzuführen.

Der Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. D. Unger mann, der mir diese Arbeit ermöglicht und von Beginn an begleitet hat. Seine wertvollen Ratschläge aber auch seine kritischen Hinweise waren mir bei der Bearbeitung sehr hilfreich. Mein Dank gilt ebenso Herrn Prof. Dr.-Ing. R. Kindmann für die Übernahme des Koreferates sowie für die Durcharbeitung dieser Arbeit und die nützlichen Hinweise zur praxisgerechten Aufbereitung. Herrn Prof. Dr. rer. nat. B. Middendorf möchte ich für die Übernahme des Vorsitzes der Prüfungskommission danken.

Darüber hinaus sei der Dank an meine Freunde und Kollegen am Lehrstuhl für Stahlbau der TU Dortmund gerichtet. Sie hatten stets ein offenes Ohr nicht nur für fachliche Fragen meinerseits. Durch Ihre Unterstützung, auch „abseits des Platzes“, konnten aufkommende Zweifel am eigentlichen Tun umgehend ausgeräumt werden. Aber auch den studentischen Hilfskräften, sowie den Mitarbeitern des Instituts für Bauforschung soll der Dank für die ausgezeichnete Vorbereitung und Durchführung der Versuche zuteil werden.

Ein ganz besonderer Dank sei Herrn Dr.-Ing. J. Kalameya ausgesprochen. Der intensive Austausch, bereits während des gesamten Studiums erprobt, war bei der Erstellung dieser Arbeit unverzichtbar. Mit seiner „fast stoischen“ Ruhe behielt er in allen Diskussionen die Objektivität und stand mir stets motivierend zur Seite. Nicht nur als Zimmernachbar und „Leidensgenosse“ und somit räumlich bedingt bei allen Gefühlsausbrüchen unmittelbar Beteiligter (ob er wollte oder nicht), sondern auch als Kompetenz in punkto Fußball ist er ein unverzichtbarer Gesprächspartner. Seiner Unterstützung ist es auch zu verdanken, dass ich dem unrühmlichen Auftreten meines Fußballvereins beiwohnen durfte. Danke, auch hierfür.

Des Weiteren möchte ich einen Dank an Frau PD Dr.-Ing. B. Brune aussprechen. Die zielführenden Diskussionen waren eine enorme Hilfestellung bei maßgebenden Entscheidungsprozessen während der Anfertigung meiner Arbeit.

Durch fachgerechten Baumschnitt verschaffte sie mir den nötigen Durchblick.

Herr Oliver Klostermann stand mir mit vielen unterstützenden, wenn auch unverblümt bekundeten Worten zur Seite. Jetzt ist „alles geklärt und nur noch eins zu sagen“: Danke. So oder so ähnlich verkündete es seinerzeit bereits eine lokale und temporäre Größe der Musikszene.

Ein großer Dank geht natürlich auch an meine Familie. Durch die Unterstützung meiner Eltern, konnte der von mir eingeschlagene Weg erst beschritten werden. Meine Kinder verzichteten, vielleicht sogar nicht ungerne, auf meine Anwesenheit. Meine Frau hielt mir, immer wenn es notwendig war, den Rücken frei. Auch wenn ihr dies manchmal schwerfiel. Sie stand mir, wie versprochen, nicht nur in guten, sondern auch in schlechten Zeiten stets motivierend zur Seite. Keine glühenden Kohlen wie bei Christoph Daum, doch der Effekt der Gleiche.

Dortmund, im Dezember 2008

Björn Schmidt

# Inhaltsverzeichnis

<b>Inhaltsverzeichnis .....</b>	<b>1</b>
<b>1 Allgemeines.....</b>	<b>5</b>
1.1 Einleitung .....	5
1.2 Problemstellungen .....	8
1.3 Motivation .....	12
1.4 Ziel und Vorgehensweise .....	13
<b>2 Stand der Technik und Forschung .....</b>	<b>15</b>
2.1 Materialeigenschaften von Baustahl .....	15
2.2 Tragverhalten von Schrauben .....	16
2.3 Aktuelles Berechnungsmodell von Stirnplattenverbindungen nach EC3-1-8 .....	17
2.3.1 Momententragfähigkeit von Stützen-Riegel Verbindungen .....	20
2.3.2 Rotationssteifigkeit von Stützen-Riegel Verbindungen.....	28
2.4 Vorhandene Bemessungsmodelle in Praxis und Forschung.....	33
2.4.1 Modell auf der Grundlage der Komponentenmethode für 4-reihige Anschlusskonfigurationen (unveröffentlicht) .....	33
2.4.2 Modell auf der Grundlage von Versuchen für 2 und 4-reihige Anschlusskonfigurationen (DIN 18800) .....	39
2.4.3 Berechnung der Momententragfähigkeit und Steifigkeit nach Steurer [48] .....	45
2.4.4 Modell zur Berechnung der Komponente Platte auf Biegung für 4-reihige Anschlusskonfigurationen (AiF-Projekt Nr. 11446).....	53
2.4.5 Vergleich, Auswertung und Beurteilung der vorgestellten Modelle zur Berechnung der Momententragfähigkeit von 4-reihigen Anschlusskonfigurationen .....	59
<b>3 Traglastversuche und numerische Analyse geschraubter Stirnplattenverbindungen .....</b>	<b>66</b>
3.1 Traglastversuche an Träger-Träger Verbindungen .....	66

		<b>Inhalt</b>
3.1.1	Versuchsaufbau und Messeinrichtung.....	68
3.1.2	Ergebnisse und Auswertung der Traglastversuche.....	69
3.2	Numerische Analyse geschraubter Stirnplattenverbindungen .....	75
3.2.1	Grundlagen der nichtlinearen Berechnung.....	75
3.2.2	Problemstellung bei der Wahl der Finiten Elemente und des statischen Systems.....	77
3.2.3	Aufbau der FEM – Modelle .....	78
3.2.4	Kalibrierung an vorhandenen Versuchsergebnissen.....	82
3.2.5	Auswertung der Traglastversuche und der FE-Simulationen .....	84
3.3	Erweiterung des Parameterbereiches mit Hilfe einer Parameterstudie ...	94
3.3.1	Darstellung des Parameterbereichs.....	94
3.3.2	Auswertung der Parameterstudie an IH2-Anschlüssen .....	99
3.3.3	Auswertung der Parameterstudie an IH4-Anschlüssen .....	110
3.4	Zusammenfassung der Parameterstudie.....	121
<b>4</b>	<b>Entwicklung eines mechanischen Modells zur Berechnung der Momenten­tragfähigkeit geschraubter Stirnplattenverbindungen.....</b>	<b>123</b>
4.1	Grundlegende Überlegungen zur Erweiterung der Komponentenmethode 123	
4.2	Herleitung der Grenztragfähigkeit im Versagensmode 1 (reines Flanschfließen).....	126
4.2.1	Bestimmung der effektiven Fließlänge für die 4-reihige Anschlusskonfiguration.....	126
4.2.2	Ermittlung der Grenztragfähigkeit – Versagensmode 1 .....	142
4.2.3	Alternative Bestimmung der Tragfähigkeit unter Berücksichtigung der Einspannung am Schraubenkopf.....	145
4.3	Ermittlung der Grenztragfähigkeit im Versagensmode 3 - Schraubenversagen.....	149
4.4	Ermittlung der Grenztragfähigkeit im Versagensmode 2 – kombinierte Versagensform.....	149

## Inhalt

---

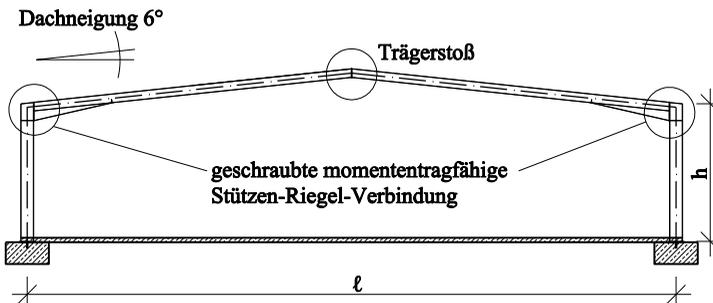
4.4.1	Ansatz 1 – Formulierung eines Ausnutzungsgrades gemäß [4]... 151
4.4.2	Ansatz 2 – gewichtete Lastverteilung auf Steg und Flansch ..... 152
4.5	Zusammenfassung und Auswertung des hergeleiteten Bemessungsmodells ..... 158
4.5.1	Darstellung der angewendeten effektiven Fließlinien ..... 158
4.5.2	Vergleich des Bemessungsmodells mit den Ergebnissen aus der FE-Studie ..... 160
<b>5</b>	<b>Aufbereitung eines Steifigkeitsmodells und Vergleich mit den Ergebnissen der FE-Studie ..... 170</b>
5.1	Bestimmung der Steifigkeitskoeffizienten für die vorgeschlagenen Modelle..... 170
5.2	Vergleich und Bewertung der ermittelten Anfangssteifigkeiten von IH2-Anschlüssen..... 174
5.3	Vergleich und Beurteilung der ermittelten Anfangssteifigkeiten von IH4-Anschlüssen..... 177
<b>6</b>	<b>Bereitstellung von Näherungsfunktionen zur überschlägigen Berechnung von 4-reihigen Anschlüssen..... 179</b>
6.1	Näherungsfunktion zur Berechnung der Momentenragfähigkeit 4-reihiger Geometrien..... 179
6.2	Näherungsfunktion zur Berechnung der Anfangssteifigkeit 4-reihiger Geometrien ..... 181
<b>7</b>	<b>Zusammenfassung und Ausblick..... 186</b>
7.1	Zusammenfassung ..... 186
7.2	Überblick über den erweiterten, verbesserten Bemessungsvorschlag... 188
7.2.1	Bemessungsvorschlag zur Ermittlung der Anschlussragfähigkeit ..... 188
7.2.2	Bemessungsvorschlag zur Ermittlung der Anschlusssteifigkeit .. 189
7.3	Überblick über das Handrechenmodell..... 190
7.4	Ausblick ..... 190
	<b>Literaturverzeichnis..... 192</b>

	<b>Inhalt</b>
<b>Anhang A – Ergebnisse Pilotstudie.....</b>	<b>198</b>
Versuche an IH2-Geometrien.....	198
Versuche an IH4-Geometrien.....	207
<b>Anhang B – Ergebnisse Parameterstudie.....</b>	<b>220</b>
Versuche an IH2-Geometrien.....	220
Versuche an IH4-Geometrien.....	255
<b>Beispielrechnung .....</b>	<b>282</b>
Grenztragfähigkeit der Schraubenreihe im Stirnplattenüberstand .....	283
Grenztragfähigkeit der zweiten Schraubenreihe.....	286
Grenzmoment des Trägerstoßes .....	290
Anfangssteifigkeit des Trägerstoßes .....	291

# 1 Allgemeines

## 1.1 Einleitung

Rahmenkonstruktionen haben sich europaweit als Tragsystem im Stahlhallenbau durchgesetzt. Die Rahmentragwirkung steigert die Wirtschaftlichkeit des Gesamttragwerks deutlich (vgl. Bild 1.1).

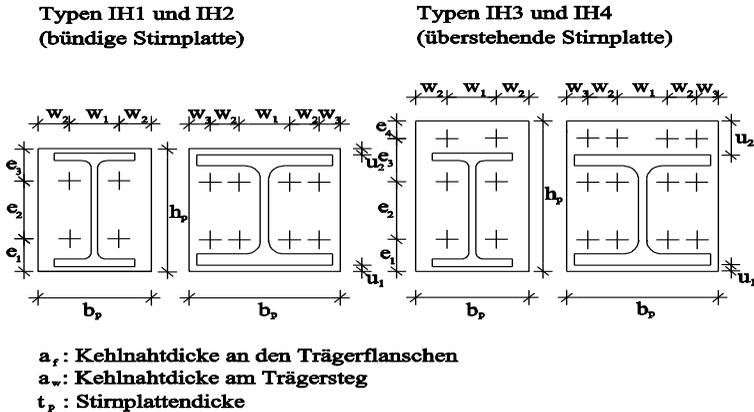


**Bild 1.1:** Darstellung einer im Stahlhallenbau typischen Rahmenkonstruktion

Das Riegelprofil wird bei Stahlkonstruktionen mit großen Spannweiten einerseits aus fertigungstechnischen und andererseits aus transporttechnischen Gründen aus mehreren Einzelbauteilen gefügt. Die entstehenden Verbindungspunkte im Stützen-Riegel-Anschnitt, sowie im First, können mit Hilfe von biegesteif ausgeführten Stirnplatteverbindungen hergestellt werden. Anders als bei geschweißten Konstruktionen ist die Montage der Einzelbauteile auf der Baustelle nicht derart arbeitsintensiv, sodass diese Art der Anschlusskonstruktion eine wirtschaftliche Alternative zu geschweißten Verbindungen darstellt.

Weynand, Jaspart und Steenhuis zeigen in [55], dass die Gesamtkosten durch den Einsatz von steifenlosen und somit als verformbar eingestuftem Stützen-Riegel Verbindungen mit signifikanter Momentenbeanspruchbarkeit minimiert werden.

Damit der Rechenaufwand des planenden Ingenieurs bei der Bemessung der Anschlüsse reduziert werden kann, ist bereits 1978 mit „Typisierte Anschlüsse im Stahlhochbau“ [42] ein Tabellenwerk veröffentlicht worden, das ausgewählte, in Deutschland im Stahlbau typische Anschlussgeometrien (vgl. Bild 1.2) und die zugehörigen Momententragfähigkeiten angibt. Auf die Berücksichtigung von gevouteten Konstruktionen ist verzichtet worden, da aufgrund der umfangreichen zusätzlichen Parameter eine Standardisierung nur schwer möglich gewesen wäre.



**Bild 1.2: Standardisierung der Geometrien von typischen Stirnplattenverbindungen gemäß Tabellenwerk [42]**

Ein zusätzlicher positiver Effekt der Standardisierung der Anschlussgeometrien ist die Vereinheitlichung der Verbindungen für die Stahlbaufirmen. Durch die Einführung der geregelten typisierten Geometrien können Anschlüsse durch die Angabe einer Kodierung identifiziert werden. Dies ermöglicht den effizienten Einsatz von Computer Aided Design (CAD) und Computer Aided Manufacturing (CAM).

Das Bemessungskonzept für die Tragfähigkeit der momententragfähigen geschraubten Anschlusskonfigurationen wurde auf der Grundlage von Versuchsergebnissen aufgestellt und basiert auf dem Sicherheitskonzept der DASt-Richtlinie 008 [16] mit Haupt- (LF H) bzw. Haupt- und Zusatzlasten (LF HZ) (kurz: **DASt-Modell**). Dabei werden lediglich die Anschlussnachweise riegelseitig erfasst. Die stützenseitigen Nachweise sind gesondert zu führen. Hierfür sind im Ringbuch Abgrenzungskriterien angegeben, bei deren Einhaltung ein Nachweis des entsprechenden Bauteils entfallen kann.

Die bereits 1974 vorliegende Bemessungsmethode für den Zugbereich von geschraubten Träger-Stützenverbindungen von Zoetemeijer [58] wurde bei der Erarbeitung des Ringbuches nicht berücksichtigt.

Ein Bemessungskonzept zur Berechnung der Steifigkeit von geschraubten momententragfähigen Anschlüssen konnte aufgrund unzureichender Versuchsergebnisse und fehlender Kapazitäten zur Durchführung aufwendiger Finite-Elemente Berechnungen damals nicht entwickelt werden. Von der Verwendung von bündigen Anschlussgeometrien bei hochbeanspruchten

## 1.1 Einleitung

---

Anschlüssen wird in [42] jedoch abgeraten, da diese im Vergleich zu überstehenden Anschlussgeometrien größere Anschlussrotationen zulassen und demnach deutlich nachgiebiger sind. Somit bietet dieses Bemessungskonzept keine Möglichkeit, den Einfluss von Steifigkeitsverlusten im Bereich großer Momentenbeanspruchungen auf die Schnittgrößenumlagerungen im Gesamtragwerk zu berücksichtigen.

Im Zuge der Einführung der DIN 18800 [18] wurde eine grundlegende Überarbeitung des vorhandenen Tabellenwerkes aufgrund des semi-probabilistischen Sicherheitskonzeptes basierend auf Teilsicherheitsbeiwerten notwendig. Mit „Bemessungshilfen für profilorientiertes Konstruieren“ [39] ist 1997 ein überarbeitetes Ringbuch veröffentlicht worden, in dem das aktuelle Sicherheitskonzept lediglich in das vorhandene DASt-Modell eingearbeitet wurde.

Mit der Erarbeitung des europäischen Normenwerkes „Eurocode“ wird in der ENV-Fassung Teil 1-1 Anhang J [14] ein neues Bemessungskonzept für geschraubte momententragfähige Stirnplattenverbindungen vorgestellt (kurz: **EC3-Modell**). Dieses Bemessungskonzept beruht auf der theoretischen Herleitung von Einzeltragfähigkeiten aller am Lastabtrag beteiligter Anschlusskomponenten. Dabei wird auf die Bemessungsmethode von Zoetemeijer [58] zurückgegriffen. Die Momententragfähigkeit der gesamten Stirnplattenverbindung wird durch die Kombination der für jede Schraubenreihe maßgebenden Einzeltragfähigkeit bestimmt. Diese Methode wird als Komponentenmethode bezeichnet, da der Anschluss hierbei theoretisch in einzelne Komponenten zerlegt wird. Sie umfasst neben den riegelseitigen erstmals auch stützensseitige Komponenten, so dass hiermit der vollständige Nachweis des Anschlusses geführt werden kann. Durch die Betrachtung der einzelnen Komponenten ist es erstmals möglich, neben der Tragfähigkeit auch die Steifigkeit der Anschlusskonfiguration zu bestimmen. Der Einfluss der Anschlussverformung auf das Tragverhalten kann somit im Gesamtsystem berücksichtigt werden. Nachgiebige Anschlüsse (Semi-Rigid-Connections) können demnach als mögliche Anschlusskonfigurationen zugelassen werden, was dazu führt, dass der Einsatz von kostenintensiven Steifen im Stützenquerschnitt reduziert werden kann und somit zur Steigerung der Wirtschaftlichkeit führt.

Die aktuelle Fassung des Eurocode 3 Teil 1.8 von 2005 [13] ist mit dem Bemessungsmodell zur Berechnung der Momententragfähigkeit geschraubter Stirnplattenverbindungen bereits eingeführt worden. Die dort geregelte Komponentenmethode ermöglicht jedoch lediglich die Berechnung der Momententragfähigkeit von bündigen und überstehenden Stirnplatten-

konfigurationen mit 2 Schrauben in einer Schraubenreihe. Die Berechnung von 4-reihigen Geometrien ist mit der aktuellen Normung nicht möglich.

Eine Einarbeitung des EC3-Modells erfolgte 2000. Das Tabellenwerk „Typisierte Anschlüsse im Stahlhochbau – Band 2“ [46] umfasst neben der Angabe der Momenten Tragfähigkeit von typisierten 2-reihigen Stirnplattenverbindungen auch die Angabe der elastischen Anfangssteifigkeit  $S_{j,ini}$  und einen zur maximalen Momenten Tragfähigkeit korrespondierenden Mindeststützenquerschnitt.

In der 2. Auflage der o. g. Ringbuchausgabe „Typisierte Anschlüsse im Stahlhochbau – Band 2“ von 2002 [45] ist der Umfang der Geometrien auf 4-reihige Anschlusskonfigurationen erweitert worden. Dazu wurde die im Eurocode 3 Teil 1.8 geregelte Komponentenmethode so erweitert, dass die Berechnung 4-reihiger Stirnplattenverbindungen nunmehr möglich ist. Das verwendete Modell ist jedoch unveröffentlicht.

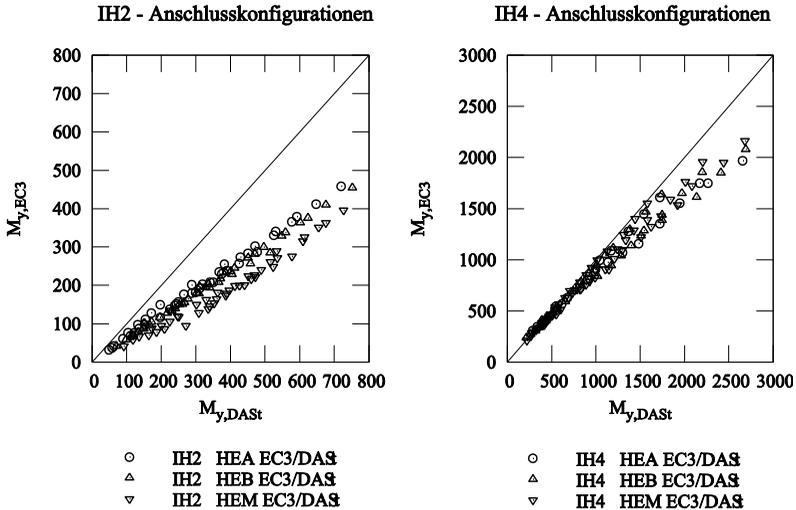
## **1.2 Problemstellungen**

Durch die Veröffentlichung der aktuellen Ringbuchausgabe von 2002 [45] liegen dem planenden Ingenieur nun zwei gleichwertige Tabellenwerke auf der Grundlage unterschiedlicher Normungen (Eurocode 3 Teil 1.8 und DIN 18800) vor. In [25] wird ausdrücklich darauf hingewiesen, dass beide Bemessungskonzepte weiterhin Gültigkeit besitzen.

Das auf 4-reihige Anschlusskonfigurationen erweiterte EC3-Modell liefert jedoch bei 4-reihigen Anschlussgeometrien bis zu 40% geringere Momenten Tragfähigkeiten als das DASt-Modell, das den älteren Ringbüchern [42] und [39] zugrunde liegt. In Bild 1.3 werden die theoretischen Anschluss Tragfähigkeiten beider Bemessungsmodelle für die in [39] und [45] aufgeführten Anschlusskonfigurationen getrennt nach Anschlussstyp miteinander verglichen.

Die mit dem erweiterten EC3-Modell erzielten geringeren Momenten Tragfähigkeiten bei 4-reihigen Anschlusskonfigurationen widersprechen dem Wirtschaftlichkeitsgedanken der aktuellen europäischen Normengeneration. Durch diesen Umstand wird die Akzeptanz des erweiterten EC3-Modells zusätzlich beeinträchtigt.

## 1.2 Problemstellungen



**Bild 1.3: Vergleich der Bemessungsmodelle beider Ringbücher anhand der Momententragsfähigkeit**

In [25] wird dieser Umstand damit begründet, dass zusätzlich zu den in [39] vertafelten Momententragsfähigkeiten ein Gebrauchstauglichkeitsnachweis gemäß den Ergänzungen vom Juni 1998 zum Prüfbescheid II B 3 – 543 – 384 geführt werden muss, der bei einem direkten Vergleich der Tabellenwerte jedoch nicht erfasst wird. Dieser Gebrauchstauglichkeitsnachweis stellt sicher, dass bei Erreichen der Momententragsfähigkeit in den Schrauben eine Restklemmkraft verbleibt und somit ein Aufklaffen der Verbindung verhindert wird. Im EC3-1-8 wird ein Gebrauchstauglichkeitsnachweis für Anschlüsse nicht gefordert.

Der Gebrauchstauglichkeitsnachweis führt bei den meisten Anschlusskonfigurationen zu einer Reduktion der Anschluss­tragfähigkeit. Somit werden die Tragfähigkeitsunterschiede beider Bemessungsmodelle ebenfalls verringert, was zur Folge hat, dass insbesondere bei IH4-Anschlusskonfigurationen das EC3-Modell die deutlich wirtschaftlicheren Tragfähigkeiten liefert.

Tragkonstruktionen werden häufig unter Ausnutzung plastischer Tragreserven optimiert. Die Bemessungsmodelle zur Berechnung der Anschluss­tragfähigkeit sollten somit sinnvoller Weise ebenfalls plastische Verformungen und Tragfähigkeiten zulassen, so dass die Ausbildung plastischer Gelenke bei ausreichender Rotationskapazität auch im Anschluss möglich ist. Die Gebrauchstauglichkeit von Anschlüssen wird im Eurocode 3 entgegen dem DAS-Modell über die Berücksichtigung verformbarer Anschlüsse bereits während der

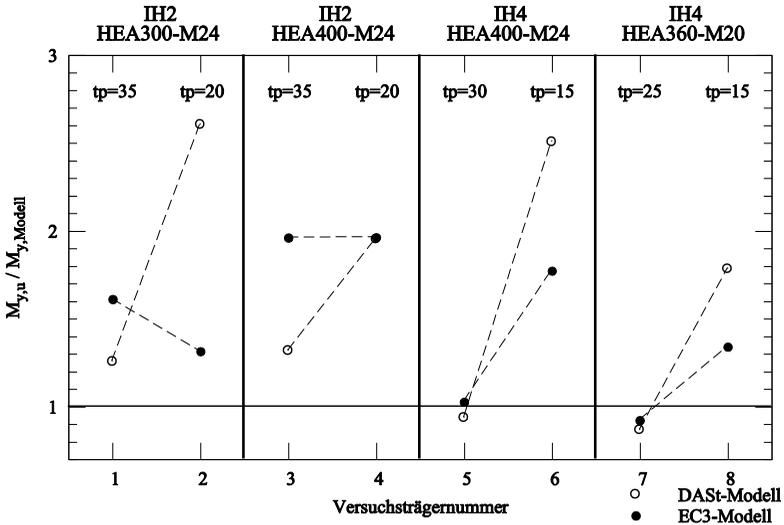
Tragwerksanalyse überprüft, so dass ein entkoppelter Nachweis nicht mehr notwendig ist. Der in Bild 1.3 auf plastischem Tragfähigkeitsniveau durchgeführte Vergleich beider Bemessungsmodelle zeigt somit deutlich, dass das erweiterte EC3-Modell zu konservativen Ergebnissen führt.

Eine Optimierung der Anschlusskonfiguration im Hinblick auf Plattendicken und Schraubendurchmesser und somit eine Optimierung des Gesamttragwerks ist insbesondere mit der Komponentenmethode möglich, da durch die Kenntnis der maßgebenden Versagensart gezielte Verstärkungsmaßnahmen vorgenommen werden können. Die Abweichung von den typisierten Geometrien ist hierbei zwangsläufig.

Eine Pilotstudie am Lehrstuhl für Stahlbau der Universität Dortmund zeigte, dass die Tragfähigkeit von 4-reihigen Anschlusskonfigurationen durch das DAST-Modell als auch durch das erweiterte EC3-Modell unterschätzt wird. Dabei sind Versuche an standardisierten Anschlussgeometrien nach [39] und [45] durchgeführt worden. Damit die Versuche eine Aussage über die Sensitivität der Bemessungsmodelle im Hinblick auf Geometrieänderungen zulassen, sind zu jeder Anschlusskonfiguration jeweils zwei Plattendicken untersucht worden. Bild 1.4 vergleicht die in den Traglastversuchen ermittelten Anschlusstragfähigkeiten mit den theoretischen Anschlusstragfähigkeiten beider Bemessungsmodelle. Die Traglast der Versuchsträger 5 und 7 ist durch die plastische Momentenragfähigkeit  $M_{pt}$  des Trägers begrenzt. Die im Versuch vorhandene Anschlussragfähigkeit ist somit größer, so dass für die Vergleichswerte  $M_{y,u}/M_{y,Modell}$  Werte deutlich größer als 1,0 zu erwarten sind.

Das erweiterte EC3-Modell zeigt, dass nur ein geringer Einfluss der Plattendicke auf die Wirtschaftlichkeit des Bemessungsmodells vorhanden ist. Das DAST-Modell liefert für große Plattendicken im Vergleich zum EC3-Modell die deutlich wirtschaftlicheren Ergebnisse. Bei geringen Plattendicken zeigt sich jedoch, dass dieses Modell nicht auf einen erweiterten Parameterbereich angewendet werden kann. Dieser Umstand kann durch die Kalibration des DAST-Modells an Versuchsergebnissen von Anschlussgeometrien mit dicken Stirnplatten, bei denen das Schraubenversagen maßgebend wird, erklärt werden.

## 1.2 Problemstellungen



**Bild 1.4:** Vergleich der Bemessungsmodelle im Hinblick auf eine Abweichung von der typisierten Geometrie, hier: Reduktion der Stirnplattendicke  $t_p$

Beide Bemessungskonzepte sind in der Nachweisführung sehr umfangreich und somit sehr zeitintensiv, daher bietet sich im Hinblick auf eine Optimierung lediglich der Einsatz von Software-Lösungen z.B. CoP [54] oder RStab-Modul [19] an.

Das Verformungsverhalten von ausgesteiften Anschlüssen ist im Allgemeinen sehr gering und kann somit bei der Tragwerksanalyse i.d.R. vernachlässigt werden. Da durch die Verwendung nachgiebiger Anschlüsse die Wirtschaftlichkeit eines Bauwerks durch die Reduktion der Kosten für die Fertigung der Anschlüsse durch steifenloses Konstruieren gesteigert und die Momentenverteilung gesteuert werden kann, ist es notwendig bereits vor der Tragwerksanalyse das Verformungsverhalten des Anschlusses zu ermitteln. Die Steifigkeit kann durch eine Abschätzung nach Jaspert [30] näherungsweise berechnet werden, so dass eine Einstufung des Anschlusses in der Vorentwurfsphase ohne aufwendige Berechnung erfolgen kann.

Zur Ermittlung der Momenten Tragfähigkeit geschraubter Stirnplattenverbindungen liegen zur Zeit lediglich die umfangreichen Bemessungsmodelle vor, so dass der iterative Prozess bei der Berechnung von Tragsystemen mit nachgiebigen Anschlüssen sehr umständlich ist (vgl. Bild 1.5). Eine Abschätzung der Anschluss Tragfähigkeit ist zur Zeit nicht möglich.

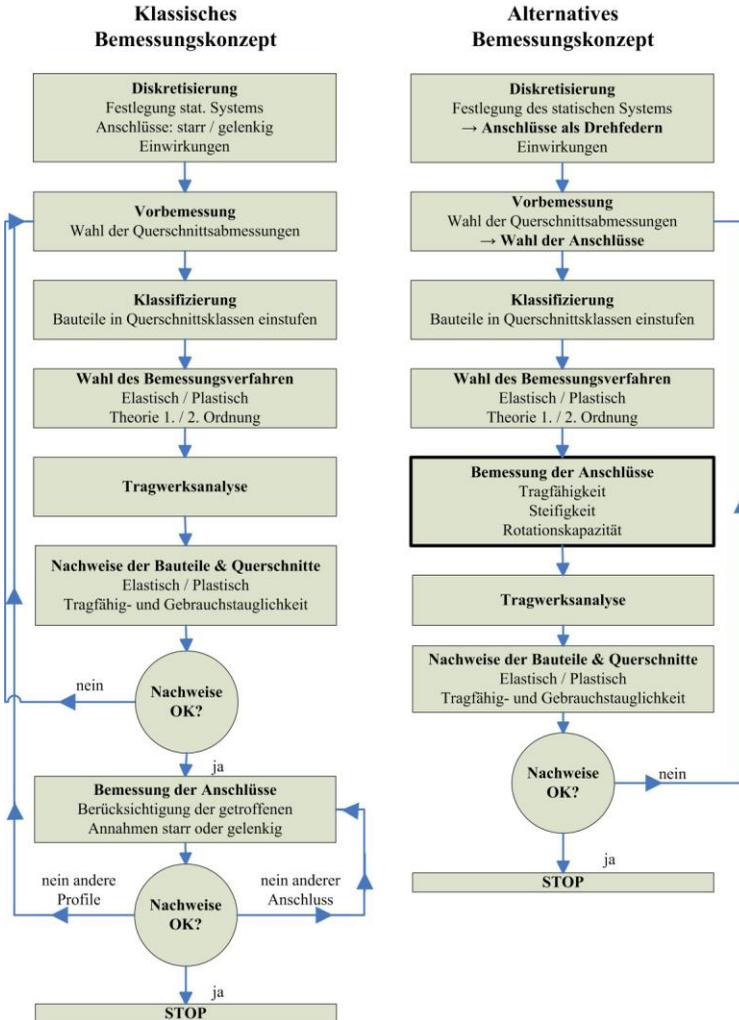


Bild 1.5: Vergleich der Vorgehensweisen bei der Nachweisführung von starren und nachgiebigen Stirnplattenverbindungen aus [51]

### 1.3 Motivation

Das aktuelle auf der Grundlage des EC3-1-8 erstellte Ringbuch [45] liefert zurzeit kein wirtschaftliches Bemessungsmodell zur Berechnung von 4-reihigen

## 1.4 Ziel und Vorgehensweise

---

Anschlusskonfigurationen. Eine Optimierung der Komponentenmethode gemäß Eurocode 3 Teil 1.8 im Hinblick auf den wirtschaftlichen Einsatz von Anschlusskonfigurationen mit 4 Schrauben in einer Schraubenreihe liefert die Grundlage zur Überarbeitung der Ringbuchausgabe von 2002, was zu einer direkten Umsetzung durch die Praxis führt.

Darüber hinaus ist aufgrund der Komplexität des Bemessungsmodells eine überschlägige Dimensionierung der geschraubten Anschlussgeometrien nicht möglich. Die Entwicklung einer Abschätzungsfunktion zur Berechnung der Momententragfähigkeit liefert dem planenden Ingenieur die Möglichkeit, Anschlusskonfigurationen, die von den typisierten Geometrien abweichen, im Vorentwurfsstadium bezüglich ihrer Anfangssteifigkeit [30] und ihrer Tragfähigkeit zu klassifizieren.

## 1.4 Ziel und Vorgehensweise

Ziel der Arbeit ist es, das im Eurocode 3 Teil 1.8 (Komponentenmethode) geregelte Bemessungsmodell für 2-reihige Stirnplattenverbindungen um die wirtschaftliche Anwendung 4-reihiger Anschlusskonfigurationen zu erweitern. Die Erweiterung der Komponentenmethode ist sinnvoll, da der Eurocode 3 Teil 1.8 bereits als DIN EN – Fassung eingeführt ist, und die Regelungen nach einer Übergangszeit verwendet werden müssen. Andererseits zeigte das DAST-Modell Schwächen bei der Variation von Geometrieparametern, so dass eine allgemeingültige Anwendung mit diesem Bemessungsmodell sicherlich nicht erreicht werden kann.

Bei der Entwicklung des wirtschaftlichen Bemessungsmodells für 4-reihige Kopfplattenverbindungen sind insbesondere die Komponenten der biegebeanspruchten Bauteile Kopfplatte und Stützenflansch zu untersuchen, die mit dem sogenannten T-Stummel auf Grundlage der Komponentenmethode gemäß Eurocode 3 abgebildet werden. Darüber hinaus sollen auch die Modelle zur Bestimmung der Steifigkeit im Hinblick auf die Anwendung von 4-reihigen Anschlusskonfigurationen überarbeitet werden.

Insgesamt soll über die **Auswertung der Pilotstudie** (Lehrstuhl für Stahlbau, Universität Dortmund) die ermittelten Ergebnisse derart aufbereitet werden, dass ein Vergleich mit den vorhandenen sowie dem in dieser Arbeit entwickelten Bemessungsmodell möglich ist.

Anschließend wird ein FE-Modell anhand der vorhandenen Lastverformungskurven sowie der gemessenen Schraubendehnungen der Pilotstudie kalibriert, so dass eine **Parameterstudie** durchgeführt werden kann, um das entwickelte Bemessungsmodell zu verifizieren.

Zur Erweiterung der biegebeanspruchten Komponenten Stirnplatte und Stützenflansch, werden die bereits für 2-reihige Anschlusskonfigurationen vorhandenen **Fließlinienlängen der Fließmuster und Fließkegel** auf 4-reihige erweitert.

Nach der **Herleitung eines abgesicherten allgemeingültigen Bemessungsmodells** für 4-reihige Anschlussgeometrien wird die Wirtschaftlichkeit des Modells durch den Vergleich mit den vorhandenen Bemessungsmodellen gemäß Eurocode 3 Teil 1.8 und DIN 18800, sowie mit weiteren in der Literatur vorhandenen Bemessungsmodellen dargestellt.

Durch die Einstufung der Anschlussgeometrien bzgl. Kopfplattendicke, Schraubendurchmesser etc. kann eine Abgrenzung zur **Herleitung von praxisgerechten Überschlagsfunktionen** zur vereinfachten Berechnung der Momententragfähigkeit erfolgen.

## 2 Stand der Technik und Forschung

### 2.1 Materialeigenschaften von Baustahl

Damit das Tragverhalten der biegebeanspruchten Stirnplatte des Anschlusses beurteilt werden kann, ist die Kenntnis über das grundlegende Tragverhalten notwendig.

Neben den üblicherweise verwendeten Baustählen S235 und S355 ist es möglich auch höherfeste und hochfeste Stähle in Stahlbaukonstruktionen zu verwenden. Der EC3-1-1 [10] lässt Stähle bis zu einer Streckgrenze von  $f_y=460 \text{ N/mm}^2$  (S460) zu. Diese Stahlsorten liefern eine geforderte Mindestduktilität. Das bedeutet, dass die geforderten Grenzwerte  $f_u/f_y \geq 1,10$ , die Bruchdehnung  $>15\%$  und  $\epsilon_u > 15 \cdot \epsilon_Y$  eingehalten sind und somit ein linear elastisch – ideal plastisches Materialverhalten vorausgesetzt werden kann (vgl. Bild 2.1).

Spannungs-Dehnungsbeziehung von Baustahl S235

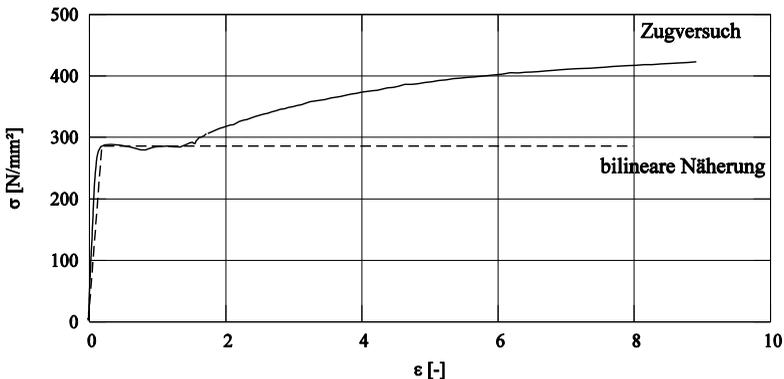


Bild 2.1: Materialverhalten von Baustählen anhand eines Zugversuchs und des zugehörigen Bemessungsansatzes

Das dargestellte, zur Bemessung vereinfachte bilineare Materialverhalten zeigt, dass die geregelten Baustahlsorten über ausreichende Duktilität verfügen. Somit ist sichergestellt, dass sich in der biegebeanspruchten Platte des Stirnplattenanschlusses plastische Fließgelenke ohne Reduktion der Tragfähigkeit ausbilden können.

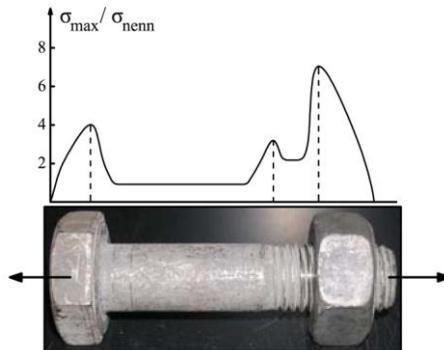
Aus Materialprüfprotokollen der Dillinger Hütte an Feinkornbaustählen mit der Stahlbezeichnung DILLIMAX 460, 500, 550, 620, 690, 890, 965 und 1100 zeigt

sich bei steigender Festigkeit eine deutliche Abnahme der Bruchdehnung der Zugprobe. Bei dem Feinkornbaustahl DILLIMAX 965 werden lediglich noch ca. 11% Bruchdehnung erreicht. Für diese Stahlsorte kann ein linear-elastisch, ideal-plastisches Materialverhalten analog Bild 2.1 nicht angesetzt werden.

Bei den unten beschriebenen Bemessungsmodellen wird für die verwendeten Baustähle ein ausgeprägtes plastisches Tragverhalten vorausgesetzt. Demnach gelten diese Modelle lediglich für Stahlsorten, die gemäß EC3-1-1 als ausreichend duktil eingestuft werden können.

## 2.2 Tragverhalten von Schrauben

Das Verbindungsmittel Schraube setzt sich aus unterschiedlichen Bereichen zusammen (vgl. Bild 2.2), die jeweils unterschiedliche Verformungsverhalten ausweisen. Zur Beurteilung des Einflusses der Schrauben auf das Tragverhalten von geschraubten Stirnplattenverbindungen ist demnach das Tragverhalten einer ganzen Schraube zu untersuchen.



**Bild 2.2:** Darstellung der unterschiedlichen Schraubenbereiche und der Spannungsverteilung in Längsrichtung

Die Spannungsverteilung über die Schraubenlänge ist aufgrund der Unstetigkeitsstellen stark ungleichmäßig. Das ist auf die unterschiedliche Querdehnung an den Übergangsstellen zurückzuführen. Da sich im kleineren Querschnitt bei gleicher Belastung die größeren Spannungen und somit auch Querdehnungen einstellen, muss ein Ausgleich der Verformungen aufgrund des Werkstoffzusammenhaltes stattfinden. Dies führt zu einer mehraxialen Zusatzbeanspruchung an den Übergängen (vgl. Bild 2.2).

### 2.3 Aktuelles Berechnungsmodell von Stirnplattenverbindungen nach EC3-1-8

Zusätzlich ist der Einfluss der Schraubenfestigkeit auf das Verformungsverhalten der Schraube zu berücksichtigen. Schrauben der Festigkeitsklasse 4.6 und 5.6 zeigen ein gutmütiges Tragverhalten und erreichen Bruchdehnungen bis 20%. Dagegen reduziert sich die Bruchdehnung bei der Festigkeitsklasse 8.8 auf 12% und bei der Festigkeitsklasse 10.9 sogar auf 9%. Somit kann hier kein duktiler und damit kein bilineares Last-Verformungs-Verhalten vorausgesetzt werden (vgl. Bild 2.3).

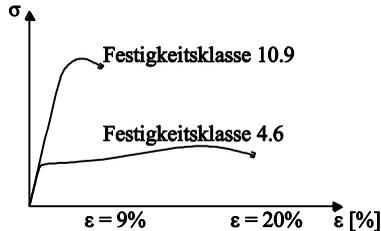


Bild 2.3: Last-Verformungs-Verhalten von Schrauben der Festigkeitsklassen 4.6 und 10.9

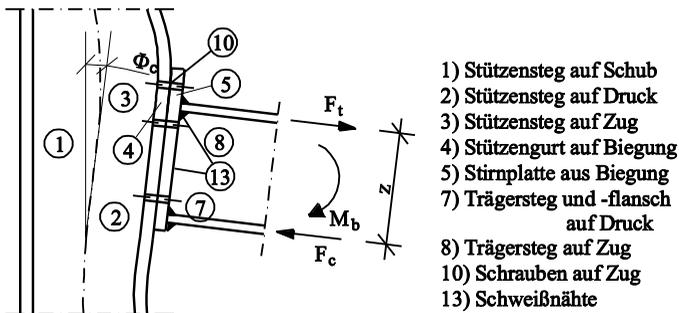
Steurer zeigt in [48] und [49], dass der Einfluss der unterschiedlichen Schraubenbereiche insbesondere des belasteten Gewindes auf das Rotationsvermögen von Anschlüssen mit hochfesten Schrauben (8.8 und 10.9) sehr hoch ist. Schrauben mit langem Gewindeanteil lassen somit eine deutlich größere Dehnung der Schraube und folglich eine deutlich größere Rotation des Anschlusses zu.

Darüber hinaus stellt Steurer den Einfluss des Versagensmechanismus der Schraube – Trennbruch oder Gewindeabstreifen – im Hinblick auf das Verformungsverhalten der ganzen Schraube dar. Es zeigt sich, dass die Schraubendehnung im Traglastzustand beim Versagen durch Trennbruch deutlich größer ist, als beim Versagen durch Gewindeabstreifen. Dies zeigt, dass beim Versagen durch Trennbruch bereits plastische Verformungsanteile auftreten. Beim Versagen durch Gewindeabstreifen stellt sich eine Relativverschiebung zwischen Schraube und Mutter ein. Die sich einstellende Resttragfähigkeit liefert 40% der bereits erreichten Maximallast. Dieses Tragverhalten kann demnach lediglich bei weggesteuerten Beanspruchungen festgestellt werden.

### 2.3 Aktuelles Berechnungsmodell von Stirnplattenverbindungen nach EC3-1-8

Das Tragverhalten von 2-reihigen momententragfähigen geschraubten Stirnplattenverbindungen wird durch eine Vielzahl von Parametern (Komponenten)

mit unterschiedlichem Einfluss bestimmt (vgl. Bild 2.4). Demnach ist es grundsätzlich verständlich, dass die Angabe einer Bemessungsfunktion zur Bestimmung der Anschluss Tragfähigkeit, sowie der Anschlusssteifigkeit nicht genügt, um das Tragverhalten realistisch darzustellen. Vielmehr ist die Untersuchung aller am Lastabtrag beteiligten Komponenten des Anschlusses notwendig. Diese Vorgehensweise ermöglicht zusätzlich eine gezielte Optimierung des Anschlusses hinsichtlich der Anschluss Tragfähigkeit und Anschlusssteifigkeit, da das Tragverhalten aller am Lastabtrag beteiligter Grundkomponenten bekannt ist.



**Bild 2.4:** Darstellung der Grundkomponenten bei einem Stützen-Riegel Anschluss

Die in Bild 2.4 dargestellten Grundkomponenten können in lokale, die Schraubenreihentragfähigkeit direkt beeinflussende Komponenten wie 3), 4), 5), 8) und 10) und in globale, die Anschluss Tragfähigkeit direkt beeinflussende Komponenten 1), 2), 7), 13) unterschieden werden.

Die Ausbildung plastischer Momentengelenke kann für geschraubte momententragfähige Anschlussgeometrien grundsätzlich zugelassen werden. Durch die Kenntnis der Rotationskapazität der Anschlussgeometrie, die durch das Tragverhalten der zum Anschlussversagen führenden Grundkomponente maßgebend beeinflusst wird, kann beurteilt werden, ob durch die maximale Anschlussverdrehung die erforderlichen Kraftumlagerungen im statischen Gesamtsystem erreicht werden können.

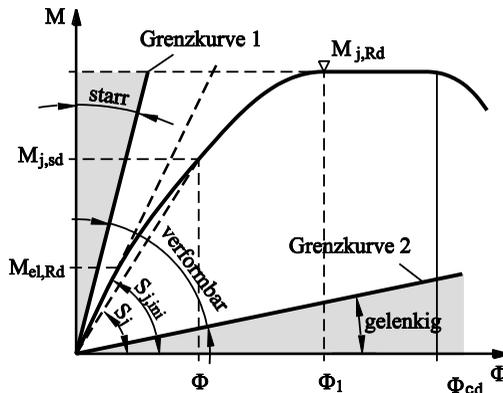
Steuer hat in [48] Untersuchungen zum Rotationsvermögen von geschraubten Anschlüssen durchgeführt. Dabei stellte er fest, dass Anschlüsse mit Schrauben ohne Schaft eine größere Rotationskapazität aufweisen, als Schrauben mit Schaft, was auf die geringere Steifigkeit im Gewindebereich zurückzuführen ist. Zusätzlich wird damit der große Einfluss der Schraubendehnung an der Gesamtverformung des Anschlusses deutlich. Eine vollständige plastische Schnittgrößenumlagerung

### 2.3 Aktuelles Berechnungsmodell von Stirnplattenverbindungen nach EC3-1-8

mit einem Fließgelenk im Anschluss kann für Geometrien mit Schrauben ohne Schaft jedoch nicht allgemeingültig bestätigt werden. Da auf der anderen Seite Anschlüsse mit den üblicherweise verwendeten HV-Schrauben der Festigkeitsklasse 10.9 in nur einem Versuch eine vollständige plastische Schnittgrößenumlagerung zulassen, ist für diese Schraubenausführung ebenfalls keine eindeutige allgemeingültige Aussage möglich.

Mit der Einführung des EC3-1-8 [13] liegt mit der Komponentenmethode ein Bemessungsmodell vor, das es ermöglicht die Steifigkeit des Anschlusses zu berechnen und somit bei der Tragwerksanalyse zu berücksichtigen. Es lässt sich durch die Bestimmung der Anschlusssteifigkeit  $S_j$  überprüfen, ob bereits ohne aufwendige Aussteifung des Stützenprofils eine Einstufung als starre Verbindung erfolgen kann, was die Wirtschaftlichkeit der gesamten Tragkonstruktion verbessert.

Der Einsatz von Verbindungen, die als verformbar eingestuft werden, aber einen signifikanten Anteil an Momententragfähigkeit liefern, ist mit der Komponentenmethode ohne den zusätzlichen Einsatz von Steifen möglich. Dazu wird bereits bei der Berechnung der Schnittgrößen ein Federelement in das Stabwerksmodell eingefügt, so dass die Momenten-Rotationscharakteristik des Anschlusses (vgl. Bild 2.5) berücksichtigt wird.



1. Momentenbeanspruchbarkeit  $M_{j,Rd}$
2. Anfangssteifigkeit  $S_{j,ini}$
3. Rotationskapazität  $\Phi_{cd}$

Bild 2.5: Darstellung des Momenten-Rotationsverhaltens eines Anschlusses

### 2.3.1 Momententragfähigkeit von Stützen-Riegel Verbindungen

Bei der in EC3-1-8 [13] geregelten Bemessungsmethode werden alle durch das in Druck- und Zugkraft aufgeteilte Moment beanspruchten Bauteilbereiche (Zuggurt, Trägersteg, Platte, Schraube, etc.) getrennt voneinander untersucht. Mit der geringsten Komponententragfähigkeit jeder Schraubenreihe wird die maßgebliche Momententragfähigkeit des Anschlusses gemäß Gleichung (2.1) bestimmt.

Bei der Ermittlung der Momententragfähigkeit  $M_{j,Rd}$  ist darüber hinaus sicherzustellen, dass sich die ermittelten Grenzzugkräfte ohne vorzeitiges sprödes Schraubenversagen ausbilden können. Wird für eine Schraubenreihe  $r$  eine Grenztragfähigkeit  $F_{Tr,Rd}$  ermittelt, die größer als 95% der maximalen Grenzzugkraft bei Schraubenversagen ist, so ist eine elastische Kraftverteilung aller nachfolgenden Schraubenreihen durchzuführen.

$$M_{j,Rd} = \sum_r (h_r \cdot F_{Tr,Rd}) \quad [\text{kNm}] \quad (2.1)$$

mit  $h_r$  : Hebelarm der Schraubenreihe  $r$  zum Druckpunkt  
 $F_{Tr,Rd}$  : Grenzzugkraft der Schraubenreihe  $r$  aus lokalen Komponenten

Dabei ist sicherzustellen, dass die Grenztragfähigkeit der globalen Grundkomponenten größer als die Summe der Grenztragfähigkeiten aller auf Zug beanspruchten Schraubenreihen  $\sum_r F_{Tr,Rd}$  ist.

Liefert eine globale Grundkomponente eine geringere Grenztragfähigkeit, wird die Tragfähigkeit der am nächsten am Druckpunkt liegenden Schraubenreihe soweit reduziert, dass gilt:  $\sum_r F_{Tr,Rd} = F_{\text{global}}$ .

Bei der Berechnung der Grenztragfähigkeit der einzelnen Komponenten ist zum einen die Unterscheidung in Beanspruchungsart (Zug, Biegung, Druck und Schub) vorzunehmen, zum anderen sind Spannungs- von Stabilitätsproblemen zu unterscheiden.

#### **Biegebeanspruchung (lokal):**

Bei den biegebeanspruchten Bauteilen (Stirnplatte bzw. Stützenflansch) können einfache statische Modelle für die Plattenbiegung herangezogen werden, um die Grenztragfähigkeit dieser Komponente zu ermitteln (vgl. Bild 2.6). Dieses heraus gelöste Modell wird als äquivalenter T-Stummel bezeichnet. Neben den Geometriewerten  $m$  und  $n$  wird für dieses Modell eine effektive Länge  $\ell_{\text{eff}}$  des T-Stummels benötigt. Diese effektiven Längen sind von Zoetemeijer unter

### 2.3 Aktuelles Berechnungsmodell von Stirnplattenverbindungen nach EC3-1-8

Berücksichtigung des Versagensmechanismus in [58] über den Vergleich von inneren und äußeren Arbeiten hergeleitet worden. Im EC3-1-8 werden diese Fließlinien um den positiven Einfluss von Steifen auf die Ausbildung der Fließmuster erweitert, so dass eine Berücksichtigung von Steifen bei der Ermittlung der Tragfähigkeit der biegebeanspruchten Platte möglich ist.

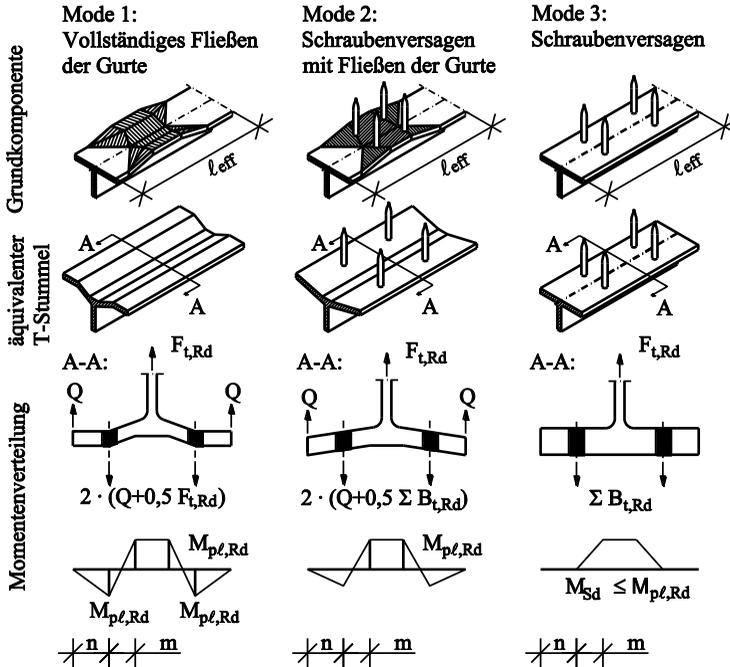


Bild 2.6: Darstellung des statischen Modells für die biegebeanspruchte Platte mit Angabe der möglichen Versagensformen

Der äquivalente T-Stummel ist statisch unbestimmt, so dass die Grenztragfähigkeit unter Ausnutzung der plastischen Systemreserve ermittelt werden kann. Dabei sind insgesamt 3 verschiedene Versagensmechanismen zu untersuchen:

**Mode1:** Bei sehr dünnen Platten treten vier plastische Momentengelenke in dem T-Stummel Flansch auf. Dieses Versagen wird als **reines Flanschfließen** bezeichnet. Mit Hilfe des Arbeitssatzes wird über Gleichung (2.2) die Grenztragfähigkeit bestimmt.

$$F_{T,1,Rd} = \frac{4 \cdot m_{pℓ,Rd} \cdot \ell_{eff,1}}{m} \quad [\text{kN}] \quad (2.2)$$

**Mode3:** Bei sehr dicken Platten kann die biegebeanspruchte Platte als starr angenommen werden, dann ist lediglich eine Starrkörperverschiebung zu erwarten, was ausschließlich zum **Versagen der Schrauben** führt. Die Grenztragfähigkeit für das Schraubenversagen wird mit Gleichung (2.3) ermittelt.

$$F_{T,3,Rd} = \sum F_{t,Rd} \quad [\text{kN}] \quad (2.3)$$

**Mode2:** Hierbei wird die Grenztragfähigkeit der Schraube bereits vor dem vollständigen Plastizieren des biegebeanspruchten Flansches erreicht. Dies wird durch die Zugbeanspruchung  $F_{T,Rd}$  und die Abstützkraft  $Q$ , die bei dieser Versagensart einen Maximalwert erreicht, hervorgerufen. Dieses Versagen wird als **Schraubenversagen mit Fließen der Gurte** bezeichnet. Gleichung (2.4) stellt die Grenztragfähigkeit dar.

$$F_{T,2,Rd} = \frac{2 \cdot m_{pl,Rd} \cdot \ell_{eff,2} + n \cdot \sum F_{t,Rd}}{m + n} \quad [\text{kN}] \quad (2.4)$$

mit:  $m_{pl,Rd}$  :  $0,25 \cdot t_f^2 \cdot f_y / \gamma_{M0}$   
 $t_f$  : Flanshdicke  
 $f_y$  : Streckgrenze des Bauteils  
 $\gamma_{M0}$  : Teilsicherheitsbeiwert für das Material  
 Empfehlung:  $\gamma_{M0}=1,0$

$\ell_{eff,1}$  bzw.  $\ell_{eff,2}$  : effektive Länge des äquivalenten T-Stummels für

Model bzw. Mode2

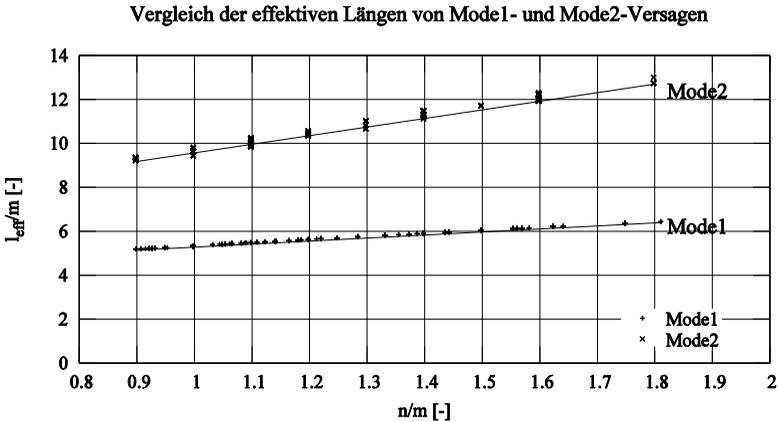
$\sum F_{t,Rd}$  : Summe der Grenzzugkräfte aller Schrauben im äquivalenten T-Stummel nach EC3-1-8 [13]

Die Komponentenmethode im EC3-1-8 greift letztlich nur auf das hergeleitete Fließmuster für den Versagensfall – reines Flanschfließen – zurück. Das Fließmuster für den kombinierten Versagensfall liefert deutlich größere effektive Ersatzlängen für das T-Stummel-Modell (vgl. Bild 2.7). Demnach werden für den Grenzzustand bei einer kombinierten Versagensform deutlich konservative Grenztragfähigkeiten ermittelt.

Die Fließlinien im T-Stummel-Modell bilden sich bei Versagensmodus 1 zum einen direkt am Übergang von Flansch zum Walzradius aus. Zum anderen wird die zweite Fließlinie in der Schraubenachse angenommen. Dies ist lediglich eine rein theoretische Annahme, da der positive Einfluss der durch Mutter bzw. Kopf und

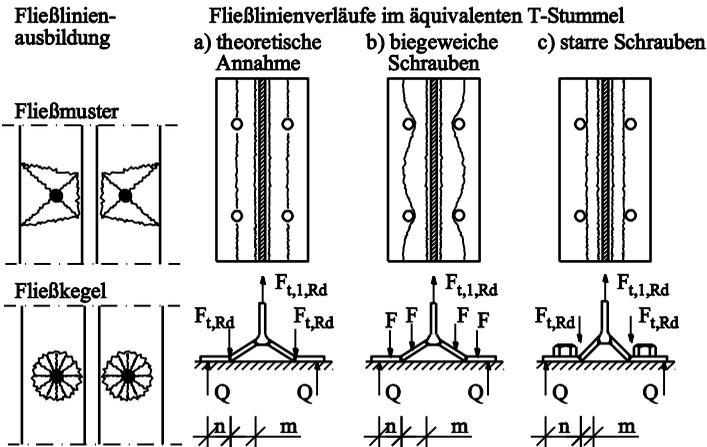
### 2.3 Aktuelles Berechnungsmodell von Stirnplattenverbindungen nach EC3-1-8

Unterlegscheibe hervorgerufenen Einschnürungen hierbei vernachlässigt wird (vgl. Bild 2.8).



**Bild 2.7: Vergleich der effektiven Längen von Mode1- und Mode2-Versagen**

Jaspart zeigt in [30], dass die vereinfachte Annahme des Fließlinienverlaufs durch die Schraubenachse zu sehr konservativen Ergebnissen führt (vgl. Bild 2.8 a)). Eine weitere vereinfachte Annahme, - Schraubenkopf bzw. -mutter und Unterlegscheibe können als starr angenommen werden und die Fließlinie verläuft am Übergang von Platte zu Schraube -, liefert teilweise unsichere Tragfähigkeiten und wird demnach in [30] ebenfalls als unbrauchbar eingestuft (vgl. Bild 2.8 c)).



**Bild 2.8: Darstellung der Fließlinienverläufe des äquivalenten T-Stummels**

Jaspert liefert in [30] mit Gleichung (2.5) einen Ansatz zur Berechnung der Tragfähigkeit der biegebeanspruchten Komponenten. Damit wird der Verlauf der Fließlinien genauer erfasst und eine realistischere Abbildung des Tragverhaltens ermöglicht (vgl. Bild 2.8 b)). Dabei wird der zusätzliche Arbeitsanteil der unter dem Schraubenkopf einstellenden Kraft  $F$  bei der Bestimmung der Grenztragfähigkeit berücksichtigt.

$$F_{T,1,Rd} = \frac{(8 \cdot n - 2 \cdot e_w) \cdot m_{p\ell,Rd} \cdot \ell_{eff,1}}{2 \cdot m \cdot n - e_w \cdot (m + n)} \quad [\text{kN}] \quad (2.5)$$

mit:  $e_w$ :  $d_w/4$   
 $d_w$ : Durchmesser der Unterlegscheibe oder des Schraubenkopfes bzw. der Mutter wenn maßgebend

Tabelle 2.1 zeigt die von Zoetemeijer hergeleiteten und an Bauteilversuchen bestätigten effektiven Längen und die zugehörigen Fließlinienmodelle am Beispiel des nicht ausgesteiften Stützengurtes. Dabei wird in kreisförmige (Index: cp) und nichtkreisförmige (Index: nc) unterschieden. Durch die Verwendung der kleinsten effektiven Fließlinienlängen kann für den T-Stummel der biegebeanspruchten Komponenten Stützenflansch und Stirnplatte die maßgebende Einzeltragfähigkeit bestimmt werden.

**Tabelle 2.1: Darstellung der effektiven Längen für einen nicht ausgesteiften Stützengurt**

Lage	Individuell		Gruppenbetrachtung	
	$\ell_{eff,cp}$	$\ell_{eff,nc}$	$\ell_{eff,cp}$	$\ell_{eff,nc}$
innere Schraubenreihe	$2 \cdot \pi \cdot m$	$4 \cdot m + 1,25 \cdot e$	$2 \cdot p$	$p$
randnahe Schraubenreihe	$2 \cdot \pi \cdot m$	$4 \cdot m + 1,25 \cdot e$	$\pi \cdot m + p$	$2 \cdot m + 0,625 \cdot e + 0,5 \cdot p$
	$\pi \cdot m + 2 \cdot e_1$	$2 \cdot m + 0,625 \cdot e + e$	$2 \cdot e_1 + p$	$e_1 + p$

Versagensart 1:  $\ell_{eff,1} = \min(\ell_{eff,cp}; \ell_{eff,nc})$

Versagensart 1:  $\ell_{eff,1} = \min(\sum \ell_{eff,cp}; \sum \ell_{eff,nc})$

Versagensart 2:  $\ell_{eff,2} = \ell_{eff,nc}$

Versagensart 2:  $\ell_{eff,2} = \sum \ell_{eff,nc}$

mit  $e_1$  = senkrechter Abstand der randnahen Schrauben zum freien Rand

### 2.3 Aktuelles Berechnungsmodell von Stirnplattenverbindungen nach EC3-1-8

Eine Membrantragwirkung wird lediglich durch die effektive Fließlinienlänge berücksichtigt. Die Beeinflussung der unterschiedlichen Spannungsrichtungen als Vergleichsspannung wird jedoch vernachlässigt.

#### Zugbeanspruchung (lokal):

Bei einer Stützen-Riegel Verbindung sind der Stützen- und der Trägersteg auf Zug beansprucht. Somit kann die Tragfähigkeit beider Komponenten mit Gleichung (2.6) bestimmt werden [10]. Die ansetzbare Breite  $b_{\text{eff}}$  des betrachteten Bleches ist mit der maßgebenden effektiven Länge des T-Stummels der zugehörigen biegebeanspruchten Platte (Stützenflansch bzw. Stirnplatte) gleichzusetzen.

$$F_{T,Rd} = \frac{b_{\text{eff}} \cdot t \cdot f_y}{\gamma_{M0}} \quad [\text{kN}] \quad (2.6)$$

Der Einfluss in der Stütze vorhandener Schubbeanspruchungen auf die Tragfähigkeit wird hiermit nicht berücksichtigt und kann über den Reduktionsfaktor  $\omega$ , der hier nicht weiter beschrieben werden soll, erfasst werden.

#### Druckbeanspruchung (global):

Bei nicht versteiften Blechen mit hohen konzentrierten Druckbeanspruchungen kann es zu lokalen Stegquetschungen führen (Spannungsproblem). Beim Nachweis der steifenlosen Lasteinleitung nach Gleichung (2.7) sind über den Ansatz einer konstanten Fließspannung  $f_y$  bereits örtliche Plastizierungen zugelassen (vgl. [21]).

$$F_{T,Rd} = \frac{b_{\text{eff}} \cdot t \cdot f_y}{\gamma_{M0}} \quad [\text{kN}] \quad (2.7)$$

Die ansetzbare Bauteilbreite  $b_{\text{eff}}$  kann gemäß EC3-1-8 über die Annahme einer Lastverteilung von 1:2,5 analog [18] bestimmt werden. Im Eurocode 3 Teil 1-5 [12] wird abweichend hierzu die Definition der Lastausbreitung von 1:1 angegeben. Darüber hinaus wird dort bei dem Nachweis der lokalen Lasteinleitung der Einfluss von benachbarten Steifen berücksichtigt.

Ein Versagen des Bleches ist jedoch auch durch lokale Stegblechbeulen möglich (Stabilitätsproblem). Dabei wird die Grenztragfähigkeit analog Gleichung (2.7) mit der durch einen Abminderungsfaktor  $\rho$  bestimmten effektiven Querschnittsfläche  $A_{\text{eff}} = \rho \cdot b_{\text{eff}} \cdot t$  analog [10] bzw. [12] bestimmt.

$$F_{T,Rd} = \frac{A_{\text{eff}} \cdot f_y}{\gamma_{M1}} \quad [\text{kN}] \quad (2.8)$$

mit  $\gamma_{M1}$  : Teilsicherheitsbeiwert für das Material - Empfehlung:  $\gamma_{M1}=1,0$

Analog zum Nachweis der zugbeanspruchten Bauteile kann der Einfluss zusätzlicher Schubbeanspruchungen auf das druckbeanspruchte Bauteil nicht erfasst werden. Mit Hilfe des Reduktionsfaktors  $\omega$  kann die Interaktion zwischen Schub- und Druckbeanspruchung in den Gleichungen (2.7) und (2.8) realistisch erfasst werden.

**Schubbeanspruchung (global):**

Die Schubtragfähigkeit des Stützensteges kann gemäß EC3-1-1 mit Gleichung (2.9) bestimmt werden. Auf die Darstellung eines möglichen Stabilitätsversagens (Schubbeulen) wird verzichtet, da der EC3-1-8 für die Anwendung der Komponentenmethode die Einhaltung einer Schlankheit von  $69 \cdot \varepsilon$  fordert, so dass ein Schubbeulen ausgeschlossen ist. Im EC3-1-5 ist hierzu eine abweichende Definition angegeben. Bei unversteiften Blechen mit Schlankheiten kleiner  $72 \cdot \varepsilon / \eta$  ist ein Schubbeulen ausgeschlossen. Dabei wird der Faktor  $\eta = 1,2$  für geregelte Stahlsorten bis S460 angegeben.

$$V_{p,Rd} = \frac{0,9 \cdot A_v \cdot f_y}{\sqrt{3} \cdot \gamma_{M0}} \quad [\text{kN}] \quad (2.9)$$

mit:  $A_v$ : ansetzbarer Schubspannungsquerschnitt nach [10]

**Schraubentragfähigkeit (lokal):**

Das Tragverhalten von Schrauben unter Zugbeanspruchung ist hinreichend bekannt und wird bei der Komponentenmethode über den Mode 3 des T-Stummel-Modells erfasst. Der EC3-1-8 [13] stellt dabei das aktuellste Regelwerk dar. Die Grenztragfähigkeit wird unter der Ausnutzung der Zugfestigkeit  $f_u$  des Materials bestimmt, so dass die Grenztragfähigkeit von Schrauben auf Zug mit Gleichung (2.10) ermittelt werden kann.

$$F_{t,Rd} = \frac{0,9 \cdot f_{ub} \cdot A_s}{\gamma_{M2}} \quad [\text{kN}] \quad (2.10)$$

mit  $f_{ub}$ : Zugfestigkeit des Schraubenmaterials  
 $A_s$ : Spannungsquerschnitt der Schraube  
 $\gamma_{M2}$ : Teilsicherheitsbeiwert für das Material - Empfehlung:  $\gamma_{M2} = 1,25$

Auch das Tragverhalten von Schrauben unter Schubbeanspruchung (Abscheren) ist hinreichend bekannt. Die Grenztragfähigkeit kann mit Gleichung (2.11) bestimmt werden. Treten beide Beanspruchungen kombiniert auf, ist ein Interaktionsnachweis gemäß Gleichung (2.12) zu führen.

### 2.3 Aktuelles Berechnungsmodell von Stirnplattenverbindungen nach EC3-1-8

$$F_{V,Rd} = \frac{\alpha_v \cdot f_{ub} \cdot A}{\gamma_{M2}} \quad [\text{kN}] \quad (2.11)$$

mit  $\alpha_v$  : für Festigkeitsklassen 4.6, 5.6 und 8.8 ist  $\alpha_v = 0,6$   
für Festigkeitsklassen 4.8, 5.8, 6.8 und 10.9 ist  $\alpha_v = 0,5$   
bei Schaft in der Scherfuge ist  $\alpha_v = 0,6$

$A$  : Schaftquerschnitt der Schraube - bei Gewinde in der Scherfuge  
 $A = A_s$  (Querschnitt in der Scherfuge)

$$\frac{F_{V,Ed}}{F_{V,Rd}} + \frac{F_{t,Ed}}{1,4 \cdot F_{t,Rd}} \leq 1,0 \quad (2.12)$$

Bei großen Kopfplattenverformungen stellen sich aufgrund des zweiaxialen Lastabtrags in der biegebeanspruchten Platte auch Biegeverformungen in der Schraube ein. Im EC3-1-8 ist für Schrauben keine Bemessungsvorschrift angegeben. Lediglich für Bolzen unter Biegebeanspruchung sind Angaben zur Bemessung vorhanden (Gleichung (2.13)).

$$M_{Rd} = \frac{1,5 \cdot W_{e\ell} \cdot f_{yp}}{\gamma_{M0}} \quad (2.13)$$

mit  $1,5 \cdot W_{e\ell} \approx$  plastisches Widerstandsmoment des Bolzenquerschnitts  
 $W_{e\ell} = r^3 \cdot \pi/4$   
 $f_{yp}$  : Streckgrenze des Bolzenmaterials

Dieser zusätzliche Einfluss auf die Schraubentragfähigkeit bleibt bei der Komponentenmethode unberücksichtigt. Da die auftretenden Rotationen erst kurz vor dem Erreichen der Traglast auftreten, ist dieser Einfluss auf die Tragfähigkeit des Anschlusses vernachlässigbar gering.

Hinniger zeigt zudem in [23], dass sich bei Schrauben der Festigkeitsklasse 8.8 mit einem langen beanspruchten Gewindeanteil große Biegeverformungen bei Tragfähigkeiten auf  $f_u$ -Niveau einstellen können, ohne dass es zu einem spröden Versagen kommt. Somit kann ein negativer Einfluss der Schraubenrotation auf das Tragverhalten von Schrauben unter reiner Zugbeanspruchung ausgeschlossen werden.

Darüber hinaus hat Steurer in [48] und [49] das Tragverhalten von Schrauben mit einem Gewinde bis zum Schraubenkopf unter Zugbeanspruchung untersucht. Er

zeigt, dass bei Schrauben mit einem hohen belasteten Gewindeanteil deutlich größere Dehnungen bis zum Versagen erreicht werden als bei herkömmlichen hochfesten Schrauben mit Schaft nach DIN EN 14399 [9]. Somit wird die Anschlussrotationskapazität aufgrund des hohen Anteils der Schrauben an der Gesamtrotation deutlich erhöht. Der Einfluss des spröden Schraubenversagens auf die Anschluss Tragfähigkeit wird ebenfalls reduziert. Demnach ist der Einsatz dieser Verbindungsmittel im Hinblick auf eine hohe Rotationskapazität und Tragfähigkeit sehr sinnvoll.

### 2.3.2 Rotationssteifigkeit von Stützen-Riegel Verbindungen

Analog zu Abschnitt 2.3.1 ist der Einfluss der unterschiedlichen Steifigkeiten der Grundkomponenten auf die gesamte Anschlusssteifigkeit zu untersuchen. Damit eine realistische Steifigkeitsberechnung erfolgen kann, ist die Bestimmung aller Einzelsteifigkeiten notwendig. Der EC3-1-8 [13] stellt ein Federmodell (vgl. Bild 2.9) zur rechnerischen Erfassung der Anschlusssteifigkeit bereit. Dabei werden für alle an der Anschlussrotation beteiligten Grundkomponenten Einzelsteifigkeiten  $k_{i,j}$  (vgl. Bild 2.9 a)) bestimmt. Aus den Steifigkeiten jeder Schraubenreihe  $j$  wird eine effektive Steifigkeit  $k_{eff,j}$  gemäß Bild 2.9 b) gebildet und anschließend zu einer in Bild 2.9 c) dargestellten äquivalenten Steifigkeit  $k_{eq}$  mit zugehörigem Hebelarm  $z_{eq}$  zusammengefasst.

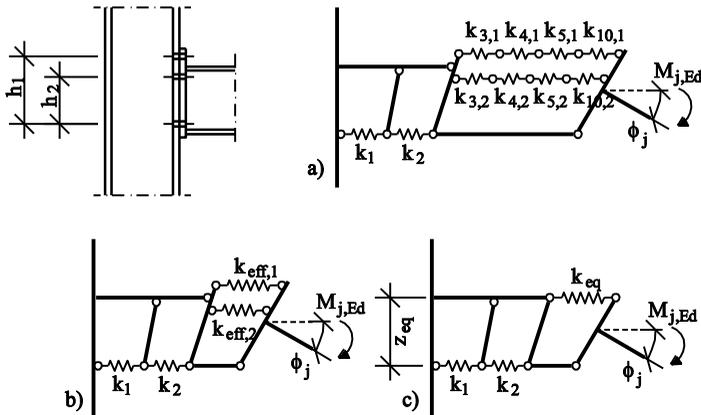


Bild 2.9: Darstellung des Federmodells am Beispiel eines Stützen-Riegel Anschlusses

Mit Gleichung (2.14) kann die Steifigkeit des Anschlusses  $S_j$  für jeden Beanspruchungszustand bestimmt werden.

### 2.3 Aktuelles Berechnungsmodell von Stirnplattenverbindungen nach EC3-1-8

$$S_j = \frac{E \cdot z^2}{\mu \cdot \sum_i \frac{1}{k_i}} \quad (2.14)$$

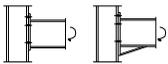
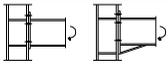
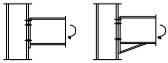
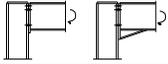
mit: z: Hebelarm zum Druckpunkt - in Bild 2.9  $z_{eq}$   
 $k_i$ : Steifigkeitskoeffizient - in Bild 2.9  $k_1$ ,  $k_2$  und  $k_{eq}$   
 $\mu$ : Steifigkeitsverhältnis  $S_{j,ini}/S_j$  - für  $S_{j,ini} \rightarrow \mu=1,0$

Wie bereits in Abschnitt 1.2 erläutert wurde ist bei als verformbar eingestuftem Anschlüssen eine Trennung von Anschluss- und Querschnittsnachweisen nicht mehr möglich (vgl. Bild 1.5). Durch den Überschlagsansatz nach [20] lassen sich die Steifigkeiten  $S_{j,app}$  (Gleichung (2.15)) für momententragfähige Stirnplattenanschlüsse ohne aufwendige Berechnung unter Zuhilfenahme der Tabelle 2.2 abschätzen.

$$S_{j,app} = \frac{E \cdot z^2 \cdot t_{fc}}{c} \quad (2.15)$$

Die näherungsweise Berücksichtigung der Anschlusssteifigkeit bei der globalen Tragwerksanalyse ist demnach leicht möglich. Nach der genauen Anschlussanalyse und Bestimmung der tatsächlich vorhandenen Anschlusssteifigkeit muss abschließend überprüft werden, ob die getroffene Annahme der Anschlusssteifigkeit ausreichend genau war, so dass auf eine erneute Tragwerksanalyse verzichtet werden kann.

**Tabelle 2.2: Darstellung der Hilfwerte c zur Abschätzung der Anfangssteifigkeit  $S_{j,app}$  für einseitige Stützen-Riegel-Verbindungen ( $\beta=1$ )**

Anschlusskonfiguration		c
überstehende Stimplatte, einseitig, unversteift ( $\beta=1$ )		13
überstehende Stimplatte, einseitig, Steifen im Druck- und Zugbereich ( $\beta=1$ )		8,5
bündige Stimplatte, einseitig ( $\beta=1$ )		14
bündige Stimplatte, einseitig, Abschlussplatte am Stützenkopf ( $\beta=1$ )		11,5

Die zur genaueren Berechnung benötigten Einzelsteifigkeitskoeffizienten  $k_i$  werden im Folgenden erläutert:

### Plattenbiegung

Bei der biegebeanspruchten Platte kann die Steifigkeit mit dem oben beschriebenen Tragfähigkeitsmodell (vgl. Bild 2.6) hergeleitet werden. Dabei wird zunächst die Verformung des T-Stummel-Modells analog Bild 2.10 a) mit Gleichung (2.16) bestimmt. Dabei wird die Größe der Abstützkraft mit  $0,13 \cdot F_{t,Rd}$  angenommen und am Übergang von Flansch zu Schweißnaht bzw. Ausrundungsradius das Auftreten des ersten Fließgelenkes vorausgesetzt.

$$\begin{aligned} E \cdot I \cdot \delta &= \frac{1}{6} \cdot (-0,3235 + 2 \cdot 0,1765) \cdot F \cdot m^2 \cdot 1,25 \cdot m \\ &+ \frac{1}{3} \cdot 0,1765 \cdot F \cdot m^2 \cdot 1,25 \cdot m \\ &= 0,07846 \cdot F \cdot m^3 \quad [\text{kNmm}] \end{aligned} \quad (2.16)$$

Durch Umstellen dieser Gleichung nach  $F$  und Einsetzen des Trägheitsmomentes  $I = 1/12 \cdot \ell_{\text{eff,ini}} \cdot t^3$  lässt sich die Steifigkeit  $k_i$  in Abhängigkeit von  $\ell_{\text{eff,ini}}$  darstellen. Dabei ist  $\ell_{\text{eff,ini}}$  die wirksame Länge des T-Stummels, die zu gleicher Anfangssteifigkeit von T-Stummel und entsprechender Komponente im Anschluss führt.

$$F = \frac{1,0621 \cdot E \cdot \delta \cdot \ell_{\text{eff,ini}} \cdot t^3}{m^3} \quad [\text{mm}] \quad (2.17)$$

$$\Rightarrow \frac{F}{E \cdot \delta} = k_i \approx \frac{\ell_{\text{eff,ini}} \cdot t^3}{m^3} \quad [\text{mm}]$$

Zur Bestimmung von  $\ell_{\text{eff,ini}}$  wird die maximale Momentenbeanspruchung am Übergang zur Schweißnaht bzw. Ausrundungsradius mit dem plastischen Grenzmoment gleichgesetzt. Daraus kann die zugehörige Kraft beim Eintreten des ersten plastischen Fließgelenkes ermittelt werden. Da im EC3-1-8 das Verhältnis von elastischer zu plastischer Beanspruchbarkeit generell mit dem Faktor 1,5 erfasst wird, kann mit Gleichung (2.18) die plastische Beanspruchbarkeit ermittelt werden.

$$F_{Rd} = 1,5 \cdot F = \frac{1,159 \cdot t^2 \cdot \ell_{\text{eff,ini}} \cdot f_y}{m} \quad [\text{kN}] \quad (2.18)$$

Anschließend kann durch Gleichsetzen der Grenztragfähigkeiten gemäß Gleichung (2.2) und Gleichung (2.18)  $\ell_{\text{eff,ini}}$  bestimmt werden, so dass die Komponentensteifigkeit mit Gleichung (2.19) ermittelt werden kann.

### 2.3 Aktuelles Berechnungsmodell von Stirnplattenverbindungen nach EC3-1-8

$$k_i = \frac{0,91 \cdot \ell_{\text{eff}} \cdot t^3}{m^3} \approx \frac{0,9 \cdot \ell_{\text{eff}} \cdot t^3}{m^3} \quad [\text{mm}] \quad (2.19)$$

#### Schubverformung

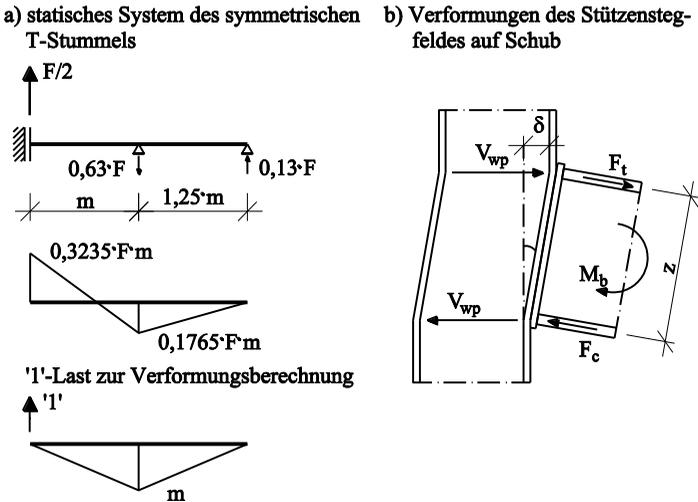
Unter der Voraussetzung, dass die Schubspannungen im Stützenstegfeld gleichförmig verteilt angenommen werden können, kann die Schubverformung  $\gamma$  des Stützenstegbleches mit Gleichung (2.20) bestimmt werden.

$$\gamma = \frac{\delta}{z} \quad (2.20)$$

Für die Schubkräfte  $V_{wp}$  in Bild 2.10 b) kann die in Gleichung (2.21) angegebene Beziehung verwendet werden.

$$V_{wp} = A_{vc} \cdot \tau \quad [\text{kN}] \quad (2.21)$$

mit  $\tau = G \cdot \gamma$  - Schubspannung



**Bild 2.10:** a) elastische Schnittgrößenverteilung des T-Stummel Modells am symmetrischen System  
b) Darstellung der Schubverformung eines Stützenstegbleches unter Momentenbeanspruchung

Durch Einsetzen von Gleichung (2.20) und (2.21) in Gleichung (2.9) unter Verwendung des Transformationsparameters  $\beta$ , der die tatsächliche Stegblechbelastung bei unterschiedlicher Riegelausführung berücksichtigt, ist die

Berechnung des Steifigkeitskoeffizienten möglich. Bei einseitigen Stützen-Riegel-Verbindungen kann  $\beta \approx 1$  verwendet werden. Bei abweichenden Verbindungen ist der Wert  $\beta$  gemäß EC3-1-8 (Tabelle 5.4) zu bestimmen.

$$F = \frac{V_{wp}}{\beta} = \frac{A_{vc} \cdot G \cdot \delta}{\beta \cdot z} = \frac{A_{vc} \cdot E \cdot \delta}{\beta \cdot z \cdot 2 \cdot (1 + \nu)} \quad [\text{kN}] \quad (2.22)$$
$$\Rightarrow k_i = \frac{F}{E \cdot \delta} \approx 0,38 \cdot \frac{A_{vc}}{\beta \cdot z} \quad [\text{mm}]$$

### Zug- und Druckverformung des Steges

Jaspert ermittelt in [29] eine Beziehung zwischen Kraft und elastischer Stauchung bzw. Dehnung (Gleichung (2.23)). Die Komplexität des Ausdruckes  $\xi$ , der das Verhältnis von Steg- zu Flanschsteifigkeit angibt, verhindert eine einfache Handhabung.

$$F = \frac{E \cdot t_{wc} \cdot \xi \cdot \delta}{d_c} \quad [\text{kN}] \quad (2.23)$$

mit  $d_c$ : Höhe des Stützensteges

Durch die vereinfachte Annahme, dass bis zu einer Beanspruchung von 2/3 der plastischen Grenztragfähigkeit ein annähernd lineares Tragverhalten vorliegt, kann unter Verwendung von Gleichung (2.6) bzw. (2.7) die zugehörige elastische Grenzbeanspruchung bestimmt werden.

$$F_{e\ell} = \frac{2}{3} \cdot b_{\text{eff}} \cdot t \cdot f_y \quad [\text{kN}] \quad (2.24)$$

Durch Gleichsetzen von (2.23) und (2.24) kann für den komplexen Ausdruck  $\xi$  im elastischen Bereich die Näherung  $0,667 \cdot b_{\text{eff}}$  abgeleitet werden. Der Steifigkeitskoeffizient für ein auf Zug bzw. auf Druck belastetes Stegblech ergibt sich durch Einsetzen in Gleichung (2.23) somit zu:

$$k_i = \frac{F}{E \cdot \delta} = \frac{2 \cdot b_{\text{eff}} \cdot t_{wc}}{3 \cdot d_c} \approx \frac{0,7 \cdot b_{\text{eff}} \cdot t_{wc}}{d_c} \quad [\text{mm}] \quad (2.25)$$

### Schraubensteifigkeit

Die Schraubensteifigkeit lässt sich allgemein in Schub-, Zug- Druck- und Biegesteifigkeit unterteilen. Die Komponentenmethode greift auf einen

## 2.4 Vorhandene Bemessungsmodelle in Praxis und Forschung

---

vereinfachten Kräfteverlauf gemäß Bild 2.4 zurück, so dass im Folgenden ausschließlich die Zugsteifigkeit berücksichtigt wird.

Wie aus Bild 2.10 a) zu entnehmen ist, beträgt die elastische Schraubenkraft  $0,63 \cdot F$ . Daraus ergibt sich die Kraft-Dehnungsbeziehung

$$0,63 \cdot F = E \cdot A_s \cdot \varepsilon = \frac{E \cdot A_s \cdot \delta}{L_b} \quad [\text{kN}] \quad (2.26)$$

Anschließend kann durch Umstellung der Gleichung der Steifigkeitskoeffizient für eine nicht planmäßig vorgespannte Schraube auf Zug ermittelt werden.

$$k_i = \frac{F}{E \cdot \delta} = \frac{1,587 \cdot A_s}{L_b} \approx \frac{1,6 \cdot A_s}{L_b} \quad [\text{mm}] \quad (2.27)$$

Sind die Schrauben in einer Verbindung planmäßig vorgespannt, so kann eine erhöhte Steifigkeit der Schraube nach Agerskov [1] angesetzt werden.

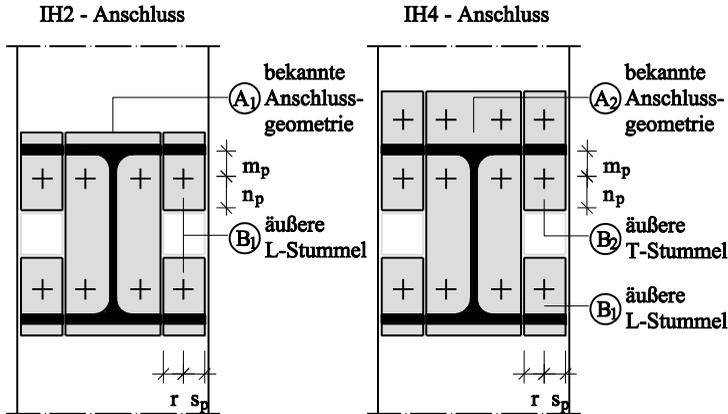
$$k_i = \frac{1,6 \cdot (\zeta + 1) \cdot A_s}{L_b} \approx \frac{9,5 \cdot A_s}{L_b} \quad [\text{mm}] \quad (2.28)$$

## 2.4 Vorhandene Bemessungsmodelle in Praxis und Forschung

### 2.4.1 Modell auf der Grundlage der Komponentenmethode für 4-reihige Anschlusskonfigurationen (unveröffentlicht)

Für das aktuelle Ringbuch [45] ist es notwendig geworden, das in Abschnitt 2.3 erläuterte Bemessungsmodell für 2-reihige Anschlusskonfigurationen auf 4-reihige zu erweitern, damit insgesamt ein einheitliches und allgemeingültiges Bemessungsmodell für momententragfähige, geschraubte Stirnplattenverbindungen vorliegt. Dieses von Sedlacek, Weynand und Klinkhammer entwickelte Bemessungsmodell wurde von Sänger in [43] zusammengefasst.

Da für die Entwicklung des Bemessungsmodells keine ausreichenden Versuchsergebnisse zur Verifikation zur Verfügung standen, wurde ein konservatives Modell gewählt. Dieses sieht eine gedankliche Trennung der Anschlusskonfiguration in einen inneren und mehrere äußere Bereiche vor (vgl. Bild 2.11).



**Bild 2.11:** Darstellung des gedanklichen Modells der Anschlusskonfigurationen IH2 und IH4

Die inneren Bereiche  $A_1$  und  $A_2$  besitzen die gleichen Randbedingungen wie die Anschlusskonfigurationen IH1 bzw. IH3, so dass die Tragfähigkeit der inneren Bereiche mit der in EC3-1-8 [13] geregelten Komponentenmethode erfasst werden kann (vgl. Abschnitt 2.3). Der äußere Bereich  $B_2$  kann durch das bekannte T-Stummel Modell (vgl. Abschnitt 2.3.1) unter Verwendung der in Tabelle 2.3 dargestellten effektiven Längen abgebildet werden. Der äußere Bereich  $B_1$  der Kopfplatte stellt im Vergleich zum T-Stummel ein unsymmetrisches statisches System dar. Analog zum T-Stummel Modell kann jedoch das Tragverhalten der äußeren Bereiche  $B_1$  durch ein L-Stummel Modell, welches in EC3-1-8 nicht geregelt ist, beschrieben werden. Diese Modellvorstellung lässt aufgrund der gleichen geometrischen Abmessungen auch die gleichen effektiven Längen wie beim außenliegenden T-Stummel (Bereich  $B_2$ ) zu. Bei Stützen-Riegel-Verbindungen kann aufgrund der theoretischen Trennung in innere und äußere unabhängige Bereiche nicht auf den Einsatz von stützensseitigen Steifen verzichtet werden. Es ist notwendigerweise über die Anordnung von Steifen sicherzustellen, dass die für die äußeren Bereiche  $B_1$  und  $B_2$  zugrunde gelegte Modellvorstellung auch stützensseitig zutrifft.

Die Ausbildung von Fließlinien um mehrere Schraubenreihen ist im Modell nicht mit der gedanklichen Trennung der Stirnplatte verträglich und wird demnach nicht untersucht.

## 2.4 Vorhandene Bemessungsmodelle in Praxis und Forschung

Tabelle 2.3: Darstellung der effektiven Längen für den T-Stummel ( $B_2$ ) sowie für den L-Stummel ( $B_1$ )

Lage	äußerer T-Stummel Bereich $B_2$		äußerer L-Stummel Bereich $B_1$	
	$l_{eff,cp}$	$l_{eff,nc}$	$l_{eff,cp}$	$l_{eff,nc}$
Schraubenreihe A) oberhalb des Zuggurtes B) unterhalb des Zuggurtes	$2 \cdot \pi \cdot m_p$	$4 \cdot m_p + 1,25 \cdot n_p$	$2 \cdot \pi \cdot m_p$	$4 \cdot m_p + 1,25 \cdot n_p$
	$\pi \cdot m + 2 \cdot r$	$r + s_p$	$\pi \cdot m + 2 \cdot r$	$r + s_p$
	$\pi \cdot m + 2 \cdot r$	$2 \cdot m_p + 0,625 \cdot n_p + r$	$\pi \cdot m + 2 \cdot r$	$2 \cdot m_p + 0,625 \cdot n_p + r$
		$2 \cdot m_p + 0,625 \cdot n_p + s_p$		$2 \cdot m_p + 0,625 \cdot n_p + s_p$

Aufgrund der fehlenden Symmetrie des statischen Systems ist die Ausbildung von Fließgelenken, abhängig von der Plattendicke, sowohl in der Kopfplatte als auch im Trägerflansch möglich. Dies wird durch zwei zusätzliche Modi (Mode 4 und Mode 5) erfasst (vgl. Bild 2.12).

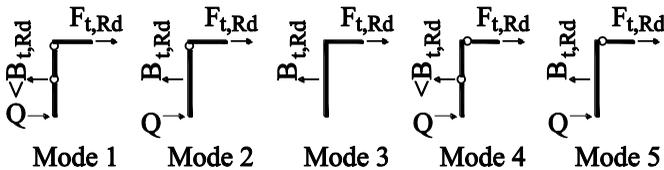


Bild 2.12: Darstellung der möglichen Versagensmodi des unsymmetrischen L-Stummel Modells

Die Tragfähigkeiten für das L-Stummel Modell werden mit folgenden Berechnungsfunktionen ermittelt, wobei die Grenztragfähigkeit der Komponente „Platte auf Biegung“ durch das Minimum bestimmt wird.

### Flanschfließen

$$\text{Mode 1+4: } F_{t,Rd} = \frac{2 \cdot \sum M_{p\ell,d}}{m_p} \text{ [kN]} \quad (2.29)$$

$$\text{mit } \sum M_{p\ell,d} = \begin{cases} \text{Mode 1: } 2 \cdot M_{p\ell,d, \text{Platte}} \\ \text{Mode 4: } M_{p\ell,d, \text{Platte}} + M_{p\ell,d, \text{Trägerflansch}} \end{cases}$$

**kombiniertes Versagen**

$$\text{Mode 2 + 5 : } F_{t,Rd} = \frac{M_{p\ell,d} + n' \cdot \sum B_{t,Rd}}{m_p + n_p} \text{ [kN]} \tag{2.30}$$

$$\text{mit } \sum M_{p\ell,d} = \begin{cases} \text{Mode2 : } M_{p\ell,d,Platte} \\ \text{Mode4 : } M_{p\ell,d,Trägerflansch} \end{cases}$$

**Schraubenversagen**

$$\text{Mode 3 : } F_{t,Rd} = \sum B_{t,Rd} \text{ [kN]} \tag{2.31}$$

Bei der gedanklichen Abtrennung der äußeren Bereiche von der Stirnplatte ergeben sich bei der Lasteinleitung über den Trägerflansch bzw. bei der Kraftweiterleitung über die stützenseitigen Steife zusätzliche, noch nicht berücksichtigte lokale Komponenten „Trägerflansch auf Zug“ bzw. „Steife auf Zug. Dabei ist bei der Bestimmung der Grenztragfähigkeit nach Gl. (2.32) die im äußeren Bereich B<sub>1</sub> und B<sub>2</sub> vorhandene Flansch- bzw. Steifenfläche zu verwenden.

$$F_{t,Rd} = \frac{A_T \cdot f_y}{\gamma_{M0}} \tag{2.32}$$

$$\text{mit } A_T = t \cdot \left( \frac{b_b - w_1 - w_2}{2} \right) \text{ für die trägerseitige Komponente}$$

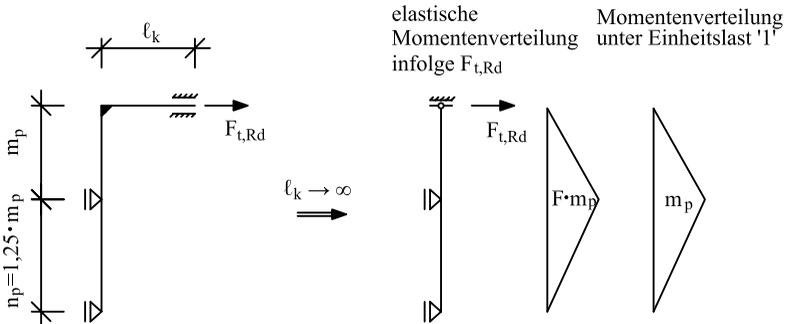
$$A_T = t \cdot \left( \frac{b_c - w_1 - w_2}{2} \right) \text{ für die stützenseitige Komponente}$$

Über die Bedingung gleicher Dehnungen in einer Schraubenreihe können die Einzeltragfähigkeiten des inneren und der zugehörigen äußeren Bereiche zur Gesamttragfähigkeit der Schraubenreihe zusammengefasst werden. Damit die Dehnungen beim Erreichen der Grenztragfähigkeit beider Bereiche ermittelt werden können, ist die Kenntnis über das unterschiedliche Tragverhalten der Bereiche erforderlich. Hierzu sind neben der Grenztragfähigkeit auch alle Steifigkeitsanteile zu bestimmen.

Zusätzlich zu den bekannten Steifigkeiten der im EC3-1-8 [13] geregelten Komponenten ist die Bestimmung der Steifigkeit des L-Stummel-Modells notwendig. Dabei wird der Einfluss der stützenseitigen Steife bzw. des Trägerflansches an der Verformung vernachlässigt.

## 2.4 Vorhandene Bemessungsmodelle in Praxis und Forschung

Die Steifigkeit des L-Stummels kann über das statische System in Bild 2.13 hergeleitet werden. Dabei ist zu berücksichtigen, dass der Einfluss der ansetzbaren Trägergurtlänge  $\ell_k$  auf die Verformung des L-Stummel Modells unbekannt ist. Der Grenzwert  $\ell_k \rightarrow \infty$  liefert im Hinblick auf die Ermittlung der Steifigkeit einen auf der sicheren Seite liegenden Wert, so dass sich die geringste Steifigkeit und somit die größte Verformung für das L-Stummel Modell ergibt.



**Bild 2.13: Darstellung des statischen Systems zur Bestimmung der Steifigkeit des L-Stummel Modells**

Die minimale Steifigkeit des außen liegenden L-Stummels wird mit

$$k_{s,a,\min} = \frac{1}{9} \cdot \frac{(r + s_p) \cdot t_p^3}{m_p^3} \text{ [mm]} \quad (2.33)$$

ermittelt.

Mit der Kenntnis der Grenztragfähigkeiten des inneren und der äußeren Bereiche sowie der zugehörigen Steifigkeiten, kann jeder Bereich durch eine Federkennlinie beschrieben werden. Das Verformungsverhalten (duktil bzw. nicht duktil) bei Erreichen der Grenztragfähigkeit wird durch die maßgebende Versagensart bestimmt. Die innere Feder (T-Stummel) wird bei der Fallunterscheidung auf Grund der Aussteifung durch Träger- bzw. Stützensteg und Trägergurt bzw. Steife im Vergleich mit der äußeren Feder als steifer angenommen. Durch diese Voraussetzung wird der Umfang der möglichen Fallunterscheidungen deutlich reduziert.

Können für beide Bereiche die maßgebenden Versagensarten als duktil eingestuft werden, so ist keine weitere Fallunterscheidung notwendig, und die beiden Grenztragfähigkeiten können aufsummiert werden. Wird das Tragverhalten eines Bereichs als nicht duktil eingestuft, so ist bei der Bestimmung der

Grenztragfähigkeit der gesamten Schraubenreihe sicherzustellen, dass sich die zur Grenztragfähigkeit  $F_{t,Rd}$  korrespondierenden Dehnungen  $\delta$  einstellen können. Die möglichen Fallunterscheidungen sind der Tabelle 2.4 zu entnehmen.

Die Kontrolle, ob bei 4-reihigen Anschlusskonfigurationen eine plastische Verteilung der Grenzzugkräfte vorgenommen werden kann, ist im Vergleich zu der in EC3-1-8 [13] geregelten Kontrolle (95% Schraubentrugfähigkeit) weitaus aufwendiger, da die oben beschriebene Prozedur innerhalb einer Schraubenreihe für die vertikale Kraftverteilung wiederholt werden muss.

Nach dem Vergleich mit den globalen Komponenten kann analog zum EC3-1-8 [13] die Momententrugfähigkeit  $M_{j,Rd}$  der gesamten Anschlusskonfiguration bestimmt werden.

**Tabelle 2.4: Darstellung der möglichen Fallunterscheidungen bei der Auswertung der Federkennlinien für den inneren und die äußeren Bereiche**

		innere Federkennlinie		
		duktil	nicht duktil	
		kein Einfluss der Dehnungen im GdT auf Gesamttragfähigkeit	$\delta_i \geq \delta_a$	$\delta_i < \delta_a$
Äußere Federkennlinie	duktil			
	$F_{ges}$	$F_{t,i,Rd} + F_{t,a,Rd}$	$F_{t,i,Rd} + F_{t,a,Rd}$	$F_{t,i,Rd} + \delta_i \cdot k_{min,a} \cdot E$
	nicht duktil	Diese Konstellation kann aufgrund der Steifigkeitsverhältnisse nicht auftreten.		
	$F_{ges}$		$\delta_a \cdot k_{max,i} \cdot E + F_{t,a,Rd}$	$F_{t,i,Rd} + \delta_i \cdot k_{min,a} \cdot E$

Die Gesamtsteifigkeit der Anschlusskonfiguration wird analog zu dem Federmodell im EC3-1-8 [13] bestimmt (vgl. Bild 2.9). Es sind hierbei zwei effektive Steifigkeiten, eine für den inneren Bereich (Platte bzw. Stützenflansch, Schrauben und Platte) und eine für den äußeren Bereich (Platte bzw. Stützenflansch, Schrauben und Platte) zu bestimmen. Die effektive Steifigkeit jeder Schraubenreihe wird durch das Parallelschalten der inneren und äußeren effektiven Steifigkeit und bei Stützen-Riegel Verbindungen zusätzlich durch die Addition der Steifigkeit des Stützensteges auf Zug ermittelt (vgl. Bild 2.14). Die weitere Vorgehensweise zur

## 2.4 Vorhandene Bemessungsmodelle in Praxis und Forschung

Bestimmung der Anfangssteifigkeit  $S_{j,ini}$  entspricht der im EC3-1-8 [13] geregelten Prozedur.

Mit dieser Erweiterung der aktuellen Bemessungsmethode gemäß EC3-1-8 kann die Komponentenmethode für 2-reihige auch auf 4-reihige Anschlusskonfigurationen angewendet werden. Durch die Trennung der Stirnplatte in unabhängige Bereiche wird die vorhandene Tragfähigkeit von 4-reihigen Anschlussgeometrien deutlich unterschätzt. Aufgrund der komplexen Vorgehensweise und den Tragfähigkeitseinbußen kann dieses Bemessungskonzept als wenig wirtschaftlich eingestuft werden.

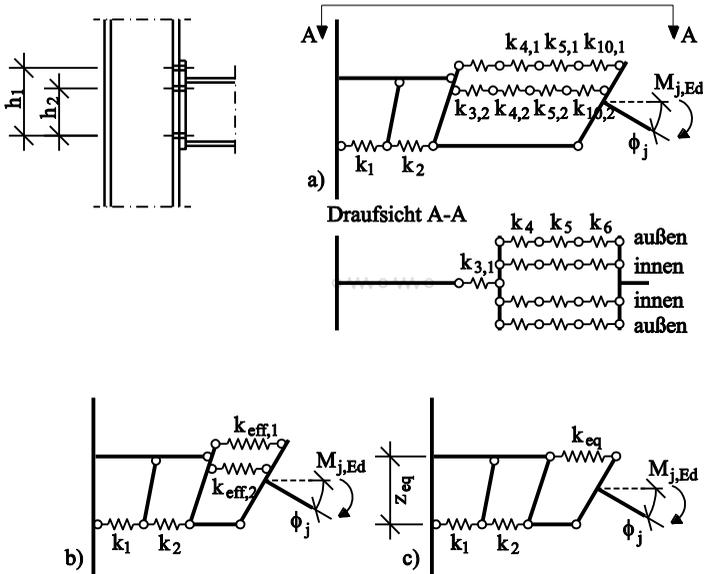
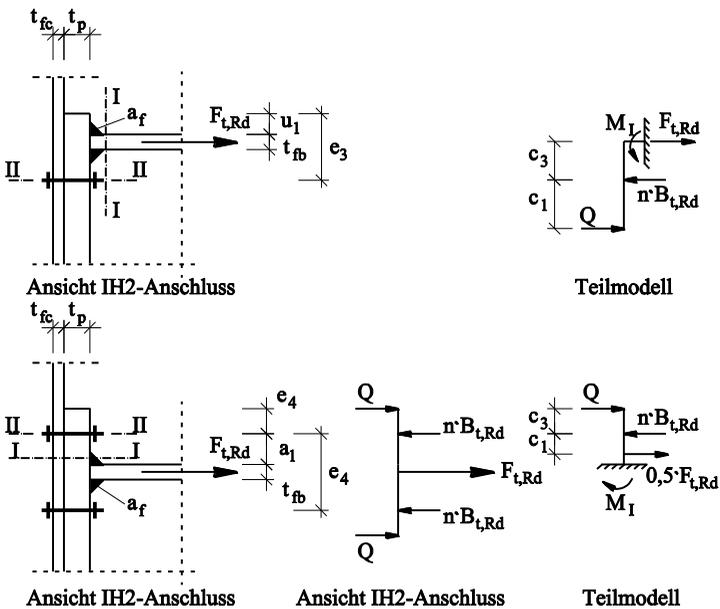


Bild 2.14: Darstellung des auf 4-reihige Anschlusskonfigurationen erweiterte Federmodell gemäß EC3-1-8

### 2.4.2 Modell auf der Grundlage von Versuchen für 2 und 4-reihige Anschlusskonfigurationen (DIN 18800)

Das Bemessungsmodell, das den früheren Ausgaben der Ringbücher [39] und [42] zu Grunde liegt, erfasst das Tragverhalten der Platte und der Schraube grundsätzlich mit dem gleichen vereinfachten Modell eines T- bzw. L-Stummels (vgl. Bild 2.15).

Im Vergleich zur Komponentenmethode gemäß EC3-1-8 werden andere Komponenten durch dieses Bemessungsmodell nicht behandelt. Lediglich das Versagen des Stützengurtes auf Biegung wird in [42] über die Forderung einer Mindestdicke, die abhängig vom Schraubendurchmesser ist, ausgeschlossen. Diese Konstruktionsregel ist mit Hilfe von Versuchsergebnissen abgeleitet worden. Bei steifenlos ausgeführten Stützen-Riegel-Anschlüssen resultieren daraus große Stützengurtdicken von bis zu  $1,4 \cdot d_s$  (IH4). Dies hat zur Folge, dass bei Schraubendurchmessern  $d_s=24$  mm (M24) und größer viele gängige Walzprofile als Stützenprofil ausscheiden. Im Hinblick auf den wirtschaftlichen Einsatz geschraubter momententragfähiger Stützen-Riegel-Verbindungen muss dieses Bemessungsmodell kritisch hinterfragt werden.



**Bild 2.15:** Tragmodelle der Platte für die Bemessungsmethode der älteren Ringbuchausgaben [39] und [42]

Darüber hinaus wird der Nachweis des Stützensteiges auf Schub in [42] zusätzlich gefordert.

Zur Berechnung der Momententragfähigkeit unterscheidet die Bemessungsmethode in bündige (IH1 und IH2) und überstehende (IH3 und IH4) Anschlüsse.

## 2.4 Vorhandene Bemessungsmodelle in Praxis und Forschung

### Bündige Anschlussgeometrien

Das in Bild 2.15 dargestellte Ersatzsystem für bündige Anschlusskonfigurationen weist verschiedene mögliche Versagenszustände auf.

Der **Versagenszustand 1** charakterisiert die Kombination aus dem Versagen der im Zugbereich vorhandenen Schrauben und das Plastizieren des Trägerflansches im Schnitt I-I beim Erreichen der plastischen Normalkraft  $Z_{p\ell,d}$ . Dieses Versagen tritt ein, wenn die zum Versagenszustand 1 zugehörige Grenzzugkraft  $Z_{t1} \geq Z_{p\ell,d}$  ist.

$$Z_{t1} = \frac{c_3 \cdot n \cdot B_{t,Rd}}{c_3 + c_1} \quad [\text{kN}] \quad (2.34)$$

mit  $B_{t,Rd}$ : Grenzzugkraft einer Schraube  
 $n$ : Anzahl der Schrauben in einer Schraubenreihe

$$Z_{p\ell,d} = \frac{b \cdot t \cdot f_y}{\gamma_M} \quad [\text{kN}] \quad (2.35)$$

mit  $b$ : Breite des Trägergurtes  
 $t$ : Dicke des Trägergurtes  
 $\gamma_M$ : Materialsicherheitsfaktor nach DIN 18800

Bei Einhaltung der Bedingung  $c_1 \cdot Z_{t1} \leq M_{p\ell 2,d}$  gilt:  $F_{t,Rd} = Z_{t1}$ .

$$M_{p\ell 2,d} = \frac{1,1 \cdot f_y \cdot [(b_p - n \cdot d_\ell) \cdot d_p^2]}{4 \cdot \gamma_M} \quad [\text{kNm}] \quad (2.36)$$

mit  $b_p$ : Breite der Stirnplatte  
 $d_p$ : Dicke der Stirnplatte  
 $d_\ell$ : Lochdurchmesser

Bei diesem Versagensmechanismus wird vorausgesetzt, dass sich die Grenztragfähigkeit  $F_{t,Rd}$  durch die beiden Anteile Grenzkraft des Trägerflansches  $Z_{p\ell,d}$  und  $\Delta Z_{t1} = Z_{t1} - Z_{p\ell,d}$ , die über den Trägersteg in die Stirnplatte eingeleitet wird, zusammensetzt.

Der **Versagenszustand 2** beschreibt ein kombiniertes Versagen des Trägerflansches infolge der plastischen Normalkraft  $Z_{p\ell,d}$  und der biegebeanspruchten Stirnplatte infolge Ausbildung eines plastischen Momentengelenkes. Dieses Versagen tritt ein, wenn die zum Versagenszustand 1 zugehörige Grenzzugkraft  $Z_{t2} \geq Z_{p\ell,d}$  ist. Die Grenzzugkraft  $Z_{t2}$  wird wie folgt ermittelt.

$$Z_{t2} = \frac{M_{p\ell 2,d}}{c_1} \quad [\text{kN}] \quad (2.37)$$

Bei Einhaltung der Bedingung in (2.38) gilt  $F_{t,Rd}=Z_{t2}$ .

$$Z_{t2} \leq n \cdot B_{t,Rd} - \frac{M_{p\ell 2,d}}{c_3} \quad (2.38)$$

Damit wird sichergestellt, dass kein vorzeitiges Schraubenversagen eintritt.

Das Versagen der Schrauben und das Plastizieren des biegebeanspruchten Trägerflansches im Schnitt I-I wird als **Versagenszustand 3** bezeichnet. Dieser wird maßgebend, wenn die zum Versagensmechanismus 3 zugehörige Grenzzugkraft  $Z_{t3} \leq Z_{p\ell,d}$  ist.

$$Z_{t3} = \frac{Z_{p\ell,d}^2}{2 \cdot M_{p\ell 1,d}} \cdot [-(c_1 + c_3)] + \frac{Z_{p\ell,d}^2}{2 \cdot M_{p\ell 1,d}} \cdot \sqrt{(c_1 + c_3)^2 + \frac{4 \cdot M_{p\ell 1,Rd}}{Z_{p\ell,d}^2} \cdot (M_{p\ell 1,d} + n \cdot B_{t,Rd} \cdot c_3)} \quad (2.39)$$

Bei der Bestimmung der Grenzzugkraft  $Z_{t3}$  wird die Interaktion von Zugkraft und Biegemoment für den Trägerflansch bereits berücksichtigt. Das plastische Moment des Trägerflansches kann mit Gleichung (2.40) ermittelt werden.

$$M_{p\ell 1,d} = \frac{1,1 \cdot f_y \cdot b \cdot t^2}{4 \cdot \gamma_M} \quad [\text{kNm}] \quad (2.40)$$

Bei Einhaltung der Bedingung in Gleichung (2.41) gilt  $F_{t,Rd}=Z_{t3}$ .

$$(n \cdot B_{t,Rd} - Z_{t3}) \cdot c_3 \leq M_{p\ell 2,d} \quad (2.41)$$

Damit wird sichergestellt, dass kein vorzeitiges Momentenfließgelenk im Schnitt 2-2 auftritt.

Der **Versagenszustand 4** beschreibt das Auftreten von Momentenfließgelenken im Trägerflansch (Schnitt I-I) und in der Stirnplatte (Schnitt II-II). Bei Einhaltung der Bedingung  $Z_{t4} \leq n \cdot B_{t,Rd}$  gilt  $F_{t,Rd}=Z_{t4}$ . Dabei stellt  $Z_{t4}$  die zum Versagensmechanismus zugehörige Grenzzugkraft dar.

$$Z_{t4} = \frac{Z_{p\ell,d}^2}{2 \cdot M_{p\ell 1,d}} \cdot \left[ -c_1 + \sqrt{c_1^2 + \frac{4 \cdot M_{p\ell 1,Rd} \cdot (M_{p\ell 1,d} + M_{p\ell 2,d})}{Z_{p\ell,d}^2}} \right] \quad (2.42)$$

## 2.4 Vorhandene Bemessungsmodelle in Praxis und Forschung

Als **Versagenszustand 5** wird das Schubversagen der Stirnplatte bezeichnet. Die hierzu korrespondierende Grenzzugkraft  $Z_{t5}$  kann mit Gleichung (2.43) berechnet werden und liefert die maßgebende Grenzzugkraft  $F_{t,Rd}$ .

$$Z_{t5} = b_p \cdot t_p \cdot \tau_{Rd} \quad [\text{kN}] \quad (2.43)$$

Benötigte Hebelarme für bündige Anschlusskonfigurationen:

$$c_1 = e_4 - \ddot{u} - t - \left( \frac{D}{4} + \frac{d_p}{2} \right) \quad [\text{mm}] \quad (2.44)$$

$$c_3 = \frac{D}{2} + d_p \quad [\text{mm}]$$

mit  $D$ : Außendurchmesser der Scheibe  
 $a_f$ : Dicke der Flanschkehlnaht  
alle anderen Maße sind Bild 2.15 zu entnehmen

### Überstehende Anschlussgeometrien

Bei dem in Bild 2.15 dargestellten Ersatzsystem für überstehende Anschlusskonfigurationen tritt aus Symmetriegründen keine Biegebeanspruchung im Trägerflansch auf, so dass sich lediglich drei verschiedene Versagenszustände einstellen können.

Die Grenzzugkraft im **Versagenszustand 1**, der das Schraubenversagen und das Auftreten eines Momentenfließgelenkes im Schnitt I-I beschreibt, kann mit folgender Gleichung ermittelt werden.

$$Z_{t1} = \frac{2 \cdot (M_{p/l,d} + c_3 \cdot n \cdot B_{t,Rd})}{c_3 + c_1} \quad [\text{kN}] \quad (2.45)$$

Bei Einhaltung der Bedingung in Gleichung (2.46), bei der ein vorzeitiges Plastizieren im Schnitt 2-2 ausgeschlossen wird, gilt  $F_{t,Rd} = Z_{t1}$ .

$$\left( n \cdot B_{t,Rd} - \frac{Z_{t1}}{2} \right) \cdot c_3 \leq M_{p/2,d} \quad (2.46)$$

Für den **Versagenszustand 2**, bei dem sich in den Schnitten I-I und II-II der Stirnplatte plastische Momentengelenke ausbilden, ergibt sich die Grenzkraft  $F_{t,Rd} = Z_{t2}$  mit folgender Gleichung.

$$Z_{t2} = \frac{2 \cdot (M_{p/l,d} + M_{p/2,d})}{c_1} \quad [\text{kN}] \quad (2.47)$$

Der **Versagenszustand 3** kennzeichnet das Schubversagen der Stirnplatte und ist mit dem Versagenszustand 5 für bündige Anschlussgeometrien identisch. Es wird lediglich die durch das symmetrische Ersatzsystem resultierende reduzierte Beanspruchung berücksichtigt.

$$F_{t,Rd} = Z_{t3} = 2 \cdot b_p \cdot t_p \cdot \tau_{Rd} \quad [\text{kN}] \quad (2.48)$$

Benötigte Hebelarme für überstehende Anschlusskonfigurationen:

$$c_1 = a_1 - \frac{a_f \cdot \sqrt{2}}{3} - \frac{(D + d_p)}{4} \quad [\text{mm}] \quad (2.49)$$

$$c_3 = e_1 \quad [\text{mm}]$$

Anschließend kann für beide Anschlusskonfigurationen - bündig und überstehend - das aufnehmbare Grenzmoment mit folgender Gleichung (2.50) ermittelt werden. Dabei wird die Grenzzugkraft  $F_{t,Rd}$  durch das Minimum von Grenzkraft infolge Schubversagen und Grenzkraft infolge maßgebendem Versagenszustand der Platte bestimmt.

$$M_{y,Rd} = F_{t,Rd} \cdot (h - t) \quad [\text{kNm}] \quad (2.50)$$

Die in Bild 2.15 dargestellten Modelle für bündige und überstehende Anschlussgeometrien berücksichtigen lediglich eine Beeinflussung von Platte und Trägerflansch, was sich durch die abgebildeten Teilmodelle eindeutig zeigt. Die aussteifende Wirkung des Trägersteges bleibt bei dem verwendeten Teilmodell unberücksichtigt. Durch die Anpassung der Hebelarme  $c_1$  und  $c_3$  (vgl. Gl. (2.44) und (2.49)) konnten die zugrunde liegenden Versuchsergebnisse und somit der Stegeinfluss hinreichend genau abgebildet werden. Für Anschlussgeometrien, die in den Ringbüchern [39] und [45] aufgeführt sind, liefert die Anpassung der Hebelarme ein wirtschaftliches Bemessungsmodell. Dies ist möglich, da bei 4-reihigen Anschlusskonfigurationen (IH2 und IH4) aufgrund von großen Stirnplattendicken eine annähernd gleiche Schraubenkraftverteilung innerhalb einer Schraubenreihe hervorgerufen wird. Eine optimierte Ausnutzung des Anschlusses durch Reduktion der Plattendicke führt jedoch zu einer Unterschätzung der Anschlussfähigkeit, da nun auf die inneren, am Steg liegenden Schrauben deutlich größere Schraubenkräfte entfallen als auf die Äußeren. Dieser Umstand wird durch das einaxiale Teilmodell nicht berücksichtigt. Somit ist die Allgemeingültigkeit dieser Bemessungsmethode nicht gegeben.

Zudem ist ein Modell zur Berechnung der Anschlusssteifigkeit in diesem Bemessungskonzept nicht vorhanden. Es wird in [42] lediglich die Empfehlung ausgesprochen, bei mittleren und großen Trägerhöhen auf bündige Anschlüsse, die

## 2.4 Vorhandene Bemessungsmodelle in Praxis und Forschung

---

größere Anschlussverdrehungen aufweisen, zu verzichten, da der Einfluss an der Schnittgrößenverteilung nicht qualifizierbar ist.

### 2.4.3 Berechnung der Momententragfähigkeit und Steifigkeit nach Steurer [48]

In [48] hat Steurer das Trag- und Verformungsverhalten von 2- und 4-reihigen Anschlusskonfigurationen untersucht. Er vergleicht dort die beiden in Abschnitt 2.3 und 2.4.2 dargestellten Bemessungsmethoden mit dem Bemessungsmodell, das vom Stahlbau Zentrum Schweiz (SZS) zur Berechnung von momententragfähigen Stirnplattenverbindungen vorgeschlagen wird.

Der Grundgedanke des Bemessungsmodells des SZS ist analog dem des Bemessungsmodells gemäß DIN 18800, bei dem davon ausgegangen wird, dass lediglich die Schrauben und die Platte das Tragverhalten der gesamten Verbindung maßgeblich beeinflussen. Neben Funktionen zur Berechnung der Momententragfähigkeit liefert das Bemessungsmodell des SZS auch Funktionen zur Berechnung des Rotationsvermögens der Anschlussgeometrie.

Das Bemessungskonzept sieht entsprechend dem vorherigen Modell bei der Bestimmung der Tragfähigkeit die Unterscheidung in bündige und überstehende Anschlusskonfiguration vor. Da sich in allen Versuchen bei Erreichen der Traglast ein Versagen der Schrauben einstellte, wird die Grenzzugkraft der Schrauben  $F_{u,Schraube}$  als maßgebend angenommen. Dieses Modell verwendet abweichend von der aktuellen Normung die geforderte Mindestbruchkraft der Schraube, die sich bei Schrauben der Festigkeitsklasse 10.9 mit

$$F_{u,Schraube} = A_{Sp} \left[ \text{mm}^2 \right] \cdot 1040 \left[ \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \right] \cdot \frac{1}{1000} \quad (2.51)$$

ermitteln lässt. Bei Schrauben der Festigkeitsklasse 8.8 ist in Schrauben  $< M16$  und  $> M16$  zu unterscheiden. Die Mindestbruchkraft ergibt sich hierbei zu:

Schrauben  $\leq M16$

$$F_{u,Schraube} = A_{Sp} \left[ \text{mm}^2 \right] \cdot 800 \left[ \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \right] \cdot \frac{1}{1000} \quad (2.52)$$

Schrauben  $> M16$

$$F_{u,Schraube} = A_{Sp} \left[ \text{mm}^2 \right] \cdot 830 \left[ \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \right] \cdot \frac{1}{1000} \quad (2.53)$$

### Bündige Anschlusskonfigurationen

Bei den bündigen Anschlusskonfigurationen ergibt sich unter Vernachlässigung der nahe dem Druckpunkt liegenden Schrauben folgende Momenten Tragfähigkeit.

$$M_{A,u} = \sum (F_{u,Schraube} \cdot h_1) \quad [\text{kNm}] \quad (2.54)$$

mit  $\sum F_{u,Schraube} :$   $2 \cdot F_{u,Schraube}$  bei 2-reihigen Konfigurationen  
 $\sum F_{u,Schraube} :$   $4 \cdot F_{u,Schraube}$  bei 4-reihigen Konfigurationen  
 $h_1:$  Abstand von Schraubenachse zu Druckpunkt

Ein Mitwirken der unteren Schraubenreihe kann gemäß [48] erfolgen. Da jedoch der Tragfähigkeitsanteil der unteren Schraubenreihe im Vergleich zur Gesamttragfähigkeit gering ist, wird auf eine genauere Darstellung verzichtet.

Dieses Modell gibt darüber hinaus einen Ansatz zur Bestimmung des Rotationsvermögens an. Anders als im EC3-1-8 werden hier nur die Verformungsanteile der Schraube und der Stirnplatte berücksichtigt. Die Geometrie einer Schraube kann in unterschiedliche Bereiche aufgeteilt werden (Kopf, Schaft, Gewinde sowie Übergänge). Somit sind für die Schraube die abschnittsweise unterschiedlichen Steifigkeiten zu berücksichtigen. Jede dieser Steifigkeiten kann gemäß [48] bzw. [52] bestimmt werden. Somit ergibt sich die Schraubendehnung bei Erreichen der Grenzkraft  $F_{u,Schraube}$  zu

$$\delta_{u,Schraube} = \delta_{u,Kopf} + \delta_{u,Schaft} + \delta_{u,Gew.Auslauf} + \delta_{u,Gew.} + \delta_{u,Mutterübergang}$$

$$\delta_{u,Schraube,10.9} = \frac{F_u}{E} \cdot \left[ \frac{0,4 \cdot d}{A_{Schaft}} + \frac{\ell_{Schaft}}{A_{Schaft}} + \frac{\ell_{Gew.Auslauf}}{0,5 \cdot (A_{Schaft} + A_{Kern})} + \frac{0,9 \cdot \ell_{Gew.}}{A_{Kern}} + \frac{0,1 \cdot \ell_{Gew.}}{0,013 \cdot A_{Kern}} + \frac{0,54 \cdot \ell_{Mutter}}{A_{Kern}} + \frac{0,06 \cdot \ell_{Mutter}}{0,013 \cdot A_{Kern}} \right] \quad (2.55)$$

$$\delta_{u,Schraube,8.8} = \frac{F_u}{E} \cdot \left[ \frac{0,4 \cdot d}{A_{Schaft}} + \frac{\ell_{Schaft}}{A_{Schaft}} + \frac{\ell_{Gew.Auslauf}}{0,5 \cdot (A_{Schaft} + A_{Kern})} + \frac{0,8 \cdot \ell_{Gew.}}{A_{Kern}} + \frac{0,2 \cdot \ell_{Gew.}}{0,021 \cdot A_{Kern}} + \frac{0,48 \cdot \ell_{Mutter}}{A_{Kern}} + \frac{0,12 \cdot \ell_{Mutter}}{0,021 \cdot A_{Kern}} \right]$$

## 2.4 Vorhandene Bemessungsmodelle in Praxis und Forschung

Bei der Bestimmung des Verformungsanteils der Platte bei Erreichen der Traglast wird überprüft, in welchem Maß in der Platte bereits plastische Verformungsanteile vorhanden sind. Dazu ist die Kenntnis der elastischen Grenztragfähigkeit der Platte erforderlich. Steuerer verwendet analog zum EC3-1-8 das Modell der Fließlinien (vgl. Bild 2.16 a)).

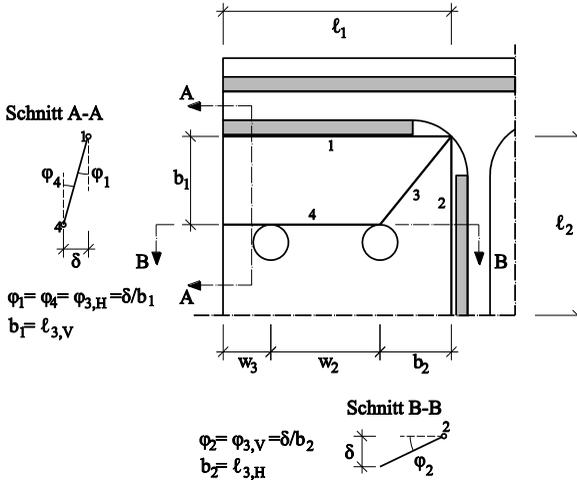
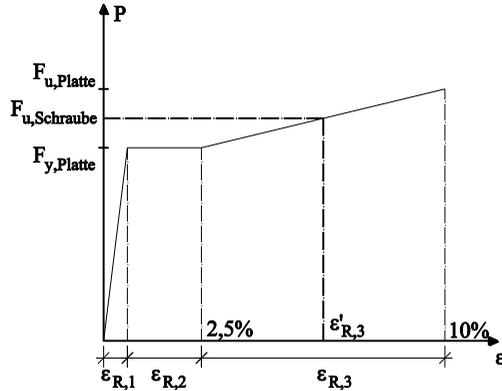


Bild 2.16: Darstellung der verwendeten Fließlinien im bündigen Plattenbereich nach [48]

Für den maßgebenden Widerstand  $m_1$  der Fließlinie 1 wird im Unterschied zum Eurocode-Modell das Minimum aus Plattenwiderstand und Trägerflansch-widerstand angesetzt. Für alle anderen Momentenragfähigkeiten wird folgerichtig der Plattenwiderstand verwendet. Daraus ergibt sich die elastische Plattentragfähigkeit nach Steuerer zu

$$F_{y,Platte} = \frac{m_1 \cdot \ell_1}{b_1} + \frac{m_2 \cdot \ell_2}{b_2} + m_3 \cdot \left( \frac{\ell_{3,H}}{b_1} + \frac{\ell_{3,V}}{b_2} \right) + \frac{m_4 \cdot \ell_4}{b_1} \quad [\text{kN}]. \quad (2.56)$$

Ein weiterer Unterschied ist in der Lage der Fließlinie 4 zu erkennen. Bei der Komponentenmethode gemäß EC3-1-8 wird die rein theoretische Lage in der Schraubenachse verwendet.



**Bild 2.17: Ermittlung der im Traglastzustand auftretenden Dehnungen in der bündigen Platte**

Unter der Voraussetzung, dass bei 2,5% der Verfestigungsbereich von Baustahl beginnt, kann das in Bild 2.17 dargestellte Last-Verformungsdiagramm aufgestellt werden. Durch drei Fallunterscheidungen kann der Dehnungsanteil der Platte  $\delta_{\text{Platte}}$  bestimmt werden.

Fall 1 – elastischer Bereich:

$$\begin{aligned} F_{y, \text{Platte}} > F_{u, \text{Schraube}} \\ \rightarrow \varepsilon_{R,1} \approx 0 & \quad \rightarrow \delta_{\text{Platte}} \approx 0 \end{aligned}$$

Fall 2 - Fließplateau:

$$\begin{aligned} F_{y, \text{Platte}} = F_{u, \text{Schraube}} \\ \rightarrow \varepsilon_{R,2} \approx 2,5\% & \quad \rightarrow \delta_{\text{Platte}} \approx 0,025 \cdot b_1 \end{aligned}$$

Fall 3 - Verfestigung:

$$\begin{aligned} F_{y, \text{Platte}} < F_{u, \text{Schraube}} \\ \rightarrow 2,5\% \leq \varepsilon_{R,3} \leq 10\% & \quad \rightarrow \delta_{\text{Platte}} \approx 0,025 + \frac{F_{u, \text{Schraube}} - F_{y, \text{Platte}}}{F_{u, \text{Platte}} - F_{y, \text{Platte}}} \cdot 0,075 \end{aligned}$$

Das Rotationsvermögen des Anschlusses kann anschließend mit folgender Gleichung ermittelt werden. Dabei ist  $\delta_{\text{tot, bündig}} = \delta_{\text{Platte}} + \delta_{u, \text{Schraube}}$ .

$$\varphi_{A,u} \approx \frac{\delta_{\text{Platte}} + \delta_{u, \text{Schraube}}}{h_1} \quad [\text{rad}] \quad (2.57)$$

Steuer definiert die Anfangssteifigkeit einer Verbindung nicht bei einer Beanspruchung von 2/3 der Gesamtanschlusstragfähigkeit  $M_{j, Rd}$ , wie es im

## 2.4 Vorhandene Bemessungsmodelle in Praxis und Forschung

---

EC3-1-8 der Fall ist, sondern bei  $1/2 \cdot M_{j,Rd}$ . Dies begründet er damit, dass bereits ab diesem Beanspruchungsniveau in den Versuchen eine deutliche Reduktion der Anschlusssteifigkeit zu erkennen war.

Das SZS-Modell geht bereits bei der Tragfähigkeitsberechnung davon aus, dass elastische Plattenverformungen vernachlässigbar sind. Demnach wird auch bei der Bestimmung der Anfangssteifigkeit des Anschlusses  $C_{A,1}$  lediglich die Verformung der Schraube berücksichtigt (vgl. Gl (2.58)).

$$C_{A,1} \approx \frac{(0,9 \cdot h_1)^2 \cdot n \cdot A_{\text{Schraube}} \cdot E}{\ell_{\text{Schraube}}} \quad [\text{Nm/rad}] \quad (2.58)$$

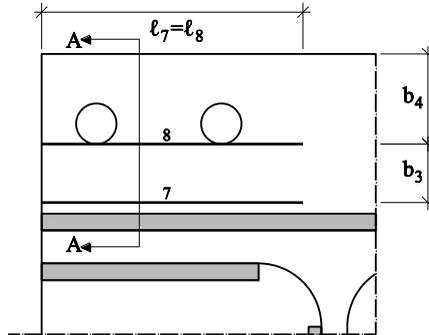
Dabei ist  $h_1$  der Hebelarm von der unterhalb des Trägerzuggurtes liegenden Schraubenreihe zur Unterkante des Trägerprofils. Über den Faktor  $n$  wird gemäß [48] Tabelle 6.04 die Anzahl der im Zugbereich vorhandenen Schrauben berücksichtigt (IH2:  $n=2,1$ ; IH4:  $n=2,6$ ).

Steurer zeigt, dass die so berechnete Anfangssteifigkeit die im Versuch gemessenen Anfangssteifigkeit überschätzt. Dies kann demnach lediglich auf die Vernachlässigung der Plattenverformung zurückgeführt werden.

### Überstehende Anschlusskonfigurationen

Das vorliegende Modell zur Berechnung der Tragfähigkeit überstehender Anschlüsse sieht vor, den für die Tragfähigkeit maßgeblichen Plattenbereich (unterhalb oder oberhalb des Trägerzuggurtes) über das zugehörige Verformungsvermögen zu bestimmen. Somit ist abweichend zu bündigen Anschlusskonfigurationen zur Berechnung der Tragfähigkeit des Anschlusses von überstehenden die Kenntnis aller Verformungsanteile erforderlich. Aus diesem Grund wird zunächst die Berechnung der Anschlussrotation erläutert, bevor auf die Ermittlung der Tragfähigkeit eingegangen wird.

Auch dieses Fließlinienmodell unterscheidet sich analog zur bündigen Konfiguration durch die Lage der Fließlinie 8 von der Komponentenmethode im EC3-1-8.



**Bild 2.18:** Darstellung der möglichen Fließlinien im überstehenden Plattenbereich nach [48]

Grundsätzlich wird bei diesem Modell eine überstehende Stirnplattenverbindung in einen Bereich unterhalb und einen Bereich oberhalb des Zuggurtes unterteilt. Demnach kann der Verformungsanteil der Schraube mit Gleichung (2.55), sowie des unterhalb des Zuggurtes liegenden Bereiches mit Gleichung (2.56) und der anschließenden Fallunterscheidung ermittelt werden (vgl. Bild 2.16). Für den oberhalb des Trägergurtes liegenden Stirnplattenbereich wird ebenfalls das Auftreten möglicher Fließlinien untersucht und daraus die zugehörige Verformung der Platte bestimmt (vgl. Bild 2.18).

Für das Ersatzsystem des Kragarms (Schnitt A-A) sind zwei Versagenszustände zu untersuchen. Im Versagenszustand 1 stellt sich das erste Fließgelenk (Fließlinie 7) ein, bevor die Schrauben auf Zug versagen. Die zugehörige Grenzkraft der Platte kann durch Gleichsetzen von innerer und äußerer Arbeit mit folgender Gleichung ermittelt werden. Dabei ist  $m_7$  der plastische Widerstand der Stirnplatte.

$$F_{y1,Platte} = \frac{m_7 \cdot \ell_7}{b_3} \quad [\text{kN}] \quad (2.59)$$

Ist die Bedingung in Gleichung (2.60) erfüllt, treten lediglich elastische Plattenverformungen auf, die vernachlässigt werden können. Anderenfalls wird Zustand 2 maßgebend, bei dem plastische Plattenverformungen bestimmt werden.

$$F_{y1,Platte} > F_{u,Schraube} \quad (2.60)$$

Für den Zustand 2, bei dem zwei Momentengelenke im Plattenbereich oberhalb des Trägerzuggurtes auftreten, wird die Grenzkraft der Platte mit folgender Gleichung durch die Berücksichtigung beider Fließlinien ermittelt.

## 2.4 Vorhandene Bemessungsmodelle in Praxis und Forschung

$$F_{y2,Platte} = \frac{m_7 \cdot \ell_7}{b_3} + m_8 \cdot \ell_8 \cdot \left( \frac{1}{b_3} + \frac{1}{b_4} \right) \quad [\text{kN}] \quad (2.61)$$

Das in Bild 2.17 dargestellte Last-Verformungsdiagramm kann auch hier zur vereinfachten Ermittlung der auftretenden plastischen Verformung herangezogen werden. Analog zu den Fallunterscheidungen Fall 2 und Fall 3 für den bündigen Plattenbereich, sind für  $F_{y2,Platte} = F_{u,Schraube}$  und  $F_{y2,Platte} < F_{u,Schraube}$  die zugehörigen Dehnungen zu bestimmen. Für die Gesamtdehnung des überstehenden Bereiches gilt:

$$\delta_{\text{tot,überst.}} = \delta_{\text{Platte,überst.}} + \delta_{u,Schraube} \quad (2.62)$$

Für die maximale Anschlussrotation, die durch den überstehenden Stirnplattenbereich begrenzt wird, gilt:

$$\varphi_{A,u} = \frac{\delta_{\text{tot,überst.}}}{h_3} \quad [\text{rad}] \quad (2.63)$$

Die kleinere der beiden ermittelten Anschlussrotationen gemäß Gleichung (2.57) und (2.63) bestimmt das maßgebliche Rotationsvermögen der überstehenden Anschlusskonfiguration.

Analog zu bündigen Anschlusskonfigurationen bestimmt das Erreichen der maximalen Grenzzugkraft der Schrauben die Momententragfähigkeit von überstehenden Anschlüssen. Da die Kraftverteilung zwischen überstehendem und bündigem Plattenbereich steifigkeitsabhängig ist, muss zunächst der maßgebende Versagensbereich bestimmt werden.

Fall A: Der bündige Plattenbereich ist maßgebend

$$\frac{(\delta_{u,Schraube} + \delta_{\text{Platt,überst.}})}{h_3} > \frac{(\delta_{u,Schraube} + \delta_{\text{Platt,bündig}})}{h_1}$$

Fall B: Der überstehende Plattenbereich ist maßgebend

$$\frac{(\delta_{u,Schraube} + \delta_{\text{Platt,überst.}})}{h_3} < \frac{(\delta_{u,Schraube} + \delta_{\text{Platt,bündig}})}{h_1}$$

Der Tragfähigkeitsanteil der übrigen Schraubenreihen lässt sich bestimmen, in dem die zur betrachteten Schraubenreihe zugehörigen Verformungen bei Erreichen der maximalen Anschlussrotation  $\varphi_{A,u}$  ermittelt werden. Dabei sind die Zustände 1, das Verformungsverhalten der überstehenden Platte ist elastisch, und 2, es treten plastische Verformungsanteile im überstehenden Plattenbereich auf, zu

unterscheiden. Im Zustand 2 ist die durch das Plastizieren der Platte auftretende Abstützkraft  $K$  zu berücksichtigen.

In Bild 2.19 sind alle möglichen Zustände für überstehende Anschlusskonfigurationen abgebildet. Unter der Voraussetzung, dass die nahe am Druckpunkt liegende Schraubenreihe aufgrund des geringen Einflusses auf die Gesamttragfähigkeit unberücksichtigt bleibt, ist entweder die nicht bekannte Grenzkraft  $F_{h1}$  oder  $F_{h3}$  zu bestimmen. Dies geschieht über das in Gleichung (2.64) dargestellte Kriterium.

$$\begin{aligned}
 - \quad 0 < \delta_{\text{Spalt,hi}} < 2 \cdot \delta_{y,\text{Schraube}} & \rightarrow F_{hi} = 0 \\
 - \quad 2 \cdot \delta_{y,\text{Schraube}} \leq \delta_{\text{Spalt,hi}} < 2 \cdot \delta_{u,\text{Schraube}} & \rightarrow F_{hi} = F_{y,\text{Schraube}} \\
 - \quad \delta_{\text{Spalt,hi}} \geq 2 \cdot \delta_{u,\text{Schraube}} & \rightarrow F_{hi} = F_{u,\text{Schraube}}
 \end{aligned} \tag{2.64}$$

mit:  $\delta_{\text{Spalt,hi}} = \varphi_{A,u} \cdot h_1$   
 $\delta_{y,\text{Schraube}}$  :elastische Verformung der Schraube bei Erreichen der theoretischen Streckgrenze  $F_{y,\text{Schraube}}$  gemäß Gl. (2.55) unter Vernachlässigung der plastischen Verformungsanteile  
 $\delta_{u,\text{Schraube}}$  :plastische Verformung der Schraube bei Erreichen der Maximalkraft  $F_{u,\text{Schraube}}$  gemäß Gl. (2.55)  
 $F_{hi}$  :Schraubenkraft in der betrachteten Schraubenreihe

Treten im Überstand lediglich elastische Plattenverformungen auf ( $\delta_{\text{Platte,überst.}}=0$ ), so kann sich aufgrund der Annahme einer starren Platte keine Abstützkraft ausbilden (vgl. Bild 2.19, Zustand 1). Erreicht die Platte jedoch einen plastischen Verformungszustand ( $\delta_{\text{Platte,überst.}} \neq 0$ ), stellt sich eine Abstützkraft  $K$  ein, die mit folgender Gleichung zu bestimmen ist (Zustand 2).

$$K_{F_{\text{Schraube}}} = \frac{F_{\text{Schraube}} - F_{y1,\text{Platte}}}{F_{y2,\text{Platte}} - F_{y1,\text{Platte}}} \cdot K_{\text{max}} \quad [\text{kN}] \tag{2.65}$$

mit:  $F_{y1,\text{Platte}}$  : Gleichung (2.59)  
 $F_{y2,\text{Platte}}$  : Gleichung (2.61)  
 $K_{\text{max}}$  :  $m_8 \cdot \ell_8 \cdot 1/b_4$   
 $F_{\text{Schraube}}$  : maßgebende Schraubenkraft des Überstandes

Unter Berücksichtigung aller Schrauben- und Abstützkräfte lässt sich das Grenzmoment des Anschlusses bestimmen (vgl. Bild 2.19).

Fall A: Der bündige Plattenbereich ist maßgebend

$$M_{A,u} = F_{u,\text{Schraube}} \cdot h_1 + F_{h3} \cdot h_3 + F_{h2} \cdot h_2 - K \cdot h_4 \quad [\text{kNm}] \tag{2.66}$$

## 2.4 Vorhandene Bemessungsmodelle in Praxis und Forschung

Fall B: Der überstehende Plattenbereich ist maßgebend

$$M_{A,u} = F_{u,Schraube} \cdot h_3 + F_{h1} \cdot h_1 + F_{h2} \cdot h_2 - K \cdot h_4 \quad [\text{kNm}] \quad (2.67)$$

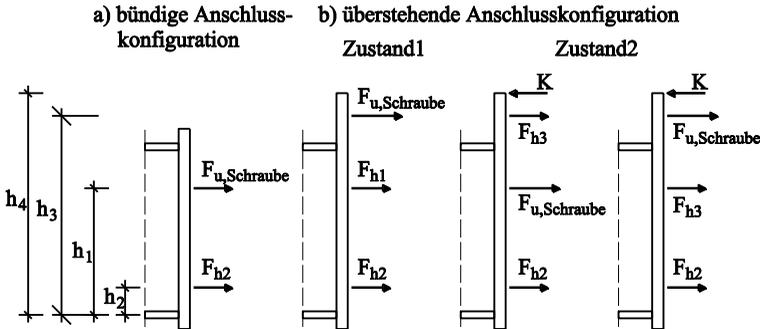


Bild 2.19: Ermittlung der Grenztragfähigkeit bei a) bündigen Anschlusskonfigurationen und b) überstehenden Anschlusskonfigurationen

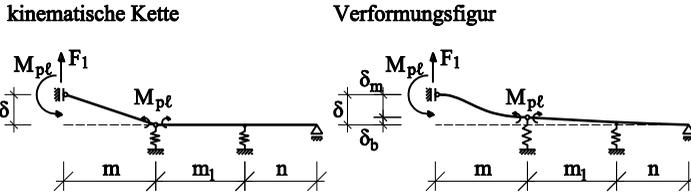
### 2.4.4 Modell zur Berechnung der Komponente Platte auf Biegung für 4-reihige Anschlusskonfigurationen (AiF-Projekt Nr. 11446)

Am Lehrstuhl für Stahlbau der RWTH Aachen wurde ein von der AiF gefördertes Forschungsprojekt durchgeführt, das sich eines analytischen Ansatzes zur Berechnung der Tragfähigkeit der biegebeanspruchten Bauteile (Stützengurt und Stirnplatte) bei 4-reihigen Anschlusskonfigurationen bedient. Dabei wird analog zum EC3-1-8 das Versagen der Platte, der Schrauben sowie eine Kombination aus beiden untersucht. Dieses Modell wird durch experimentelle und numerische Untersuchungen gestützt.

Es werden die folgenden Versagensmodi untersucht:

#### Versagensmodus 1

Es treten zwei plastische Momentengelenke in der biegebeanspruchten Platte auf. Zur Bestimmung der maximalen Beanspruchbarkeit des T-Stummels wird die geringe Schraubenverformung vernachlässigt und lediglich die kinematische Kette aus Bild 2.20 a) verwendet. Die Beanspruchbarkeit bei dieser Versagensform wird bereits mit dem 2-reihigen T-Stummel gemäß EC3-1-8 in Gleichung (2.2) bzw. Bild 2.6 erfasst. Zur Bestimmung der vertikalen Gesamtverformung des T-Stummels müssen die hier vorliegenden Steifigkeiten berücksichtigt werden. Dazu werden neben den plastischen Biegeverformungen der Platte auch die elastischen Verformungsanteile der Schrauben berücksichtigt (vgl. Bild 2.20 b)).

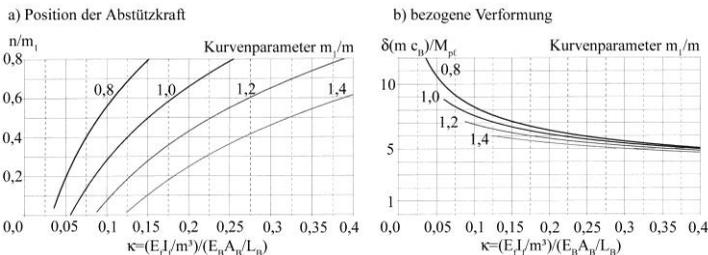


**Bild 2.20: Ersatzsystem für 4-reihige Anschlusskonfigurationen bei dem Versagensmodus 1**

Es werden Diagramme angegeben, aus denen in Abhängigkeit des Verhältnisses von Platten zur Schraubensteifigkeit (vgl. Gl. (2.68)) die Position der Abstützkräfte, sowie die bezogene Verformung im plastischen Zustand abgelesen werden kann (vgl. Bild 2.21).

$$\kappa = \frac{E_f \cdot I_f}{m^3} / \frac{E_B \cdot A_B}{L_B} \quad (2.68)$$

- mit:  $E_f$ : E-Modul der biegebeanspruchten Platte  
 $I_f$ : Trägheitsmoment der biegebeanspruchten Platte  $I_f = 1/12 \cdot \ell_{\text{eff}} \cdot t_f^3$   
 $E_B$ : E-Modul der Schraube  
 $A_B$ : Spannungsquerschnitt der Schraube  
 $L_B$ : Klemmlänge der Schraube



**Bild 2.21: a) Position der Abstützkräfte; b) bezogene Verformung aus [4]**

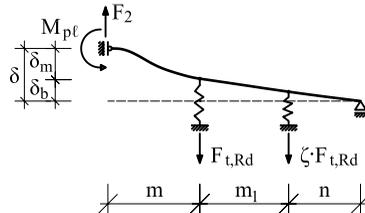
### Versagensmodus 2

Bei Versagensmodus 2 wird die Grenztragfähigkeit des T-Stummels durch das Plastizieren der biegebeanspruchten Platte an der Lasteinleitungsstelle und dem Erreichen der Grenzzugkraft der inneren Schraube erreicht. In diesem Beanspruchungszustand entfallen auf die äußeren Schrauben des T-Stummels, wie in Bild 2.22 dargestellt, geringere Zugkräfte als auf die inneren Schrauben. Dieser Beanspruchungszustand kann als Traglastzustand bezeichnet werden, da eine

## 2.4 Vorhandene Bemessungsmodelle in Praxis und Forschung

Kraftumlagerung aufgrund des spröden Versagens der auf Zug beanspruchten inneren Schraube nicht möglich ist.

Verformungsfigur



**Bild 2.22: Verformungsfigur im Versagensmodus 2**

Für die Grenztragfähigkeit dieser Versagensart gilt:

$$F_2 = \frac{M_{pl} + F_{t,Rd} \cdot m \cdot \mu \cdot (1 + \nu + \zeta \cdot \nu)}{m \cdot (1 + \mu + \mu \cdot \nu)} \quad [\text{kN}] \quad (2.69)$$

mit:  $\mu = \frac{m_1}{m}$  : auf m bezogene Abmessung

$\nu = \frac{n}{m_1}$  : auf  $m_1$  bezogene Abmessung

$\zeta = \frac{F_{t,au\beta en}}{F_{t,Rd}}$  : Ausnutzungsgrad der äußeren Schraube

Die bezogene Beanspruchung der äußeren Schraube kann anhand eines Diagramms (vgl. Bild 2.23) in Abhängigkeit des Steifigkeitsverhältnisses Platte/Schraube und der bezogenen Abmessungen  $\mu$  und  $\nu$  abgelesen werden.

Die Verformungen des T-Stummels im Traglastzustand setzen sich auch hier aus den Einzelverformungen der Platte und der Schrauben zusammen. Die komplexen Berechnungsfunktionen sind [4] zu entnehmen. Auf eine graphische Darstellung analog zum Versagensmodus 1 wird verzichtet.

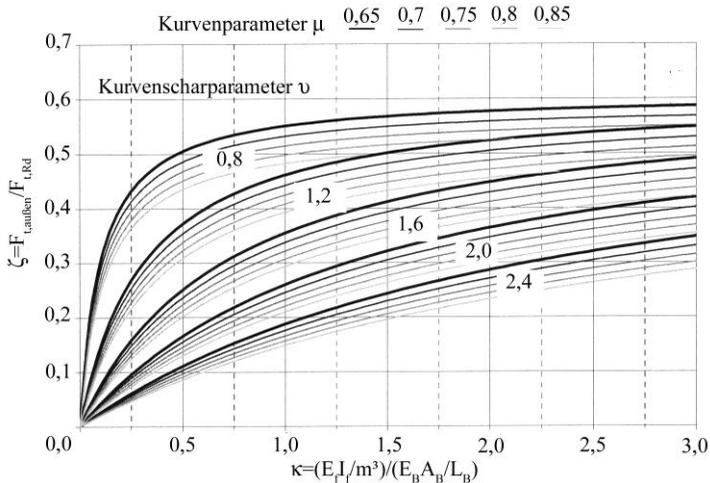


Bild 2.23: Bezogene Beanspruchung der äußeren Schrauben im Versagenszustand 2 aus [4]

### Versagensmodus 3

Dieses Versagen wird als reines Schraubenversagen bezeichnet. Dabei versagt die innere Schraube beim Erreichen der Grenzzugkraft  $F_{t,Rd}$ , bevor die Platte plastiziert. Analog zu Versagensmodus 2 ist aufgrund des spröden Schraubenversagens keine Kraftumlagerung innerhalb des T-Stummels möglich. Aufgrund der unterschiedlichen Schraubenbeanspruchungen und demnach Schraubendehnungen können in diesem Grenzzustand Abstützkräfte vorhanden sein. Deswegen ist bei der Ermittlung der Grenztragfähigkeit folgende Fallunterscheidung zu beachten (vgl. Bild 2.24).

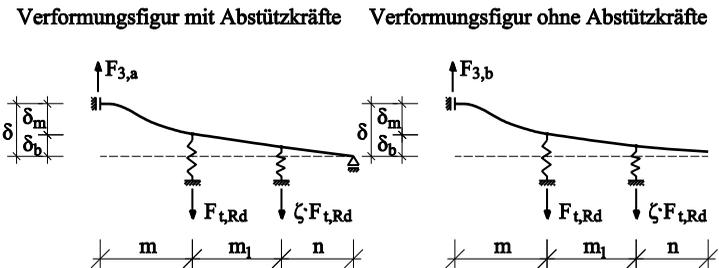


Bild 2.24: a) Verformungsfigur im Versagenszustand 3 mit Berücksichtigung von Abstützkräften; b) Verformungsfigur im Versagenszustand 3 ohne Berücksichtigung von Abstützkräften

## 2.4 Vorhandene Bemessungsmodelle in Praxis und Forschung

Für den Versagenszustand bei dem Abstützkräfte berücksichtigt werden müssen, liefert [4] analog zum Versagensmodus 2 sehr komplexe Funktionen zur Berechnung der Tragfähigkeit und der Verformung des T-Stummels.

Die Tragfähigkeit sowie die Verformung des T-Stummels für den Versagensfall, bei dem keine Abstützkräfte zu berücksichtigen sind, kann deutlich einfacher ermittelt werden. Durch die Lösung des zugehörigen Arbeitssatzes ergeben sich folgende Funktionen:

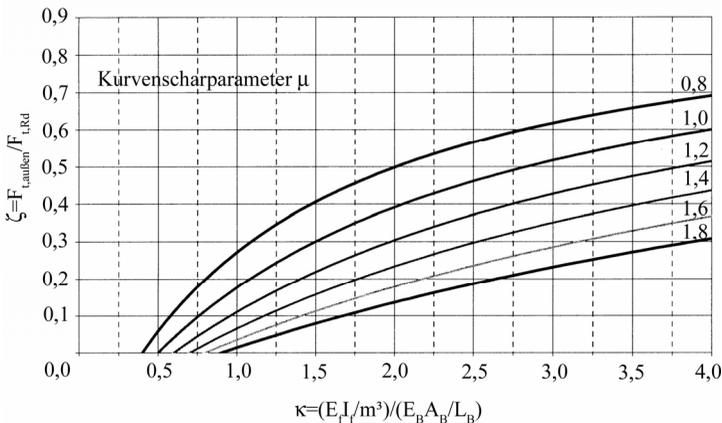
Tragfähigkeit des T-Stummels:

$$F_{3,b} = F_{t,Rd} \cdot (1 + \zeta) \quad (2.70)$$

Verformung des T-Stummels:

$$\delta_3 \cdot \frac{c_B}{F_{t,Rd}} = \frac{1}{3} \cdot \frac{1 + \zeta + \zeta \cdot \mu}{\chi} + \frac{1}{6} \cdot \frac{\zeta \cdot \mu}{\chi} + 1 \quad (2.71)$$

Hierbei ist das Steifigkeitsverhältnis  $\chi$  von Platte zu Schraube sowie die bezogene Abmessung  $\mu$  analog zu den Versagensmodi 1 und 2 anzuwenden. Zur Bestimmung der bezogenen Beanspruchung  $\zeta$  der äußeren Schraube wird das in Bild 2.25 dargestellte Diagramm angegeben.

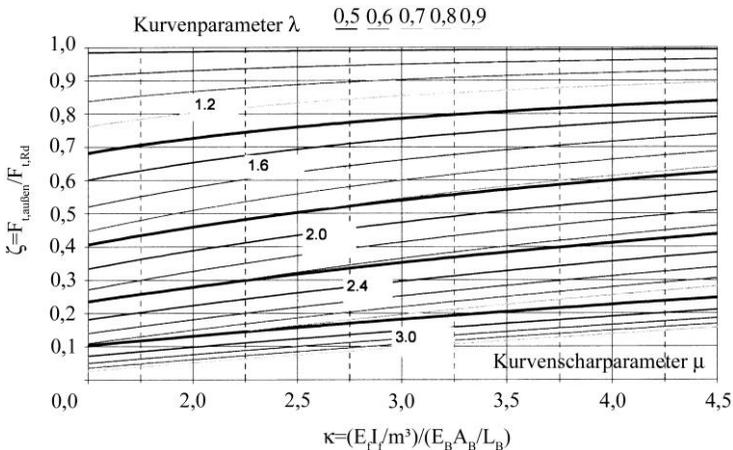


**Bild 2.25: Bezogene Beanspruchung der äußeren Schraube im Versagensmodus 3 ohne die Berücksichtigung von Abstützkräften aus [4]**

Insgesamt ist zur Anwendung dieses Konzeptes die Bestimmung der Plattensteifigkeit notwendig (vgl. Gl. (2.68)). Hierfür ist bei der Berechnung des Trägheitsmomentes  $I_f$  die rechnerische Annahme einer T-Stummel-Länge

erforderlich. Diese Länge wird in [4] analog zum EC3-1-8 als effektive Länge  $l_{eff}$  bezeichnet und über das Gleichsetzen von innerer und äußerer Arbeit der in der Platte möglichen Fließlinienstrukturen ermittelt. Somit kann der Einfluss von Steifen auf das Tragverhalten des T-Stummels berücksichtigt werden.

Die in [39] und [45] standardisierten Anschlussgeometrien beinhalten lediglich eine auf Zug beanspruchte Schraubenreihe, die durch den Trägersteg und –flansch beeinflusst wird. Dieser Einfluss muss bei der Bestimmung der Schraubenkraftverteilung lediglich für den Versagensmodus 3 berücksichtigt werden, da bei den anderen Versagensmodi das zugrunde liegende, oben beschriebene Modell und somit die zugehörige Schraubenkraftverteilung innerhalb einer Schraubenreihe weiterhin Gültigkeit besitzt. Für den Versagensmodus 3 wird in [4] eine graphische Auswertung der Schraubenkraftverteilung angegeben (vgl. Bild 2.26).

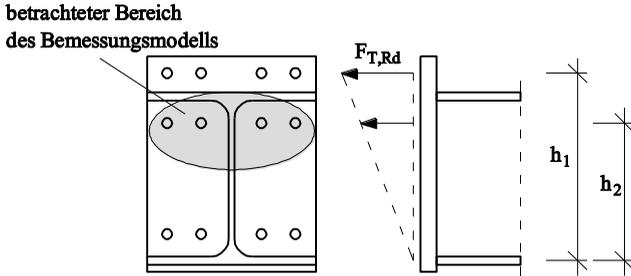


**Bild 2.26: Bezogene Beanspruchung der äußeren Schraube im Versagensmodus 3 mit Berücksichtigung des Einflusses von Steifen aus [4]**

Das Grenzmoment wird letztlich analog zum EC3-1-8 mit Gleichung (2.1) bestimmt, wobei die Grenzzugkraft einer Schraubenreihe  $F_{T,Rd}$  mit  $2 \cdot F_{t,Rd} \cdot (1 + \zeta)$  ermittelt wird. Das in [4] hergeleitete Modell kann aufgrund der veränderten Randbedingungen nicht für die Schraubenreihe im überstehenden Plattenbereich herangezogen werden. Trotzdem wird die Grenztragfähigkeit eines IH4-Anschlusses mit diesem Bemessungsmodell in einer Beispielerrechnung bestimmt. Dort wird die Grenzzugkraft für die außerhalb des Trägerprofils liegende Schraubenreihe analog zur ausgesteiften, innerhalb liegenden Schraubenreihe

## 2.4 Vorhandene Bemessungsmodelle in Praxis und Forschung

berechnet. Die Grenzzugkraft der innerhalb liegenden Schraubenreihe wird gemäß des Hebelarms zum Druckpunkt linear abgemindert (vgl. Bild 2.27).



**Bild 2.27: Darstellung der allgemeingültigen elastischen Abminderung bei IH4-Anschlusskonfigurationen gemäß DAST-Modell**

Da es sich bei dem Beispiel um eine Geometrie mit Schraubenversagen handelt, ist zum einen denkbar, dass es sich um eine im EC3-1-8 geforderte lineare Reduktion infolge des spröden Schraubenversagens handelt. Zum anderen wird für andere Versagensarten keine Vorgehensweise angegeben, so dass der Eindruck entsteht, dass diese Vorgehensweise bei allen Versagensarten angewendet wird.

Die Anfangssteifigkeit wird über das Verhältnis von elastischer Grenzbeanspruchung und zugehöriger Verformung der betrachteten Platte bestimmt (vgl. [4]) Da bis zum Erreichen des ersten Fließgelenkes die Verformungsfiguren affin zum Modus 3 unter Berücksichtigung von Abstützkräften ist, wird die elastische Verformung anhand der in [4] angegebenen komplexen Funktionen bestimmt.

### 2.4.5 Vergleich, Auswertung und Beurteilung der vorgestellten Modelle zur Berechnung der Momenten Tragfähigkeit von 4-reihigen Anschlusskonfigurationen

Die vorgestellten Modelle werden anhand von ermittelter Tragfähigkeit, Anfangssteifigkeit sowie der Variabilität und der Handhabbarkeit beurteilt. Damit die verschiedenen Bemessungsmodelle vergleichbar sind, werden die charakteristischen Anschlusstragfähigkeiten miteinander verglichen. Das bedeutet, dass beim SZS-Modell nicht wie in Abschnitt 2.4.3 beschrieben die Mindestbruchkraft der Schraube, sondern die auf Zugfestigkeitsniveau erreichbare Grenzzugkraft  $F_{u,Schraube} = f_u \cdot A_s$  verwendet wird. Bei den anderen Modellen werden alle verwendeten Teilsicherheitsfaktoren  $\gamma_M = 1,0$  angesetzt.

Weynand, Jaspert und Steenhuis zeigen bereits in [55], dass der Einsatz von verformbaren momententragfähigen Anschlusskonfigurationen (Semi-Rigid-Connections) zu der wirtschaftlichsten Gesamtlösung führt. Dies macht bei 4-reihigen Anschlusskonfigurationen eine Optimierung der Anschlussgeometrie zwingend erforderlich, da die in [39] und [45] standardisierten Anschlussgeometrien aufgrund der großen Plattendicken lediglich sehr geringe Verformungsanteile aus Plattenbiegung aufweisen, was zu einer hohen Anfangssteifigkeit führt. Demnach wird bei der Beurteilung der Bemessungskonzepte besonderer Wert auf die realistische Abbildung des gesamten Anschlussstragverhaltens auch in Bereichen mit geringen Stirnplattendicken  $t_p$  gelegt.

Die in der Pilotstudie (vgl. Abschnitt 3.1) verwendeten Anschlussgeometrien werden unter Verwendung der tatsächlich gemessenen Festigkeiten als Vergleichsgrundlage herangezogen. Zur Beurteilung der Anfangssteifigkeit werden die Ergebnisse der FE-Studie herangezogen, da hierbei der Vorspanngrad unberücksichtigt bleibt und somit den Randbedingungen aus den Bemessungsmodellen Rechnung getragen wird. Ein Vergleich mit den Ergebnissen der Versuchsträger VT5 und VT7 (IH4-Geometrien mit großen Plattendicken) ist hierbei jedoch nicht sinnvoll, da die ermittelte Traglast nicht das Anschlussversagen, sondern die Querschnittstragfähigkeit aufgrund großer Überfestigkeiten des Versuchsträgers abbildet.

Insgesamt weisen die verwendeten Walzprofile ca. 30% höheren Streckgrenzen im Vergleich zur Nennfestigkeit auf. Die Bleche der Stirnplatten zeigen Überfestigkeiten in einer Größenordnung zwischen 10% und 20% (vgl. Anhang)

### **SZS-Modell:**

Beim Vergleich der Bemessungskonzepte zeigt sich, dass das SZS-Modell durch eine einfache Handhabung besticht. Zusätzlich zum Tragfähigkeits- und zum Steifigkeitsmodell wird auch ein Modell zur Berechnung der Rotationskapazität bereitgestellt.

Das Bemessungsmodell liefert für IH2-Anschlusskonfigurationen, unabhängig der Plattendicke, identische Anschlussstragfähigkeiten. Dies ist darauf zurückzuführen, dass die Stirnplattendicke bei der Berechnung der Momententragfähigkeit von IH2-Anschlusskonfigurationen unberücksichtigt bleibt. Der Vergleich mit der Tragfähigkeit der Pilotstudie zeigt darüber hinaus, dass dieses Modell bei IH2-Geometrien unsichere Ergebnisse liefert und die Tragfähigkeit zum Teil deutlich überschätzt. Dies lässt sich durch die, dem Bemessungsmodell zugrunde liegende allgemeingültige Annahme, im Grenzstand der Tragfähigkeit (immer

## 2.4 Vorhandene Bemessungsmodelle in Praxis und Forschung

---

Schraubenversagen) erreichen alle Schrauben im Zugbereich die maximale Grenzzugkraft  $F_{t,Rd}$ , erklären. Bei sehr geringen Plattendicken wird nicht das vorausgesetzte Schraubenversagen maßgebend. Der Traglastzustand bei Geometrien mit geringer Plattendicke wird vielmehr durch die Tragfähigkeit der Platte bestimmt. Somit wird im Traglastzustand nicht zwangsläufig in allen Schrauben der IH2-Geometrie die Grenzzugkraft der Schrauben  $F_{u,Schraube}$  erreicht.

Bei IH4-Anschlüssen berücksichtigt das SZS-Modell die Plattendicke bei der Bestimmung der Anschlusstragfähigkeit. Es wird der maßgebende Plattenbereich (oberhalb bzw. unterhalb des Trägerzuggurtes) über die geringste auftretende Rotation  $\varphi_{A,u}$  (vgl. Gl. (2.57) und (2.63)) festgelegt. Dabei wird das Verformungsverhalten der Platte berücksichtigt, was im Vergleich zu den IH2-Geometrien zu glaubhaften Lösungen führt. Insgesamt liegen die Anschlusstragfähigkeiten bei IH4-Geometrien unterhalb den gemessenen Anschlusstragfähigkeiten der Pilotstudie.

Das SZS-Modell zur Bestimmung der Steifigkeit berücksichtigt lediglich die Schraubendehnung. Der Verformungsanteil der Platte wird ebenfalls nicht berücksichtigt, da die Grundlage für das SZS-Modell lediglich Anschlussgeometrien mit großen Plattendicken und somit geringen Verformungen (vgl. [48] und [49]) bildeten. Bei geringen Plattendicken liefert das Modell größere Anschlusssteifigkeiten, was auf die Verringerung der Klemmdicke und somit auf die größere Dehnsteifigkeit der Schraube ( $E \cdot A / \ell$ ) zurückzuführen ist.

Insgesamt stellt sich das SZS-Modell im Hinblick auf die Optimierung von Anschlussgeometrien hinsichtlich der Plattendicke insbesondere bei IH2-Anschlussgeometrien als nicht tauglich heraus. Mit Hilfe einer Anpassung des Modells auf das im EC3-1-8 verwendete Sicherheitsniveau von Schrauben unter Zugbeanspruchung kann dieses Modell auf IH4-Anschlussgeometrien angewendet werden. Das Modell zur Bestimmung der Steifigkeit kann das Tragverhalten von geschraubten momententragfähigen Anschlüssen nicht abbilden.

### **AiF-Modell:**

Das AiF-Modell zeigt bei der Anwendung der Diagramme Schwächen. Der Ausnutzungsgrad der äußeren Schraube bei ausgesteiften Anschlusskonfigurationen kann aufgrund des geringen angegebenen Bereiches des Steifigkeitsverhältnisses  $\chi$  nicht für alle Anschlusskonfigurationen insbesondere Geometrien mit geringen Plattendicken bestimmt werden. Ergab sich bei der Berechnung der Momententragfähigkeit in Tabelle 2.5 ein Steifigkeitsverhältnis  $\chi$  außerhalb des Diagramms (vgl. Bild 2.26), ist der Ausnutzungsgrad  $\zeta$  mit  $\chi=1,5$  ermittelt worden. Die Tragfähigkeit bei geringen Plattendicken wird durch diese

Annahme überschätzt und kann nicht zum Vergleich mit den Anschlusstragfähigkeiten der Pilotstudie herangezogen werden.

Darüber hinaus kann die Vorgehensweise zur Bestimmung der Grenztragfähigkeit der außerhalb des Trägerprofils liegenden Schraubenreihe bei überstehenden Anschlussgeometrien (IH4) aus mechanischer Sicht nicht nachvollzogen werden. Dadurch erscheint das gesamte Bemessungsmodell fragwürdig.

Bei IH2-Anschlüssen mit großen Plattendicken liegen die ermittelten Tragfähigkeiten im Vergleich zu den in Deutschland eingesetzten Methoden (DAST-Modell und erweiterte Komponentenmethode) auf einem mittleren Tragfähigkeitsniveau. Ein Vergleich mit der Pilotstudie zeigt jedoch, dass in allen Fällen deutlich größere Beanspruchbarkeiten vorhanden sind. Zum einen wird in der Pilotstudie die nahe am Druckpunkt liegende Schraubenreihe berücksichtigt. Zum anderen ergeben sich für die Kraftverteilung innerhalb der im Zugbereich liegenden Schraubenreihe deutlich günstigere Verhältnisse. Da in [4] auf die Herleitung der in Bild 2.26 dargestellten bezogenen Beanspruchungen der äußeren Schrauben nicht näher eingegangen wird, kann dies jedoch nicht belegt werden. Dieses Bemessungsmodell lässt eine wirtschaftliche Konstruktion von Anschlüssen demnach nur bedingt zu.

Bei IH4-Anschlüssen liefert das Bemessungsmodell ebenfalls deutlich geringere Tragfähigkeiten als die durch die Pilotstudie ermittelten Anschlussbeanspruchbarkeiten. Auch hier ist der Anteil der nahe am Druckpunkt liegenden Schraubenreihe an der Momentenragfähigkeit des Anschlusses bei der Pilotstudie zu berücksichtigen. Da der überstehende Plattenbereich deutlich weicher ist, als der innere, ist die Ermittlung unsicherer Grenzzugkräfte möglich. Durch die allgemeine lineare Reduktion der Grenzzugkraft wird jedoch das Anschlussragverhalten deutlich unterschätzt, so dass dies insgesamt zu einem konservativen Bemessungsmodell führt. Eine plastische Kräfteverteilung der beiden auf Zug beanspruchten Schraubenreihen ist in dem Bemessungsmodell nicht vorgesehen.

Das Steifigkeitsmodell liefert für IH4-Anschlussgeometrien deutlich zu geringe Anfangssteifigkeiten. Dies ist darauf zurückzuführen, dass die Verformung  $\delta_{el}$  lediglich mit Hilfe des für 4 Schrauben hergeleiteten T-Stummel-Modells bestimmt wird. Demnach bleibt in [4] die Steifigkeit der außerhalb des Trägerprofils liegenden Schraubenreihe unberücksichtigt.

Insgesamt ist dieses Modell für den praktischen Einsatz ungeeignet.

## 2.4 Vorhandene Bemessungsmodelle in Praxis und Forschung

---

### **DASt-Modell:**

Das Bemessungsmodell liefert mit geringem Rechenaufwand die Anschlusstragfähigkeit von geschraubten momententragfähigen Trägerstößen. Bei Stützen-Riegel-Verbindungen sind zusätzliche Nachweise im Stützenbereich erforderlich.

Bei allen Anschlusskonfigurationen mit großen Stirnplattendicken, bei denen die Platte als starr angenommen werden kann, liefert das Modell im Vergleich zu der Pilotstudie sehr hohe Momententragfähigkeiten. Die trotzdem vorhandenen Abweichungen können zum einen durch die Vernachlässigung der nahe am Druckpunkt liegenden Schraubenreihe und durch die unberücksichtigten Überfestigkeiten des Grundmaterials erklärt werden. Im Gegensatz zum AiF-Modell sind die Abweichungen hier jedoch deutlich geringer. Damit besitzt das DASt-Modell bei großen Plattendicken eine deutlich bessere Ausnutzbarkeit.

Eine Optimierung hinsichtlich der Plattendicke ist mit diesem Modell nicht möglich, da es einzig auf die Verwendung von großen Plattendicken, was zum Versagen der Schrauben führt, abgestimmt wurde. Das Versagen der Platte wird zwar durch das Modell erfasst, führt jedoch zu sehr konservativen und demnach unwirtschaftlichen Anschlusstragfähigkeiten

Ein Modell zur Bestimmung der Anschlusssteifigkeit wird nicht bereitgestellt, so dass dieses Modell nicht als allgemeingültiges Bemessungsmodell angewendet werden kann.

### **erweiterte Komponentenmethode:**

Dieses Bemessungsmodell ist von allen vorgestellten Modellen das Aufwendigste. Da in diesem Bemessungsmodell der Anschluss in einzelne Komponenten unterteilt wird, kann sowohl bei der Bestimmung der Tragfähigkeit als auch bei der Bestimmung der Steifigkeit jede Veränderung der Geometrie berücksichtigt werden. Das ist insbesondere im Hinblick auf eine Optimierung des Anschlusses sehr nützlich.

Unabhängig vom Anschlussstyp und von der Plattendicke liefert dieses Bemessungsmodell konservative Anschlusstragfähigkeiten, was eindeutig auf die rechnerische Unterteilung der Platte zurückzuführen ist. Durch die Einführung der lokalen Komponente Trägerflansch auf Zug im äußeren Plattenbereich wird insbesondere bei IH4-Geometrien die Tragfähigkeit der innerhalb des Trägerprofils liegenden äußeren Schraube deutlich unterschätzt. Dies ist darauf zurückzuführen, dass bereits die Tragfähigkeit der äußeren Schraube im Stirnplattenüberstand im Bereich der Grenztragfähigkeit, die durch die Komponente Trägerflansch auf Zug bereitgestellt wird, liegt. Demnach entfällt auf die darunterliegende äußere

Schraube lediglich der Differenzbetrag, welcher die Tragfähigkeit nicht realistisch abbildet.

Diese Komponente ist nicht aus mechanischen sondern lediglich aus Gründen zur Einhaltung der Konformität eingeführt worden. Dies wirkt sich negativ auf die Anschlusstragfähigkeit aus.

Bei IH2-Geometrien führt darüber hinaus das L-Stummel-Modell, welches lediglich einen Lastabtrag zum Trägerflansch berücksichtigt zu konservativen Ergebnissen.

Die Berücksichtigung der gegenseitigen Beeinflussung von innerem und äußerem Plattenbereich kann somit zu einem allgemeingültigen, wirtschaftlichen Bemessungsmodell führen.

Das verwendete Steifigkeitsmodell liefert als einziges Modell unabhängig der Anschlussgeometrie zunächst sinnvolle Ergebnisse. Darüber hinaus liefert das Federmodell bei IH4-Geometrien deutlich größere Anfangssteifigkeiten als die FE-Studie. Dies ist darauf zurückzuführen, dass in der FE-Studie alle Steifigkeiten ohne den positiven Einfluss der Vorspannung ermittelt wurden und dem Federmodell im EC3-1-8 zumindest eine handfeste Vorspannung der Schrauben (nicht planmäßig) zugrunde liegt.

Bei IH2-Geometrien zeigt sich im direkten Vergleich zunächst eine sehr gute Übereinstimmung der Ergebnisse. Das zugrunde liegende L-Stummel-Modell liefert jedoch deutlich konservative Steifigkeiten, da der positive Einfluss der Einspannung in den Trägergurt nicht berücksichtigt wird (vgl. Bild 2.13). Eine realistische Berücksichtigung der Einspannung in den Trägergurt führt somit ebenfalls zu größeren Anfangssteifigkeiten.

Somit ist eine Erweiterung der Komponentenmethode auf 4-reihige Anschlüsse unter Berücksichtigung der gegenseitigen Beeinflussung von innerer und äußerer Schrauben nach der Beurteilung aller aufgeführten Bemessungsmodelle sinnvoll.

## 2.4 Vorhandene Bemessungsmodelle in Praxis und Forschung

Tabelle 2.5: Vergleich der Bemessungsmodelle zur Berechnung der Momententragfähigkeit und der Anfangssteifigkeit von 4-reihigen Stirnplattenverbindungen ( $M_{j,RK}$  in [kNm];  $S_j$  in [Nm/rad])

Versuch	Ringbuchnr.	Trägerprofil	Schrauben	$t_p$ [mm]	SZS-Modell nach Abschnitt 2.4.3		AiF-Modell nach Abschnitt 2.4.4		DAST-Modell nach Abschnitt 2.4.2		erweiterte Komponenten- methode nach Abschnitt 2.4.1		Traglast- versuche [FE-Studie] nach AnhangA bzw. [3,3]	
					$M_{n,RK}$	$S_j$	$M_{j,RK}$	$S_j$	$M_{j,RK}$	$S_j$	$M_{j,RK}$	$S_j$	$M_u$	$[S_j]$
VT1a/b	459	HEA 300	M24	35	317,7	79,37	182,47	33,54	217,06	-/-	151,32	59,47	315,85	59,95
VT2a/b	459	HEA 300	M24	20	317,7	112,45	124,36	26,94	80,87	-/-	107,21	44,53	254,25	38,38
VT3a/b	489	HEA 400	M24	35	451,84	166,28	261,22	65,06	319,62	-/-	221,65	116,95	492,19	121,89
VT4a/b	489	HEA 400	M24	20	451,84	235,57	175,42	49,36	147,93	-/-	154,07	82,70	359,32	78,28
VT5	497	HEA 400	M24	30	583,77	302,5	496,04	87,65	597,39	-/-	593,12	561,44	746,0*	324,36*
VT6a/b	497	HEA 400	M24	15	464,51	448,87	255,86	31,15	198,58	-/-	284,66	235,95	579,51	197,03
VT7	488	HEA 360	M20	25	410,25	203,51	314,73	75,79	480,56	-/-	444,43	394,59	566,5*	234,31*
VT8a/b	488	HEA 360	M20	15	336,61	273,69	234,90	61,67	226,95	-/-	278,68	237,29	472,07	143,57

\*) Versuche mit maßgeblichem Versagen der Querschnittstragfähigkeit

# 3 Traglastversuche und numerische Analyse geschraubter Stirnplattenverbindungen

## 3.1 Traglastversuche an Träger-Träger Verbindungen

Im Rahmen der Pilotstudie (2003) wurden 14 Versuche mit 8 unterschiedlichen geschraubten momententragfähigen Anschlusskonfigurationen an Trägerstößen durchgeführt. 6 Versuchsträger sind mit Stirnplatten auf beiden Trägerenden konstruiert worden, so dass für jede Geometrie zwei identische Versuche durchgeführt werden konnten. Lediglich die Versuchsträger mit überstehenden Geometrien und großen Plattendicken (VT5 und VT7) wichen von dieser Ausführung ab. Bedingt durch den räumlich begrenzten Versuchsaufbau wird die Tragfähigkeit bei diesen beiden Geometrien gemäß [45] durch den Träger (M-V-Interaktion) begrenzt. Zur Ertüchtigung der Versuchsträger sind außerhalb des Anschlussbereiches tragfähigere Trägerprofile verwendet worden (vgl. Bild 3.1), so dass ein vorzeitiges Versagen des Trägers im Lasteinleitungsbereich ausgeschlossen ist und das Anschlussverhalten theoretisch maßgebend wird.

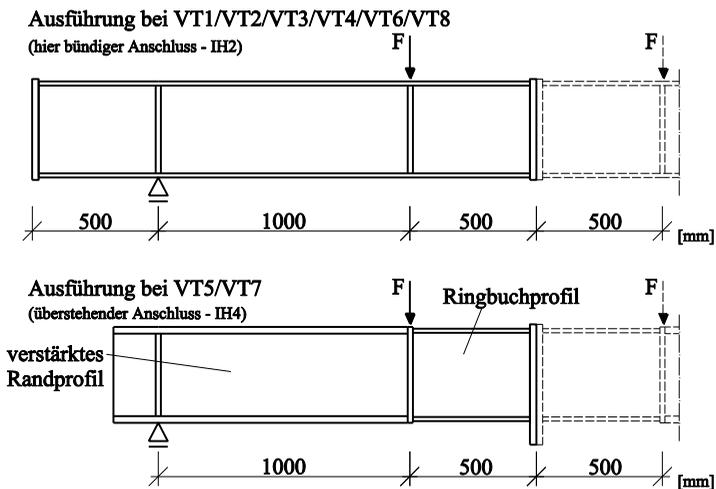


Bild 3.1: Versuchsträger der Pilotstudie

### 3.1 Traglastversuche an Träger-Träger Verbindungen

Tabelle 3.1: Versuchsmatrix der Pilotstudie

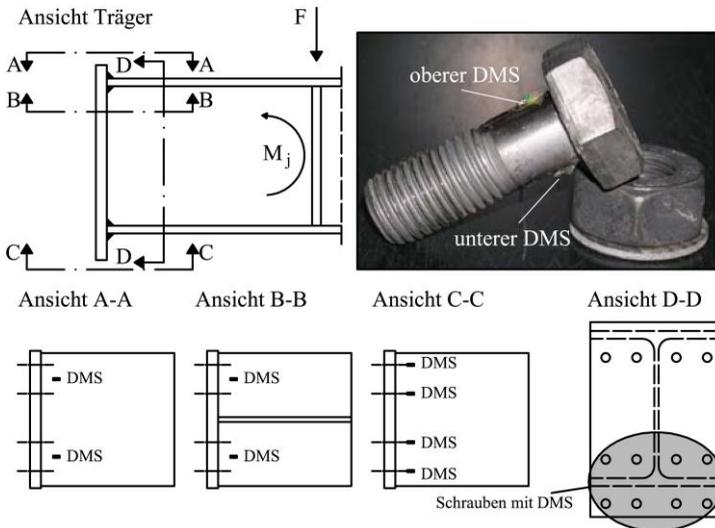
	Bez.	Geometriedaten nach Bild 1.2 [mm]							Materialdaten [N/mm <sup>2</sup> ]			
IH2 - bündige Anschlusskonfigurationen	VT1a/b (HEA300) (M24) RB.Nr. 459	$h_p$	$b_p$	$t_p$	$e_1$	$e_2$	$e_3$	$e_4$	$f_{v,P}$	$E_P$	$f_{u,S}$	$E_S$
		330	310	35	85	160	85	-	309	203996	1099	208647
		$u_1$	$u_2$	$w_1$	$w_2$	$w_3$	$a_f$	$a_w$	$f_{v,T}$	$E_T$		
		20	20	110	65	35	7	4	308	203088		
	VT2a/b (HEA300) (M24)	$h_p$	$b_p$	$t_p$	$e_1$	$e_2$	$e_3$	$e_4$	$f_{v,P}$	$E_P$	$f_{u,S}$	$E_S$
		330	310	20	85	160	85	-	259	192729	1099	208647
		$u_1$	$u_2$	$w_1$	$w_2$	$w_3$	$a_f$	$a_w$	$f_{v,T}$	$E_T$		
		20	20	110	65	35	7	4	308	203088		
	VT3a/b (HEA400) (M24) RB.Nr. 489	$h_p$	$b_p$	$t_p$	$e_1$	$e_2$	$e_3$	$e_4$	$f_{v,P}$	$E_P$	$f_{u,S}$	$E_S$
		430	320	35	90	250	90	-	309	203996	1099	208647
		$u_1$	$u_2$	$w_1$	$w_2$	$w_3$	$a_f$	$a_w$	$f_{v,T}$	$E_T$		
		20	20	120	65	35	8	4	322	212196		
VT4a/b (HEA400) (M24)	$h_p$	$b_p$	$t_p$	$e_1$	$e_2$	$e_3$	$e_4$	$f_{v,P}$	$E_P$	$f_{u,S}$	$E_S$	
	430	320	20	90	250	90	-	259	192729	1099	208647	
	$u_1$	$u_2$	$w_1$	$w_2$	$w_3$	$a_f$	$a_w$	$f_{v,T}$	$E_T$			
	20	20	120	65	35	8	4	322	212196			
IH4 - Anschlusskonfigurationen mit Überstand	VT5 (HEA400) (M24) RB.Nr. 497	$h_p$	$b_p$	$t_p$	$e_1$	$e_2$	$e_3$	$e_4$	$f_{v,P}$	$E_P$	$f_{u,S}$	$E_S$
		495	320	30	90	250	120	35	256	215744	1099	208647
		$u_1$	$u_2$	$w_1$	$w_2$	$w_3$	$a_f$	$a_w$	$f_{v,T}$	$E_T$		
		20	85	120	65	35	13	6	290	212196		
	VT6a/b (HEA400) (M24)	$h_p$	$b_p$	$t_p$	$e_1$	$e_2$	$e_3$	$e_4$	$f_{v,P}$	$E_P$	$f_{u,S}$	$E_S$
		495	320	15	90	250	120	35	272	211474	1099	208647
		$u_1$	$u_2$	$w_1$	$w_2$	$w_3$	$a_f$	$a_w$	$f_{v,T}$	$E_T$		
		20	85	120	65	35	10	6	322	212196		
	VT7 (HEA360) (M20) RB.Nr. 488	$h_p$	$b_p$	$t_p$	$e_1$	$e_2$	$e_3$	$e_4$	$f_{v,P}$	$E_P$	$f_{u,S}$	$E_S$
		440	300	25	80	230	100	30	265	212540	1099	208647
		$u_1$	$u_2$	$w_1$	$w_2$	$w_3$	$a_f$	$a_w$	$f_{v,T}$	$E_T$		
		20	70	90	70	35	11	4	314	211161		
VT8a/b (HEA360) (M20)	$h_p$	$b_p$	$t_p$	$e_1$	$e_2$	$e_3$	$e_4$	$f_{v,P}$	$E_P$	$f_{u,S}$	$E_S$	
	440	300	15	80	230	100	30	272	211474	1099	208647	
	$u_1$	$u_2$	$w_1$	$w_2$	$w_3$	$a_f$	$a_w$	$f_{v,T}$	$E_T$			
	20	70	90	70	35	10	4	314	211161			

Die in dem Versuchsprogramm untersuchten Geometrien sind in Tabelle 3.1 dargestellt. Es sind zwei bündige und zwei überstehende Anschlusskonfigurationen mit jeweils zwei unterschiedlichen Plattendicken untersucht worden, so dass der Einfluss der Plattendicke auf die Tragfähigkeit des Anschlusses und gleichzeitig die Qualität der vorhandenen Bemessungsmodelle (vgl. Abschnitt 2.4) festgestellt werden konnte. Bei den Festigkeiten der verwendeten Bauteile wird der Index  $p$  für die Platte, der Index  $s$  für die Schraube und der Index  $T$  für den Träger verwendet.

### 3.1.1 Versuchsaufbau und Messeinrichtung

Der grundsätzliche Versuchsaufbau als gabelgelagerter Einfeldträger kann Bild 3.1 entnommen werden. Die Pressenkraft wurde über eine steife Lasteinleitungstraverse gleichmäßig an zwei Stellen als Einzellast in den Versuchsträger eingeleitet, so dass im Bereich des Anschlusses kein zusätzlicher Einfluss von Querkraften zu erwarten ist. Als Verbindungsmittel kamen ausschließlich vorgespannte Schrauben zum Einsatz, dessen Vorspannvorgang mit Hilfe von applizierten Dehnungsmessstreifen (DMS) kontrolliert wurde.

Um die Schraubenkräfte in dem Versuch bestimmen zu können, wurden jeweils zwei gegenüberliegende DMS auf dem Schraubenschaft aller im Zugbereich befindlicher Schrauben appliziert. Beim Einbau wurden die Schrauben derart ausgerichtet, dass sich die DMS parallel zum Trägersteg befanden, und somit auf die Zugbeanspruchung und etwaige Biegeanteile in den Schrauben zurück geschlossen werden konnte (vgl. Bild 3.2). Trotz des bereits querkraftfreien Anschlussbereiches kann es zu einem Kontakt Lochwandung und Schraubenschaft bzw. DMS kommen. Damit dieser Einfluss minimiert wird, wurde zum einen das Lochspiel bei den Schrauben im Zugbereich deutlich vergrößert. Zum anderen wurden die Lötstellen mit Lack bearbeitet, so dass ein Kontakt zwischen Lötstellen und Lochwandungen verhindert wurde.



**Bild 3.2: Verteilung der Dehnungsmessstreifen (DMS) auf dem Träger und den Schrauben**

### **3.1 Traglastversuche an Träger-Träger Verbindungen**

---

Auf der Platte selber wurde auf den Einsatz von DMS verzichtet, da im Vorfeld die Lage und die Orientierung der zu erwartenden Fließlinien nicht sicher abzuschätzen ist. Somit wären bei geringer Abweichung von DMS-Position und auftretender Fließlinie die ermittelten Ergebnisse unbrauchbar und durchweg nicht reproduzierbar.

Zur Verifikation der Lastverteilung über den Zuggurt sind 4 DMS in den jeweiligen Schraubenachsen im Abstand von 35 mm von der Stirnplatte auf dem gezogenen Trägerflansch appliziert worden. Um die Biegebeanspruchung im Versuchsträger verifizieren zu können, wurden zusätzlich auf dem Druckgurt zwei DMS in der Mitte der beiden Schraubenachsen appliziert (vgl. Bild 3.2).

Ein induktiver Wegaufnehmer ermittelte während der Versuchsdurchführung die vertikale Verformung des Versuchsträgers in Feldmitte.

#### **3.1.2 Ergebnisse und Auswertung der Traglastversuche**

Zur Ermittlung der Traglast der Anschlusskonfigurationen wurde die Pressenkraft bis zum Bruchniveau weggeregelt gesteigert. Es konnten insgesamt zwei augenscheinliche Versagensformen festgestellt werden. Bei der Mehrzahl der Versuche stellte sich ein Abstreifen des Gewindes der Schrauben im Zugbereich ein. Dies ging jedoch bereits mit enormen Biegeverformungen in der Platte einher, so dass auch die Schrauben nicht mehr frei von Biegung waren. Zum anderen wurde in zwei Versuchen die plastische Querschnittstragfähigkeit des Trägerprofils erreicht.

Bei diesen Versuchen (VT5 und VT7) handelt es sich um IH4-Anschlüsse mit Schraubenreihen im Stirnplattenüberstand und großen Plattendicken. Anhand der vorhandenen theoretischen Modelle aus Abschnitt 2.4 wurde jedoch im Vorfeld ein Querschnittsversagen des Versuchsträgers ausgeschlossen. Hierdurch wird lediglich gezeigt, dass die vorhandenen Bemessungsmodelle deutliche Tragfähigkeitsreserven besitzen.

Bei den anderen Versuchsträgern stellten sich je nach Plattendicke große oder weniger große Biegeverformungen in der Stirnplatte ein. Hierdurch werden zusätzliche Biegeverformungen auf die Schrauben übertragen, was letztlich in allen Fällen zum Abstreifen des Schraubengewindes führt. Eine Definition der Versagensform kann demnach nur getroffen werden, wenn eindeutig festgestellt werden kann, ob das Versagen durch die Biegeverformung (Versagensmode 1) oder durch die Zugbeanspruchung der Schraube (Versagensmode 2) eingeleitet wurde.

Die ermittelten Ergebnisse werden nachfolgend nach Anschlusskonfiguration getrennt ausgewertet.

### **IH2-Anschlusskonfigurationen**

Bei IH2 Geometrien mit **geringer Plattendicke** wird das Tragverhalten im Traglastbereich des Anschlusses durch große Biegeverformungen in der Platte charakterisiert. In Bild 3.3 b) ist zu erkennen, dass die Vorspannung in der äußeren Schraube im Gegensatz zur inneren Schraube erst kurz vor dem Erreichen der Traglast aufgebraucht ist. Dies zeigt, dass die innere Schraube eine wesentlich höhere Zugbeanspruchung erfährt als die äußere Schraube. Auf diesem Beanspruchungsniveau treten jedoch bereits große Biegeverformungen im inneren Plattenbereich auf, was die innere Schraube zusätzlich beansprucht. Eine weitere Steigerung der Beanspruchung wird durch das Abstreifen des Gewindes der inneren Schraube begrenzt. Da hier die Biegeverformung der Stirnplatte das Versagen maßgeblich beeinflusst, kann dieser Versagenszustand als Flanschfließen (Mode1) bezeichnet werden. Die Tragfähigkeitsreserven in der äußeren Schraube können hierbei durch eine Umlagerung vom inneren zum äußeren Plattenbereich nicht ausgenutzt werden.

Bei IH2-Anschlüssen mit **großer Plattendicke** wie z.B. VT3a/b zeigt sich, dass die Vorspannung beider Schrauben bereits deutlich vor dem Erreichen der Traglast aufgebraucht ist (vgl. Bild 3.3 a)). Aufgrund der großen Plattendicke treten auch deutlich geringere Biegeverformungen in der Stirnplatte und somit auch in der inneren Schraube auf. Es ist eine wesentlich gleichmäßigere Dehnungsverteilung und somit auch Zugbeanspruchung zwischen innerer und äußerer Schraube zu erkennen. Im Traglastzustand werden beide Schrauben sogar durch annähernd gleiche Zugkräfte beansprucht.

Hiermit lässt sich der zusätzliche positive Einfluss der Plattendicke auf die Zugkraftverteilung innerhalb einer Schraubenreihe bestätigen. Die Anschluss Tragfähigkeit wird bei diesen Geometrien ebenfalls durch das Abstreifen des Gewindes der inneren Schrauben erreicht. Da hier jedoch aufgrund der Plattendicke nicht die zusätzliche Biegeverformung maßgeblich für das Versagen ist, sondern die Höhe der Zugbeanspruchung, kann diese Versagensform als kombiniertes Versagen (Mode2) bezeichnet werden.

### 3.1 Traglastversuche an Träger-Träger Verbindungen

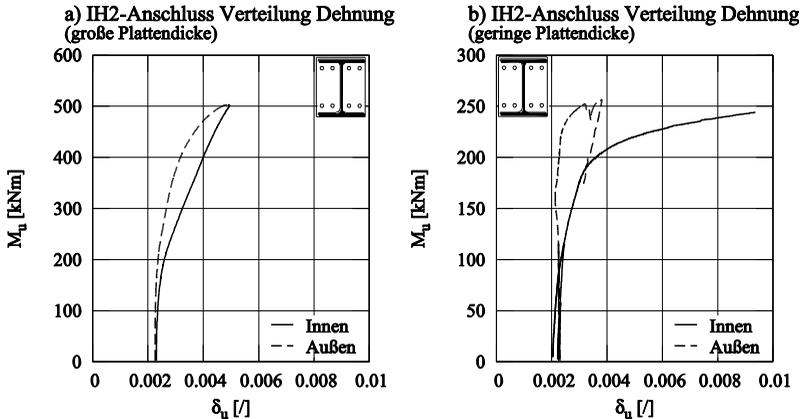


Bild 3.3: Zugdehnungsverteilung zwischen innerer und äußerer Schraube bei  
a) IH2-Anschlüssen mit großer Plattendicke  
b) IH2-Anschlüssen mit geringer Plattendicke

#### IH4-Anschlusskonfigurationen

Bei überstehenden Anschlussgeometrien (IH4) mit **großen Stirnplattendicken** konnte die Anschlussstragfähigkeit aufgrund von vorzeitigem Erreichen der plastischen Querschnittstragfähigkeit nicht ermittelt werden. Bis dahin zeigt sich jedoch für die innerhalb des Trägerprofils liegenden Schrauben im Zugbereich ein annähernd identischer Dehnungszuwachs (vgl. Bild 3.5 a)).

Die im Stirnplattenüberstand liegenden Schrauben zeigen bereits auf diesem Beanspruchungsniveau einen deutlichen Unterschied von innerer zu äußerer Schraubendehnung. (vgl. Bild 3.5 b)). Nachdem die Vorspannkraft beider Schrauben bei annähernd gleicher Beanspruchung aufgebraucht ist, erfährt die innere Schraube deutlich größere Dehnungen als die äußere Schraube. Daraus wird deutlich, dass die Schraubenkraftverteilung im Überstand maßgeblich von den Schraubenabständen geprägt wird. Aufgrund der geometrischen Randbedingungen ist der Lastezugsbereich der inneren Schrauben deutlich größer (vgl. Bild 3.4). Somit entfällt, nachdem die Vorspannung in allen Schrauben aufgebraucht ist, auf die inneren Schrauben ein größerer Zugkraftanteil. Dies kann anhand des in Bild 3.5 b) dargestellten Momenten-Dehnungsverlaufs festgestellt werden.

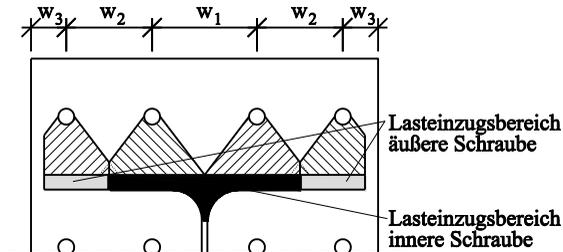


Bild 3.4: Einfluss der geometrischen Randbedingungen auf die Lastverteilung der Schrauben im Plattenüberstand

Zusätzlich ist festzustellen, dass die Vorspannung in allen Schrauben gleichzeitig auf einem Beanspruchungsniveau aufgebraucht ist. Da auch zu Beginn des Versuchs in allen Schrauben eine fast identische Vorspannung vorherrschte, kann bis zu dieser Beanspruchung auf eine sehr gleichmäßige Schraubenkraftverteilung im Zugbereich geschlossen werden, was auf die große Plattendicke zurückzuführen ist. Demnach kann bei großen Plattendicken von einer Starrkörperverschiebung ausgegangen werden.

Da in den Versuchen an IH4-Anschlüssen mit großen Stirnplattendicken die ermittelte Traglast durch das Erreichen der plastischen Querschnittstragfähigkeit erreicht wird, ist eine Aussage über die Schraubenkraftverteilung bei der maximalen Anschlusstragfähigkeit aufgrund fehlender Daten nicht möglich.

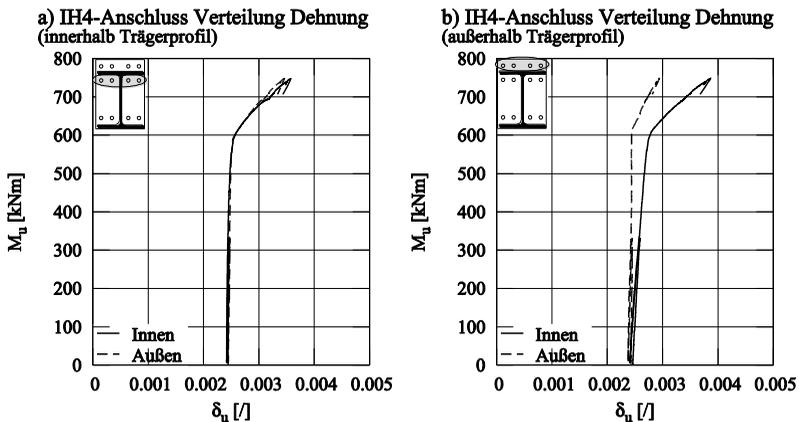
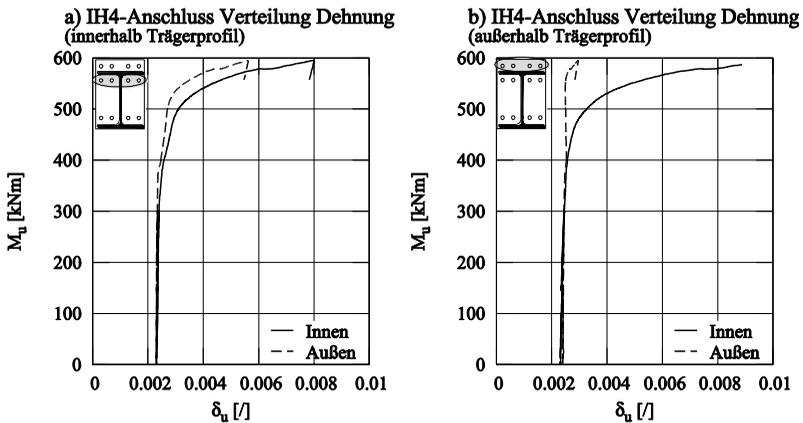


Bild 3.5: Zugdehnungsverteilung zwischen innerer und äußerer Schraube bei IH4-Anschlüssen mit großen Stirnplattendicken und  
a) innerhalb des Trägerprofils liegenden Schrauben  
b) außerhalb des Trägerprofils liegenden Schrauben

### 3.1 Traglastversuche an Träger-Träger Verbindungen

Bei IH4-Anschlüssen mit **geringer Stirnplattendicke** verändert sich die Dehnungsverteilung der innerhalb des Trägerprofils liegenden Schrauben im Vergleich zu den Versuchen mit großer Plattendicke. Es ist zu erkennen, dass bei der Schraube im inneren Plattenbereich größere Dehnungen auftreten (vgl. Bild 3.6 a)). Im Vergleich zu den Ergebnissen der IH2-Anschlusskonfigurationen mit geringer Plattendicke (vgl. Bild 3.3 b)) ist hier jedoch eine wesentlich gleichmäßigere Dehnungsverteilung zu erkennen. Dies ist auf die zusätzliche Schraubenreihe im Plattenüberstand zurückzuführen, die die Zugbeanspruchung, die durch den Trägerflansch in die Platte eingeleitet wird, auf zwei Schraubenreihen verteilt und somit den Überstand zusätzlich aussteift.



**Bild 3.6:** Zugdehnungsverteilung zwischen innerer und äußerer Schraube bei IH4-Anschlüssen mit geringen Stirnplattendicken und innerhalb des Trägerprofils liegenden Schrauben a) und außerhalb des Trägerprofils liegenden Schrauben b)

Unabhängig von den untersuchten Anschlusskonfigurationen kann der lastverteilende Einfluss des zugbeanspruchten Trägerflansches auf die inneren und äußeren Schrauben anhand der gemessenen Dehnungen in den DMS festgestellt werden. Darüber hinaus zeigt sich, dass der zugbeanspruchte Trägerflansch und somit auch die Stirnplatte im inneren Bereich im Vergleich zum äußeren Bereich steifer ist, was auf die zusätzliche Aussteifung durch den Trägersteg zurückzuführen ist (vgl. Bild 3.7).

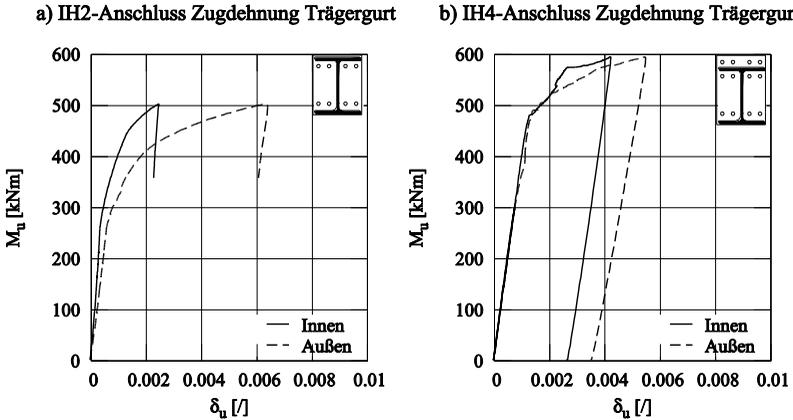


Bild 3.7: Dehnungsverteilung über den Zuggurt von a) IH2-Anschluss und b) IH4-Anschluss

In Bild 3.8 wird exemplarisch für die Geometrie der Versuchsträger VT3a/b mit standardisierter Plattendicke a) und VT6a/b mit reduzierter Plattendicke b) anhand des Last-Verformungsdiagramms gezeigt, dass die in Deutschland verwendeten Bemessungsmodelle (vgl. Abschnitte 2.3 bzw. 2.4.1 und 2.4.2) im Vergleich zu experimentell bestimmten Traglasten konservativ sind.

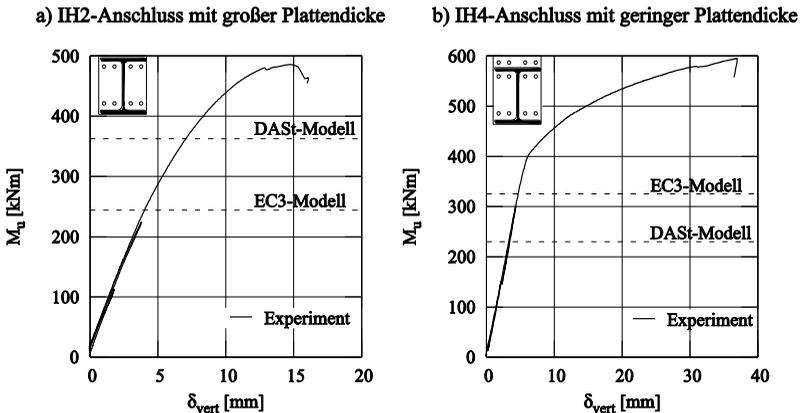


Bild 3.8: Vergleich von Bemessungsmodellen und Traglastversuch bei einem  $\delta_{vert}$  : vertikale Trägerverformung in Feldmitte des Versuchsträgers  
 a) IH2-Anschluss mit großer Plattendicke  
 b) IH4-Anschluss mit geringer Plattendicke

### 3.2 Numerische Analyse geschraubter Stirnplattenverbindungen

---

Dabei gilt es jedoch zu berücksichtigen, dass im Gegensatz zu den Versuchen in den Bemessungsmodellen eine Verfestigung des Baustahls nicht berücksichtigt wird. Im Anhang A sind für jeden durchgeführten Versuch entsprechende Datenblätter zu finden.

## 3.2 Numerische Analyse geschraubter Stirnplattenverbindungen

Die im Anhang A dargestellten Versuchsergebnisse der Pilotstudie an geschraubten momententragfähigen Träger-Träger-Verbindungen stellen lediglich einen kleinen Ausschnitt des baupraktisch möglichen Parameterbereiches dar. Da der Umfang an Ergebnissen für den Vergleich mit dem in Abschnitt 4 hergeleitete mechanische Modell begrenzt ist, wird der Parameterbereich über an den Versuchen kalibrierten, numerischen Simulationen von Stirnplattenverbindungen erweitert.

### 3.2.1 Grundlagen der nichtlinearen Berechnung

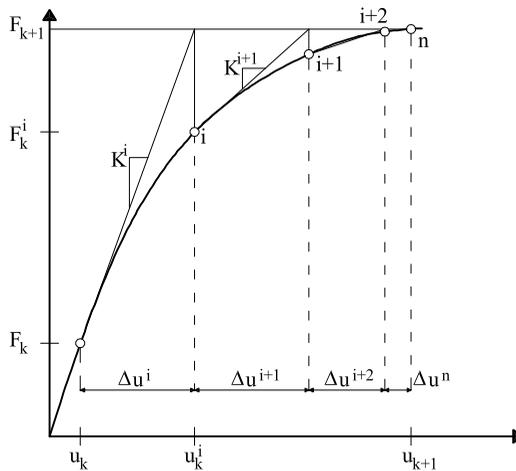
Die numerischen Simulationen sind mit dem Finite-Elemente (FE) Programm ANSYS 10.0 durchgeführt worden. Die FE-Methode basiert auf dem Weggrößenverfahren. Das zu lösende Gleichungssystem stellt sich in Matrixschreibweise wie folgt dar.

$$[\mathbf{K}] \cdot \{u\} = \{F\} \quad (3.1)$$

Dabei wird  $[\mathbf{K}]$  als Steifigkeitsmatrix,  $\{u\}$  als Knotenverschiebungsvektor und  $\{F\}$  als Lastvektor bezeichnet.

Bei der Simulation geschraubter momententragfähiger Stirnplattenverbindungen gilt es folgende mechanischen Phänomene numerisch abzubilden. Hierzu zählen insbesondere der Einfluss der Vorspannung der Schrauben auf die Anschlussrotation, sowie der Kontakt zwischen den biegebeanspruchten Platten und zwischen dem Kopf bzw. der Mutter und der Platte.

Das Kontaktproblem und die großen auftretenden Dehnungen werden als geometrische Nichtlinearität bei der Systemanalyse der geschraubten Stirnplattenverbindungen berücksichtigt. Die werkstoffabhängigen Nichtlinearitäten von Baustahl und Schrauben können durch nichtlineare Spannungs-Dehnungsbeziehungen beschrieben und bei den Simulationen berücksichtigt werden. Somit liegt ein hochgradig nichtlineares Gesamtsystem vor.



**Bild 3.9: Funktionsweise des Gleichungslöser Newton-Raphson-Iteration aus [8]**

Bei der schrittweisen Lastaufbringung wird die Steifigkeitsmatrix laufend aktualisiert, was jedoch dazu führt, dass der Näherungsfehler zur exakten Lösung ebenfalls aufsummiert wird. Deshalb verwendet ANSYS einen Gleichungslöser (z.B. Newton-Raphson-Iteration vgl. Bild 3.9), der zu Beginn eines jeden Lastschrittes die ermittelte Lösung auf Konvergenz überprüft. Dabei kann als Konvergenzkriterium z.B. die Begrenzung der Differenz zwischen dem Lastvektor  $\{F_{k+1}\}$  des  $k+1$  ten Lastschrittes und der zu den Schnittgrößen im Gleichgewicht stehenden Last des  $i$ -ten Iterationsschrittes  $\{F_k^i\}$  gefordert werden. Wird das Konvergenzkriterium nicht eingehalten, so wird die Steifigkeitsmatrix erneut angepasst, um eine Lösung für den aktuellen Lastschritt nach  $n$  Iterationen zu erhalten.

Demnach kann das allgemeine, nichtlineare, zu lösende Gleichungssystem mit folgender Gleichung beschrieben werden.

$$[K^i] \cdot \{\Delta u^i\} = \{F_{k+1}\} - \{F_k^i\} \quad (3.2)$$

Dabei stellt  $\{F_{k+1}\} - \{F_k^i\}$  das Ungleichgewicht zwischen äußerer Belastung und inneren Schnittgrößen im System dar. Bleibt dieses Ungleichgewicht in programmintern definierten Grenzen, so kann das Ergebnis als hinreichend genau angenommen werden.

### 3.2 Numerische Analyse geschraubter Stirnplattenverbindungen

#### 3.2.2 Problemstellung bei der Wahl der Finiten Elemente und des statischen Systems

Bei numerischen Simulationen ist die geeignete Wahl der Elemente und die Wahl des Elementierungsgrades im Hinblick auf die Genauigkeit der Ergebnisse aber auch im Hinblick auf den Rechenaufwand von großer Bedeutung.

ANSYS 10.0 stellt verschiedene Elementarten je nach Komplexität zur Verfügung (1D-Balkenelemente, 2D-Schalenelemente und 3D-Volumenelemente). Es hat sich nach umfangreichen Vorstudien herausgestellt, dass mit Hilfe von Volumenelementen sowohl die Tragfähigkeit als auch die Anschlussverformung abgebildet werden kann, da insbesondere die exakte Abbildung der geometrischen Form der Schraube, sowie der Kontaktflächen möglich ist. Eine Kombination von Volumen- mit Schalenelementen, die lediglich bei dem zur Lasteinleitung generierten I-Träger eingesetzt werden können, stellt sich aufgrund der automatischen Generierung der Elemente als ungeeignet heraus.

Aus den Vorstudien konnte ein Einfluss des Abstandes der Lagerung auf die Qualität des Ergebnisses der FE-Simulation festgestellt werden. Bild 3.10 veranschaulicht, dass bei geringem Lagerungsabstand  $\ell$  die vertikale Verformung  $\delta_{A,V,u}$  lediglich durch die Rotation des Anschlusses  $\Phi_A$  hervorgerufen wird. Insbesondere bei bündigen Anschlusskonfigurationen sind zum Erreichen der Traglast größere Platten- und Schraubendeformationen notwendig. Damit diese erreicht werden können sind große Knotenverdrehungen der finiten Elemente erforderlich. Dies führt zu Konvergenzproblemen.

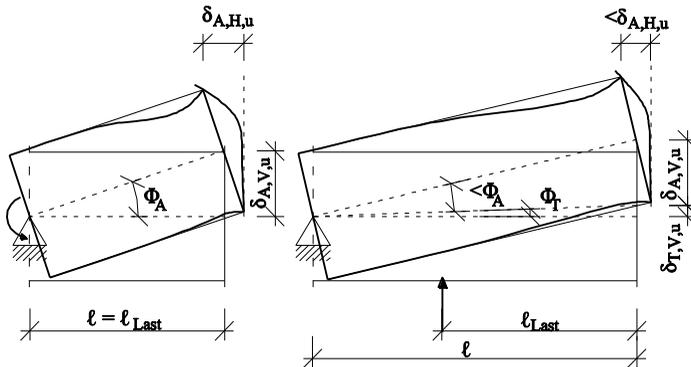


Bild 3.10: Einfluss des Lagerungsabstandes auf das Simulationsergebnis

Wird der Abstand der Auflagerpunkte vergrößert, setzt sich die vertikale Verformung im Anschlussbereich aus der Anschlussverformung  $\delta_{A,v,u}$  und der Trägerdurchbiegung  $\delta_{T,v,u}$  zusammen.

Durch Abbildung der im experimentellen Versuch verwendeten Randbedingungen (Abstand der Auflagerböcke (vgl. Bild 3.1)) kann zum einen die gesamte Trägerdurchbiegung (Anschluss- und Trägeranteil) direkt verglichen werden und eine Kalibrierung des FE-Modells erfolgen. Zusätzlich treten durch Vergrößerung des Auflagerabstandes keine Konvergenzprobleme auf.

### **3.2.3 Aufbau der FEM – Modelle**

#### **Elementtypen**

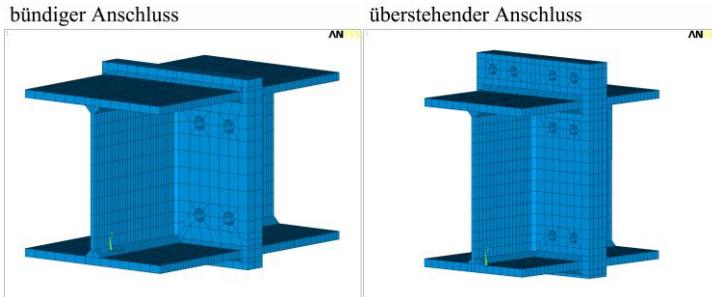
Für die Modellierung der Trägerprofile, der Stirnplatten und der Schraubengarnituren werden SOLID 45 Elemente verwendet. Jedes Element wird durch 8 Knoten mit jeweils 3 Verschiebungsfreiheitsgraden definiert.

Die Kontaktproblematik stellt eine wesentliche Aufgabe dar. Durch die Wahl der Oberflächenelemente CONTA 173 und TARGE 170 kann die entstehende Pressung zwischen den beiden Stirnplatten beim Aufbringen der Vorspannkraft sowie die Pressung am Kopf und an der Mutter realistisch abgebildet werden. Es werden durch gegenseitige Zuordnungen Kontaktpaare gebildet, so dass ausschließlich Druckbeanspruchungen übertragen werden können. In der Realität treten keine Durchdringungen der Bauteile auf. Bei den finiten Kontaktelementen müssen jedoch aus numerischen Gründen minimale Durchdringungen zugelassen werden. Aus den Vorstudien stellte sich heraus, dass die in [8] empfohlenen Eingabewerte für die Kontaktelemente bei allen Randbedingungen gute Ergebnisse liefern. Diese wurden bei allen Simulationen verwendet.

#### **Elementierung**

Durch einen geeigneten Elementierungsgrad lässt sich die Rechenzeit sehr stark beeinflussen. Bei einer sehr feinen Elementierung kann die Genauigkeit der Ergebnisse bis zu einem gewissen Grad gesteigert werden, wobei die Rechenzeit enorm ansteigt. Analog zu [28] ist die Elementierung über den Umfang der Schrauben mit 16 Elementen im Vergleich zur Kontaktfläche (8 Elemente) auf der Plattenseite relativ fein abgebildet worden. Die restlichen Bauteile wie Schweißnähte, Träger und Stirnplatte werden auf den für die Schrauben und Lasteinleitungsbereiche vorhandenen Elementierungsgrad angepasst. Damit ergibt sich ein vollständiges Tragmodell, das bei angemessener Rechenzeit zu hinreichend genauen Ergebnissen führt (vgl. Bild 3.11).

### 3.2 Numerische Analyse geschraubter Stirnplattenverbindungen



**Bild 3.11: Diskretisierung einer bündigen und einer überstehenden Stirnplattenverbindung mit Träger und Schweißnähten**

#### **Werkstoffeigenschaften:**

Für die Bauteile in der FE-Simulation, für die eine bilineare Spannungs-Dehnungsbeziehung bei der Beschreibung des Tragverhaltens angesetzt werden kann, wird das in Bild 3.12 a) dargestellte Werkstoffgesetz verwendet. Um Konvergenzproblemen vorzubeugen, ist analog [12] für den plastischen Bereich des Baustahls eine geringe Steigung von  $E/10000$  angegeben worden.

Für die hochfesten Schrauben, die kein ausgeprägtes plastisches Verformungsvermögen besitzen, wird eine multilineare Spannungs-Dehnungsbeziehung verwendet. Hierbei wird für die Reproduktion der experimentellen Versuchsstudie die aus den Zugversuchen ermittelte Spannungs-Dehnungsbeziehung über 5 lineare Teilstücke angenähert. Für die anschließende Parameterstudie werden jedoch Nennfestigkeiten verwendet. Das multilineare Werkstoffgesetz wird hierbei mit 4 linearen Teilstücken definiert. Dabei wird die aus der Literatur bekannte Bruchdehnung bei Erreichen der Zugfestigkeit angesetzt. Da ein Bruch der Schraube mit dem Programmmodul nicht simuliert werden kann, wird für beide Werkstoffgesetze (Reproduktion der experimentellen Versuche und Parameterstudie) über einen starken Spannungsabfall nach dem Erreichen der Bruchdehnung ein Versagen simuliert (vgl. Bild 3.12 b)).

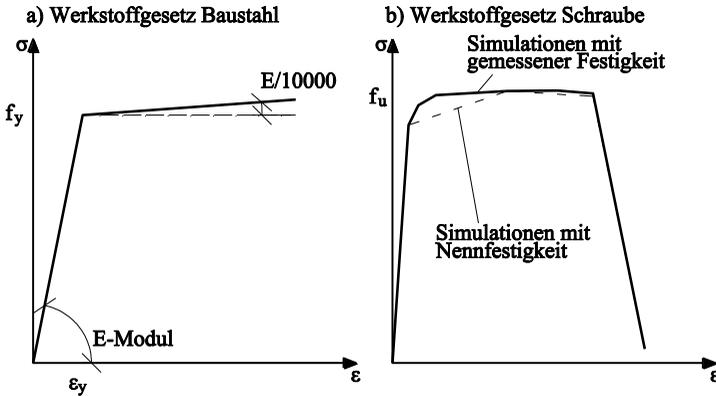


Bild 3.12: Spannungs-Dehnungsbeziehung von a) Baustahl und b) Schrauben mit gemessenen und Nennfestigkeiten

### Randbedingungen

Die Auflagerbedingungen der FE-Simulation bildet die in den Versuchen verwendete Auflagersituation ab (vgl. Bild 3.13 a)).

Als Belastung sind Einzellasten jeweils in den Knoten des Steges eingeleitet worden, so dass auf die Modellierung der Lasteinleitungssteifen verzichtet werden konnte (vgl. Bild 3.13 b)).

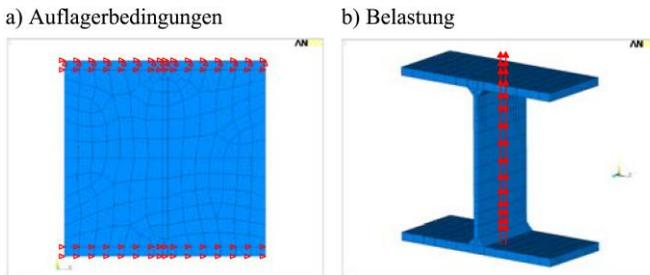


Bild 3.13: a) Auflagerbedingungen und b) Belastung bei der FE-Simulation

### Vorspannung

In Voruntersuchungen sind verschiedene Möglichkeiten der Aufbringung einer Vorspannung in den Schrauben untersucht worden. Zum einen ist der Schraubenschaft durch eine definierte Verschiebung vorgespannt worden, ehe in einem weiteren Lastschritt nach Kopplung von Mutter und Gewinde die endgültige

### 3.2 Numerische Analyse geschraubter Stirnplattenverbindungen

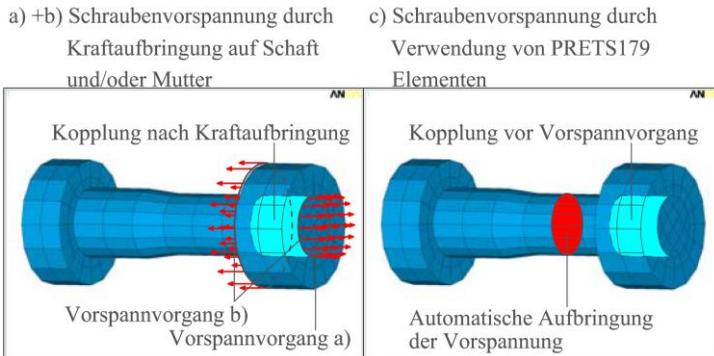
Vorspannung erzielt worden ist (vgl. Bild 3.14 a)). Da sich der Schraubenkopf bei dieser Vorspannmethode im ersten Lastschritt an der Stirnplatte abstützen muss, damit sich die erforderliche Zugkraft im Schraubenschaft einstellen kann, sind während des Vorspannvorgangs in den FE-Simulationen an der Stirnplatte zusätzliche Auflager erforderlich, die anschließend wieder entfernt wurden.

Durch die gegenseitige definierte Verschiebung von Mutter und Schraubenschaft konnte auf zusätzliche Auflager verzichtet werden, da sich die Abstützkräfte des Schraubenkopfes und der Mutter aufheben (vgl. Bild 3.14 b)). Auf den zusätzlichen Berechnungsschritt konnte hier nicht verzichtet werden, da sich die endgültige Vorspannkraft erst nach der Kopplung von Mutter und Gewinde einstellt.

Mit Hilfe von PRETS 179 Elementen ist eine Vorspannung der Schrauben über die Angabe einer definierten Vorspannkraft möglich (vgl. Bild 3.14 c)).

Die ersten beiden Möglichkeiten zeigen Schwächen, da die letztlich resultierende Vorspannkraft in den Schrauben nicht zur aufgebrachtene Verschiebung in den Schrauben korrespondiert. Durch das Verändern der Randbedingungen (Kopplung zwischen Mutter und Schaft bzw. Auflagerbedingungen) kommt es zu Verlusten in der Vorspannkraft. Um nun im Endzustand die gewünschte Vorspannkraft in der Schraube einzustellen, ist die aufzubringende Dehnung zu erhöhen. Dieser Faktor kann jedoch nicht eindeutig für alle Anschlusskonfigurationen festgelegt werden.

Die Verwendung von PRETS 179 hingegen lieferte exakte Ergebnisse, so dass ausschließlich diese Vorgehensweise zum Einsatz kommt.



**Bild 3.14:** a) Vorspannvorgang durch Verschiebung des Schraubengewindes  
b) Vorspannvorgang durch gegenseitiges Verschieben des Schraubengewindes und der Mutter  
c) Vorspannvorgang durch die Verwendung von PRETS 179 Elementen

## **Berechnungsablauf**

Nach dem Vorspannvorgang werden die äußeren Lasten, die zum Erreichen des plastischen Momentes im Trägerprofil führt, aufgebracht. Unter Verwendung des bereits oben beschriebenen Gleichungslösers Newton-Raphson, kann das Grenzmoment des Anschlusses durch das schrittweise Aufbringen von Bruchteilen der Ziellast berechnet werden.

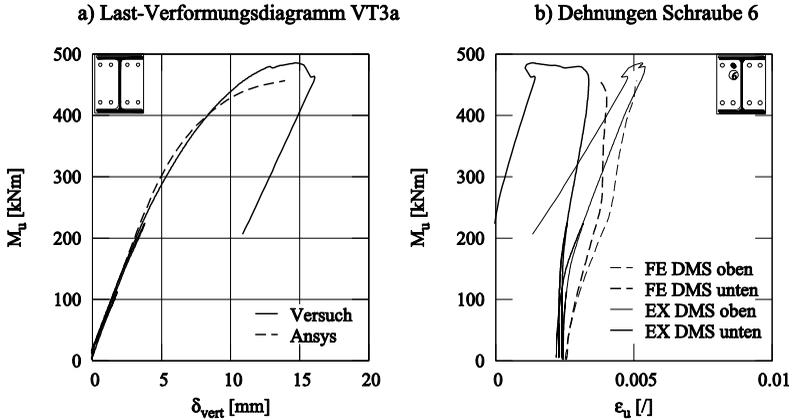
### **3.2.4 Kalibrierung an vorhandenen Versuchsergebnissen**

Das Tragverhalten von IH2 und IH4 Anschlüssen lässt sich insgesamt mit dem FE-Modell gut abbilden. Das in Bild 3.15 a) dargestellte Last-Verformungsdiagramm der FE-Simulation zeigt hier für den Versuchsträger VT3a mit bündigem Anschluss (IH2) eine gute Übereinstimmung mit dem im Versuch ermittelten Tragverhalten des Versuchsträgers. Die bei den vorgespannten Schrauben ermittelte Differenz in der Anfangssteifigkeit ist auf die Modellbildung zurückzuführen (vgl. Bild 3.15 b)). Der Umstand, dass der Schaftquerschnitt der Schrauben bei den FE-Simulationen, sowie der belastete Gewindebereich lediglich durch einen Polygonzug angenähert werden, führt zu einer Unterschätzung der Steifigkeit. Des Weiteren ist der Detaillierungsgrad aufgrund der Reduktion der Rechenzeit niedrig, da auf das Abbilden von Gewindegängen verzichtet wird.

Zusätzlich ist es möglich, dass die Ausrichtung der in den Versuchen verwendeten DMS geringfügig von der theoretischen abweicht, da durch den mechanischen Vorspannvorgang eine Verdrehung der Schraube nicht vollständig auszuschließen ist. Hiermit kann ebenfalls eine geringe Abweichung der verglichenen Dehnungen begründet werden. Das in Bild 3.15 b) dargestellte Dehnungsverhalten der Schrauben zeigt aber insgesamt einen annähernd gleichen Verlauf.

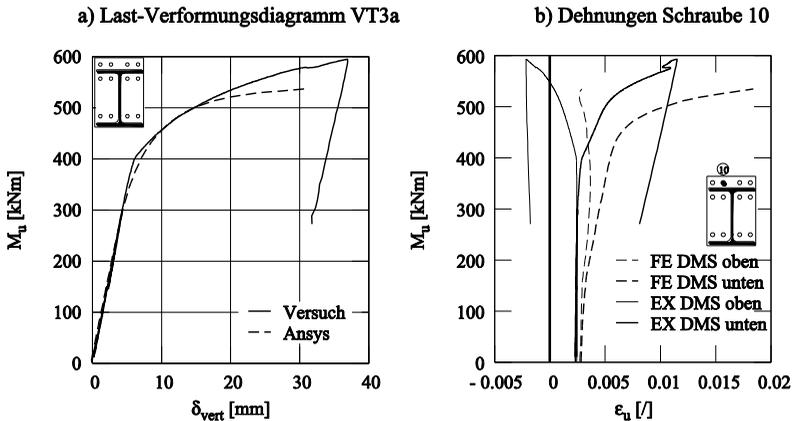
Demnach sind insgesamt geringe Abweichungen in der Schraubendehnung der FE-Simulation zu den Versuchsergebnissen akzeptabel, soweit das gesamte Tragverhalten (vgl. Bild 3.15 a)) des Versuchsträgers hinreichend genau ist.

### 3.2 Numerische Analyse geschraubter Stirnplattenverbindungen



**Bild 3.15: Vergleich FE-Simulation mit Traglastversuch VT3a**  
a) Last-Verformungsdiagramm; b) Dehnungen der Schraube 6

Das Last-Verformungsdiagramm der FE-Simulation in Bild 3.16 a) des Versuchsträgers VT6a mit überstehender Stirnplatte (IH4) zeigt ebenfalls eine gute Übereinstimmung mit dem Tragverhalten des entsprechenden Versuchs. Analog zu den obigen Ausführungen können auch die Dehnungen der Schrauben im Überstand mit der FE-Simulation unter Vernachlässigung der geringen Abweichungen in der Anfangssteifigkeit realistisch abgebildet werden (vgl. Bild 3.16 b)).



**Bild 3.16: Vergleich FE-Simulation mit Traglastversuch VT6a**  
a) Last-Verformungsdiagramm; b) Dehnungen der Schraube 10

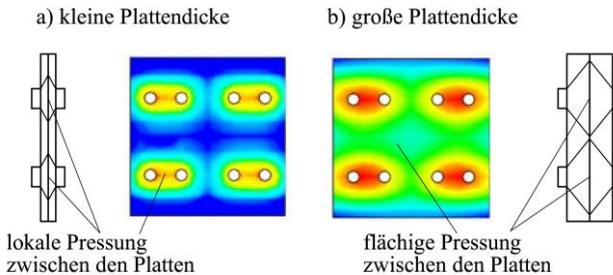
Der Vergleich der anderen Anschlussgeometrien zeigt ein identisches Bild, so dass an dieser Stelle auf die Vollständige Darstellung der Vergleiche verzichtet wird. Im Anhang B können die Vergleiche der Versuche mit den FE-Simulationen entnommen werden.

Hiermit lässt sich demnach feststellen, dass das FE-Modell in der Lage ist, das Tragverhalten von geschraubten momententragfähigen Anschlüssen realistisch abzubilden. Über die Erweiterung des Parameterbereichs mit Hilfe der FE-Methode wird das in Abschnitt 4 hergeleitete Bemessungsmodell für 4-reihige Anschlusskonfigurationen bei einem vergrößertem baupraktischem Anwendungsbereich verifiziert.

### 3.2.5 Auswertung der Traglastversuche und der FE-Simulationen

#### Vorspannung

Die Vorspannung in den Schrauben bewirkt eine Pressung der beiden verschraubten Platten. In Bild 3.17 ist zu erkennen, dass lediglich bei großen Plattendicken eine annähernd kontinuierliche, flächige Pressung erzielt wird. Bei dünneren Plattendicken zeigt sich, dass durch die Schraubenvorspannung lediglich ein geringer Bereich lokal zusammengepresst wird, so dass der positive Einfluss der Vorspannung auf das Verformungsverhalten reduziert wird.



**Bild 3.17: Darstellung der Plattenpressung nach dem Aufbringen der Vorspannkraft bei a) großer Plattendicke und b) geringer Plattendicke**

Durch die aufgebrachte Vorspannung der Schrauben ist eine Auswertung der Schraubenkraftverteilung zwischen innerer und äußerer Schraube über den gesamten Belastungsbereich nicht möglich, da die Vorspannkraft entweder gar nicht oder nur kurz vor dem Erreichen der Traglast aufgebracht sind. Dies bedeutet für die noch durchzuführende Parameterstudie, die zur Erweiterung der Ergebnisbasis dient, dass die FE-Simulation ohne Vorspannung der Schrauben

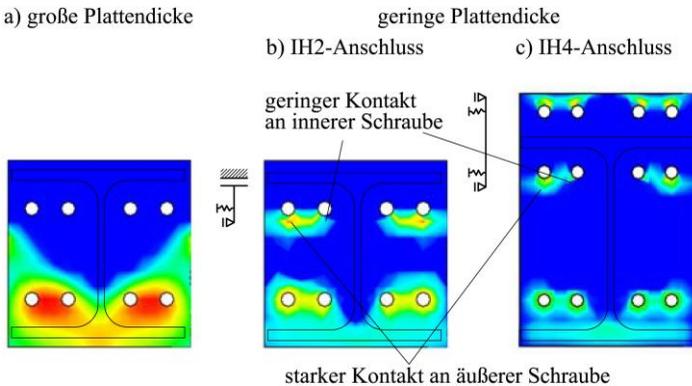
### 3.2 Numerische Analyse geschraubter Stirnplattenverbindungen

durchgeführt werden muss, so dass eine Auswertung der Schraubenkraftverteilung durchgeführt werden kann.

#### Abstützkräfte

Bei bündigen sowie Anschlüssen mit Stirnplattenüberstand und großen Plattendicken zeigt sich im Traglastzustand, dass die durch die Vorspannung eingepprägten Plattenpressungen aufgebraucht sind. Dies ist damit zu erklären, dass die Plattensteifigkeit so hoch ist, dass lediglich eine Starrkörperverschiebung der Platte auftritt und lediglich Schraubendehnungen auftreten, was letztlich zum Schraubenversagen führt. Exemplarisch wird dies an Hand Bild 3.18 a) für einen bündigen IH2-Anschluss gezeigt.

Bei beiden Anschlussstypen (IH2 und IH4) mit geringeren Plattendicken verbleiben kleine Bereiche im Zugbereich, die den Kontakt zwischen den Platten zeigen (vgl. Bild 3.18 b) und c)). In diesen verbleibenden Kontaktflächen wirken die Abstützkräfte. Analog zu der Bezeichnung der Komponentenmethode gemäß EC3-1-8, deutet das Auftreten von Abstützkräften auf ein Versagen des Anschlusses nach Mode1 -reines Flanschversagen- oder Mode2 -kombiniertes Flansch- und Schraubenversagen- hin.

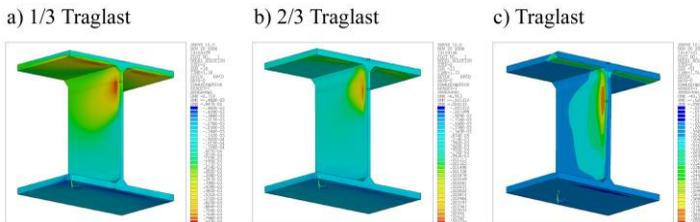


**Bild 3.18: Darstellung der Plattenpressung bei Erreichen der Traglast bei**  
**a) großer Plattendicke eines IH2-Anschlusses**  
**b) geringer Plattendicke eines IH2-Anschlusses**  
**c) geringer Plattendicke eines IH4-Anschlusses**

Die Abstützkräfte bilden sich aufgrund der zugehörigen Plattenbiegung ausschließlich senkrecht zum maßgeblichen, lasteinleitenden Bauteil (Flansch oder Steg) hinter den Schrauben aus. Demnach kann an Hand der Lage der Abstützkräfte gezeigt werden, dass bei IH2- sowie bei IH4-Anschlüssen mit

geringen Plattendicken insbesondere für die äußere Schraube der wesentliche Lastabtrag zum Trägergurt und nicht zum Trägersteg stattfindet. Die Pressung hinter den inneren Schrauben ist etwas geringer. Dies ist darauf zurückzuführen, dass ein zusätzlicher Lastabtrag in Stegrichtung stattfindet.

Die Betrachtung der Trägerlängsdehnung in verschiedenen Belastungszuständen bestätigt, dass durch den Steg eine nicht zu vernachlässigende Beanspruchung der inneren Schraube hervorgerufen wird (vgl. Bild 3.19).



**Bild 3.19: Darstellung der Längsdehnungen im Trägerquerschnitt bei**  
a) 1/3-facher Traglast  
b) 2/3-facher Traglast  
c) 1-facher Traglast

Dieses Tragverhalten ist bei der Herleitung des Bemessungsmodells zu berücksichtigen.

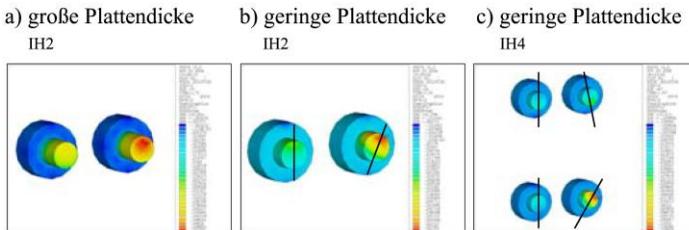
### **Schraubenbiegung**

In Bild 3.20 wird die Dehnungsverteilung über den Schraubenschaft dargestellt. Hierdurch kann die Schraubenbiegung im Traglastzustand qualifiziert werden. Bei großen Plattendicken treten aufgrund der sehr geringen Plattenverformung keine Biegeverformung in den Schrauben auf. Bei geringeren Plattendicken treten unabhängig vom Anschlussstyp sichtbare Biegeverformungen in den Schrauben auf.

Dabei ist für bündige Anschlusskonfigurationen (IH2) bei der inneren Schraube eine schräge Biegeverformung zu erkennen, was auf die zweiaxiale Verformung der Stirnplatte zurückzuführen ist, die zum einen durch den Flansch und zum anderen durch den Steg ausgesteift ist. Die korrespondierende äußere Schraube hingegen zeigt eine deutlich geringere und annähernd senkrechte Biegeverformung (vgl. Bild 3.20 b)). Dies bedeutet, dass die Verformung senkrecht zur Stirnplattenebene im äußeren Bereich, wie bereits oben erläutert, maßgeblich durch die Einspannung in den Trägerflansch beeinflusst wird.

### 3.2 Numerische Analyse geschraubter Stirnplattenverbindungen

Bei überstehenden Anschlusskonfigurationen (IH4) zeigt sich für die innerhalb des Trägerprofils liegenden Schrauben ein ähnliches Verhalten wie bei bündigen Anschlüssen. Die im Stirnplattenüberstand liegende innere Schraube hingegen zeigt deutlich geringere Biegeverformungen als die innerhalb des Trägerprofils liegende (vgl. Bild 3.20 c)). Darüber hinaus ist, wie erwartet, die Biegeachse deutlich weniger geneigt. Das ist auf die fehlende Plattenbiegung in Stegrichtung zurückzuführen. Die äußere Schraube im Stirnplattenüberstand zeigt die gleiche Biegeverformung wie die innerhalb des Trägerprofils.



**Bild 3.20: Darstellung der Dehnungsverteilung im Gewindequerschnitt bei**  
**a) IH2-Anschlüssen mit großer Plattendicke**  
**b) IH2-Anschlüssen mit geringer Plattendicke und**  
**c) IH4-Anschlüssen mit geringer Plattendicke**

#### Anschlussrotationen

Die in Bild 3.21 und Bild 3.22 dargestellten Momenten-Rotations-Kurven der FE-Simulation zeigen, dass Anschlussgeometrien mit in [39] oder [45] standardisierten Plattendicken deutlich geringere Anschlussrotationen auf Traglastniveau liefern als Geometrien mit reduzierter Plattendicke. Dies zeigt den überproportionalen Anteil der Plattenverformung an der Anschlussrotation.

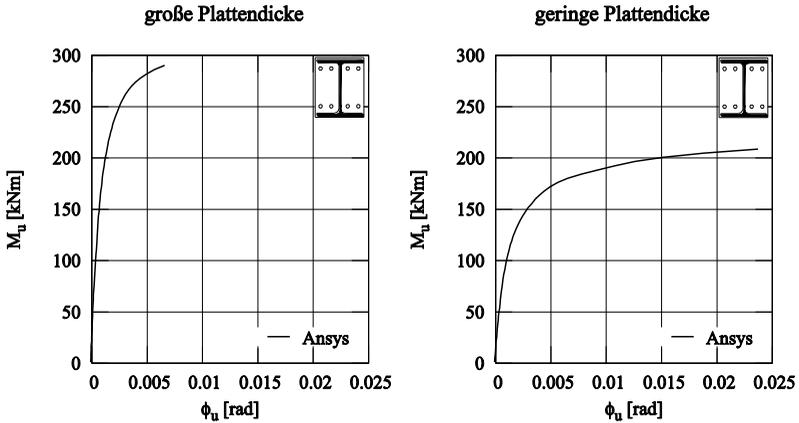


Bild 3.21: Momenten-Rotations-Kurven für a) IH2-Anschluss mit großer Plattendicke und b) IH2-Anschluss mit geringer Plattendicke

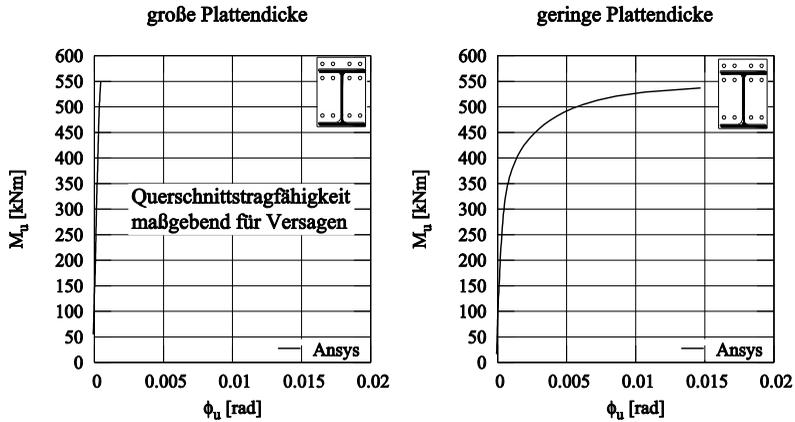


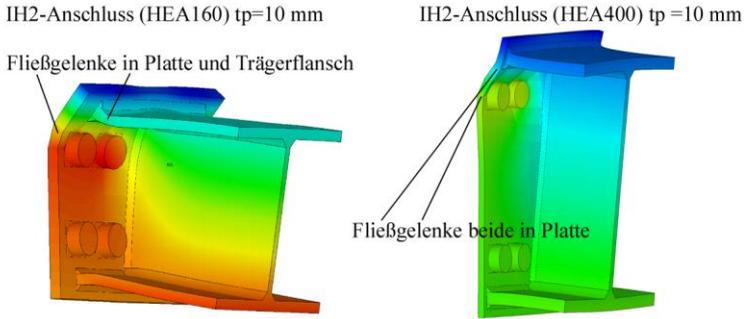
Bild 3.22: Momenten-Rotations-Kurve für a) IH4-Anschluss mit großer Plattendicke und b) IH4-Anschluss mit geringer Plattendicke

### Plattenverformungen:

Mit Hilfe einer Betrachtung der im Traglastzustand auftretenden Plattenverformung können weitere Erkenntnisse über das Tragverhalten von IH2- und IH4-Anschlüssen im Grenzzustand aus den FE-Studien abgeleitet werden. Des Weiteren

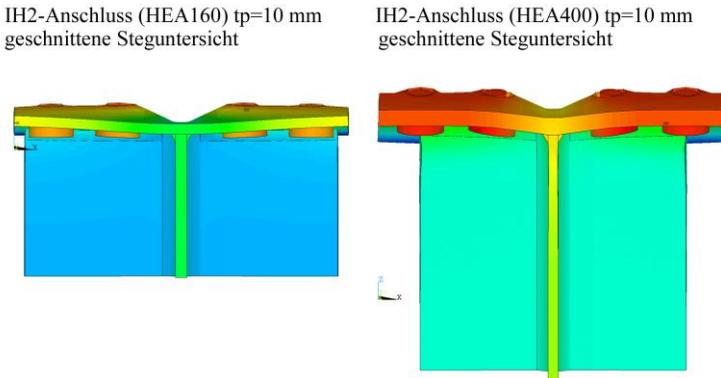
### 3.2 Numerische Analyse geschraubter Stirnplattenverbindungen

kann anhand der Plattenbiegung die Lage von auftretenden Fließlinien verdeutlicht werden.



**Bild 3.23: Überhöhte Darstellung der Plattenverformung von IH2-Geometrien im Grenzzustand bei Versagen der Stirnplatte – Lastabtrag: Flansch**

In Bild 3.23 kann für **IH2-Geometrien** entnommen werden, dass insbesondere im äußeren Plattenbereich ein deutlicher Lastabtrag zum Flansch stattfindet, wie es bereits durch die Lage der Abstützkräfte gezeigt werden konnte. Dabei treten die Fließgelenke nicht ausschließlich in der Platte auf. Das Beispiel des HEA160 Profils mit 10 mm Plattendicke zeigt, dass sich aufgrund der geringeren Flanschdicke (9 mm) ein plastisches Momentengelenk im Trägerflansch ausbildet. Beim HEA400 (19 mm) Profil bildet sich der Fließmechanismus dagegen vollständig in der Platte aus. Daraus lässt sich für IH2-Geometrien mit Lastabtrag in Flanschrichtung das bereits in Abschnitt 2.4.1 erläuterte L-Stummel-Modell bestätigen.



**Bild 3.24: Überhöhte Darstellung der Plattenverformung von IH2-Geometrien im Grenzzustand bei Versagen der Stirnplatte – Lastabtrag: Steg**

Ein Schnitt durch die Stirnplatte und den Trägersteg zeigt, dass sich neben dem oben sehr deutlichen Lastabtrag zum Trägerflansch auch ein Lastabtrag zum Trägersteg einstellt (vgl. Bild 3.24). Dabei zeigt sich, dass die zum Plattenversagen notwendigen Fließgelenke in der Platte auftreten und somit das T-Stummel-Modell für diesen Versagenszustand beim Lastabtrag in Stegrichtung das Tragverhalten realistisch darstellen kann.

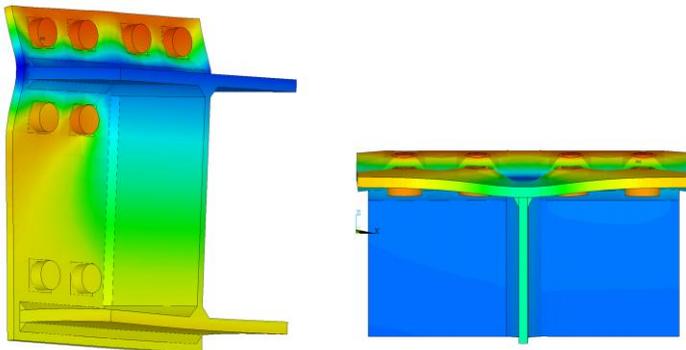
Die in Bild 3.25 dargestellte **IH4-Geometrie** kann exemplarisch zur Erläuterung des Lastabtrags herangezogen werden. Es zeigt sich, dass auch hier ein Lastabtrag in Flansch- und in Stegrichtung stattfindet. Dabei kann für beide Richtungen das T-Stummel-Modell verwendet werden, um die Tragfähigkeit realistisch zu erfassen.

Das dem EC3-1-8 zugrunde liegende Bemessungsmodell für die Schraubenreihe im Stirnplattenüberstand wird im Versagensmode1 –reines Flanschfließen- nicht durch die Anzahl der Schrauben beeinflusst. Die Tragfähigkeit wird letztendlich durch die effektive Fließlänge und die Lage der plastischen Momentengelenke im Überstand bestimmt.

Ein Vergleich der Höhenlinien im Stirnplattenüberstand von den in Bild 3.26 dargestellten IH3- und IH4-Geometrien zeigt deutlich, dass bei der 2-reihigen Anschlussgeometrie der Hebelarm zwischen dem Fließgelenk am Trägerflansch und dem schraubennahen Fließgelenk stark variiert.

IH4-Anschluss (HEA300) tp=10 mm

IH4-Anschluss (HEA300) tp=10 mm  
geschnittene Steguntersicht



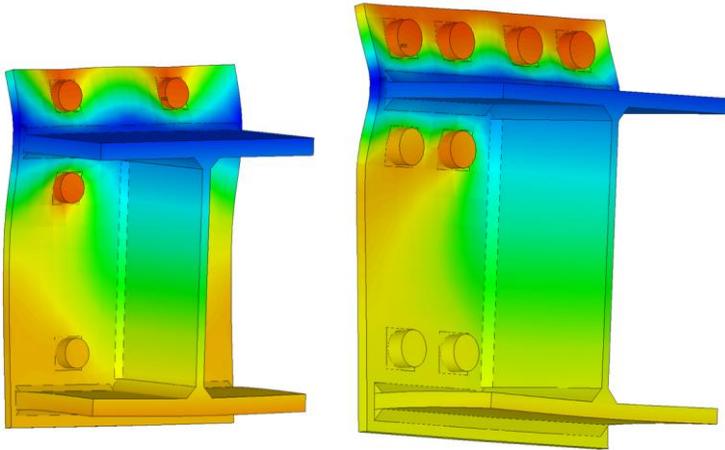
**Bild 3.25: Überhöhte Darstellung der Plattenverformung von IH4-Geometrien im Grenzzustand bei Versagen der Stirnplatte – Lastabtrag: Flansch/Steg**

### 3.2 Numerische Analyse geschraubter Stirnplattenverbindungen

Das Alternative Bemessungsverfahren von Jaspert [30] bildet das Tragverhalten von 2-reihige Anschlussgeometrien nachweislich realistisch ab. Der positive Einfluss der zusätzlichen Schrauben im Plattenüberstand kann durch die Komponentenmethode aus [13] mit Hilfe der Gruppenbildung auch bei 4-reihigen Anschlussgeometrien erfasst werden. Hieraus wird deutlich, dass bei Geometrien mit dünner Stirnplatte der Einsatz von 4 Schrauben im Plattenüberstand nicht zur Steigerung der Grenztragfähigkeit beiträgt, da in der Regel die Stirnplattenbreite  $b_p$  als Fließlinienlänge maßgebend wird.

IH3-Anschluss (HEB300)  $t_p=10\text{ mm}$

IH4-Anschluss (HEA300)  $t_p=10\text{ mm}$

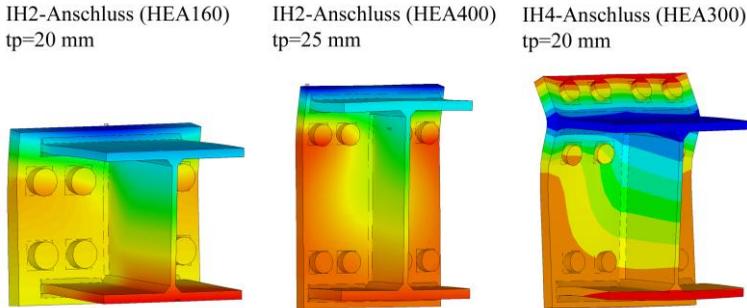


**Bild 3.26: Überhöhte Darstellung der Plattenverformung zum Vergleich der Höhenlinien im Stirnplattenüberstand bei IH3- und IH4-Geometrien**

Bei steigender Plattendicke wird die Steifigkeit der biegebeanspruchten Platte größer, so dass der Grenzzustand nicht mehr durch das vollständige Plastizieren der Platte erreicht wird. Analog zu 2-reihigen Anschlusskonfigurationen wird auch bei 4-reihigen ein Grenzzustand im Übergangsbereich vom Flanschfließen zum Schraubenversagen erreicht, der durch die Kombination von Biegeverformungen der Platte und Zugdehnungen der Schrauben gekennzeichnet ist. Besonders gut lässt sich dieser Versagenszustand am IH4-Anschluss in Bild 3.27 zeigen.

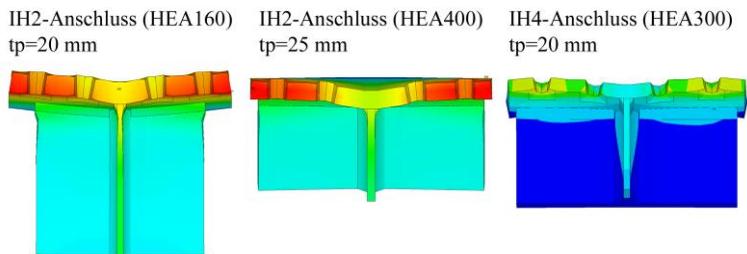
Dort zeigt sich nahe dem Trägergurt ein plastisches Fließgelenk in der Platte. Die Höhenlinien der dargestellten Verformung zeigen, dass sich die Platte ohne Zwischenbiegung, wie es bei sehr dünnen Platten der Fall ist, linear verhält. Eine Einschnürung um den Schraubenkopf wie in Bild 3.25 ist hier nicht zu erkennen. Zur Abbildung des Tragverhaltens in Flanschrichtung kann somit analog zum

Versagensmodell das L-Stummel- bzw. das T-Stummel-Modell unter der Berücksichtigung der auftretenden Schraubendehnungen verwendet werden.



**Bild 3.27: Überhöhte Darstellung der Plattenverformung von IH2 und IH4-Geometrien im Grenzzustand bei kombiniertem Versagen – Lastabtrag: Flansch**

Der Schnitt durch die Schraubenachse der innerhalb des Trägerprofils liegenden Schraubenreihe zeigt, dass sich für den Lastabtrag in Stegichtung analog zu 2-reihigen Anschlüssen ebenfalls ein kombinierter Versagensmechanismus einstellt (vgl. Bild 3.28). Somit kann das Tragverhalten in Stegichtung ebenfalls über das T-Stummel-Modell unter Berücksichtigung der Schraubendehnungen verwendet werden.

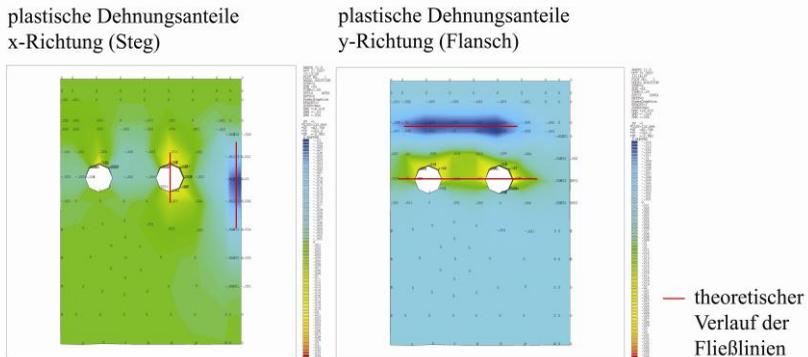


**Bild 3.28: Überhöhte Darstellung der Plattenverformung von IH2 und IH4-Geometrien im Grenzzustand bei kombiniertem Versagen – Lastabtrag: Steg**

Zusätzlich zu der oben dargestellten Verformungs- und Spannungsverteilung der verschiedenen Anschlusstypen ist es im Hinblick auf die Entwicklung eines Fließlinienmodells zur Berücksichtigung von 4 Schrauben je Schraubenreihe

### 3.2 Numerische Analyse geschraubter Stirnplattenverbindungen

hilfreich, die im Traglastzustand vorhandenen Dehnungen zu betrachten, so dass es möglich ist, die Lage der auftretenden plastischen Fließlinien innerhalb der Platte festzustellen. In Bild 3.29 wird in die beiden Lastabtragsrichtungen zum Steg (x-Richtung) und zum Flansch (y-Richtung) unterschieden. Bei einer Betrachtung der x-Richtung ist deutlich zu erkennen, dass sich gemäß der theoretischen Vorstellungen des T-Stummels eine stegnahe Fließlinie, sowie eine Fließlinie in der Achse der stegnahen Schraube ausbildet. Das gleiche Verhalten zeigt sich auch bei der Betrachtung der y-Richtung. Es ist kein nennenswerter Einfluss der äußeren Schraube auf die Ausbildung der Fließlinien zu erkennen.



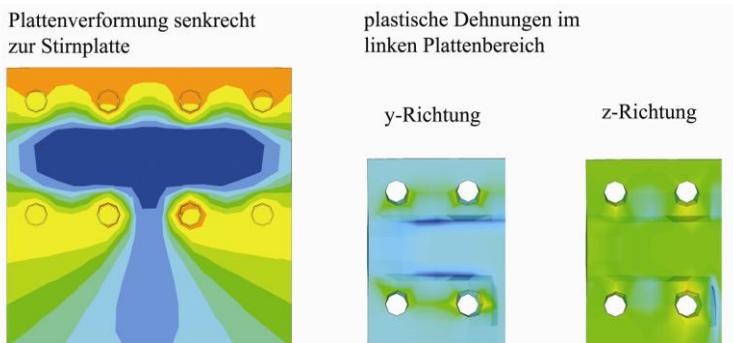
**Bild 3.29: Plastische Dehnungen im Traglastzustand in der Stirnplatte exemplarisch an einem IH2-Anschluss (HEA400)  $t_p=10$  mm**

Die dabei zugrunde gelegten Schrauben- und Randabstände entsprechen den baupraktisch relevanten Randbedingungen der in [39], [42], [45] und [46] standardisierten Anschlussgeometrien. Die so erfolgten Rückschlüsse auf einen theoretischen Verlauf der in der Stirnplatte vorhandenen Fließlinien sind demnach zunächst nur für diese Randbedingungen zulässig.

Bei einer Vergrößerung der Schraubenabstände untereinander ist es durchaus denkbar, dass sich auch getrennte Fließlinien in der Stirnplatte einstellen können. Durch eine Grenzbetrachtung mit größtmöglichen Schraubenabständen (Randabstand  $1,2 \cdot d_0$ ) soll der Einfluss bzw. die Veränderung im Verlauf der Fließlinie gezeigt werden.

Zur Grenzbetrachtung wurde die Ringbuchgeometrie 694 (HEB 1000; M30) herangezogen, weil sich hierbei aufgrund der größeren Stirnplattenbreite  $b_p=390$ mm die größten Schraubenabstände ergeben ( $w_1=112$ ;  $w_2=99$  und  $w_3=40$ mm) und zusätzlich ein großer Abstand zum Druckgurt vorliegt, dass eine

Ausbildung der Fließmuster in der Stirnplatte ungestört stattfinden kann. Anhand der Darstellung in Bild 3.30 zeigt sich, dass trotz großem Schraubenabstand keine nennenswerten Unterschiede in der Ausbildung der Fließmuster vorliegen. Im Vergleich zu den oben abgebildeten Dehnungen in Bild 3.29 verändert sich die Fließlinie lediglich am Stirnplattenrand. Dort verlaufen die Fließlinien im Stirnplattenüberstand sowie innerhalb des Trägersteiges nicht senkrecht auf den Plattenrand sondern zum Trägerflansch. Das ist dadurch zu begründen, dass bei dieser Geometrie die Plattenbreite mit  $b_p = 390\text{mm}$  deutlich breiter als der Trägerflansch  $b_f=300\text{mm}$  ist. Die Fließlinie kann demnach um den Trägergurt herum verlaufen.



**Bild 3.30: Plastische Dehnungen im Traglastzustand in der Stirnplatte exemplarisch an einem IH4-Anschluss (HEB1000)  $t_p=10\text{ mm}$  (RB-Nr.: 694)**

### 3.3 Erweiterung des Parameterbereiches mit Hilfe einer Parameterstudie

#### 3.3.1 Darstellung des Parameterbereichs

Durch die Parameterstudie soll zum einen das in Abschnitt 4 hergeleitete erweiterte Bemessungsmodell für 4-reihige Anschlusskonfigurationen verifiziert werden, und zum anderen soll mit Hilfe der untersuchten Parameter ein Handrechenmodell abgeleitet werden, damit die Anschluss Tragfähigkeit in einfacher Weise zutreffend ermittelt werden kann.

Zur Verifikation des Bemessungsmodells wird der Parameterbereich der nachfolgenden Studie auf den baupraktischen Bereich ausgedehnt. Dabei werden Schraubendurchmesser, Plattendicken und Trägerprofile gemäß Tabelle 3.2 variiert. Da in der Parameterstudie das Hauptaugenmerk auf den maßgeblichen

### 3.3 Erweiterung des Parameterbereiches mit Hilfe einer Parameterstudie

Einflussgrößen Schraubendurchmesser, Plattendicke und Profilhöhen (Hebelarme) liegt, wird auf eine Streckgrenzenreduzierung bei Blechdicken  $t_p > 40$  mm verzichtet.

**Tabelle 3.2: Darstellung des erweiterten Parameterbereichs**

	IH2-Anschlüsse			IH4-Anschlüsse	
<b>Schrauben</b>	M16 – M30			M20 – M30	
<b>Plattendicke</b>	10 mm – 45 mm			10 mm – 45 mm	
<b>Trägerprofile</b>	IPE	HEA	HEB	HEA	HEB
<b>Trägerhöhe</b>	400-600	160-600	200-600	300-1000	300-1000

In der Parameterstudie wird für die Schrauben die Festigkeitsklasse 10.9 verwendet. Die Untersuchungen an IH2-Geometrien werden mit einem Baustahl S235 durchgeführt. Bei den IH4-Anschlüssen wird aufgrund eines möglichen vorzeitigen Versagens des Trägerquerschnitts für das Trägerprofil sowie die Schweißnähte ausschließlich ein Baustahl S355 verwendet.

An Hand dieser Ergebnisse wird die Qualität des in Abschnitt 4 hergeleiteten Bemessungsmodells verifiziert. Der Einsatz hochfester Schrauben mit abweichenden Festigkeiten ist unbeschränkt möglich, da das Tragverhalten nur geringfügig differiert. Das hergeleitete Bemessungsmodell kann ebenfalls bei allen Baustählen eingesetzt werden, deren Werkstoffverhalten dem des S235 ähnlich ist. Demnach wird auf eine Erweiterung des Parameterbereichs im Hinblick Material verzichtet.

Tabelle 3.3: Parameterstudie an IH2-Anschlüssen mit Querschnitten der HEA-Profilreihe

Bez.	Geometriedaten nach Bild 1.2 [mm]						
	$h_p$	$b_p$	$t_p$	$e_1$	$e_2$	$e_3$	$e_4$
PS1 (HEA160) (M16) RB.Nr. 410 S235	175	210	10-45	50	75	50	-
	$u_1$	$u_2$	$w_1$	$w_2$	$w_3$	$a_f$	$a_w$
	12	11	70	45	25	5	3
PS2 (HEA200) (M16) RB.Nr. 420 S235	$h_p$	$b_p$	$t_p$	$e_1$	$e_2$	$e_3$	$e_4$
	210	210	10-45	50	110	50	-
	$u_1$	$u_2$	$w_1$	$w_2$	$w_3$	$a_f$	$a_w$
	10	10	70	45	25	5	4
PS3 (HEA240) (M20) RB.Nr. 432 S235	$h_p$	$b_p$	$t_p$	$e_1$	$e_2$	$e_3$	$e_4$
	270	260	10-45	75	120	75	-
	$u_1$	$u_2$	$w_1$	$w_2$	$w_3$	$a_f$	$a_w$
	20	20	90	55	30	6	4
PS4 (HEA300) (M20) RB.Nr. 458 S235	$h_p$	$b_p$	$t_p$	$e_1$	$e_2$	$e_3$	$e_4$
	330	300	10-45	75	180	75	-
	$u_1$	$u_2$	$w_1$	$w_2$	$w_3$	$a_f$	$a_w$
	20	20	90	70	35	6	4
PS5 (HEA300) (M24) RB.Nr. 459 S235	$h_p$	$b_p$	$t_p$	$e_1$	$e_2$	$e_3$	$e_4$
	330	310	10-45	85	160	85	-
	$u_1$	$u_2$	$w_1$	$w_2$	$w_3$	$a_f$	$a_w$
	20	20	110	65	35	7	4
PS6 (HEA400) (M24) RB.Nr. 489 S235	$h_p$	$b_p$	$t_p$	$e_1$	$e_2$	$e_3$	$e_4$
	430	320	10-45	90	250	90	-
	$u_1$	$u_2$	$w_1$	$w_2$	$w_3$	$a_f$	$a_w$
	20	20	120	65	35	8	4
PS7 (HEA550) (M30) RB.Nr. 518 S235	$h_p$	$b_p$	$t_p$	$e_1$	$e_2$	$e_3$	$e_4$
	600	390	10-45	115	370	115	-
	$u_1$	$u_2$	$w_1$	$w_2$	$w_3$	$a_f$	$a_w$
	30	30	140	80	45	12	5
PS8 (HEA600) (M24) RB.Nr. 524 S235	$h_p$	$b_p$	$t_p$	$e_1$	$e_2$	$e_3$	$e_4$
	650	320	10-45	105	440	105	-
	$u_1$	$u_2$	$w_1$	$w_2$	$w_3$	$a_f$	$a_w$
	30	30	120	65	35	8	5
PS9 (HEA600) (M30) RB.Nr. 526 S235	$h_p$	$b_p$	$t_p$	$e_1$	$e_2$	$e_3$	$e_4$
	650	390	10-45	115	420	115	-
	$u_1$	$u_2$	$w_1$	$w_2$	$w_3$	$a_f$	$a_w$
	30	30	140	80	45	12	5

### 3.3 Erweiterung des Parameterbereiches mit Hilfe einer Parameterstudie

Tabelle 3.4: Parameterstudie an IH2-Anschlüssen mit Querschnitten der IPE-Profilreihe

Bez.	Geometriedaten nach Bild 1.2 [mm]						
	$h_p$	$b_p$	$t_p$	$e_1$	$e_2$	$e_3$	$e_4$
PS10 (IPE400) (M20) RB.Nr. 110 S235	460	260	10-45	85	290	85	-
	$u_1$	$u_2$	$w_1$	$w_2$	$w_3$	$a_f$	$a_w$
	30	30	90	55	30	7	3
PS11 (IPE450) (M20) RB.Nr. 118 S235	510	260	10-45	85	340	85	-
	$u_1$	$u_2$	$w_1$	$w_2$	$w_3$	$a_f$	$a_w$
	30	30	90	55	30	8	4
PS12 (IPE600) (M20) RB.Nr. 139 S235	660	270	10-45	90	480	90	-
	$u_1$	$u_2$	$w_1$	$w_2$	$w_3$	$a_f$	$a_w$
	30	30	100	55	30	8	4
PS13 (IPE600) (M24) RB.Nr. 140 S235	660	320	10-45	100	460	100	-
	$u_1$	$u_2$	$w_1$	$w_2$	$w_3$	$a_f$	$a_w$
	30	30	120	65	35	10	4

Tabelle 3.5: Parameterstudie an IH2-Anschlüssen mit Querschnitten der HEB-Profilreihe

Bez.	Geometriedaten nach Bild 1.2 [mm]						
	$h_p$	$b_p$	$t_p$	$e_1$	$e_2$	$e_3$	$e_4$
PS14 (HEB200) (M16) RB.Nr. 558 S235	240	210	10-45	65	110	65	-
	$u_1$	$u_2$	$w_1$	$w_2$	$w_3$	$a_f$	$a_w$
	20	20	70	45	25	6	5
PS15 (HEB300) (M20) RB.Nr. 602 S235	340	300	10-45	80	180	80	-
	$u_1$	$u_2$	$w_1$	$w_2$	$w_3$	$a_f$	$a_w$
	20	20	100	65	35	6	6
PS16 (HEB400) (M27) RB.Nr. 640 S235	460	370	10-45	115	230	115	-
	$u_1$	$u_2$	$w_1$	$w_2$	$w_3$	$a_f$	$a_w$
	30	30	140	75	40	10	5
PS17 (HEB600) (M30) RB.Nr. 674 S235	660	390	10-45	120	420	120	-
	$u_1$	$u_2$	$w_1$	$w_2$	$w_3$	$a_f$	$a_w$
	30	30	140	80	45	13	6

Tabelle 3.6: Parameterstudie an IH4-Anschlüssen mit Querschnitten der HEA-Profilreihe

Bez.	Geometriedaten nach Bild 1.2 [mm]						
	$h_p$	$b_p$	$t_p$	$e_1$	$e_2$	$e_3$	$e_4$
PS18 (HEA300) (M20) RB.Nr. 465 S355	380	300	10-45	75	180	95	30
	$u_1$	$u_2$	$w_1$	$w_2$	$w_3$	$a_f$	$a_w$
	20	70	90	70	35	10	5
PS19 (HEA320) (M20) RB.Nr. 472 S355	$h_p$	$b_p$	$t_p$	$e_1$	$e_2$	$e_3$	$e_4$
	400	300	10-45	75	200	95	30
	$u_1$	$u_2$	$w_1$	$w_2$	$w_3$	$a_f$	$a_w$
20	70	90	70	35	10	5	
PS20 (HEA360) (M20) RB.Nr. 488 S355	$h_p$	$b_p$	$t_p$	$e_1$	$e_2$	$e_3$	$e_4$
	440	300	10-45	80	230	100	30
	$u_1$	$u_2$	$w_1$	$w_2$	$w_3$	$a_f$	$a_w$
20	70	90	70	35	11	4	
PS21 (HEA400) (M24) RB.Nr. 497 S355	$h_p$	$b_p$	$t_p$	$e_1$	$e_2$	$e_3$	$e_4$
	495	320	10-45	90	250	120	35
	$u_1$	$u_2$	$w_1$	$w_2$	$w_3$	$a_f$	$a_w$
20	85	120	65	35	13	6	
PS22 (HEA600) (M24) RB.Nr. 530 S355	$h_p$	$b_p$	$t_p$	$e_1$	$e_2$	$e_3$	$e_4$
	705	320	10-45	105	440	125	35
	$u_1$	$u_2$	$w_1$	$w_2$	$w_3$	$a_f$	$a_w$
30	85	120	65	35	15	5	
PS23 (HEA600) (M27) RB.Nr. 531 S355	$h_p$	$b_p$	$t_p$	$e_1$	$e_2$	$e_3$	$e_4$
	720	370	10-45	115	420	145	40
	$u_1$	$u_2$	$w_1$	$w_2$	$w_3$	$a_f$	$a_w$
30	100	140	75	40	16	5	
PS24 (HEA650) (M27) RB.Nr. 533 S355	$h_p$	$b_p$	$t_p$	$e_1$	$e_2$	$e_3$	$e_4$
	770	370	10-45	115	470	145	40
	$u_1$	$u_2$	$w_1$	$w_2$	$w_3$	$a_f$	$a_w$
30	100	140	75	40	16	5	
PS25 (HEA900) (M30) RB.Nr. 540 S355	$h_p$	$b_p$	$t_p$	$e_1$	$e_2$	$e_3$	$e_4$
	1025	390	10-45	120	710	150	45
	$u_1$	$u_2$	$w_1$	$w_2$	$w_3$	$a_f$	$a_w$
30	105	140	80	45	19	6	
PS26 (HEA1000) (M30) RB.Nr. 543 S355	$h_p$	$b_p$	$t_p$	$e_1$	$e_2$	$e_3$	$e_4$
	1125	390	10-45	120	810	150	45
	$u_1$	$u_2$	$w_1$	$w_2$	$w_3$	$a_f$	$a_w$
30	105	140	80	45	19	6	

### 3.3 Erweiterung des Parameterbereiches mit Hilfe einer Parameterstudie

Tabelle 3.7: Parameterstudie an IH4-Anschlüssen mit Querschnitten der HEB-Profilreihe

Bez.	Geometriedaten nach Bild 1.2 [mm]						
	$h_p$	$b_p$	$t_p$	$e_1$	$e_2$	$e_3$	$e_4$
PS27 (HEB300) (M20) RB.Nr. 610 S355	390	300	10-45	80	180	100	30
	$u_1$	$u_2$	$w_1$	$w_2$	$w_3$	$a_f$	$a_w$
	20	70	100	65	35	11	6
PS28 (HEB300) (M24) RB.Nr. 611 S355	$h_p$	$b_p$	$t_p$	$e_1$	$e_2$	$e_3$	$e_4$
	405	320	10-45	90	160	120	35
	$u_1$	$u_2$	$w_1$	$w_2$	$w_3$	$a_f$	$a_w$
20	85	120	65	35	13	6	
PS28 (HEB600) (M27) RB.Nr. 679 S355	$h_p$	$b_p$	$t_p$	$e_1$	$e_2$	$e_3$	$e_4$
	730	370	10-45	120	420	150	40
	$u_1$	$u_2$	$w_1$	$w_2$	$w_3$	$a_f$	$a_w$
30	100	140	75	40	17	6	
PS29 (HEB1000) (M30) RB.Nr. 694 S355	$h_p$	$b_p$	$t_p$	$e_1$	$e_2$	$e_3$	$e_4$
	1135	390	10-45	125	810	155	45
	$u_1$	$u_2$	$w_1$	$w_2$	$w_3$	$a_f$	$a_w$
30	105	140	80	45	20	7	

### 3.3.2 Auswertung der Parameterstudie an IH2-Anschlüssen

Für die Auswertung der Ergebnisse der Parameterstudie ist eine bezogene Darstellung aufgrund der Vielzahl an verschiedenen Geometrien sinnvoll. In den nachfolgenden Diagrammen wird auf der x-Achse das Verhältnis von Plattendicke zu Schraubendurchmesser  $t_p/d_0$  dargestellt. Hiermit werden die für das Tragverhalten der Platte und der Schrauben wesentlichen Parameter in Bezug gestellt, so dass eine Vergleichbarkeit der Ergebnisse möglich ist. Zusätzlich können die in der FE-Studie ermittelten Ergebnisse im Hinblick auf die in [39] und [42] geforderte Mindestflanschdicke eingestuft und beurteilt werden.

#### Anschlussstragfähigkeit

Bei dem Vergleich der auf die Querschnittstragfähigkeit  $M_{pl,v}$  (mit Berücksichtigung der Querkraftinteraktion) bezogenen Traglasten der FE-Simulationen zeigt sich bei steigender Plattendicke erwartungsgemäß eine Erhöhung der Momentenragfähigkeit des Anschlusses. Bei Geometrien mit sehr großen Plattendicken werden sogar Traglasten ermittelt, die durch plastisches Trägerversagen, bzw. im Bereich der Lasteinleitung auf ein Versagen des Trägers infolge M-V-Interaktion zurückzuführen sind (vgl. Bild 3.31). Diese Simulationen können somit nicht zur Auswertung der Anschlussragfähigkeit herangezogen werden und bleiben bei den weiteren Darstellungen unberücksichtigt.

IH2 - Parameterstudie

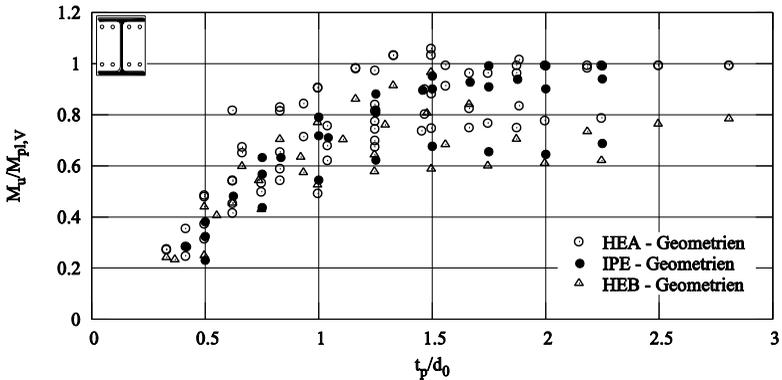


Bild 3.31: Auf  $M_{pl,V}$  bezogene Traglast für IH2-Geometrien

Durch diese Darstellung ist zwar die Einstufung der Traglast als Anschlusstragfähigkeit bzw. Querschnittstragfähigkeit möglich, jedoch kann hiermit kein Zusammenhang der ermittelten Traglasten verschiedener Geometrien und verschiedener Schraubendurchmesser festgestellt werden. Die theoretische Annahme, dass alle 4 Schrauben im Zugbereich ihre Grenzzugkraft  $F_{t,Rd}$  erreichen, stellt eine absolute Grenze dar. Durch Multiplikation mit dem zugehörigen Hebelarm  $h$  zum Druckpunkt kann eine fiktive Grenzzugfähigkeit des Anschlusses  $M_{max} = 4 \cdot F_{t,Rd} \cdot h$  definiert werden. Durch die Verwendung des auf diese theoretische Anschlussstragfähigkeit  $M_{max}$  bezogenen Tragmomentes  $M_u$ , ist es möglich, bei der Darstellung des Tragmomentes neben der Plattengeometrie auch den Schraubendurchmesser zu berücksichtigen. Die in Bild 3.32 dargestellten bezogenen Traglastergebnisse zeigen, dass bei steigender Plattendicke die theoretische Anschlussstragfähigkeit  $M_{max}$  erreicht, bzw. bei einigen Geometrien geringfügig überschritten wird. Dies ist möglich, da der theoretischen Anschlussstragfähigkeit  $M_{max}$  das Bemessungsmodell für Schrauben gemäß EC3-1-8 ( $0,9 \cdot A_S \cdot f_u$ ) zugrunde liegt, was bereits ein gefordertes Sicherheitsniveau beinhaltet. Das FE-Modell hingegen bildet die Schrauben derart ab, dass der Grenzzustand der Schrauben auf Zug erst bei  $A_S \cdot f_u$  eintritt.

Durch die Angabe einer Näherungsfunktion als untere Begrenzung der Punktwolke ist es aufgrund der relativ geringen Streuung möglich, die Anschlussstragfähigkeit direkt abzuschätzen. Da die hier gegenübergestellten Ergebnisse auf Traglaststudien basieren, ist es erst nach Herleitung eines abgesicherten Bemessungsmodells zur Ermittlung der Anschlussstragfähigkeit abschließend

### 3.3 Erweiterung des Parameterbereiches mit Hilfe einer Parameterstudie

möglich, eine Näherungsfunktion zur Abschätzung der Anschlusstragfähigkeit anzugeben (vgl. Abschnitt 6.1). Somit kann gewährleistet werden, dass auch die Näherungsfunktion sichere Ergebnisse liefert.

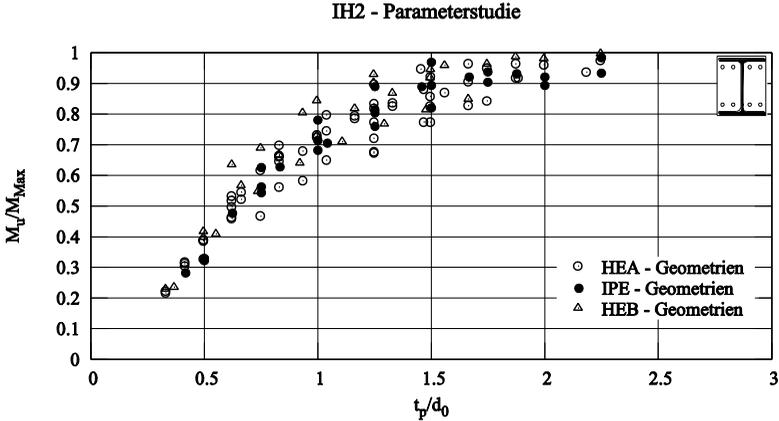


Bild 3.32: Auf  $M_{max}$  bezogene Traglast für IH2-Geometrien

#### Schraubkraftverteilung

Mit Hilfe der FE-Parameterstudie können neben den Anschlusstragfähigkeiten auch die Schraubkräfte ermittelt werden. Die in Deutschland üblichen Bemessungsmodelle nach Abschnitt 2.3 bzw. 2.4.1 und 2.4.2 verzichten bei der Berechnung der Momenten­tragfähigkeit vollständig auf die nahe dem Druckpunkt liegende Schraubenreihe aufgrund des geringen Tragfähigkeitsanteils. Sie wird vielmehr zur Übertragung der auftretenden Querkraft herangezogen. Damit kann bei den hochbeanspruchten Schraubenreihen im Zugbereich meist auf eine Interaktion zwischen Zug- und Querkraftbeanspruchung verzichtet werden.

Bild 3.33 bestätigt, dass die untere Schraubenreihe lediglich bei geringeren Plattendicken ( $t_p/d_0 < 1,5$ ) Zugkräfte (max.  $0,35 \cdot F_{t,Rd}$ ) erhält. Im Bereich größerer Plattendicken nimmt dieser Anteil deutlich ab, so dass die Tragfähigkeitseinbußen bei der Vernachlässigung dieser Schraubenreihe, auch im Hinblick auf den deutlich geringeren Hebelarm zum Druckpunkt bei der Anschlussberechnung vertretbar sind.

IH2 - Parameterstudie

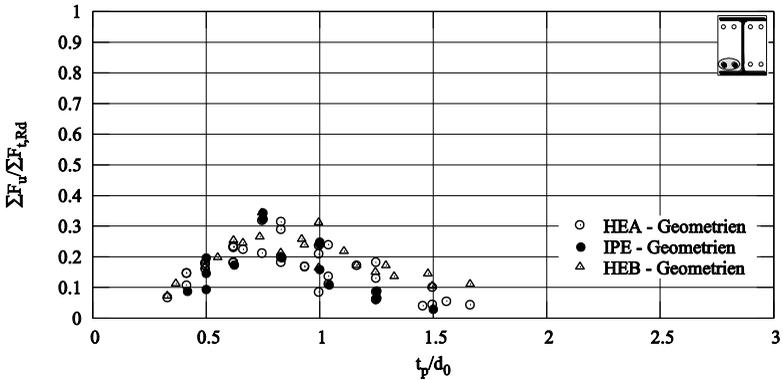


Bild 3.33: Zugkräfte in der nahe dem Druckpunkt liegenden Schraubenreihe

Eine Betrachtung der Schraubenkraftverteilung von innen nach außen beim Erreichen der gemäß EC3-1-8 definierten elastischen Anschluss Tragfähigkeit  $M_{u,el} = 2/3 \cdot M_u$  zeigt, dass die äußeren Schrauben bereits bei sehr geringen Plattendicken nicht unerhebliche Zugkräfte erhalten. Aufgrund der geringen Plattendicke kann eine Umlagerung der Stegbeanspruchung von der inneren auf die äußere Schraube ausgeschlossen werden. Die in den FE-Simulationen ermittelten Schraubenkräfte werden annähernd vollständig aus dem Trägerflansch in die äußere Schraube eingeleitet.

IH2 - Parameterstudie

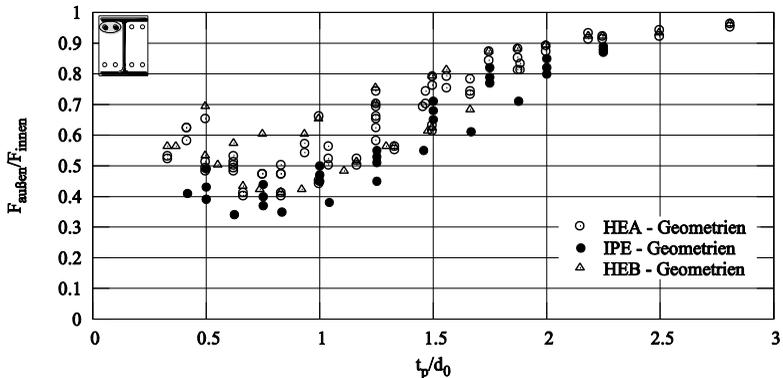
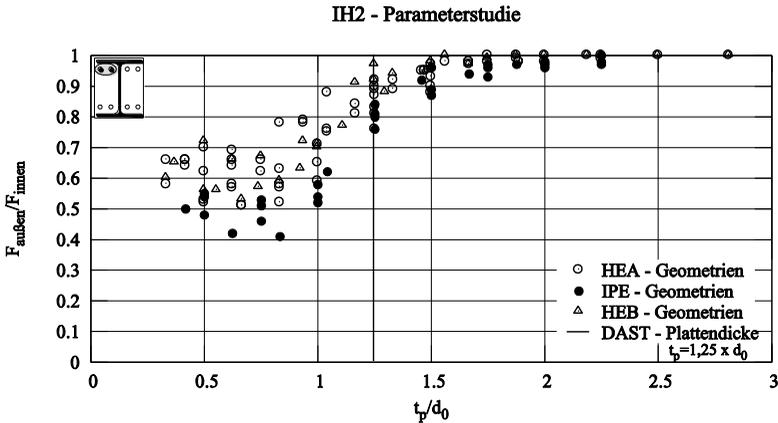


Bild 3.34: Vergleich der äußeren und inneren Schraubenkräfte von IH2-Anschlüssen bei der elastischen Anschluss tragfähigkeit  $M_{u,el} = 2/3 \cdot M_u$

### 3.3 Erweiterung des Parameterbereiches mit Hilfe einer Parameterstudie

Eine schrittweise Vergrößerung der Plattendicke liefert einen zu erwartenden Steifigkeitsanstieg in der Platte. Es ist jedoch festzustellen, dass aufgrund des noch zu geringen Kraftumlagerungsvermögens der Platte zunächst der Zugkraftanteil der inneren Schraube stärker ansteigt und somit das Verhältnis  $F_{\text{außen}}/F_{\text{innen}}$  sinkt. Bei großen Plattendicken hingegen kann eine annähernd gleichmäßige Kraftverteilung innerhalb einer Schraubenreihe festgestellt werden. Dies bedeutet, dass neben der Kraftverteilung durch den Trägerflansch auch eine Kraftverteilung über die Stirnplatte stattfindet, da sich diese zunehmend starr verhält (vgl. Bild 3.34).



**Bild 3.35: Vergleich der äußeren und inneren Schraubenkräfte von IH2-Anschlüssen im Traglastzustand  $M_u$**

Ein Vergleich mit der im DAST-Model (vgl. Abschnitt 2.4.2) geforderten Mindestflanschdicke und der dabei vorausgesetzten Schraubenkraftverteilung im Traglastzustand kann anhand Bild 3.35 erfolgen. Es zeigt sich, dass die äußeren Schrauben bei Plattendicken größer der geforderten Mindestdicke von  $1,25 \cdot d_0$  für austesteifte IH2-Geometrien  $\geq 75\%$  der inneren Schraubenkraft erhalten.

Analog zur vorangegangenen Darstellung auf elastischem Tragfähigkeitsniveau sind insbesondere bei Plattendicken kleiner der geforderten Mindestdicke von  $1,25 \cdot d_0$  große Streuungen in der Schraubenkraftverteilung innerhalb einer Schraubenreihe zu erkennen. Dies ist anders als bei der Darstellung der bezogenen Anschluss Tragfähigkeit in Bild 3.32, was darauf zurückzuführen ist, dass die Bezugsgröße „innere Schraubenkraft“ einen durch verschiedene Einflussgrößen wie Plattendicke, Schraubendurchmesser, Plattengeometrie und Trägergeometrie beeinflussten Wert darstellt. Durch die Verwendung der Schraubengrenzzugkraft  $F_t$

als Bezugsgröße werden alle Ergebniswerte auf einen von der Anschlussgeometrie unabhängigen Grenzwert bezogen.

IH2 - Parameterstudie

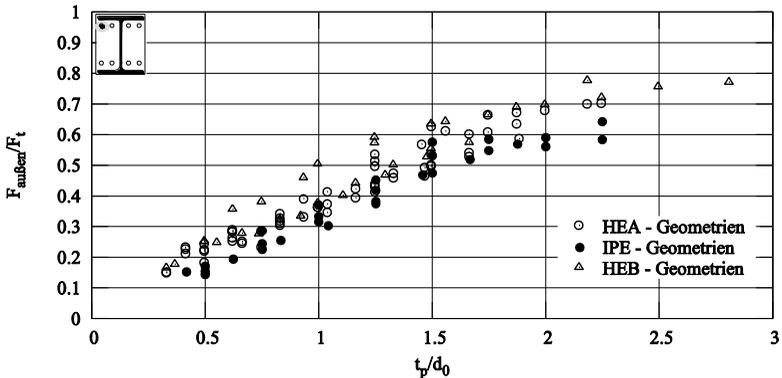
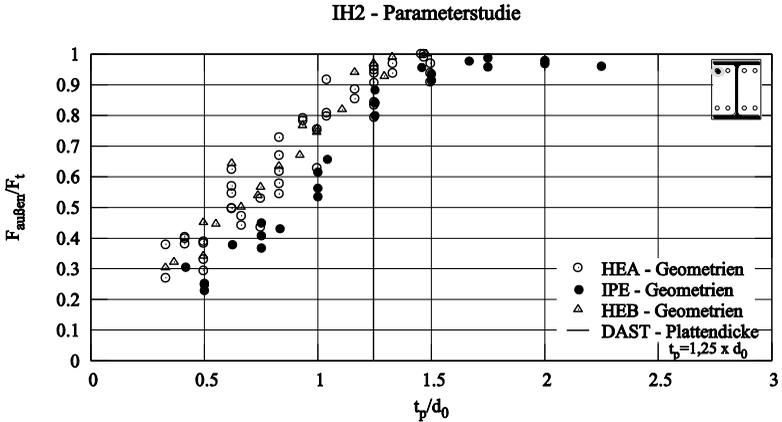


Bild 3.36: Auf  $F_t$  bezogene äußere Schraubenkraft bei der elastischen Anschlusstragfähigkeit  $M_{u,ec}=2/3 \cdot M_u$

Die Darstellung auf elastischem Tragfähigkeitsniveau zeigt einen annähernd linearen Zusammenhang zwischen Steigerung der Plattendicke und Schraubenkraft. Es sind ebenfalls deutlich geringere Streuungen der Ergebnisse zu erkennen (vgl. Bild 3.36).

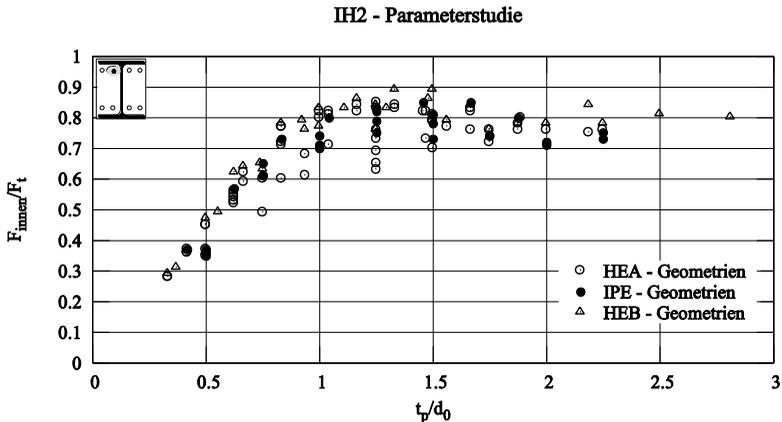
Die Darstellung der bezogenen äußeren Schraubenkraft auf Traglastniveau zeigt im Bereich geringer Plattendicken ebenfalls einen linearen Zusammenhang zwischen Schraubenkraft und Plattendicke. Entspricht die Plattendicke der in [39] und [42] geforderten Mindestplattendicke, so kann die im DAST-Model vorausgesetzte Schraubenkraftverteilung von innerer (100% -  $F_t$ ) zu äußerer Schraube (80% -  $F_t$ ) bestätigt werden (vgl. Bild 3.37). Bei weiterer Steigerung der Plattendicke ist das Schraubenkraftniveau der äußeren noch anzuheben. Mit Plattendicken  $> 1,5 \cdot d_0$  können im äußeren Bereich Schraubenkräfte auf Grenztragfähigkeitsniveau erreicht werden. Dies ist auf die steife Platte und der damit einhergehenden Starrkörperverschiebung zurückzuführen.

### 3.3 Erweiterung des Parameterbereiches mit Hilfe einer Parameterstudie



**Bild 3.37:** Auf  $F_t$  bezogene äußere Schraubenkraft im Traglastzustand- $M_u$

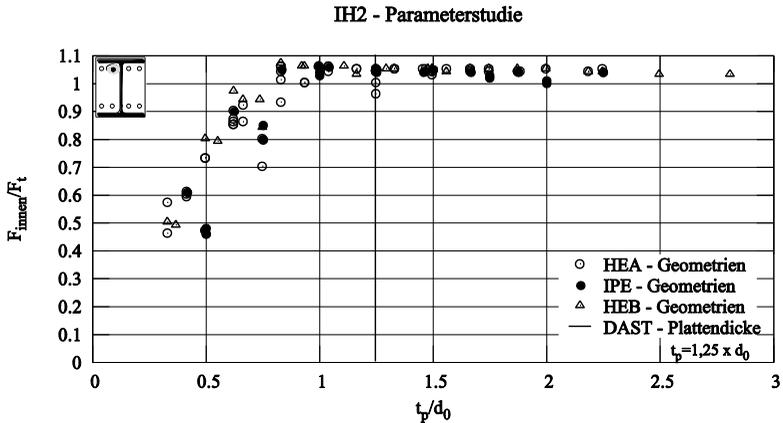
Bei der Darstellung der auf die Grenzzugkraft  $F_t$  bezogenen gemessenen inneren Schraubenkraft im elastischen Tragfähigkeitsbereich, zeigt sich anhand Bild 3.38, dass die Ergebnisse bei großen  $t_p/d_0$ -Werten stagnieren, bzw. leicht zurückgehen, was darauf zurückzuführen ist, dass durch die größeren Plattendicken nur noch geringe Tragfähigkeitssteigerungen erzielt werden können und sich lediglich eine gleichmäßigere Verteilung über die im Zugbereich liegenden Schrauben einstellt.



**Bild 3.38:** Auf  $F_t$  bezogene innere Schraubenkraft bei der elastischen Anschlusstragfähigkeit  $M_{u,el} = 2/3 \cdot M_u$

Bei gleicher Darstellung der bezogenen inneren Schraubenkraft auf Traglastniveau zeigt sich, dass bei Plattendicken  $t_p \geq 1,0 \cdot d_0$  die Grenztragfähigkeit der inneren

Schraube erreicht wird. Es zeigt sich weiter, dass bereits bei Plattendicken von  $1,0 \cdot d_0$  ein Versagen der inneren Schraube eintritt. Die hierbei vorhandene Kraftverteilung innerhalb der Schraubenreihe liefert jedoch sehr konservative Ergebnisse, da die äußere Schraube lediglich 50% der Grenzzugkraft erhält (vgl. Bild 3.37). Die Größenordnung der geforderten Mindestplattendicke aus [39] und [42] liefert somit wirtschaftliche Anschlusskonfigurationen, sofern ausnahmslos ein Versagen der Schrauben berücksichtigt wird.



**Bild 3.39: Auf  $F_t$  bezogene innere Schraubenkraft im Traglastzustand  $M_u$**

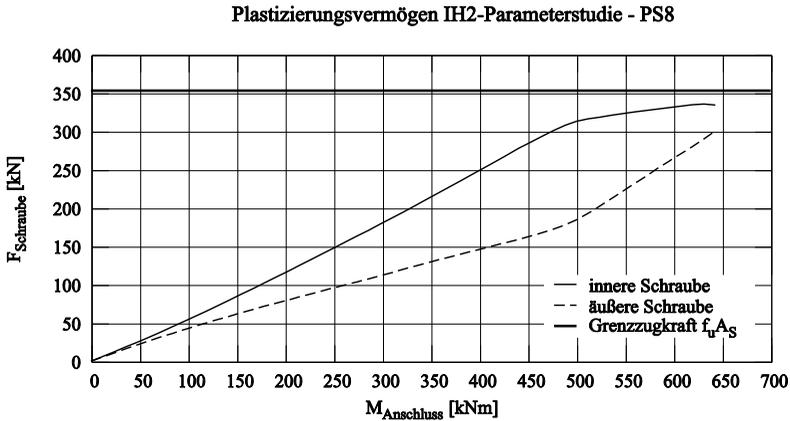
Insgesamt wird deutlich, dass durch diese Darstellungen die elastische, sowie die plastische Schraubenkraftverteilung innerhalb einer Schraubenreihe abgebildet werden kann. Durch die Verwendung von Näherungsfunktionen über den einheitenlosen Verhältniswert  $t_p/d_0$  ist demnach eine einfache Abschätzung der Anslusstragfähigkeit auf elastischem und plastischem Niveau mit Gleichung (2.1) möglich.

Ähnlich wie bei einer möglichen Näherungsfunktion für die Anslusstragfähigkeit bedarf es zur Abschätzung der Schraubenkräfte einem Bemessungsmodell, das es ermöglicht, die Verteilung der Schraubenkräfte von innen nach außen unter Berücksichtigung des positiven Steifeneinflusses mit ausreichendem Sicherheitsniveau zu ermitteln. Nur so kann gewährleistet werden, dass die betrachtete Verteilung der Schraubenkräfte zu sicheren Ergebnissen führt.

Darüber hinaus liefert die FE-Studie Erkenntnisse, die auf ein geringfügiges Plastizierungsvermögen der inneren am Steg liegenden Schraube hinweisen. Dies kann durch den Vergleich der inneren und äußeren Schraubenkräfte über den

### 3.3 Erweiterung des Parameterbereiches mit Hilfe einer Parameterstudie

gesamten Belastungsbereich gezeigt werden (vgl. Bild 3.40). Hierdurch wird deutlich, dass mit Hilfe des dehnungsorientierten Zusammenfügens der Teiltragfähigkeiten von innerem und äußerem Bereich, wie es bei der erweiterten Komponentenmethode nach Abschnitt 2.4.1 erfolgt, ausnahmslos konservative Ergebnisse erzielt werden. Das geringfügige Plastizierungsvermögen der inneren Schraube erlaubt es demnach, die im äußeren Plattenbereich vorhandenen Reserven auszunutzen. Dieser Ansatz ist bei der Herleitung eines Bemessungsmodells zu berücksichtigen.



**Bild 3.40: Plastizierungsvermögen der inneren Schraube bei IH2-Anschlüssen PS8 –  $t_p=30$  mm**

#### Steifigkeit

Wie bereits in Abschnitt 2.4.5 bei der Beurteilung der erweiterten Komponentenmethode festgestellt wurde, stellen die in der FE-Studie ermittelten Anfangssteifigkeiten keine realistischen Werte dar. Da in der praktischen Ausführung in allen Fällen eine geringe Vorspannung aufgebracht wird, wird die Anfangssteifigkeit in der Parameterstudie unterschätzt. Die hier ermittelten Anfangssteifigkeiten stellen demnach ausnahmslos den unteren Grenzwert dar.

Die in Bild 3.41 dargestellten absoluten ermittelten Anfangssteifigkeiten aus der FE-Studie zeigen bei geringen  $t_p/d_0$ -Werten eine kleinere Streuung, weil hier lediglich der Steifigkeitsanteil der Schrauben (M16-M30) mit dem zugehörigen Hebelarm  $h$  maßgebend wird. Der Plattenanteil ist vernachlässigbar gering. Bei größer werdenden Plattendicken nimmt der Einfluss der Plattensteifigkeit jedoch zu, was dazu führt, dass eine größere Differenz der Anschlusssteifigkeiten auftritt.

IH2 - Parameterstudie

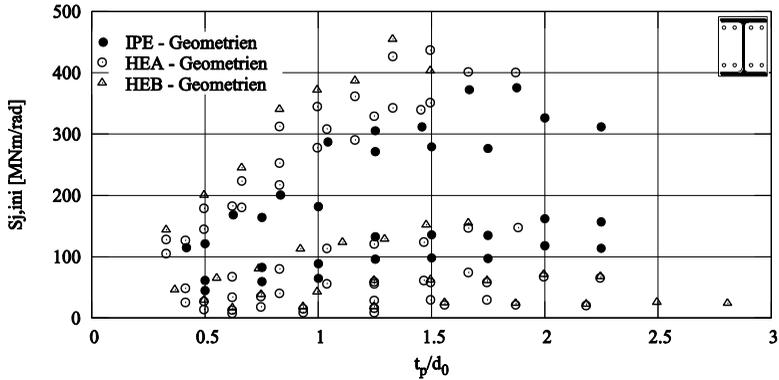


Bild 3.41: Absolute Anfangssteifigkeit von IH2-Anschlüssen ohne Berücksichtigung der Schraubenvorspannung

Diese Darstellung lässt keine allgemeingültige Aussage zum Verlauf der Anfangssteifigkeit bei IH2-Konfigurationen zu. Analog zur Darstellung der auf  $M_{max}$  bezogenen Anschluss Tragfähigkeit  $M_u$  aus Bild 3.32 ist bei der Darstellung der elastischen Anfangssteifigkeit  $S_{j,ini}$  ein die Geometrie und den Schraubendurchmesser berücksichtigender Bezugswert  $S_{et,max}$  hilfreich.

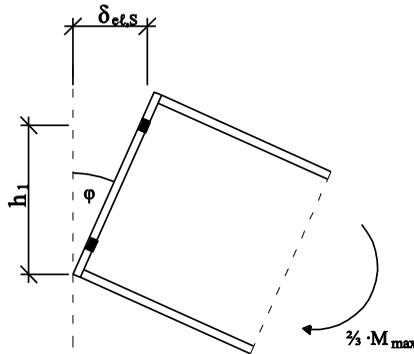


Bild 3.42: Elastische Anschlussrotation bei IH2-Geometrie unter Vernachlässigung der Plattenverformung

Dieser setzt eine zur maximalen elastischen Anschluss Tragfähigkeit  $M_{et} = \frac{2}{3} \cdot M_{max}$  korrespondierende Schraubendehnung  $\delta_{et,S} = F_{t,et} \cdot L_B / (E \cdot A)$  in der am Trägerzuggurt befindlichen Schraubenreihe voraus (vgl. Bild 3.42). Bei der Ermittlung der

### 3.3 Erweiterung des Parameterbereiches mit Hilfe einer Parameterstudie

elastischen Grenzzugkraft der Schraube  $F_{t,ef}$  wird die theoretische Streckgrenze des Schraubenwerkstoffs (bei  $10.9 - f_y=0,9 \cdot f_u$ ) verwendet. Damit lässt sich der Bezugswert  $S_{ef,max}$  wie folgt berechnen.

$$S_{ef,max} = \frac{M_{ef}}{\varphi_{max}} = \frac{\frac{2}{3} \cdot M_{max}}{\frac{\delta_{ef,S}}{h_1}} \quad (3.3)$$

mit:  $h_1$ : Hebelarm der Schraubenreihe zum Druckpunkt

Diese Darstellung zeigt, dass die Streuung der bezogenen Anfangssteifigkeit  $S_{j,ini}/S_{ef,max}$  für alle untersuchten Geometrien deutlich geringer ist (vgl. Bild 3.43). Analog zur Anschlussstragfähigkeit ist auch hier die Abschätzung der Anfangssteifigkeit von 4-reihigen Anschlusskonfigurationen durch die Angabe einer Näherungsfunktion möglich. Hierbei bleibt jedoch der positive Einfluss einer nicht planmäßigen aber bauseits vorhandenen Vorspannung in den Schrauben unberücksichtigt. Durch das in Abschnitt 4 auf der Grundlage des EC3-1-8 hergeleitete Modell zur Ermittlung der Anfangssteifigkeit  $S_{j,ini}$  wird diese nicht planmäßige Vorspannung bei der Ermittlung des Steifigkeitskoeffizienten für die Schraube berücksichtigt, so dass abschließend erst in Abschnitt 6.2 eine Näherungsfunktion angegeben werden kann.

IH2 - Parameterstudie

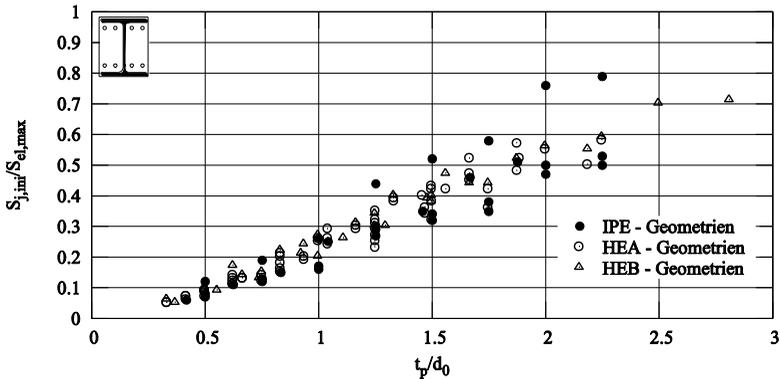


Bild 3.43: Auf  $S_{ef,max}$  bezogene Anfangssteifigkeit von IH2-Anschlüssen ohne Berücksichtigung der Schraubenvorspannung

### 3.3.3 Auswertung der Parameterstudie an IH4-Anschlüssen

#### Anschluss tragfähigkeit

Analog zu den IH2-Anschlüssen zeigt sich in Bild 3.44 eine ähnliche Streuung der auf die Querschnittstragfähigkeit bezogenen Anschluss tragfähigkeit.

Durch die erhöhte Tragfähigkeit des Trägerprofils (S355) sollte ein vorzeitiges Querschnittsversagen ausgeschlossen werden, da durch die zusätzliche Schraubenreihe im Stirnplattenüberstand eine erhöhte Anschluss tragfähigkeit hervorgerufen wird. Trotzdem trat bei größeren Plattendicken ein Versagen des Trägerquerschnitts ein. Insgesamt wurden bei den hier untersuchten IH4-Anschlüssen auch deutlich mehr Geometrien durch die Querschnittstragfähigkeit begrenzt als bei der vorangegangenen Studie an IH2-Geometrien. Da diese Geometrien nicht zur weiteren Auswertung des Tragverhaltens von überstehenden Anschlusskonfigurationen herangezogen werden können, wird auf die Darstellung dieser Ergebnisse insgesamt verzichtet.

Zusätzlich zeigt sich, dass unabhängig von der Anschlussgeometrie, also auch bei geringen Plattendicken eine Anschluss tragfähigkeit von >20% der Querschnittstragfähigkeit erreicht wird. Dies entspricht den Erkenntnissen bei IH2-Anschlüssen.

IH4 - Parameterstudie

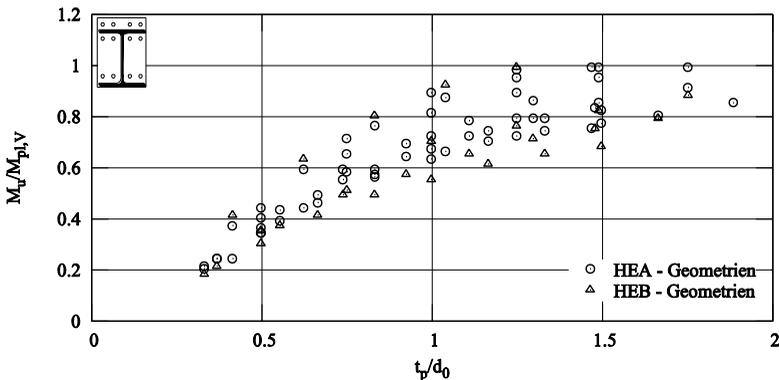


Bild 3.44: Auf  $M_{pl,V}$  bezogene Traglast für IH4-Geometrien

Auch bei IH4-Anschlüssen liefert die Bezugsgröße  $M_{Max}$  eine gleichmäßigere Verteilung der bezogenen Anschluss tragfähigkeit. Das dargestellte Diagramm zeigt, dass analog zu den IH2-Anschlussgeometrien bei steigendem  $t_p/d_0$ -Wert ebenfalls eine Steigerung der Anschluss tragfähigkeit erkennbar ist (vgl. Bild 3.45).

### 3.3 Erweiterung des Parameterbereiches mit Hilfe einer Parameterstudie

Der Vergleich mit den Ergebnissen der IH2-Anschlüsse aus Bild 3.32, hier mit + dargestellt, zeigt, dass die Angabe einer gemeinsamen Näherungsfunktion zur Bestimmung der Anschlusstragfähigkeit unabhängig des Anschlusstyps möglich ist.

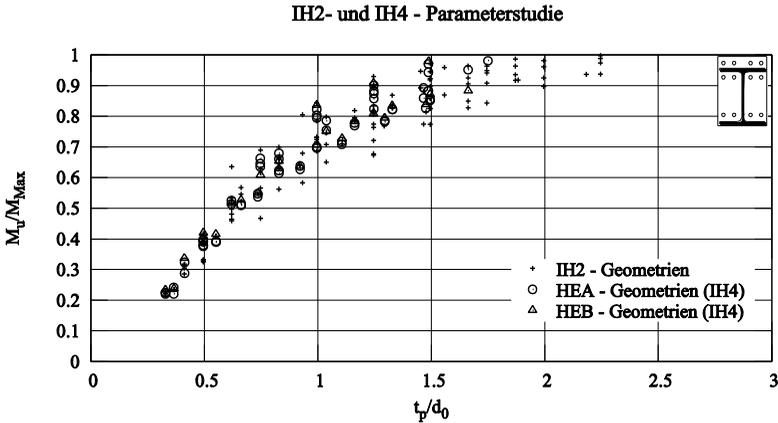


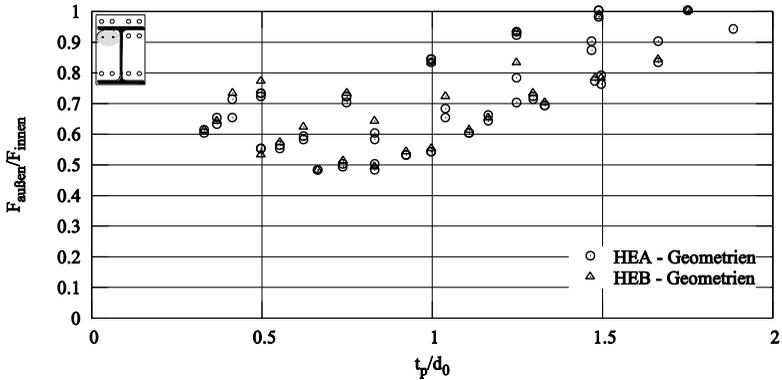
Bild 3.45: Auf  $M_{max}$  bezogene Traglast für IH2- und IH4-Geometrien

#### Schraubenkraftverteilung

Analog zu den Ergebnissen der FE-Parameterstudie an IH2-Geometrien kann auch bei IH4-Geometrien der Tragfähigkeitsanteil der nahe dem Druckpunkt liegenden Schraubenreihe als sehr gering eingestuft werden, so dass auch hier insgesamt auf eine Berücksichtigung der unteren Schraubenreihe verzichtet wird.

Die Darstellung der Lastverteilung  $F_{au\beta en}/F_{innen}$  der innerhalb des Trägerprofils liegenden Schraubenreihe bei IH4-Anschlüssen zeigt analog zu IH2-Anschlüssen, dass bereits bei geringen Plattendicken nennenswerte Zugbeanspruchungen in der äußeren Schraube auftreten (vgl. Bild 3.46). Diese liegen jedoch auf einem deutlich höherem Beanspruchungsniveau als bei IH2-Geometrien, da hier ein positiver Einfluss der im Stirnplattenüberstand liegenden Schraubenreihe vorhanden ist.

IH4 - Parameterstudie



**Bild 3.46:** Vergleich der äußeren und inneren Schraubenkräfte der innerhalb des Trägerprofils liegenden Schraubenreihe von IH4-Anschlüssen bei der elastischen Anschluss Tragfähigkeit  $M_{el}=2/3 \cdot M_u$

Im übrigen Parameterbereich ist die Schraubenkraftverteilung der innerhalb des Trägerprofils liegenden Schraubenreihe bei überstehenden Anschlusskonfigurationen (IH4) (vgl. Bild 3.46) beim Erreichen der elastischen Anschluss Tragfähigkeit  $M_{el}=2/3 \cdot M_u$  mit dem von bündigen Anschlüssen (IH2) (vgl. Bild 3.34) annähernd identisch.

Bei steigender Plattendicke zeigt sich eine gleichmäßigere Zugkraftverteilung innerhalb der Schraubenreihe. Die auftretenden Verformungen innerhalb einer Schraubenreihe sind demnach bei sehr großen Plattendicken annähernd identisch, da letztlich eine Starrkörperverschiebung der Platte auftritt. Anders als bei IH2-Anschlüssen kann hier jedoch bereits bei Plattendicken von  $>1,5 \cdot d_0$  von einer annähernd gleichmäßigen Verteilung ausgegangen werden. Bei IH2-Geometrien ist dies erst bei Plattendicken von  $>2,5 \cdot d_0$  der Fall.

Der Vergleich der auf die Grenzzugkraft der Schraube  $F_t$  bezogenen äußeren Schraubenkraft der IH4- mit der IH2-Studie aus Bild 3.36, hier mit + dargestellt, zeigt, dass auch hier diese bezogene Darstellung eine Abschätzung der elastischen äußeren Schraubenkraft durch die Angabe einer gemeinsamen Näherungsfunktion unabhängig vom Anslusstyp zulässt (vgl. Bild 3.47). Trotz des positiven Einflusses der Schraubenreihe im Stirnplattenüberstand ist auch die Angabe einer gemeinsamen Näherungsfunktion denkbar.

### 3.3 Erweiterung des Parameterbereiches mit Hilfe einer Parameterstudie

#### IH2- und IH4 - Parameterstudie

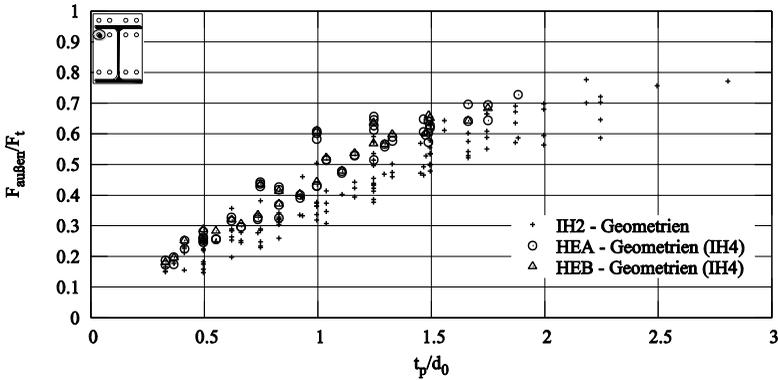


Bild 3.47: Auf  $F_t$  bezogene äußere Schraubenkraft der innerhalb des Trägerprofils liegenden Schraubenreihe bei der elastischen Anschluss Tragfähigkeit  $M_{ec} = 2/3 \cdot M_u$

Zum Vergleich der Ergebnisse der Parameterstudie an IH4-Anschlüssen mit der, dem DAST-Modell zugrunde liegenden Schraubenkraftverteilung ist die Darstellung auf Traglastniveau erforderlich. Die Darstellung in Bild 3.48 zeigt, dass bei der in [39] und [42] geforderten Mindestplattendicke von  $1,0 \cdot d_0$  ein Kraftanteil der äußeren Schraube von 80% der Grenzzugkraft  $F_t$  erreicht wird. Demnach kann die dort getroffene Annahme der Schraubenkraftverteilung auch bei IH4-Anschlüssen bestätigt werden.

#### IH2- und IH4 - Parameterstudie

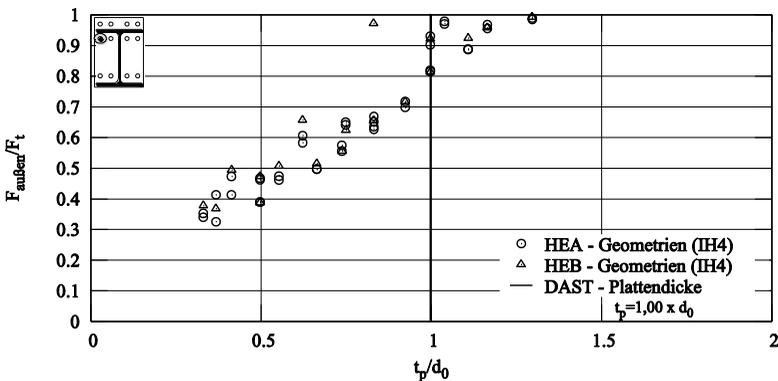
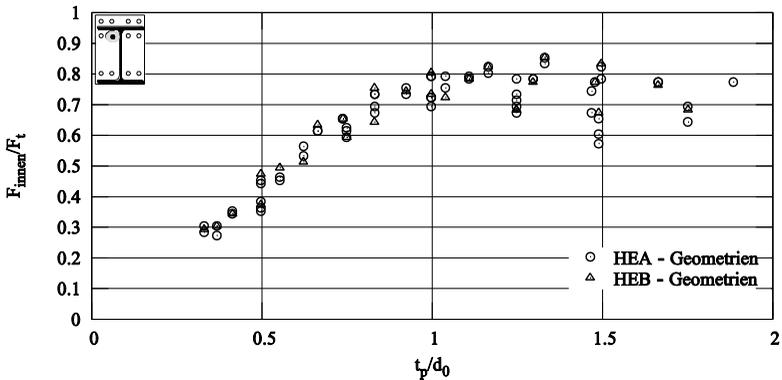


Bild 3.48: Auf  $F_t$  bezogene äußere Schraubenkraft der innerhalb des Trägerprofils liegenden Schraubenreihe auf Traglastniveau- $M_u$

Die Darstellung der bezogenen Schraubenkräfte der innerhalb des Trägerprofils liegenden stegnahen Schrauben in Bild 3.49 zeigt, dass bei  $t_p/d_0$ -Werten  $> 1,0$  eine Reduktion der Schraubenkräfte eintritt. Das bedeutet, dass durch die Vergrößerung der Plattendicke eine Kraftumlagerung von Innen nach Außen stattfindet. Bei geringeren Plattendicken ist ein ähnlicher Verlauf der Punktwolke wie bei den IH2-Anschlüssen in Bild 3.38 zu erkennen.

IH4 - Parameterstudie

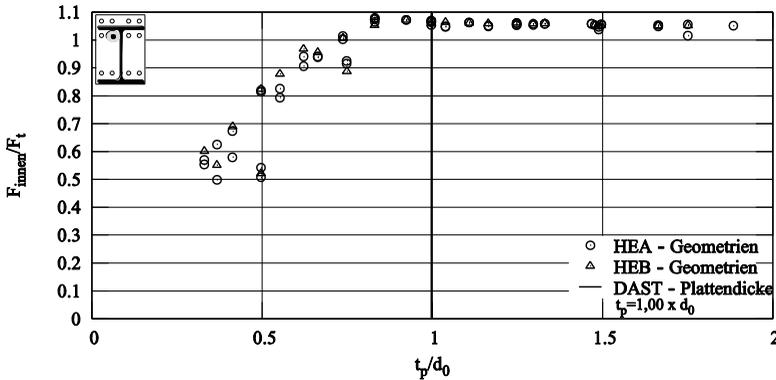


**Bild 3.49:** Auf  $F_t$  bezogene innere Schraubenkraft der innerhalb des Trägerprofils liegenden Schraubenreihe bei der elastischen Anschluss Tragfähigkeit  $M_{e,e} = 2/3 \cdot M_u$

Die Darstellung auf Traglastniveau zeigt, dass nicht erst bei der in [39] und [42] geforderten Mindestplattendicke sondern bereits bei geringeren Plattendicken die Grenztragfähigkeit der inneren Schraube erreicht wird. Da hierzu ein Kraftanteil der äußeren Schraube von ca.  $60\% \cdot F_t$  korrespondiert, kann die Mindestplattendicke von  $t_p = d_0$  im Hinblick auf Anschlüsse mit Schraubenversagen (DASt-Modell) als wirtschaftlich eingestuft werden (vgl. Bild 3.48). Bei Plattendicken  $< d_0$  kann der Ansatz des DASt-Modells jedoch nicht mehr verwendet werden. Die Anwendungsgrenze beschränkt sich lediglich auf das Schraubenversagen.

### 3.3 Erweiterung des Parameterbereiches mit Hilfe einer Parameterstudie

#### IH4 - Parameterstudie



**Bild 3.50:** Auf  $F_t$  bezogene innere Schraubenkraft der innerhalb des Trägerprofils liegenden Schraubenreihe im Traglastzustand- $M_u$

Die Schraubenkraftverteilung im überstehenden Plattenbereich stellt sich anders dar. Hier zeigt sich für alle Geometrien unabhängig von der Plattendicke eine annähernd konstante Verteilung der Schraubenkräfte  $F_{\text{außen}}/F_{\text{innen}}$  (vgl. Bild 3.51). In Abschnitt 3.1.2 wurde bereits der Einfluss der Lochabstände auf die Schraubenkraftverteilung dargestellt. Durch die Parameterstudie kann nun zusätzlich der Einfluss des Schraubendurchmessers verifiziert werden. Es zeigt sich, dass bei großen Schraubendurchmessern ( $>M27$ ) in der äußeren Schraube nur ca. 70% der inneren Schraubenkräfte erreicht werden. Bei steigendem Schraubendurchmesser treten aufgrund der Zunahme der Dehnsteifigkeit deutlich geringere Verformungen im Stirnplattenüberstand auf. Eine Umlagerung vom inneren zum äußeren Bereich über die Platte selber findet jedoch nur bei ausreichender Verformung statt. Somit tritt bei geringeren Schraubendurchmessern (M20) eine wesentlich gleichmäßigere Schraubenkraftverteilung auf.

Bei der innerhalb des Trägerprofils liegenden Schraubenreihe entfallen aufgrund der zusätzlichen Aussteifung durch den Trägersteg deutlich größere Schraubenkräfte auf die innere Schraube als im Plattenüberstand, was zu der in Bild 3.51 dargestellten gleichmäßigeren Schraubenkraftverteilung innerhalb der Schraubenreihe im Stirnplattenüberstand führt.

IH4 - Parameterstudie

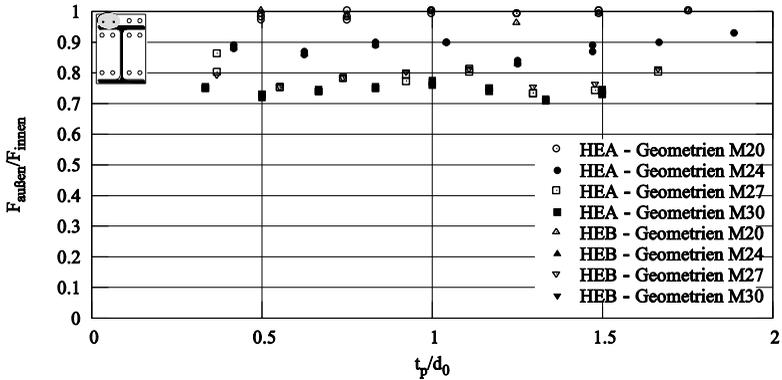


Bild 3.51: Vergleich der äußeren und inneren Schraubenkräfte der im Überstand liegenden Schraubenreihe von IH4-Anschlüssen bei der elastischen Anschluss Tragfähigkeit  $M_{el}=2/3 \cdot M_u$

Die Darstellung einer auf die Grenzzugkraft der Schraube  $F_t$  bezogenen Schraubenkraft ist auch für die Schrauben im Überstand sehr sinnvoll, da somit der Einfluss des Schraubendurchmessers berücksichtigt wird. In Bild 3.52 zeigt sich, dass bei steigender Plattendicke, die äußere Schraubenkraft zunächst annähernd linear ansteigt. Im mittleren Parameterbereich ( $t_p = d_0$ ) stagniert die Schraubenkraft. Erst bei sehr großen Plattendicken ist in den äußeren Schrauben ein erneuter Anstieg der Zugkräfte zu erkennen.

Ein Vergleich mit der äußeren bezogenen Schraubenkraft der innerhalb des Trägerprofils liegenden Schrauben ist aufgrund des fehlenden Stegeinflusses und der dadurch wesentlich höheren und gleichmäßigeren Ausnutzung nur bedingt sinnvoll.

### 3.3 Erweiterung des Parameterbereiches mit Hilfe einer Parameterstudie

#### IH4 - Parameterstudie

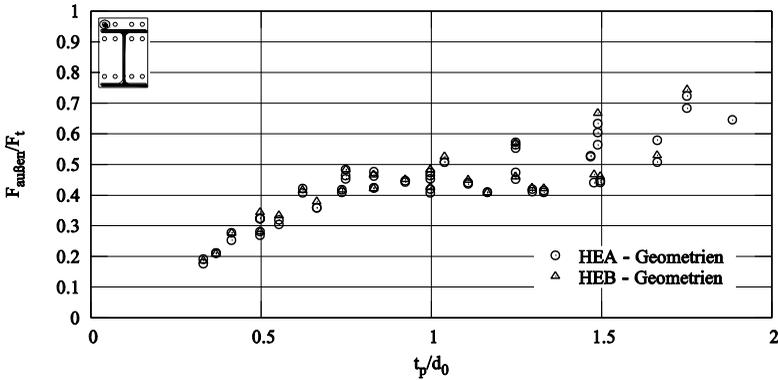


Bild 3.52: Auf  $F_t$  bezogene äußere Schraubenkraft der im Überstand liegenden Schraubenreihe bei der elastischen Anschlusstragfähigkeit  $M_{eE}=2/3 \cdot M_u$

Die gleiche Darstellung auf Traglastniveau zeigt, dass bei Anschlussgeometrien, die das im DAST-Modell geforderte Mindestmaß der Plattendicke erfüllen die äußere Schraube im Stirnplattenüberstand einen Kraftanteil von 80% der Grenzuzkraft der Schraube erhält. Somit kann das dort zugrunde liegende Modell der Schraubenkraftverteilung (Innen 100% - Außen 80%) auch für den Stirnplattenüberstand bestätigt werden.

#### IH4 - Parameterstudie

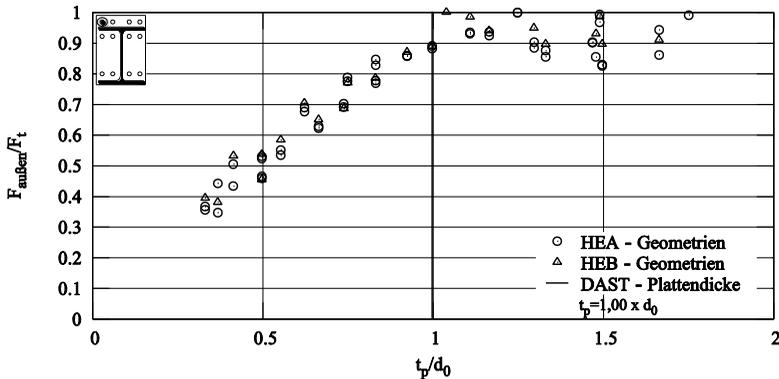


Bild 3.53: Auf  $F_t$  bezogene äußere Schraubenkraft der im Überstand liegenden Schraubenreihe auf Traglastniveau  $M_u$

Die gemeinsame Darstellung der auf die Grenzzugkraft bezogenen Schraubenkräfte im Stirnplattenüberstand zeigt trotz der bei großen Schraubendurchmessern auftretenden Schraubenkraftdifferenz von Innen nach Außen über den gesamten Parameterbereich eine geringe Streuung der Ergebnisse. Tendenziell erhalten die inneren Schrauben geringfügig größer Kraftanteile, doch die Unterschiede sind längst nicht so bedeutend wie bei der innerhalb des Trägerprofils liegenden Schraubenreihe. Es scheint demnach sinnvoll zu sein, eine gleichmäßige Schraubenkraftverteilung im Stirnplattenüberstand anzunehmen. Dies könnte z.B. durch die Angabe einer gemeinsamen Näherungsfunktion geschehen.

IH4 - Parameterstudie

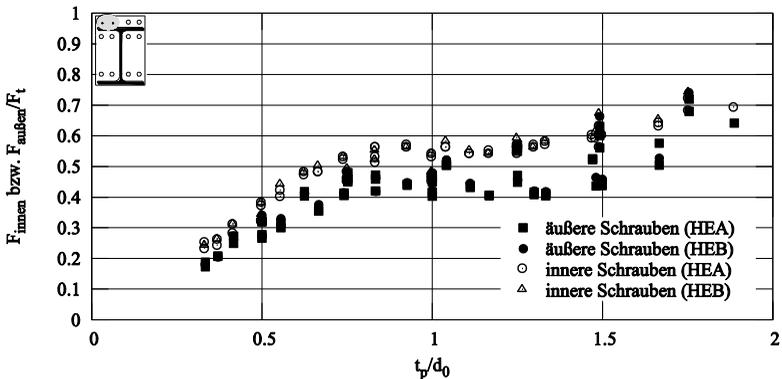


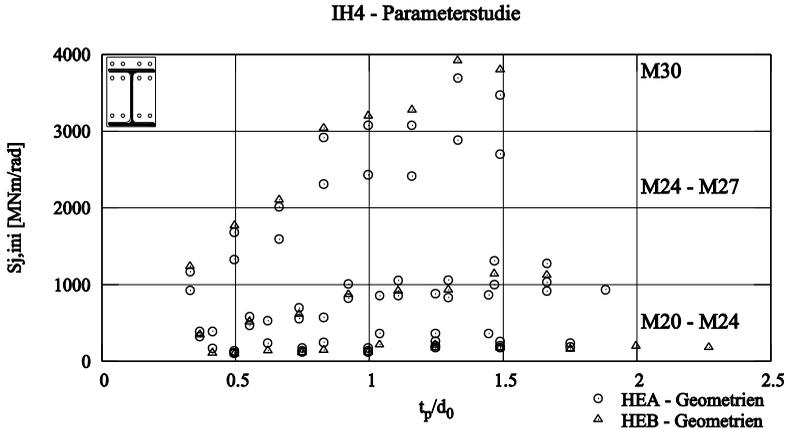
Bild 3.54: Auf  $F_t$  bezogene innere Schraubenkraft der im Überstand liegenden Schraubenreihe bei der elastischen Anschluss Tragfähigkeit  $M_{e,e} = 2/3 \cdot M_u$

### Steifigkeit

Die Betrachtung der absoluten Anfangssteifigkeiten von IH4-Geometrien in Bild 3.55 zeigt, dass analog zu IH2-Geometrien Anschlüsse mit geringen Schraubendurchmessern und geringer Profilhöhe und somit geringem Hebelarm der zugbeanspruchten Schraubenreihen zum Druckpunkt auch die geringsten absoluten Anfangssteifigkeiten liefern. Bei Schraubendurchmessern M20-M24 mit Profilhöhen  $h \approx 300$  mm bleibt die Anfangssteifigkeit bei steigender Plattendicke annähernd konstant. Das bedeutet, dass die elastische Anfangssteifigkeit maßgeblich von den Schrauben beeinflusst wird. Der Einfluss der Plattendicke ist vernachlässigbar gering. Anschlussgeometrien mit Schraubendurchmessern M30 und Profilhöhen bis 1000 mm liefern erwartungsgemäß die größten absoluten Anfangssteifigkeiten. Anders als bei IH2-Anschlüssen ist bei dieser Darstellung eine klarere Unterscheidung nach Schraubendurchmessern möglich, da der Einfluss

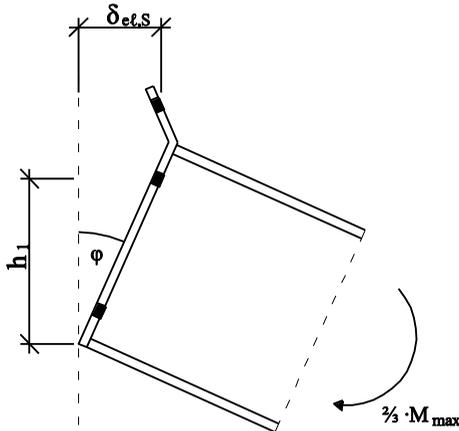
### 3.3 Erweiterung des Parameterbereiches mit Hilfe einer Parameterstudie

der Schrauben durch die zusätzliche Schraubenreihe im Stirnplattenüberstand verstärkt wird.



**Bild 3.55: Absolute Anfangssteifigkeit von IH4-Anschlüssen ohne Berücksichtigung der Schraubenvorspannung**

Die auf den Wert  $S_{el,max}$  bezogene Darstellung der Anfangssteifigkeit  $S_{j,ini}$  analog zu IH2-Anschlüssen, führt auch bei IH4-Geometrien zur besseren Vergleichbarkeit der Ergebnisse untereinander.



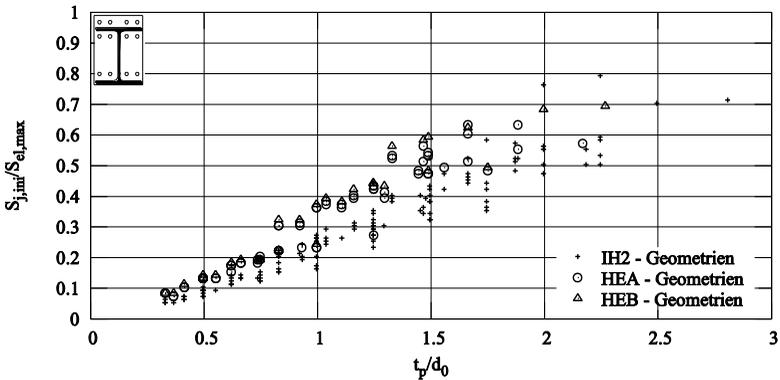
**Bild 3.56: Elastische Anschlussrotation bei IH4-Geometrie unter Vernachlässigung der Plattenverformung**

Im Gegensatz zu IH2-Anschlüssen befinden sich bei IH4-Geometrien jedoch 2 Schraubenreihen im Zugbereich. Bei der Bestimmung von  $M_{\max}$  wurde die Annahme getroffen, dass alle zugbeanspruchten Schrauben die maximale Grenzkraft  $F_{t,Rd}$  erreichen. Somit gilt beim Erreichen der elastischen Tragfähigkeit  $M_{e\ell} = 2/3 \cdot M_u$ , dass alle zugebeanspruchten Schrauben die gleichen elastischen Dehnungen  $\delta_{e\ell,S}$  aufweisen (vgl. Bild 3.56).

Gleichung (3.3) kann demnach auch bei überstehenden Anschlusskonfigurationen angewendet werden, da ein Ebenbleiben des Trägerquerschnittes vorausgesetzt wird. Demnach ist auch bei IH4-Anschlüssen der zur elastischen Dehnung der innerhalb des Trägerprofils liegenden Schraubenreihe zugehörige Hebelarm  $h_1$  zu verwenden.

Insgesamt zeigt sich im Vergleich mit den Ergebnissen der FE-Studie an IH2-Geometrien, dass die Angabe einer allgemeingültigen unteren Begrenzung als Abschätzung der Anfangssteifigkeit ohne Einfluss einer Schraubenvorspannung von IH2- und IH4- Anschlüssen zulässig ist.

**IH2- und IH4 - Parameterstudie**



**Bild 3.57: Auf  $S_{\max}$  bezogene Anfangssteifigkeit von IH4-Anschlüssen ohne Berücksichtigung der Schraubenvorspannung**

### 3.4 Zusammenfassung der Parameterstudie

Nachfolgend werden die gewonnenen Erkenntnisse der Parameterstudie stichpunktartig aufgeführt.

#### **IH2-Anschlusskonfigurationen:**

- Bei einem Plattendicken-Schraubendurchmesser-Verhältnis von  $t_p/d_0 < 0,8$  erreicht keine der im Zugbereich liegenden Schrauben die Grenzzugkraft, sodass dieser Bereich als reines Plattenversagen (Mode1) bezeichnet werden kann.
- Erreicht das Plattendicken-Schraubendurchmesser-Verhältnis einen Wert von  $t_p/d_0 = 1,5$ , so wird in beiden Schrauben im Zugbereich die Grenzzugkraft der Schraube erreicht, was als reines Schraubenversagen bezeichnet werden kann.
- Für den dazwischen liegende Bereich wird eine kombinierte Versagensform maßgebend.
- Die im DAST-Modell vorgeschlagene Mindestflanschdicke von  $t_p = 1,25 \cdot d_0$  kann durch die Parameterstudie bestätigt werden. Hierbei erreicht die innere Schraube 100% und die äußere Schraube 80% der Grenzzugkraft.
- Eine geringfügige Plastizierung der inneren Schraube kann auf Traglastniveau bestätigt werden. Eine Umlagerung vom inneren zum äußeren Bereich kann somit ohne vorzeitiges Versagen der inneren Schraube stattfinden.
- Durch auf die Anschlussgeometrie normierte Traglasten ( $M_u/M_{max}$ ) ergibt sich eine annähernd linearer Verlauf der Ergebnisse. Demnach kann für alle  $t_p/d_0$ -Werte eine realistische Beanspruchbarkeit durch die Angabe einer Grenzfunktion  $f(t_p; d_0)$  ermittelt werden.
- Gleiches kann für die Anfangssteifigkeit festgestellt werden. Hier wird als Bezugsgröße  $S_{ef, max}$  verwendet.

#### **IH4-Anschlusskonfigurationen:**

- Analog zu IH2-Anschlüssen kann auch hier die im DAST-Modell vorgeschlagene Mindestflanschdicke von  $t_p = 1,00 \cdot d_0$  durch die Parameterstudie bestätigt werden.
- Auch bei Anschlüssen mit zusätzlicher Schraubenreihe im Stirnplattenüberstand kann durch die Verwendung von auf die

Anschlussgeometrie normierten Traglasten ( $M_u/M_{max}$ ) mit Hilfe einer Grenzfunktion  $f(t_p; d_0)$  die Beanspruchbarkeit realistisch abgeschätzt werden.

- Bei der Anschlusssteifigkeit zeigt sich ein nahezu identisches Verhalten wie bei bündigen Anschlüssen.

# **4 Entwicklung eines mechanischen Modells zur Berechnung der Momenten Tragfähigkeit geschraubter Stirnplattenverbindungen**

## **4.1 Grundlegende Überlegungen zur Erweiterung der Komponentenmethode**

Die Ergebnisse der Parameterstudie aus Abschnitt 3.3, sowie die Analyse des aktuellen Bemessungsmodells aus Abschnitt 2.4.5 zeigen,

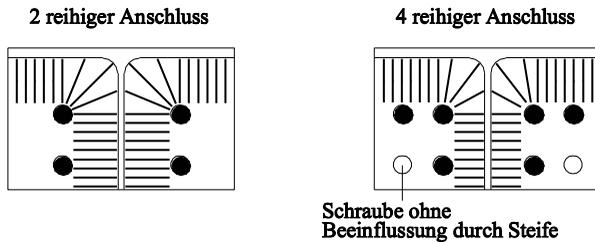
- dass zunächst die gedankliche Trennung von innerem und äußerem Bereich zu deutlich konservativen Ergebnissen führt.
- dass eine Umlagerung der Beanspruchung von innerer Schraube zur äußerer Schraube stattfindet.
- dass die innere Schraube trotz sprödem Tragverhalten ein geringfügiges Verformungsvermögen besitzt, was zu einem deutlichen Anstieg der Beanspruchung in der äußeren Schraube führt.

Demnach ist bei der Entwicklung eines wirtschaftlichen Bemessungsmodells im Wesentlichen die gegenseitige Beeinflussung von innerem und äußerem Bereich zu berücksichtigen. Des Weiteren ist bei der Erweiterung des Modells für biegebeanspruchte Platten auf 4 Schrauben je Schraubenreihe darauf zu achten, dass dieses zur bestehenden Komponentenmethode gemäß EC3-1-8 kompatibel und somit leicht zu integrieren ist.

Bei 2-reihigen Anschlusskonfigurationen wird die Zugkraft über den Steg und bei ausgesteiften Plattenbereichen zusätzlich über die stegnahen Steifenbereiche in die Schrauben eingeleitet. Hierfür liegen wirtschaftliche Bemessungsmodelle vor (vgl. Abschnitt 2.3)). In [4] wurde gezeigt, dass außen liegende Schrauben von 4-reihigen Anschlüssen ohne Beeinflussung durch ausgesteifte Plattenbereiche nur sehr geringe Lasten erhalten. Demnach ist der Einsatz von Steifen aus Wirtschaftlichkeitsgründen für diesen Geometriety unumgänglich (vgl. Bild 4.1).

## Entwicklung eines mechanischen Modells zur Berechnung der Momententragfähigkeit geschraubter Stirnplattenverbindungen

---



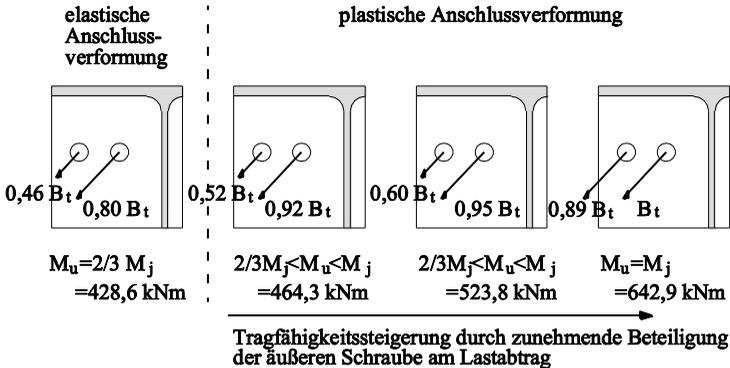
**Bild 4.1:** Lasteinleitung über Steg und Steife bei 2-reihigen und 4-reihigen Anschlussgeometrien

Für ausgesteifte Schraubenreihen wurde in Abschnitt 3.1.2 gezeigt, dass die Zugkraftanteile der außen liegenden und der innen liegenden Schraube bei sehr großen Plattendicken erwartungsgemäß nur gering variieren. Durch die große Steifigkeit kann die Platte als starr angenommen werden, so dass keine Biegeverformungen auftreten. Demnach treten in beiden Schrauben annähernd gleiche Dehnungen und entsprechend gleiche Zugbeanspruchungen auf.

Im Gegensatz dazu hat bei geringeren Plattendicken die unterschiedliche Beanspruchung von Trägerflansch und Trägersteg einen großen Einfluss auf die Schraubenkraftverteilung innerhalb einer Schraubenreihe. Während die Stegbeanspruchung fast vollständig auf die innere Schraube entfällt, muss bei dem Abtrag der Flanschkkräfte eine Verteilung auf innere und äußere Schraube vorgenommen werden. Bei breitflanschigen Trägerprofilen (HEA, HEB) aus [39] bzw. [45] kann von einer annähernd gleichmäßigen Beanspruchungsverteilung über den Trägerflansch auf innere und äußere Schraube ausgegangen werden. Bei schmalflanschigen (IPE) hingegen ist zu berücksichtigen, dass der Lastabtrag des kleinen Trägerflansches auf die äußere Schraube begrenzt ist.

Betrachtet man alle möglichen Versagenszustände der Stirnplatte analog Abschnitt 2.3, so wird die Grenztragfähigkeit bei einem Versagen der Stirnplatte durch vollständiges Plastizieren (geringe Plattendicke) nicht durch die Schraubenkraftverteilung innerhalb der Schraubenreihe beeinflusst. Erst bei einer kombinierten Versagensform, bei der nach dem Auftreten des ersten plastischen Momentengelenkes an der Lasteinleitungsstelle die Grenzzugkraft der inneren Schrauben erreicht wird, wird die Beanspruchbarkeit des gesamten Anschlusses durch den Zugkraftanteil der äußeren Schraube signifikant beeinflusst.

#### 4.1 Grundlegende Überlegungen zur Erweiterung der Komponentenmethode



**Bild 4.2:** Darstellung der Schraubenkraftverteilung bei verschiedenen Belastungszuständen – FE-Studie PS8,  $t_p=30\text{mm}$ , M24

Mit Hilfe von Bild 4.2 kann der Einfluss der Schraubenkräfte anschaulich erläutert werden. Im Bereich elastischer Anschlussverformungen zeigt sich ein deutlicher Unterschied zwischen innerer und äußerer Schraubenkraft. Mit dem Auftreten des plastischen Fließgelenkes in der Platte werden die Steifigkeitsverhältnisse im Anschluss derart verändert, so dass der äußere Bereich deutlich stärker am Lastabtrag beteiligt wird. Die innere Schraube hingegen erreicht bereits deutlich vor der Grenztragfähigkeit des Anschlusses ein sehr hohes Beanspruchungsniveau (95% der Grenzzugkraft der Schraube). Die vorhandenen Tragfähigkeitsreserven der äußeren Schraube (hier: 40% der Grenzzugkraft der Schraube) werden bis zum Erreichen der Anschlusstragfähigkeit annähernd vollständig ausgeschöpft.

Bei der Herleitung eines Bemessungsmodells für Schraubenreihen mit 4 Schrauben muss zur Berücksichtigung der gegenseitigen Beeinflussung von innerem und äußerem Bereich der Einfluss der Plattendicke, sowie der Einfluss der Aussteifung (Trägerflansch oder Steife) auf die Schraubenkraftverteilung in Steg- und in Flanschrichtung realistisch erfasst werden. Hierbei ist zu berücksichtigen, dass, wie in Bild 4.2 gezeigt, die Anschlusskomponente „innere Schraube“ ein zur Kraftumlagerung benötigtes Verformungsvermögen, trotz nachweislich sprödem Tragverhalten als Einzelbauteil bereitstellt.

Für den Stirnplattenüberstand können zunächst die im EC3-1-8 geregelten Modelle verwendet werden. Dies ist möglich, da die Lasteinleitung einzig durch den Trägerflansch/Steife erfolgt, was mit dem in der Komponentenmethode beschriebenen T-Stummel Modell übereinstimmt. Lediglich die Lage der Fließlinien im Stirnplattenüberstand und somit die Grenztragfähigkeit im

## **Entwicklung eines mechanischen Modells zur Berechnung der Momententragungsfähigkeit geschraubter Stirnplattenverbindungen**

---

Versagensmode 1 „reines Flanschfließen“ wird aufgrund der kontinuierlichen Lagerung maßgeblich beeinflusst (vgl. Abschnitt 3.2.5). Dieser Sachverhalt kann zum einen mit Hilfe von Schraubenreihengruppen gemäß EC3-1-8 aber auch über eine vom EC3-1-8 abweichende Definition des Hebelarms erfasst werden, da die Anzahl der Schrauben die zum Versagenszustand zugehörige Grenzkraft nicht beeinflusst. Bei einer kombinierten Versagensform (Mode2) oder reinem Schraubenversagen im Stirnplattenüberstand (Mode3) können die zusätzlichen Schrauben bei der Bestimmung der Grenzkraft des Überstandes direkt berücksichtigt werden. Hierfür kann das Tragverhalten mit Hilfe der Komponentenmethode beschrieben werden.

### **4.2 Herleitung der Grenztragfähigkeit im Versagensmode 1 (reines Flanschfließen)**

Die Schraubenkraftverteilung beeinflusst die Grenztragfähigkeit des im Zugbereich liegenden Plattenbereichs im Versagenszustand „reines Flanschfließen“ nicht. Somit ist analog zu 2-reihigen Anschlusskonfigurationen eine die plastischen Biegeverformungen in der Platte beschreibende effektive Fließlinie als einzige beeinflussende Größe zu berücksichtigen.

Mit diesem Hintergrund wird eine effektive Fließlinienlänge für 4-reihige Anschlüsse im Folgenden hergeleitet.

#### **4.2.1 Bestimmung der effektiven Fließlänge für die 4-reihige Anschlusskonfiguration**

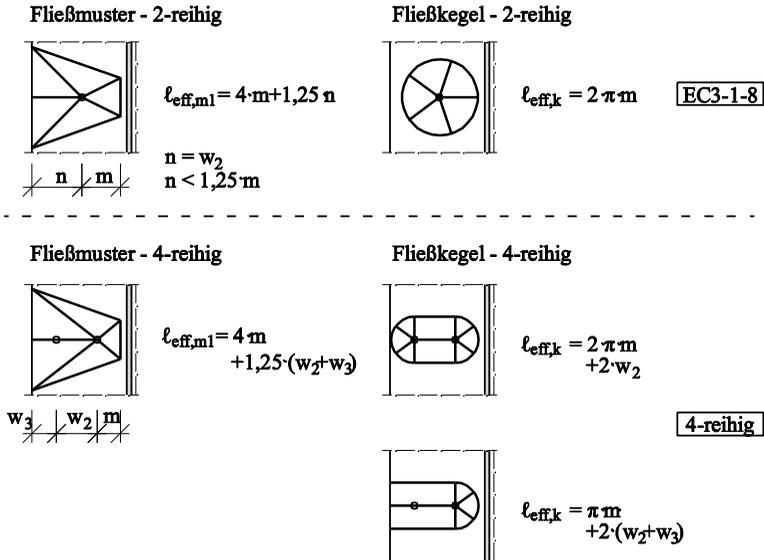
Zur Ermittlung des Tragverhaltens von 4-reihigen Anschlüssen analog zu EC3-1-8 ist die Kenntnis der Fließlinien der jeweiligen Versagensformen notwendig. Bei Mode 1-Versagen von 4-reihigen Anschlüssen können sich unter Vernachlässigung des Steifeneinflusses Fließmuster bzw. Fließkegel (vgl. Bild 4.3) ergeben, die denen im EC3-1-8 für 2-reihige sehr ähnlich sind.

Bei der Darstellung der Fließmuster von 2- bzw. 4-reihigen Anschlüssen wird, wie in Abschnitt 3.2.5 gezeigt werden konnte, eine durch die Schraubenachsen verlaufende plastische Fließlinie angenommen. Die Berücksichtigung der tatsächlichen Lage der Fließlinien ist aufgrund fehlender abgesicherter Ergebnisse nicht möglich. Demnach wird insbesondere bei 4-reihigen Anschlüssen ein möglicher positiver Einfluss auf die Fließlinie infolge zusätzlicher Klemmwirkung der Schraubnköpfe vernachlässigt. Die in Bild 4.3 dargestellte effektive Länge des Fließmusters  $\ell_{\text{eff},m1}$  kann unter Berücksichtigung

## 4.2 Herleitung der Grenztragfähigkeit im Versagensmode 1 (reines Flanschfließen)

der veränderten Geometrie ( $n=w_2+w_3$ ) analog zu 2-reihigen Anschlüssen bestimmt werden.

Für die Fließkegel kann der im EC3-1-8 geregelte Ansatz der vertikalen Gruppenbildung ebenso auf horizontale Schraubengruppen angewendet werden.



**Bild 4.3: Vergleich Fließlinienmuster 2-reihig / 4-reihig ohne Aussteifung**

Bei Berücksichtigung der Aussteifung durch den Trägerflansch oder eine stützenseitige Steife wird die Fließlinie in ihrer vertikalen Ausbreitung behindert. Dadurch wird die innere Arbeit beeinflusst und es kommt zu einer deutlichen Zunahme der Steifigkeit. Dies führt letztendlich zu einer größeren zur plastischen Grenztragfähigkeit korrespondierenden effektiven Länge für das Fließmuster.

Der vertikale Abstand der Steife zur nächsten Schraubenreihe beeinflusst die Ausbildung des Fließlinienmusters. Demnach stellt das in Bild 4.4 dargestellte Fließmuster einen Grenzfall dar, ab dem eine Verringerung des Abstandes keine weitere Steifigkeitssteigerung liefert. Eine ähnliche Vorgehensweise bei der Verwendung von Fließmustern zur Ermittlung der Momentenragfähigkeit von 4-reihigen Anschlüssen ist bei Steurer [48] und Bild 2.16 zu sehen.

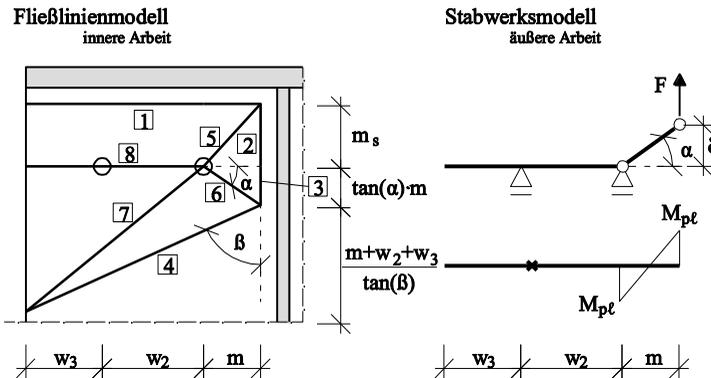
Möglichen Zwischenzustände beim Übergang von dem Fließmuster ohne Steifeneinfluss nach Bild 4.3 zum Fließmuster mit Steifeneinfluss nach Bild 4.4

## Entwicklung eines mechanischen Modells zur Berechnung der Momententragungsfähigkeit geschraubter Stirnplattenverbindungen

bedürfen einer eigenständigen Analyse von inneren und äußeren Arbeiten zur Bestimmung der effektiven Fließlinienlänge. Dieser Ansatz ist nicht praktikabel. Die Verwendung von typisierten Anschlüssen aus [39] und [45] stellt zudem ausschließlich Geometrien mit minimal, konstruktiv erforderlichen Schraubenabstand zur Steife bereit, bei denen der größtmögliche Steifeneinfluss erzielt werden kann. Demnach ist die Anwendung des in Bild 4.4 dargestellten Fließmusters mit Berücksichtigung des Steifeneinflusses möglich.

Bei Fließkegeln ist lediglich der Abstand  $m$  zur Stegeinspannung maßgebend, und da dieser durch die zusätzliche Steife nicht beeinflusst wird, existiert analog zum EC3-1-8 auch bei 4-reihigen Anschlüssen kein Einfluss der Steife auf die effektive Länge des Fließkegels.

Zur Ermittlung der äußeren Arbeit wird in Anlehnung an die Arbeit von Zoetemeijer [58] das ebenfalls in Bild 4.4 dargestellte Ersatzstabmodell verwendet. Aufgrund der geometrischen Randbedingungen des Ersatzstabmodells (T-Stummel) wird ausschließlich ein Lastabtrag in Stegrichtung berücksichtigt. Der Einfluss der Steife und somit der Lastabtrag in Flanschrichtung findet ausschließlich bei der Ermittlung der effektiven Länge Berücksichtigung. Somit ist eine, bei 4-reihigen Verbindungen notwendige Gewichtung des Lastabtrags in Steg- und Flanschrichtung nicht möglich. Insbesondere der Lastabtrag der äußeren Schraube, die aufgrund der Steifigkeitsverteilung innerhalb der Platte einen deutlich größeren Anteil aus dem Flansch erhält, bleibt unberücksichtigt. Da keine abgesicherten Ergebnisse zur Ausbildung von Fließlinien bei 4-reihigen Anschlusskonfigurationen vorliegen, ist eine Gewichtung der Lastabtragrichtungen bei der anschließenden Ermittlung der Grenztragfähigkeit zu berücksichtigen.



## 4.2 Herleitung der Grenztragfähigkeit im Versagensmode 1 (reines Flanschfließen)

---

### Bild 4.4: Fließlinienmuster für einen ausgesteiften 4-reihigen Anschluss

Mittels des oben dargestellten Fließlinienmusters kann die effektive Fließlinienlänge in Abhängigkeit der Schraubenabstände und der unbekanntem Winkel  $\alpha$  und  $\beta$  mit Hilfe des Arbeitssatzes bestimmt werden.

#### Innere Arbeit

Hierfür werden zunächst die Anteile aller Fließlinien (1-8) an der **inneren Arbeit** des dargestellten Musters über folgende Gleichung ermittelt:

$$A_{1,i} = m_{p\ell} \cdot \ell_i \cdot \varphi_i \quad (4.1)$$

Anschließend müssen die unbekanntem Winkel  $\alpha$  und  $\beta$  derart bestimmt werden, dass sich die geringste innere Arbeit ergibt. Durch das Gleichsetzen der inneren und äußeren Arbeiten kann abschließend die zur Grenztragfähigkeit im Versagensmodell korrespondierende effektive Länge des Fließmusters ermittelt werden.

#### Fließlinie 1

mit

$$\ell_1 = m + w_2 + w_3$$

$$\varphi_1 = \frac{\delta}{m_s} \quad (4.2)$$

$$\Rightarrow A_{1,1} = m_{p\ell} \cdot \ell_1 \cdot \varphi_1 = m_{p\ell} \cdot \delta \cdot \frac{(m + w_2 + w_3)}{m_s}$$

#### Fließlinie 2

mit

$$\ell_2 = m_s$$

$$\varphi_2 = \frac{\delta}{m} \quad (4.3)$$

$$\Rightarrow A_{1,2} = m_{p\ell} \cdot \ell_2 \cdot \varphi_2 = m_{p\ell} \cdot \delta \cdot \frac{m_s}{m}$$

**Fließlinie 3**

mit

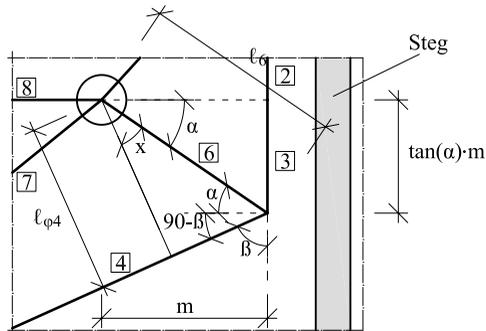
$$\ell_3 = \tan(\alpha) \cdot m$$

$$\varphi_3 = \frac{\delta}{m} \quad (4.4)$$

$$\Rightarrow A_{I,3} = m_{p\ell} \cdot \ell_3 \cdot \varphi_3 = m_{p\ell} \cdot \delta \cdot \tan(\alpha)$$

**Fließlinie 4:**

Zur Ermittlung des Anteils der inneren Arbeit der Fließlinie 4 wird die Darstellung in Bild 4.5 herangezogen.



**Bild 4.5: Ermittlung der im Traglastzustand auftretenden Rotation  $\varphi_4$**

mit

$$\ell_4 = \frac{m + w_2 + w_3}{\sin(\beta)}$$

$$\varphi_4 = \frac{\delta}{\ell_{\varphi 4}} = \frac{\delta}{\cos(x) \cdot \ell_6}$$

$$\text{mit } x = 180 - (90 - \beta) - \alpha - 90 = \alpha - \beta$$

$$\ell_6 = \frac{m}{\cos(\alpha)}$$

$$\Rightarrow \varphi_4 = \frac{\delta \cdot \cos(\alpha)}{\cos(\alpha - \beta) \cdot m}$$

$$\Rightarrow A_{I,4} = m_{p\ell} \cdot \ell_4 \cdot \varphi_4 = m_{p\ell} \cdot \delta \cdot \frac{(m + w_2 + w_3) \cdot \cos(\alpha)}{\sin(\beta) \cdot m \cdot \cos(\alpha - \beta)}$$

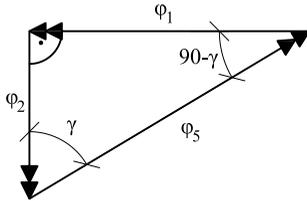
(4.5)

## 4.2 Herleitung der Grenztragfähigkeit im Versagensmode 1 (reines Flanschfließen)

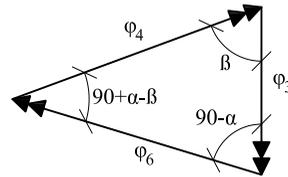
### Fließlinie 5

Die Rotation  $\varphi_5$  der Fließlinie 5 kann mit Hilfe des Sinussatzes und dem in Bild 4.6 a) dargestellten Dreieck abgeleitet werden. Hierfür müssen die Rotationen  $\varphi_1$  oder  $\varphi_2$  bekannt sein. Damit kann die Rotation unabhängig der unbekanntem Winkel  $\alpha$  und  $\beta$  definiert werden.

a) Rotationsdreieck für Fließlinie 5



b) Rotationsdreieck für Fließlinie 6



**Bild 4.6:** Rotationsdreieck zur Bestimmung der Rotation  $\varphi_5$  und  $\varphi_6$  über den Sinussatz

mit

$$\ell_5 = \sqrt{m_s^2 + m^2}$$

$$\frac{\varphi_5}{\sin(90)} = \frac{\varphi_1}{\sin(\gamma)} = \frac{\varphi_2}{\sin(90-\gamma)}$$

$$\Rightarrow \varphi_5 = \frac{\varphi_1}{\sin(\gamma)} = \frac{\delta}{m_s \cdot \sin(\gamma)}$$

(4.6)

$$\Rightarrow A_{1,5} = m_{p\ell} \cdot \ell_5 \cdot \varphi_5 = m_{p\ell} \cdot \delta \cdot \frac{\sqrt{m_s^2 \cdot m^2}}{m \cdot \sin(\gamma)}$$

**Fließlinie 6**

Analog zur Fließlinie 5 kann die Rotation  $\varphi_6$  der Fließlinie 6 ebenfalls durch den Sinussatz und dem in Bild 4.6 b) dargestellten Dreieck abgeleitet werden. Hierfür müssen die Rotationen  $\varphi_3$  oder  $\varphi_4$  bekannt sein. Eine winkelunabhängige Definition ist hierbei nicht möglich.

mit

$$\ell_6 = \frac{m}{\cos(\alpha)}$$

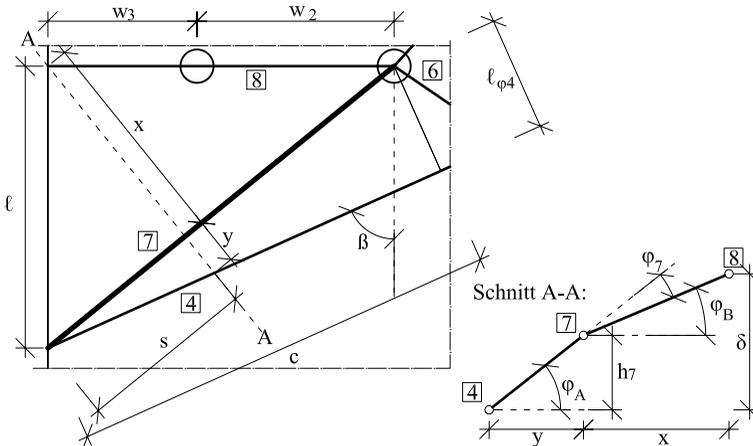
$$\frac{\varphi_6}{\sin(\beta)} = \frac{\varphi_3}{\sin(90 + \alpha - \beta)} = \frac{\varphi_4}{\sin(90 - \alpha)} \tag{4.7}$$

$$\Rightarrow \varphi_6 = \frac{\varphi_3 \cdot \sin(\beta)}{\sin(90 + \alpha - \beta)} = \frac{\delta \cdot \sin(\beta)}{m \cdot \cos(\alpha - \beta)}$$

$$\Rightarrow A_{I,6} = m_{p\ell} \cdot \ell_3 \cdot \varphi_3 = m_{p\ell} \cdot \delta \cdot \frac{\sin(\beta)}{\cos(\alpha) \cdot \cos(\alpha - \beta)}$$

**Fließlinie 7**

Zur Bestimmung der Rotation  $\varphi_7$  in der Fließlinie 7 ist erneut eine genauere Betrachtung des Fließmusters erforderlich (vgl. Bild 4.7).



**Bild 4.7: Ermittlung der im Traglastzustand auftretenden Rotation  $\varphi_7$**

## 4.2 Herleitung der Grenztragfähigkeit im Versagensmode 1 (reines Flanschfließen)

---

Aus dem Schnitt A-A kann zunächst der Winkel  $\varphi_7$  durch die Differenz der Winkel  $\varphi_A - \varphi_B$  ausgedrückt werden.

mit

$$h_7 = \frac{\delta \cdot s}{\ell_7}$$
$$\Rightarrow \varphi_A = \frac{h_7}{y} = \frac{\delta \cdot s}{\ell_7 \cdot y}$$

und

$$\Rightarrow \varphi_B = \frac{\delta - h_7}{x} = \frac{\delta - \frac{\delta \cdot s}{\ell_7}}{x} = \frac{\delta}{x} - \frac{\delta \cdot s}{\ell_7 \cdot x} \quad (4.8)$$

es ergibt sich :

$$\begin{aligned} \Rightarrow A_{I,7} &= m_{p\ell} \cdot \ell_7 \cdot \varphi_7 = m_{p\ell} \cdot \ell_7 \cdot (\varphi_A - \varphi_B) \\ &= m_{p\ell} \cdot \ell_7 \cdot \left( \frac{\delta \cdot s}{\ell_7 \cdot y} - \frac{\delta}{x} + \frac{\delta \cdot s}{\ell_7 \cdot x} \right) = m_{p\ell} \cdot \left( \frac{\delta \cdot s}{y} - \frac{\delta \cdot \ell_7}{x} + \frac{\delta \cdot s}{x} \right) \\ &= m_{p\ell} \cdot \delta \cdot \left( \frac{s}{y} + \frac{s}{x} - \frac{\ell_7}{x} \right) \end{aligned}$$

Durch den Strahlensatz lassen sich die zur Bestimmung der inneren Arbeit  $A_{I,7}$  erforderlichen Verhältnisse  $\frac{s}{y}$ ,  $\frac{s}{x}$  und  $\frac{\ell_7}{x}$  aus Gleichung (4.8) ermitteln.

**Entwicklung eines mechanischen Modells zur Berechnung der Momenten tragfähigkeit geschraubter Stirnplattenverbindungen**

---

$$\frac{s}{y} = \frac{c}{\ell_{\varphi 4}} = \frac{\cos(\alpha) \cdot c}{m \cdot \cos(\alpha - \beta)}$$

$$\text{mit } c = \frac{m + w_2}{\sin(\beta)} + \frac{\ell_{\varphi 4}}{\tan(\beta)} = \frac{m + w_2}{\sin(\beta)} + \frac{m \cdot \cos(\alpha - \beta)}{\cos(\alpha) \cdot \tan(\beta)}$$

$$\Rightarrow \frac{s}{y} = \frac{\cos(\alpha)}{m \cdot \cos(\alpha - \beta)} \cdot \left( \frac{m + w_2}{\sin(\beta)} + \frac{m \cdot \cos(\alpha - \beta)}{\cos(\alpha) \cdot \tan(\beta)} \right)$$

$$\frac{s}{x} = \frac{\ell}{w_2 + w_3} = \frac{\tan(\alpha) \cdot m + \frac{m + w_2 + w_3}{\tan(\beta)}}{w_2 + w_3} \tag{4.9}$$

$$\frac{\ell}{x} = \frac{\ell_7}{w_2 + w_3} \Rightarrow x = \frac{\ell \cdot (w_2 + w_3)}{\ell_7} \Rightarrow \frac{\ell_7}{x} = \frac{\ell_7^2}{\ell \cdot (w_2 + w_3)}$$

mit

$$\ell_7^2 = (w_2 + w_3)^2 + \ell^2$$

$$\Rightarrow \frac{\ell_7}{x} = \frac{(w_2 + w_3)^2 + \ell^2}{\ell \cdot (w_2 + w_3)} = \frac{(w_2 + w_3)}{\ell} + \frac{\ell}{(w_2 + w_3)}$$

mit

$$\ell = \tan(\alpha) \cdot m + \frac{m + w_2 + w_3}{\tan(\beta)}$$

Die so ermittelten Verhältnisse können in den Arbeitsanteil der Fleißlinie 7 aus Gleichung (4.8) eingesetzt und vereinfacht werden. Daraus ergibt sich der benötigte Arbeitsanteil  $A_{1,7}$  zu:

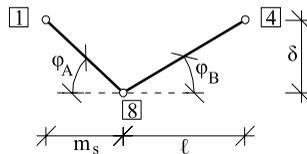
## 4.2 Herleitung der Grenztragfähigkeit im Versagensmode 1 (reines Flanschfließen)

$$A_{1,7} = m_{p\ell} \cdot \delta \cdot \left( \begin{array}{l} \frac{\cos(\alpha)}{m \cdot \cos(\alpha - \beta)} \cdot \left( \frac{m + w_2}{\sin(\beta)} + \frac{m \cdot \cos(\alpha - \beta)}{\cos(\alpha) \cdot \tan(\beta)} \right) \\ + \frac{\tan(\alpha) \cdot m + \frac{m + w_2 + w_3}{\tan(\beta)}}{w_2 + w_3} \\ - \frac{\tan(\alpha) \cdot m + \frac{m + w_2 + w_3}{\tan(\beta)}}{(w_2 + w_3)} \\ - \frac{\tan(\alpha) \cdot m + \frac{m + w_2 + w_3}{\tan(\beta)}}{(w_2 + w_3)} \end{array} \right) \quad (4.10)$$

$$A_{1,7} = m_{p\ell} \cdot \delta \cdot \left( \begin{array}{l} \frac{\cos(\alpha) \cdot (m + w_2)}{m \cdot \cos(\alpha - \beta) \cdot \sin(\beta)} + \frac{1}{\tan(\beta)} \\ - \frac{w_2 + w_3}{\tan(\alpha) \cdot m + \frac{m + w_2 + w_3}{\tan(\beta)}} \end{array} \right)$$

### Fließlinie 8

Mit Hilfe von Bild 4.8 kann die Rotation der Fließlinie 8 bestimmt werden.



**Bild 4.8:** Ermittlung der im Traglastzustand auftretenden Rotation  $\varphi_8$

**Entwicklung eines mechanischen Modells zur Berechnung der Momententragungsfähigkeit geschraubter Stirnplattenverbindungen**

---

$$\ell_8 = w_2 + w_3$$

$$\varphi_8 = \varphi_A + \varphi_B$$

mit

$$\varphi_A = \frac{\delta}{m_s}$$

und

$$\varphi_B = \frac{\delta}{\ell} \tag{4.11}$$

$$\Rightarrow \varphi_8 = \frac{\delta}{m_s} + \frac{\delta}{\tan(\alpha) \cdot m + \frac{m + w_2 + w_3}{\tan(\beta)}}$$

$$\Rightarrow A_{1,8} = m_{p\ell} \cdot \delta \cdot (w_2 + w_3) \cdot \left( \frac{1}{m_s} + \frac{1}{\tan(\alpha) \cdot m + \frac{m + w_2 + w_3}{\tan(\beta)}} \right)$$

Daraus ergibt sich die gesamte innere Arbeit des Fließmusters aus Bild 4.4 zu:

$$\begin{aligned} \sum_{i=1}^8 A_{1,i} &= m_{p\ell} \cdot \delta \cdot \frac{(m + w_2 + w_3)}{m_s} + m_{p\ell} \cdot \delta \cdot \frac{m_s}{m} + m_{p\ell} \cdot \delta \cdot \tan(\alpha) \\ &+ m_{p\ell} \cdot \delta \cdot \frac{(m + w_2 + w_3) \cdot \cos(\alpha)}{\sin(\beta) \cdot m \cdot \cos(\alpha - \beta)} + m_{p\ell} \cdot \delta \cdot \frac{\sqrt{m_s^2 \cdot m^2}}{m \cdot \sin(\gamma)} \\ &+ m_{p\ell} \cdot \delta \cdot \frac{\sin(\beta)}{\cos(\alpha) \cdot \cos(\alpha - \beta)} \\ &+ m_{p\ell} \cdot \delta \cdot \left( \frac{\cos(\alpha) \cdot (m + w_2)}{m \cdot \cos(\alpha - \beta) \cdot \sin(\beta)} + \frac{1}{\tan(\beta)} \right) \\ &- \frac{w_2 + w_3}{\tan(\alpha) \cdot m + \frac{m + w_2 + w_3}{\tan(\beta)}} \tag{4.12} \\ &+ m_{p\ell} \cdot \delta \cdot (w_2 + w_3) \cdot \left( \frac{1}{m_s} + \frac{1}{\tan(\alpha) \cdot m + \frac{m + w_2 + w_3}{\tan(\beta)}} \right) \end{aligned}$$

Durch Umstellung und Zusammenfassung lässt sich diese Gleichung vereinfacht darstellen.

## 4.2 Herleitung der Grenztragfähigkeit im Versagensmode 1 (reines Flanschfließen)

$$\sum_{i=1}^8 A_{L,i} = m_{p0} \cdot \delta \cdot \left( \begin{array}{l} \frac{m + 2 \cdot w_2 + 2 \cdot w_3}{m_s} + \frac{m_s}{m} + \tan(\alpha) \\ + \frac{m + 2 \cdot w_2 + 2 \cdot w_3}{m} \cdot \frac{\cos(\alpha)}{\sin(\beta) \cdot \cos(\alpha - \beta)} \\ + \frac{\sqrt{m_s^2 + m^2}}{m \cdot \sin(\gamma)} \cdot \frac{\cos(\alpha) \cdot \sin(\beta)}{\cos(\alpha - \beta)} \\ + \frac{\sin(\beta)}{\cos(\alpha) \cdot \cos(\alpha - \beta)} + \frac{1}{\tan(\beta)} \end{array} \right) \quad (4.13)$$

Zur Bestimmung der inneren Arbeit muss gelten:

$$\sum_{i=1}^8 A_{L,i} d\alpha = 0$$

und

$$\sum_{i=1}^8 A_{L,i} d\beta = 0 \quad (4.14)$$

Für  $\sum_{i=1}^8 A_{L,i} d\alpha = 0$  ergibt sich folgende Lösung:

$$\begin{aligned} \sum_{i=1}^8 A_{L,i} d\alpha = 1 + \tan^2(\alpha) - \frac{m + 2 \cdot w_2 + 2 \cdot w_3}{m} \cdot \frac{\sin(\alpha)}{\sin(\beta) \cdot \cos(\alpha - \beta)} \\ + \frac{m + 2 \cdot w_2 + 2 \cdot w_3}{m} \cdot \frac{\cos(\alpha) \cdot \sin(\alpha - \beta)}{\sin(\beta) \cdot \cos^2(\alpha - \beta)} + \frac{\sin(\beta) \cdot \sin(\alpha)}{\cos^2(\alpha) \cdot \cos(\alpha - \beta)} \\ + \frac{\sin(\beta) \cdot \sin(\alpha - \beta)}{\cos(\alpha) \cos^2(\alpha - \beta)} = 0 \end{aligned} \quad (4.15)$$

Durch Umformung kann der Ausdruck  $\sum_{i=1}^8 A_{L,i} d\alpha$  wie folgt geschrieben werden:

**Entwicklung eines mechanischen Modells zur Berechnung der Momententragsfähigkeit geschraubter Stirnplattenverbindungen**

---

$$\sum_{i=1}^8 A_{I,i} d\alpha = 1 + \tan^2(\alpha) - \frac{m + 2 \cdot w_2 + 2 \cdot w_3}{m} \cdot \frac{1}{\cos^2(\alpha - \beta)} + \frac{1}{\cos^2(\alpha)} - \frac{1}{\cos^2(\alpha - \beta)} = 0$$

mit (4.16)

$$1 + \tan^2(\alpha) = \frac{\cos^2(\alpha) - \cos^2(\alpha) + 2}{\cos^2(\alpha)}$$

$$\Rightarrow \cos^2(\alpha) = \frac{m}{m + w_2 + w_3} \cdot \cos^2(\alpha - \beta)$$

Für  $\sum_{i=1}^8 A_{I,i} d\beta = 0$  ergibt sich folgende Lösung:

$$\begin{aligned} \sum_{i=1}^8 A_{I,i} d\beta &= -\frac{m + 2 \cdot w_2 + 2 \cdot w_3}{m} \cdot \frac{\cos(\alpha) \cdot \cos(\beta)}{\sin^2(\beta) \cdot \cos(\alpha - \beta)} \\ &\quad - \frac{m + 2 \cdot w_2 + 2 \cdot w_3}{m} \cdot \frac{\cos(\alpha) \cdot \sin(\alpha - \beta)}{\sin(\beta) \cdot \cos^2(\alpha - \beta)} + \frac{\cos(\beta)}{\cos(\alpha) \cdot \cos(\alpha - \beta)} \\ &\quad - \frac{\sin(\beta) \cdot \sin(\alpha - \beta)}{\cos(\alpha) \cdot \cos^2(\alpha - \beta)} - \frac{1 + \tan^2(\beta)}{\tan^2(\beta)} = 0 \end{aligned} \quad (4.17)$$

Durch Umformung kann der Ausdruck  $\sum_{i=1}^8 A_{I,i} d\beta$  wie folgt geschrieben werden:

$$\sum_{i=1}^8 A_{I,i} d\beta = \frac{2 \cdot (m + w_2 + w_3)}{m} \cdot \frac{1}{\cos^2(\alpha - \beta)} - \frac{m + 2 \cdot w_2 + 2 \cdot w_3}{m} \cdot \frac{1}{\sin^2(\beta)} - \frac{1 + \tan^2(\beta)}{\tan^2(\beta)} = 0$$

mit

$$\frac{1 + \tan^2(\beta)}{\tan^2(\beta)} = \frac{1 + \frac{\sin^2(\beta)}{1 - \sin^2(\beta)}}{\frac{\sin^2(\beta)}{1 - \sin^2(\beta)}} = \frac{1}{\sin^2(\beta)}$$

$$\Rightarrow \cos^2(\alpha - \beta) = \sin^2(\beta) \quad (4.18)$$

Durch Einsetzen der Lösung für  $\cos^2(\alpha - \beta)$  aus Gleichung (4.18) in Gleichung (4.16) kann folgende Gleichung formuliert werden:

## 4.2 Herleitung der Grenztragfähigkeit im Versagensmode 1 (reines Flanschfließen)

---

$$\cos^2(\alpha) = \frac{m}{m + w_2 + w_3} \cdot \sin^2(\beta) \quad (4.19)$$

Wird für  $\cos(\alpha - \beta)$  eine andere Schreibweise gewählt, ergibt sich eine neue Gleichung, die mit Hilfe von Gleichung (4.19) letztlich nur von dem Winkel  $\beta$  abhängig ist. Somit kann eine ausschließlich von Geometriedaten abhängige Lösung für den Winkel  $\beta$  formuliert werden.

$$\begin{aligned} \cos(\alpha - \beta) &= \sin(\beta) \\ \sin(\beta) &= \cos(\alpha) \cdot \cos(\beta) + \sin(\alpha) \cdot \sin(\beta) \\ \sin(\beta) &= \sqrt{\frac{m}{m + w_2 + w_3}} \cdot \sin(\beta) \cdot \sqrt{1 - \sin^2(\beta)} + \sqrt{1 - \cos^2(\alpha)} \cdot \sin(\beta) \\ \Rightarrow 1 &= \sqrt{\frac{m}{m + w_2 + w_3}} \cdot \sqrt{1 - \sin^2(\beta)} + \sqrt{1 - \cos^2(\alpha)} \\ \Rightarrow \sin(\beta) &= 2 \cdot \frac{\sqrt{(m + w_2 + w_3) \cdot (3 \cdot m + 4 \cdot w_2 + 4 \cdot w_3)}}{4 \cdot m + 4 \cdot w_2 + 4 \cdot w_3} \end{aligned} \quad (4.20)$$

Unter Verwendung von Gleichung (4.20) ist die Bestimmung von  $\cos(\alpha)$  aus Gleichung (4.19) möglich.

$$\begin{aligned} \cos(\alpha) &= \sqrt{\frac{m}{m + w_2 + w_3}} \cdot 2 \cdot \frac{\sqrt{(m + w_2 + w_3) \cdot (3 \cdot m + 4 \cdot w_2 + 4 \cdot w_3)}}{4 \cdot m + 4 \cdot w_2 + 4 \cdot w_3} \\ &= \frac{1}{2} \cdot \frac{\sqrt{\frac{m}{m + w_2 + w_3}} \cdot \sqrt{(m + w_2 + w_3) \cdot (3 \cdot m + 4 \cdot w_2 + 4 \cdot w_3)}}{m + w_2 + w_3} \end{aligned} \quad (4.21)$$

Somit kann die gesamte ermittelte innere Arbeit aus Gleichung (4.13) mit Hilfe von Geometriedaten formuliert werden.

### Äußere Arbeit

Die gesamte **äußere Arbeit** ergibt sich in dem Versagenszustand des reinen Flanschfließens nach Bild 4.4 zu:

$$\sum_{i=1}^1 A_{A,i} = F \cdot \delta \quad (4.22)$$

## Entwicklung eines mechanischen Modells zur Berechnung der Momenten tragfähigkeit geschraubter Stirnplattenverbindungen

Über die Bedingung  $A_A = A_I$  kann folgende Formulierung geschrieben werden. Aus Gründen der Übersichtlichkeit wird hierbei auf die ausführliche Darstellung von  $\sin(\beta)$  aus (4.20) und  $\cos(\alpha)$  aus (4.21) verzichtet.

$$F \cdot \delta = m_{p\ell} \cdot \delta \cdot \left( \begin{array}{l} \frac{m + 2 \cdot w_2 + 2 \cdot w_3}{m_s} + \frac{m_s}{m} + \tan(\alpha) \\ + \frac{m + 2 \cdot w_2 + 2 \cdot w_3}{m} \cdot \frac{\cos(\alpha)}{\sin(\beta) \cdot \cos(\alpha - \beta)} \\ + \frac{\sqrt{m_s^2 + m^2}}{m \cdot \sin(\gamma)} \cdot \frac{\cos(\alpha) \cdot \sin(\beta)}{\cos(\alpha - \beta)} \\ + \frac{\sin(\beta)}{\cos(\alpha) \cdot \cos(\alpha - \beta)} + \frac{1}{\tan(\beta)} \end{array} \right) \quad (4.23)$$

Unter Berücksichtigung des plastischen Momentenverlaufs aus Bild 4.4 kann Gleichung (4.23) so umgeschrieben werden, dass die zur Tragfähigkeit korrespondierende effektive Länge des Fließmusters ermittelt werden kann.

$$F \cdot m = 2 \cdot M_{p\ell} = m_{p\ell} \cdot m \cdot \left( \begin{array}{l} \frac{m + 2 \cdot w_2 + 2 \cdot w_3}{m_s} + \frac{m_s}{m} + \tan(\alpha) \\ + \frac{m + 2 \cdot w_2 + 2 \cdot w_3}{m} \cdot \frac{\cos(\alpha)}{\sin(\beta) \cdot \cos(\alpha - \beta)} \\ + \frac{\sqrt{m_s^2 + m^2}}{m \cdot \sin(\gamma)} \cdot \frac{\cos(\alpha) \cdot \sin(\beta)}{\cos(\alpha - \beta)} \\ + \frac{\sin(\beta)}{\cos(\alpha) \cdot \cos(\alpha - \beta)} + \frac{1}{\tan(\beta)} \end{array} \right) \quad (4.24)$$

$$\Rightarrow M_{p\ell} = m_{p\ell} \cdot \frac{m}{2} \cdot \left( \begin{array}{l} \frac{m + 2 \cdot w_2 + 2 \cdot w_3}{m_s} + \frac{m_s}{m} + \tan(\alpha) \\ + \frac{m + 2 \cdot w_2 + 2 \cdot w_3}{m} \cdot \frac{\cos(\alpha)}{\sin(\beta) \cdot \cos(\alpha - \beta)} \\ + \frac{\sqrt{m_s^2 + m^2}}{m \cdot \sin(\gamma)} \cdot \frac{\cos(\alpha) \cdot \sin(\beta)}{\cos(\alpha - \beta)} \\ + \frac{\sin(\beta)}{\cos(\alpha) \cdot \cos(\alpha - \beta)} + \frac{1}{\tan(\beta)} \end{array} \right) \quad (4.25)$$

## 4.2 Herleitung der Grenztragfähigkeit im Versagensmode 1 (reines Flanschfließen)

---

$$\Rightarrow \ell_{\text{eff,m1}} = \frac{m}{2} \cdot \left( \begin{array}{l} \frac{m + 2 \cdot w_2 + 2 \cdot w_3}{m_s} + \frac{m_s}{m} + \tan(\alpha) \\ + \frac{m + 2 \cdot w_2 + 2 \cdot w_3}{m} \cdot \frac{\cos(\alpha)}{\sin(\beta) \cdot \cos(\alpha - \beta)} \\ + \frac{\sqrt{m_s^2 + m^2}}{m \cdot \sin(\gamma)} \cdot \frac{\cos(\alpha) \cdot \sin(\beta)}{\cos(\alpha - \beta)} \\ + \frac{\sin(\beta)}{\cos(\alpha) \cdot \cos(\alpha - \beta)} + \frac{1}{\tan(\beta)} \end{array} \right) \quad (4.26)$$

Die effektive Fließlänge für das Fließmuster aus Bild 4.4  $\ell_{\text{eff,m1}}$  kann mit Hilfe der oben ermittelten Lösung für  $\cos(\alpha - \beta) = \sin(\beta)$  wie folgt umgeschrieben werden.

$$\ell_{\text{eff,m1}} = \frac{m}{2} \cdot \left( \begin{array}{l} \frac{m + 2 \cdot w_2 + 2 \cdot w_3}{m_s} + \frac{m_s}{m} + \frac{\sqrt{1 - \cos^2(\alpha)}}{\cos(\alpha)} \\ + \frac{m + 2 \cdot w_2 + 2 \cdot w_3}{m} \cdot \frac{\cos(\alpha)}{\sin^2(\beta)} \\ + \frac{\sqrt{m_s^2 + m^2}}{m \cdot \sin(\gamma)} \cdot \cos(\alpha) \\ + \frac{1}{\cos(\alpha)} + \frac{\sqrt{1 - \sin^2(\beta)}}{\sin(\beta)} \end{array} \right) \quad (4.27)$$

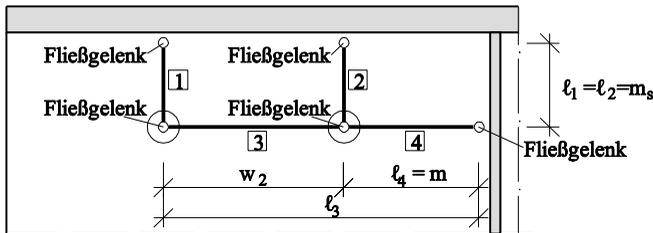
mit:

$$\begin{aligned} \sin(\beta) &= \frac{1}{2} \cdot \frac{\sqrt{(m + w_2 + w_3) \cdot (3 \cdot m + 4 \cdot w_2 + 4 \cdot w_3)}}{m + m_1 + n} \\ \cos(\alpha) &= \frac{1}{2} \cdot \frac{\sqrt{(m + w_2 + w_3) \cdot (3 \cdot m + 4 \cdot w_2 + 4 \cdot w_3)}}{m + w_2 + w_3} \cdot \sqrt{\frac{m}{m + w_2 + w_3}} \\ \sin(\gamma) &= \sin\left(\arctan\left(\frac{m}{m_s}\right)\right) \end{aligned} \quad (4.28)$$

### 4.2.2 Ermittlung der Grenztragfähigkeit – Versagensmode 1

Bei 2-reihigen Verbindungen spielt die Gewichtung der Lastabtragsrichtungen Steg und Flansch aufgrund der nur geringen unterschiedlichen Abstände  $m$  und  $m_s$  eine eher untergeordnete Rolle, da letztlich die gesamte Beanspruchung durch eine Schraube aufgenommen wird.

Bei 4-reihigen Anschlussstypen sind die durch die Abstände definierten Fließigkeiten der äußeren Schraube jedoch stark unterschiedlich. Wie bereits in Abschnitt 4.2.1 erwähnt wird, muss insbesondere für die äußere Schraube eine getrennte Betrachtung der Lastabtragsrichtungen und somit eine Gewichtung der die Tragfähigkeit maßgeblich beeinflussenden Größe, **die effektive Fließlinienlänge**, erfolgen. Hierzu kann das in Bild 4.9 dargestellte Stabmodell zur Berücksichtigung der Steifigkeitsverteilung in der Platte verwendet werden.



**Bild 4.9: Stabmodell zur Verteilung der Lasten auf die vorhandenen Schrauben**

Die ermittelte, maßgebende effektive Länge  $\ell_{\text{eff},1} = \min(\ell_{\text{eff},m1} ; \ell_{\text{eff},k})$  (vgl. Tabelle 4.3) wird gemäß der Biegesteifigkeit der einzelnen Stäbe 1-4 auf den Flansch und den Steg aufgeteilt. Dabei wird die Biegesteifigkeit unter Annahme eines 1 mm breiten Stabes der Länge  $\ell_i$  mit

$$K_i = \frac{E \cdot t_p^3}{12 \cdot \ell_i^3} \quad (4.29)$$

ermittelt. Dabei kann die Biegesteifigkeit des horizontalen Ersatzstabes vom Steg zur äußeren Schraube durch den Stabzug 3 und 4 gemäß Bild 4.9 abgebildet werden.

Die Verteilungsgrößen  $\rho_F$  (Flanschanteil) und  $\rho_S$  (Steganteil) können demnach mit Gleichung (4.30) ermittelt werden.

## 4.2 Herleitung der Grenztragfähigkeit im Versagensmode 1 (reines Flanschfließen)

---

$$\rho_F = \frac{K_1 + K_2}{\sum_{i=1}^4 K_i}$$

und (4.30)

$$\rho_S = \frac{K_3 + K_4}{\sum_{i=1}^4 K_i}$$

Damit kann die Verteilung der maßgebenden effektiven Länge auf Flansch (Index F) und Steg (Index S) mit

$$\ell_{\text{eff},1,F} = \rho_F \cdot \ell_{\text{eff},1}$$

und (4.31)

$$\ell_{\text{eff},1,S} = \rho_S \cdot \ell_{\text{eff},1}$$

durchgeführt werden.

Bei IH4-Anschlüssen mit einer Schraubenreihe im Stirnplattenüberstand können somit die Anteile des Flansches und des Steges an der Grenztragfähigkeit der innerhalb des Trägerprofils im Zugbereich liegenden Schraubenreihe mit dem Modell des T-Stummels gemäß Bild 4.10 a) bestimmt werden. Dabei sind lediglich die unterschiedlichen Hebelarme  $m$  und  $m_s$  zu berücksichtigen.

$$F_{t,i,F,Rd} = \frac{4 \cdot m_{p\ell,Platte,d} \cdot \rho_F \cdot \ell_{\text{eff},1}}{m_s} \quad [\text{kN}]$$

und

$$F_{t,i,S,Rd} = \frac{4 \cdot m_{p\ell,Platte,d} \cdot \rho_S \cdot \ell_{\text{eff},1}}{m} \quad [\text{kN}] \quad (4.32)$$

$\Rightarrow$

$$F_{t,i,Rd} = F_{t,i,F,Rd} + F_{t,i,S,Rd} \quad [\text{kN}]$$

Die Grenztragfähigkeit des Stirnplattenüberstandes kann analog zu der im EC3-1-8 [13] angegebenen Vorgehensweise ohne Berücksichtigung einer möglichen Reduktion des Hebelarmes aufgrund der kontinuierlichen Lagerung durch die Schrauben mit

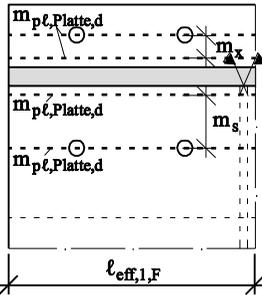
$$F_{t,i,F,Rd}^* = \frac{4 \cdot m_{p\ell,Platte,d} \cdot \ell_{\text{eff},1}}{m_x} \quad [\text{kN}] \quad (4.33)$$

## Entwicklung eines mechanischen Modells zur Berechnung der Momententragungsfähigkeit geschraubter Stirnplattenverbindungen

ermittelt werden. Dabei werden die zugehörigen effektiven Längen für die möglichen Fließmuster bzw. Fließkegel analog zur Regelung bei vertikalen Schraubenreihengruppen im EC3-1-8 auf die horizontalen Gruppen im Stirnplattenüberstand angewendet (vgl. Tabelle 4.2).

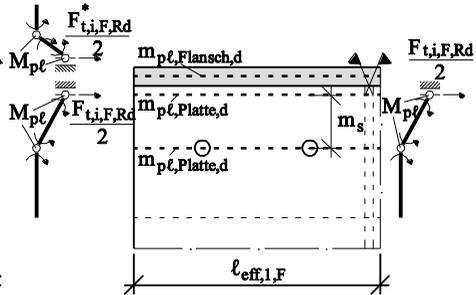
### a) IH4-Anschlusskonfiguration

Lastabtragsrichtung zum Flansch

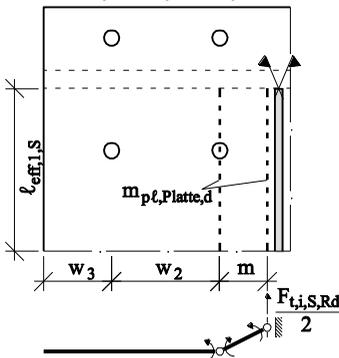


### b) IH2-Anschlusskonfiguration

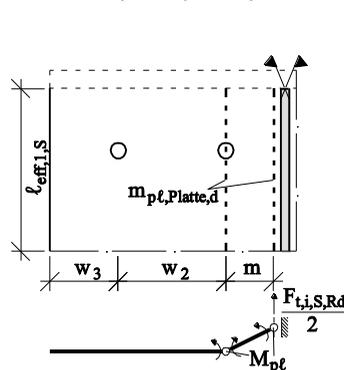
Lastabtragsrichtung zum Flansch  
Flansch- oder Plattentragsfähigkeit maßgebend



Lastabtragsrichtung zum Steg



Lastabtragsrichtung zum Steg



**Bild 4.10:** Nach Lastabtragsrichtung gewichtete Tragfähigkeitsanteile von IH2- und IH4-Anschlüsse für den Versagensmode 1

Anders als bei den überstehenden IH4-Anschlüssen stellt sich die Lasteinleitung vom Trägerflansch in die Platte bei bündigen IH2-Anschlüssen aufgrund der fehlenden Schraubenreihe im Überstand als unsymmetrisch dar (L-Stummel) (vgl. Bild 4.10 b)). Es können demnach auch Biegeverformungen im Trägerflansch auftreten, die zur Ausbildung eines plastischen Fließgelenkes führen können (vgl. Bild 2.12 und Bild 3.23). Dies ist bei der Berechnung des Grenztragfähigkeitsanteils in Flanschrichtung zu berücksichtigen.

## 4.2 Herleitung der Grenztragfähigkeit im Versagensmode 1 (reines Flanschfließen)

---

Insgesamt kann die Grenztragfähigkeit bei IH2-Anschlüssen mit

$$F_{t,i,F,Rd} = \frac{4 \cdot m_{p\ell,Platte,d} \cdot \rho_F \cdot \ell_{eff,1}}{m_s} \quad [\text{kN}]$$
$$< \frac{2 \cdot (m_{p\ell,Platte,d} + m_{p\ell,Flansch,d}) \cdot \rho_F \cdot \ell_{eff,1}}{m_s}$$

und (4.34)

$$F_{t,i,S,Rd} = \frac{4 \cdot m_{p\ell,Platte,d} \cdot \rho_S \cdot \ell_{eff,1}}{m} \quad [\text{kN}]$$

⇒

$$F_{t,i,Rd} = F_{t,i,F,Rd} + F_{t,i,S,Rd} \quad [\text{kN}]$$

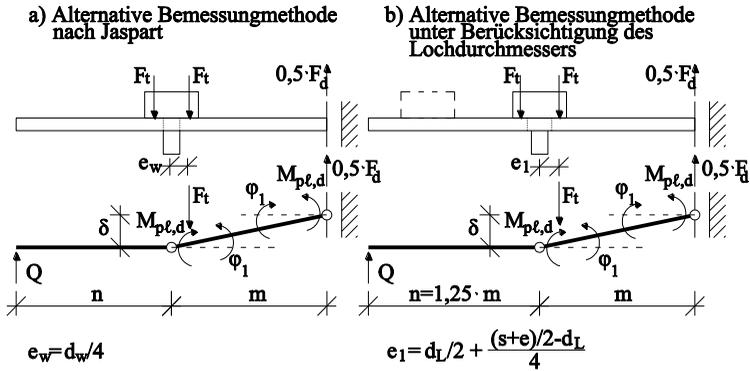
bestimmt werden.

### 4.2.3 Alternative Bestimmung der Tragfähigkeit unter Berücksichtigung der Einspannung am Schraubenkopf

Bei der oben beschriebenen Vorgehensweise zur Bestimmung der Grenztragfähigkeit liegt die Annahme zugrunde, dass die plastischen Momentengelenke in der Schraubenachse auftreten. Hierbei bleibt jedoch der positive Einfluss der Teileinspannung der Platte am Schraubenkopf bzw. -mutter und somit eine Reduktion des Hebelarms unberücksichtigt (vgl. Bild 2.8).

Das alternative Bemessungskonzept zur Bestimmung der Grenztragfähigkeit bei Versagensmode 1 von Jaspert [30] berücksichtigt eine realistischere Kraftverteilung unter dem Schraubenkopf. Durch die zusätzliche Berücksichtigung des Lochdurchmessers kann die alternative Methode von Jaspert so erweitert werden, dass eine wirtschaftlichere Berechnung der Grenztragfähigkeit möglich ist. Da bei bündigen Anschlüssen bei der Betrachtung des Lastabtrags in Flanschrichtung das Fließgelenk nicht zwangsläufig in der Platte auftritt (vgl. Abschnitt 3.2.5), ist bei der Formulierung des alternativen Bemessungsmodells die Unterscheidung in T-Stummel- und L-Stummel-Modell vorzunehmen.

**Entwicklung eines mechanischen Modells zur Berechnung der Momenten Tragfähigkeit geschraubter Stirnplattenverbindungen**



**Bild 4.11: Alternative Bemessungsmethode nach Jaspert [30] und zusätzliche Berücksichtigung des Lochdurchmessers**

Nachfolgend wird die Herleitung des erweiterten alternativen Bemessungsmodells der Grenztragfähigkeit für den T-Stummel formuliert (vgl. Bild 4.11 b)). Dabei wird der Abstand der Stützkraft  $F_t$ , die einen Anteil zur äußeren Arbeit leistet, unter Berücksichtigung von Schraubenkopfgeometrie und Lochdurchmesser angesetzt. Zusätzlich ist zur Herleitung des alternativen Bemessungsmodells die Kenntnis über die Lage der Abstützkraft  $Q$  notwendig. Da die äußere Schraube nachweislich nur einen geringen Tragfähigkeitsanteil aufgrund der geringen Steifigkeit des Stabzuges 3+4 aus Bild 4.9 in Stegrichtung aufweist, kann der vereinfachte Ansatz  $n=1,25 \cdot m$  analog zu der Vorgehensweise nach Zoetemeijer [58] verwendet werden.

Anstelle der Exzentrizität  $e_w$  nach Jaspert [30] wird die Exzentrizität  $e_1$  verwendet.

$$e_1 = \frac{d_\ell}{2} + \frac{\frac{s+e}{2} - d_\ell}{4} = \frac{d_\ell}{4} + \frac{s+e}{8} \quad (4.35)$$

mit  $d_\ell$ : Lochdurchmesser des Schraubenloches  
 $s$ : Schlüsselweite des Schraubenkopfes  
 $e$ : Schraubeneckmaß

Die äußere Arbeit des in Bild 4.11 b) dargestellten Fließmodells ergibt sich zu:

$$A_{A,Alt} = \frac{F}{2} \cdot \varphi \cdot m - F_t \cdot \varphi \cdot e_1 \quad (4.36)$$

## 4.2 Herleitung der Grenztragfähigkeit im Versagensmode 1 (reines Flanschfließen)

Die innere Arbeit ergibt sich gemäß Bild 4.11 b) zu:

$$A_{I,Alt} = -2 \cdot M_{p\ell,d} \cdot \varphi \quad (4.37)$$

Über die Voraussetzung, dass gilt:  $A_{A,Alt} + A_{I,Alt} = 0$  folgt:

$$F_d = \frac{\left( 2 \cdot M_{p\ell,d} + F_T \cdot \left( \frac{d_\ell}{4} + \frac{s+e}{8} \right) \right) \cdot 2}{m} \quad (4.38)$$

mit

$$M_{p\ell,d} = m_{p\ell,d} \cdot \ell_{\text{eff}}$$

Über die Gleichgewichtsbedingungen am Teilsystem des T-Stummels kann die Grenztragfähigkeit  $F_{t,i,Alt,Rd}$  ermittelt werden.

mit

$$F_T = \frac{F \cdot (m+n) \cdot \frac{1}{2} - M_{p\ell,d}}{2 \cdot n}$$

$$F_{t,i,Alt,Rd} = \frac{4 \cdot M_{p\ell,d} + 2 \cdot F_T \cdot \left( \frac{d_\ell}{4} + \frac{s+e}{8} \right)}{m} \quad (4.39)$$

⇒ für den T-Stummel:

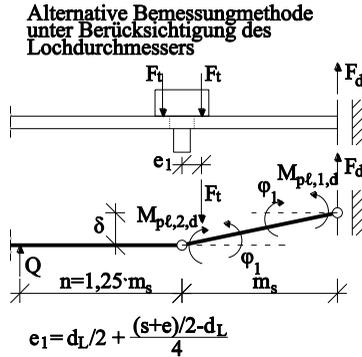
$$F_{t,i,Alt,Rd} = \frac{M_{p\ell,d} \cdot \left( 4 - \frac{1}{n} \cdot \left( \frac{d_\ell}{4} + \frac{s+e}{8} \right) \right)}{\left( m+n \right) \cdot \left( \frac{d_\ell}{4} + \frac{s+e}{8} \right) - \frac{m}{2 \cdot n}}$$

Diese Formulierung kann unter Verwendung von  $m=m_x$  und  $n=n_x=1,25 \cdot m_x < e_x$  auch für das T-Stummel-Modell im Stirnplattenüberstand angewendet werden. Hierbei bleibt der in Abschnitt 3.2.5 erläuterte positive Einfluss der zusätzlichen Schrauben auf den Abstand zwischen den beiden Fließgelenken im Plattenüberstand unberücksichtigt.

Analog zur oben beschriebenen Vorgehensweise beim T-Stummel-Modell, kann die Wirtschaftlichkeit des L-Stummel-Modells bei Betrachtung der Lastabtragsrichtung zum Flansch ebenfalls gesteigert werden (vgl. Bild 4.12). Dabei gilt es abweichend zu Bild 4.11 b) das mögliche Auftreten eines

## Entwicklung eines mechanischen Modells zur Berechnung der Momenten Tragfähigkeit geschraubter Stirnplattenverbindungen

plastischen Fließgelenkes im Trägerflansch  $M_{p\ell,1,d}$  und in der Stirnplatte  $M_{p\ell,2,d}$  zu erfassen.



**Bild 4.12: Fließgelenkkette für Mode1-Versagen beim L-Stummel Modell**

Aus dem Gleichgewicht von äußerer und innerer Arbeit kann die Grenztragfähigkeit des L-Stummels ermittelt werden.

$$A_{A,Alt} = F \cdot \varphi \cdot m_s - F_T \cdot \varphi \cdot \left( \frac{d_\ell}{4} + \frac{e+s}{8} \right)$$

$$A_{I,Alt} = -M_{p\ell,1,d} \cdot \varphi - M_{p\ell,2,d} \cdot \varphi$$

$$\Rightarrow$$

$$F = \frac{M_{p\ell,1,d} + M_{p\ell,2,d} + F_T \cdot \left( \frac{d_\ell}{4} + \frac{e+s}{8} \right)}{m_s} \quad (4.40)$$

mit

$$M_{p\ell,1,d} = m_{p\ell,1,d} \cdot \ell_{eff}$$

$$M_{p\ell,2,d} = m_{p\ell,2,d} \cdot \ell_{eff}$$

Über die Gleichgewichtsbedingungen am Gesamtsystem kann die Grenzkraft wie folgt dargestellt werden.

### 4.3 Ermittlung der Grenztragfähigkeit im Versagensmode 3 - Schraubenversagen

---

mit

$$F_T = \frac{F_d \cdot (m_s + n_s) - M_{p\ell,1,d}}{2 \cdot n_s}$$

$$F_d = \frac{M_{p\ell,1,d} + M_{p\ell,2,d} + F_T \cdot \left( \frac{d_\ell}{4} + \frac{e+s}{8} \right)}{m_s}$$

⇒ für den L – Stummel (4.41)

$$F_{t,i,Alt,Rd} = \frac{M_{p\ell,1,d} + M_{p\ell,2,d} - \frac{M_{p\ell,1,d}}{2 \cdot n_s} \cdot \left( \frac{d_\ell}{4} + \frac{e+s}{8} \right)}{m_s \cdot \left( 1 - \frac{(m_s + n_s) \cdot \left( \frac{d_\ell}{4} + \frac{e+s}{8} \right)}{2 \cdot n_s \cdot m_s} \right)}$$

Insgesamt konnte im Abschnitt 4.2 ein Bemessungsmodell zur Ermittlung der Tragfähigkeit von 4-reihigen Anschlüssen bei reinem Plattenversagen (Mode1) hergeleitet werden, dass auf dem im EC3-1-8 geregelten Fließlinienkonzept basiert.

### 4.3 Ermittlung der Grenztragfähigkeit im Versagensmode 3 - Schraubenversagen

Für den Grenzfall des reinen Schraubenversagens innerhalb einer Schraubenreihe ist die Grenztragfähigkeit bekannt, da die Grenzzugkräfte der Schrauben hinreichend genau und abgesichert ermittelt werden kann. Diese Versagensart tritt lediglich bei großen Plattendicken aufgrund der gleichmäßigen Verteilung der Schraubenkräfte auf. Die Grenztragfähigkeit ergibt sich zu:

$$F_{t,i,Rd} = 4 \cdot F_{t,Rd} \quad [\text{kN}] \quad (4.42)$$

mit:  $F_{t,Rd}$  Grenzzugtragfähigkeit einer Schraube gemäß EC3-1-8

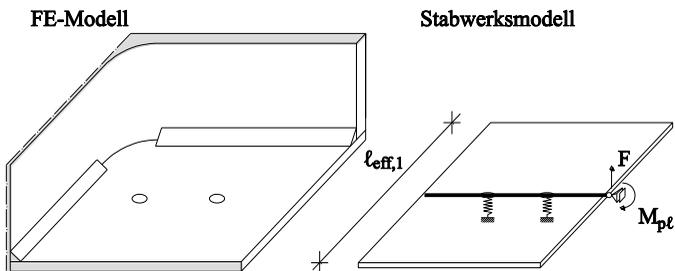
### 4.4 Ermittlung der Grenztragfähigkeit im Versagensmode 2 – kombinierte Versagensform

Im Grenzzustand des kombinierten Versagens von Platte und Schraube bildet sich analog zum Versagensmodell zunächst ein plastisches Momentengelenk in der Platte aus, ehe die innere Schraube vollständig versagt. In diesem

## Entwicklung eines mechanischen Modells zur Berechnung der Momenten Tragfähigkeit geschraubter Stirnplattenverbindungen

Grenzzustand treten bei 4-reihigen Anschlusskonfigurationen aufgrund der lastverteilenden Wirkung des Flansches bereits große Zugkräfte auch in den äußeren Schrauben auf. Die Schraubenkraftverteilung von innerer zu äußerer Schraube bei einer kombinierten Versagensform kann durch den auf 4 Schrauben erweiterten T-Stummel jedoch nicht ohne Modifikationen abgebildet werden, da das T-Stummel-Modell einen Lastabtrag in Flanschrichtung nur unzureichend berücksichtigt. Tabelle 4.1 zeigt zur Veranschaulichung einen Vergleich der Schraubenkraftverteilung aus der FE-Simulation mit der zugehörigen Schraubenkraftverteilung des auf 4 Schrauben erweiterten T-Stummel-Modells als Stabwerksmodell mit realistischen Annahmen für die effektive Länge (vgl. Bild 4.13).

Es wird bestätigt, dass das einaxiale Stabwerksmodell eine unrealistische Schraubenkraftverteilung von innen nach außen liefert. Aufgrund der konservativen Schraubenkraftverteilung führt die Verwendung des T-Stummel-Modells auch zu geringeren Beanspruchbarkeiten der betrachteten Schraubenreihe, da Grenzzugkraft der inneren Schraube, die zum endgültigen Versagen führt wesentlich früher erreicht wird. Insgesamt kann hierdurch gezeigt werden, dass ein kombinierter Versagenszustand von 4-reihigen Anschlüssen mit dem ursprünglichen im EC3-1-8 geregelten T-Stummel-Modell nicht abgebildet werden kann. Dieser Umstand wird umso deutlicher, desto geringer die Plattendicke ist, da hierbei die plastische Momenten Tragfähigkeit der Platte verringert und somit bereits eher Beanspruchungen durch die Platte in die Schrauben weitergeleitet wird. Der negative Effekt einer fehlenden lastverteilenden Wirkung des Flansches wird damit verstärkt.



**Bild 4.13: Darstellung des FE- und des Stabwerksmodells**

#### 4.4 Ermittlung der Grenztragfähigkeit im Versagensmode 2 – kombinierte Versagensform

---

Tabelle 4.1: Vergleich der elastischen Schraubenkraftverteilung bei Verwendung des FE-Modells und eines Stabwerkmodells

RB-Nr.	Profil	$t_p$ [mm]	FE-Studie $F_a/F_i$	Stabwerkmodell $F_a/F_i$
432-IH2	HEA240	25	0,66	0,35
432-IH2	HEA240	40	0,87	0,72
524-IH2	HEA600	30	0,58	0,34
524-IH2	HEA600	45	0,81	0,61

Eine realistische Schraubenkraftverteilung kann über zwei unterschiedliche Ansätze erfolgen:

1. Über die Formulierung eines Ausnutzungsgrades  $\zeta$  der äußeren Schraube im Vergleich zur Grenzzugkraft  $F_{T,Rd}$  bei Erreichen der Grenzkraft der inneren Schraube unter Berücksichtigung der lastverteilenden Wirkung der Aussteifung analog zu [4]
2. Mit Hilfe eines Modells, dass analog zum oben beschriebenen Bemessungsmodell für das Mode 1-Versagen die Lasteinleitung in die Stirnplatte über den Steg und den Flansch des Trägers gleichermaßen berücksichtigt (vgl. Bild 4.10)

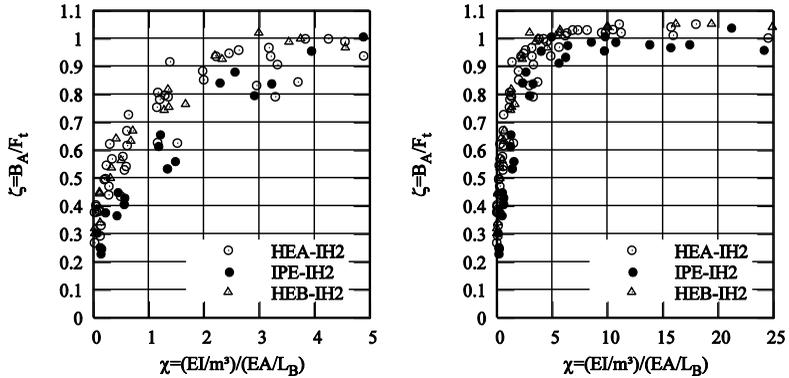
##### 4.4.1 Ansatz 1 – Formulierung eines Ausnutzungsgrades gemäß [4]

In [4] ist der Ausnutzungsgrad  $\zeta$  der äußeren Schraube in Abhängigkeit der Platten- und Schraubensteifigkeit sowie der vorhandenen Geometrie dargestellt. Hierbei bleibt jedoch der große Einfluss des Trägerflansches auf die äußere Schraubenkraft unberücksichtigt. Demnach liefert das dort angegebene Diagramm für diesen Versagensmechanismus sehr konservative Ergebnisse (vgl. Tabelle 2.5).

In Abschnitt 3.3 sind die auf die Grenztragfähigkeit der Schraube bezogenen äußeren Schraubenkräfte beim Erreichen der elastischen Grenztragfähigkeit des Anschlusses von  $\frac{2}{3} \cdot M_u$  (elastischer Bereich) dargestellt worden. Die Darstellung über  $d_0/t_p$  zeigt jedoch eine starke Streuung der Ergebnisse, so dass die Angabe einer Funktion zur Formulierung des Ausnutzungsgrades  $\zeta$  der äußeren Schraube nicht alle Geometrie gleichermaßen wirtschaftlich beschreibt (vgl. z.B. Bild 3.34). Gleiches gilt für den Ausnutzungsgrad  $\zeta$  der äußeren Schraube bei Erreichen der Grenztragfähigkeit  $M_u$  des Anschlusses.

**Entwicklung eines mechanischen Modells zur Berechnung der Momententragsfähigkeit geschraubter Stirnplattenverbindungen**

**Ausnutzungsgrad  $\zeta$  der äußeren Schraube**



**Bild 4.14: Ausnutzungsgrad  $\zeta$  der äußeren Schraube im Traglastzustand der FE-Studie (links  $\chi < 5$  ; rechts  $\chi < 25$ )**

Die Darstellung des Ausnutzungsgrades  $\zeta$  über das Verhältnis von Biegesteifigkeit der Platte zu Dehnsteifigkeit der Schraube  $\chi$  analog [4] zeigt über den gesamten  $\chi$ -Bereich zunächst unabhängig von der Geometrie einen gleichmäßigen Verlauf. Die detaillierte Darstellung zeigt jedoch ebenfalls große Streuungen (vgl. Bild 4.14).

Da mit Hilfe der FE-Studie auch insgesamt kein direkter Zusammenhang zwischen den Geometriedaten und dem Ausnutzungsgrad hergestellt werden kann, was auf die plastische Verteilung der Beanspruchung in der Platte zurückzuführen ist, ist eine Trennung der Ergebnisse für den Ausnutzungsgrad durch die Verwendung weiterer Kurvenparameter nicht möglich. Demnach kann diese Vorgehensweise nicht zur realistischen Ermittlung der Grenztragsfähigkeit herangezogen werden. Folglich kann dieser Versagenszustand ausschließlich durch ein Modell beschrieben werden, dass beide Lastabtragsrichtungen gleichzeitig berücksichtigt. Hierbei sind verschiedene Ansätze denkbar.

**4.4.2 Ansatz 2 – gewichtete Lastverteilung auf Steg und Flansch**

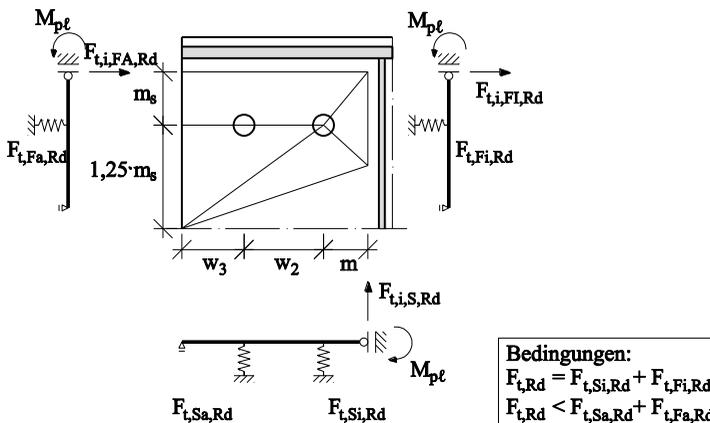
Durch den zweiten Ansatz soll über die Berücksichtigung der vorhandenen Schraubensteifigkeiten mit Hilfe von Dehnfedern eine realistische Schraubenkraftverteilung innerhalb der Schraubenreihe abgebildet werden. Analog zur Vorgehensweise für den Versagensmode 1 nach Abschnitt 4.2.2 kann zusätzlich eine Betrachtung der verschiedenen Lastabtragsrichtungen (vgl. Bild

#### 4.4 Ermittlung der Grenztragfähigkeit im Versagensmode 2 – kombinierte Versagensform

4.15) berücksichtigt werden, damit alle das Tragverhalten beeinflussenden Größen implementiert sind. Die zum Versagen führende innere Schraubenkraft setzt sich demnach aus zwei Anteilen zusammen: Beanspruchung durch den Trägerflansch und den Trägersteg. Die zugehörige äußere Schraubenkraft kann ebenfalls aus diesen beiden Anteilen zusammengesetzt werden.

Bei der Ermittlung der Einzeltragfähigkeitsanteile gilt es zu berücksichtigen, dass neben den Fließgelenken in der Platte auch die Grenzzugkraft der inneren Schraube erreicht wird. Diese Randbedingung kann jedoch aufgrund der getrennten Betrachtung der Lastabtragsrichtungen bei der inneren Schraube nicht erfüllt werden. Wird zum einen sichergestellt, dass sich am Steg sowie am Flansch ein plastisches Fließgelenk in der Platte ausbildet, dann übersteigt die Summe beider Schraubenkraftanteile die Grenzzugkraft. Wird andersherum sichergestellt, dass die Grenzzugkraft in der inneren Schraube nicht überschritten wird, so stellt sich zumindest in einer Lastabtragsrichtung kein plastisches Fließgelenk in der Platte ein.

Dies hat zur Folge, dass letztlich das zugrunde gelegte T-Stummel-Modell für ein Mode2 Versagen mit einem plastischen Fließgelenk in der Platte und dem Erreichen der Grenzzugkraft der Schraube keine Gültigkeit mehr besitzt.



**Bild 4.15:** Darstellung eines ersten Modells zur Berechnung der Grenztragfähigkeit einer austeiiften Schraubenreihe bei kombiniertem Versagen von Stirnplatte und Schraube

Daraus lässt sich ableiten, dass diese Vorgehensweise unter der Gewichtung der Fließlinienlänge nach Abschnitt 4.2.2 und gleichzeitiger Berücksichtigung der

## Entwicklung eines mechanischen Modells zur Berechnung der Momenten­tragfähigkeit geschraubter Stirnplattenverbindungen

der unterschiedlichen Lastabtragsrichtungen kein realistisches Bemessungsmodell für das kombinierte Versagen darstellt. Folglich dürfen Steg- und Flanschrichtung für die innere Schraube nicht entkoppelt betrachtet werden, wie es bei 2-reihigen Anschlüssen gemäß EC3-1-8 der Fall ist.

Das Tragverhalten des äußeren Plattenbereichs kann mittels der konservativen Annahme, dass eine Stegbeeinflussung der äußeren Schraube vernachlässigt wird, ebenfalls vereinfacht beschrieben werden. Letztlich wird für die ausgesteifte bzw. innerhalb des Trägerprofils liegende Schraubenreihe eine Trennung in inneren und äußeren Bereich vorgenommen (vgl. Bild 4.16).

Für den Stirnplattenüberstand bei IH4-Anschlüssen kann das Bemessungsmodell von IH3-Anschlüssen unter Berücksichtigung der modifizierten Fließlinienlängen für Schraubenreihengruppen angewendet werden. Hierbei wird der Tragfähigkeitsgewinn der zusätzlichen Schrauben direkt über die Anzahl der Schrauben berücksichtigt. Die Grenztragfähigkeit ergibt sich zu:

$$F_{t,i,Rd}^* = \frac{2 \cdot m_{pl,Platte,d} \cdot \ell_{eff,2} + 4 \cdot F_{t,Rd} \cdot e}{m_x + e} \quad (4.43)$$

mit  $e = e_x$  und  $e < 1,25 \cdot m_x$ .

Für die äußere Schraubenreihe innerhalb des Trägerprofils (**äußerer Bereich**) kann der Tragfähigkeitsanteil  $F_{t,i,Fa,Rd}$  bei Anschlüssen mit Stirnplattenüberstand, bei denen sich ein symmetrische Biegeverformung des T-Stummels einstellt, durch

$$F_{t,i,Fa,Rd} = \frac{2 \cdot m_{p/l,Platte,d} \cdot \ell_{eff,2,Fa} + 2 \cdot F_{t,Rd} \cdot 1,25 \cdot m_s}{m_s + 1,25 \cdot m_s} \quad [\text{kN}] \quad (4.44)$$

bestimmt werden. Hierbei wird die Lage der Abstützkraft  $Q$  über den in [58] hergeleiteten Ansatz mit  $n_s = 1,25 \cdot m_s$  angenommen.

Der **innere Bereich** der Stirnplatte wird analog zum Äußeren über das T-Stummel-Modell abgebildet. Dabei erhält die innere Schraube die Zugbeanspruchung gemäß der Gewichtung der Fließlinie aus Steg und Flansch. Die Grenztragfähigkeit ergibt sich zu:

$$F_{t,i,S,Rd} = \frac{2 \cdot m_{p/l,Platte,d} \cdot (\ell_{eff,2,Fi} + \ell_{eff,2,S}) + 2 \cdot F_{t,Rd} \cdot 1,25 \cdot m}{m + 1,25 \cdot m} \quad [\text{kN}] \quad (4.45)$$

#### 4.4 Ermittlung der Grenztragfähigkeit im Versagensmode 2 – kombinierte Versagensform

---

Dabei wird das zugrunde liegende Modell entsprechend dem EC3-1-8 zum Steg ausgerichtet. Somit bleibt der positive Einfluss eines reduzierten Abstandes zum Trägerflansch unberücksichtigt. Da bei standardisierten Geometrien aus [39] bzw. [45] immer gilt, dass der Stegabstand der inneren Schraube größer als der Abstand der inneren Schraube zur Steife ist ( $m > m_s$ ), liefert dieses Teilmodell demnach sichere Ergebnisse.

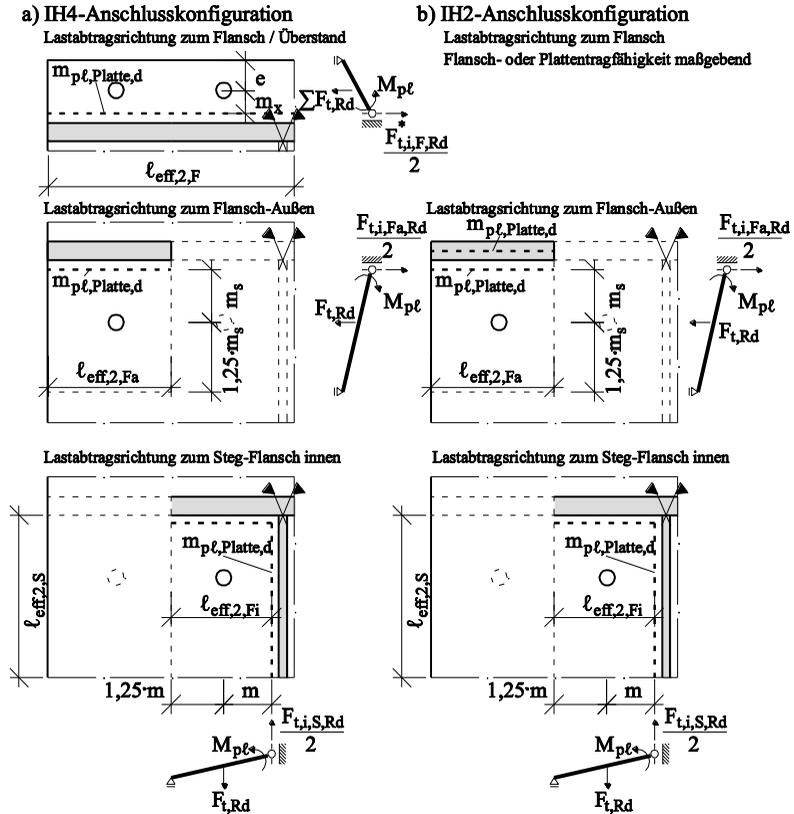
Bei bündigen Anschlussgeometrien (IH2) ist bei der Ermittlung des äußeren Tragfähigkeitsanteils  $F_{t,i,Fa,Rd}$  zu berücksichtigen, dass das plastische Momentengelenk im dünneren der Bauteile Stirnplatte oder Trägerflansch auftritt. Die Grenztragfähigkeit kann anschließend analog zu Gleichung (4.44) ermittelt werden.

$$F_{t,i,Fa,Rd} = \frac{2 \cdot m_{p\ell,d}^* \cdot \ell_{\text{eff},2,Fa} + 2 \cdot F_{t,Rd} \cdot 1,25 \cdot m_s}{m_s + 1,25 \cdot m_s} \quad [\text{kN}] \quad (4.46)$$

$$\text{mit} \quad m_{p\ell,d}^* = \min \begin{cases} m_{p\ell,\text{Platte},d} \\ m_{p\ell,\text{Flansch},d} \end{cases}$$

Bei bündigen Anschlussgeometrien wird der innere Bereich durch das gleiche Modell wie bei überstehenden Geometrien beschrieben. Demnach kann mit Gleichung (4.45) auch der Tragfähigkeitsanteil des inneren Bereichs von bündigen Anschlüssen ermittelt werden.

## Entwicklung eines mechanischen Modells zur Berechnung der Momentenragfähigkeit geschraubter Stirnplattenverbindungen



**Bild 4.16:** Nach Lastabtragsrichtung gewichtete Tragfähigkeitsanteile von IH2- und IH4-Anschlüsse für den Versagensmode 2

Die Verteilung der effektiven Fließlinienlänge in Steg- und Flanschanteil kann gemäß der Steifigkeiten analog zur Vorgehensweise im Versagensmodell erfolgen (vgl. Gleichung (4.29)-(4.31)). Damit das für die äußere Schraube aufgestellte Bemessungsmodell angewendet werden kann, muss die dem Flansch zugeordnete effektive Fließlinienlänge auf den inneren Bereich ( $l_{eff,2,Fi}$ ) und den äußeren Bereich ( $l_{eff,2,Fa}$ ) gemäß Gleichung (4.47) verteilt werden. Dies geschieht durch einen Vergleich der Geometriedaten gemäß Bild 4.17. Die äußere Schraube erhält bei schmalflanschigen Trägerprofilen (IPE) aufgrund der ungünstigeren Lastverteilung deutlich geringere Zugkräfte als bei breitflanschigen Profiltypen (HEA, HEB).

#### 4.4 Ermittlung der Grenztragfähigkeit im Versagensmode 2 – kombinierte Versagensform

Mit den Ergebnissen der vorangegangenen experimentellen und numerischen Untersuchungen sind die Auswirkungen auf die tatsächliche Ausbildung der Fließlinien bei schmalflanschigen Trägerprofilen nicht möglich. Es sind weitere Studien notwendig, um die Verteilung der Fließlinienlänge zu optimieren. Die Annahme, dass sich die Fließlinie ausschließlich auf der Breite des Trägerflansches  $b_b$  verteilt, liefert für die äußere Schraube somit abgesicherte Ergebnisse. Die plastische Momentenragfähigkeit der Platte im inneren Bereich wird hierdurch möglicherweise geringfügig überschätzt. Trotzdem ist diese Vorgehensweise im Bezug auf die Berücksichtigung der verschiedenen Versagensmodi, sowie der verschiedenen Einflussgrößen sinnvoll.

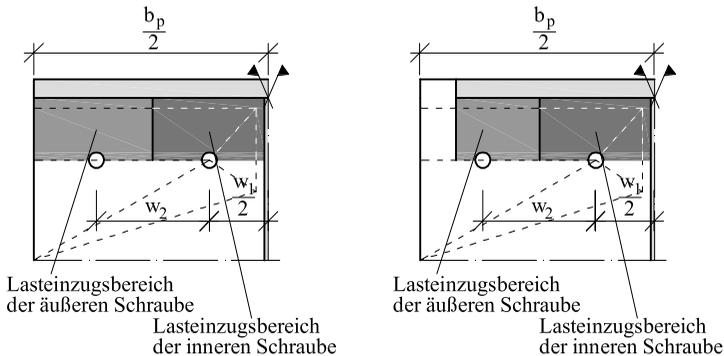
$$\rho_{Fi} = \frac{\frac{w_1}{2} + \frac{w_2}{2}}{\frac{b_b}{2}} \quad (4.47)$$

$$\ell_{\text{eff},2,Fi} = \ell_{\text{eff},2,F} \cdot \rho_{Fi}$$

$$\ell_{\text{eff},2,Fa} = \ell_{\text{eff},2,F} \cdot (1 - \rho_{Fi})$$

a) Verteilung bei breiten Flanschen

b) Verteilung bei schmalen Flanschen



**Bild 4.17: Verteilung der zum Flansch zugeordneten effektiven Fließlinienlänge auf die innere und äußere Schraube**

Zur Ermittlung der Länge des effektiven Fließlinienmusters wird für die innerhalb des Trägerprofils liegende Schraubenreihe, analog zum EC3-1-8, das zum Versagensmodell hergeleitete Fließmuster (vgl. Abschnitt 4.2.2) verwendet. Dieses Vorgehen ist notwendig, da mit Hilfe der durchgeführten numerischen und experimentellen Untersuchungen, die zum Grenzzustand des kombinierten

## **Entwicklung eines mechanischen Modells zur Berechnung der Momententragfähigkeit geschraubter Stirnplattenverbindungen**

---

Versagens zugehörigen Fließmuster nicht eindeutig definiert werden konnten. Gleiches gilt für die Schraubenreihe im Stirnplattenüberstand.

Die Gesamtragfähigkeit der innerhalb des Trägerprofils liegenden Schraubenreihe kann nun über die Addition der Einzeltragfähigkeiten des äußeren und des inneren Bereichs erfolgen. Unter Berücksichtigung des vorhandenen geringfügigen Plastizierungsvermögens der inneren Schraube und somit des inneren Plattenbereichs trotz maßgebendem kombiniertem Platten- und Schraubenversagen ist dieser Ansatz möglich.

$$F_{t,i,Rd} = F_{t,i, Fa, Rd} + F_{t,i, S, Rd} \quad [kN] \quad (4.48)$$

Im Grenzzustand bei kombiniertem Versagen wird theoretisch vorausgesetzt, dass beide Schrauben (innen und außen) die Grenzzugkraft  $F_{t,Rd}$  erreichen. Die Ergebnisse aus der FE-Studie zeigen aber, dass dies lediglich bei sehr großen Plattendicken der Fall ist. Demnach wird die äußere Schraubenkraft im Bereich geringerer Plattendicken mit kombinierter Versagensform überschätzt.

Eine Betrachtung der dazu korrespondierenden Teiltragfähigkeit des äußeren Plattenbereichs mit äußerer Schraube liefert jedoch Tragfähigkeiten, die deutlich unterhalb der Grenzzugkraft der Schraube liegen. Da der Grenzzustand zum einen durch die plastische Momententrugfähigkeit der Platte und zum anderen durch die Lage sowie die Größe der auftretenden Abstützkraft  $Q$  beeinflusst wird, kann eine Beurteilung der Qualität des vorgeschlagenen Bemessungsmodells erst durch den direkten Vergleich mit den Ergebnissen der FE-Studie in Abschnitt 4.5 erfolgen.

## **4.5 Zusammenfassung und Auswertung des hergeleiteten Bemessungsmodells**

### **4.5.1 Darstellung der angewendeten effektiven Fließlinien**

Zusammenfassend können für den Stirnplattenüberstand die in EC3-1-8 geregelten Fließlinienlängen für biegebeanspruchte, unausgesteifte Platten unter Berücksichtigung einer horizontalen Gruppenbildung für den Versagensmodell und Versagensmode2 verwendet werden (vgl. Tabelle 4.2).

Zusätzlich wird bei dem Fließmuster 4 über die Kontrolle sichergestellt, dass die Lasteinleitung in die äußere Schraube insbesondere bei schmalflanschigen Profilen, bei denen die äußere Schraube nur noch geringfügig oberhalb der Aussteifung liegt, nicht überschätzt wird.

## 4.5 Zusammenfassung und Auswertung des hergeleiteten Bemessungsmodells

Tabelle 4.2: Effektive Fließlinienlängen für den Stirnplattenüberstand bei IH4-Geometrien

Fließkegel		$\ell_{\text{eff,k}}$	Fließmuster		$\ell_{\text{eff,m1}}$
1		$2 \cdot \pi \cdot m_x + 2 \cdot w_2$	1		$4 \cdot m_x + 1,25 \cdot e + w_2$
2		$\pi \cdot m_x + 2 \cdot (w_2 + w_1 \cdot 0,5)$	2		$2 \cdot m_x + 0,625 \cdot e + w_2 + 0,5 \cdot w_1$
3		$\pi \cdot m_x + 2 \cdot (w_2 + w_3)$	3		$2 \cdot m_x + 0,625 \cdot e + w_2 + w_3$
4		$0,5 \cdot \pi \cdot m_x + w_2 + w_3 + e$	4		$b_p/2 < b_p/2 + \sqrt{2} \cdot 0,8 \cdot a_f$
5		$0,5 \cdot \pi \cdot m_x + w_2 + w_1 \cdot 0,5 + e$			
6		$\pi \cdot m_x + w_2 + 2 \cdot e$			

Für die unterhalb des Trägerzuggurtes liegende Schraubenreihe kann die zum Versagensmodell zugehörige effektive Fließlänge des Fließmusters (vgl. Bild 4.4) mit der Lösung aus Gleichung (4.27) ermittelt werden. Da nur geringe Abweichungen zwischen der hergeleiteten effektiven Fließlinienlösung und dem Ansatz  $\alpha \cdot m$  gemäß EC3-1-8 bestehen, kann auch diese Formulierung zur Bestimmung von  $\ell_{\text{eff,m1}}$  herangezogen werden.

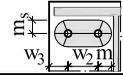
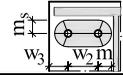
Die zugehörigen Fließkegel können ebenfalls analog zum EC3-1-8 (Gruppenbildung) ermittelt werden.

Tabelle 4.3 stellt die benötigten effektiven Fließlängen zusammen. Da aus der FE-Studie zu erkennen ist, dass die untere, nahe am Druckpunkt liegende Schraubenreihe nur bei dünnen Platten nennenswerte Zugkräfte erhält (vgl. Bild 3.33 (IH2)), kann auf eine Darstellung der möglichen Gruppenbildung mit der oberen Schraubenreihe verzichtet werden. Eine Berücksichtigung dieser Schraubenreihe ist jedoch prinzipiell möglich, wobei die Vorgehensweise analog zu der im EC3-1-8 erfolgen kann.

## Entwicklung eines mechanischen Modells zur Berechnung der Momenten­tragfähigkeit geschraubter Stirnplattenverbindungen

---

**Tabelle 4.3: Effektive Fließlinienlängen für die ausgesteifte Schraubenreihe bei IH2- und IH4-Geometrien**

Fließkegel			Fließmuster	
		$\ell_{\text{eff,k}}$		$\ell_{\text{eff,m1}}$
1		$2 \cdot \pi \cdot m + 2 \cdot w_2$	1	 vgl. Gl. (4.27) oder $\alpha \cdot m$
2		$\pi \cdot m + 2 \cdot (w_2 + w_3)$		

Da eine kombinierte Versagensform lediglich mit Fließmustern, bei denen sich am Rand Abstützkräfte einstellen, möglich ist, kann die zum kombinierten Versagen zugehörige Fließlinie ausschließlich mit  $\ell_{\text{eff,m1}}$  ermittelt werden.

Bei einem vollständigen Plastizieren der Platte ist das Auftreten von Abstützkräften keine Voraussetzung. Demnach wird die zugehörige effektive Länge mit  $\ell_{\text{eff,1}} = \min(\ell_{\text{eff,k}}; \ell_{\text{eff,m1}})$  bestimmt.

### 4.5.2 Vergleich des Bemessungsmodells mit den Ergebnissen aus der FE-Studie

Die Zugbeanspruchung wird anteilig über den Flansch und den Steg in die Stirnplatte übertragen. Durch die getrennte Berechnung des inneren und äußeren Bereichs ist zusätzlich sicherzustellen, dass die ermittelte Grenzzugbeanspruchung aller Schraubenreihen im Zugbereich die maximale Zugbeanspruchbarkeit von Flansch und Steg nicht überschreitet. Hierzu wird der zusätzliche Nachweis von Steg und Flansch definiert: Trägerflansch und -steg auf Zug (BFWT).

Dabei wird für den Flansch die tatsächlich vorhandene Fläche  $A_F$  angesetzt. Die Stegfläche  $A_S$  wird mit Hilfe des Verteilungsfaktors  $\rho_S$  aus Gleichung (4.30) analog zu der Verteilung der effektiven Fließlinienlänge ermittelt. Die Grenztragfähigkeit der Komponente BFWT ergibt sich somit zu:

$$F_{t,i,Rd} = (A_F + A_S) \cdot f_{y,d} \quad [\text{kN}] \quad (4.49)$$

mit:  $A_F = b_b \cdot t_f \quad [\text{mm}^2]$   
 $A_S = \rho_S \cdot \ell_{\text{eff}} \cdot b_b \cdot t_w \quad [\text{mm}^2]$

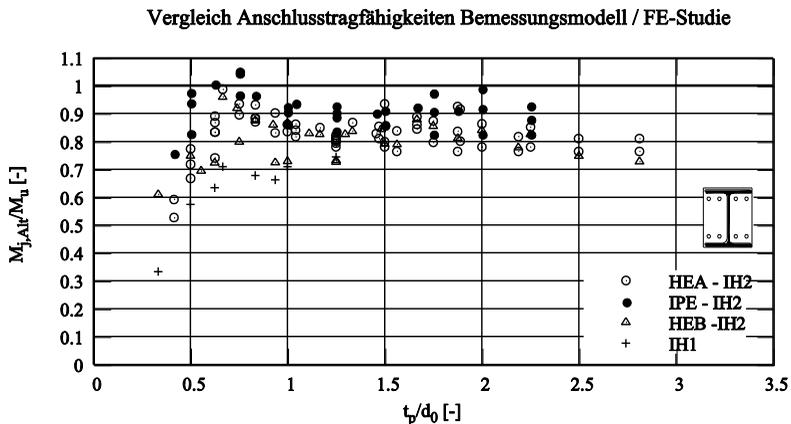
Der im EC3-1-8 geregelte trägerseitige Nachweis über die Komponente BWT (BeamWebTension) ist demnach bei 4-reihigen Geometrien ebenso wie die stützenseitige (CWT – ColumnWebTension) für die ausgesteifte Schraubenreihe

#### 4.5 Zusammenfassung und Auswertung des hergeleiteten Bemessungsmodells

unterhalb des Trägerzuggurtes oder der Steife bereits durch den Nachweis der Komponente BWFT geführt und kann somit entfallen.

##### IH2-Anschlussgeometrien

Der Vergleich der Anschlusstragfähigkeiten in Bild 4.18 zeigt, dass im Bereich geringer  $t_p/d_0$ -Werte größere Abweichungen zu den numerisch ermittelten Tragfähigkeiten bestehen. Dies ist darauf zurückzuführen, dass das Verhältnis von Platten- zu Schraubensteifigkeit geringer ist, und somit der Einspanngrad der Platte am Schraubenkopf mit dem alternativen Bemessungsvorschlag nach Abschnitt 4.2.3 unterschätzt wird. Diese Geometrien sind jedoch aus baupraktischer Sicht kaum relevant, da zum einen die Ausnutzung der Schrauben viel zu gering ist und zum anderen Anschlusstragfähigkeiten erzielt werden, die kleiner als 25% der plastischen Momententragfähigkeit des Trägers sind, und somit als gelenkige Anschlüsse klassifiziert werden. Bei Geometrien mit Schraubendurchmesser M16 und Plattendicke  $t_p=10$  mm, bei denen das Verhältnis von Platten- zu Schraubensteifigkeit deutlich günstiger ist, sind die Abweichungen auch geringer, da der Einfluss der Einspannung am Schraubenkopf mit dem alternativen Bemessungsmodell wesentlich realitätsnäher erfasst wird.

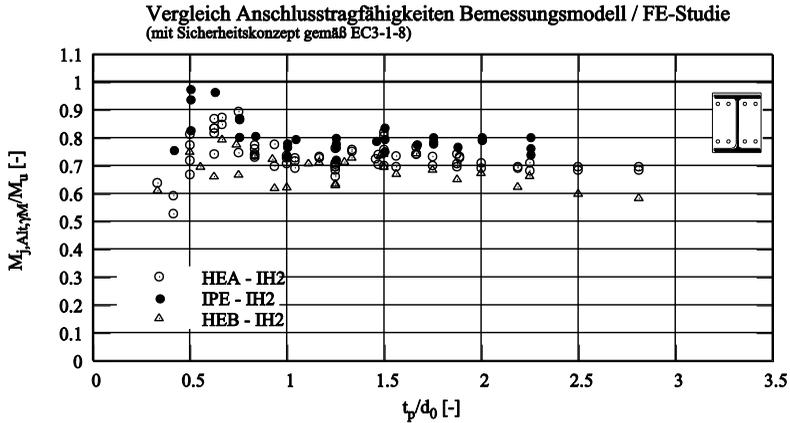


**Bild 4.18: Vergleich der mit dem hergeleiteten Bemessungsmodell ermittelten Anschlusstragfähigkeiten (IH2) mit den Ergebnissen der FE-Studie**

Für einige Geometrien wird die Anschlusstragfähigkeit mit dem Bemessungsmodell geringfügig überschätzt. Dies ist gerade bei Anschlüssen mit IPE-Profilen der Fall. Die Überschätzung im Bereich des Plattenversagens zeigt,

## Entwicklung eines mechanischen Modells zur Berechnung der Momenten tragfähigkeit geschraubter Stirnplattenverbindungen

dass mit dem verwendeten Fließmuster das reale Tragverhalten nicht exakt abgebildet werden kann.



**Bild 4.19:** Vergleich der mit dem hergeleiteten Bemessungsmodell ermittelten Anschluss tragfähigkeiten (IH2) mit den Ergebnissen der FE-Studie unter Berücksichtigung des Sicherheitskonzeptes gemäß EC3-1-8

Insgesamt zeigt sich anhand Bild 4.19 jedoch, dass die Anschluss tragfähigkeit mit Hilfe des vorliegenden Bemessungsvorschlags, unter Berücksichtigung des Sicherheitskonzeptes gemäß EC3-1-8 mit ausreichender Sicherheit abgebildet werden kann.

Bild 4.20 zeigt, dass mit dem Bemessungsmodell für 4-reihige Anschlusskonfigurationen die Anschluss tragfähigkeit im Vergleich zu der erweiterten Komponentenmethode aus [45] über den gesamten Parameterbereich gesteigert werden kann. Im Bereich geringer  $t_p / d_0$ -Werte wird der Grenzzustand durch vollständiges Stirnplattenversagen (Mode1) erreicht. Hier können mit dem neuen Bemessungsvorschlag Tragfähigkeitssteigerungen von in etwa 20% erzielt werden. Dieser Parameterbereich ist aus baupraktischer Sicht, aufgrund des ungünstigen Steifigkeitsverhältnisses von Platte zu Schraube unbedeutend. Bei diesen Geometrien wird eine sehr geringe Ausnutzung der Schraube in Kauf genommen, was zu Einbußen in der Wirtschaftlichkeit führt.

Erst im baupraktischen Bereich mittlerer  $t_p / d_0$ -Werte wird die Anschluss tragfähigkeit durch den Bemessungsvorschlag wesentlich wirtschaftlicher abgebildet. Dies ist darauf zurückzuführen, dass durch den Bemessungsvorschlag eine realistische Kraftverteilung durch den Trägerflansch

#### 4.5 Zusammenfassung und Auswertung des hergeleiteten Bemessungsmodells

bzw. die Stirnplatte im Grenzzustand erfasst wird. Die erweiterte Komponentenmethode aus [45] kann das Tragverhalten durch das konservative Zusammenfügen der untersuchten Teilbereiche nur unzureichend wiedergeben.

Vergleich Anschlusstragfähigkeiten Bemessungsvorschlag / Ringbuch-Modell

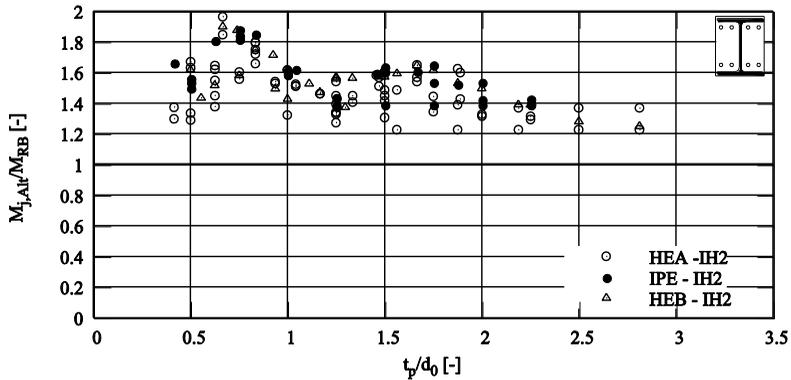
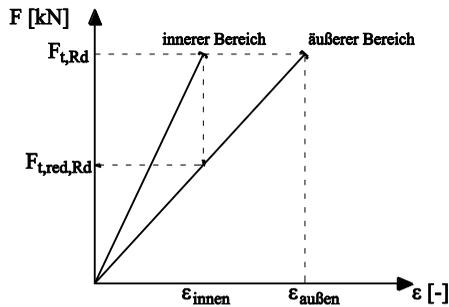


Bild 4.20: Vergleich der ermittelten Anschlusstragfähigkeiten mit der erweiterten Komponentenmethode aus [45] und dem Bemessungsmodell

Durch das dehnungsorientierte Zusammenfügen von innerem und äußerem Plattenbereich liefert die erweiterte Komponentenmethode im Bereich großer Plattendicken im Vergleich mit dem in den Abschnitten 4.2,4.3 und 4.4 aufgestellten Bemessungsvorschlag ebenfalls geringere Anschlusstragfähigkeiten. Der theoretische Grenzzustand des reinen Schraubenversagens kann bei großen Plattendicken mit annähernd starrem Verformungsverhalten aufgrund der unterschiedlichen Steifigkeiten und der Annahme eines spröden Versagens der Schraube im inneren Bereich durch die erweiterte Komponentenmethode nicht abgebildet werden. Es wird vielmehr eine zur inneren Dehnung im Grenzzustand der Schraube korrespondierende äußere Grenzkraft  $F_{t,red,Rd}$  bestimmt (vgl. Bild 4.21).

## Entwicklung eines mechanischen Modells zur Berechnung der Momententragfähigkeit geschraubter Stirnplattenverbindungen

---

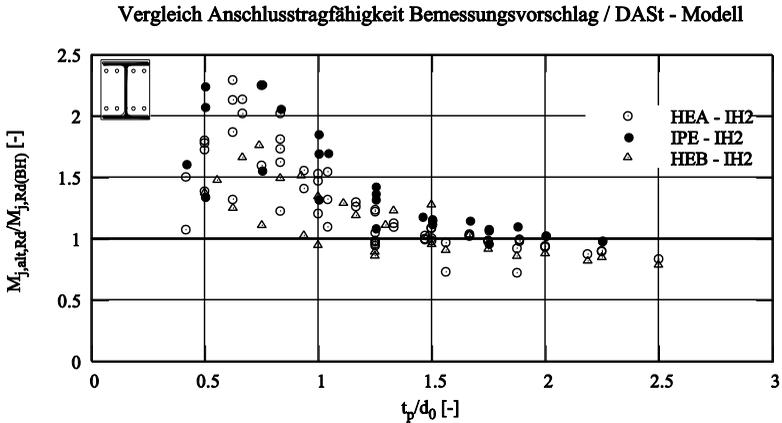


**Bild 4.21: Reduktion der aufnehmbaren Grenzkraft im äußeren Bereich bei der erweiterten Komponentenmethode aus [45]**

Das im Rahmen dieser Arbeit hergeleitete Bemessungsmodell kann aufgrund der gemeinsamen Betrachtung der Lastabtragsrichtungen den Übergang vom kombinierten Versagen zum reinen Schraubenversagen sehr wohl abbilden.

Der Vergleich mit dem auf Traglastversuchen basierendem **DASSt-Modell** in Bild 4.22 zeigt, dass im Bereich geringer Plattendicken eine deutlich wirtschaftlichere Bemessung der 4-reihigen, bündigen Anschlussgeometrien möglich ist, was darauf zurückzuführen ist, dass mit Hilfe des DASSt-Modells ein plastisches Versagen der Stirnplatte nicht realistisch abgebildet wird. Im Bereich des kombinierten Schrauben/Plattenversagen bzw. des reinen Schraubenversagen liefert das DASSt-Modell geringfügig höhere Anschlusstragfähigkeiten. Dies ist darauf zurückzuführen, dass dieses Bemessungskonzept ausschließlich an Anschlussgeometrien mit großen Plattendicken kalibriert wurde und durch die künstliche Anpassung des Hebelarms die in Versuchen ermittelten Traglasten marginal besser abbilden kann.

## 4.5 Zusammenfassung und Auswertung des hergeleiteten Bemessungsmodells



**Bild 4.22: Vergleich der Anschlusstragfähigkeiten von 4-reihigen bündigen Anschlüssen nach dem Bemessungsvorschlag und dem DASt-Modell**

### IH4-Anschlussgeometrien

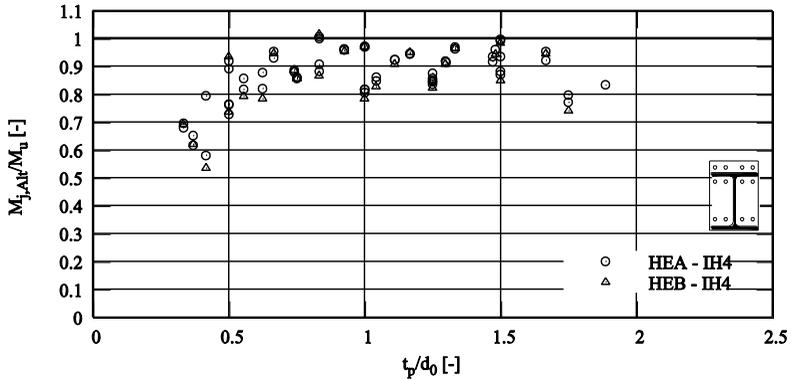
Der Vergleich der Anschlusstragfähigkeiten, zwischen dem neuen Bemessungsvorschlag und der FE-Studie zeigt bei wirtschaftlich konditionierten Anschlusskonfigurationen, bei denen die Schrauben im Traglastzustand annähernd ausgenutzt sind ( $t_p/d_0 > 0,5$ ), eine gute Übereinstimmung (vgl. Bild 4.23). Die mit der FE-Studie ermittelten Anschlusstragfähigkeiten werden durch den Bemessungsvorschlag sicher abgebildet.

Bei  $t_p/d_0$ -Werten  $< 0,5$  wird die Anschlusstragfähigkeit analog zu IH2-Geometrien deutlich unterschätzt. Dies ist zum einen auf die Unterschätzung der Einspannwirkung der Platten an den Schraubenköpfen zurückzuführen, was zu einer Versteifung des betrachteten Tragsystems im Stirnplattenüberstand führt.

Darüber hinaus tritt in diesem Parameterbereich im Grenzzustand der Tragfähigkeit ein vollständiges Plastizieren der Stirnplatte ein. Der Bemessungsvorschlag berücksichtigt die zusätzlichen Schrauben im Stirnplattenüberstand hierbei nicht direkt sondern ausschließlich über die Ausbildung der Fließlinie. Der zusätzliche Steifigkeitsgewinn wird demnach vernachlässigt, da die Ausbildung der Fließlinien auf dem Tragverhalten von 2-reihigen Anschlüssen basiert.

**Entwicklung eines mechanischen Modells zur Berechnung der Momentenragfähigkeit geschraubter Stirnplattenverbindungen**

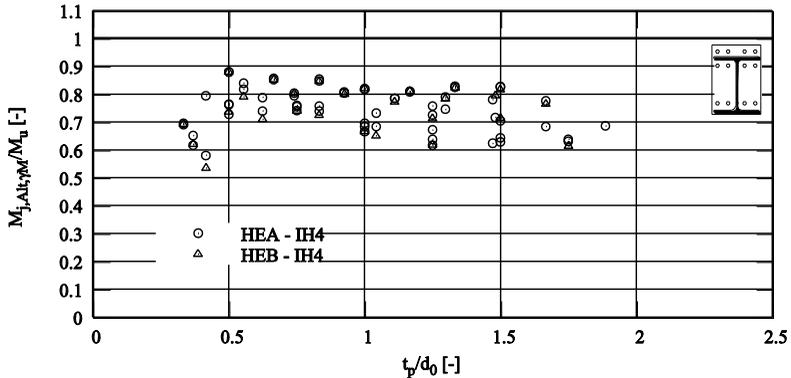
**Vergleich Anschlussragfähigkeiten Bemessungsvorschlag / FE-Studie**



**Bild 4.23: Vergleich der mit dem hergeleiteten Bemessungsmodell ermittelten Anschlussragfähigkeiten (IH4) mit den Ergebnissen der FE-Studie**

Diese Abweichungen treten allesamt im weniger baupraktischen Parameterbereich auf. Es kann insgesamt festgestellt werden, dass der Bemessungsvorschlag die Anschlussragfähigkeit in gutem Maße abbildet.

**Vergleich Anschlussragfähigkeiten Bemessungsmodell / FE-Studie  
(mit Sicherheitskonzept gemäß EC3-1-8)**



**Bild 4.24: Vergleich der mit dem hergeleiteten Bemessungsmodell ermittelten Anschlussragfähigkeiten (IH4) mit den Ergebnissen der FE-Studie unter Berücksichtigung des Sicherheitskonzeptes gemäß EC3-1-8**

Bild 4.24 zeigt, dass der Bemessungsvorschlag unter Zuhilfenahme des im EC3-1-8 geregelten Sicherheitskonzeptes auch bei Anschlusskonfigurationen mit

#### **4.5 Zusammenfassung und Auswertung des hergeleiteten Bemessungsmodells**

---

Schrauben im Stirnplattenüberstand (IH4) ein ausreichendes Sicherheitsniveau erreicht.

Der Vergleich mit der erweiterten Komponentenmethode (vgl. Abschnitt 2.4.1) zeigt, dass bei  $t_p/d_0$ -Werten  $< 1,0$  deutliche Tragfähigkeitssteigerungen zu erkennen ( $\approx 50\%$ ) sind. In diesem Parameterbereich wird die Anschlusstragfähigkeit durch den Bemessungsvorschlag, der eine getrennte Betrachtung der Lastabtragsrichtungen vorsieht, wirtschaftlicher abgebildet.

In diesem Parameterbereich wird der Grenzzustand der Anschlüsse durch die kombinierte Versagensform (Mode2) oder das reine Flanschfließen (Mode1) erreicht. Die hier erreichten Tragfähigkeitssteigerungen können auf die wirtschaftlichere Schraubenkraftverteilung innerhalb einer Schraubenreihe zurückgeführt werden. Die erweiterte Komponentenmethode bedient sich hierbei dem dehnungsorientierten Zusammenfügen, was aus verschiedenen oben erläuterten Gründen (konservative Steifigkeitsbestimmung im äußerem Bereich und Vernachlässigung des geringen plastischen Verformungsvermögens der Schraube) zu Einbußen bei der Bestimmung der Tragfähigkeit führt.

Bei steigender Plattendicke stellt sich innerhalb einer Schraubenreihe eine gleichmäßigere Verteilung der Schraubenkräfte ein (vgl. Abschnitt 3.3.3). Dies führt letztlich zum Versagen der Schrauben im Stirnplattenüberstand. Analog zum EC3-1-8 ist das vorhandene geringe Verformungsvermögen der hochfesten Schrauben nicht ausreichend, um das plastische Zusammenfügen der verschiedenen Schraubenreihen zuzulassen. Stellt sich in einer Schraubenreihe, wie hier im Stirnplattenüberstand, das spröde Schraubenversagen ein, so kann die plastische Grenztragfähigkeit der nachfolgenden, näher am Druckpunkt liegenden Schraubenreihen nicht erreicht werden. Die reduzierte Grenztragfähigkeit ergibt sich vielmehr aus der linearen Abminderung.

Der positive Einfluss des obigen Bemessungsvorschlags wird dadurch ebenfalls reduziert, so dass die Tragfähigkeitssteigerungen bei sehr großen Plattendicken nicht mehr in der Größenordnung liegen wie im Parameterbereich  $t_p/d_0 < 1,0$  (50%). Insgesamt sind jedoch auch hier noch Steigerungen von 20% möglich. Der neue Bemessungsvorschlag ist somit deutlich wirtschaftlicher als die vorhandenen und verwendeten Bemessungskonzepte in der Praxis.

## Entwicklung eines mechanischen Modells zur Berechnung der Momenten Tragfähigkeit geschraubter Stirnplattenverbindungen

Vergleich Anschluss Tragfähigkeiten Bemessungsvorschlag / Ringbuch-Modell

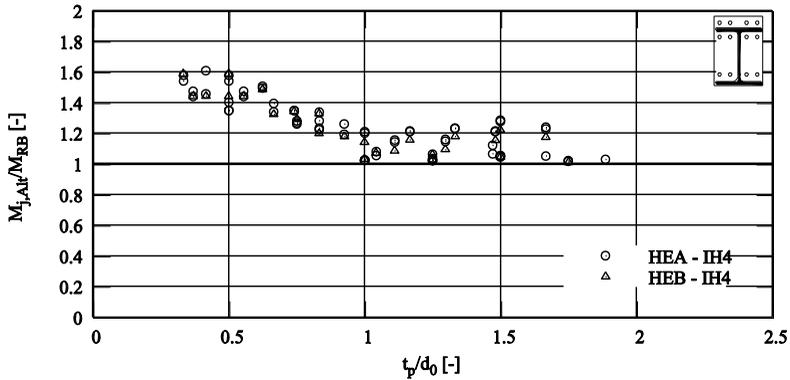


Bild 4.25: Vergleich der ermittelten Anschluss Tragfähigkeiten mit der erweiterten Komponentenmethode aus [45] und dem Bemessungsmodell

Analog zu den bündigen Anschlüssen, zeigt sich auch bei überstehenden, 4-reihigen Anschlussgeometrien, dass mit Hilfe des Bemessungsvorschlags im Bereich geringer Plattendicken eine wesentlich realistischere Abbildung des Tragverhaltens möglich ist. Im Bereich großer Plattendicken bei denen ausschließlich ein Versagen der Schrauben maßgebend wird, liefert das DAST-Modell jedoch weiterhin höhere Tragfähigkeiten. Dies ist darauf zurückzuführen, dass von einer gleichmäßigen Beanspruchung beider im Zugbereich befindlichen Schraubenreihen ausgegangen wird (vgl. Bild 2.15). Das dem Eurocode zugrunde liegende Sicherheitskonzept sieht bei Schraubenversagen jedoch eine lineare Abminderung der aufnehmbaren Grenzzugkraft der innerhalb des Trägerprofils liegenden Schraubenreihe vor, was zu einer Reduktion der Gesamttragfähigkeit des Anschlusses führt. Eine plastische Umlagerung der Zugkräfte auf die innerhalb des Trägerprofils liegende Schraubenreihe beim Versagen der Schrauben im Plattenüberstand, wird jedoch zur Wahrung des im Eurocode vorhandenen Sicherheitsniveaus nicht berücksichtigt.

#### 4.5 Zusammenfassung und Auswertung des hergeleiteten Bemessungsmodells

Vergleich Anschluss Tragfähigkeit Bemessungsvorschlag / DAST - Modell

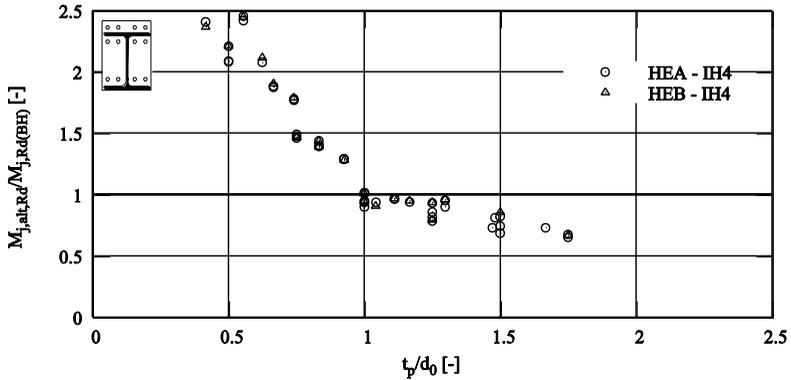


Bild 4.26: Vergleich der Anschluss tragfähigkeiten von 4-reihigen überstehenden Anschlüssen nach dem Bemessungsvorschlag und dem DAST-Modell

Ein Vergleich der Anschluss tragfähigkeiten die mit Hilfe des DAST-Modells ermittelt werden und den Ergebnissen aus den numerischen Untersuchungen zeigt, dass im Bereich großer  $t_p/d_0$ -Werte eine gute Übereinstimmung von Modell und numerischen Untersuchungen vorliegt (vgl. Bild 4.27). Bei abnehmendem Verhältniswert zeigt sich, dass die mit dem DAST-Modell ermittelten Momenten tragfähigkeiten deutlich konservative und unwirtschaftliche Ergebnisse liefern.

Vergleich DAST - Modell / FE - Studie

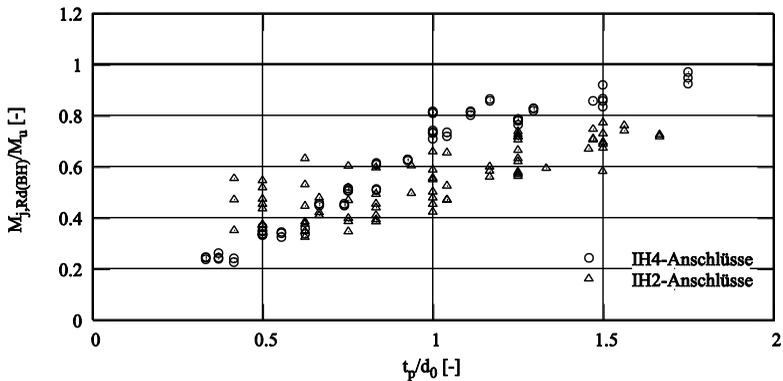


Bild 4.27: Vergleich der Anschluss tragfähigkeiten von 4-reihigen überstehenden Anschlüssen nach dem Bemessungsvorschlag und dem DAST-Modell

# 5 Aufbereitung eines Steifigkeitsmodells und Vergleich mit den Ergebnissen der FE-Studie

## 5.1 Bestimmung der Steifigkeitskoeffizienten für die vorgeschlagenen Modelle

Die Bestimmung der Anfangssteifigkeit eines Anschlusses ist erforderlich, um eine Klassifizierung des Anschlusses nach der Steifigkeit vornehmen zu können. Die Anschlusssteifigkeit ist bei der Tragwerksanalyse zu berücksichtigen, sobald ein Anschluss als verformbar eingestuft wird. Der Bemessungsvorschlag aus Abschnitt 4 basiert teilweise auf dem T-Stummel-Modell, das im EC3-1-8 in der Komponentenmethode geregelt ist. Somit können für das T-Stummel-Modell die geregelten Steifigkeitsfunktionen aus [13] verwendet werden. Zusätzlich wird auf das L-Stummel-Modell, das bereits in [43] detailliert beschrieben, und in der erweiterten Komponentenmethode verwendet wird, zurückgegriffen. Das L-Stummel-Modell wird maßgeblich durch die Lage des Fließgelenkes (Platte oder Flansch) beeinflusst. In [43] wird die in der erweiterten Komponentenmethode verwendete Steifigkeitsformulierung erläutert. Dabei wird der positive Einfluss der Einspannung in den Trägerflansch vernachlässigt, da die ansetzbare Trägerflanschlänge  $l_k$  unbekannt ist (vgl. Bild 2.13). Insgesamt ist es damit möglich, das in der Komponentenmethode geregelte Federmodell zur Ermittlung der Anschlusssteifigkeit (vgl. Bild 2.9) auch bei 4-reihigen Anschlusskonfigurationen mit Anspruch auf Realitätsnähe zu verwenden.

Analog zur Vorgehensweise im EC3-1-8 wird auch hier das in der Praxis bekannte Federmodell zur Ermittlung der Anfangssteifigkeit verwendet. Das bedeutet, dass alle im Anschluss wirksamen Komponenten mit maßgebendem Anteil an der Anschlussrotation durch einen Federkennwert abgebildet und mittels Reihung zur gesamten Anschlusssteifigkeit zusammengefügt werden. Die für den Trägerstoß einflussreichsten Komponenten sind die biegebeanspruchte Stirnplatte und die zugbeanspruchten Schrauben. Bei der Untersuchung eines Stützen-Riegel-Anschlusses ist das Federmodell um die entsprechenden stützenseitigen Komponenten zu erweitern.

Die Ermittlung der Federkennwerte für den isolierten biegebeanspruchten T-Stummel kann analog zum EC3-1-8 mit den in Abschnitt 2.3.2 genannten Gleichungen erfolgen. Hierbei ist beim Zusammenfügen der Einzelfedern zu

## 5.1 Bestimmung der Steifigkeitskoeffizienten für die vorgeschlagenen Modelle

berücksichtigen, dass analog zur Vorgehensweise bei der Ermittlung der Anschluss Tragfähigkeit mittels obigem Bemessungsvorschlag eine Trennung der Lastabtragsrichtungen Flansch und Steg stattfindet (vgl. Bild 5.1).

Zur Bestimmung des Steifigkeitsanteils des Stirnplattenüberstandes wird das T-Stummel-Modell unter Berücksichtigung der zusätzlichen Schrauben verwendet, was bereits bei obigem Bemessungsvorschlag für die Tragfähigkeit angewendet wurde. Dies wird über den Ansatz der doppelten Schraubensteifigkeit realisiert.

Damit die Steifigkeit der ausgesteiften, innerhalb des Trägerprofils liegenden Schraubenreihe realistisch abgebildet werden kann, und gleichzeitig beide Lastabtragsrichtungen betrachtet werden, ist es notwendig, die Steifigkeitsanteile der Schrauben ebenfalls in Flansch- und in Stegichtung aufzuteilen. Dies hätte für die innere Schraube eine Gewichtung der Dehnsteifigkeit zur Folge. Die Aufteilung der Dehnsteifigkeit der inneren Schraube in Flansch- bzw. Stegichtung führt jedoch zu einer Unterschätzung der Steifigkeit. Ein realistischeres Modell ist, dass die inneren Schraube dem Steg und die äußere dem Flansch zugeordnet wird (vgl. Bild 5.1).

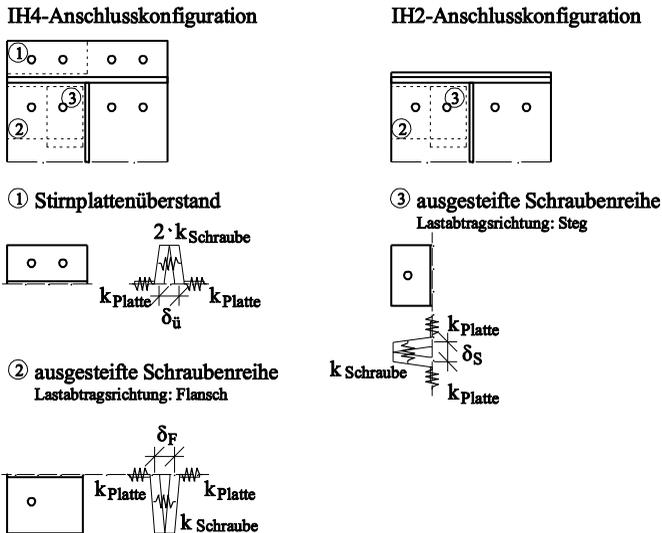


Bild 5.1: Darstellung der zu berücksichtigenden Federkennwerte der maßgebenden Komponenten der zu Biegung und Schrauben auf Zug

**1) - Stirnplattenüberstand**

Die Berechnung des Steifigkeitsanteils  $k_{\dot{U}}$  aus dem überstehenden Stirnplattenbereich kann durch Parallelschalten der beiden Federn, die das Dehnungsverhalten der Schrauben abbilden und durch die anschließende Serienschaltung mit den Federn für die beim Trägerstoß vorhandenen beiden Stirnplatten erfolgen. Dabei werden die Steifigkeitskoeffizienten der Platte  $k_{\text{Platte}}$ , sowie der Schraube  $k_{\text{Schraube}}$  gemäß EC3-1-8 ermittelt (vgl. Gl. (5.1)).

$$k_{\dot{U}} = \frac{1}{\frac{2}{k_{\text{Platte}}} + \frac{1}{2 \cdot k_{\text{Schraube}}}} \quad [\text{mm}]$$

mit

$$k_{\text{Platte}} = \frac{0,9 \cdot \ell_{\text{eff}} \cdot t_p^3}{m_x^3} \quad [\text{mm}] \tag{5.1}$$

und

$$k_{\text{Schraube}} = \frac{1,6 \cdot A_S}{L_B} \quad [\text{mm}]$$

Der Einfluss einer planmäßigen Vorspannung der Schrauben bleibt hierbei unberücksichtigt, kann jedoch gemäß Gleichung (2.28) erfolgen.

**2) – ausgesteifte Schraubenreihe (zum Flansch)**

Der Steifigkeitsanteil der innerhalb des Trägerprofils liegenden Schraubenreihe wird getrennt nach Lastabtragsrichtung untersucht. Für die Flanschrichtung kann der Steifigkeitskoeffizient  $k_F$  gemäß Bild 5.1 wie folgt ermittelt werden.

## 5.1 Bestimmung der Steifigkeitskoeffizienten für die vorgeschlagenen Modelle

$$k_F = \frac{1}{\frac{2}{k_{\text{Platte, (IH2 bzw. IH4)}}} + \frac{1}{k_{\text{Schraube}}}} \quad [\text{mm}]$$

mit

$$k_{\text{Platte, IH4}} = \frac{0,9 \cdot \ell_{\text{eff}} \cdot t_p^3}{m_s^3} \quad [\text{mm}] \quad (5.2)$$

$$k_{\text{Platte, IH2}} = \frac{1 \cdot \ell_{\text{eff}} \cdot t_p^3}{9 \cdot m_s^3} \quad [\text{mm}] < k_{\text{Platte, IH4}}$$

und

$$k_{\text{Schraube}} = \frac{1,6 \cdot A_S}{L_B} \quad [\text{mm}]$$

Dabei wird die, zur Lastabtragsrichtung Flansch zugehörige effektive Fließlinienlänge  $\ell_{\text{eff}}$  eingesetzt. Die detaillierte Darstellung der jeweiligen Steifigkeitskoeffizienten kann den Abschnitten 2.3 und 2.4 entnommen werden.

### 3) – ausgesteifte Schraubenreihe (zum Steg)

Der Steifigkeitskoeffizient für die Lastabtragsrichtung: Steg kann mit

$$k_S = \frac{1}{\frac{2}{k_{\text{Platte}}} + \frac{1}{k_{\text{Schraube}}}} \quad [\text{mm}]$$

mit

$$k_{\text{Platte}} = \frac{0,9 \cdot \ell_{\text{eff}} \cdot t_p^3}{m^3} \quad [\text{mm}] \quad (5.3)$$

und

$$k_{\text{Schraube}} = \frac{1,6 \cdot A_S}{L_B} \quad [\text{mm}]$$

und  $\ell_{\text{eff}}$ : zur Lastabtragsrichtung Steg zugehörige effektive Fließlänge ermittelt werden.

Der zur innerhalb des Trägerprofils liegenden ausgesteiften Schraubenreihe zugehörige Steifigkeitskoeffizient  $k_I$  kann dann über

$$k_I = k_F + k_S \quad (5.4)$$

ermittelt werden.

## **Aufbereitung eines Steifigkeitsmodells und Vergleich mit den Ergebnissen der FE-Studie**

---

In Abschnitt 2.3.2 ist die Funktion zur Ermittlung der Anschlusssteifigkeit in Gleichung (2.14) angegeben. Bei mehreren im Zugbereich befindlichen Schraubenreihen (IH4-Anschlüsse) wird der zugehörige äquivalente Hebelarm  $z_{eq}$  benötigt. Er kann wie folgt bestimmt werden.

$$z_{eq} = \frac{\sum_r k_{eff,r} \cdot h_r^2}{\sum_r k_{eff,r} \cdot h_r} \quad [\text{mm}] \quad (5.5)$$

Daraus lässt sich der zu allen Schraubenreihen korrespondierende äquivalente Steifigkeitskoeffizient  $k_{eq}$  bilden.

$$k_{eq} = \frac{\sum_r k_{eff,r} \cdot h_r}{z_{eq}} \quad [\text{mm}] \quad (5.6)$$

Die Anfangssteifigkeit  $S_{j,ini}$  wird mit dem Erreichen der elastischen Anschluss Tragfähigkeit  $2/3 M_{j,Rd}$  definiert. Auf diesem Beanspruchungsniveau wird ein Steifigkeitsverhältnis  $\mu=1,0$  angenommen (vgl. EC3-1-8). Übersteigt die vorhandene Beanspruchung die elastische Anschluss Tragfähigkeit, wird das Steifigkeitsverhältnis mit  $\mu=(1,5M_{j,Ed}/M_{j,Rd})^\psi$  ermittelt. Der Beiwert  $\psi$  kann Tabelle 6.8 aus [EC3] entnommen werden.

Die Anfangssteifigkeit  $S_{j,ini}$  eines Trägerstoßes lässt sich demnach mit

$$S_{j,ini} = \frac{E \cdot z_{eq}^2}{\frac{1}{k_{eq}}} \quad [\text{Nmm/rad}] \quad (5.7)$$

ermitteln.

## **5.2 Vergleich und Bewertung der ermittelten Anfangssteifigkeiten von IH2-Anschlüssen**

Dem oben vorgestellten Federmodell zur Ermittlung der Anschlusssteifigkeit liegt die Annahme einer nicht planmäßigen aber bauseits vorhandenen geringfügigen Vorspannung zugrunde. Das FE-Modell berücksichtigt jedoch die Schrauben ohne jegliche Vorspannung. Demnach ist ein direkter Zahlenmäßiger Vergleich nur bedingt möglich. Vielmehr können die mittels numerischer Parameterstudie ermittelten Anschlusssteifigkeiten als untere Grenze der Steifigkeitsformulierung definiert werden.

## 5.2 Vergleich und Bewertung der ermittelten Anfangssteifigkeiten von IH2-Anschlüssen

Vergleich Anschlusssteifigkeit Bemessungsvorschlag / FE-Studie

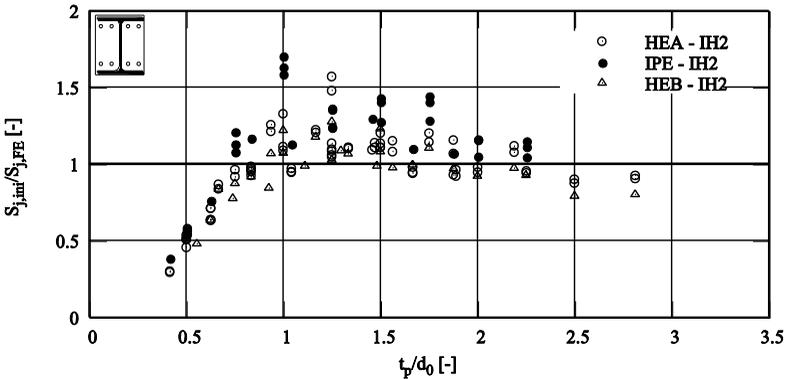


Bild 5.2: Vergleich der theoretisch ermittelten Anschlusssteifigkeiten mit den Steifigkeiten aus der FE-Studie von IH2-Anschlüssen

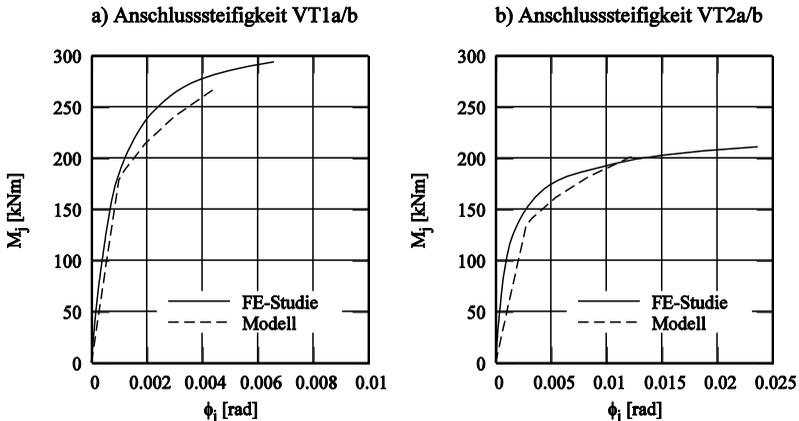
Bei geringen  $t_p/d_0$ -Werten liefert das zum Bemessungsvorschlag zugehörige Federmodell zur Ermittlung der Anschlusssteifigkeit im Vergleich zu der vorspannkraftfreien FE-Studie deutlich konservative Ergebnisse. Dies ist auf die konservative Auslegung des Steifigkeitsmodells für den L-Stummel zurückzuführen. Der Einfluss der Einspannung der Platte in den Trägerflansch wird bei der Herleitung vernachlässigt, sodass per Definition eine gelenkige Lagerung vorausgesetzt wird (vgl. Bild 2.13).

Eine steigende Plattendicke führt zu einer anderen Gewichtung der Steifigkeitsanteile. Der konservative Verformungsanteil der Platte nimmt an Bedeutung ab, und der Verformungsanteil der Schraube beeinflusst aufgrund der steigenden Klemmlänge  $L_B$  die Anschlusssteifigkeit maßgeblich. Demnach zeigt sich in einem Bereich, in dem kombiniertes Versagen auftritt ( $t_p/d_0 \approx 1,0$ ), eine deutlich höhere Anschlusssteifigkeit als bei der Parameterstudie. Dies stellt den baupraktischen Bereich dar, da eine wirtschaftliche Verteilung der Beanspruchung auf Platte und Schraube vorliegt. Eine genauere Beurteilung der berechneten Anschlusssteifigkeiten ist demnach ausschließlich mit Hilfe der Ergebnisse aus den FE-Simulationen möglich, die zur Nachrechnung der experimentellen Versuche mit planmäßiger Vorspannung durchgeführt wurden.

Das Federmodell sieht beim untersuchten Trägerstoß die Reihenschaltung der Federn mit den zugehörigen Steifigkeitskoeffizienten (Platte – Schraube – Platte) vor. Da bei einem  $t_p/d_0$ -Wert  $> 1,0$  die Biegeverformung der Stirnplatte deutlich abnimmt, kann die Stirnplatte als annähernd starr eingestuft werden. Das bedeutet

## Aufbereitung eines Steifigkeitsmodells und Vergleich mit den Ergebnissen der FE-Studie

für das Steifigkeitsmodell, dass die mittlere Feder (Schraube) das Rotationsverhalten des Anschlusses maßgebend beeinflusst. Da bei steigender Plattendicke die Klemmlänge  $L_B$  vergrößert wird, sinkt die Schraubensteifigkeit  $E \cdot A/L_B$ , so dass die Anschlusssteifigkeit gemäß dem Steifigkeitsmodell entsprechend reduziert wird.



**Bild 5.3:** Vergleich der Anschlusssteifigkeit von FE-Studie und Bemessungsvorschlag unter Berücksichtigung einer planmäßigen Vorspannung  
a) VT1- $t_p=35\text{mm}$  b) VT2- $t_p=20\text{mm}$

Der Vergleich der Anschlusssteifigkeiten die mit Hilfe des Federmodells unter Berücksichtigung der Vorspannkraft, bei der Ermittlung der Schraubensteifigkeit und der FE-Simulation ermittelt wurden, zeigt unabhängig vom  $t_p/d_0$ -Verhältnis eine gute Übereinstimmung (vgl. Bild 5.3). Die Schraubensteifigkeit erhöht sich durch den Ansatz einer planmäßigen Vorspannkraft rechnerisch auf den 6-fachen Wert (vgl. Gl. (2.28)). Dadurch wird der Einfluss der Plattensteifigkeit an der Anschlusssteifigkeit deutlich reduziert, so dass z.B. bei dem Versuchsträger VT2a/b mit  $t_p/d_0=0,83$  trotz konservativem (gelenkigem) Ansatz bei der Ermittlung des Steifigkeitskoeffizienten des L-Stummels lediglich eine geringe Unterschätzung der Anfangssteifigkeit zu erkennen ist.

Wie der obige Vergleich zeigt, kann mit dem Steifigkeitsmodell aus Abschnitt 5.1 die Anschlusssteifigkeit realistisch erfasst werden. Lediglich im Bereich extrem dünner Plattendicken, in dem die Anschlüsse aus wirtschaftlicher Sicht schlecht konditioniert sind, wird die vorhandene Anschlusssteifigkeit deutlich unterschätzt. Dieser Parameterbereich kann jedoch bei der Beurteilung des erweiterten Federmodells vernachlässigt werden.

### 5.3 Vergleich und Beurteilung der ermittelten Anfangssteifigkeiten von IH4-Anschlüssen

---

## 5.3 Vergleich und Beurteilung der ermittelten Anfangssteifigkeiten von IH4-Anschlüssen

Analog zum vorangegangenen Abschnitt ist ein Vergleich der Anschlusssteifigkeiten des Berechnungsmodells mit der numerischen Parameterstudie aufgrund fehlender Vorspanneinflüsse nur qualitativ möglich.

Im Bereich geringer  $t_p/d_0$ -Werte werden die Steifigkeiten der numerischen Parameterstudie ohne Berücksichtigung von Vorspannkraften mit dem vorgeschlagenen Bemessungsmodell (bauseits vorhandene Vorspannkraft) annähernd erreicht. Dies ist darauf zurückzuführen, dass bei der Berechnung der Anschlusssteifigkeit von Anschlüssen mit einer Schraubenreihe im Plattenüberstand (IH4) ausschließlich auf das T-Stummel-Modell zurückgegriffen werden kann. Der Verformungsanteil der biegebeanspruchten Platte wird somit anders als bei IH2-Anschlüssen (L-Stummel) auch im äußeren Bereich realistisch abgebildet.

Zusätzlich zeigt diese Tatsache, dass in diesem Bereich aufgrund der geringen Plattendicke und der somit geringen Pressung zwischen den Platten (vgl. Abschnitt 3.2.5) der Einfluss der Vorspannung nur eine sehr geringe Bedeutung hat.

Analog zu den IH2-Anschlüssen nimmt der Einfluss der Vorspannung bei steigender Plattendicke deutlich zu, so dass die Anschlusssteifigkeit ansteigt, und mit dem Federmodell deutlich höhere Anfangssteifigkeiten ermittelt werden, als die Ergebnisse der Parameterstudie ohne Vorspanneinfluss liefern.

Analog zum Verformungsverhalten bei IH2-Anschlüssen tritt im Bereich großer Plattendicken ( $t_p/d_0 > 1,0$ ) eine Reduktion der Anschlusssteifigkeit auf, was auf den geringer werdenden Einfluss der Plattenverformung an der gesamten Anschlussverformung, und der damit einhergehenden Reduktion der Schraubendehnteifigkeit ( $E \cdot A/L_B$ ) zurückzuführen ist.

## Aufbereitung eines Steifigkeitsmodells und Vergleich mit den Ergebnissen der FE-Studie

### Vergleich Anschlusssteifigkeit Bemessungsvorschlag / FE-Studie

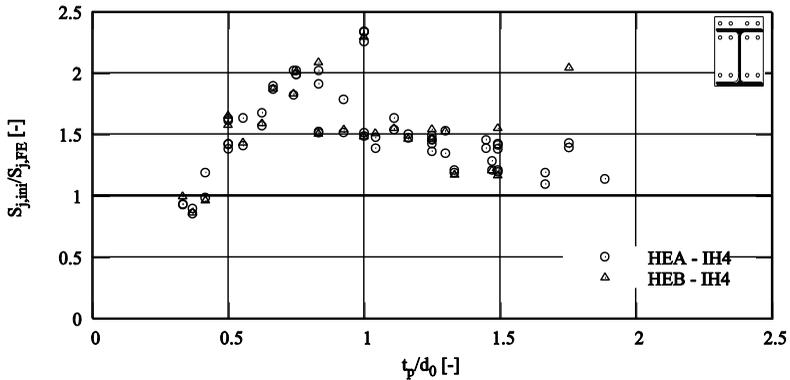
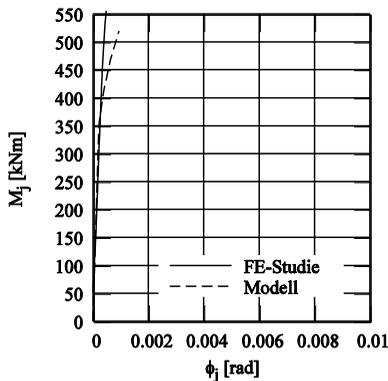


Bild 5.4: Vergleich der theoretisch ermittelten Anschlusssteifigkeiten mit den Steifigkeiten aus der FE-Studie von IH4-Anschlüssen

In Bild 5.5 zeigt sich ebenfalls eine gute Übereinstimmung der Anfangssteifigkeiten, die aus der FE-Simulation unter Berücksichtigung von Vorspannkraft und dem Federmodell ermittelt wurden. Da das Federmodell unabhängig der Plattendicke gute Ergebnisse liefert, kann dieses Modell bei verformbaren Anschlüssen verwendet werden, um die Anschlusssteifigkeit bei der Tragwerksanalyse berücksichtigen zu können.

a) Anschlusssteifigkeit VT5a



b) Anschlusssteifigkeit VT6a/b

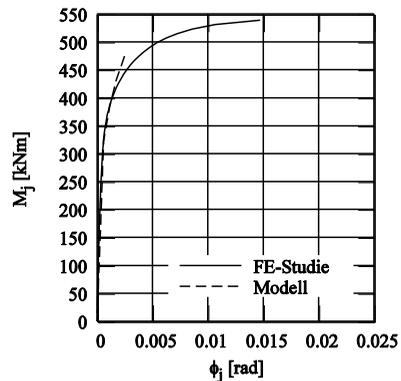


Bild 5.5: Vergleich der Anschlusssteifigkeit von FE-Studie und Bemessungsvorschlag unter Berücksichtigung einer planmäßigen Vorspannung  
a) VT5-tp=30mm b) VT6-tp=15mm

## **6 Bereitstellung von Näherungsfunktionen zur überschlägigen Berechnung von 4-reihigen Anschlüssen**

Da das Modell zur Ermittlung der Momententragfähigkeit, sowie der Anschlusssteifigkeit mit gewissem Rechenaufwand behaftet ist, ist es sinnvoll Näherungsfunktionen herzuleiten, die eine überschlägige Abschätzung der Tragfähigkeit und Steifigkeit in der Praxis erlauben.

Durch die bezogenen Darstellungen der Ergebnisse der FE-Studie in Abschnitt 3.3 konnte bereits gezeigt werden, dass eine Betrachtung der Anschlussgeometrie als Ganzes ohne Trennung von inneren und äußeren Schraubenkräften sinnvoll ist. Hierdurch ist eine vom Geometrietyp unabhängige Darstellung möglich. Bei den nachfolgenden Näherungsfunktionen wird auf diese Darstellung zurückgegriffen.

### **6.1 Näherungsfunktion zur Berechnung der Momententragfähigkeit 4-reihiger Geometrien**

Durch das neue in Abschnitt 4 hergeleitete und bewertete Bemessungsmodell wird ein geringfügiges Plastizieren der inneren, höherbeanspruchten Schraube zugelassen. Damit ist in horizontaler Richtung eine vollständige Ausnutzung der plastischen Teiltragfähigkeiten möglich.

Analog zum EC3-1-8 wird abhängig von der vorliegenden Versagensform die Verteilung der Grenztragfähigkeiten der Schraubenreihen in vertikaler Richtung vorgenommen. Tritt im Stirnplattenüberstand ein Versagen der Schrauben ein, so wird eine lineare Reduktion der näher zum Druckpunkt, im Trägerprofil liegenden Schraubereihe durchgeführt. In vertikaler Richtung ist hierbei eine vollständige plastische Ausnutzung nicht möglich. Lediglich bei einer duktilen Versagensform wie Plattenversagen kann eine plastische Umlagerung erfolgen.

Ebenfalls wurde die am Druckpunkt liegende Schraubenreihe nicht zur Ermittlung der Grenztragfähigkeit angesetzt, so dass die Bezugsgröße  $M_{\max}$  durch die Bezugsgröße  $M_{\max}^*$  (vgl. Bild 6.1), die alle oben aufgeführten Randbedingungen berücksichtigt, ersetzt werden muss. Hierdurch ist eine Verifikation der mit dem Modell aus Abschnitt 4 ermittelten Anschlusstragfähigkeiten möglich.

## Bereitstellung von Näherungsfunktionen zur überschlägigen Berechnung von 4-reihigen Anschlüssen

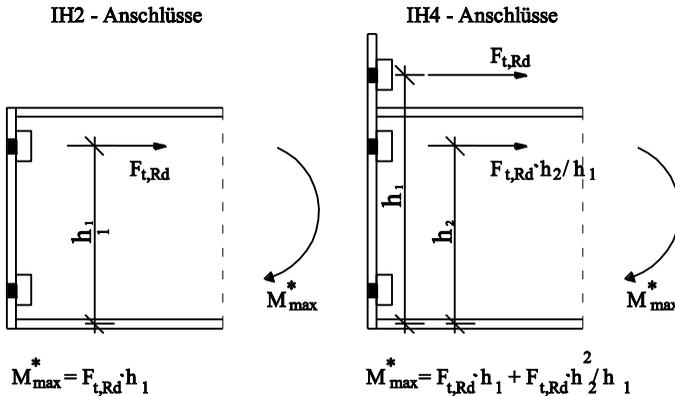


Bild 6.1: Bestimmung von  $M_{\max}^*$  als Bezugswert der Näherungsfunktion

Die Näherungsfunktion wird derart aufgestellt, dass eine untere Grenzkurve definiert wird, mit deren Hilfe annähernd alle Anschluss tragfähigkeiten sicher abgeschätzt werden. Die bezogene Anschluss tragfähigkeit kann für die Darstellung über den bezogenen Parameter  $t_p/d_0$  mit Hilfe von zwei linearen Funktionen hinreichend genau abgeschätzt werden.

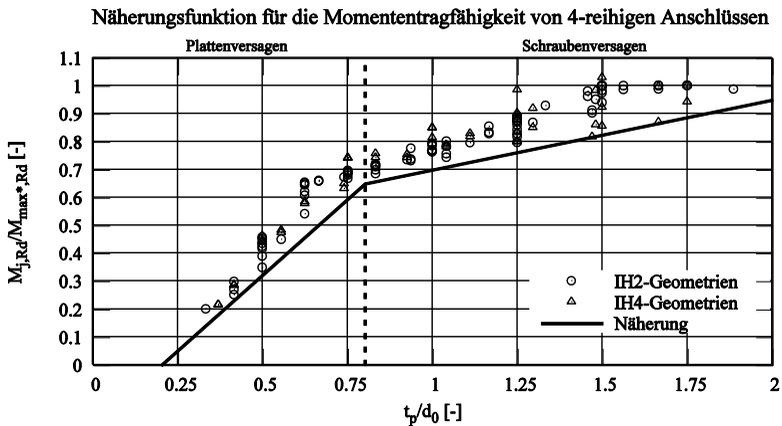


Bild 6.2: Näherungsfunktion zur Bestimmung der Momenten tragfähigkeit mit Teilsicherheitsfaktoren gemäß EC3-1-8

Die obige Darstellung der bezogenen Anschluss tragfähigkeit zeigt im Bereich  $t_p/d_0 = 0,8$  einen Steigungswechsel. Dieser ist damit zu begründen, dass im Bereich kleinerer Plattendicken das Versagen der Platte maßgebend ist und in diesem Fall

## 6.2 Näherungsfunktion zur Berechnung der Anfangssteifigkeit 4-reihiger Geometrien

---

die Plattendicke quadratisch in die Bestimmung der Grenztragfähigkeit berücksichtigt wird. Zusätzlich wird beim plastischen Versagen der Stirnplatte ein Teilsicherheitsbeiwert von  $\gamma_{M0} = 1,0$  anstelle von  $\gamma_{M2} = 1,25$  beim Schraubenversagen verwendet.

Die Überschreitung des theoretischen Grenzwertes von  $M_{j,Rd}/M_{max^*,Rd} = 1,0$  bei IH4-Anschlüssen ist dadurch zu erklären, dass bei der Ermittlung von  $M_{max^*,Rd}$  eine lineare Reduktion der Grenztragfähigkeit der innerhalb des Trägerprofils liegenden Schraubenreihe berücksichtigt wird. IH4-Geometrien, die Grenztragfähigkeiten größer  $M_{max^*,Rd}$  aufweisen, weisen im Stirnplattenüberstand kein reines Schraubenversagen auf. Demnach ist bei diesen Geometrien eine lineare Abminderung nicht notwendig.

Die Näherungsfunktionen für die Momententragfähigkeit von 4-reihigen Anschlusskonfigurationen können wie folgt definiert werden.

$$\frac{t_p}{d_0} \leq 0,8:$$

$$M_{j,app} = \frac{0,65}{0,6} \cdot \left( \frac{t_p}{d_0} - 0,2 \right) \cdot M_{max}^* \quad [\text{kNm}]$$

$$\frac{t_p}{d_0} > 0,8:$$

$$M_{j,app} = \left[ 0,65 + \frac{0,30}{1,2} \cdot \left( \frac{t_p}{d_0} - 0,8 \right) \right] \cdot M_{max}^* \quad [\text{kNm}] \quad (6.1)$$

$$\frac{t_p}{d_0} > 2,4:$$

$$M_{j,app} = 1,0 \cdot M_{max}^* \quad [\text{kNm}]$$

## 6.2 Näherungsfunktion zur Berechnung der Anfangssteifigkeit 4-reihiger Geometrien

Die Anfangssteifigkeit  $S_{j,ini}$  eines Anschlusses charakterisiert das Anschlussverhalten im Bereich elastischer Momentenbeanspruchung. Dieses Verformungsverhalten ist bei einer Klassifizierung des Anschlusses als verformbar bei der Analyse des Gesamtsystems zu berücksichtigen. Damit nun im Vorfeld ohne aufwendige Bemessung der Anschlussgeometrie eine realistische Abschätzung der Anschlusssteifigkeit möglich ist, können nachfolgende Näherungsfunktionen angewendet werden.

## Bereitstellung von Näherungsfunktionen zur überschlägigen Berechnung von 4-reihigen Anschlüssen

Abweichend von Abschnitt 3.3, in dem gezeigt werden konnte, dass auch die Anschlusssteifigkeit der in der Parameterstudie untersuchten Geometrien unabhängig vom Anschlussstyp ist und durch eine bezogene Darstellung abgebildet werden kann, müssen aufgrund der zugrunde liegenden Modellbildung zur näherungsweise Ermittlung der Anschlusssteifigkeit von bündigen sowie überstehenden Geometrien zwei verschiedene Funktionen angegeben werden. Dies ist auf die unterschiedliche Qualität des in Abschnitt 5 aufgestellten Federmodells für 4-reihige Anschlüsse zurückzuführen. Kann die Steifigkeit von überstehenden Geometrien mit Hilfe des T-Stummel-Modells noch realistisch abgebildet werden, wird die Steifigkeit des L-Stummel-Modells bei bündigen Anschlüssen aufgrund der gelenkigen Annahme zwischen Platte und Trägerflansch konservativ abgebildet.

Die Näherungsfunktion wird auch hier durch eine untere Grenzkurve gebildet. Analog zur Abschätzung der Momententragungsfähigkeit kann auch an dieser Stelle eine bereichsweise lineare Näherungsfunktion verwendet werden.

Näherungsfunktion für die Steifigkeit von 4-reihigen Anschlüssen

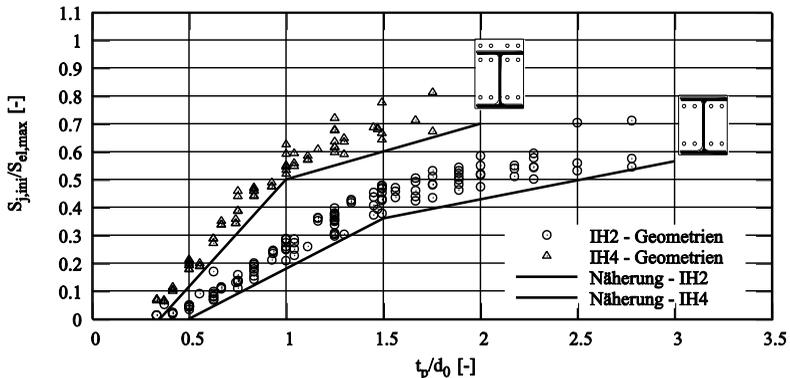


Bild 6.3: Näherungsfunktion zur Bestimmung der Steifigkeit von bündigen und überstehenden, 4-reihigen Anschlusskonfigurationen

Für bündige Anschlusskonfigurationen kann die Steifigkeit  $S_{j,app}$  über folgende Näherungsfunktion abgeschätzt werden. Dabei wird  $S_{eI,max}$  gemäß Abschnitt 3.3 Gleichung (3.3) ermittelt.

## 6.2 Näherungsfunktion zur Berechnung der Anfangssteifigkeit 4-reihiger Geometrien

---

$$\frac{t_p}{d_0} \leq 1,5$$

$$S_{j,app} = 0,36 \cdot \left( \frac{t_p}{d_0} - 0,5 \right) \cdot S_{e\ell,max} \quad [\text{MNm/rad}]$$

$$\frac{t_p}{d_0} > 1,5$$

$$S_{j,app} = \left[ 0,36 + \frac{0,205}{1,5} \cdot \left( \frac{t_p}{d_0} - 1,5 \right) \right] \cdot S_{e\ell,max} \quad [\text{MNm/rad}]$$
(6.2)

Für überstehende Anschlusskonfigurationen kann die Steifigkeit  $S_{j,app}$  über folgende Näherungsfunktion abgeschätzt werden.

$$\frac{t_p}{d_0} \leq 1,0$$

$$S_{j,app} = \frac{0,5}{0,65} \cdot \left( \frac{t_p}{d_0} - 0,35 \right) \cdot S_{e\ell,max} \quad [\text{MNm/rad}]$$

$$\frac{t_p}{d_0} > 1,0$$

$$S_{j,app} = \left[ 0,50 + \frac{0,20}{1,0} \cdot \left( \frac{t_p}{d_0} - 1,0 \right) \right] \cdot S_{e\ell,max} \quad [\text{MNm/rad}]$$
(6.3)

Im Bereich großer Plattendicken wird die Anschlusssteifigkeit lediglich durch die Schraubenverformung beeinflusst. Demnach sollte sich im Parameterbereich  $t_p/d_0 > 3$  annähernd die Bezugsgröße  $S_{e\ell,max}$  (Faktor  $\approx 1,0$ ) einstellen. Insbesondere bei bündigen Anschlüssen liegt der Wert jedoch deutlich darunter (Faktor  $\approx 0,7$ ). Dies ist auf den konservativen Ansatz bei dem L-Stummel zurückzuführen, der, wie sich hier zeigt zu einer wesentlichen Unterschätzung der Anfangssteifigkeit des Anschlusses führt.

Vor der Bemessung eines Hallenrahmens ist es notwendig, den Anschluss einer Rahmenecke im Hinblick der Steifigkeit zu klassifizieren, um festzustellen, ob eine Berücksichtigung der Anschlussverformung erforderlich ist. Die oben angegebenen Anfangssteifigkeiten  $S_{j,ini}$  sind für den Trägerstoß eines Riegels ermittelt worden und beinhalten auf grund der umfangreichen Parameter keine Federkennwerte für stützenseitige Komponenten. Unter Einhaltung folgender Bedingungen können die

## **Bereitstellung von Näherungsfunktionen zur überschlägigen Berechnung von 4-reihigen Anschlüssen**

---

Näherungsfunktionen jedoch auch zur Abschätzung der Anfangssteifigkeit von Hallenrahmensystemen verwendet werden.

- Ausgesteifter Stützensteg im Druck und Zugbereich (Steifigkeitskoeffizienten für den Stützensteg entfallen)
- Stützenflanschdicke entspricht Stirnplattendicke oder Stützenflansch wird mit Futterplatten verstärkt (Steifigkeitskoeffizient für den Stützenflansch entfällt)

Bei der Einhaltung dieser Voraussetzungen kann ein Anschluss bei einem verschieblichen Hallenrahmen gemäß EC3-1-8 als starr klassifiziert werden, wenn folgende Bedingung eingehalten wird.

$$S_{j,ini} \geq \frac{K_b \cdot EI_b}{L_b} \quad (6.4)$$

mit:  $K_b = 25$  – ohne Einfluss von Horizontalverbänden  
 $I_b$  – Flächenträgheitsmoment zweiter Ordnung des Trägers  
 $L_b$  – Spannweite eines Trägers von Stützenachse zu Stützenachse

Aufgrund der Vielzahl von einflussnehmenden Parametern bei der Abschätzung der Anfangssteifigkeit  $S_{j,ini}$  kann hier lediglich für einen kleinen Ausschnitt überprüft werden, in wie weit typische Anschlussgeometrien mit der Näherung als starr eingestuft werden können. Dazu werden verschiedene HEA und HEB Profile mit einem  $t_p/d_0 = 1,25$  bei verschiedenen Stützweiten  $L_b$  (von 10 – 30m) betrachtet. Da die Anfangssteifigkeit von IH2-Anschlüssen aufgrund des konservativen L-Stummel-Modells deutlich unterschätzt wird, werden für diesen Vergleich ausschließlich IH4-Anschlussgeometrien herangezogen.

## 6.2 Näherungsfunktion zur Berechnung der Anfangssteifigkeit 4-reihiger Geometrien

Tabelle 6.1: Klassifizierung ausgewählter Anschlüsse mit Hilfe der Näherungsfunktion

RB-Nr.	Profil	$S_{j,erf}$ $L_b=10m$	$S_{j,erf}$ $L_b=15m$	$S_{j,erf}$ $L_b=20m$	$S_{j,erf}$ $L_b=25m$	$S_{j,erf}$ $L_b=30m$	$S_{j,ini}$
		<u>MNm</u> rad	<u>MNm</u> rad	<u>MNm</u> rad	<u>MNm</u> rad	<u>MNm</u> rad	<u>MNm</u> rad
465	HEA 300	95,9	63,9	48,0	38,4	32,0	186,2
514	HEA 500	456,6	304,4	228,3	182,6	152,2	571,2
541	HEA 1000	2908,0	1938,7	1454,0	1163,2	969,3	2168,1
610	HEB 300	132,1	88,1	66,1	52,9	44,0	191,7
692	HEB 1000	3383,6	2255,8	1691,8	1353,5	1127,9	2185,5

Tabelle 6.1 zeigt, dass alle betrachteten Anschlüsse für den baupraktischen Anwendungsbereich durch die auf der sicheren Seite liegende Näherungsfunktion als starr klassifiziert werden.

## 7 Zusammenfassung und Ausblick

### 7.1 Zusammenfassung

Mit der Komponentenmethode im EC3-1-8 liegt ein geregeltes Bemessungskonzept für 2-reihige geschraubte, momententragfähige Anschlüsse vor, das neben der Tragfähigkeit auch die Steifigkeit und somit die Anschlussverformung allgemeingültig abbilden kann. Durch eine Erweiterung auf 4-reihige Anschlusskonfigurationen konnten in der aktuellen Ringbuchausgabe [45] alle standardisierten Geometrien aufgenommen werden, die bislang lediglich durch ein versuchsbasiertes Bemessungskonzept (DASt-Modell) abgedeckt werden konnten.

Der Vergleich beider Bemessungskonzepte mit einer Pilotstudie zeigt, dass bei Geometrien mit großen Plattendicken  $t_p > 35$  mm die Anschlusstragfähigkeit durch die erweiterte Komponentenmethode teilweise deutlich unterschätzt wird. Es wurde festgestellt, dass bei diesen Plattendicken das Tragverhalten der gesamten Verbindung letztlich durch die Schraubentragfähigkeit bestimmt wird. Das Tragverhalten von Schrauben wird gemäß EC3-1-8 als nicht duktil eingestuft. So dass die konservative Abbildung des Tragverhaltens von 4-reihigen geschraubten, momententragfähigen Anschlüssen in [45] auf das dehnungsorientierte Zusammenfügen von innerem und äußerem Plattenbereich zurückzuführen ist. Hierbei wird vorausgesetzt, dass in Folge des Schraubenversagens im inneren Plattenbereich keine Kraftumlagerungen zum äußeren Bereich aufgrund des spröden Tragverhaltens der Schrauben stattfinden.

Mit Hilfe der Komponentenmethode, die die Momenten-Rotationscharakteristik eines Anschlusses berücksichtigt, kann durch Variation der Geometrie (im Wesentlichen Plattendicke) die Wirtschaftlichkeit einer Gesamtkonstruktion gesteigert werden. Im Gegensatz dazu ist das DASt-Modell in zweierlei Hinsicht als unbrauchbar einzustufen. Zum einen liegt für dieses Konzept kein Modell zur Ermittlung der Anschlusssteifigkeit vor. Dies ist jedoch notwendig, damit die Anschlussverformung bei der Tragwerksanalyse berücksichtigt werden kann. Zum anderen zeigt der Vergleich mit einer Pilotstudie, dass hiermit deutlich konservative Anschlusstragfähigkeiten ermittelt werden, da dieses Bemessungskonzept lediglich für große Plattendicken aufgestellt wurde, bei denen der Anschluss als starr eingestuft werden kann. Die erweiterte Komponentenmethode hingegen liefert bei diesem Vergleich keine nennenswerte Veränderung in der Qualität der Ergebnisse.

## 7.1 Zusammenfassung

---

Die Kraftumlagerung vom inneren zum äußeren Plattenbereich wird bei der erweiterten Komponentemethode nicht berücksichtigt, was auf das dehnungsorientierte Zusammenfügen der Teilbereiche und der gleichzeitigen Annahme eines nicht duktilen Verformungsverhaltens der inneren Schraube zurückzuführen ist. Durch eine Anpassung und Verbesserung der auf 4-reihige Anschlusskonfigurationen erweiterten Komponentemethode kann das Tragverhalten realistisch abgebildet werden.

Die zur Herleitung und Verifikation eines Bemessungsmodells benötigte Ergebnisbasis wird durch eine an der Pilotstudie kalibrierten FE-Studie erweitert. Damit ist der maßgebende Parameterbereich (Plattendicke, Schraubendurchmesser und Profilhöhe) hinreichend abgedeckt.

Die Parameterstudie liefert umfangreiche Erkenntnisse über den Lastabtrag innerhalb der Platte und den Einfluss der untersuchten Parameter. Insbesondere zeigt sich, dass abweichend von den Annahmen der vorhandenen Bemessungskonzepte eine deutliche Kraftumlagerung vom inneren zum äußeren Bereich, begünstigt durch ein vorhandenes geringes Plastizierungsvermögen der inneren Schraube, stattfindet. Für die Herleitung eines verbesserten Bemessungskonzeptes zur Ermittlung der Grenztragfähigkeit von 4-reihigen geschraubten, momententragfähigen Anschlüssen bedeutet dies, dass eine Addition der Teiltragfähigkeiten auch bei einem Versagen der inneren Schraube möglich ist.

Im Hinblick auf ein Handrechenmodell zeigt die Parameterstudie, dass die Darstellung der bezogenen ermittelten Anschlusstragfähigkeiten über die maßgebenden Parameter  $t_p/d_0$  nur geringfügig streut. Somit ist die Angabe einer unteren Grenzkurve möglich, mit deren Hilfe die Anschlusstragfähigkeit ohne großen Aufwand abgeschätzt werden kann. Als Bezugsgröße für die Anschlusstragfähigkeit wird die maximale Anschlusstragfähigkeit  $M_{\max,Rd}$  verwendet. Hierbei wird vorausgesetzt, dass in allen Schrauben im Zugbereich die Grenzzugkraft erreicht wird.

Analog zur Anschlusstragfähigkeit stellt sich auch bei der bezogenen Anschlusssteifigkeit ein Zusammenhang zwischen den maßgebenden Parametern  $d_0$  und  $t_p$  ein. Auch hierbei kann mit Hilfe einer unteren Grenzkurve die Steifigkeit ohne großen Rechenaufwand abgeschätzt werden. Als Bezugsgröße für die Anschlusssteifigkeit wird die maximale elastische Anschlusssteifigkeit  $S_{ef,max}$  verwendet. Die elastische Anfangssteifigkeit wird unter der Annahme einer starren Stirnplatte und demnach lediglich über die elastische Dehnung der Schrauben bestimmt.

## **7.2 Überblick über den erweiterten, verbesserten Bemessungsvorschlag**

### **7.2.1 Bemessungsvorschlag zur Ermittlung der Anschluss Tragfähigkeit**

Die Erkenntnisse der FE-Studien zeigen, dass der biegebeanspruchte Stirnplattenüberstand analog zu der Vorgehensweise der Komponentenmethode im EC3-1-8 ermittelt werden kann. Damit die zusätzlichen Schrauben bei der Ermittlung der effektiven Fließlinienlänge berücksichtigt werden, ist hierzu eine Anpassung der Fließmuster und der Fließkegel erforderlich. Zur Ermittlung der maßgebenden Fließlinienlänge werden die Fließmuster und -kegel gemäß EC3-1-8 als horizontale Schraubenreihengruppe definiert. Somit liegen alle erforderlichen Funktionen für die Schraubenreihe im Stirnplattenüberstand vor.

Die Vorgehensweise bei der innerhalb des Trägerprofils liegenden Schraubenreihe ist zunächst unabhängig vom Geometrietypen (IH2-bündig und IH4-Überstand).

Die effektiven Längen der Fließkegel können analog zur Schraubenreihe im Stirnplattenüberstand mit Hilfe von horizontalen Schraubenreihengruppen gemäß EC3-1-8 bestimmt werden. Für das Fließmuster wird die effektive Länge unter der Berücksichtigung der zusätzlichen Schrauben und dem Einfluss der Aussteifung durch den Trägerflansch hergeleitet.

Zur Berücksichtigung der verschiedenen Lastabtragsrichtungen Steg und Flansch des Trägerprofils, muss die so ermittelte, maßgebende, effektive Fließlinienlänge entsprechend verteilt werden. Dies geschieht durch die Verwendung eines Stabmodells in der Platte. Hierbei wird die Kraftweiterleitung durch den Steg und den Flansch des Trägerprofils an die Schrauben gedanklich durch Stäbe mit der Einheitsbreite 1 realisiert. Damit können gemäß den geometrischen Abständen der Schrauben Steifigkeitsverhältnisse aufgestellt werden. Insgesamt kann somit eine Verteilung der maßgebenden effektiven Fließlinienlänge anhand der Steifigkeiten der Stäbe vorgenommen werden.

Die aus den FE-Studien bestätigten Tragmodelle können zur Ermittlung der Grenztragfähigkeit der betrachteten Lastabtragsrichtung verwendet werden. Hierbei kann mit Hilfe des T-Stummel-Modells auf ein bereits im EC3-1-8 geregeltes Modell zurückgegriffen werden. Das L-Stummel-Modell, das hier bei der Ermittlung der Lastabtragsrichtung: Flansch von IH2-Verbindungen eingesetzt wird, ist bereits bei der erweiterten Komponentenmethode (vgl. [43]) verwendet worden. Darüber hinaus kann der positive Einfluss der Einspannung der biegebeanspruchten Platte am Schraubenkopf durch eine, das Schraubenloch

## 7.2 Überblick über den erweiterten, verbesserten Bemessungsvorschlag

---

berücksichtigende, modifizierte alternative Vorgehensweise analog zu Jaspert [30] berücksichtigt werden.

Aufgrund des geringen Plastizierungsvermögens der Schrauben können die so ermittelten Teiltragfähigkeiten vom Lastabtrag in Flansch- und in Stegichtung nicht nur bei Model-Versagen (reines Flanschfließen) sondern auch bei kombiniertem Versagen addiert werden.

Die Ermittlung der Anschlusstragfähigkeit  $M_{j,Rd}$  kann analog zur Komponentenmethode nach EC3-1-8 erfolgen. Hierbei ist jedoch sicherzustellen, dass die im gesamten Zugbereich ermittelte Grenzzugkraft die maximale Grenzzugkraft des Trägerprofils nicht überschreitet. Hierzu wird neben der bereits im EC3-1-8 geregelten Komponente Trägersteg auf Zug (BWT) die Komponente Trägerflansch auf Zug (BWT) eingeführt. Da die Vorgehensweise insgesamt in Anlehnung an den EC3-1-8 erfolgt, sind die dort angegebenen Teilsicherheitsbeiwerte zu verwenden, um das geforderte Sicherheitsniveau zu erreichen.

Der Vergleich mit den FE-Studien zeigt, dass mit dem hergeleiteten Bemessungskonzept im Bereich geringer  $t_p/d_0$  -Werte konservative Anschlusstragfähigkeiten erzielt werden. In diesem Parameterbereich werden Geometrien mit großen Schraubendurchmessern (M30) und geringen Plattendicken ( $t_p=10\text{mm}$ ) kombiniert. Hierdurch wird der Einspanngrad der Platte am Schraubenkopf unterschätzt. Im gesamten restlichen Parameterbereich, der als baupraktischer Bereich anzusehen ist, wird die Anschlusstragfähigkeit unabhängig vom Geometriertyp (IH2, IH4) mit Hilfe des Bemessungsvorschlags im Vergleich zu den FE-Studien wirtschaftlich abgebildet.

### 7.2.2 Bemessungsvorschlag zur Ermittlung der Anschlusssteifigkeit

Das der Komponentenmethode im EC3-1-8 zugrunde liegende Federmodell kann unabhängig der verwendeten Tragmodelle angewendet werden. Für das verwendete T-Stummel-Modell liegen abgesicherte Federkennwerte im EC3-1-8 vor. Für das zur Tragfähigkeitsermittlung verwendete L-Stummel-Modell können keine Federkennwerte aus der Komponentenmethode entnommen werden. Die der aktuellen Ringbuchausgabe [45] zugrunde liegende erweiterte Komponentenmethode stellt den benötigten Federkennwert bereit (vgl. [43]). Dieser wird jedoch unter der konservativen Annahme einer gelenkigen Lagerung zwischen Stirnplatte und Trägerflansch ermittelt, da keine abgesicherten Erkenntnisse über den Einspanngrad vorliegen. Somit unterschätzt das zum L-Stummel zugehörige, gelenkige Steifigkeitsmodell die vorhandene Steifigkeit. Der

Ansatz einer Volleinspannung stellt sich insbesondere für den äußeren Plattenbereich als unsicher heraus.

Das Zusammensetzen der einzelnen Federkennwerte zur elastischen Anfangssteifigkeit erfolgt gemäß EC3-1-8 über eine Reihen- und Parallelschaltung der verschiedenen Federn. Bei den hier untersuchten Trägerstößen werden lediglich die Steifigkeitsanteile der Platte und der Schrauben maßgebend. Bei Stützen-Riegel Verbindungen sind die stützenseitigen Federkennwerte gemäß EC3-1-8 anzuwenden.

Der Vergleich der ermittelten Anfangssteifigkeiten mit den FE-Simulationen der Versuchsträger der Pilotstudie, bei denen die Schrauben planmäßig vorgespannt wurden, zeigt eine gute Übereinstimmung. Mittels des Ansatzes von Agerskov kann der Einfluss der Vorspannung auf das Verformungsverhalten des Anschlusses bei dem verwendeten Federmodell berücksichtigt werden.

### 7.3 Überblick über das Handrechenmodell

Der bereits in der Parameterstudie erkennbare Zusammenhang zwischen Stirnplattendicke  $t_p$  und Schraubendurchmesser  $d_0$  lässt sich auch bei dem hergeleiteten Bemessungsvorschlag unter Berücksichtigung der Teilsicherheitsfaktoren gemäß EC3-1-8 erkennen. Eine bezogene Darstellung der Anschluss Tragfähigkeit sowie der Anschlusssteifigkeit lässt die Angabe einer unteren Grenzkurve zu, so dass eine Abschätzung ohne genaue Berechnung der Anschlussgeometrie möglich ist. Dies ist bei der Vorbemessung sehr hilfreich. Eine detaillierte Berechnung der Anschlussgeometrie wird durch die Näherungsfunktion jedoch nicht ersetzt.

### 7.4 Ausblick

Mit dieser Arbeit liegt nun ein wirtschaftliches Bemessungsmodell auch für 4-reihige Anschlusskonfigurationen vor. Die Vorteile der Komponentenmethode, wie die Möglichkeit zur Berechnung verformbarer Anschlüsse und die gezielte Optimierung einzelner Komponenten, können nun auch bei 4-reihigen Anschlusskonfigurationen angewendet werden.

Der baupraktische Bereich kann mit Hilfe des hergeleiteten Bemessungsmodells ohne Tragfähigkeitseinbußen abgebildet werden. Lediglich im Randbereich mit ungünstigen  $t_p/d_0$ -Werten liefert das Bemessungsmodell konservative Ergebnisse. Durch weitere Untersuchungen kann der Einspanngrad der Platte am Schraubenkopf auch in diesem Parameterbereich realistisch abgeschätzt werden.

#### **7.4 Ausblick**

---

Das verwendete Steifigkeitsmodell liefert für Stirnplattenverbindungen mit Schrauben im Stirnplattenüberstand insgesamt gute Ergebnisse. Bei bündigen Anschlüssen führt die konservative Annahme einer gelenkigen Lagerung jedoch zu einer deutlichen Unterschätzung der Steifigkeit. Durch weitere Untersuchungen kann der Einspanngrad von Platte in den Träger ermittelt werden, so dass insgesamt ein realistisches Modell zur Ermittlung der Anfangssteifigkeit eines Anschlusses vorliegt.

## Literaturverzeichnis

[1]	<b>Agerskov, H.:</b> „High-strength bolted connections subject to prying“, Journal of Structural Division, ASCE, Vol. 102, ST1, pp. 16-175; 1976
[2]	<b>Agerskov, H.; Thomsen, K.:</b> „Versuche zur Ermittlung des Tragverhaltens von ‚Kopffplattenstößen in biegebeanspruchten gewalzten IPE- und HEB-Profil-Trägern“, Der Stahlbau, Heft 8, Seite 236 - 246, Ernst und Sohn Verlag, Berlin 1973
[3]	<b>AiF:</b> „Entwicklung eines rechnerischen Modells zur Beschreibung des Tragverhaltens von biegesteifen Stirnplattenanschlüssen mit einer thermischen Trennung zur Verhinderung von Kältebrücken und aus brandschutztechnischen Gründen“, Bericht zum Forschungsvorhaben 13515 N, Darmstadt 2004
[4]	<b>AiF:</b> „Plastische Bemessung von Stirnplatten-Anschlüssen mit vier Schrauben in einer Reihe“, Bericht zum Forschungsvorhaben 11446, Aachen 2000
[5]	<b>Angerer, T.; Frischhut, M.; Tschemmerneegg, F.:</b> „Bemessungshilfen für nachgiebige Stahlknoten mit Stirnplattenanschlüssen“, - Stahlbau-Kalender 1999, Hrsg.: Prof.Dr.-Ing. U. Kuhlmann, Ernst & Sohn Verlag, Berlin, 1999
[6]	<b>Beg, D.; Vayas, I.; Zupancic, E.:</b> „Rotationskapazität von Knoten aus Stahl – Verformbarkeit der Komponenten“, Bauingenieur Band 78, Heft 1, Seite 44 – 52, Ernst und Sohn Verlag, Berlin 2003
[7]	<b>Braun, Ch.; Humer, Ch.; Klein, H.; Tautschnig, A.; Tschemmerneegg, F.:</b> „Zur Nachgiebigkeit von Rahmenknoten“, Der Stahlbau 56, Heft 10, Seite 299 – 306, Ernst und Sohn Verlag, Berlin 1987
[8]	<b>Cad-Fem</b> Hilfe zur Programmversion Ansys 10.0
[9]	<b>CEN – Europäisches Komitee für Normung:</b> DIN EN 14399: Hochfeste planmäßig vorspannbare Schraubenverbindungen für den Metallbau – Teile 1 – 6, Berlin, 2005

## Literaturverzeichnis

---

[10]	<b>CEN – Europäisches Komitee für Normung:</b> DIN EN 1993-1-1 Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten, Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau, Berlin, Juli 2005
[11]	<b>CEN – Europäisches Komitee für Normung:</b> DIN EN 1993-1-3 Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten, Teil 1-3: Allgemeine Regeln – Ergänzende Regeln für kaltgeformte dünnwandige Bauteile und Bleche, Berlin, Februar 2007
[12]	<b>CEN – Europäisches Komitee für Normung:</b> DIN EN 1993-1-5 Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten, Teil 1-5: Plattenförmige Bauteile, Berlin, Februar 2007
[13]	<b>CEN – Europäisches Komitee für Normung:</b> DIN EN 1993-1-8 Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten, Teil 1-8: Bemessung von Anschlüssen, Berlin, Juli 2005
[14]	<b>CEN – Europäisches Komitee für Normung:</b> ENV 1993-1-1: 1992/A2: 1998, Annex J – Joints in building frames, Brüssel
[15]	<b>Technical University in Prague:</b> CESTRUCO-Continuing Education in Structural Connections; Leonardo da Vinci No. CZ/00/B/F/PP-134049; <a href="http://people.fsv.cvut.cz/www/wald/cestruco/">http://people.fsv.cvut.cz/www/wald/cestruco/</a> ; Prague, 2003
[16]	<b>DAST - Deutscher Ausschuß für Stahlbau:</b> „Dast-Richtlinie 008 – Richtlinie zur Anwendung des Traglastverfahrens im Stahlbau“, Düsseldorf, 3/73
[17]	<b>De Lima, L.R.O.; Simoes da Silva; et al.:</b> „Experimetal evaluation of extended endplate beam-to-column joints subjected to bending and axial force“, engeneering structures 26, 1333 – 1347, 2003
[18]	<b>DIN – Deutsches Institut für Normung:</b> DIN 18800 Teil 1, Beuth Verlag GmbH, Berlin Nov. 1990
[19]	<b>Dlupal:</b> RStab Programmaufsatz DSTV– Typisierte Anschlüsse im Stahlhochbau nach DIN 18800 und EC3, Tiefenbach

**Literaturverzeichnis**

[20]	<b>ECSC:</b> Frame design including Joint behavior – volume 1, Contractor: Université de Liège, Département M.S.M., Liège (B); C.T.I.C.M., Saint-Remy-les-Chevreuse (F), January 1997
[21]	<b>EKS – Europäische Konvention für Stahlbau:</b> „Steifenlose Stahlskelettragwerke und dünnwandige Vollwandträger“, Ernst und Sohn Verlag, Berlin, 1977
[22]	<b>Gebbeken, N.; Wanzek, T.:</b> „Versuche und numerische Berechnungen für geschraubte Kopfplattenanschlüsse“, Bauingenieur Bd. 73, Heft 11, Seite 512 – 519, Ernst und Sohn Verlag, Berlin 1998
[23]	<b>Hininger, J.:</b> „Experimentelle Untersuchung von überlangen Schrauben auf Biegung“, Diplomarbeit, Lehrstuhl für Stahlbau, Universität Dortmund, 2004
[24]	<b>Höß, P.:</b> „Optimierung von Stockwerkrahmen aus Stahl mit biegesteifen und biegeweichen Rahmenknoten“, Bericht Nr. 1, Institut für Baustatik - Universität Karlsruhe, Karlsruhe 1995
[25]	<b>Hüller, V.; Schulte, U.; Oberegge, O.; Weynand, K.:</b> „Bemessung von typisierten, momententragfähigen Verbindungen mit Tabellenwerken – eine Klarstellung“, DASt, Düsseldorf 2004
[26]	<b>Hüller, V.; Schulte, U.; Weynand, K.:</b> Zur Bemessung typisierter Anschlüsse“, DASt, Düsseldorf
[27]	<b>Illgner, K.-H.; Wiegand, H.:</b> „Berechnung und Gestaltung von Schraubenverbindungen“, 3. Auflage, Springer-Verlag, Berlin, 1962
[28]	<b>Jakubowski, A.:</b> “Ermüdungssichere Bemessung geschraubter Ringflanschstöße in turmartigen Stahlbauten unter besonderer Berücksichtigung von Flanschimperfectionen”, Cuvillier Verlag, Göttingen, 2003
[29]	<b>Jaspart, J.P.:</b> „Etude de la semi-rigidité des nœuds poutre-colonne et son influence sur la résistance et la stabilité des ossatures en acier“, Dissertation Department MSM, Universität Lüttich, 1991
[30]	<b>Jaspart, J.P.:</b> „Recent advances in the field of steel joints – column bases and further configurations for beam-to-column joints and beam splices“, Université de Liège – Faculté des sciences appliqués, Appendix 3, Liège 1997

## Literaturverzeichnis

[31]	<b>Jaspart, J.P.; Marquoi, R.:</b> "Moment-Rotation Curves for bolted connections", Journal of Structural Engineering, Vol. 113, No. 10, October 1987, Pages 2324 – 2327, Discussion
[32]	<b>Kamtekar, A.G.:</b> „The strengt hof steel end-plated connections“, Structures & Buildings 158, Issue SB3, Pages 175 – 190, 2005
[33]	<b>Kleineidam, P.; Schaumann, P.; Seidel, M.:</b> „Zur FE-Modellierung von zugbeanspruchten Schraubenverbindungen“, Der Stahlbau 70, Heft 2, Ernst und Sohn Verlag, Berlin, 2001
[34]	<b>Klinkenberg, A.:</b> „Computergestützte plastische Bemessung von Anschlüssen im Stahlbau – Berichte der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine der Universität Fridericiana in Karlsruhe“, 5. Folge Heft 4, Hrsg.: Univ. Prof. Dr.-Ing. H.J. Blaß und Univ. Prof. Dr.-Ing. H. Saal, Karlsruhe 1998
[35]	<b>Kühnemund, F.:</b> „Zum Rotationsnachweis nachgiebiger Knoten im Stahlbau“, Institut für Konstruktion und Entwurf der Universität Stuttgart, 2003
[36]	<b>Lener, G.; Taus, M.; Tschemmerneegg, F.:</b> Zur Nachgiebigkeit von Rahmenknoten Teil2“, Der Stahlbau 58, Heft 2, Seite 45 – 52, Ernst und Sohn Verlag, Berlin 1989
[37]	<b>Melchers R.E.; Yee, Y.L.:</b> "Moment-Rotation Curves for bolted connenctions", Journal of Structural Engineering, Vol. 112, No. 3, March 1986, Pages 615 - 635
[38]	<b>Müller, L.; Pasternak, H.:</b> „Zur FE-Modellierung leichter Hallenrahmen“, Der Stahlbau 70, Heft 1, Ernst und Sohn Verlag, Berlin, 2001
[39]	<b>Oberegge, O.; Hockelmann, H.P.; Dorsch, L.:</b> „Bemessungshilfen für profilorientiertes Konstruieren“ 3. Auflage, Stahlbauverlagsgesellschaft mbH, Köln, 1997
[40]	<b>Petersen, C.:</b> "Stahlbau – Grundlagen der Berechnung und baulichen Ausbildung von Stahlbauten“, 3. Auflage, Vieweg Verlag, Braunschweig/Wiesbaden, Juni 2001

[41]	<b>Rau, C.:</b> „Vergleichsberechnungen an typisierten Anschlüssen im Stahlhochbau mit der Methode der Finiten Elemente – Untersuchung des Tragverhaltens biegesteifer Stahlbauanschlüsse mit dem FE-Programm Ansys“, Diplomarbeit, Universität Gesamthochschule Essen, Baumechanik – Baustatik, Essen 1998
[42]	<b>Rudnitzky, J.:</b> „Typisierte Verbindungen im Stahlbau“ 2. Auflage, Stahlbauverlagsgesellschaft mbH, Köln, 1978
[43]	<b>Sänger, A.:</b> „Berechnung momententragfähiger, geschraubter Träger-Stützen-Verbindungen mit zwei oder vier Schrauben in einer Schraubenreihe nach der aktuellen Normung“ Diplomarbeit, Lehrstuhl für Stahlbau, Universität Dortmund, 2003
[44]	<b>Sedlacek, G.; Schneider, R.:</b> Background documentation to prEN 1993-1-8, Eurocode 3: Design of steel structures, Part 1.8: Design of joints, Aachen, Juni 2004
[45]	<b>Sedlacek, G.; Weyanand, K.; Klinkhammer, R.:</b> „Typisierte Anschlüsse im Stahlhochbau – Band 2“, 2.Auflage, DSTV, Düsseldorf 2002
[46]	<b>Sedlacek, G.; Weyanand, K.; Oerdner, S.:</b> „Typisierte Anschlüsse im Stahlhochbau – Band 2“, 1.Auflage, Stahlbauverlagsgesellschaft mbH, Düsseldorf, 2000
[47]	<b>Spangenmacher, R.:</b> „Zum Rotationsnachweis von Stahlkonstruktionen, die nach dem Traglastverfahren berechnet werden“, Heft 20-D82 (Dissertation RWTH Aachen), Aachen 1982
[48]	<b>Steurer, A.:</b> „Das Tragverhalten und Rotationsvermögen geschraubter Stirnplattenverbindungen“, Institut für Baustatik und Konstruktion, ETH Zürich, Dezember 1999
[49]	<b>Steurer, A.:</b> „Trag- und Verformungsverhalten von auf Zug beanspruchten Schrauben“, Institut für Baustatik und Konstruktion, ETH Zürich, Dezember 1996
[50]	<b>Stutzki, C.:</b> „Traglastberechnungen räumlicher Stabwerke unter Berücksichtigung verformbarer Anschlüsse“, Heft 3-D82 (Dissertation RWTH Aachen), Aachen 1982

## Literaturverzeichnis

[51]	<b>Ungermann, D.; Weynand, K.; Jaspert, J.P.; Schmidt, B.:</b> „Momententragfähige Anschlüsse mit und ohne Steifen“ – Stahlbau Kalender 2005, Hrsg.: Prof.Dr.-Ing. U. Kuhlmann, Ernst & Sohn Verlag, Berlin, 2005
[52]	<b>Verein Deutscher Ingenieure – VDI 2230:</b> „Systematische Berechnung hochbeanspruchter Schraubenverbindungen – Zylindrische Einschraubenverbindungen“, Blatt 1, Düsseldorf 2003
[53]	<b>Weynand, K.:</b> „Sicherheits- und Wirtschaftlichkeitsuntersuchungen zur Anwendung nachgiebiger Anschlüsse im Stahlbau – Beitrag zur Weiterentwicklung moderner Bemessungskonzepte“ Shaker Verlag Aachen, Heft 35 – D82 (Dissertation RWTH Aachen), Aachen 1997
[54]	<b>Weynand, K.; Jaspert, J.P.:</b> CoP – The Connection Program, EDV Anwendung zur Berechnung und Bemessung von Stahlbauanschlüssen nach DIN 18800 und EC3
[55]	<b>Weynand, K.; Jaspert, J.P.; Steenhuis, M.:</b> “Economy studies of steel building frames with semi-rigid joints.” Proceedings of 2 <sup>nd</sup> World Conference on Steel in Construction, San Sebastian, Elsevier Science Publication, 1998
[56]	<b>Wieczorek, D.:</b> „Vergleichsberechnung an typisierten Anschlüssen im Stahlhochbau mit der Methode der Finiten Elemente – Untersuchung des Tragverhaltens querkraftbeanspruchter Trägeranschlüsse mit dem FE-Programm Ansys“, Diplomarbeit, Universität Gesamthochschule Essen, Baumechanik – Baustatik, Essen 1998
[57]	<b>Wiegand, H.:</b> „Eisenwerkstoffe – Metallkundliche und technologische Grundlagen“, Physik Verlag, Verlag Chemie, Weinheim 1977
[58]	<b>Zoetemeijer, P.:</b> “A design method for the tension side of statically loaded bolted beam-to-column connections”, Heron Vol. 20, Bericht 1, Delft 1974

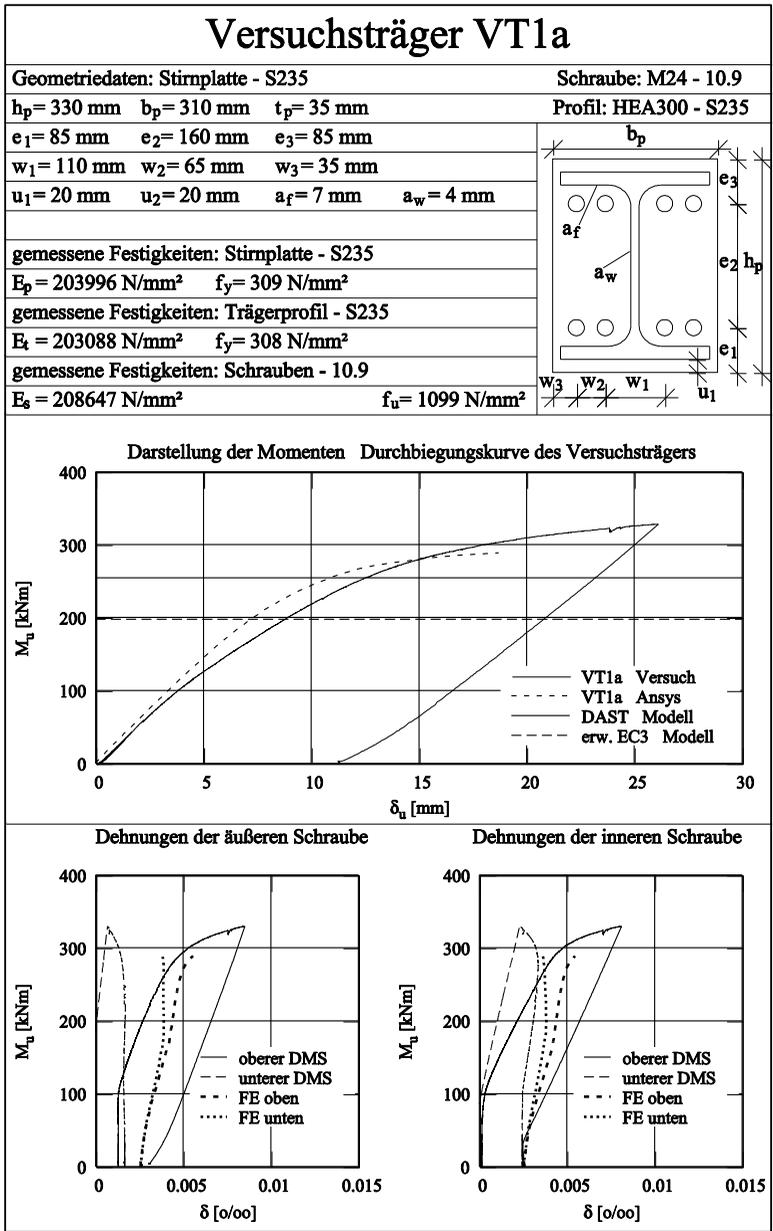
# **Anhang A – Ergebnisse Pilotstudie**

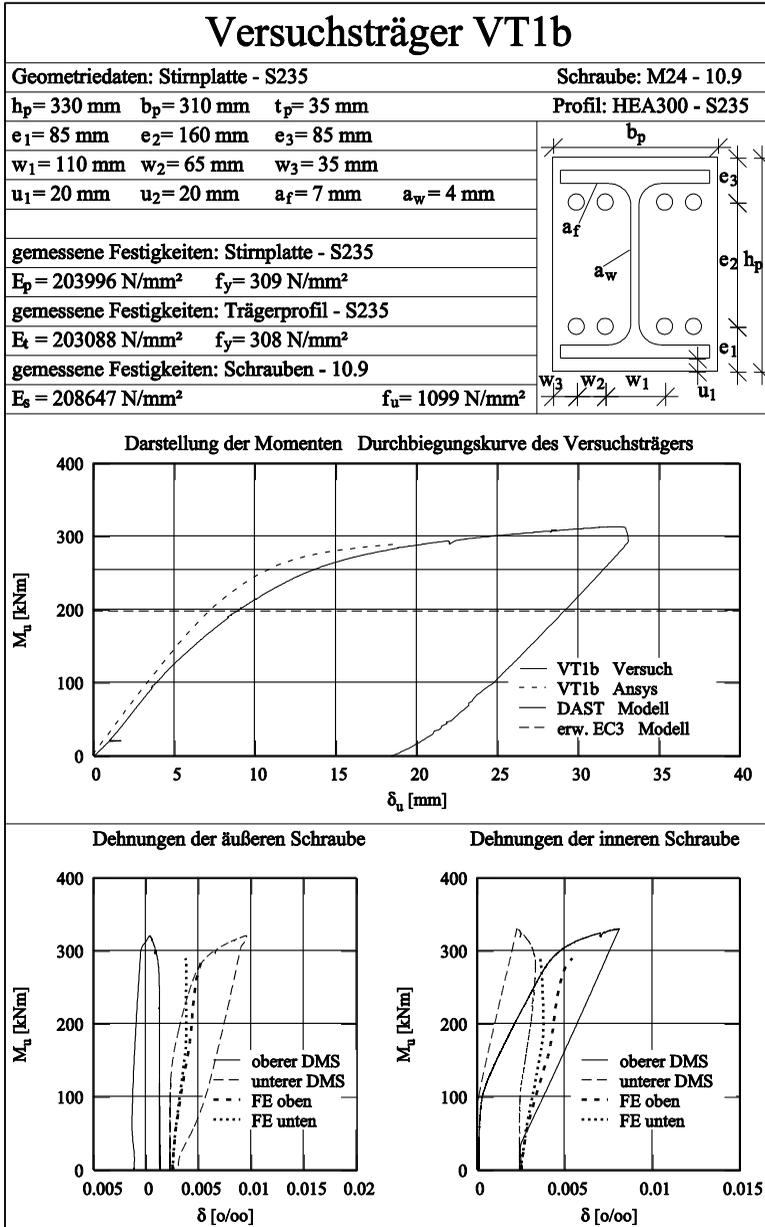
## **Versuche an IH2-Geometrien**

In diesem Abschnitt des Anhangs werden nachfolgend ausgewählte Ergebnisdaten der experimentellen Pilotstudie der Versuche an IH2-Geometrien (bündig) grafisch dargestellt. Darüber hinaus werden die geometrischen und materiellen Randbedingungen angegeben, damit eine Verifikation der Ergebnisdaten möglich ist.

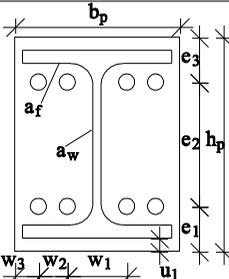
Bei der Darstellung des Momenten-Durchbiegungsdiagramms wird zusätzlich zu den aufgezeichneten Versuchsdaten die mit Hilfe der FE-Studie ermittelten Ergebnisse zum Vergleich dargestellt. Darüber hinaus werden die charakteristischen Grenzmomententragfähigkeiten für den jeweiligen Anschluss mit den zugehörigen Materialeigenschaften angegeben.

Bei den nachfolgenden Schraubendehnungen werden lediglich die Ergebnisdaten einer inneren und einer äußeren Schraube im Zugbereich dargestellt. Auch hier sind zusätzlich die Ergebnisdaten der FE-Studie aufgeführt.

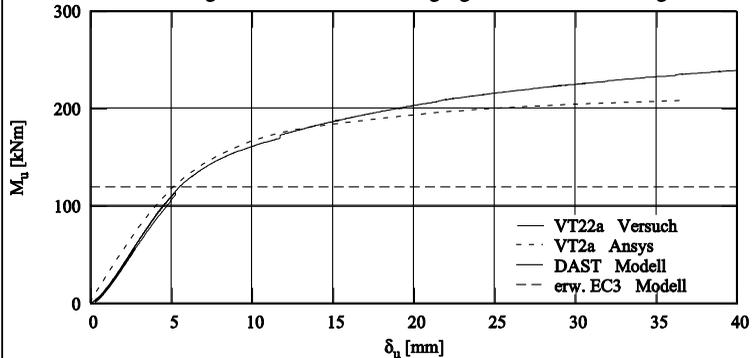




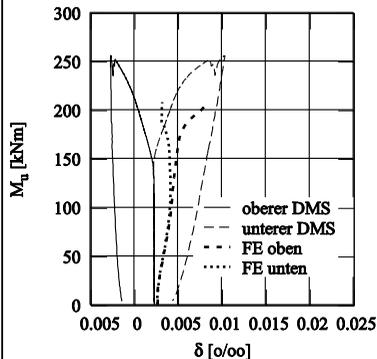
## Versuchsträger VT2a

Geometriedaten: Stirnplatte - S235		Schraube: M24 - 10.9	
$h_p = 330 \text{ mm}$	$b_p = 310 \text{ mm}$	$t_p = 20 \text{ mm}$	Profil: HEA300 - S235
$e_1 = 85 \text{ mm}$	$e_2 = 160 \text{ mm}$	$e_3 = 85 \text{ mm}$	
$w_1 = 110 \text{ mm}$	$w_2 = 65 \text{ mm}$	$w_3 = 35 \text{ mm}$	
$u_1 = 20 \text{ mm}$	$u_2 = 20 \text{ mm}$	$a_f = 7 \text{ mm}$	$a_w = 4 \text{ mm}$
			
gemessene Festigkeiten: Stirnplatte - S235			
$E_p = 192729 \text{ N/mm}^2$ $f_y = 259 \text{ N/mm}^2$			
gemessene Festigkeiten: Trägerprofil - S235			
$E_k = 203088 \text{ N/mm}^2$ $f_y = 308 \text{ N/mm}^2$			
gemessene Festigkeiten: Schrauben - 10.9			
$E_s = 208647 \text{ N/mm}^2$		$f_u = 1099 \text{ N/mm}^2$	

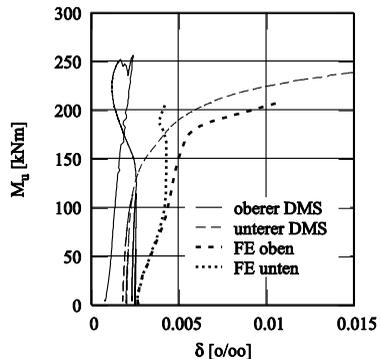
Darstellung der Momente Durchbiegungskurve des Versuchsträgers

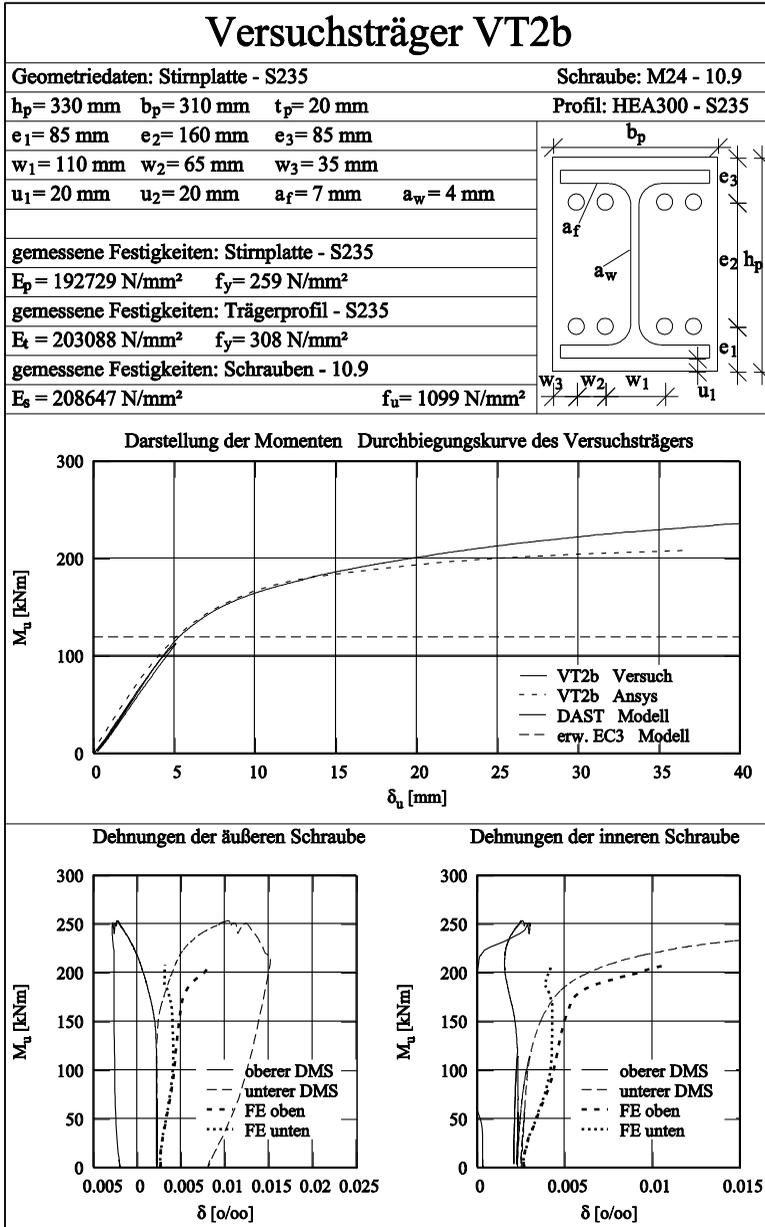


Dehnungen der äußeren Schraube

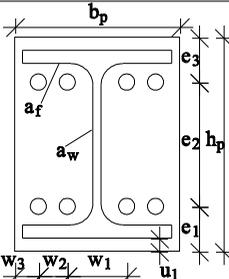


Dehnungen der inneren Schraube

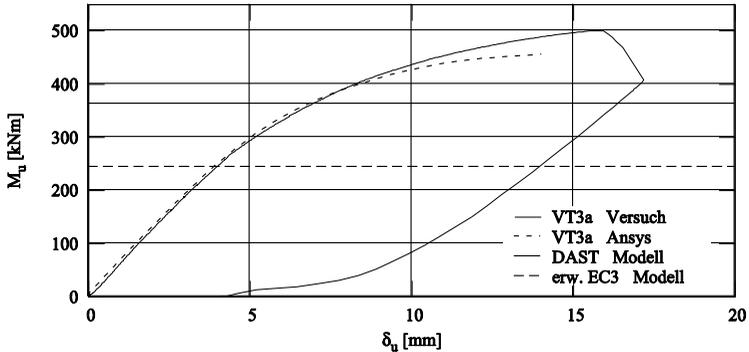




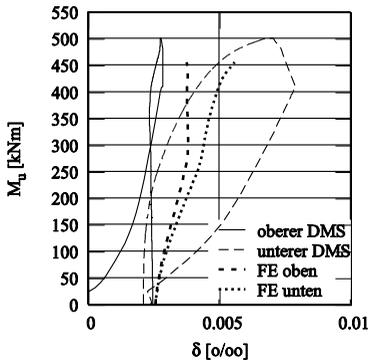
# Versuchsträger VT3a

Geometriedaten: Stirnplatte - S235			Schraube: M24 - 10.9			
$h_p = 430$ mm	$b_p = 320$ mm	$t_p = 35$ mm	Profil: HEA400 - S235			
$e_1 = 90$ mm	$e_2 = 250$ mm	$e_3 = 90$ mm				
$w_1 = 120$ mm	$w_2 = 65$ mm	$w_3 = 35$ mm				
$u_1 = 20$ mm	$u_2 = 20$ mm	$a_f = 8$ mm				$a_w = 4$ mm
gemessene Festigkeiten: Stirnplatte - S235						
$E_p = 203996$ N/mm <sup>2</sup> $f_y = 309$ N/mm <sup>2</sup>			gemessene Festigkeiten: Trägerprofil - S235			
$E_t = 212196$ N/mm <sup>2</sup> $f_y = 322$ N/mm <sup>2</sup>			gemessene Festigkeiten: Schrauben - 10.9			
$E_s = 208647$ N/mm <sup>2</sup>			$f_u = 1099$ N/mm <sup>2</sup>			

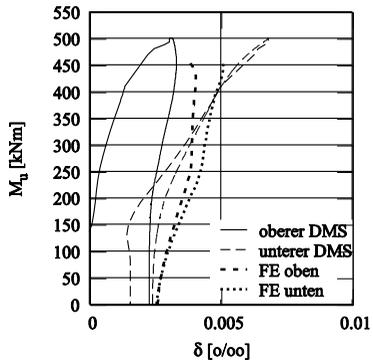
Darstellung der Momente Durchbiegungskurve des Versuchsträgers

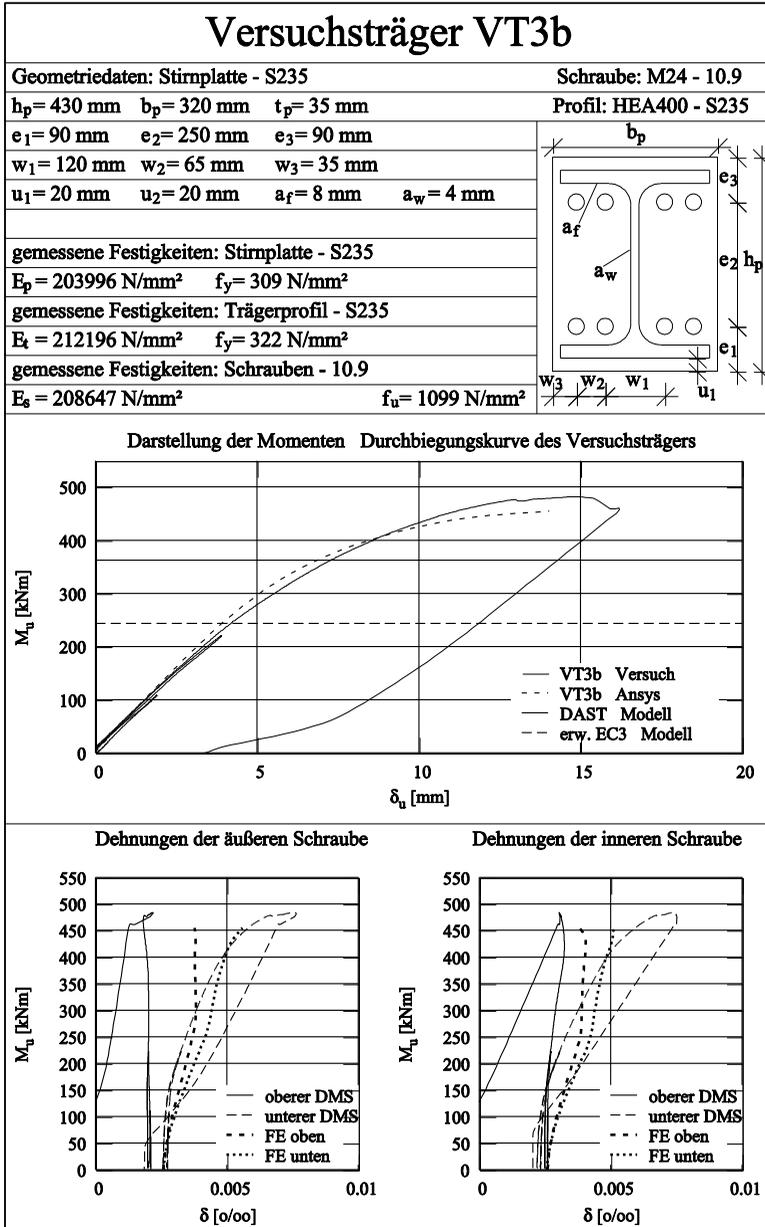


Dehnungen der äußeren Schraube

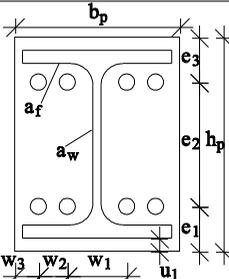


Dehnungen der inneren Schraube

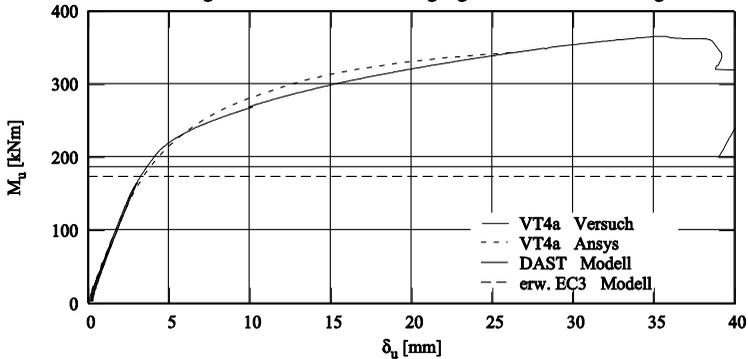




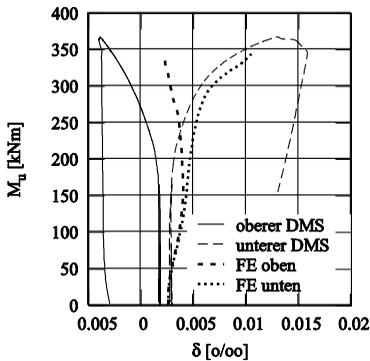
# Versuchsträger VT4a

Geometriedaten: Stirnplatte - S235			Schraube: M24 - 10.9		
$h_p = 430 \text{ mm}$	$b_p = 320 \text{ mm}$	$t_p = 20 \text{ mm}$	Profil: HEA400 - S235		
$e_1 = 90 \text{ mm}$	$e_2 = 250 \text{ mm}$	$e_3 = 90 \text{ mm}$			
$w_1 = 120 \text{ mm}$	$w_2 = 65 \text{ mm}$	$w_3 = 35 \text{ mm}$			
$u_1 = 20 \text{ mm}$	$u_2 = 20 \text{ mm}$	$a_f = 8 \text{ mm}$	$a_w = 4 \text{ mm}$		
					
gemessene Festigkeiten: Stirnplatte - S235					
$E_p = 192729 \text{ N/mm}^2$ $f_y = 259 \text{ N/mm}^2$					
gemessene Festigkeiten: Trägerprofil - S235					
$E_t = 212196 \text{ N/mm}^2$ $f_y = 322 \text{ N/mm}^2$					
gemessene Festigkeiten: Schrauben - 10.9					
$E_s = 208647 \text{ N/mm}^2$			$f_u = 1099 \text{ N/mm}^2$		

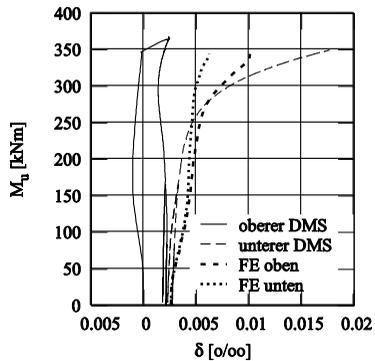
Darstellung der Momente Durchbiegungskurve des Versuchsträgers

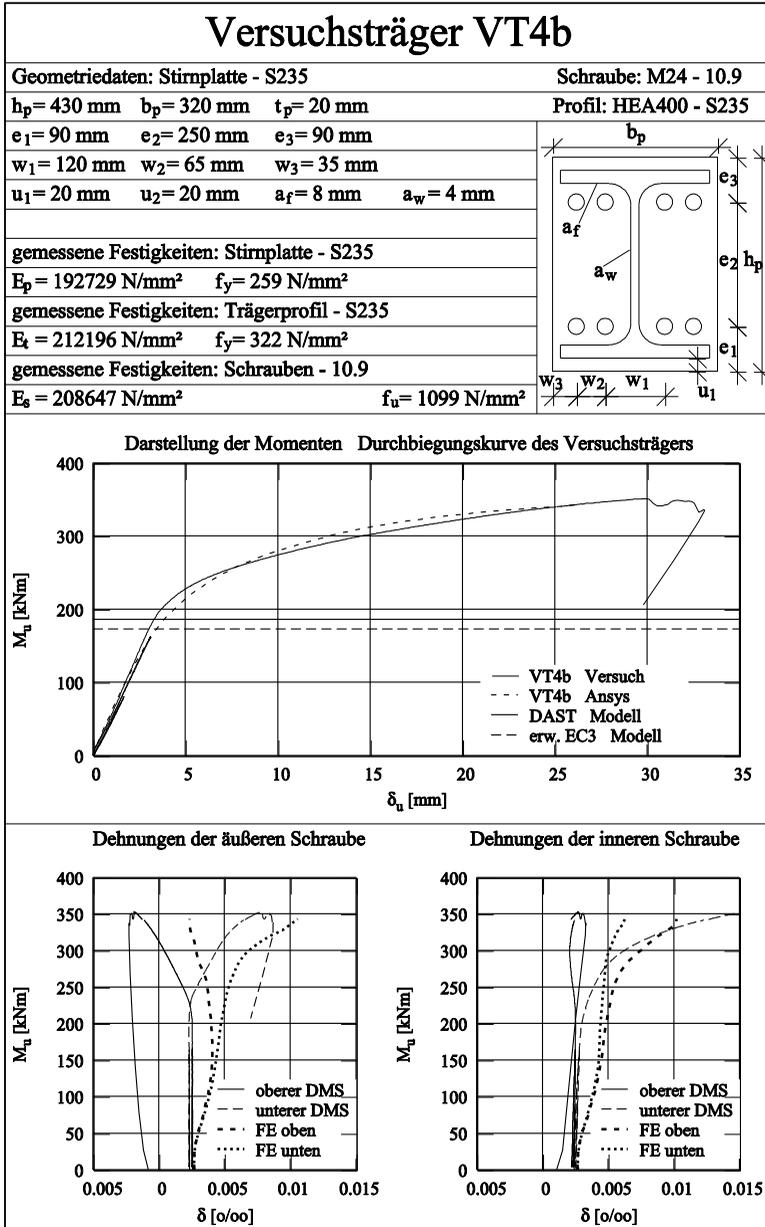


Dehnungen der äußeren Schraube



Dehnungen der inneren Schraube



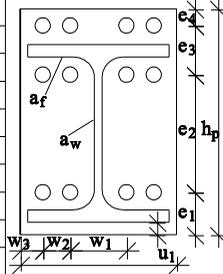


## **Versuche an IH4-Geometrien**

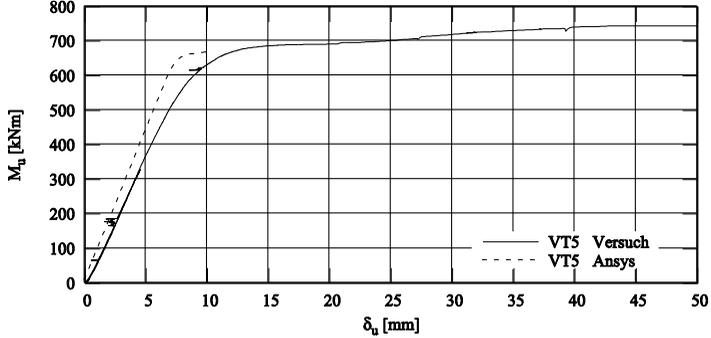
Analog zum vorangegangenen Abschnitt werden auch hier ausgewählte Ergebnisdaten der experimentellen Pilotstudie grafisch dargestellt.

## Versuchsträger VT5

<b>Geometriedaten: Stirnplatte - S235</b>				<b>Schraube: M24 - 10.9</b>	
$h_p = 495 \text{ mm}$	$b_p = 320 \text{ mm}$	$t_p = 30 \text{ mm}$	<b>Profil: HEA400 - S235</b>		
$e_1 = 90 \text{ mm}$	$e_2 = 250 \text{ mm}$	$e_3 = 120 \text{ mm}$	$e_4 = 35 \text{ mm}$		
$w_1 = 120 \text{ mm}$	$w_2 = 65 \text{ mm}$	$w_3 = 35 \text{ mm}$			
$u_1 = 20 \text{ mm}$	$u_2 = 85 \text{ mm}$	$a_f = 13 \text{ mm}$	$a_w = 6 \text{ mm}$		
<b>gemessene Festigkeiten: Stirnplatte - S235</b>					
$E_p = 215744 \text{ N/mm}^2$		$f_y = 256 \text{ N/mm}^2$			
<b>gemessene Festigkeiten: Trägerprofil - S235</b>					
$E_t = 212196 \text{ N/mm}^2$		$f_y = 290 \text{ N/mm}^2$			
<b>gemessene Festigkeiten: Schrauben - 10.9</b>					
$E_s = 208647 \text{ N/mm}^2$			$f_u = 1099 \text{ N/mm}^2$		

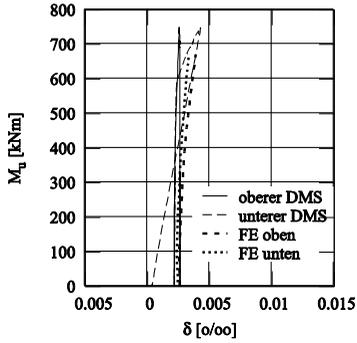


Darstellung der Momenten Durchbiegungskurve des Versuchsträgers

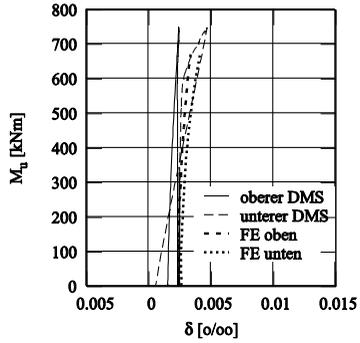


## Versuchsträger VT5

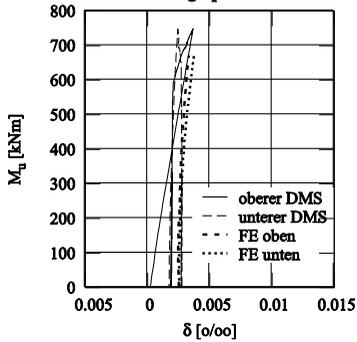
Dehnungen der äußeren Schraube  
im Plattenüberstand



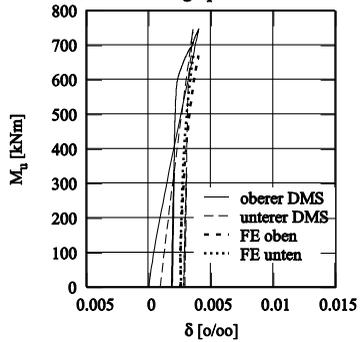
Dehnungen der inneren Schraube  
im Plattenüberstand



Dehnungen der äußeren Schraube  
innerhalb Trägerprofil

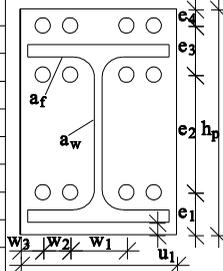


Dehnungen der inneren Schraube  
innerhalb Trägerprofil

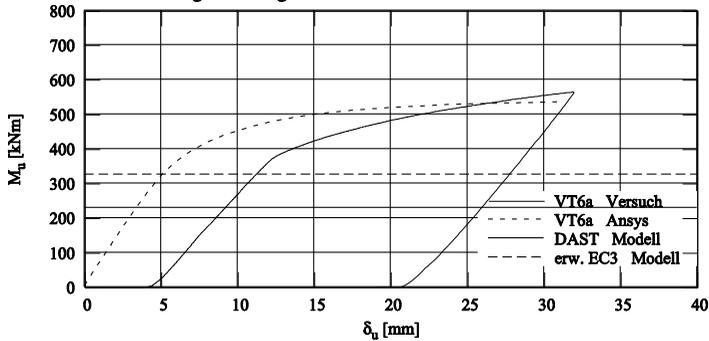


## Versuchsträger VT6a

<b>Geometriedaten: Stirnplatte - S235</b>		<b>Schraube: M24 - 10.9</b>	
$h_p = 495 \text{ mm}$	$b_p = 320 \text{ mm}$	$t_p = 15 \text{ mm}$	<b>Profil: HEA400 - S235</b>
$e_1 = 90 \text{ mm}$	$e_2 = 250 \text{ mm}$	$e_3 = 120 \text{ mm}$	$e_4 = 35 \text{ mm}$
$w_1 = 120 \text{ mm}$	$w_2 = 65 \text{ mm}$	$w_3 = 35 \text{ mm}$	
$u_1 = 20 \text{ mm}$	$u_2 = 85 \text{ mm}$	$a_f = 10 \text{ mm}$	$a_w = 6 \text{ mm}$
<b>gemessene Festigkeiten: Stirnplatte - S235</b>			
$E_p = 211474 \text{ N/mm}^2$		$f_y = 272 \text{ N/mm}^2$	
<b>gemessene Festigkeiten: Trägerprofil - S235</b>			
$E_t = 212196 \text{ N/mm}^2$		$f_y = 322 \text{ N/mm}^2$	
<b>gemessene Festigkeiten: Schrauben - 10.9</b>			
$E_s = 208647 \text{ N/mm}^2$		$f_u = 1099 \text{ N/mm}^2$	

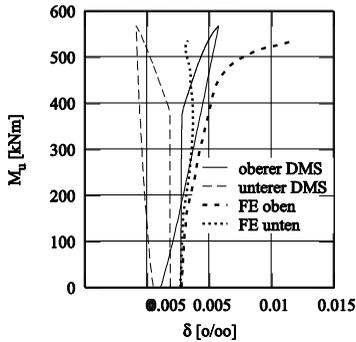


Darstellung der Momenten Durchbiegungskurve des Versuchsträgers  
Kolbenwegdarstellung

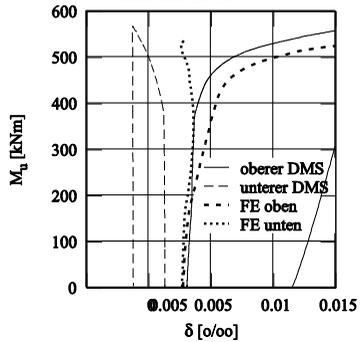


## Versuchsträger VT6a

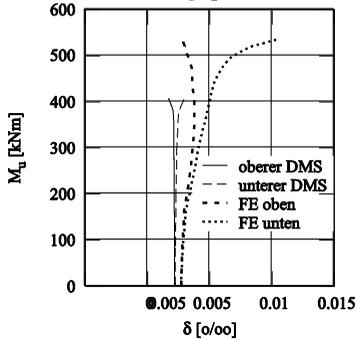
Dehnungen der äußeren Schraube  
im Plattenüberstand



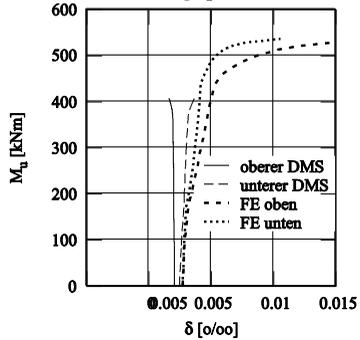
Dehnungen der inneren Schraube  
im Plattenüberstand



Dehnungen der äußeren Schraube  
innerhalb Trägerprofil

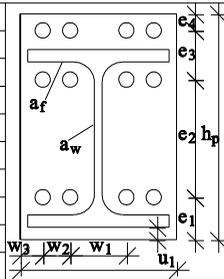


Dehnungen der inneren Schraube  
innerhalb Trägerprofil

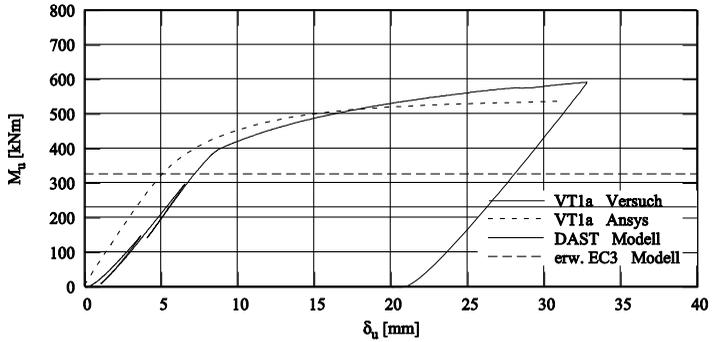


## Versuchsträger VT6b

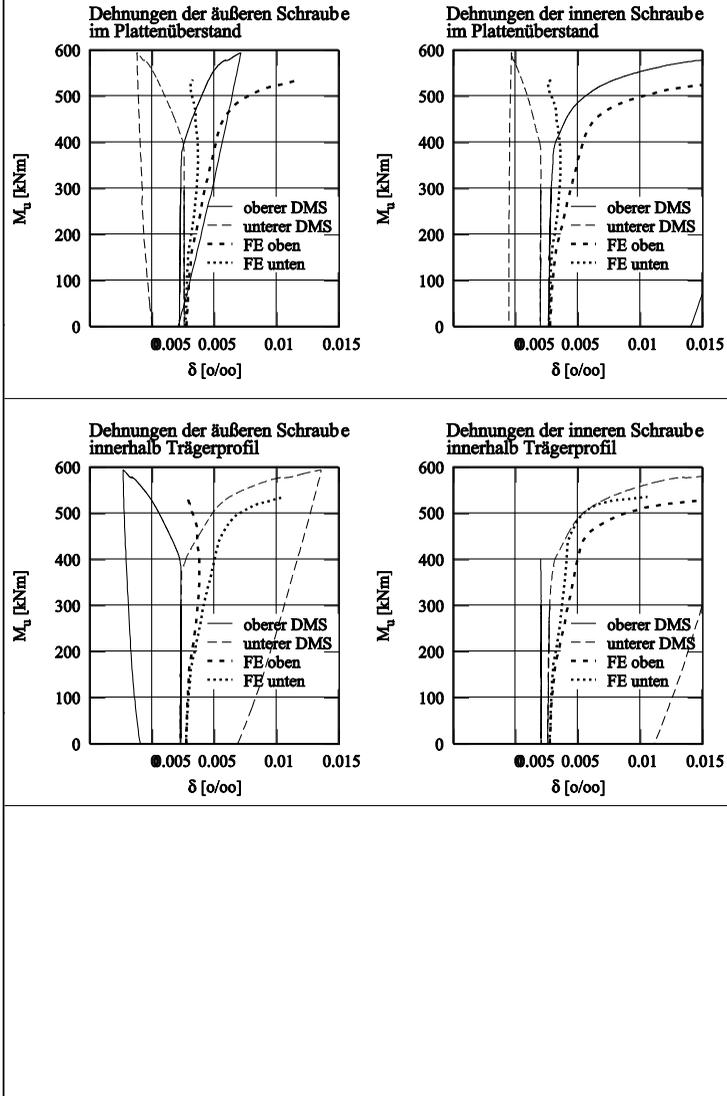
Geometriedaten: Stirnplatte - S235		Schraube: M24 - 10.9	
$h_p = 495 \text{ mm}$	$b_p = 320 \text{ mm}$	$t_p = 15 \text{ mm}$	Profil: HEA400 - S235
$e_1 = 90 \text{ mm}$	$e_2 = 250 \text{ mm}$	$e_3 = 120 \text{ mm}$	$e_4 = 35 \text{ mm}$
$w_1 = 120 \text{ mm}$	$w_2 = 65 \text{ mm}$	$w_3 = 35 \text{ mm}$	
$u_1 = 20 \text{ mm}$	$u_2 = 85 \text{ mm}$	$a_f = 10 \text{ mm}$	$a_w = 6 \text{ mm}$
gemessene Festigkeiten: Stirnplatte - S235			
$E_p = 211474 \text{ N/mm}^2$ $f_y = 272 \text{ N/mm}^2$			
gemessene Festigkeiten: Trägerprofil - S235			
$E_t = 212196 \text{ N/mm}^2$ $f_y = 322 \text{ N/mm}^2$			
gemessene Festigkeiten: Schrauben - 10.9			
$E_s = 208647 \text{ N/mm}^2$		$f_u = 1099 \text{ N/mm}^2$	



Darstellung der Momenten Durchbiegungskurve des Versuchsträgers

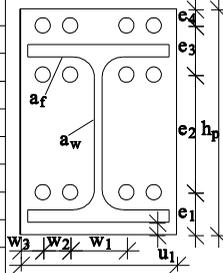


## Versuchsträger VT6b

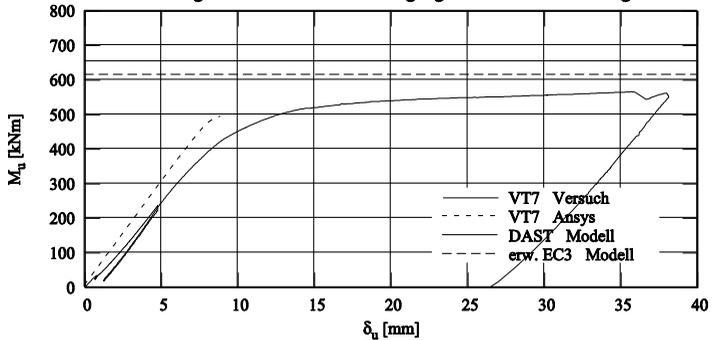


## Versuchsträger VT7

Geometriedaten: Stirnplatte - S235		Schraube: M20 - 10.9	
$h_p = 440 \text{ mm}$	$b_p = 300 \text{ mm}$	$t_p = 25 \text{ mm}$	Profil: HEA360 - S235
$e_1 = 80 \text{ mm}$	$e_2 = 230 \text{ mm}$	$e_3 = 100 \text{ mm}$	$e_4 = 30 \text{ mm}$
$w_1 = 90 \text{ mm}$	$w_2 = 70 \text{ mm}$	$w_3 = 35 \text{ mm}$	
$u_1 = 20 \text{ mm}$	$u_2 = 70 \text{ mm}$	$a_f = 11 \text{ mm}$	$a_w = 4 \text{ mm}$
gemessene Festigkeiten: Stirnplatte - S235			
$E_p = 212540 \text{ N/mm}^2$ $f_y = 265 \text{ N/mm}^2$			
gemessene Festigkeiten: Trägerprofil - S235			
$E_t = 211161 \text{ N/mm}^2$ $f_y = 314 \text{ N/mm}^2$			
gemessene Festigkeiten: Schrauben - 10.9			
$E_s = 208647 \text{ N/mm}^2$		$f_u = 1099 \text{ N/mm}^2$	

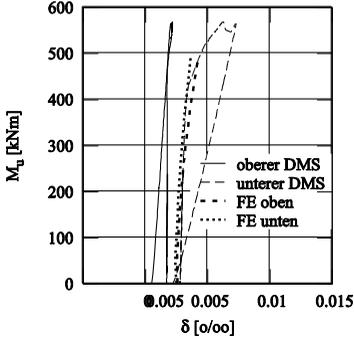


Darstellung der Momente Durchbiegungskurve des Versuchsträgers

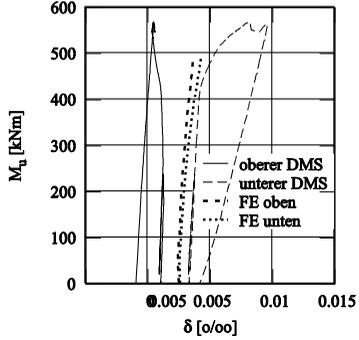


## Versuchsträger VT7

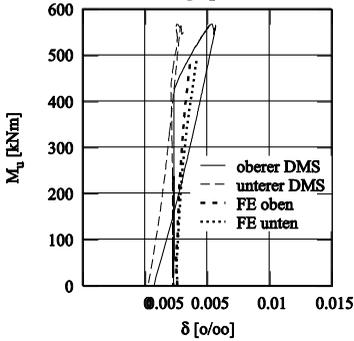
Dehnungen der äußeren Schraube  
im Plattenüberstand



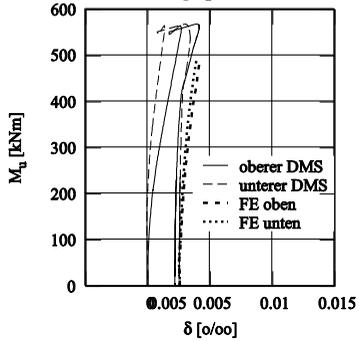
Dehnungen der inneren Schraube  
im Plattenüberstand



Dehnungen der äußeren Schraube  
innerhalb Trägerprofil



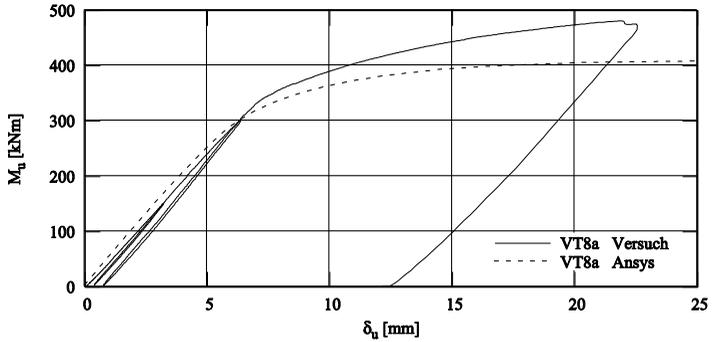
Dehnungen der inneren Schraube  
innerhalb Trägerprofil



## Versuchsträger VT8a

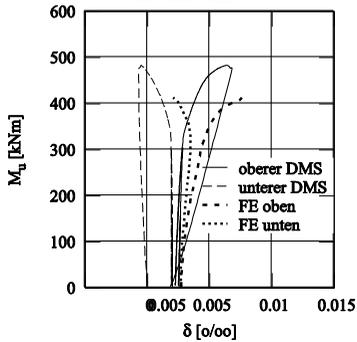
<b>Geometriedaten: Stirnplatte - S235</b>				<b>Schraube: M20 - 10.9</b>			
$h_p = 440 \text{ mm}$	$b_p = 300 \text{ mm}$	$t_p = 15 \text{ mm}$	<b>Profil: HEA360 - S235</b>				
$e_1 = 80 \text{ mm}$	$e_2 = 230 \text{ mm}$	$e_3 = 100 \text{ mm}$	$e_4 = 30 \text{ mm}$				
$w_1 = 90 \text{ mm}$	$w_2 = 70 \text{ mm}$	$w_3 = 35 \text{ mm}$					
$u_1 = 20 \text{ mm}$	$u_2 = 70 \text{ mm}$	$a_f = 10 \text{ mm}$	$a_w = 4 \text{ mm}$				
<b>gemessene Festigkeiten: Stirnplatte - S235</b>							
$E_p = 211474 \text{ N/mm}^2 \quad f_y = 272 \text{ N/mm}^2$							
<b>gemessene Festigkeiten: Trägerprofil - S235</b>							
$E_t = 211161 \text{ N/mm}^2 \quad f_y = 314 \text{ N/mm}^2$							
<b>gemessene Festigkeiten: Schrauben - 10.9</b>							
$E_s = 208647 \text{ N/mm}^2$			$f_u = 1099 \text{ N/mm}^2$				

Darstellung der Momenten Durchbiegungskurve des Versuchsträgers

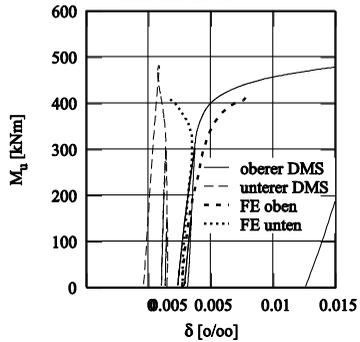


## Versuchsträger VT8a

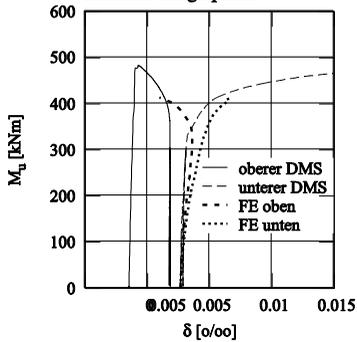
Dehnungen der äußeren Schraube  
im Plattenüberstand



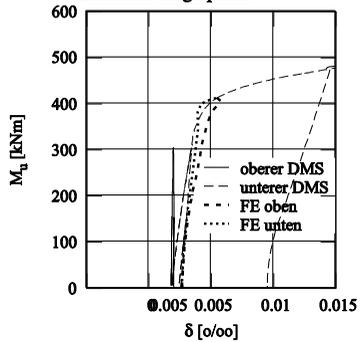
Dehnungen der inneren Schraube  
im Plattenüberstand



Dehnungen der äußeren Schraube  
innerhalb Trägerprofil

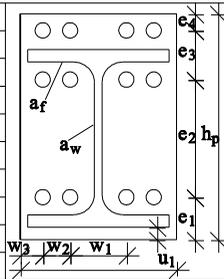


Dehnungen der inneren Schraube  
innerhalb Trägerprofil

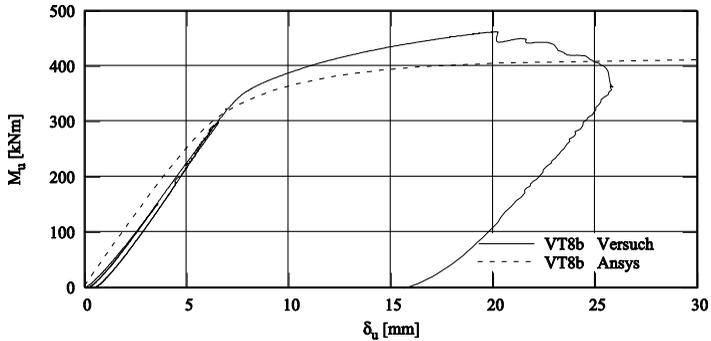


## Versuchsträger VT8b

<b>Geometriedaten: Stirnplatte - S235</b>		<b>Schraube: M20 - 10.9</b>	
$h_p = 440 \text{ mm}$	$b_p = 300 \text{ mm}$	$t_p = 15 \text{ mm}$	<b>Profil: HEA360 - S235</b>
$e_1 = 80 \text{ mm}$	$e_2 = 230 \text{ mm}$	$e_3 = 100 \text{ mm}$	$e_4 = 30 \text{ mm}$
$w_1 = 90 \text{ mm}$	$w_2 = 70 \text{ mm}$	$w_3 = 35 \text{ mm}$	
$u_1 = 20 \text{ mm}$	$u_2 = 70 \text{ mm}$	$a_f = 10 \text{ mm}$	$a_w = 4 \text{ mm}$
<b>gemessene Festigkeiten: Stirnplatte - S235</b>			
$E_p = 211474 \text{ N/mm}^2$		$f_y = 272 \text{ N/mm}^2$	
<b>gemessene Festigkeiten: Trägerprofil - S235</b>			
$E_t = 211161 \text{ N/mm}^2$		$f_y = 314 \text{ N/mm}^2$	
<b>gemessene Festigkeiten: Schrauben - 10.9</b>			
$E_s = 208647 \text{ N/mm}^2$		$f_u = 1099 \text{ N/mm}^2$	

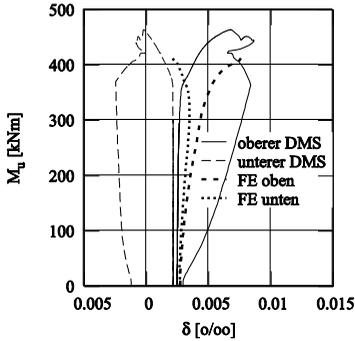


Darstellung der Momenten Durchbiegungskurve des Versuchsträgers

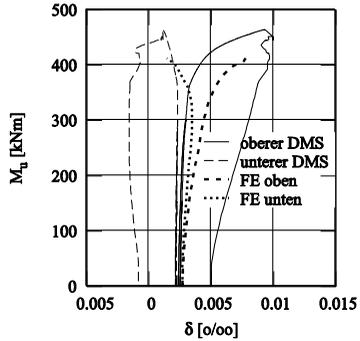


## Versuchsträger VT8b

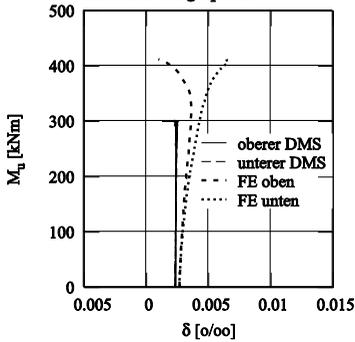
Dehnungen der äußeren Schraube  
im Plattenüberstand



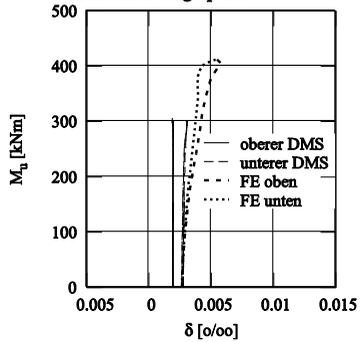
Dehnungen der inneren Schraube  
im Plattenüberstand



Dehnungen der äußeren Schraube  
innerhalb Trägerprofil



Dehnungen der inneren Schraube  
innerhalb Trägerprofil



## **Anhang B – Ergebnisse Parameterstudie**

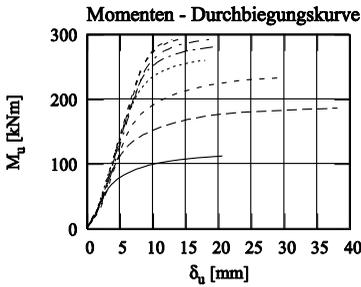
Nachfolgend werden die Ergebnisse der Parameterstudie getrennt nach Anschlusskonfiguration IH2 und IH4 dargestellt.

### **Versuche an IH2-Geometrien**

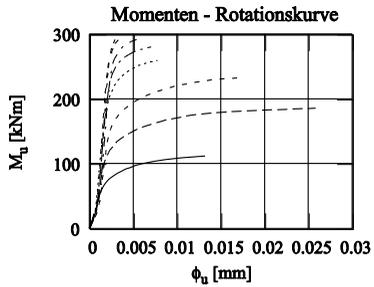
Bei der folgenden Darstellung werden lediglich die Schrauben einer Stirnplatten-seite betrachtet. Dabei sind die Schrauben nahe des Druckpunktes mit S1 und S2 und die Schrauben im Zugbereich der Verbindung mit S5 und S6 bezeichnet.

# Parameterstudie Ringbuchnr.: 110

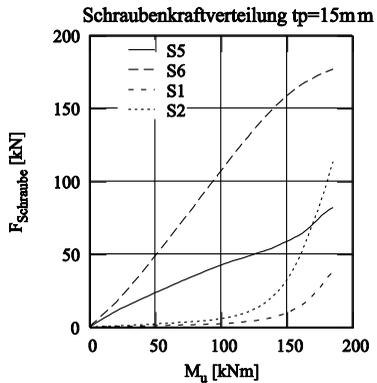
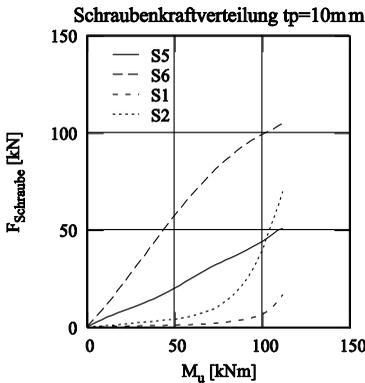
Geometriedaten: Stirnplatte - S235				Schraube: M20 - 10.9			
$h_p = 460 \text{ mm}$ $b_p = 260 \text{ mm}$ $t_p = 10 - 45 \text{ mm}$				Profil: IPE400 - S235			
$e_1 = 85 \text{ mm}$		$e_2 = 290 \text{ mm}$		$e_3 = 85 \text{ mm}$			
$w_1 = 90 \text{ mm}$		$w_2 = 55 \text{ mm}$		$w_3 = 30 \text{ mm}$			
$u_1 = 30 \text{ mm}$		$u_2 = 30 \text{ mm}$		$a_f = 7 \text{ mm}$ $a_w = 3 \text{ mm}$			
Für alle Festigkeiten werden Nennfestigkeiten angesetzt							



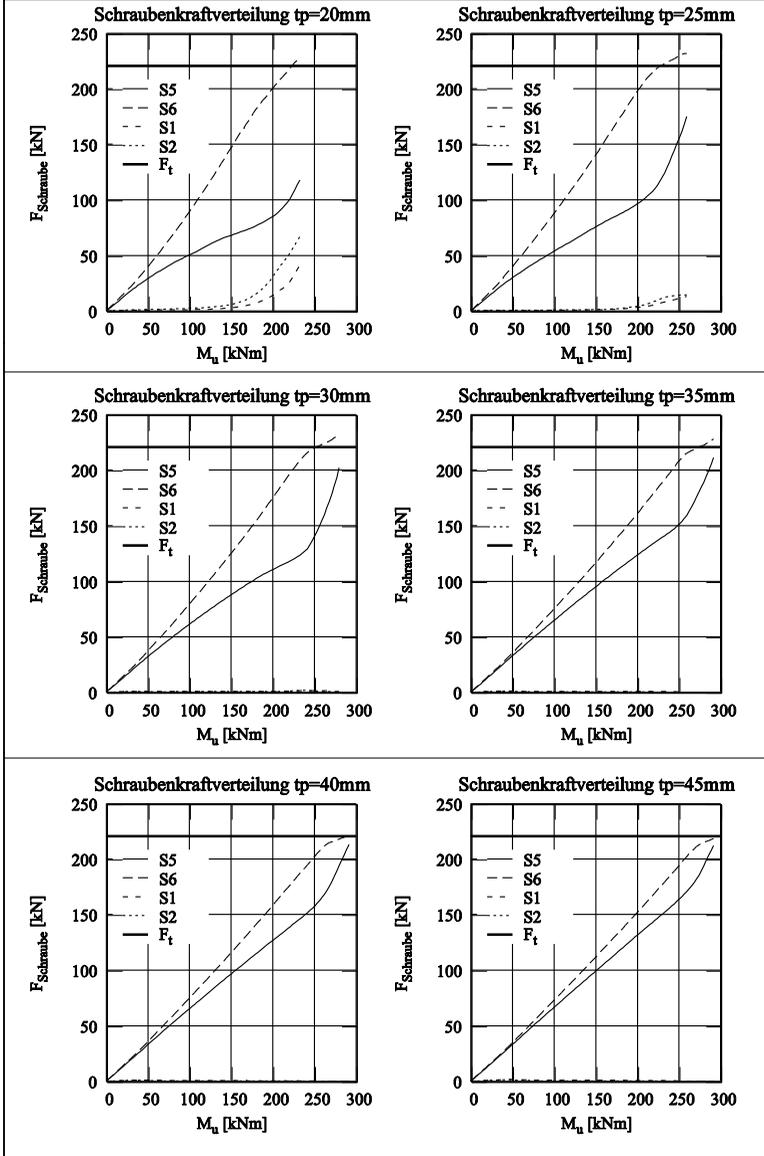
- |                 |                 |
|-----------------|-----------------|
| tp=10mm ———     | tp=30mm - - - - |
| tp=15mm - - - - | tp=35mm - - - - |
| tp=20mm - - - - | tp=40mm - - - - |
| tp=25mm ·····   | tp=45mm - - - - |



- |                 |                 |
|-----------------|-----------------|
| tp=10mm ———     | tp=30mm - - - - |
| tp=15mm - - - - | tp=35mm - - - - |
| tp=20mm - - - - | tp=40mm - - - - |
| tp=25mm ·····   | tp=45mm - - - - |



## Parametrstudie Ringbuchnr.: 110



# Parameterstudie Ringbuchnr.: 118

Geometriedaten: Stirnplatte - S235

Schraube: M20 - 10.9

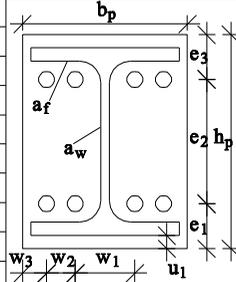
$h_p = 510 \text{ mm}$     $b_p = 260 \text{ mm}$     $t_p = 10 - 45 \text{ mm}$

Profil: IPE450 - S235

$e_1 = 85 \text{ mm}$     $e_2 = 340 \text{ mm}$     $e_3 = 85 \text{ mm}$

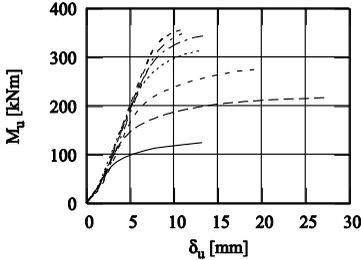
$w_1 = 90 \text{ mm}$     $w_2 = 55 \text{ mm}$     $w_3 = 30 \text{ mm}$

$u_1 = 30 \text{ mm}$     $u_2 = 30 \text{ mm}$     $a_f = 8 \text{ mm}$     $a_w = 4 \text{ mm}$

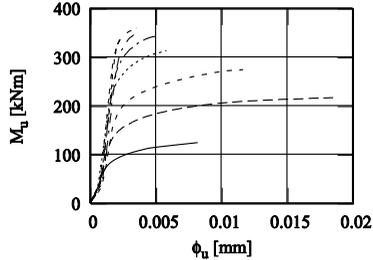


Für alle Festigkeiten werden Nennfestigkeiten angesetzt

Momenten Durchbiegungskurve



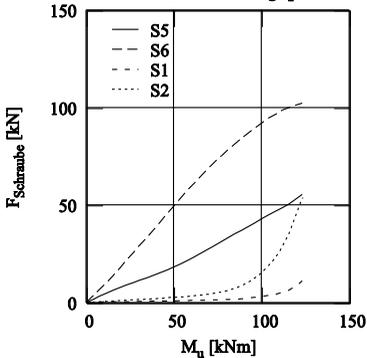
Momenten Rotationskurve



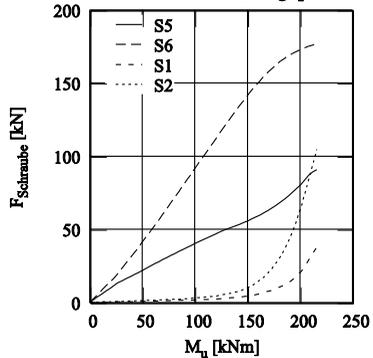
$t_p=10\text{mm}$  ———  $t_p=30\text{mm}$  - - - -  
 $t_p=15\text{mm}$  - - -  $t_p=35\text{mm}$  - - - -  
 $t_p=20\text{mm}$  - - - -  $t_p=40\text{mm}$  - - - -  
 $t_p=25\text{mm}$  - - - - -  $t_p=45\text{mm}$  - - - -

$t_p=10\text{mm}$  ———  $t_p=30\text{mm}$  - - - -  
 $t_p=15\text{mm}$  - - -  $t_p=35\text{mm}$  - - - -  
 $t_p=20\text{mm}$  - - - -  $t_p=40\text{mm}$  - - - -  
 $t_p=25\text{mm}$  - - - - -  $t_p=45\text{mm}$  - - - -

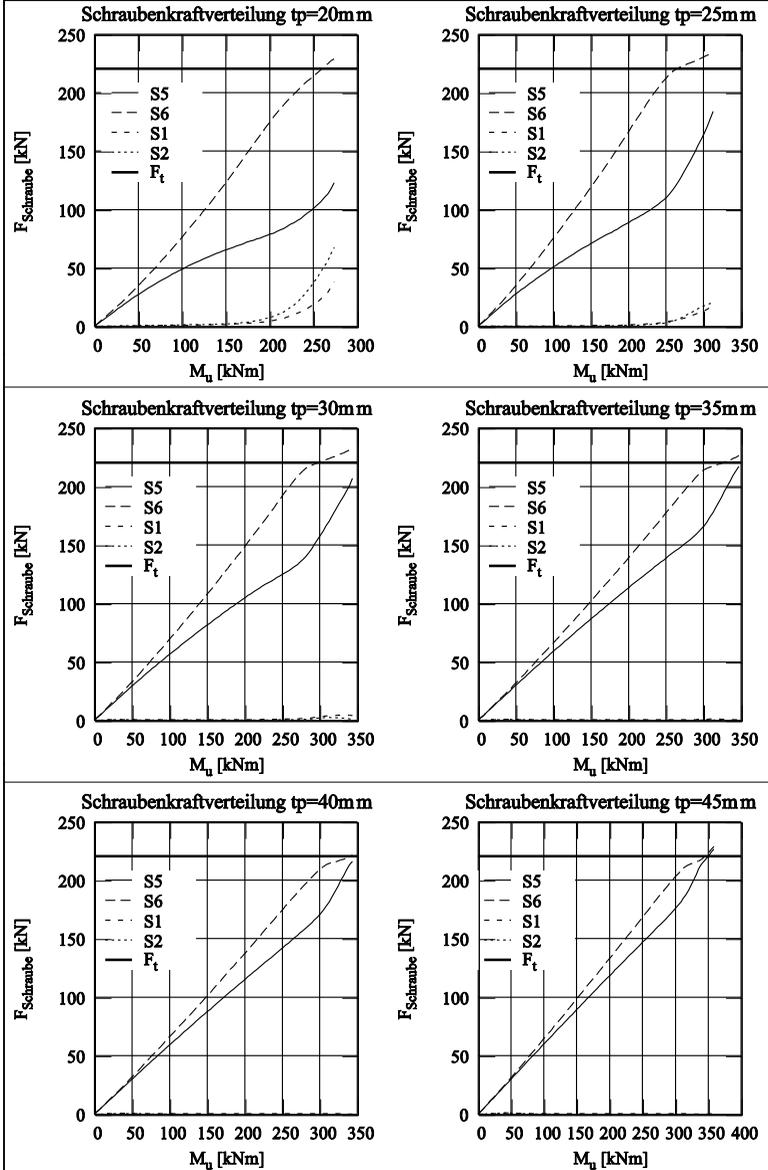
Schraubenkraftverteilung  $t_p=10\text{mm}$



Schraubenkraftverteilung  $t_p=15\text{mm}$



## Parametrstudie Ringbuchnr.: 118



# Parameterstudie Ringbuchnr.: 139

Geometriedaten: Stirnplatte - S235

Schraube: M20 - 10.9

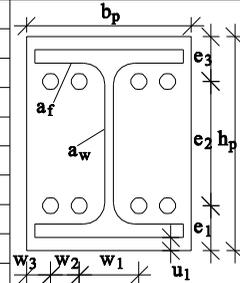
$h_p = 660$  mm    $b_p = 270$  mm    $t_p = 10 - 45$  mm

Profil: IPE600 - S235

$e_1 = 90$  mm    $e_2 = 480$  mm    $e_3 = 90$  mm

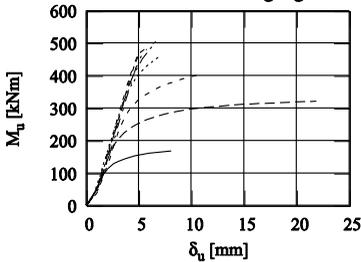
$w_1 = 100$  mm    $w_2 = 55$  mm    $w_3 = 30$  mm

$u_1 = 30$  mm    $u_2 = 30$  mm    $a_f = 8$  mm    $a_w = 4$  mm



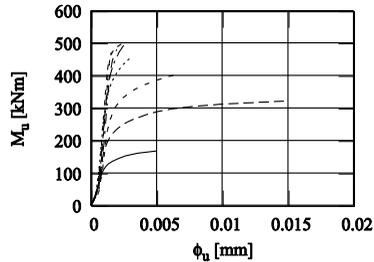
Für alle Festigkeiten werden Nennfestigkeiten angesetzt

Momenten Durchbiegungskurve



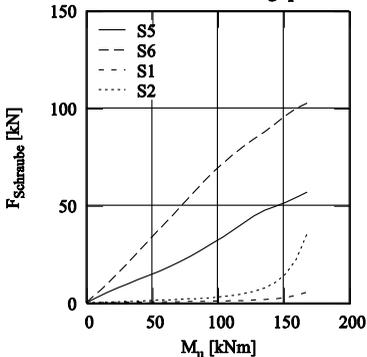
$t_p=10$ mm ———  $t_p=30$ mm - - - - -  
 $t_p=15$ mm - - - - -  $t_p=35$ mm - - - - -  
 $t_p=20$ mm - - - - -  $t_p=40$ mm - - - - -  
 $t_p=25$ mm - - - - -  $t_p=45$ mm - - - - -

Momenten Rotationskurve

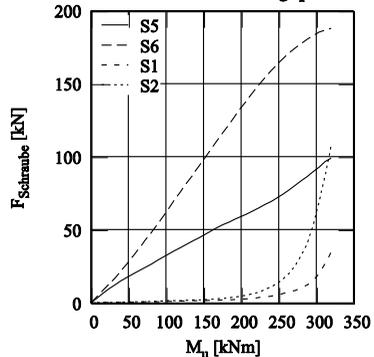


$t_p=10$ mm ———  $t_p=30$ mm - - - - -  
 $t_p=15$ mm - - - - -  $t_p=35$ mm - - - - -  
 $t_p=20$ mm - - - - -  $t_p=40$ mm - - - - -  
 $t_p=25$ mm - - - - -  $t_p=45$ mm - - - - -

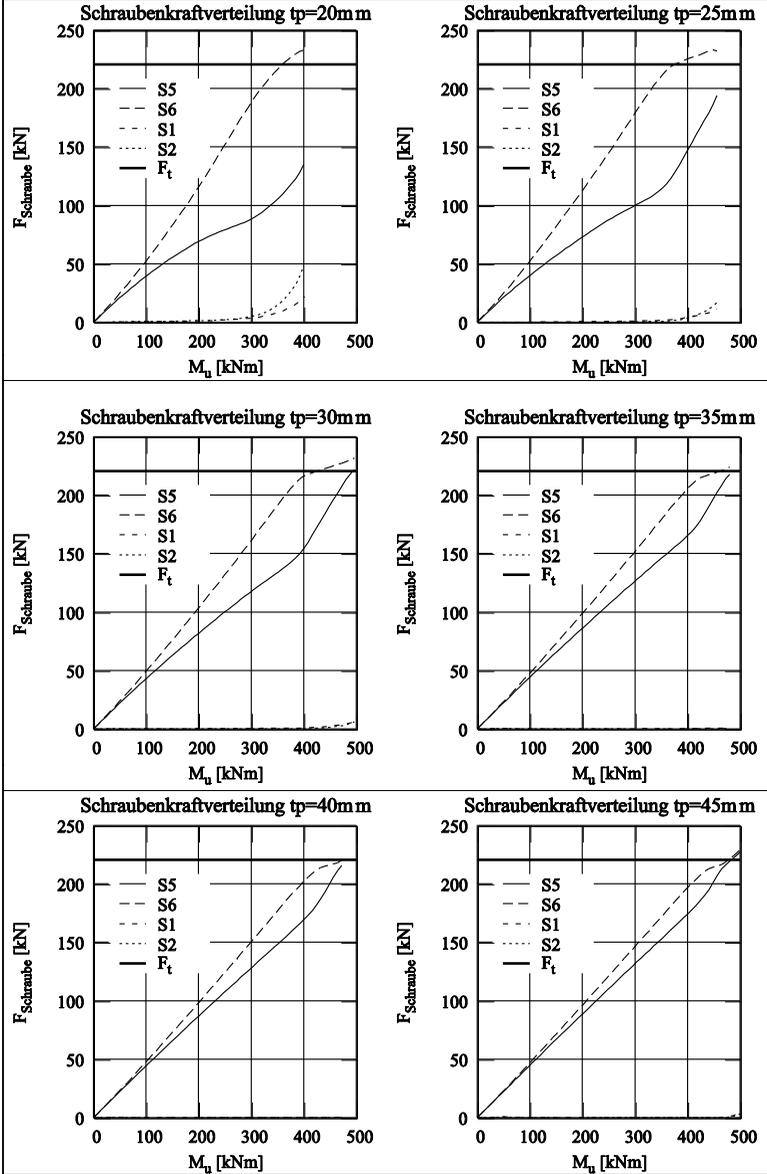
Schraubkraftverteilung  $t_p=10$ mm



Schraubkraftverteilung  $t_p=15$ mm



## Parametrstudie Ringbuchnr.: 139



# Parameterstudie Ringbuchnr.: 140

Geometriedaten: Stirnplatte - S235

Schraube: M24 - 10.9

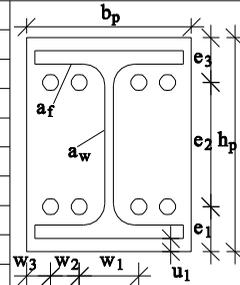
$h_p = 660$  mm    $b_p = 320$  mm    $t_p = 10 - 45$  mm

Profil: IPE600 - S235

$e_1 = 100$  mm    $e_2 = 460$  mm    $e_3 = 100$  mm

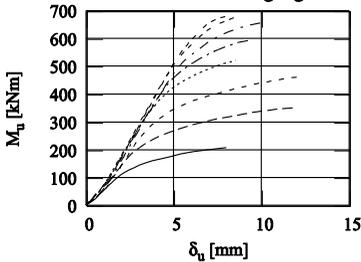
$w_1 = 120$  mm    $w_2 = 65$  mm    $w_3 = 35$  mm

$u_1 = 30$  mm    $u_2 = 30$  mm    $a_f = 10$  mm    $a_w = 4$  mm



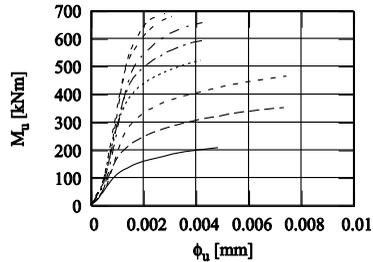
Für alle Festigkeiten werden Nennfestigkeiten angesetzt

Momenten Durchbiegungskurve



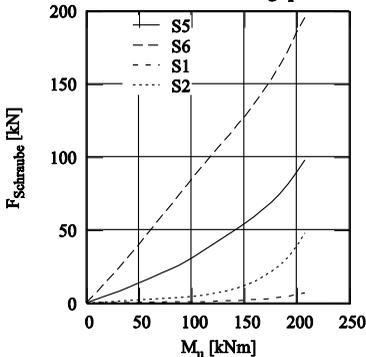
$t_p=10$ mm ———  $t_p=30$ mm - - - - -  
 $t_p=15$ mm - - - -  $t_p=35$ mm - - - - -  
 $t_p=20$ mm - - - -  $t_p=40$ mm - - - - -  
 $t_p=25$ mm - - - -  $t_p=45$ mm - - - - -

Momenten Rotationskurve

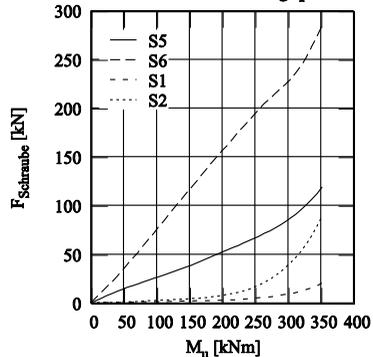


$t_p=10$ mm ———  $t_p=30$ mm - - - - -  
 $t_p=15$ mm - - - -  $t_p=35$ mm - - - - -  
 $t_p=20$ mm - - - -  $t_p=40$ mm - - - - -  
 $t_p=25$ mm - - - -  $t_p=45$ mm - - - - -

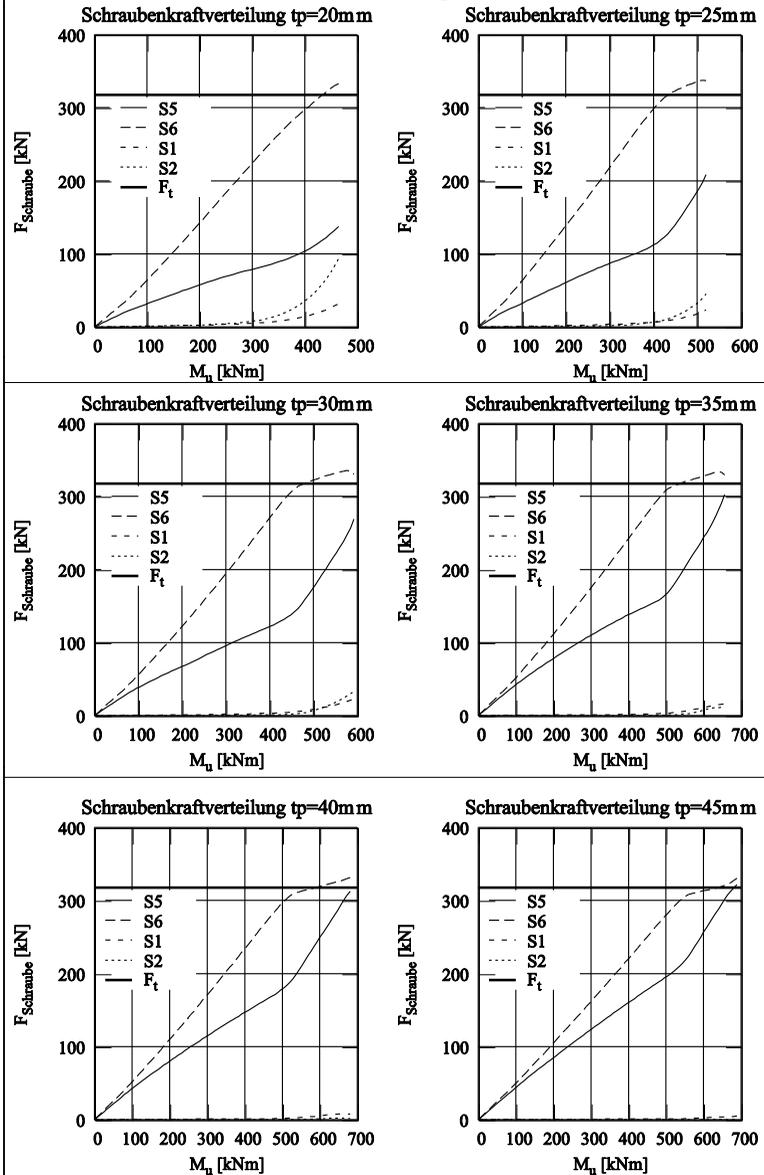
Schraubkraftverteilung  $t_p=10$ mm



Schraubkraftverteilung  $t_p=15$ mm



# Parametrstudie Ringbuchnr.: 140



# Parameterstudie Ringbuchnr.: 410

Geometriedaten: Stirnplatte - S235

Schraube: M16 - 10.9

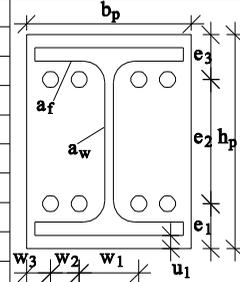
$h_p = 175 \text{ mm}$     $b_p = 210 \text{ mm}$     $t_p = 10 - 45 \text{ mm}$

Profil: HEA160 - S235

$e_1 = 50 \text{ mm}$     $e_2 = 75 \text{ mm}$     $e_3 = 50 \text{ mm}$

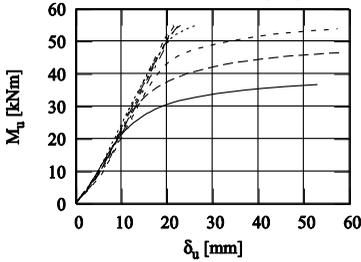
$w_1 = 70 \text{ mm}$     $w_2 = 45 \text{ mm}$     $w_3 = 25 \text{ mm}$

$u_1 = 12 \text{ mm}$     $u_2 = 13 \text{ mm}$     $a_f = 10 \text{ mm}$     $a_w = 4 \text{ mm}$

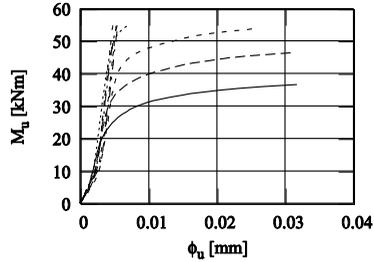


Für alle Festigkeiten werden Nennfestigkeiten angesetzt

Momenten Durchbiegungskurve



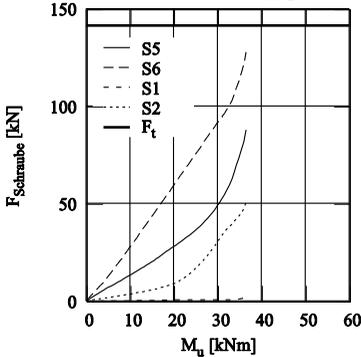
Momenten Rotationskurve



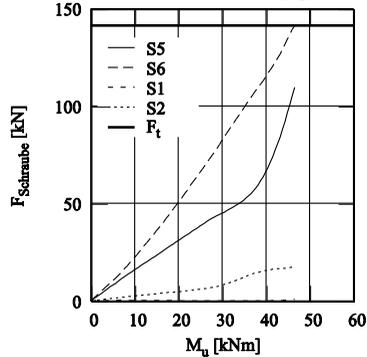
$t_p=10\text{mm}$  ———  $t_p=30\text{mm}$  - - - - -  
 $t_p=15\text{mm}$  - - - - -  $t_p=35\text{mm}$  - - - - -  
 $t_p=20\text{mm}$  - - - - -  $t_p=40\text{mm}$  - - - - -  
 $t_p=25\text{mm}$  - - - - -  $t_p=45\text{mm}$  - - - - -

$t_p=10\text{mm}$  ———  $t_p=30\text{mm}$  - - - - -  
 $t_p=15\text{mm}$  - - - - -  $t_p=35\text{mm}$  - - - - -  
 $t_p=20\text{mm}$  - - - - -  $t_p=40\text{mm}$  - - - - -  
 $t_p=25\text{mm}$  - - - - -  $t_p=45\text{mm}$  - - - - -

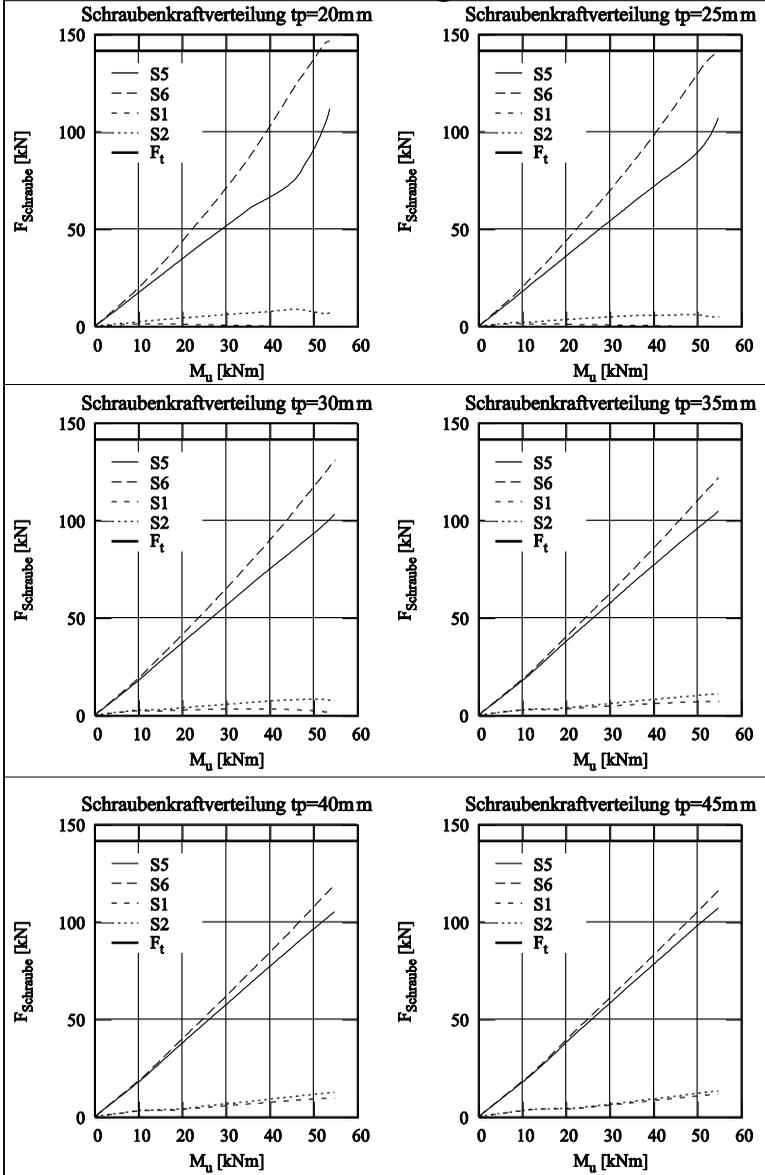
Schraubkraftverteilung  $t_p=10\text{mm}$



Schraubkraftverteilung  $t_p=15\text{mm}$



# Parametrstudie Ringbuchnr.: 410



# Parameterstudie Ringbuchnr.: 420

Geometriedaten: Stirnplatte - S235

Schraube: M16 - 10.9

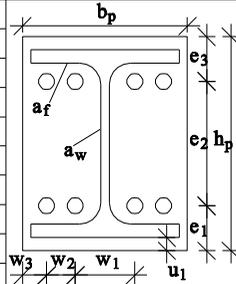
$h_p = 210 \text{ mm}$     $b_p = 210 \text{ mm}$     $t_p = 10 - 45 \text{ mm}$

Profil: HEA200 - S235

$e_1 = 50 \text{ mm}$     $e_2 = 110 \text{ mm}$     $e_3 = 50 \text{ mm}$

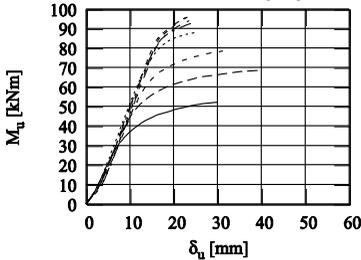
$w_1 = 70 \text{ mm}$     $w_2 = 45 \text{ mm}$     $w_3 = 25 \text{ mm}$

$u_1 = 10 \text{ mm}$     $u_2 = 10 \text{ mm}$     $a_f = 5 \text{ mm}$     $a_w = 4 \text{ mm}$



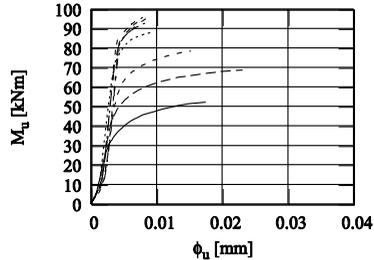
Für alle Festigkeiten werden Nennfestigkeiten angesetzt

Momenten Durchbiegungskurve



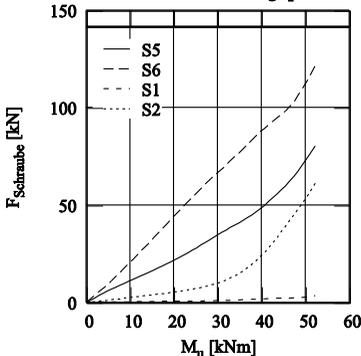
$t_p=10\text{mm}$  ———  $t_p=30\text{mm}$  - - - - -  
 $t_p=15\text{mm}$  - - - - -  $t_p=35\text{mm}$  - - - - -  
 $t_p=20\text{mm}$  - - - - -  $t_p=40\text{mm}$  - - - - -  
 $t_p=25\text{mm}$  - - - - -  $t_p=45\text{mm}$  - - - - -

Momenten Rotationskurve

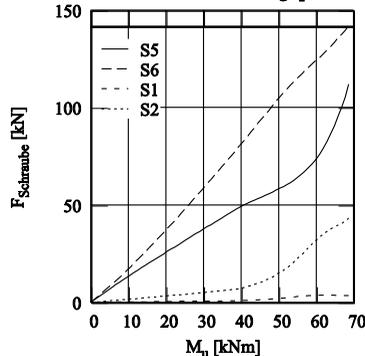


$t_p=10\text{mm}$  ———  $t_p=30\text{mm}$  - - - - -  
 $t_p=15\text{mm}$  - - - - -  $t_p=35\text{mm}$  - - - - -  
 $t_p=20\text{mm}$  - - - - -  $t_p=40\text{mm}$  - - - - -  
 $t_p=25\text{mm}$  - - - - -  $t_p=45\text{mm}$  - - - - -

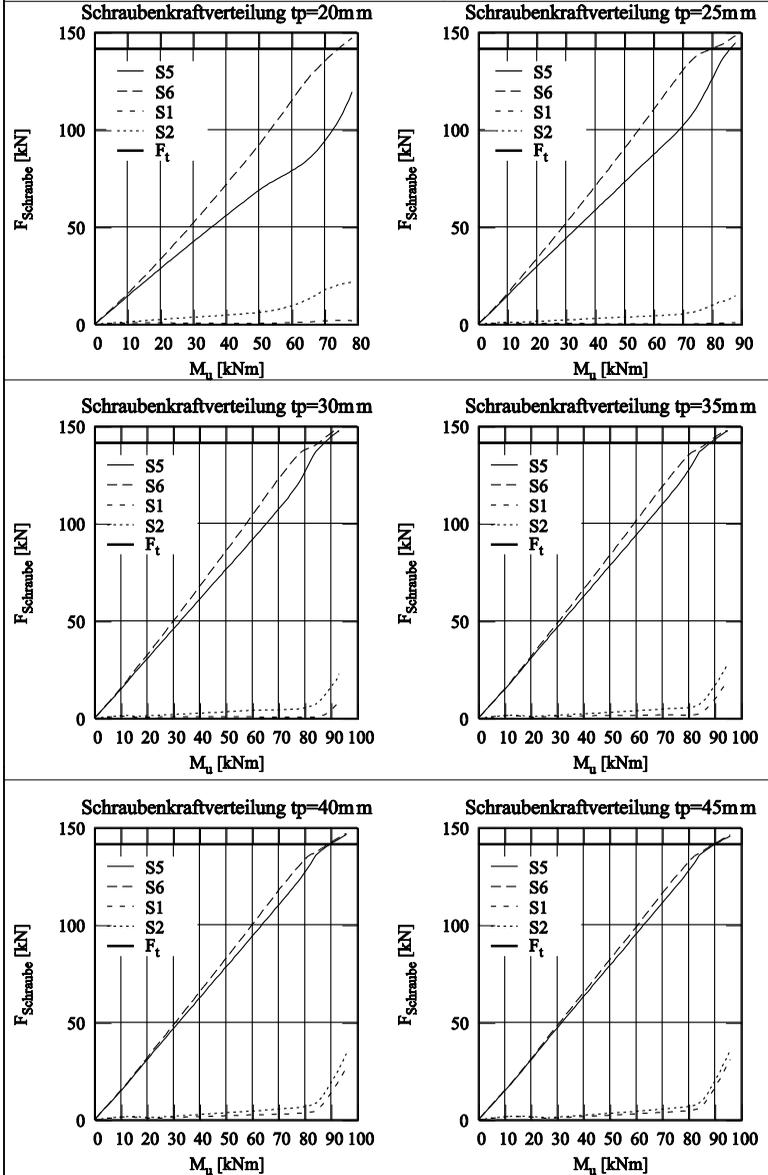
Schraubenkraftverteilung  $t_p=10\text{mm}$



Schraubenkraftverteilung  $t_p=15\text{mm}$



# Parametrstudie Ringbuchnr.: 420



# Parameterstudie Ringbuchnr.: 432

Geometriedaten: Stirnplatte - S235

Schraube: M20 - 10.9

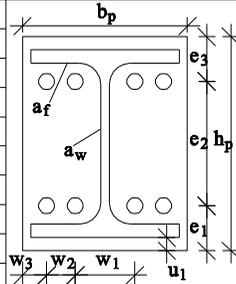
$h_p = 270$  mm    $b_p = 260$  mm    $t_p = 10 - 45$  mm

Profil: HEA240 - S235

$e_1 = 75$  mm    $e_2 = 120$  mm    $e_3 = 75$  mm

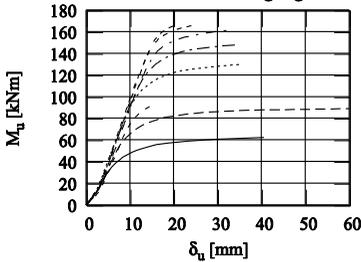
$w_1 = 90$  mm    $w_2 = 55$  mm    $w_3 = 30$  mm

$u_1 = 20$  mm    $u_2 = 20$  mm    $a_f = 6$  mm    $a_w = 4$  mm



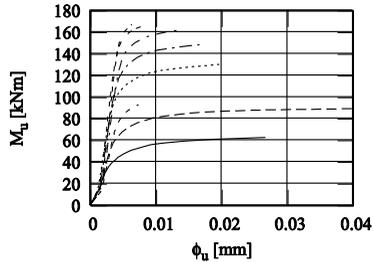
Für alle Festigkeiten werden Nennfestigkeiten angesetzt

Momenten Durchbiegungskurve



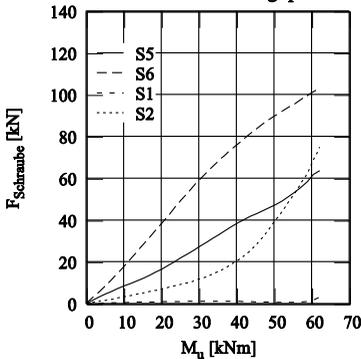
$t_p=10$ mm ———  $t_p=30$ mm - - - - -  
 $t_p=15$ mm - - -  $t_p=35$ mm - - - - -  
 $t_p=20$ mm - - -  $t_p=40$ mm - - - - -  
 $t_p=25$ mm - - -  $t_p=45$ mm - - - - -

Momenten Rotationskurve

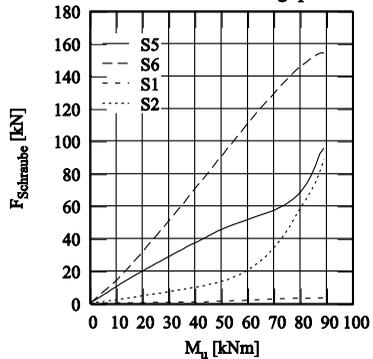


$t_p=10$ mm ———  $t_p=30$ mm - - - - -  
 $t_p=15$ mm - - -  $t_p=35$ mm - - - - -  
 $t_p=20$ mm - - -  $t_p=40$ mm - - - - -  
 $t_p=25$ mm - - -  $t_p=45$ mm - - - - -

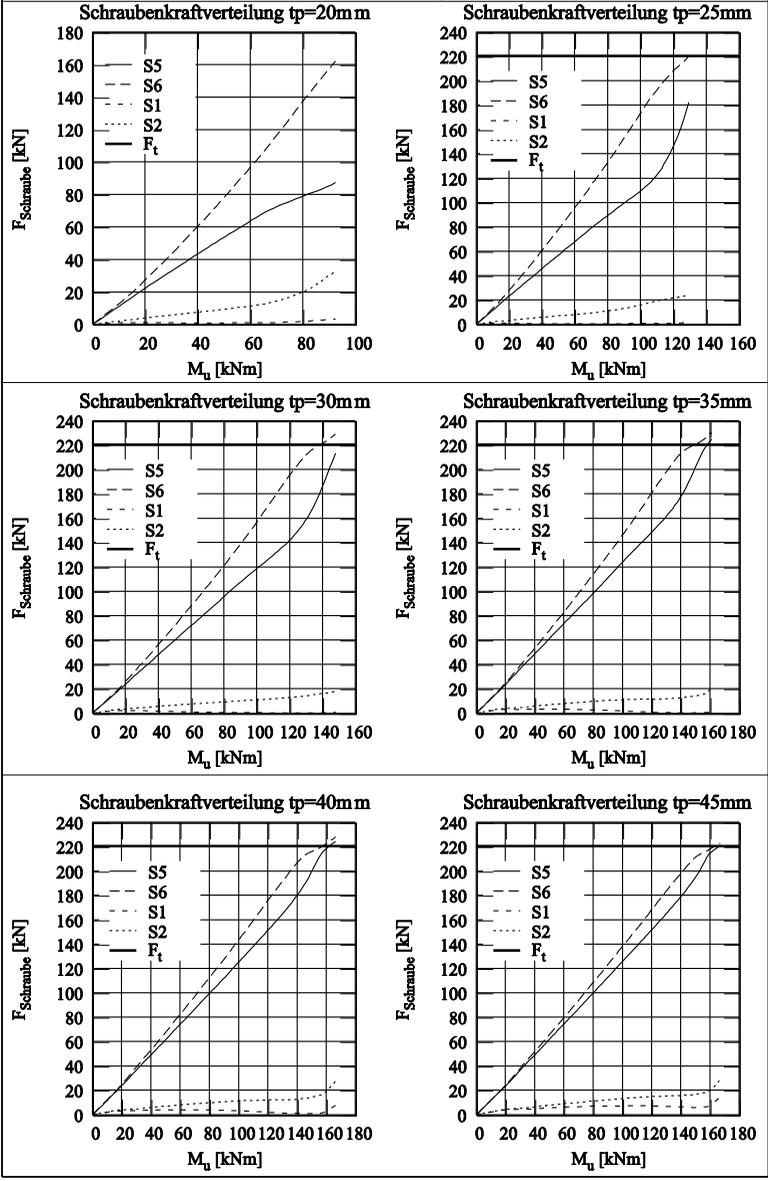
Schraubkraftverteilung  $t_p=10$ mm



Schraubkraftverteilung  $t_p=15$ mm



# Parametrstudie Ringbuchnr.: 432



# Parameterstudie Ringbuchnr.: 458

Geometriedaten: Stirnplatte - S235

Schraube: M20 - 10.9

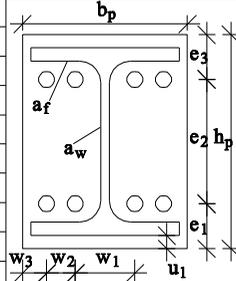
$h_p = 330$  mm    $b_p = 310$  mm    $t_p = 10 - 45$  mm

Profil: HEA300 - S235

$e_1 = 75$  mm    $e_2 = 180$  mm    $e_3 = 75$  mm

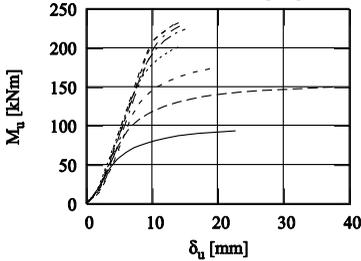
$w_1 = 90$  mm    $w_2 = 70$  mm    $w_3 = 40$  mm

$u_1 = 20$  mm    $u_2 = 20$  mm    $a_f = 6$  mm    $a_w = 4$  mm



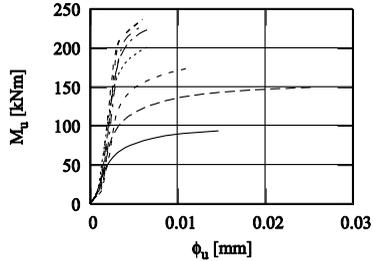
Für alle Festigkeiten werden Nennfestigkeiten angesetzt

Momenten Durchbiegungskurve



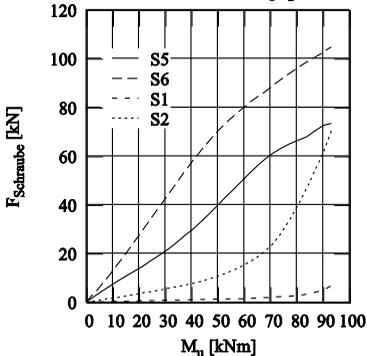
$t_p=10$ mm ———  $t_p=30$ mm - - - - -  
 $t_p=15$ mm - - -  $t_p=35$ mm - - - - -  
 $t_p=20$ mm - - -  $t_p=40$ mm - - - - -  
 $t_p=25$ mm - - -  $t_p=45$ mm - - - - -

Momenten Rotationskurve

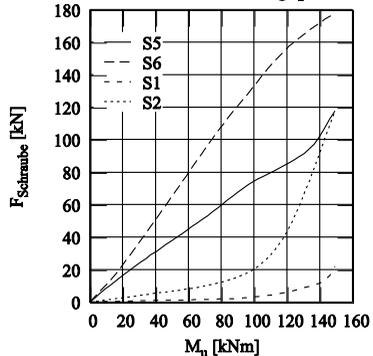


$t_p=10$ mm ———  $t_p=30$ mm - - - - -  
 $t_p=15$ mm - - -  $t_p=35$ mm - - - - -  
 $t_p=20$ mm - - -  $t_p=40$ mm - - - - -  
 $t_p=25$ mm - - -  $t_p=45$ mm - - - - -

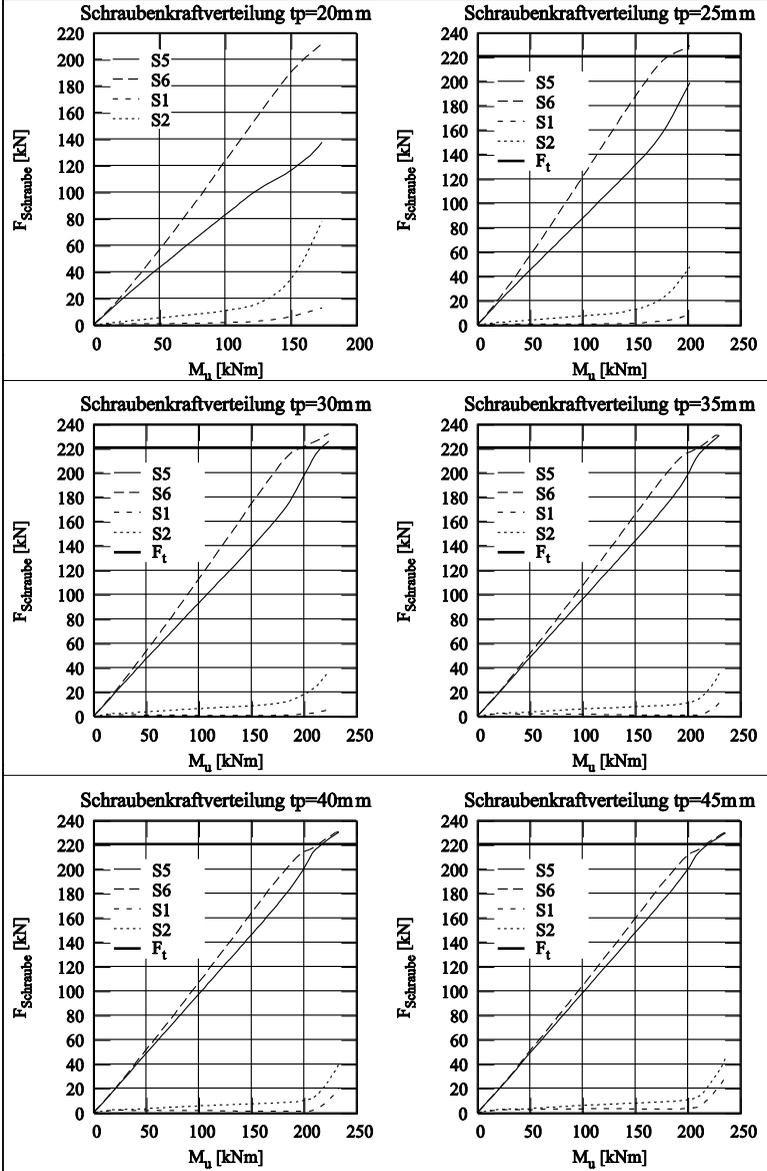
Schraubenkraftverteilung  $t_p=10$ mm



Schraubenkraftverteilung  $t_p=15$ mm



# Parametrstudie Ringbuchnr.: 458



# Parameterstudie Ringbuchnr.: 459

Geometriedaten: Stirnplatte - S235

Schraube: M24 - 10.9

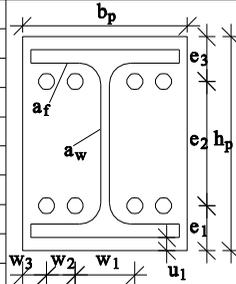
$h_p = 330$  mm    $b_p = 310$  mm    $t_p = 10 - 45$  mm

Profil: HEA300 - S235

$e_1 = 85$  mm    $e_2 = 160$  mm    $e_3 = 85$  mm

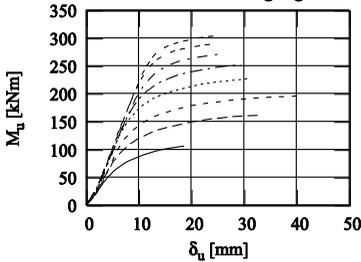
$w_1 = 110$  mm    $w_2 = 65$  mm    $w_3 = 35$  mm

$u_1 = 20$  mm    $u_2 = 20$  mm    $a_f = 7$  mm    $a_w = 4$  mm



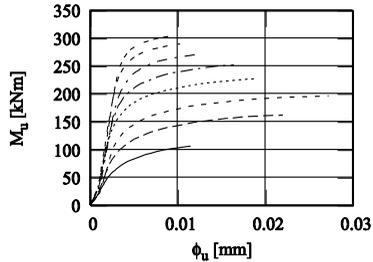
Für alle Festigkeiten werden Nennfestigkeiten angesetzt

Momenten Durchbiegungskurve



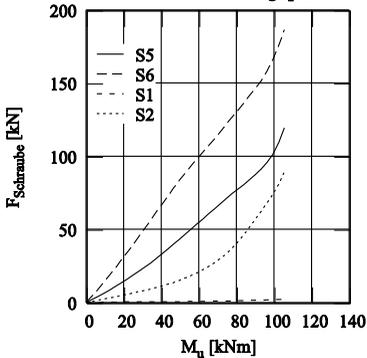
$t_p=10$ mm ———  $t_p=30$ mm - - - - -  
 $t_p=15$ mm - - -  $t_p=35$ mm - - - - -  
 $t_p=20$ mm - - - -  $t_p=40$ mm - - - - -  
 $t_p=25$ mm - - - - -  $t_p=45$ mm - - - - -

Momenten Rotationskurve

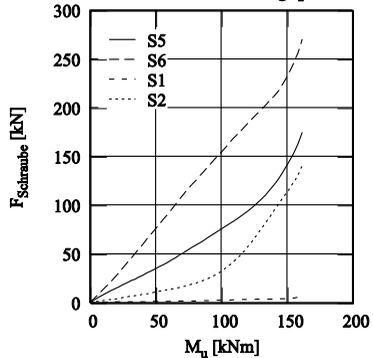


$t_p=10$ mm ———  $t_p=30$ mm - - - - -  
 $t_p=15$ mm - - -  $t_p=35$ mm - - - - -  
 $t_p=20$ mm - - - -  $t_p=40$ mm - - - - -  
 $t_p=25$ mm - - - - -  $t_p=45$ mm - - - - -

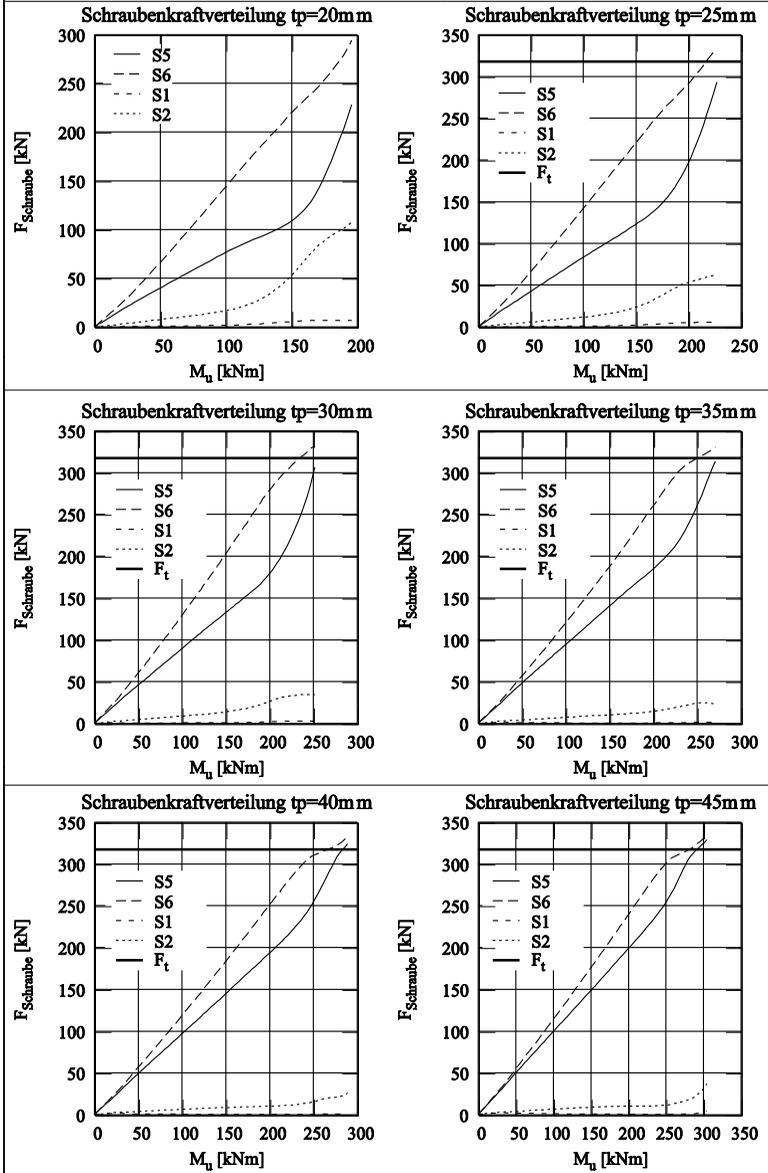
Schraubenkraftverteilung  $t_p=10$ mm



Schraubenkraftverteilung  $t_p=15$ mm



# Parametrstudie Ringbuchnr.: 459



# Parameterstudie Ringbuchnr.: 489

Geometriedaten: Stirnplatte - S235

Schraube: M24 - 10.9

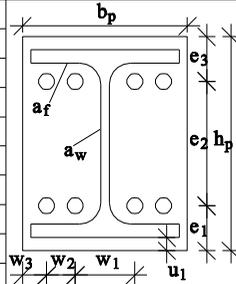
$h_p = 430$  mm    $b_p = 320$  mm    $t_p = 10 - 45$  mm

Profil: HEA400 - S235

$e_1 = 90$  mm    $e_2 = 250$  mm    $e_3 = 90$  mm

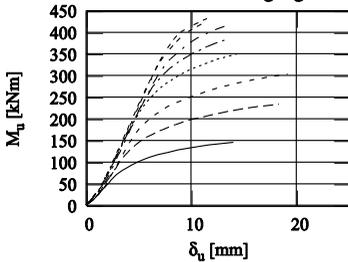
$w_1 = 120$  mm    $w_2 = 65$  mm    $w_3 = 35$  mm

$u_1 = 20$  mm    $u_2 = 20$  mm    $a_f = 8$  mm    $a_w = 4$  mm



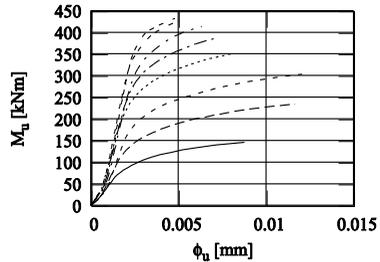
Für alle Festigkeiten werden Nennfestigkeiten angesetzt

Momenten Durchbiegungskurve



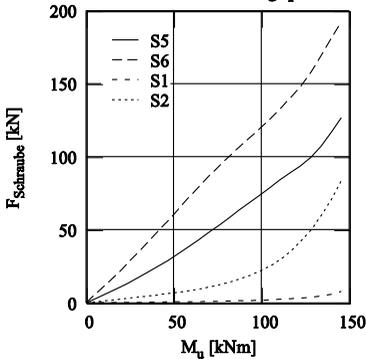
$t_p=10$ mm ———  $t_p=30$ mm - - - - -  
 $t_p=15$ mm - - - -  $t_p=35$ mm - - - - -  
 $t_p=20$ mm - - - -  $t_p=40$ mm - - - - -  
 $t_p=25$ mm - - - -  $t_p=45$ mm - - - - -

Momenten Rotationskurve

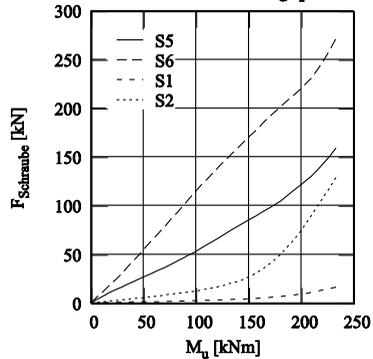


$t_p=10$ mm ———  $t_p=30$ mm - - - - -  
 $t_p=15$ mm - - - -  $t_p=35$ mm - - - - -  
 $t_p=20$ mm - - - -  $t_p=40$ mm - - - - -  
 $t_p=25$ mm - - - -  $t_p=45$ mm - - - - -

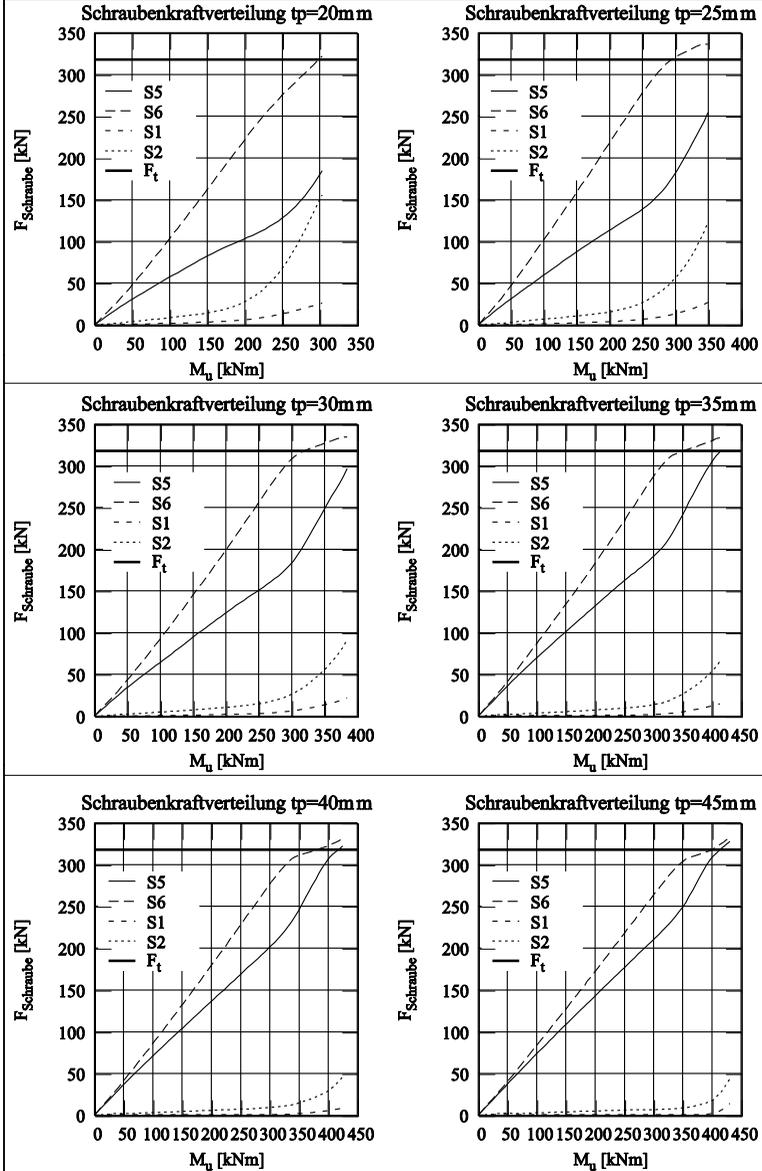
Schraubkraftverteilung  $t_p=10$ mm



Schraubkraftverteilung  $t_p=15$ mm



# Parametrstudie Ringbuchnr.: 489



# Parameterstudie Ringbuchnr.: 518

Geometriedaten: Stirnplatte - S235

Schraube: M30 - 10.9

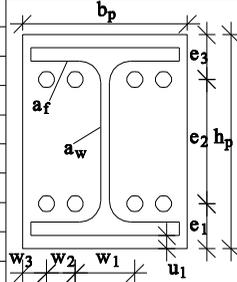
$h_p = 600$  mm    $b_p = 390$  mm    $t_p = 10 - 45$  mm

Profil: HEA550 - S235

$e_1 = 115$  mm    $e_2 = 370$  mm    $e_3 = 115$  mm

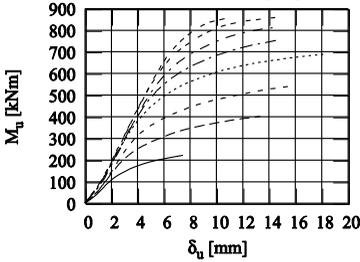
$w_1 = 140$  mm    $w_2 = 80$  mm    $w_3 = 45$  mm

$u_1 = 30$  mm    $u_2 = 30$  mm    $a_f = 12$  mm    $a_w = 5$  mm



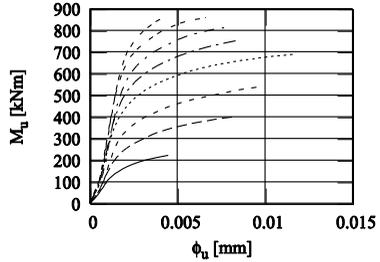
Für alle Festigkeiten werden Nennfestigkeiten angesetzt

Momenten Durchbiegungskurve



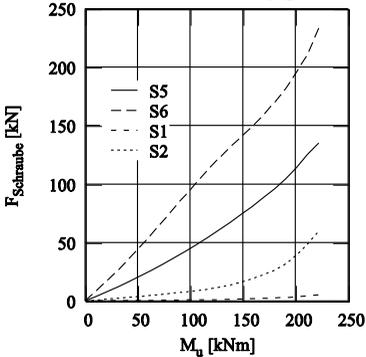
$t_p=10$ mm ———  $t_p=30$ mm - - - - -  
 $t_p=15$ mm - - - -  $t_p=35$ mm - - - - -  
 $t_p=20$ mm - - - -  $t_p=40$ mm - - - - -  
 $t_p=25$ mm - - - -  $t_p=45$ mm - - - - -

Momenten Rotationskurve

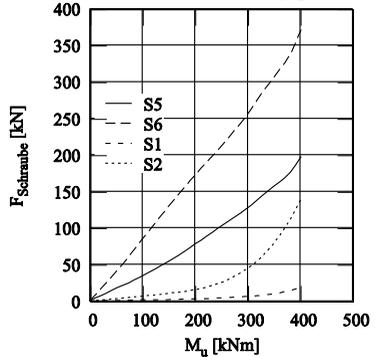


$t_p=10$ mm ———  $t_p=30$ mm - - - - -  
 $t_p=15$ mm - - - -  $t_p=35$ mm - - - - -  
 $t_p=20$ mm - - - -  $t_p=40$ mm - - - - -  
 $t_p=25$ mm - - - -  $t_p=45$ mm - - - - -

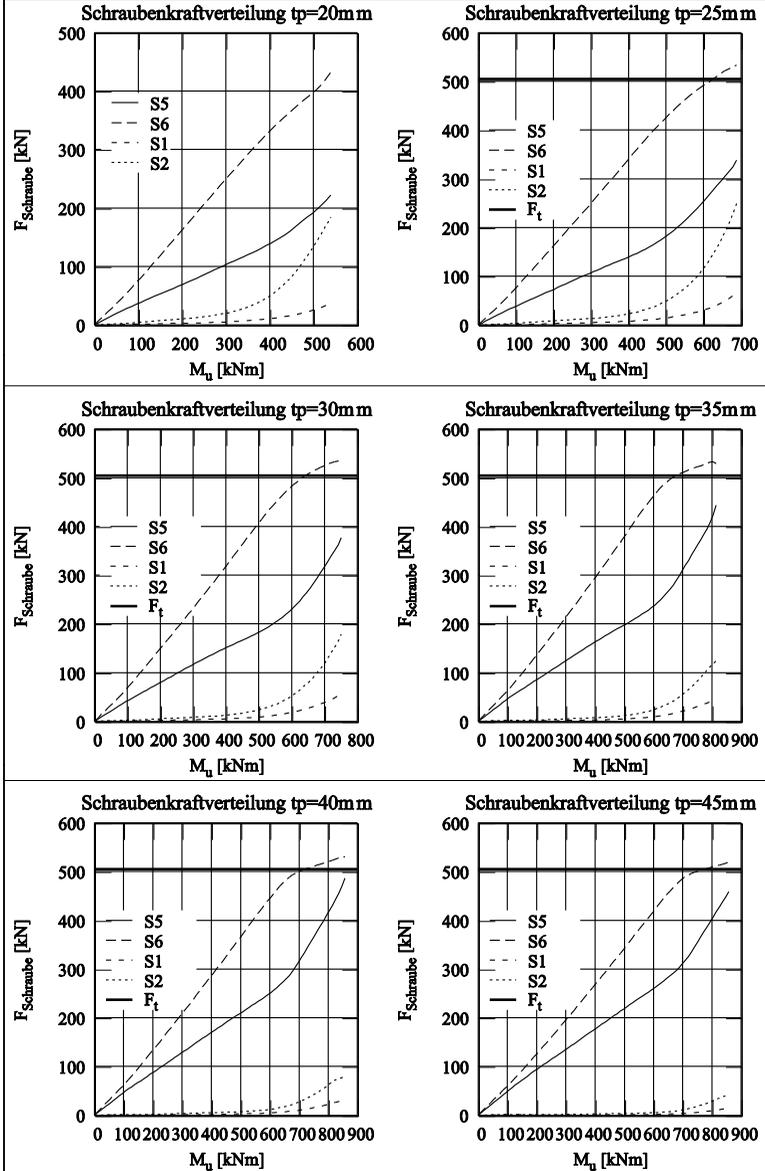
Schraubkraftverteilung  $t_p=10$ mm



Schraubkraftverteilung  $t_p=15$ mm



# Parametrstudie Ringbuchnr.: 518



# Parameterstudie Ringbuchnr.: 524

Geometriedaten: Stirnplatte - S235

Schraube: M24 - 10.9

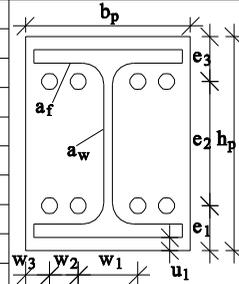
$h_p = 650 \text{ mm}$     $b_p = 320 \text{ mm}$     $t_p = 10 - 45 \text{ mm}$

Profil: HEA600 - S235

$e_1 = 105 \text{ mm}$     $e_2 = 440 \text{ mm}$     $e_3 = 105 \text{ mm}$

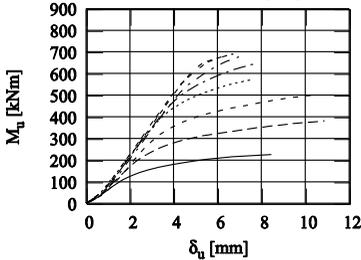
$w_1 = 120 \text{ mm}$     $w_2 = 65 \text{ mm}$     $w_3 = 35 \text{ mm}$

$u_1 = 30 \text{ mm}$     $u_2 = 30 \text{ mm}$     $a_f = 8 \text{ mm}$     $a_w = 5 \text{ mm}$



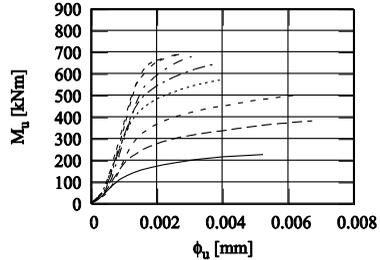
Für alle Festigkeiten werden Nennfestigkeiten angesetzt

Momenten Durchbiegungskurve



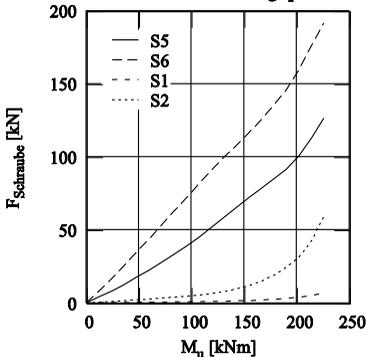
$t_p=10\text{mm}$  ———  $t_p=30\text{mm}$  - - - -  
 $t_p=15\text{mm}$  - - - -  $t_p=35\text{mm}$  - - - -  
 $t_p=20\text{mm}$  - - - -  $t_p=40\text{mm}$  - - - -  
 $t_p=25\text{mm}$  - - - -  $t_p=45\text{mm}$  - - - -

Momenten Rotationskurve

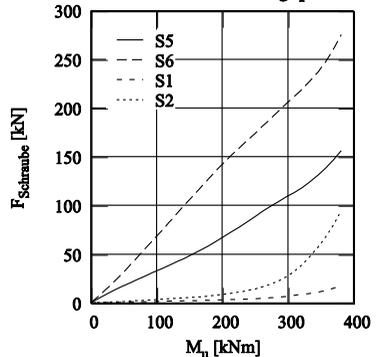


$t_p=10\text{mm}$  ———  $t_p=30\text{mm}$  - - - -  
 $t_p=15\text{mm}$  - - - -  $t_p=35\text{mm}$  - - - -  
 $t_p=20\text{mm}$  - - - -  $t_p=40\text{mm}$  - - - -  
 $t_p=25\text{mm}$  - - - -  $t_p=45\text{mm}$  - - - -

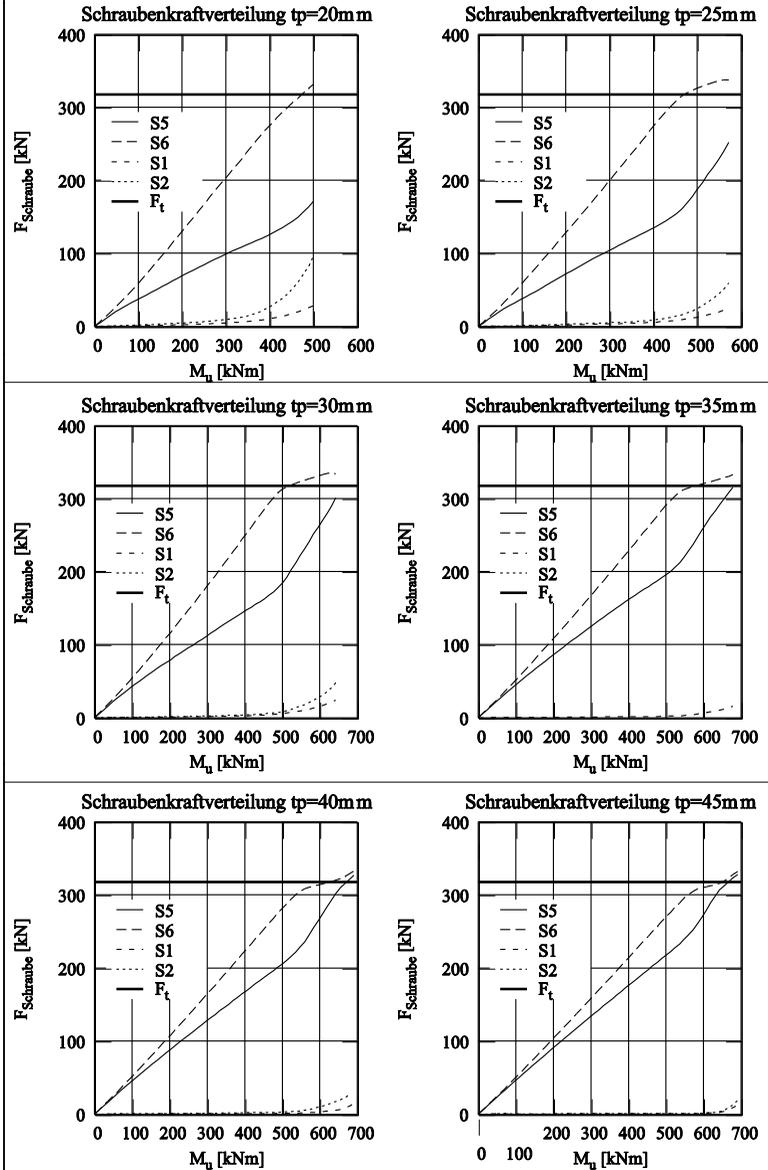
Schraubkraftverteilung  $t_p=10\text{mm}$



Schraubkraftverteilung  $t_p=15\text{mm}$



## Parametrstudie Ringbuchnr.: 524



# Parameterstudie Ringbuchnr.: 526

Geometriedaten: Stirnplatte - S235

Schraube: M30 - 10.9

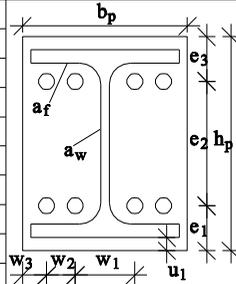
$h_p = 650$  mm    $b_p = 390$  mm    $t_p = 10 - 45$  mm

Profil: HEA600 - S235

$e_1 = 115$  mm    $e_2 = 420$  mm    $e_3 = 115$  mm

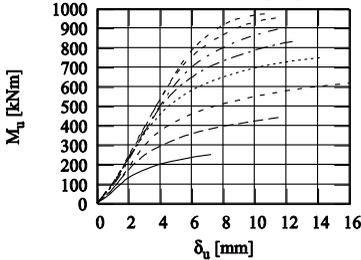
$w_1 = 140$  mm    $w_2 = 80$  mm    $w_3 = 45$  mm

$u_1 = 30$  mm    $u_2 = 30$  mm    $a_f = 12$  mm    $a_w = 5$  mm



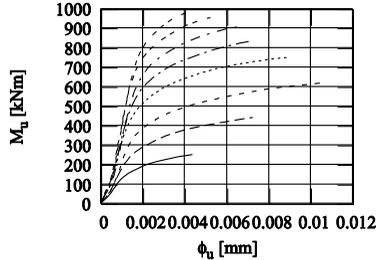
Für alle Festigkeiten werden Nennfestigkeiten angesetzt

Momenten Durchbiegungskurve



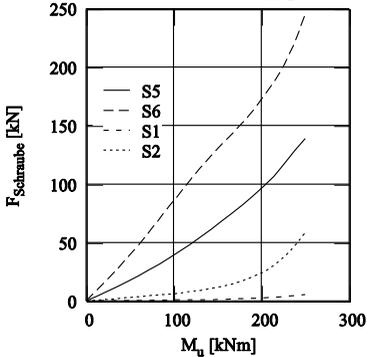
$t_p=10$ mm ———  $t_p=30$ mm - - - - -  
 $t_p=15$ mm - - -  $t_p=35$ mm - - - - -  
 $t_p=20$ mm - - -  $t_p=40$ mm - - - - -  
 $t_p=25$ mm - - -  $t_p=45$ mm - - - - -

Momenten Rotationskurve

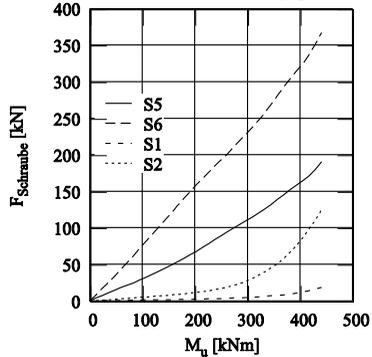


$t_p=10$ mm ———  $t_p=30$ mm - - - - -  
 $t_p=15$ mm - - -  $t_p=35$ mm - - - - -  
 $t_p=20$ mm - - -  $t_p=40$ mm - - - - -  
 $t_p=25$ mm - - -  $t_p=45$ mm - - - - -

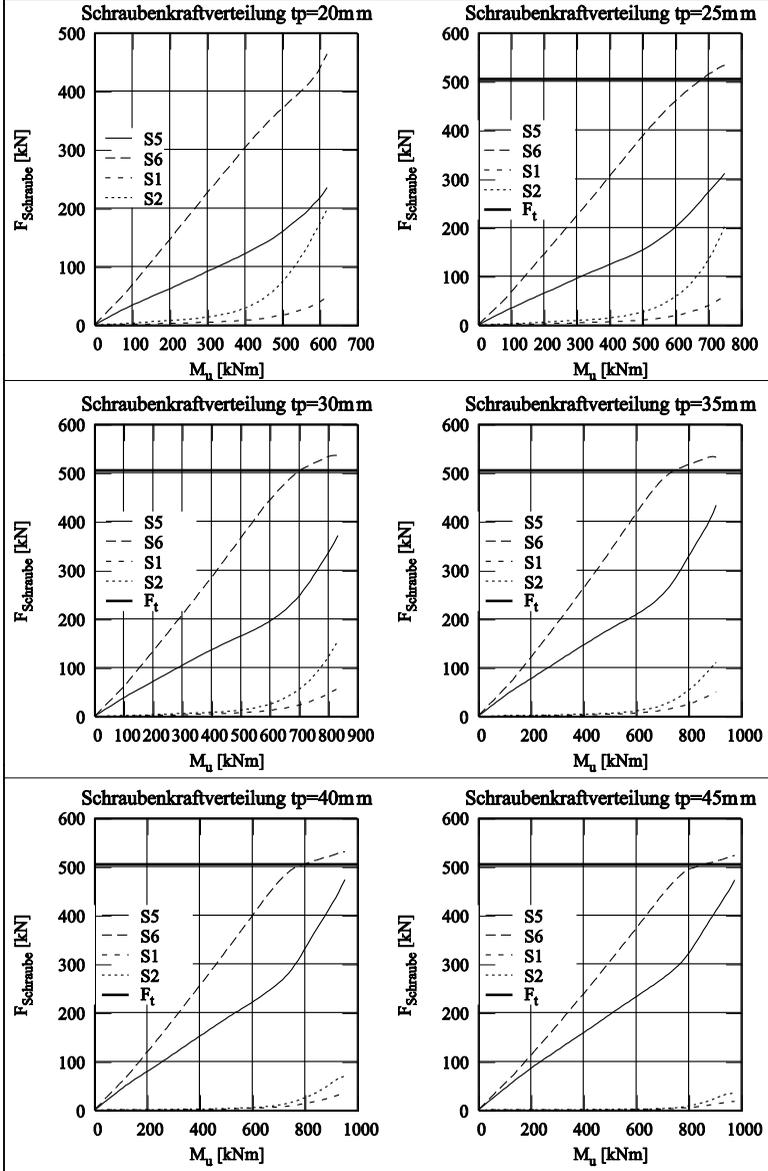
Schraubkraftverteilung  $t_p=10$ mm



Schraubkraftverteilung  $t_p=15$ mm



# Parametrstudie Ringbuchnr.: 526



# Parameterstudie Ringbuchnr.: 558

Geometriedaten: Stirnplatte - S235

Schraube: M16 - 10.9

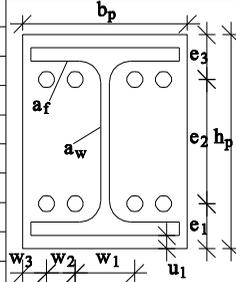
$h_p = 240$  mm    $b_p = 210$  mm    $t_p = 10 - 45$  mm

Profil: HEB200 - S235

$e_1 = 65$  mm    $e_2 = 110$  mm    $e_3 = 65$  mm

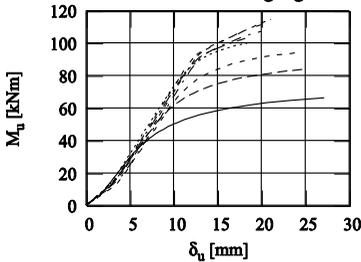
$w_1 = 70$  mm    $w_2 = 45$  mm    $w_3 = 25$  mm

$u_1 = 20$  mm    $u_2 = 20$  mm    $a_f = 6$  mm    $a_w = 5$  mm



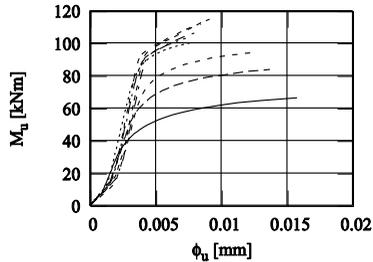
Für alle Festigkeiten werden Nennfestigkeiten angesetzt

Momenten Durchbiegungskurve



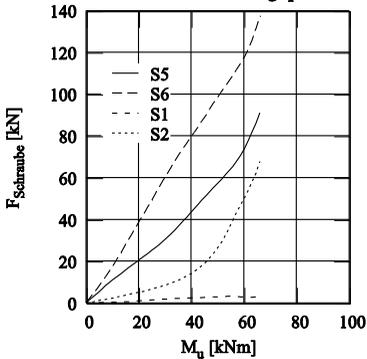
$t_p=10$ mm ———  $t_p=30$ mm - - - -  
 $t_p=15$ mm - - -  $t_p=35$ mm - - - -  
 $t_p=20$ mm - - -  $t_p=40$ mm - - - -  
 $t_p=25$ mm - - -  $t_p=45$ mm - - - -

Momenten Rotationskurve

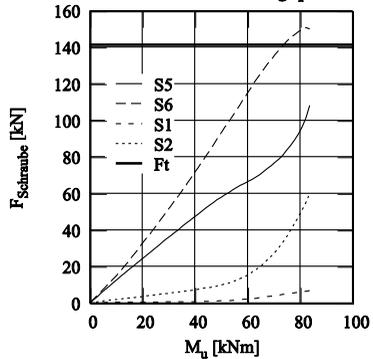


$t_p=10$ mm ———  $t_p=30$ mm - - - -  
 $t_p=15$ mm - - -  $t_p=35$ mm - - - -  
 $t_p=20$ mm - - -  $t_p=40$ mm - - - -  
 $t_p=25$ mm - - -  $t_p=45$ mm - - - -

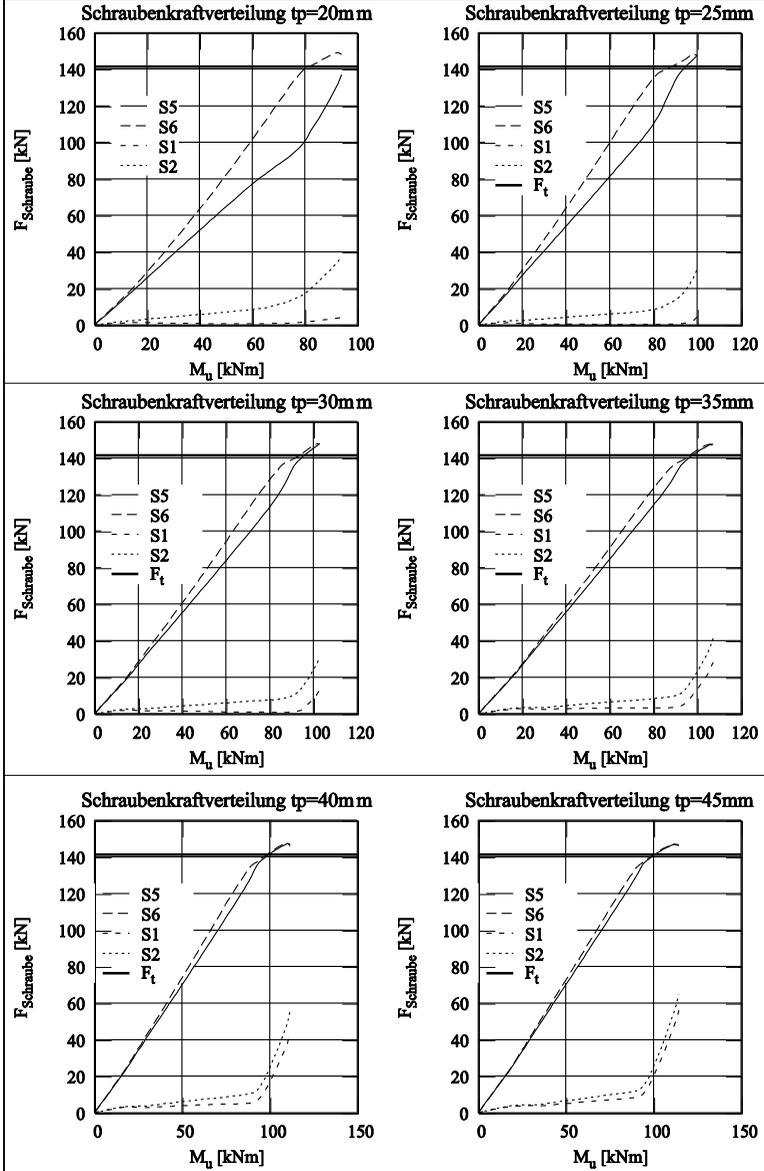
Schraubkraftverteilung  $t_p=10$ mm



Schraubkraftverteilung  $t_p=15$ mm



# Parametrstudie Ringbuchnr.: 558



# Parameterstudie Ringbuchnr.: 602

Geometriedaten: Stirnplatte - S235

Schraube: M20 - 10.9

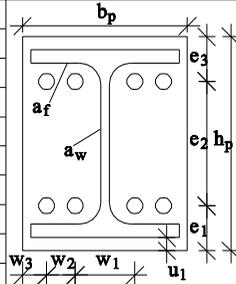
$h_p = 340$  mm    $b_p = 310$  mm    $t_p = 10 - 45$  mm

Profil: HEB300 - S235

$e_1 = 80$  mm    $e_2 = 180$  mm    $e_3 = 80$  mm

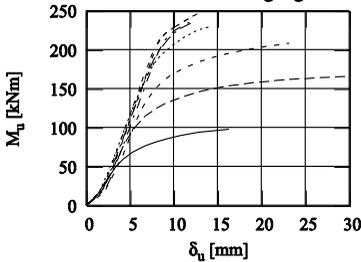
$w_1 = 100$  mm    $w_2 = 65$  mm    $w_3 = 40$  mm

$u_1 = 20$  mm    $u_2 = 20$  mm    $a_f = 6$  mm    $a_w = 6$  mm



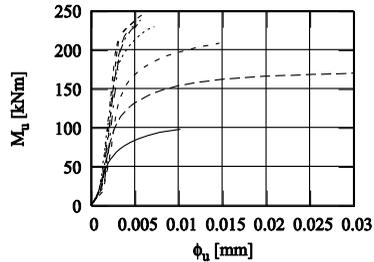
Für alle Festigkeiten werden Nennfestigkeiten angesetzt

Momenten Durchbiegungskurve



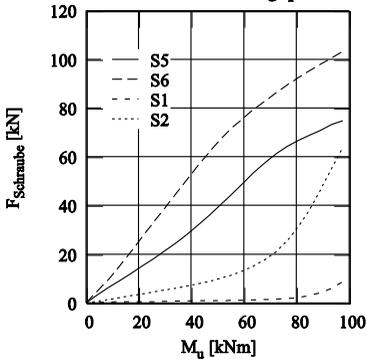
$t_p=10$ mm ———  $t_p=30$ mm - - - - -  
 $t_p=15$ mm - - - -  $t_p=35$ mm - - - - -  
 $t_p=20$ mm - - - -  $t_p=40$ mm - - - - -  
 $t_p=25$ mm - - - -  $t_p=45$ mm - - - - -

Momenten Rotationskurve

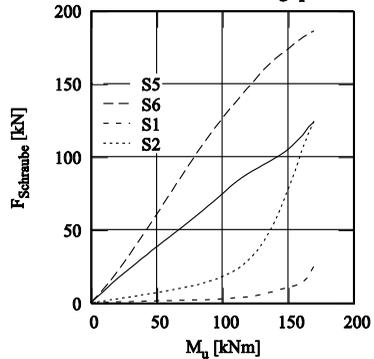


$t_p=10$ mm ———  $t_p=30$ mm - - - - -  
 $t_p=15$ mm - - - -  $t_p=35$ mm - - - - -  
 $t_p=20$ mm - - - -  $t_p=40$ mm - - - - -  
 $t_p=25$ mm - - - -  $t_p=45$ mm - - - - -

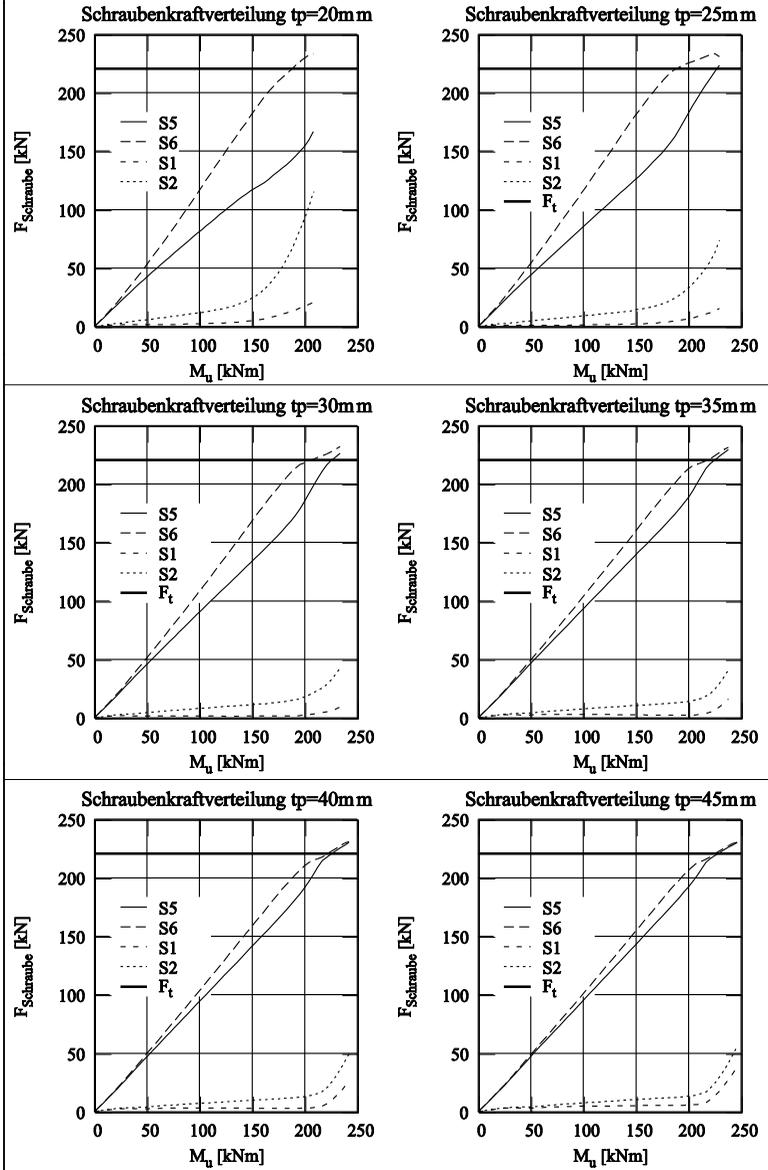
Schraubkraftverteilung  $t_p=10$ mm



Schraubkraftverteilung  $t_p=15$ mm



# Parametrstudie Ringbuchnr.: 602



# Parameterstudie Ringbuchnr.: 640

Geometriedaten: Stirnplatte - S235

Schraube: M27 - 10.9

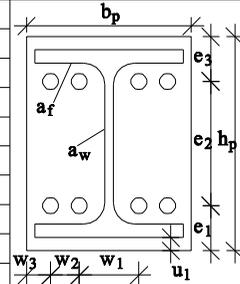
$h_p = 460$  mm    $b_p = 370$  mm    $t_p = 10 - 45$  mm

Profil: HEB400 - S235

$e_1 = 115$  mm    $e_2 = 230$  mm    $e_3 = 115$  mm

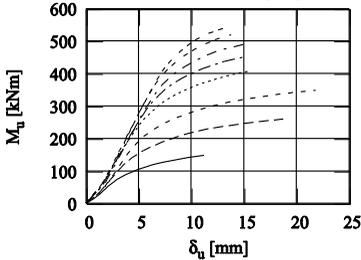
$w_1 = 140$  mm    $w_2 = 75$  mm    $w_3 = 40$  mm

$u_1 = 30$  mm    $u_2 = 30$  mm    $a_f = 10$  mm    $a_w = 5$  mm



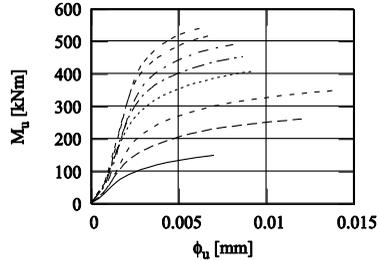
Für alle Festigkeiten werden Nennfestigkeiten angesetzt

Momenten Durchbiegungskurve



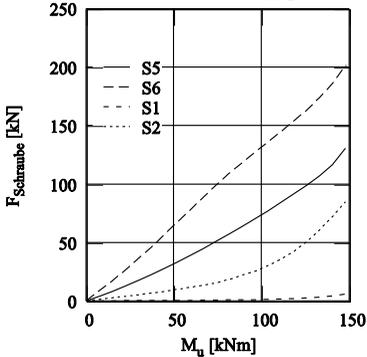
$t_p=10$ mm ———  $t_p=30$ mm - - - - -  
 $t_p=15$ mm - - -  $t_p=35$ mm - - - - -  
 $t_p=20$ mm - - -  $t_p=40$ mm - - - - -  
 $t_p=25$ mm - - -  $t_p=45$ mm - - - - -

Momenten Rotationskurve

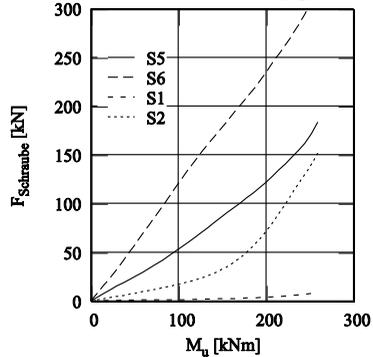


$t_p=10$ mm ———  $t_p=30$ mm - - - - -  
 $t_p=15$ mm - - -  $t_p=35$ mm - - - - -  
 $t_p=20$ mm - - -  $t_p=40$ mm - - - - -  
 $t_p=25$ mm - - -  $t_p=45$ mm - - - - -

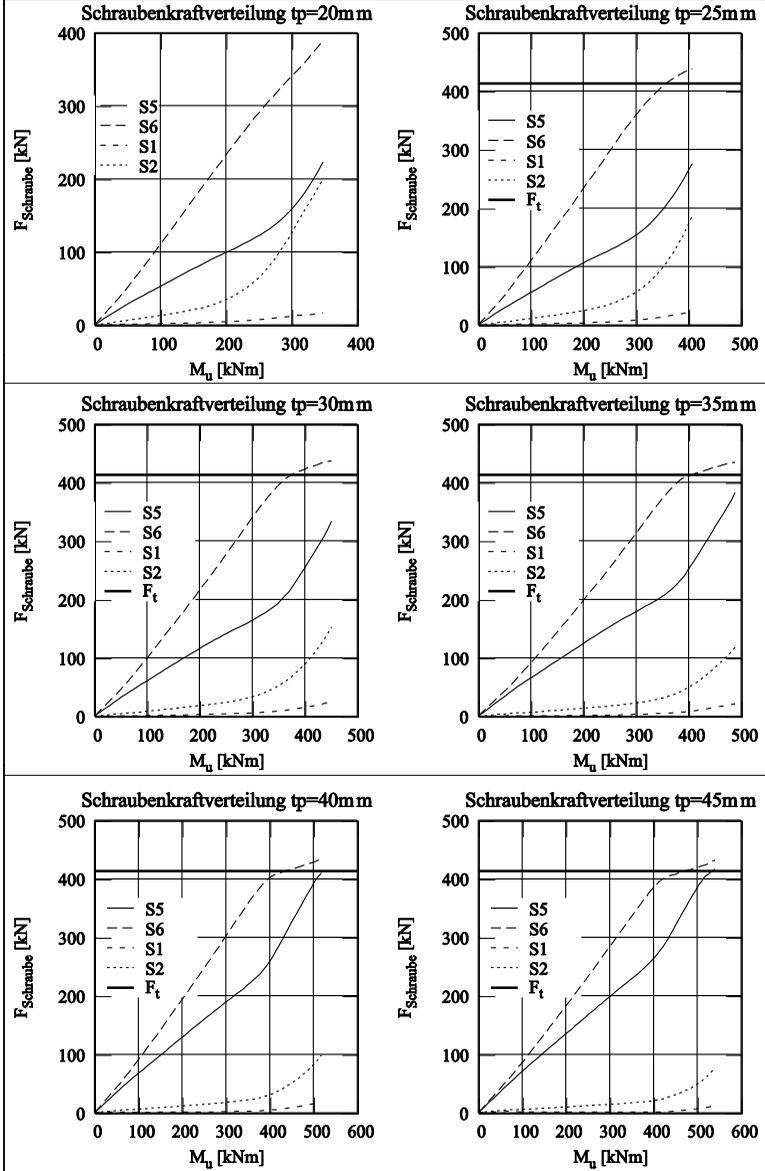
Schraubkraftverteilung  $t_p=10$ mm



Schraubkraftverteilung  $t_p=15$ mm



# Parametrstudie Ringbuchnr.: 640



# Parameterstudie Ringbuchnr.: 674

Geometriedaten: Stirnplatte - S235

Schraube: M30 - 10.9

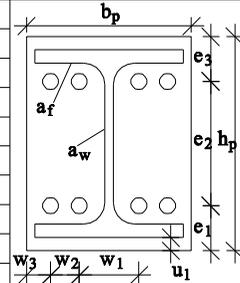
$h_p = 660$  mm    $b_p = 390$  mm    $t_p = 10 - 45$  mm

Profil: HEB600 - S235

$e_1 = 120$  mm    $e_2 = 420$  mm    $e_3 = 120$  mm

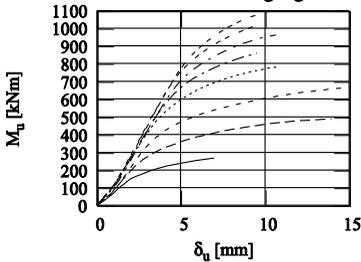
$w_1 = 140$  mm    $w_2 = 80$  mm    $w_3 = 45$  mm

$u_1 = 30$  mm    $u_2 = 30$  mm    $a_f = 13$  mm    $a_w = 6$  mm



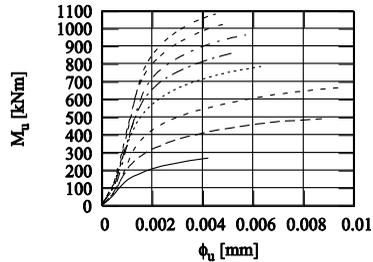
Für alle Festigkeiten werden Nennfestigkeiten angesetzt

Momenten Durchbiegungskurve



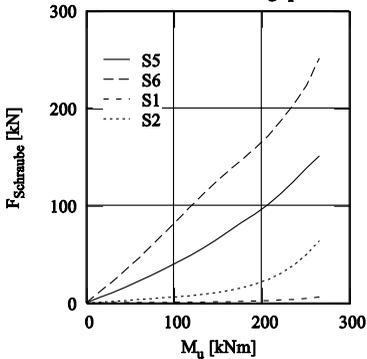
$t_p=10$ mm ———  $t_p=30$ mm - - - - -  
 $t_p=15$ mm - - -  $t_p=35$ mm - - - - -  
 $t_p=20$ mm - - -  $t_p=40$ mm - - - - -  
 $t_p=25$ mm - - -  $t_p=45$ mm - - - - -

Momenten Rotationskurve

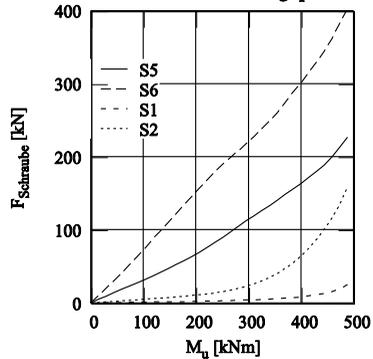


$t_p=10$ mm ———  $t_p=30$ mm - - - - -  
 $t_p=15$ mm - - -  $t_p=35$ mm - - - - -  
 $t_p=20$ mm - - -  $t_p=40$ mm - - - - -  
 $t_p=25$ mm - - -  $t_p=45$ mm - - - - -

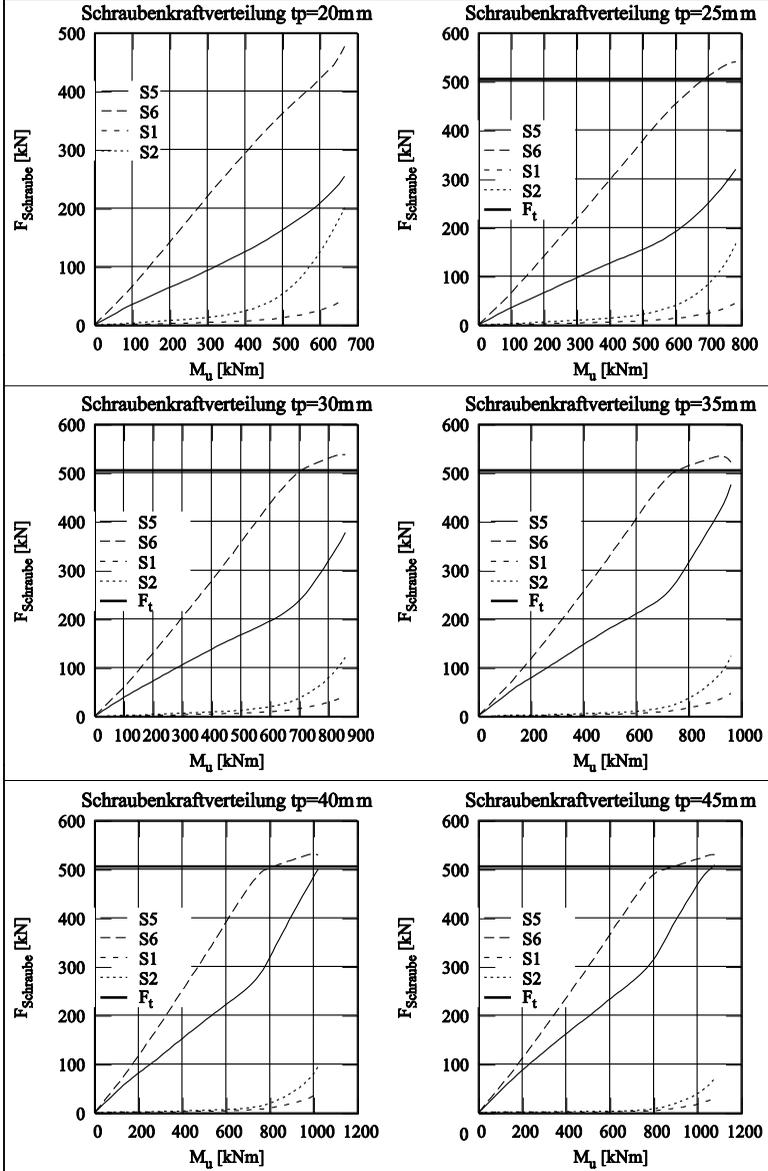
Schraubkraftverteilung  $t_p=10$ mm



Schraubkraftverteilung  $t_p=15$ mm



# Parametrstudie Ringbuchnr.: 674



### Versuche an IH4-Geometrien

Analog zu den vorangehend dargestellten IH2-Anschlussgeometrien gilt hier dieselbe Schraubenbezeichnung. Darüber hinaus werden die Schrauben im Stirnplattenüberstand mit S9 und S10 bezeichnet.

Bei der Parameterstudie stellte sich bei größeren Plattendicken ein Versagen der Querschnittstragfähigkeit ein. Auf die Darstellung dieser Ergebnisse wird nachfolgend verzichtet.

# Parameterstudie Ringbuchnr.: 465

Geometriedaten: Stirnplatte - S235

Schraube: M20 - 10.9

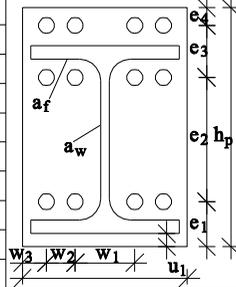
$h_p = 380$  mm    $b_p = 320$  mm    $t_p = 10 - 45$  mm

Profil: HEA300 - S235

$e_1 = 75$  mm    $e_2 = 180$  mm    $e_3 = 95$  mm    $e_4 = 30$  mm

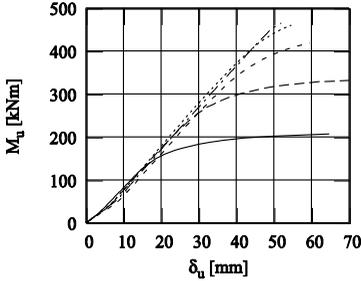
$w_1 = 90$  mm    $w_2 = 70$  mm    $w_3 = 45$  mm

$u_1 = 20$  mm    $u_2 = 70$  mm    $a_f = 10$  mm    $a_w = 5$  mm

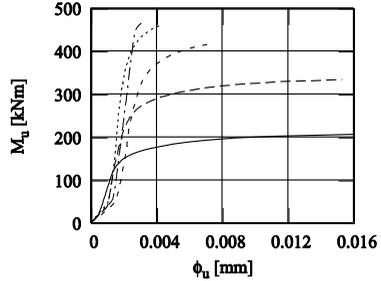


Für alle Festigkeiten werden Nennfestigkeiten angesetzt

Momenten Durchbiegungskurve



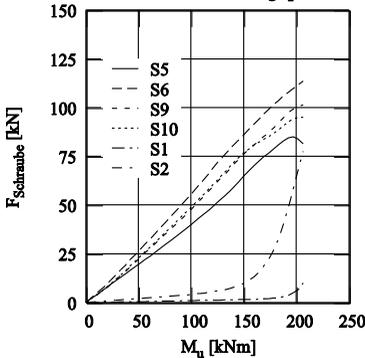
Momenten Rotationskurve



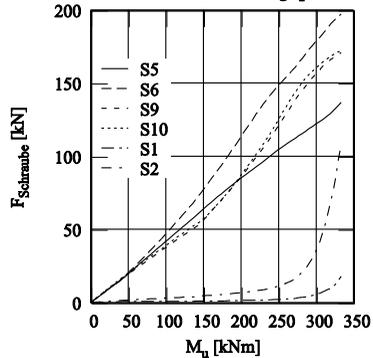
$t_p=10$ mm ———  $t_p=25$ mm .....  
 $t_p=15$ mm - - - -  $t_p=30$ mm - - - -  
 $t_p=20$ mm - . - . -

$t_p=10$ mm ———  $t_p=25$ mm .....  
 $t_p=15$ mm - - - -  $t_p=30$ mm - - - -  
 $t_p=20$ mm - . - . -

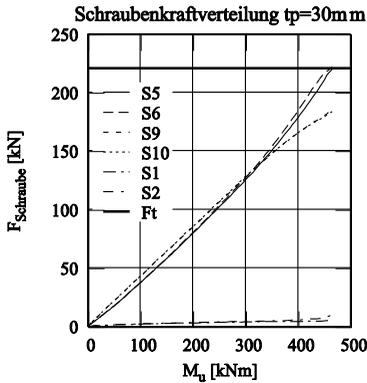
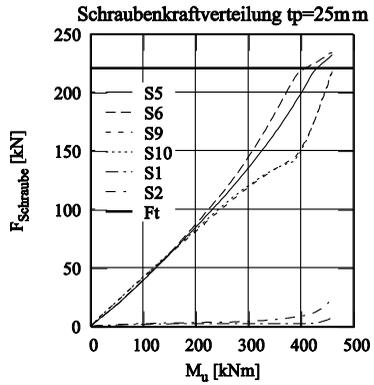
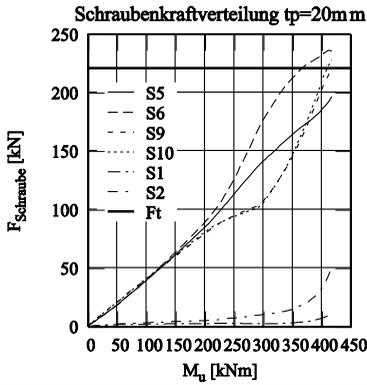
Schraubenkraftverteilung  $t_p=10$ mm



Schraubenkraftverteilung  $t_p=15$ mm



# Parameterstudie Ringbuchnr.: 465



# Parameterstudie Ringbuchnr.: 472

Geometriedaten: Stirnplatte - S235

Schraube: M20 - 10.9

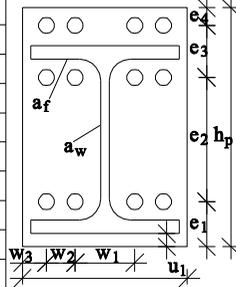
$h_p = 400$  mm    $b_p = 320$  mm    $t_p = 10 - 45$  mm

Profil: HEA320 - S235

$e_1 = 75$  mm    $e_2 = 200$  mm    $e_3 = 95$  mm    $e_4 = 30$  mm

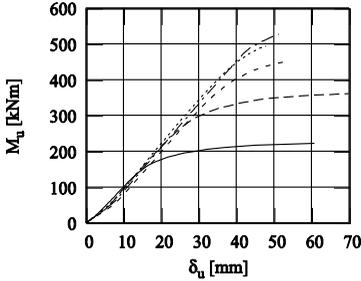
$w_1 = 90$  mm    $w_2 = 70$  mm    $w_3 = 45$  mm

$u_1 = 20$  mm    $u_2 = 70$  mm    $a_f = 10$  mm    $a_w = 5$  mm

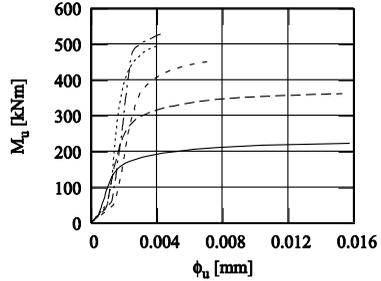


Für alle Festigkeiten werden Nennfestigkeiten angesetzt

Momenten Durchbiegungskurve



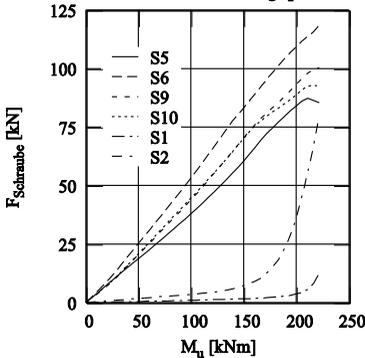
Momenten Rotationskurve



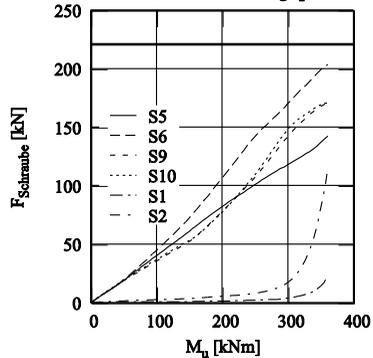
$t_p = 10$  mm ———  $t_p = 25$  mm ······  
 $t_p = 15$  mm - - - -  $t_p = 30$  mm ······  
 $t_p = 20$  mm - · - · -

$t_p = 10$  mm ———  $t_p = 25$  mm ······  
 $t_p = 15$  mm - - - -  $t_p = 30$  mm ······  
 $t_p = 20$  mm - · - · -

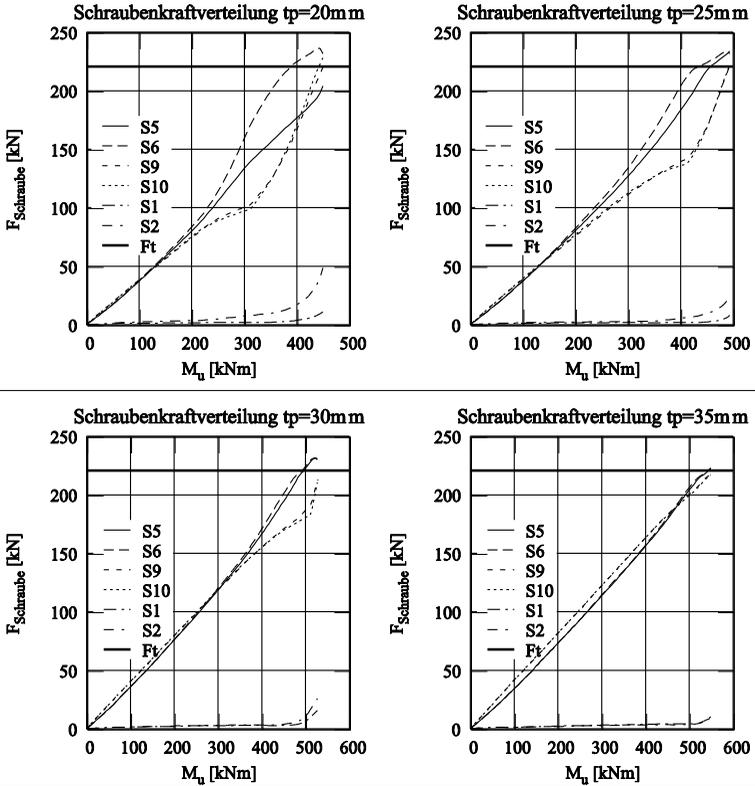
Schraubenkraftverteilung  $t_p = 10$  mm



Schraubenkraftverteilung  $t_p = 15$  mm



# Parameterstudie Ringbuchnr.: 472



# Parameterstudie Ringbuchnr.: 488

Geometriedaten: Stirnplatte - S235

Schraube: M20 - 10.9

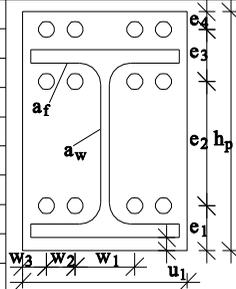
$h_p = 440$  mm    $b_p = 320$  mm    $t_p = 10 - 45$  mm

Profil: HEA360 - S235

$e_1 = 80$  mm    $e_2 = 230$  mm    $e_3 = 100$  mm    $e_4 = 30$  mm

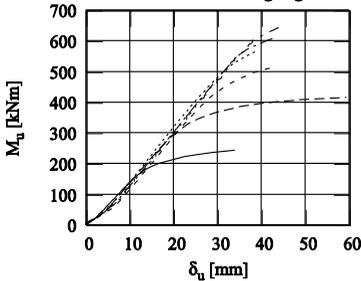
$w_1 = 90$  mm    $w_2 = 70$  mm    $w_3 = 45$  mm

$u_1 = 20$  mm    $u_2 = 70$  mm    $a_f = 11$  mm    $a_w = 5$  mm

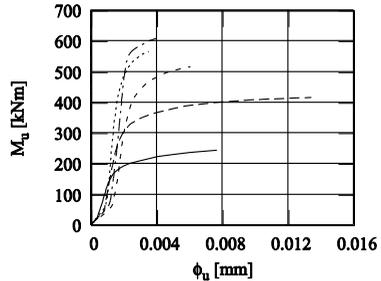


Für alle Festigkeiten werden Nennfestigkeiten angesetzt

Momenten Durchbiegungskurve



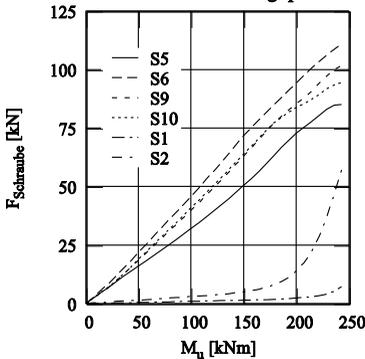
Momenten Rotationskurve



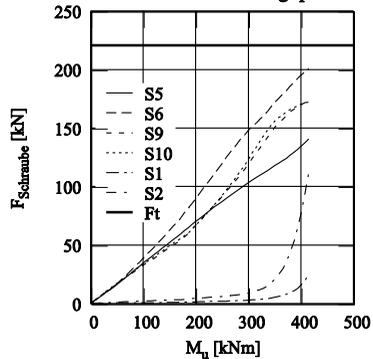
$t_p=10$ mm ———  $t_p=25$ mm .....  
 $t_p=15$ mm - - - -  $t_p=30$ mm - - - -  
 $t_p=20$ mm - - - -  $t_p=35$ mm - - - -

$t_p=10$ mm ———  $t_p=25$ mm .....  
 $t_p=15$ mm - - - -  $t_p=30$ mm - - - -  
 $t_p=20$ mm - - - -  $t_p=35$ mm - - - -

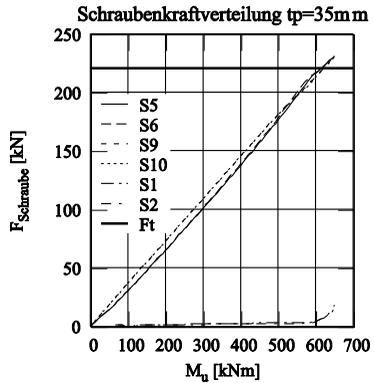
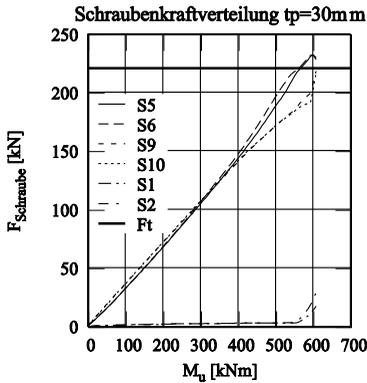
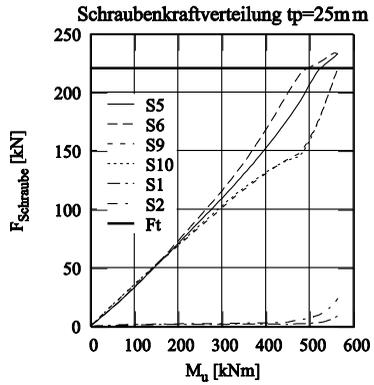
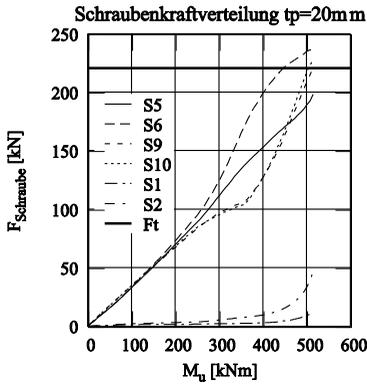
Schraubenkraftverteilung  $t_p=10$ mm



Schraubenkraftverteilung  $t_p=15$ mm



# Parameterstudie Ringbuchnr.: 488



# Parameterstudie Ringbuchnr.: 497

Geometriedaten: Stirnplatte - S235

Schraube: M24 - 10.9

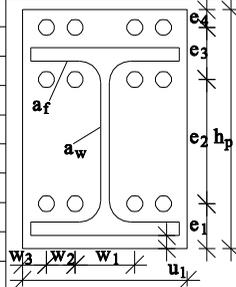
$h_p = 495 \text{ mm}$     $b_p = 320 \text{ mm}$     $t_p = 10 - 45 \text{ mm}$

Profil: HEA400 - S235

$e_1 = 90 \text{ mm}$     $e_2 = 250 \text{ mm}$     $e_3 = 120 \text{ mm}$     $e_4 = 35 \text{ mm}$

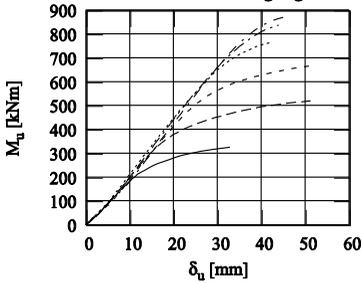
$w_1 = 120 \text{ mm}$     $w_2 = 65 \text{ mm}$     $w_3 = 35 \text{ mm}$

$u_1 = 20 \text{ mm}$     $u_2 = 70 \text{ mm}$     $a_f = 13 \text{ mm}$     $a_w = 6 \text{ mm}$



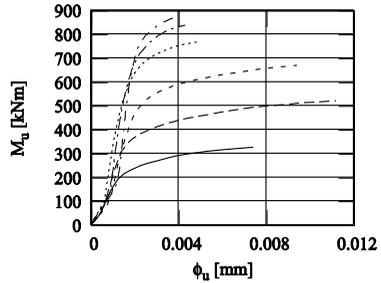
Für alle Festigkeiten werden Nennfestigkeiten angesetzt

Momente Durchbiegungskurve



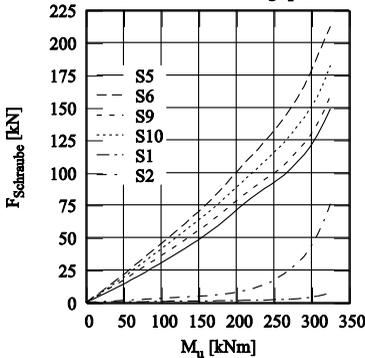
$t_p=10\text{mm}$  ———  $t_p=25\text{mm}$  .....  
 $t_p=15\text{mm}$  - - - -  $t_p=30\text{mm}$  .....  
 $t_p=20\text{mm}$  - - - -  $t_p=35\text{mm}$  - - - -

Momente Rotationskurve

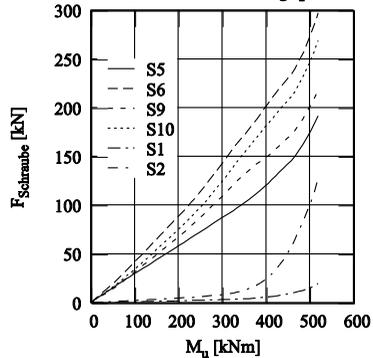


$t_p=10\text{mm}$  ———  $t_p=25\text{mm}$  .....  
 $t_p=15\text{mm}$  - - - -  $t_p=30\text{mm}$  .....  
 $t_p=20\text{mm}$  - - - -  $t_p=35\text{mm}$  - - - -

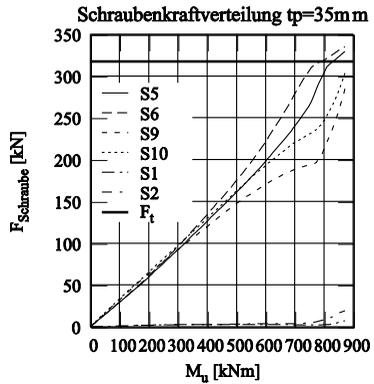
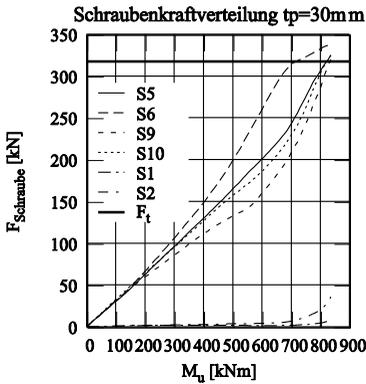
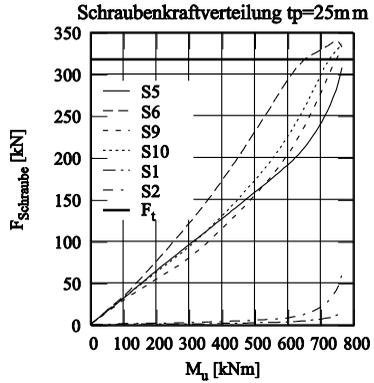
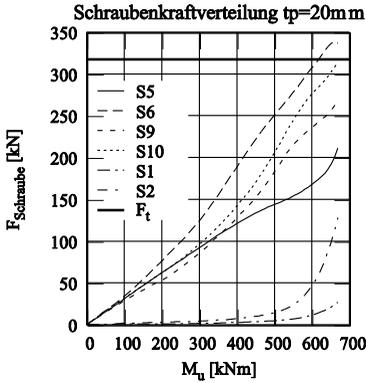
Schraubenkraftverteilung  $t_p=10\text{mm}$



Schraubenkraftverteilung  $t_p=15\text{mm}$



# Parameterstudie Ringbuchnr.: 497



# Parameterstudie Ringbuchnr.: 530

Geometriedaten: Stirnplatte - S235

Schraube: M24 - 10.9

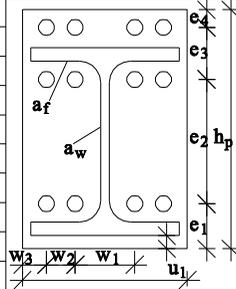
$h_p = 705 \text{ mm}$     $b_p = 320 \text{ mm}$     $t_p = 10 - 45 \text{ mm}$

Profil: HEA600 - S235

$e_1 = 105 \text{ mm}$     $e_2 = 440 \text{ mm}$     $e_3 = 125 \text{ mm}$     $e_4 = 35 \text{ mm}$

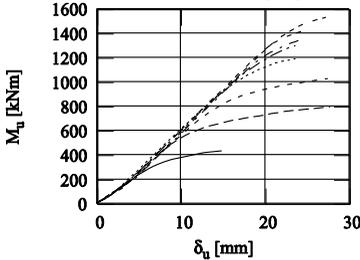
$w_1 = 120 \text{ mm}$     $w_2 = 65 \text{ mm}$     $w_3 = 35 \text{ mm}$

$u_1 = 30 \text{ mm}$     $u_2 = 85 \text{ mm}$     $a_f = 15 \text{ mm}$     $a_w = 5 \text{ mm}$



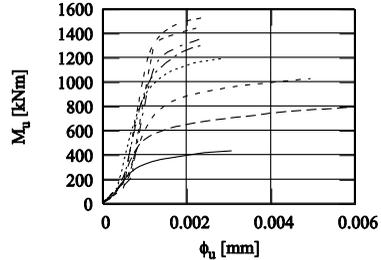
Für alle Festigkeiten werden Nennfestigkeiten angesetzt

Momenten Durchbiegungskurve



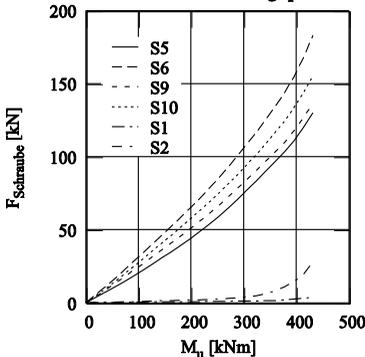
$t_p=10\text{mm}$  ———  $t_p=30\text{mm}$  - - - - -  
 $t_p=15\text{mm}$  - - - - -  $t_p=35\text{mm}$  - - - - -  
 $t_p=20\text{mm}$  - - - - -  $t_p=40\text{mm}$  - - - - -  
 $t_p=25\text{mm}$  - - - - -  $t_p=45\text{mm}$  - - - - -

Momenten Rotationskurve

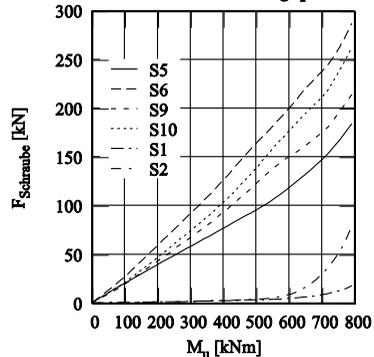


$t_p=10\text{mm}$  ———  $t_p=30\text{mm}$  - - - - -  
 $t_p=15\text{mm}$  - - - - -  $t_p=35\text{mm}$  - - - - -  
 $t_p=20\text{mm}$  - - - - -  $t_p=40\text{mm}$  - - - - -  
 $t_p=25\text{mm}$  - - - - -  $t_p=45\text{mm}$  - - - - -

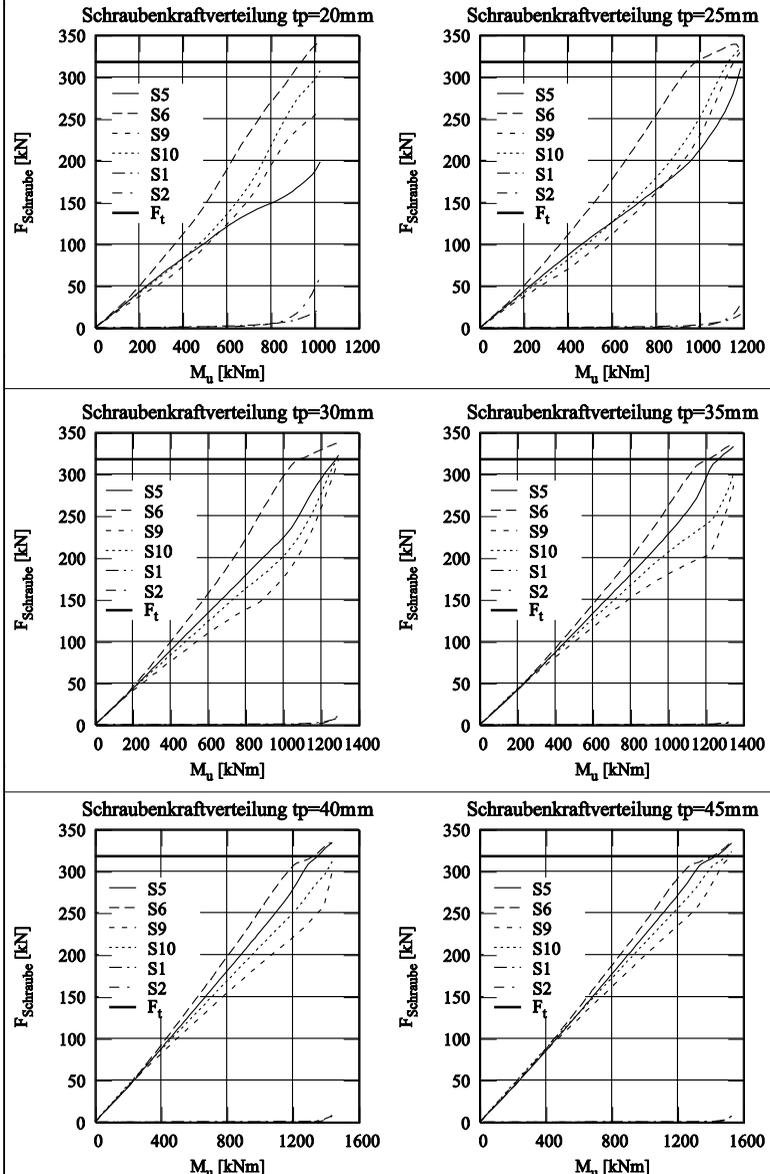
Schraubkraftverteilung  $t_p=10\text{mm}$



Schraubkraftverteilung  $t_p=15\text{mm}$



# Parameterstudie Ringbuchnr.: 530



# Parameterstudie Ringbuchnr.: 531

Geometriedaten: Stirnplatte - S235

Schraube: M27 - 10.9

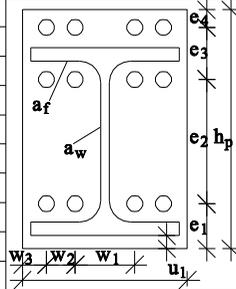
$h_p = 720 \text{ mm}$     $b_p = 370 \text{ mm}$     $t_p = 10 - 45 \text{ mm}$

Profil: HEA600 - S235

$e_1 = 115 \text{ mm}$     $e_2 = 420 \text{ mm}$     $e_3 = 145 \text{ mm}$     $e_4 = 40 \text{ mm}$

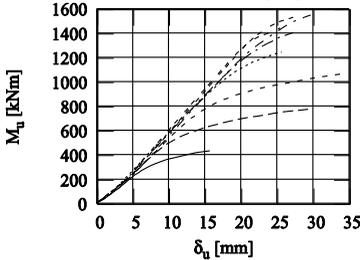
$w_1 = 140 \text{ mm}$     $w_2 = 75 \text{ mm}$     $w_3 = 40 \text{ mm}$

$u_1 = 30 \text{ mm}$     $u_2 = 100 \text{ mm}$     $a_f = 16 \text{ mm}$     $a_w = 5 \text{ mm}$



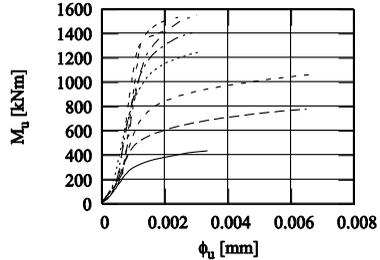
Für alle Festigkeiten werden Nennfestigkeiten angesetzt

Momenten Durchbiegungskurve



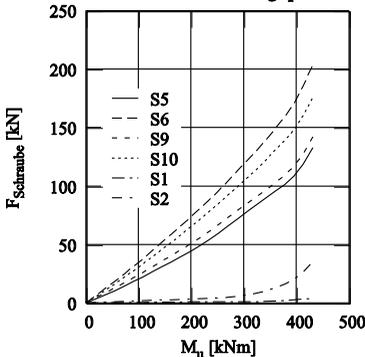
$t_p=10\text{mm}$  ———  $t_p=30\text{mm}$  - - - - -  
 $t_p=15\text{mm}$  - - - - -  $t_p=35\text{mm}$  - - - - -  
 $t_p=20\text{mm}$  - - - - -  $t_p=40\text{mm}$  - - - - -  
 $t_p=25\text{mm}$  - - - - -  $t_p=45\text{mm}$  - - - - -

Momenten Rotationskurve

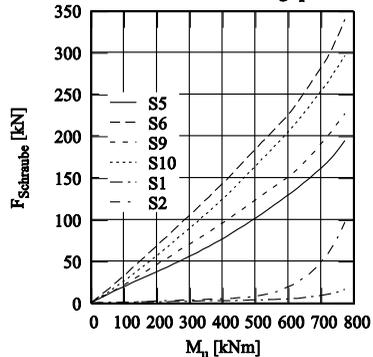


$t_p=10\text{mm}$  ———  $t_p=30\text{mm}$  - - - - -  
 $t_p=15\text{mm}$  - - - - -  $t_p=35\text{mm}$  - - - - -  
 $t_p=20\text{mm}$  - - - - -  $t_p=40\text{mm}$  - - - - -  
 $t_p=25\text{mm}$  - - - - -  $t_p=45\text{mm}$  - - - - -

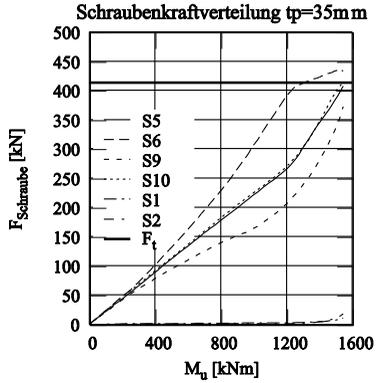
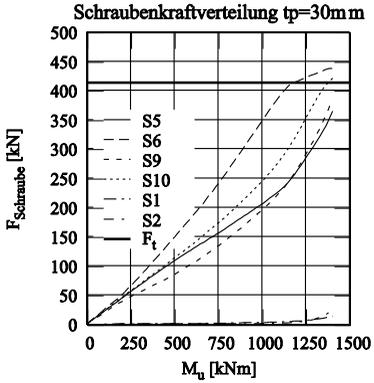
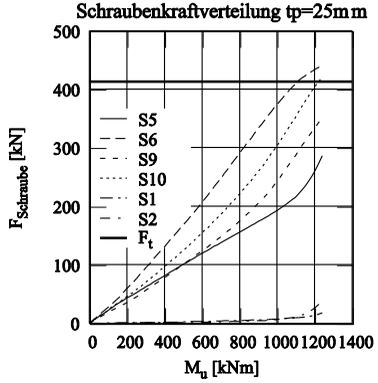
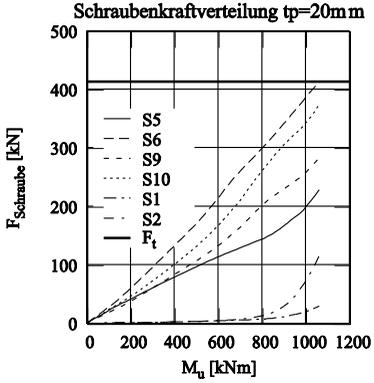
Schraubenkraftverteilung  $t_p=10\text{mm}$



Schraubenkraftverteilung  $t_p=15\text{mm}$



# Parameterstudie Ringbuchnr.: 531



# Parameterstudie Ringbuchnr.: 533

Geometriedaten: Stirnplatte - S235

Schraube: M27 - 10.9

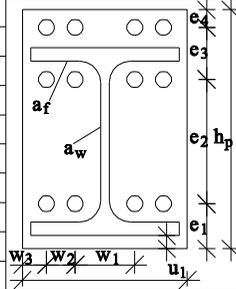
$h_p = 770$  mm    $b_p = 370$  mm    $t_p = 10 - 45$  mm

Profil: HEA650 - S235

$e_1 = 115$  mm    $e_2 = 470$  mm    $e_3 = 145$  mm    $e_4 = 40$  mm

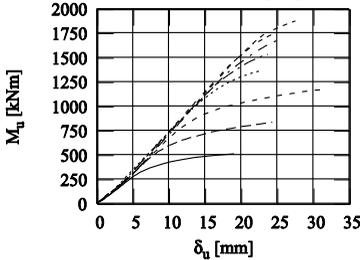
$w_1 = 140$  mm    $w_2 = 75$  mm    $w_3 = 40$  mm

$u_1 = 30$  mm    $u_2 = 100$  mm    $a_f = 16$  mm    $a_w = 5$  mm



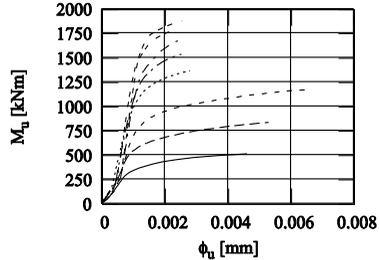
Für alle Festigkeiten werden Nennfestigkeiten angesetzt

Momenten Durchbiegungskurve



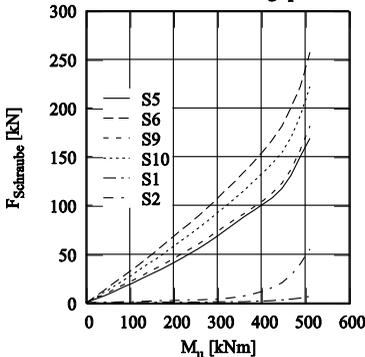
$t_p=10$ mm ———  $t_p=30$ mm - - - - -  
 $t_p=15$ mm - - - -  $t_p=35$ mm - - - - -  
 $t_p=20$ mm - - - -  $t_p=40$ mm - - - - -  
 $t_p=25$ mm - - - -  $t_p=45$ mm - - - - -

Momenten Rotationskurve

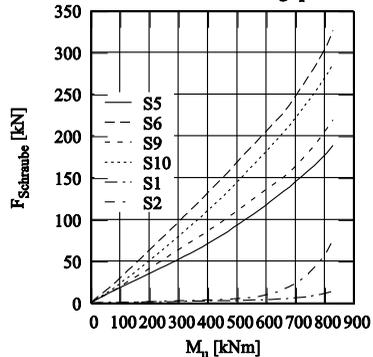


$t_p=10$ mm ———  $t_p=30$ mm - - - - -  
 $t_p=15$ mm - - - -  $t_p=35$ mm - - - - -  
 $t_p=20$ mm - - - -  $t_p=40$ mm - - - - -  
 $t_p=25$ mm - - - -  $t_p=45$ mm - - - - -

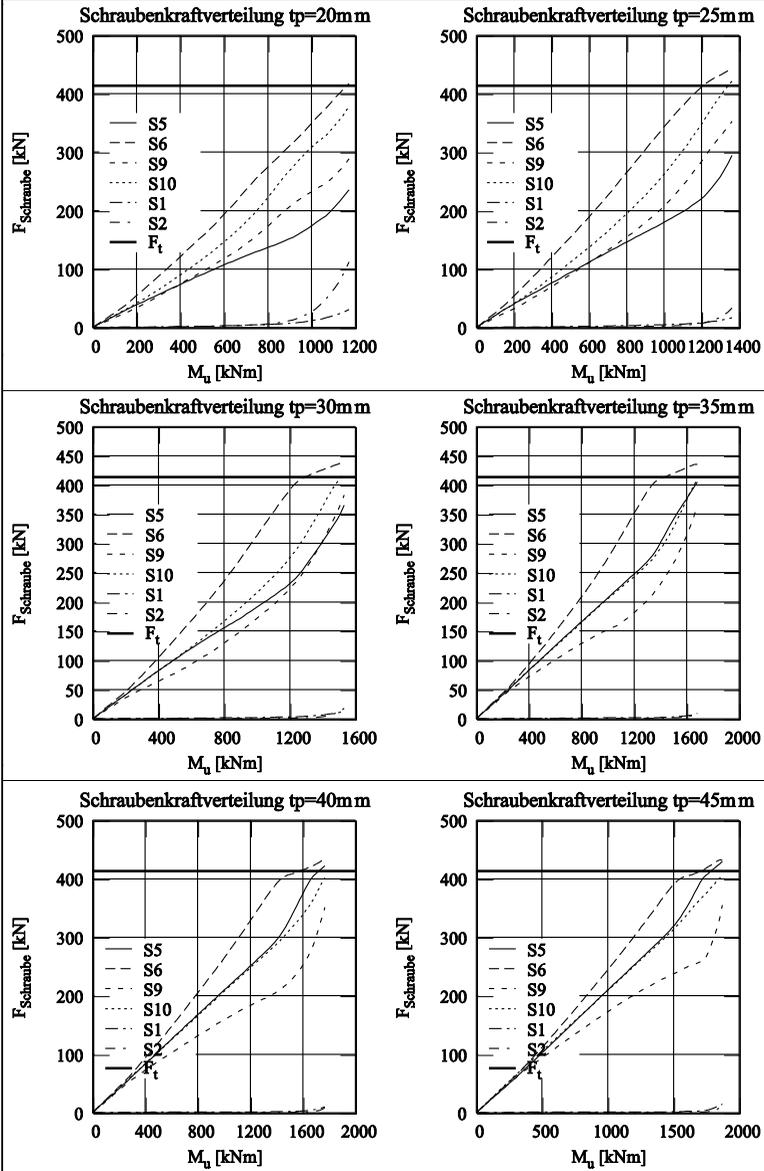
Schraubenkraftverteilung  $t_p=10$ mm



Schraubenkraftverteilung  $t_p=15$ mm



# Parameterstudie Ringbuchnr.: 533



# Parameterstudie Ringbuchnr.: 540

Geometriedaten: Stirnplatte - S235

Schraube: M30 - 10.9

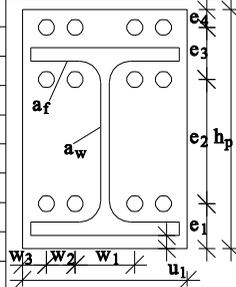
$h_p = 1025 \text{ mm}$   $b_p = 390 \text{ mm}$   $t_p = 10 - 45 \text{ mm}$

Profil: HEA900 - S235

$e_1 = 120 \text{ mm}$   $e_2 = 710 \text{ mm}$   $e_3 = 150 \text{ mm}$   $e_4 = 45 \text{ mm}$

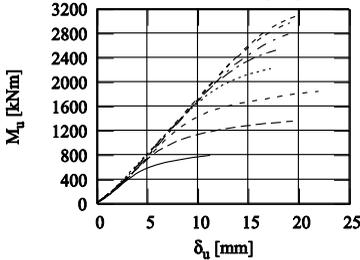
$w_1 = 140 \text{ mm}$   $w_2 = 80 \text{ mm}$   $w_3 = 45 \text{ mm}$

$u_1 = 30 \text{ mm}$   $u_2 = 105 \text{ mm}$   $a_f = 19 \text{ mm}$   $a_w = 5 \text{ mm}$



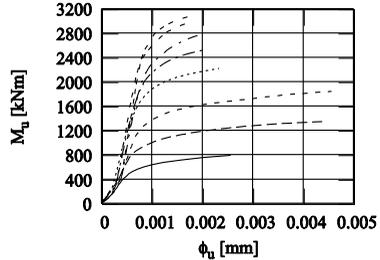
Für alle Festigkeiten werden Nennfestigkeiten angesetzt

Momenten Durchbiegungskurve



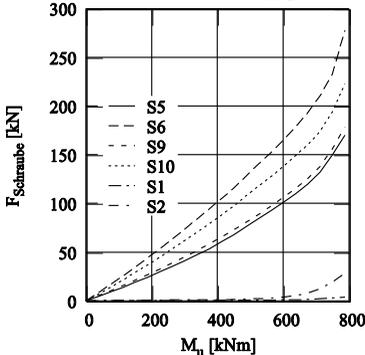
$t_p=10\text{mm}$  ———  $t_p=30\text{mm}$  - - - - -  
 $t_p=15\text{mm}$  - - - - -  $t_p=35\text{mm}$  - - - - -  
 $t_p=20\text{mm}$  - - - - -  $t_p=40\text{mm}$  - - - - -  
 $t_p=25\text{mm}$  - - - - -  $t_p=45\text{mm}$  - - - - -

Momenten Rotationskurve

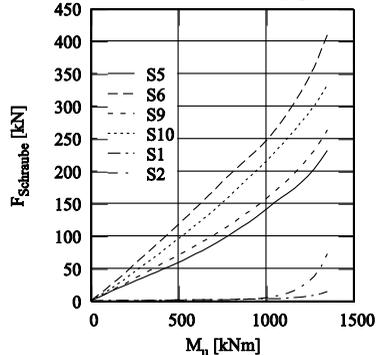


$t_p=10\text{mm}$  ———  $t_p=30\text{mm}$  - - - - -  
 $t_p=15\text{mm}$  - - - - -  $t_p=35\text{mm}$  - - - - -  
 $t_p=20\text{mm}$  - - - - -  $t_p=40\text{mm}$  - - - - -  
 $t_p=25\text{mm}$  - - - - -  $t_p=45\text{mm}$  - - - - -

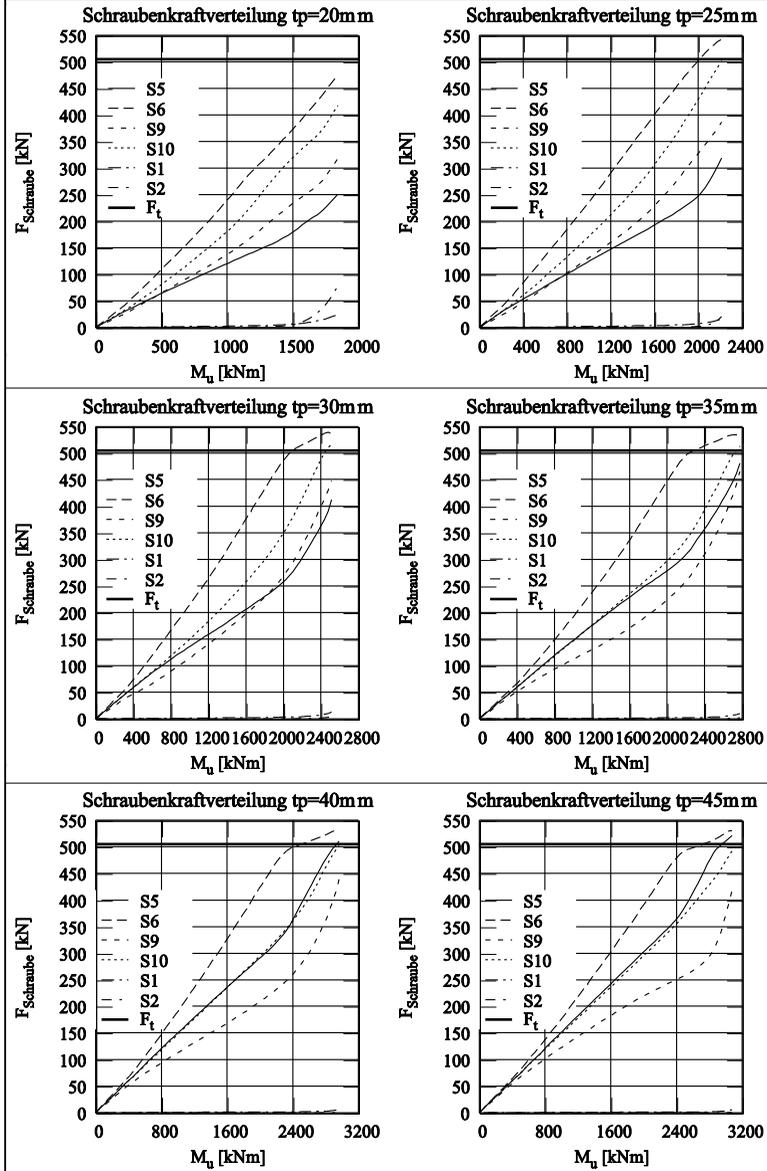
Schraubkraftverteilung  $t_p=10\text{ mm}$



Schraubkraftverteilung  $t_p=15\text{ mm}$



# Parameterstudie Ringbuchnr.: 540



# Parameterstudie Ringbuchnr.: 543

Geometriedaten: Stirnplatte - S235

Schraube: M30 - 10.9

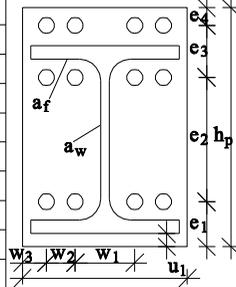
$h_p = 1125 \text{ mm}$   $b_p = 390 \text{ mm}$   $t_p = 10 - 45 \text{ mm}$

Profil: HEA1000 - S235

$e_1 = 120 \text{ mm}$   $e_2 = 810 \text{ mm}$   $e_3 = 150 \text{ mm}$   $e_4 = 45 \text{ mm}$

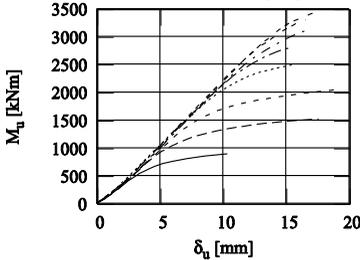
$w_1 = 140 \text{ mm}$   $w_2 = 80 \text{ mm}$   $w_3 = 45 \text{ mm}$

$u_1 = 30 \text{ mm}$   $u_2 = 105 \text{ mm}$   $a_f = 19 \text{ mm}$   $a_w = 5 \text{ mm}$



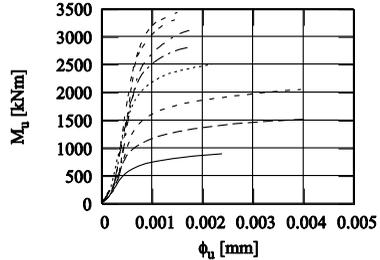
Für alle Festigkeiten werden Nennfestigkeiten angesetzt

Momenten Durchbiegungskurve



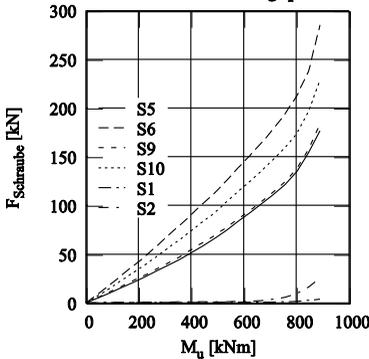
$t_p=10\text{mm}$  ———  $t_p=30\text{mm}$  - - - - -  
 $t_p=15\text{mm}$  - - - - -  $t_p=35\text{mm}$  - - - - -  
 $t_p=20\text{mm}$  - - - - -  $t_p=40\text{mm}$  - - - - -  
 $t_p=25\text{mm}$  - - - - -  $t_p=45\text{mm}$  - - - - -

Momenten Rotationskurve

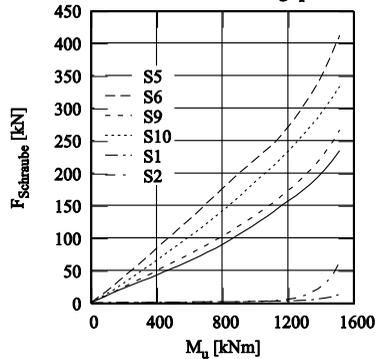


$t_p=10\text{mm}$  ———  $t_p=30\text{mm}$  - - - - -  
 $t_p=15\text{mm}$  - - - - -  $t_p=35\text{mm}$  - - - - -  
 $t_p=20\text{mm}$  - - - - -  $t_p=40\text{mm}$  - - - - -  
 $t_p=25\text{mm}$  - - - - -  $t_p=45\text{mm}$  - - - - -

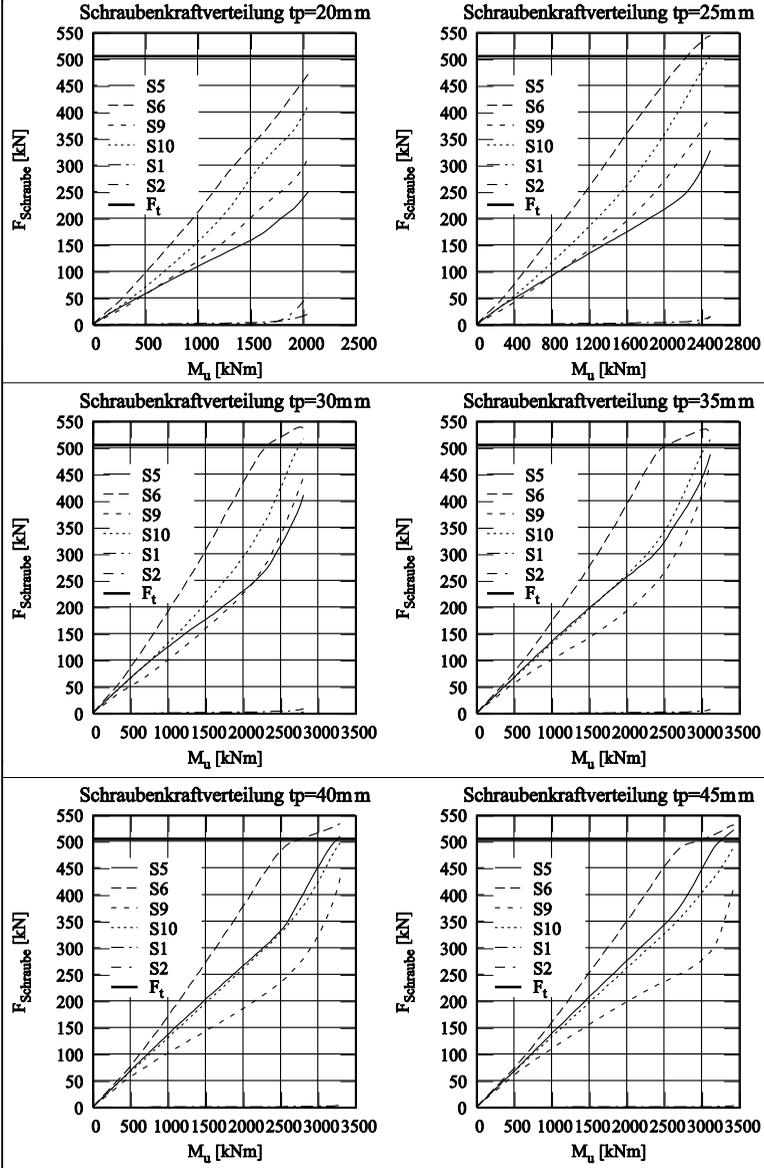
Schraubenkraftverteilung  $t_p=10\text{ mm}$



Schraubenkraftverteilung  $t_p=15\text{ mm}$



# Parameterstudie Ringbuchnr.: 543



# Parameterstudie Ringbuchnr.: 610

Geometriedaten: Stirnplatte - S235

Schraube: M20 - 10.9

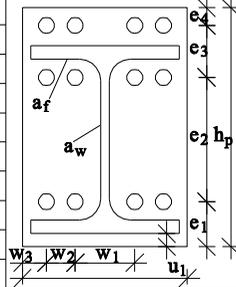
$h_p = 390$  mm    $b_p = 320$  mm    $t_p = 10 - 45$  mm

Profil: HEB300 - S235

$e_1 = 80$  mm    $e_2 = 180$  mm    $e_3 = 100$  mm    $e_4 = 30$  mm

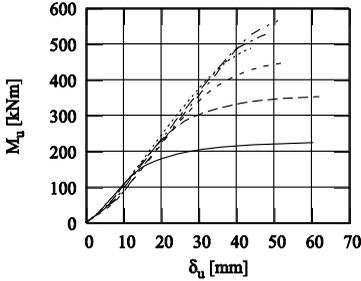
$w_1 = 100$  mm    $w_2 = 65$  mm    $w_3 = 45$  mm

$u_1 = 20$  mm    $u_2 = 70$  mm    $a_f = 11$  mm    $a_w = 6$  mm

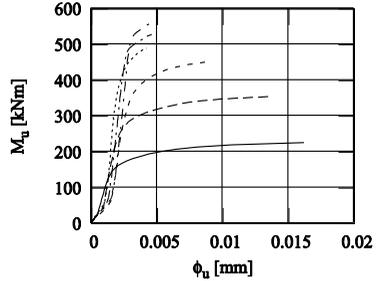


Für alle Festigkeiten werden Nennfestigkeiten angesetzt

Momenten Durchbiegungskurve



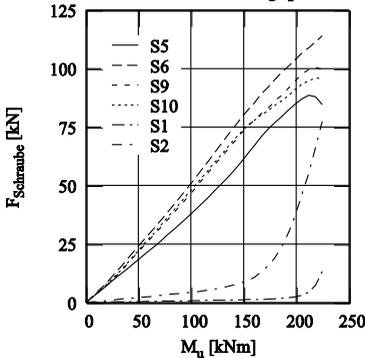
Momenten Rotationskurve



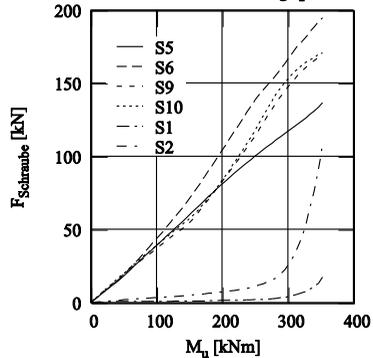
$t_p = 10$ mm ———  $t_p = 25$ mm .....  
 $t_p = 15$ mm - - -  $t_p = 30$ mm - - -  
 $t_p = 20$ mm - - -  $t_p = 35$ mm - - -

$t_p = 10$ mm ———  $t_p = 25$ mm .....  
 $t_p = 15$ mm - - -  $t_p = 30$ mm - - -  
 $t_p = 20$ mm - - -  $t_p = 35$ mm - - -

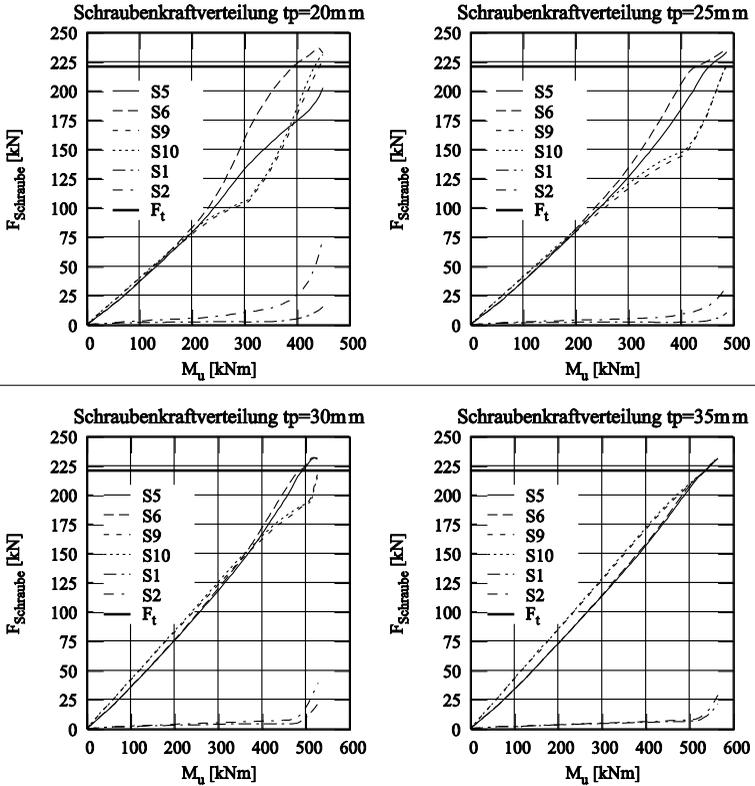
Schraubenkraftverteilung  $t_p = 10$ mm



Schraubenkraftverteilung  $t_p = 15$ mm



# Parameterstudie Ringbuchnr.: 610



# Parameterstudie Ringbuchnr.: 611

Geometriedaten: Stirnplatte - S235

Schraube: M24 - 10.9

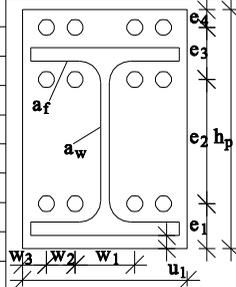
$h_p = 405 \text{ mm}$     $b_p = 320 \text{ mm}$     $t_p = 10 - 45 \text{ mm}$

Profil: HEB300 - S235

$e_1 = 90 \text{ mm}$     $e_2 = 160 \text{ mm}$     $e_3 = 120 \text{ mm}$     $e_4 = 35 \text{ mm}$

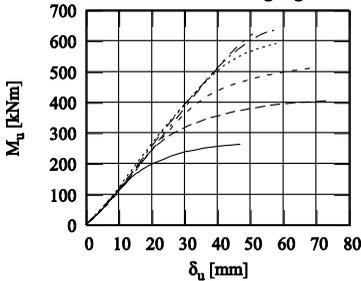
$w_1 = 120 \text{ mm}$     $w_2 = 65 \text{ mm}$     $w_3 = 35 \text{ mm}$

$u_1 = 20 \text{ mm}$     $u_2 = 70 \text{ mm}$     $a_f = 13 \text{ mm}$     $a_w = 6 \text{ mm}$

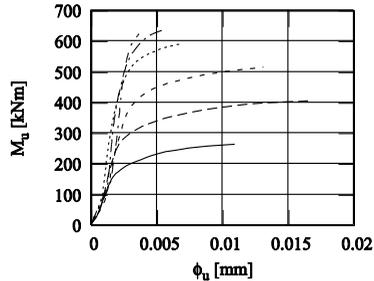


Für alle Festigkeiten werden Nennfestigkeiten angesetzt

Momenten Durchbiegungskurve



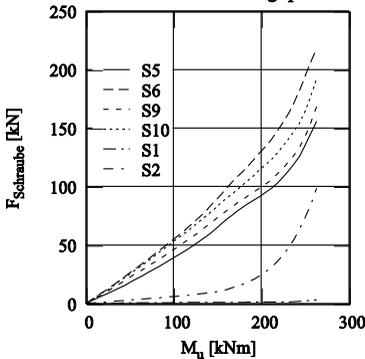
Momenten Rotationskurve



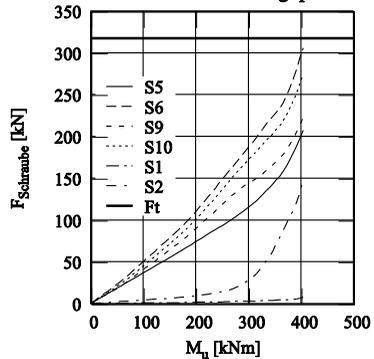
$t_p = 10 \text{ mm}$  ———  $t_p = 25 \text{ mm}$  .....  
 $t_p = 15 \text{ mm}$  - - -  $t_p = 30 \text{ mm}$  - - -  
 $t_p = 20 \text{ mm}$  - - -  $t_p = 35 \text{ mm}$  - - -

$t_p = 10 \text{ mm}$  ———  $t_p = 25 \text{ mm}$  .....  
 $t_p = 15 \text{ mm}$  - - -  $t_p = 30 \text{ mm}$  - - -  
 $t_p = 20 \text{ mm}$  - - -  $t_p = 35 \text{ mm}$  - - -

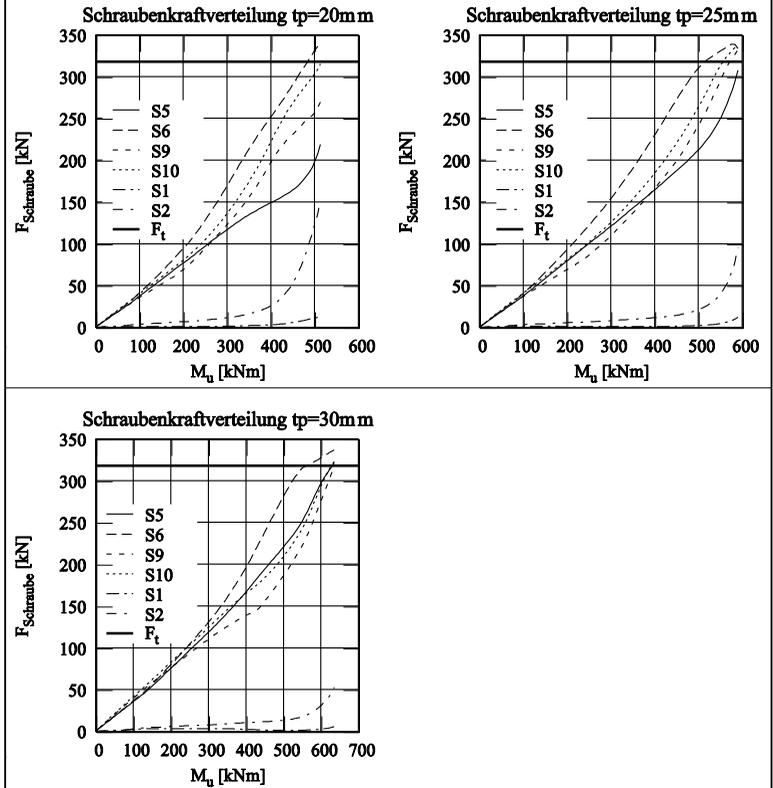
Schraubenkraftverteilung  $t_p = 10 \text{ mm}$



Schraubenkraftverteilung  $t_p = 15 \text{ mm}$



# Parameterstudie Ringbuchnr.: 611



# Parameterstudie Ringbuchnr.: 679

Geometriedaten: Stirnplatte - S235

Schraube: M27 - 10.9

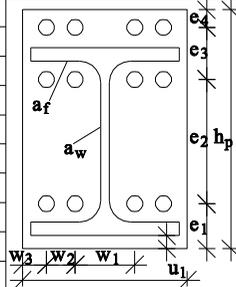
$h_p = 730 \text{ mm}$     $b_p = 370 \text{ mm}$     $t_p = 10 - 45 \text{ mm}$

Profil: HEB600 - S235

$e_1 = 120 \text{ mm}$     $e_2 = 420 \text{ mm}$     $e_3 = 150 \text{ mm}$     $e_4 = 40 \text{ mm}$

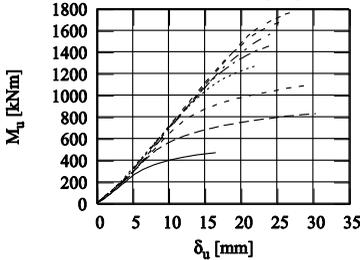
$w_1 = 140 \text{ mm}$     $w_2 = 75 \text{ mm}$     $w_3 = 40 \text{ mm}$

$u_1 = 30 \text{ mm}$     $u_2 = 100 \text{ mm}$     $a_f = 17 \text{ mm}$     $a_w = 6 \text{ mm}$



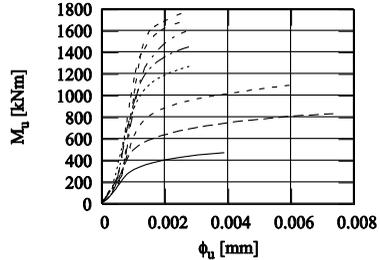
Für alle Festigkeiten werden Nennfestigkeiten angesetzt

Momenten Durchbiegungskurve



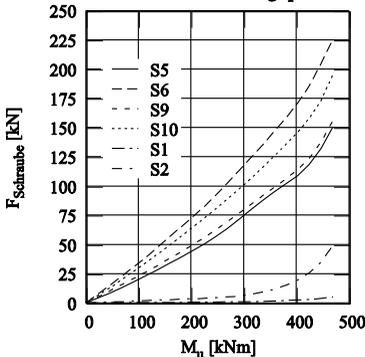
$t_p=10\text{mm}$  ———  $t_p=30\text{mm}$  - - - - -  
 $t_p=15\text{mm}$  - - - - -  $t_p=35\text{mm}$  - - - - -  
 $t_p=20\text{mm}$  - - - - -  $t_p=40\text{mm}$  - - - - -  
 $t_p=25\text{mm}$  - - - - -  $t_p=45\text{mm}$  - - - - -

Momenten Rotationskurve

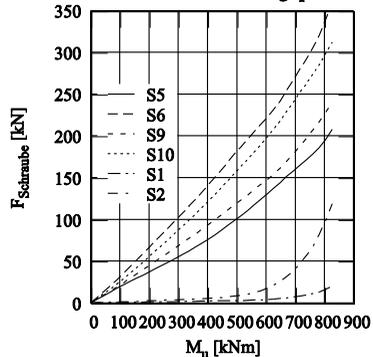


$t_p=10\text{mm}$  ———  $t_p=30\text{mm}$  - - - - -  
 $t_p=15\text{mm}$  - - - - -  $t_p=35\text{mm}$  - - - - -  
 $t_p=20\text{mm}$  - - - - -  $t_p=40\text{mm}$  - - - - -  
 $t_p=25\text{mm}$  - - - - -  $t_p=45\text{mm}$  - - - - -

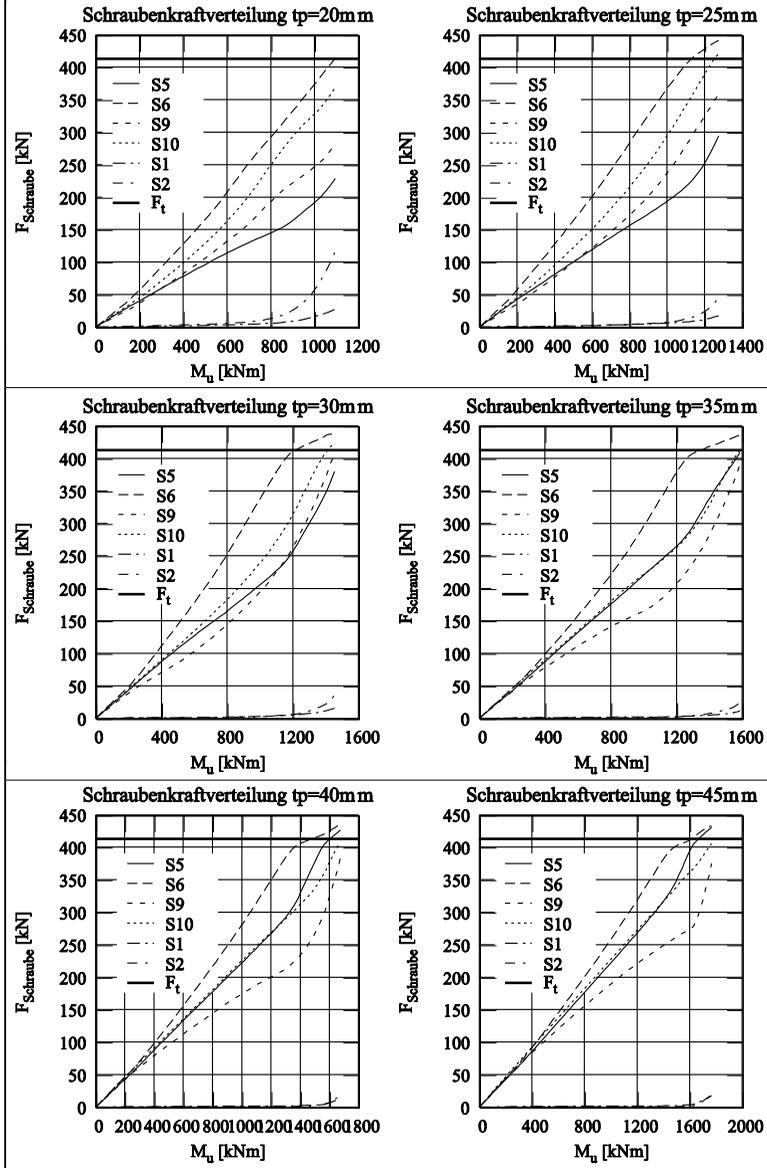
Schraubenkraftverteilung  $t_p=10\text{mm}$



Schraubenkraftverteilung  $t_p=15\text{mm}$



# Parameterstudie Ringbuchnr.: 679



# Parameterstudie Ringbuchnr.: 694

Geometriedaten: Stirnplatte - S235

Schraube: M30 - 10.9

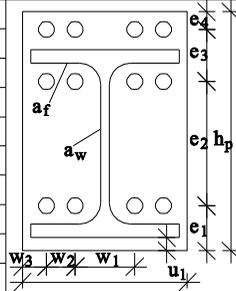
$h_p = 1135 \text{ mm}$   $b_p = 390 \text{ mm}$   $t_p = 10 - 45 \text{ mm}$

Profil: HEB1000 - S235

$e_1 = 125 \text{ mm}$   $e_2 = 810 \text{ mm}$   $e_3 = 155 \text{ mm}$   $e_4 = 45 \text{ mm}$

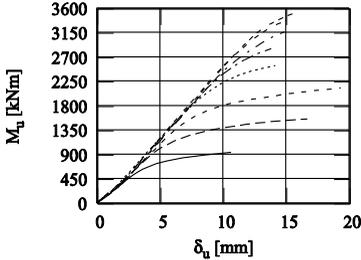
$w_1 = 140 \text{ mm}$   $w_2 = 80 \text{ mm}$   $w_3 = 45 \text{ mm}$

$u_1 = 30 \text{ mm}$   $u_2 = 105 \text{ mm}$   $a_f = 20 \text{ mm}$   $a_w = 7 \text{ mm}$



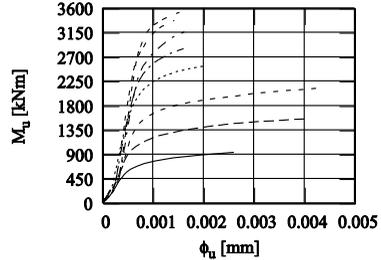
Für alle Festigkeiten werden Nennfestigkeiten angesetzt

Momenten Durchbiegungskurve



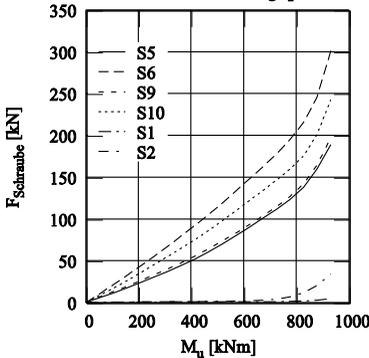
$t_p=10\text{mm}$  ———  $t_p=30\text{mm}$  - - - - -  
 $t_p=15\text{mm}$  - - - -  $t_p=35\text{mm}$  - - - - -  
 $t_p=20\text{mm}$  - - - -  $t_p=40\text{mm}$  - - - - -  
 $t_p=25\text{mm}$  - - - -  $t_p=45\text{mm}$  - - - - -

Momenten Rotationskurve

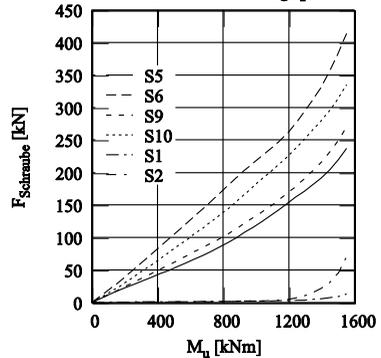


$t_p=10\text{mm}$  ———  $t_p=30\text{mm}$  - - - - -  
 $t_p=15\text{mm}$  - - - -  $t_p=35\text{mm}$  - - - - -  
 $t_p=20\text{mm}$  - - - -  $t_p=40\text{mm}$  - - - - -  
 $t_p=25\text{mm}$  - - - -  $t_p=45\text{mm}$  - - - - -

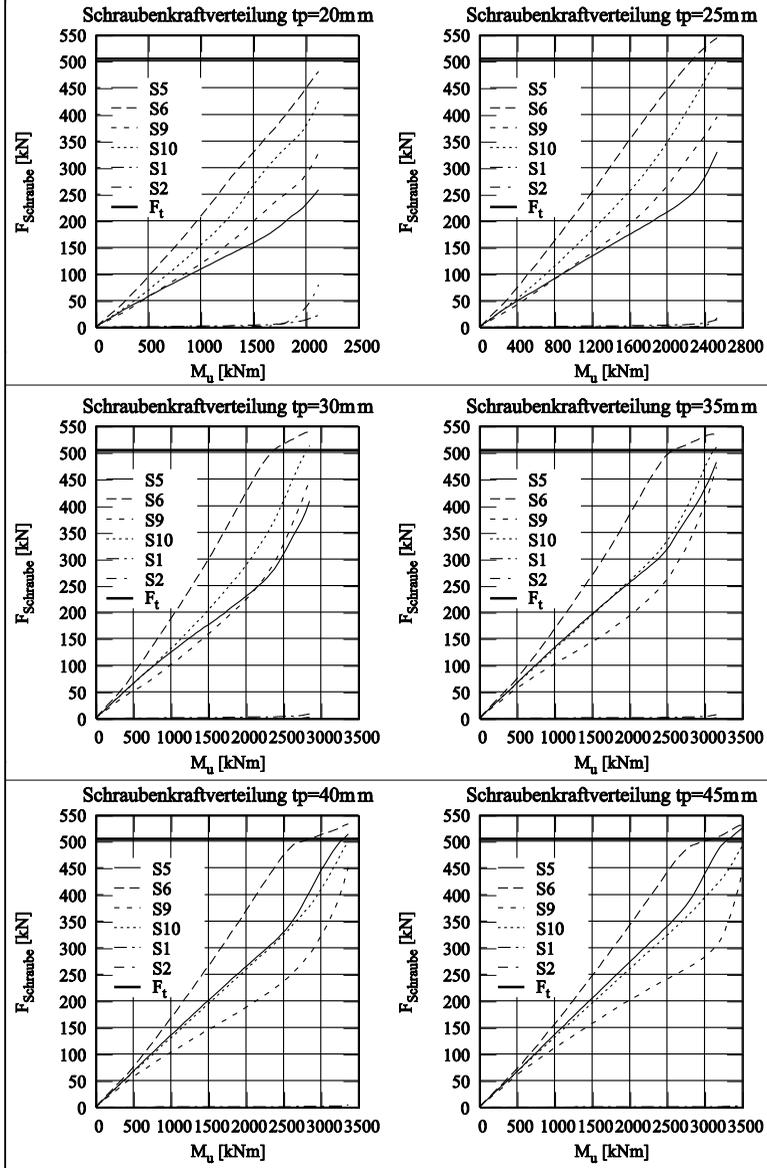
Schraubenkraftverteilung  $t_p=10\text{mm}$



Schraubenkraftverteilung  $t_p=15\text{mm}$



# Parameterstudie Ringbuchnr.: 694



## Beispielrechnung

Nachfolgend wird anhand eines Berechnungsbeispiels der in dieser Arbeit hergeleitete Bemessungsvorschlag zusammenfassend dargestellt. Die Berechnung erfolgt anhand eines überstehenden Stirnplattenanschlusses als Trägerstoß (Ringbuchnr. 497) mit einer Stirnplattendicke von  $t_p=20\text{mm}$ . Hierdurch können alle erforderlichen Berechnungsschritte dargestellt und erläutert werden.

<b>Parameterstudie Ringbuchnr.: 497</b>		
<b>Geometriedaten: Stirnplatte - S235</b>	<b>Schraube: M24 - 10.9</b>	
<b><math>h_p=495\text{ mm}</math>   <math>b_p=320\text{ mm}</math>   <math>t_p=10 - 45\text{ mm}</math></b>	<b>Profil: HEA400 - S235</b>	
<b><math>e_1=90\text{ mm}</math>   <math>e_2=250\text{ mm}</math>   <math>e_3=120\text{ mm}</math>   <math>e_4=35\text{ mm}</math></b>		
<b><math>w_1=120\text{ mm}</math>   <math>w_2=65\text{ mm}</math>   <math>w_3=35\text{ mm}</math></b>		
<b><math>u_1=20\text{ mm}</math>   <math>u_2=70\text{ mm}</math>   <math>a_f=13\text{ mm}</math>   <math>a_w=6\text{ mm}</math></b>		
<b>Für alle Festigkeiten werden Nennfestigkeiten angesetzt</b>		

Die benötigten Parameter zur Beispielberechnung werden tabellarisch kurz zusammengestellt.

$m_x =$	35,3 mm	$e =$	35 mm	$w_1 =$	120 mm	$w_2 =$	65 mm
$w_3 =$	35 mm	$m_{p,d} =$	=23500Nmm/mm	$d_i =$	26 mm	$s_d =$	41 mm
$e_d =$	45,2 mm	$b_b =$	300 mm	$t_{fb} =$	19 mm	$m =$	47,71 mm
$m_s =$	36,29 mm	$n_s =$	45,37 mm	$t_{wb} =$	11 mm		

## Grenztragfähigkeit der Schraubenreihe im Stirnplattenüberstand

Als lokale Versagensarten sind für den Trägerstoß die Stirnplatte auf Biegung, die Schrauben auf Zug und der Trägersteg bzw. Flansch auf Zug zu untersuchen.

Zunächst werden die zur Anschlussbemessung benötigten effektiven Fließlinienlängen gemäß Tabelle 4.2 ermittelt.

		$\ell_{\text{eff,k}} \text{ [mm]}$
1		$2 \cdot \pi \cdot m_x + 2 \cdot w_2 = 2 \cdot \pi \cdot 35,3 + 2 \cdot 65 = 351,75$
2		$\pi \cdot m_x + 2 \cdot (w_2 + w_1 \cdot 0,5) = \pi \cdot 35,3 + 2 \cdot (65 + 120 \cdot 0,5) = 310,87$
3		$\pi \cdot m_x + 2 \cdot (w_2 + w_3) = \pi \cdot 35,3 + 2 \cdot (65 + 35) = 360,87$
4		$0,5 \cdot \pi \cdot m_x + w_2 + w_3 + e = 0,5 \cdot \pi \cdot 35,3 + 65 + 35 + 35 = 190,44$
5		$0,5 \cdot \pi \cdot m_x + w_2 + w_1 \cdot 0,5 + e = 0,5 \cdot \pi \cdot 35,3 + 65 + 120 \cdot 0,5 + 35 = 215,44$
6		$\pi \cdot m_x + w_2 + 2 \cdot e = \pi \cdot 35,3 + 65 + 2 \cdot 35 = 245,87$

		$\ell_{\text{eff,m1}} \text{ [mm]}$
1		$4 \cdot m_x + 1,25 \cdot e + w_2 = 4 \cdot 35,3 + 1,25 \cdot 35 + 65 = 249,92$
2		$2 \cdot m_x + 0,625 \cdot e + w_2 + 0,5 \cdot w_1 = 2 \cdot 35,3 + 0,625 \cdot 35 + 65 + 0,5 \cdot 120 = 217,46$
3		$2 \cdot m_x + 0,625 \cdot e + w_2 + w_3 = 2 \cdot 35,3 + 0,625 \cdot 35 + 65 + 35 = 192,46$
4		$b_p/2 < b_p/2 + \sqrt{2} \cdot 0,8 \cdot a_f \Rightarrow 160 < 30/2 + \sqrt{2} \cdot 0,8 \cdot 13 = 164,71$

Für die Bemessung der Stirnplatte auf Biegung wird das alternative Bemessungsverfahren gemäß Abschnitt 4.2 (Gleichung 4.39) für das reine Flanschfließen angewendet. Die zum kombinierten Versagen zugehörige Grenztragfähigkeit wird gemäß Abschnitt 4.4 mit Gleichung 4.43 ermittelt. Das Schraubenversagen wird gemäß Abschnitt 4.3 (Gleichung 4.42) untersucht.

**Versagensart – reines Flanschfließen (Mode1-Alternative Methode):**

$$F_{t,i,Alt,Rd} = \frac{M_{p\ell,d} \cdot \left( 4 - \frac{1}{n} \cdot \left( \frac{d_\ell}{4} + \frac{s_d + e_d}{8} \right) \right)}{m_x - \frac{(m_x + n) \cdot \left( \frac{d_\ell}{4} + \frac{s_d + e_d}{8} \right)}{2 \cdot n}}$$

$$F_{t,i,Alt,Rd} = \frac{23500 \cdot 160 \cdot \left( 4 - \frac{1}{35} \cdot \left( \frac{26}{4} + \frac{41 + 45,2}{8} \right) \right)}{35,3 - \frac{(35,3 + 35) \cdot \left( \frac{26}{4} + \frac{41 + 45,2}{8} \right)}{2 \cdot 35}} \cdot \frac{1}{1000} = 734,70 \text{ kN}$$

**Versagensart – kombiniertes Versagen (Mode2):**

$$F_{t,i,Rd}^* = \frac{2 \cdot m_{pl,Platte,d} \cdot \ell_{eff,2} + 4 \cdot F_{t,Rd} \cdot e}{m_x + e}$$

$$F_{t,i,Rd}^* = \frac{2 \cdot 23500 \cdot 160 + 4 \cdot 0,9 \cdot 1000 \cdot 353 / 1,25 \cdot 35}{35,3 + 35} \cdot \frac{1}{1000} = 613,19 \text{ kN}$$

mit  $e < 1,25 \cdot m_x$

**Versagensart – Schraubenversagen (Mode3):**

$$F_{t,i,Rd} = 4 \cdot F_{t,Rd} = 4 \cdot 0,9 \cdot 1000 \cdot 353 / 1,25 \cdot \frac{1}{1000} = 1016,64 \text{ kN}$$

Daraus ergibt sich für die Stirnplatte auf Biegung eine maximale Beanspruchbarkeit von

$$F_{t,1,Rd} = 613,19 \text{ kN (kombinierte Versagensform)}$$

Die maximale durch den Flansch in die Stirnplatte eingeleitete Zugkraft kann wie folgt ermittelt werden.

### Grenztragfähigkeit der Schraubenreihe im Stirnplattenüberstand

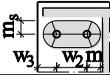
---

$$F_{t,i,Rd} = \frac{b_b \cdot t_b \cdot f_y}{\gamma_{M0}} = \frac{300 \cdot 19 \cdot 355}{1,0} \cdot \frac{1}{1000} = 2023,5 \text{ kN}$$

Da diese Komponente die Beanspruchbarkeit der Stirnplatte deutlich übersteigt, ist für die 1. im Stirnplattenüberstand liegende Schraubenreihe die Komponente Stirnplatte auf Biegung maßgebend.

## Grenztragfähigkeit der zweiten Schraubenreihe

Analog zum Stirnplattenüberstand werden auch hier zunächst die benötigten effektiven Fließlinienlängen ermittelt.

		$l_{\text{eff},k}$
1		$2 \cdot \pi \cdot m + 2 \cdot w_2 = 2 \cdot \pi \cdot 47,71 + 2 \cdot 65 = 429,78 \text{ mm}$
2		$\pi \cdot m + 2 \cdot (w_2 + w_3) = \pi \cdot 47,71 + 2 \cdot (65 + 35) = 375,31 \text{ mm}$

		$l_{\text{eff},m1}$
1		vgl. Gl. 4.27 = 362,47 mm mit $\sin(\beta) = 0,96$ , $\cos(\alpha) = 0,54$ und $\sin(\gamma) = 0,80$

Für das reine Flanschfließen wird die gleiche Bemessungsfunktion wie für die Schraubenreihe im Stirnplattenüberstand angewendet. Für das kombinierte Versagen in Flanschrichtung wird Gleichung 4.44 und in Stegrichtung Gleichung 4.45 verwendet. Das Schraubenversagen wird analog zum Abschnitt 4.3 untersucht.

Die Berechnung der einzelnen Versagenszustände der Stirnplatte wird gemäß Abschnitt 4 in Flansch und Stegrichtung gewichtet untersucht. Hierzu sind die Gewichtungsfaktoren zu ermitteln.

$$K_1 = 210000 \cdot 20^3 / (12 \cdot 36,29^3) = 2928,79 \text{ N/mm}^2$$

$$K_2 = 210000 \cdot 20^3 / (12 \cdot 36,29^3) = 2928,79 \text{ N/mm}^2$$

$$K_3 = 210000 \cdot 20^3 / (12 \cdot (65 + 47,71)^3) = 97,77 \text{ N/mm}^2$$

$$K_4 = 210000 \cdot 20^3 / (12 \cdot 47,71^3) = 1289,0 \text{ N/mm}^2$$

$$\Rightarrow \delta_F = 2 \cdot 2928,79 / (2 \cdot 2928,79 + 97,77 + 1289) = 0,81$$

$$\Rightarrow \delta_s = (97,77 + 1289) / (2 \cdot 2928,79 + 97,77 + 1289) = 0,19$$

Für das kombinierte Versagen ist es notwendig, die dem Flansch zugeordnete Fließlinienlänge auf den inneren und den äußeren Bereich zu verteilen.

## Grenztragfähigkeit der zweiten Schraubenreihe

---

Die hierzu benötigten Parameter können wie folgt ermittelt werden.

$$\rho_{Fi} = \frac{\frac{w_1}{2} + \frac{w_2}{2}}{\frac{b_b}{2}} = \frac{\frac{120}{2} + \frac{65}{2}}{\frac{300}{2}} = 0,617$$

$$\rho_{Fa} = (1 - \rho_{Fi}) = 0,383$$

**Versagensart – reines Flanschfließen (Mode1-Alternative Methode)**  
**Flanschrichtung:**

$$F_{t,i,F,Alt,Rd} = \frac{M_{p\ell,d} \cdot \left( 4 - \frac{1}{n_s} \cdot \left( \frac{d_\ell}{4} + \frac{s_d + e_d}{8} \right) \right)}{m_s - \frac{(m_s + n_s) \cdot \left( \frac{d_\ell}{4} + \frac{s_d + e_d}{8} \right)}{2 \cdot n_s}}$$
$$F_{t,i,F,Alt,Rd} = \frac{23500 \cdot 362,47 \cdot 0,81 \cdot \left( 4 - \frac{1}{45,37} \cdot \left( \frac{26}{4} + \frac{41 + 45,2}{8} \right) \right)}{36,29 - \frac{(36,29 + 45,37) \cdot \left( \frac{26}{4} + \frac{41 + 45,2}{8} \right)}{2 \cdot 45,37}} \cdot \frac{1}{1000}$$
$$= 1203,8 \text{ kN}$$

**Versagensart – reines Flanschfließen (Mode1-Alternative Methode)**  
**Stegrichtung:**

$$F_{t,i,S,Alt,Rd} = \frac{M_{p\ell,d} \cdot \left( 4 - \frac{1}{n} \cdot \left( \frac{d_\ell}{4} + \frac{s_d + e_d}{8} \right) \right)}{m - \frac{(m+n) \cdot \left( \frac{d_\ell}{4} + \frac{s_d + e_d}{8} \right)}{2 \cdot n}}$$

$$F_{t,i,S,Alt,Rd} = \frac{23500 \cdot 362,47 \cdot 0,19 \cdot \left( 4 - \frac{1}{1,25 \cdot 47,71} \cdot \left( \frac{26}{4} + \frac{41 + 45,2}{8} \right) \right)}{47,71 - \frac{(47,71 + 1,25 \cdot 47,71) \cdot \left( \frac{26}{4} + \frac{41 + 45,2}{8} \right)}{2 \cdot 1,25 \cdot 47,71}} \cdot \frac{1}{1000}$$

$$= 186,7 \text{ kN}$$

**Versagensart – kombiniertes Versagen (Mode2)**

**Flanschrichtung:**

$$F_{t,i,Fa,Rd} = \frac{2 \cdot m_{pl,Platte,d} \cdot \ell_{eff,2,Fa} + 2 \cdot F_{t,Rd} \cdot n_s}{m_s + n_s}$$

$$F_{t,i,Rd}^* = \frac{2 \cdot 23500 \cdot 362,47 \cdot 0,81 \cdot 0,383 + 2 \cdot 0,9 \cdot 1000 \cdot 353 / 1,25 \cdot 45,37}{36,29 + 45,37} \cdot \frac{1}{1000}$$

$$= 347,14 \text{ kN}$$

**Versagensart – kombiniertes Versagen (Mode2)**

**Stegrichtung:**

$$F_{t,i,Fa,Rd} = \frac{2 \cdot m_{pl,Platte,d} \cdot (\ell_{eff,2,Fa} + \ell_{eff,2,S}) + 2 \cdot F_{t,Rd} \cdot 1,25 \cdot m}{m + 1,25 \cdot m}$$

$$F_{t,i,Rd}^* = \frac{2 \cdot 23500 \cdot (362,47 \cdot 0,81 \cdot 0,617 + 362,47 \cdot 0,19) + 2 \cdot 0,9 \cdot 1000 \cdot 353 / 1,25 \cdot 1,25 \cdot 47,71}{47,71 + 1,25 \cdot 47,71} \cdot \frac{1}{1000}$$

$$= 401,54 \text{ kN}$$

## Grenztragfähigkeit der zweiten Schraubenreihe

---

### Versagensart – Schraubenversagen (Mode3):

$$F_{t,i,Rd} = 4 \cdot F_{t,Rd} = 4 \cdot 0,9 \cdot 1000 \cdot 353 / 1,25 \cdot \frac{1}{1000} = 1016,64 \text{ kN}$$

Die maximale Beanspruchbarkeit der Komponente Stirnplatte auf Biegung der 2. innerhalb des Trägerprofils liegenden Schraubenreihe wird aus dem Minimum der oben ermittelten Grenztragfähigkeiten bestimmt. Hierzu werden die Summen der oben betrachteten Versagensformen gebildet.

$$F_{t,2,Rd} = 1203,8 + 186,7 = 1309,5 \text{ kN}$$

$$F_{t,2,Rd} = 347,14 + 401,54 = 748,68 \text{ kN maßgebend !}$$

$$F_{t,2,Rd} = 347,14 + 401,54 = 1016,64 \text{ kN}$$

$$F_{t,2,Rd} = 270,96 + 2023,5 = 2294,46 \text{ kN}$$

Die maximale Zugbeanspruchung die durch den Steg aufgenommen werden kann ergibt sich unter Berücksichtigung der Gewichtung wie folgt.

$$F_{t,i,Rd} = \frac{\rho_s \cdot \ell_{\text{eff},m1} \cdot t_{wb} \cdot f_y}{\gamma_{M0}} = \frac{0,19 \cdot 362,47 \cdot 11 \cdot 355}{1,0} \cdot \frac{1}{1000} = 270,96 \text{ kN}$$

Die maximale Zugbeanspruchbarkeit, die aus dem Trägerprofil in die Stirnplatte eingeleitet werden kann, ergibt sich durch die Addition des bei der Untersuchung der Schraubenreihe im Stirnplattenüberstand ermittelten Anteils für den Flansch und dem oben ermittelten Anteil für den Steg.

$$F_{t,Rd} = F_{t,i,Rd} + F_{t,i,S,Alt,Rd} = 2023,5 + 186,7 = 2210,2 \text{ kN}$$

Auf die 1. Schraubenreihe entfallen bereits 613,2 kN. Demnach resultiert für die 2. Schraubenreihe auf Zug die unten ermittelte maximale Zugkraft, die durch den Träger eingeleitet werden kann.

$$F_{t,Rd} = 2210,2 - 613,2 = 1597,0 \text{ kN}$$

Die resultierende Zugbeanspruchbarkeit übersteigt die vorhandene Zugbeanspruchung der Stirnplatte auf Biegung ebenfalls, so dass mit 748,68 kN auch für die zweite Schraubenreihe eine kombinierte Versagensform maßgebend wird.

## Grenzmoment des Trägerstoßes

Als globale Komponente ist die Komponente Trägersteg- und Flansch auf Druck zu berücksichtigen. Die maximale Beanspruchbarkeit ergibt sich aus dem plastischen Biegemoment  $M_{p,d} = 792,44$  kNm und dem zugehörigen Hebelarm zwischen den beiden Gurtmittellinien.

$$F_{t,Rd} = \frac{792,44}{0,39 - 0,019} = 2135,9 \text{ kN}$$

Die Summe der oben ermittelten Grenzzugkräfte aller auf Zug beanspruchten Schraubenreihen liegt unterhalb der oben ermittelten Grenztragfähigkeiten der globalen Komponenten. Es bedarf somit keiner Abminderung.

Für die Schraubenreihe im Stirnplattenüberstand kann ein duktiler Versagen angesetzt werden, da die ermittelte Grenzzugkraft deutlich unterhalb der maximalen Zugbeanspruchbarkeit der Schrauben auf Zug liegt. Es ist somit eine plastische Ermittlung der Grenzzugkräfte möglich.

Unter Berücksichtigung der zugehörigen Hebelarme  $h_1$  und  $h_2$  der beiden im Zugbereich liegenden Schraubenreihen ergibt sich die Momentenbeanspruchbarkeit des Trägerstoßes zu

$$M_{j,Rd} = 613,19 \cdot 0,4305 + 748,68 \cdot 0,3105 = 496,44 \text{ kNm}$$

### Anfangssteifigkeit des Trägerstoßes

Bei einem Trägerstoß werden lediglich die Komponenten Platte auf Biegung und Schrauben auf Zug betrachtet. Nachfolgend wird der in Abschnitt 5 dargestellte Vorschlag zur Ermittlung der Anfangssteifigkeit eines Trägerstoßes im Beispiel erläutert.

Koeffizient Platte im Überstand:

$$k_{\text{Platte1}} = 0,85 \cdot t_p^3 \cdot I_{\text{eff}} / m_x^3 = 0,85 \cdot 20^3 \cdot 2 \cdot 160 / 35,3^3 = 49,5 \text{ mm}$$

Koeffizient Schraube auf Zug:

$$k_{\text{Schraube}} = 1,6 \cdot A_s / L_b = 1,6 \cdot 353 / 92,5 = 6,11 \text{ mm}$$

Koeffizient Platte in Flanschrichtung:

$$k_{\text{Platte2,F}} = 0,85 \cdot t_p^3 \cdot I_{\text{eff}} / m_x^3 = 0,85 \cdot 20^3 \cdot 2 \cdot 0,81 \cdot 362,47 / 36,29^3 = 44,15 \text{ mm}$$

Koeffizient Platte in Stegichtung:

$$k_{\text{Platte2,S}} = 0,85 \cdot t_p^3 \cdot I_{\text{eff}} / m_x^3 = 0,85 \cdot 20^3 \cdot 2 \cdot 0,19 \cdot 362,47 / 36,29^3 = 10,45 \text{ mm}$$

Für die Schraubenreihe im Stirnplattenüberstand ergibt sich ein Steifigkeitskoeffizient von

$$k_1 = 1 / (1 / (2 \cdot k_{\text{Schraube}}) + 2 / k_{\text{Platte1}}) = 1 / (1 / (2 \cdot 6,11) + 2 / 49,5) = 8,18 \text{ mm}$$

Für die zweite Schraubenreihe im Zugbereich ergibt sich ein Steifigkeitskoeffizient von

$$k_2 = 1 / (1 / k_{\text{Schraube}} + 2 / k_{\text{Platte2,F}}) + 1 / (1 / k_{\text{Schraube}} + 2 / k_{\text{Platte2,S}}) \\ = 1 / (1 / (6,11) + 2 / 44,15) + 1 / (1 / (6,11) + 2 / 10,45) = 7,60 \text{ mm}$$

Analog zum EC3-1-8 kann nun der äquivalente Hebelarm  $z_{\text{eq}}$  und der äquivalente Steifigkeitskoeffizient  $k_{\text{eq}}$  ermittelt werden.

$$z_{\text{eq}} = \frac{k_1 \cdot (e_1 + e_2 + e_3 - u_1 - t_f / 2)^2 + k_2 \cdot (e_1 + e_2 - u_1 - t_f / 2)^2}{k_1 \cdot (e_1 + e_2 + e_3 - u_1 - t_f / 2) + k_2 \cdot (e_1 + e_2 - u_1 - t_f / 2)} \\ z_{\text{eq}} = \frac{8,18 \cdot (90 + 250 + 120 - 20 - 19 / 2)^2 + 7,6 \cdot (90 + 250 - 20 - 19 / 2)^2}{8,18 \cdot (90 + 250 + 120 - 20 - 19 / 2) + 7,6 \cdot (90 + 250 - 20 - 19 / 2)} \\ z_{\text{eq}} = 382,35 \text{ mm}$$

$$k_{\text{eq}} = \frac{k_1 \cdot (e_1 + e_2 + e_3 - u_1 - t_f/2) + k_2 \cdot (e_1 + e_2 - u_1 - t_f/2)}{z_{\text{eq}}}$$

$$k_{\text{eq}} = \frac{8,18 \cdot (90 + 250 + 120 - 20 - 19/2) + 7,6 \cdot (90 + 250 - 20 - 19/2)}{382,35}$$

$$k_{\text{eq}} = 15,38 \text{ mm}$$

Die Anfangssteifigkeit des Anschlusses ergibt sich wie folgt.

$$S_{j,\text{ini}} = \frac{z_{\text{eq}}^2 \cdot E}{1/k_{\text{eq}}} \cdot \frac{1}{10000000000} = \frac{382,35^2 \cdot 210000}{1/15,38} \cdot \frac{1}{10000000000}$$

$$S_{j,\text{ini}} = 472,1 \text{ MNm/rad}$$