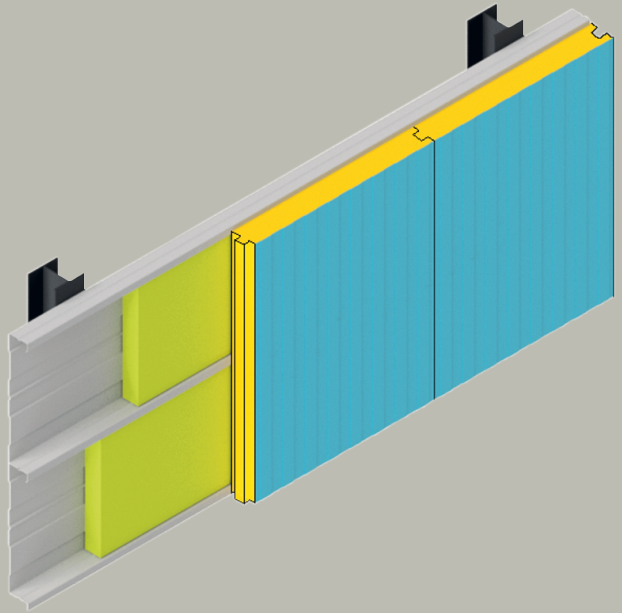


DORTMUNDER MODELL BAUWESEN

ARCHITEKT UND INGENIEUR

Alexander Wiegand

ZUR SANIERUNG VON
KASSETTENPROFILFASSADEN MIT EINER NEUEN
AUßENSCHALE AUS SANDWICHELEMENTEN



TECHNISCHE UNIVERSITÄT DORTMUND
SCHRIFTENREIHE STAHLBAU

Herausgeber: Professor Dr.-Ing. D. Ungermann

HEFT 10
2021

Zur Sanierung von Kassettenprofilfassaden mit einer neuen Außenschale aus Sandwichelementen

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

Doktor-Ingenieur

von

Alexander Wiegand

Prüfungskommission:

Vorsitzender:	Prof. Dr.-Ing. habil. W. M. Willems	TU Dortmund
Hauptreferent:	Prof. Dr.-Ing. D. Ungermann	TU Dortmund
Korreferent:	Prof. Dr.-Ing. M. Kuhnhenne	RWTH Aachen

Tag der mündlichen Prüfung: 15.01.2021

Kurzfassung

Ambitionierte klimapolitische Ziele und steigende Energiepreise führen dazu, dass das Bauen im Bestand und energetische Sanierungen zunehmend an Bedeutung gewinnen. Kassettenprofilfassaden aus der Anfangszeit dieser Bauweise eignen sich u. a. wegen ihrer aus heutiger Sicht schlechten Wärmeschutzeigenschaften in besonderem Maße für eine energetische Sanierung. Ihr modularer Aufbau erlaubt eine Sanierung ohne vollständigen Rückbau der Bestandsfassade, sodass Ressourcen geschont und Nutzungsausfälle vermieden werden können. Sandwichelemente vereinen die Funktionen „Tragen“, „Dichten“ und „Dämmen“ in einem Bauteil. Wegen ihrer hervorragenden Wärmedämmeigenschaften in Kombination mit sehr geringen Produktions- und Montagekosten eignen sie sich folglich sehr gut als Sanierungsbauteil.

Die vorliegende Dissertation umfasst eine systematische Analyse des innovativen Ansatzes, Kassettenprofilfassaden ohne vollständigen Rückbau mit einer neuen Außenschale aus marktüblichen Sandwichelementen energetisch zu sanieren.

Neben einer Bestandsaufnahme von sanierungsgerechten Kassettenprofilfassaden und bauphysikalischen Berechnungen liegt der Fokus dieser Arbeit auf statisch-konstruktiven Betrachtungen. Diese beziehen sich auf den Anwendungsfall, dass die bestehenden Kassettenprofile im Rahmen einer energetischen Sanierung erneut statisch nachgewiesen werden müssen, was mit den bisherigen Bemessungsansätzen für Kassettenprofile und Sandwichelemente nicht möglich war, weil die dazu erforderlichen wissenschaftlichen Hintergrundinformationen fehlten.

Im Rahmen dieser Arbeit wird zunächst untersucht, welchen Einfluss veränderte Windlastannahmen auf den erneuten statischen Nachweis einer Kassettenprofilfassade haben. Anschließend folgen Untersuchungen zur Aussteifung von Kassettenprofilen durch Sandwichelemente. Hierbei wird untersucht, inwieweit eine Sandwichelement-Außenschale die schmalen Obergurte der Kassettenprofile gegen seitliches Ausweichen stabilisieren kann. Darüber hinaus wird untersucht, welchen Einfluss die Steifigkeit einer Sandwichelement-Außenschale in Längsrichtung der Kassettenprofile hat. Dem folgend, werden Untersuchungen zum Lastfall Temperaturdifferenz durchgeführt, bei dem infolge von Temperaturgradienten zwischen den Deckschichten der Sandwichelemente Zwängungskräfte entstehen, die die Kassettenprofile nach der Sanierung zusätzlich belasten.

Die im Rahmen dieser Arbeit gewonnenen wissenschaftlichen Erkenntnisse werden in Form von Berechnungsverfahren, Konstruktionsregeln, Bemessungskonzepten und Bemessungshilfen praxistauglich aufbereitet, sodass der erneute statische Nachweis der Kassettenprofile mit einer neuen Außenschale aus Sandwichelementen nun möglich ist.

Abstract

Ambitious climate policy goals and rising energy prices mean that existing buildings and energy-efficient renovations are becoming increasingly important. Liner tray façades from the early days of this construction are because of their poor heat protection properties from today's perspective especially suitable for an energy-efficient renovation. Their modular structure allows renovation without completely dismantling the existing façade, so that resources are conserved and loss of use can be avoided. Sandwich panels combine the functions "support", "sealing" and "insulation" in one component. Because of their excellent thermal insulation properties in combination with very low production and assembly costs, they are therefore very suitable as renovation components.

The present dissertation comprises a systematic analysis of the innovative approach to renovate liner tray façades with a new outer shell made of standard sandwich panels without complete dismantling.

In addition to an inventory of renovateable liner tray façades and building physics calculations, the focus of this work is on structural and constructive considerations. These relate to the application that the existing liner trays need to be statically verified again as part of an energetic renovation, which was not possible with the previous design approaches for liner trays and sandwich panels because the necessary scientific background information was missing.

In the course of this work, the influence of changed wind load assumptions on the renewed static verification of a liner tray façade is examined first. This is followed by investigations into the stiffening of liner trays using sandwich panels. It is investigated to what extent a sandwich panel outer shell can stabilize the narrow flanges of the liner trays against lateral deflection. In addition, it is examined what influence the rigidity of a sandwich panel outer shell has in the longitudinal direction of the liner trays. Following this, studies are carried out on the load case temperature difference, in which, as a result of temperature gradients between the face sheets of the sandwich panels, constraining forces are created which put additional strain on the liner trays after the renovation.

The scientific knowledge gained in the course of this work is prepared in a practical way in the form of calculation methods, construction rules, design concepts and design aids, so that the static verification of the liner trays with a new outer shell made of sandwich panels is now possible.

Vorwort des Herausgebers

Kassettenprofilfassaden waren zum Ende des 20. Jahrhunderts die dominierende Bauweise bei Gewerbebauten, da sie wirtschaftlich in Herstellung und Montage sind und die zu dieser Zeit geforderten Wärmedämmforderungen sehr gut erfüllen.

Gestiegene Energiekosten und das Streben nach Klimaneutralität haben zu erheblichen Verschärfungen der Vorgaben zur Wärmedämmung und Luftdichtheit von Fassaden geführt, die bei Verwendung von Kassettenprofile wirtschaftlich kaum mehr einzuhalten sind, und so mittlerweile die Bauweise mit Sandwichelementen die Marktführung bei der Dach- und Wandeindeckung von Gewerbebauten übernommen hat.

Es liegt der Ansatz nahe, die energetische Sanierung von Kassettenprofilfassaden im Bestand durch Vorsetzen von Sandwichelementen durchzuführen. Diese Aufwertung ohne vollständigen Rückbau ist ressourcenschonend und kann ohne Störung der Gebäudenutzung erfolgen.

Die dadurch entstehende hybride Bauweise bedarf neben der bauphysikalischen Betrachtung der näheren Untersuchung des Trag- und Verformungsverhaltens und der konstruktiven Ausbildung.

Kassettenprofile als auch Sandwichelemente besitzen aufgrund der Dünnwandigkeit ein komplexes Tragverhalten, welches durch verschiedene Stabilitätserscheinungen geprägt ist. Für beide Systeme ist eine analytisch-mechanische Beschreibung des Tragverhaltens nur mit zahlreichen Vereinfachungen möglich, so dass die Bemessung zumeist auf der Grundlage experimentell bestimmter Daten in Form von bauaufsichtlichen Zulassungen erfolgt. Diese Systeme nun in einem Hybridtragssystem zu kombinieren und dafür die Bemessung durchzuführen, wirft neue Fragen auf, die bislang noch nicht gelöst wurden.

Hier setzt nun das Ziel der vorliegenden Arbeit von Herrn Dipl.-Ing. Alexander Wiegang an, nämlich der Entwicklung analytischer Berechnungsverfahren, welche realitätsnahe Nachweise des Trag- und Verformungsverhaltens des Hybridsystems ermöglichen und die aufwändigen Nachweise mittels Finite Element Analysen und Versuchen verringern und für Standardfälle vermeiden können.

Basierend auf experimentellen Untersuchungen und numerischen Simulationsberechnungen wird ein Berechnungsverfahren entwickelt und es werden Konstruktionshinweise angegeben.

Wesentliche Teile der Arbeit sind im Rahmen des Forschungsprojektes „Bauen im Bestand – Lösungen für Dach und Fassade in Stahlleichtbauweise“, FOSTA P 1098,

AiF-Arbeitsgemeinschaft Industrieller Forschungsvereinigungen „Otto von Guericke“ e.V., 2019 entstanden.

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

Herr Prof. Dr.-Ing. Markus Kuhnhenne hat als zweiter Gutachter der Dissertation das Verfahren aktiv unterstützt. Dafür danke ich ganz herzlich. Der Dank geht weiterhin an Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Wolfgang Willems für die Bereitschaft zur Übernahme des Vorsitzes der Promotionsprüfung.

Dortmund, im Februar 2021

Prof. Dr.-Ing. Dieter Ungermann

Vorwort des Verfassers

Die vorliegende Dissertation entstand im Rahmen meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Lehrstuhl Stahlbau der Technischen Universität Dortmund – ein in vielerlei Hinsicht besonderer Lebensabschnitt, an den ich gerne und mit angenehmer Erinnerung zurückblicken werde.

Dass die vorliegende Arbeit entstehen konnte, verdanke ich schlussendlich dem großen Glück, dass ich stets zur rechten Zeit Menschen begegnet bin, die mich gefördert und unterstützt haben. Mit dieser Erkenntnis ist es mir eine große Freude, zumindest einigen dieser Menschen nun an dieser exponierten Stelle danken zu dürfen.

Zunächst möchte ich meinem Betreuer Prof. Dr.-Ing. Dieter Ungermann für die stete Förderung, die wertvollen Ratschläge und nicht zuletzt überhaupt für die Möglichkeit zu dieser Arbeit danken. Herrn Prof. Dr.-Ing. Markus Kuhnhenne danke ich für die Übernahme des Koreferates und ebenso für stete Förderung und wertvolle Ratschläge. Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Wolfgang M. Willems danke ich für die gleichsam strukturierte und sympathische Leitung meiner Prüfungskommission.

Ganz besonders bedanke ich mich bei meinen ehemaligen Kolleginnen und Kollegen am Lehrstuhl Stahlbau. Die am Lehrstuhl stets vorhandene und nicht als selbstverständlich zu erachtende Diskussions- und Hilfsbereitschaft hatte einen sehr großen Anteil an der erfolgreichen Fertigstellung dieser Arbeit. Vielen Dank auch an die zahlreichen studentischen Hilfskräfte sowie Bachelor- und Masterabsolventen, die sich für den Stahlleichtbau begeistern ließen und so wertvolle Beiträge zu dieser Arbeit geleistet haben. Den Mitarbeitern am Institut für Bauforschung danke ich ebenso für ihre große Unterstützung. Letztlich war es die freundschaftliche Atmosphäre auch außerhalb des Arbeitsplatzes, die mir in allen Phasen der Fertigstellung dieser Arbeit das nötige Durchhaltevermögen gegeben hat.

Die fachliche Basis meiner Arbeit entstand im Rahmen von zahlreichen Gremiensitzungen, Workshops, Fachtagungen und Konferenzen. Insbesondere den Teilnehmern der FOSTA-Forschungsprojekte, die ich begleiten durfte, gebührt daher großer Dank für die vielen guten Anregungen und Diskussionen.

Den Kollegen Dr.-Ing. Matthias Brieden und Dr.-Ing. Dominik Pyschny von der RWTH Aachen danke ich für die hervorragende fachliche Zusammenarbeit in den vergangenen Jahren. Ich hätte mir keine besseren Forschungspartner wünschen können und habe mich bei zahlreichen Treffen auch westlich des Rheins fast schon „heimisch“ gefühlt. Ebenso danke ich Herrn Dipl.-Ing. Kai Kahles vom IFBS e. V., der mich bei der Fertigstellung dieser Arbeit mit großem Engagement unterstützt hat.

Abseits des Berufslebens möchte ich, neben allen Freunden, vor allem Christina dafür danken, dass sie auch in jenen Phasen zu mir gehalten hat, in denen mich die Promotion stark eingenommen hat.

Der letzte Absatz meines Vorwortes gebührt meinen Eltern. Wegen der unentwegten, gleichermaßen moralischen wie tatkräftigen Unterstützung, die sie mir seit jeher zu Teil werden lassen, bin ich ihnen zu tiefstem Dank verpflichtet.

Dortmund, im Februar 2021

Alexander Wiegand

Inhaltsverzeichnis

1	EINLEITUNG	1
1.1	ALLGEMEINES	1
1.2	ANLASS UND PROBLEMSTELLUNG	2
1.3	ZIELSETZUNG UND VORGEHENSWEISE	3
1.4	AUFBAU DIESER ARBEIT	3
1.5	DEFINITIONEN, FORMELZEICHEN UND ABKÜRZUNGEN	4
2	STAND DER FORSCHUNG UND TECHNIK	7
2.1	VORBEMERKUNGEN	7
2.2	KASSETTENPROFILFASSADEN	7
2.2.1	<i>Allgemeines</i>	7
2.2.2	<i>Konstruktive Ausbildung</i>	11
2.2.3	<i>Mechanische Eigenschaften und statische Bemessung</i>	14
2.2.4	<i>Bauphysikalische Eigenschaften</i>	46
2.2.5	<i>Zusammenfassung und Fazit</i>	48
2.3	SANDWICHFASSADEN	49
2.3.1	<i>Allgemeines</i>	49
2.3.2	<i>Konstruktive Ausbildung</i>	50
2.3.3	<i>Mechanische Eigenschaften und statische Bemessung</i>	53
2.3.4	<i>Bauphysikalische Eigenschaften</i>	69
2.3.5	<i>Zusammenfassung und Fazit</i>	70
2.4	HYBRIDFASSADEN	71
2.4.1	<i>Allgemeines</i>	71
2.4.2	<i>Konstruktive Ausbildung</i>	73
2.4.3	<i>Mechanische Eigenschaften und statische Bemessung</i>	76
2.4.4	<i>Bauphysikalische Eigenschaften</i>	81
2.4.5	<i>Praxisbeispiel</i>	84
2.4.6	<i>Zusammenfassung und Fazit</i>	86
3	BESTANDSAUFNAHME VON FÜR HYBRIDSANIERUNGEN GEEIGNETEN KASSETTENPROFILFASSADEN UND FESTLEGUNG VON RANDBEDINGUNGEN	88
3.1	VORBEMERKUNGEN	88
3.2	BESTANDSAUFNAHME	88
3.2.1	<i>Bestandsgebäude mit Kassettenprofilfassade</i>	88
3.2.2	<i>Wärmeschutzigenschaften der Kassettenprofilfassaden in Bestandsgebäuden</i>	91
3.3	FESTLEGUNG VON RANDBEDINGUNGEN	93
3.3.1	<i>Für eine Hybridsanierung geeignete Kassettenprofilfassaden</i>	93
3.3.2	<i>Wärmeschutzigenschaften nach einer Hybridsanierung</i>	94

3.3.3	<i>Sanierungsbauteile</i>	95
3.3.4	<i>Weitere Randbedingungen</i>	97
3.4	ZUSAMMENFASSUNG.....	98
4	ANALYSE DER VERÄNDERTEN WINDLASTANNAHMEN	100
4.1	VORBEMERKUNGEN	100
4.2	ANALYSE DER RELEVANTEN WINDLASTNORMEN	100
4.2.1	<i>Allgemeines</i>	100
4.2.2	<i>DIN 1055-4:1977-05</i>	100
4.2.3	<i>DIN 1055-4:1986-08</i>	101
4.2.4	<i>DIN 1055-4:2005-03</i>	102
4.2.5	<i>DIN EN 1991-1-4:2010-12</i>	106
4.2.6	<i>Zwischenergebnis</i>	106
4.3	AUSWERTUNG ANHAND VON REFERENZGEBÄUDEN.....	107
4.3.1	<i>Allgemeines</i>	107
4.3.2	<i>Unterteilung und Lastbilder der Referenzgebäude</i>	108
4.3.3	<i>Berechnung der charakteristischen Windlastannahmen</i>	110
4.3.4	<i>Auswertung und Interpretation der Ergebnisse</i>	111
4.4	ZUSAMMENFASSUNG UND FAZIT	113
5	PRAXISTAUGLICHES BERECHNUNGSVERFAHREN FÜR VERÄNDERTE WINDLASTANNAHMEN	114
5.1	VORBEMERKUNGEN	114
5.2	ANWENDUNGSGRENZEN UND RANDBEDINGUNGEN	114
5.3	UMRECHNUNGSVERFAHREN	114
5.4	BEISPIELRECHNUNG.....	116
5.5	FAZIT.....	117
6	AUSSTEIFUNG VON KASSETTENPROFILIEN DURCH SANDWICHELEMENTE	118
6.1	VORBEMERKUNGEN	118
6.2	EXPERIMENTELLE UNTERSUCHUNGEN	118
6.2.1	<i>Allgemeines</i>	118
6.2.2	<i>Versuche an der TU Darmstadt</i>	119
6.2.3	<i>Eigene Versuche</i>	131
6.2.4	<i>Zwischenergebnis</i>	165
6.3	ANALYTISCHE UNTERSUCHUNGEN	167
6.3.1	<i>Allgemeines</i>	167
6.3.2	<i>Schubsteifigkeit der Sandwichelemente</i>	168
6.3.3	<i>Eigengewicht der Sandwichelemente</i>	178
6.3.4	<i>Biegemomententragfähigkeit von Kassettenprofilen</i>	186
6.3.5	<i>Zwischenergebnis</i>	218
6.4	NUMERISCHE UNTERSUCHUNGEN	219

6.4.1	<i>Allgemeines</i>	219
6.4.2	<i>Modellierung des Finite-Elemente-Modells</i>	221
6.4.3	<i>Vorbemerkungen zum Vergleich mit den Messergebnissen experimenteller Untersuchungen</i>	236
6.4.4	<i>Kalibration des Finite-Elemente-Modells</i>	237
6.4.5	<i>Aussteifung der Kassettenprofile in Querrichtung</i>	248
6.4.6	<i>Abtrag von Eigenlasten</i>	259
6.4.7	<i>Aussteifung der Kassettenprofile in Längsrichtung</i>	266
6.4.8	<i>Zwischenergebnis</i>	281
6.5	MECHANISCHE MODELLVORSTELLUNG	283
6.5.1	<i>Allgemeines</i>	283
6.5.2	<i>Aussteifung in Querrichtung der Kassettenprofile</i>	283
6.5.3	<i>Aussteifung in Längsrichtung der Kassettenprofile</i>	287
6.5.4	<i>Zwischenergebnis</i>	290
6.6	ZUSAMMENFASSUNG UND FAZIT	290
7	KONSTRUKTIONSREGELN UND BEMESSUNGSKONZEPT ZU KASSETTENPROFILIEN MIT AUSSTEIFUNG DURCH SANDWICHELEMENTE	291
7.1	VORBEMERKUNGEN	291
7.2	ANWENDUNGSGRENZEN UND RANDBEDINGUNGEN	291
7.3	KONSTRUKTIONSREGELN	291
7.4	BEMESSUNGSKONZEPT	293
7.4.1	<i>Allgemeines</i>	293
7.4.2	<i>Nachweis der seitlichen Halterung der Kassettenprofile</i>	293
7.4.3	<i>Quersteifigkeit der Sandwichelement-Außenschale</i>	295
7.4.4	<i>Erhöhter Abstand der Verbindungen mit der Außenschale</i>	295
7.5	FAZIT	299
8	LASTFALL TEMPERATURDIFFERENZ	300
8.1	VORBEMERKUNGEN	300
8.2	TEMPERATURGRADIENTEN IN HYBRIDFASSADEN	300
8.2.1	<i>Allgemeines</i>	300
8.2.2	<i>Experimentelle Untersuchungen</i>	301
8.2.3	<i>Analytische Berechnungen</i>	304
8.2.4	<i>Zwischenergebnis</i>	310
8.3	LOKALE BIEGEWEICHHEIT DER KASSETTENPROFILIEN	311
8.3.1	<i>Allgemeines</i>	311
8.3.2	<i>Experimentelle Untersuchungen</i>	311
8.3.3	<i>Numerische Untersuchungen</i>	317
8.3.4	<i>Zwischenergebnis</i>	335
8.4	Globale BIEGEWEICHHEIT DER KASSETTENPROFILIEN	337
8.4.1	<i>Allgemeines</i>	337

8.4.2	<i>Numerische Untersuchungen</i>	337
8.4.3	<i>Zwischenergebnis</i>	353
8.5	ZUSAMMENFASSUNG UND FAZIT	354
9	BEMESSUNGSHILFEN UND SCHNITTGRÖßENERMITTLUNG ZUM LASTFALL TEMPERATURDIFFERENZ	355
9.1	VORBEMERKUNGEN	355
9.2	BESTIMMUNG DER BEMESSUNGSRELEVANTEN TEMPERATURGRADIENTEN.....	355
9.2.1	<i>Allgemeines</i>	355
9.2.2	<i>Annahmen und Anwendungsgrenzen</i>	356
9.2.3	<i>Bemessungshilfe</i>	356
9.2.4	<i>Beispielrechnung</i>	358
9.3	BESTIMMUNG DER FEDERSTEIFIGKEIT DER VERBINDUNGEN	359
9.3.1	<i>Allgemeines</i>	359
9.3.2	<i>Anwendungsgrenzen und Randbedingungen</i>	359
9.3.3	<i>Bemessungshilfe</i>	360
9.4	LEITFADEN ZUR SCHNITTGRÖßENERMITTLUNG IM LASTFALL TEMPERATURDIFFERENZ ...	361
9.5	FAZIT.....	362
10	BERECHNUNGSBEISPIEL UND WEITERFÜHRENDE EMPFEHLUNGEN FÜR DIE PRAXIS	363
10.1	VORBEMERKUNGEN	363
10.2	BERECHNUNGSBEISPIEL	363
10.3	WEITERFÜHRENDE EMPFEHLUNGEN FÜR DIE PRAXIS	379
11	ZUSAMMENFASSUNG UND AUSBLICK	382
11.1	ZUSAMMENFASSUNG.....	382
11.2	AUSBLICK.....	386
12	LITERATUR	389
	ANHANG A: ZUSAMMENSTELLUNG DER BETRACHTETEN EXPERIMENTELLEN UNTERSUCHUNGEN	398
	ANHANG B: VERSUCHSAUFBAU UND VERSUCHSDURCHFÜHRUNG DER EIGENEN EXPERIMENTELLEN UNTERSUCHUNGEN	400
	ANHANG C: BEISPIELRECHNUNGEN NACH DIN EN 1993-1-3:2010-12, ABSCHNITT 10.2.2	407
	ANHANG D: SCHEMATISCHE DARSTELLUNGEN DER BERECHNUNGSVERFAHREN, NACHWEISKONZEPTE UND BEMESSUNGSHILFEN	416

1 Einleitung

1.1 Allgemeines

Das ambitionierte klimapolitische Ziel, in Deutschland bis zum Jahr 2050 einen „nahezu klimaneutralen Gebäudebestand“ zu erreichen [98], sowie steigende Energiepreise [103] führen dazu, dass das Bauen im Bestand und energetische Sanierungen zunehmend an Bedeutung gewinnen.

Von den etwa 4 Mrd. m² bestehender Gebäudefläche in Deutschland entfallen ca. 25 % auf den Industrie- und Gewerbebau. Dort haben in der zweiten Hälfte des letzten Jahrhunderts Metallleichtbaufassaden die bis dahin üblichen massiven Fassadenbauweisen vom Markt verdrängt. Auf Grund zahlreicher ökonomischer und technologischer Vorteile dominieren sie diesen Markt bis heute, sodass ein großer Bestand sanierungsfähiger Gebäude mit Metallleichtbaufassaden vorliegt.

Kassettenprofile werden im Fassadenbau seit den 1980er Jahren verwendet [48]. Sie dienen in zweischaligen, wärmedämmten Wandkonstruktionen als tragende Innenschale. Die erste Generation von Kassettenprofilfassaden mit geringer Dämmdicke und ohne hinreichende thermische Trennung der Außenschale von den Kassettenprofilen eignet sich, u. a. wegen ihrer aus heutiger Sicht schlechten bauphysikalischen Eigenschaften [40], in besonderem Maße für energetische Sanierungen. Der modulare Aufbau einer Kassettenprofilfassade erlaubt energetische Sanierungen ohne vollständigen Rückbau der Bestandsfassade. Dies schont Ressourcen und vermeidet Nutzungseinschränkungen durch eine fehlende Gebäudehülle während der Umsetzungsphase. Beides führt bei einer ganzheitlichen Betrachtung zu einer deutlichen Reduktion der Sanierungskosten und erhöht somit den Anreiz für Bauherren, in eine energetische Sanierung zu investieren.

Sandwichelemente vereinen die Funktionen „Tragen“, „Dichten“ und „Dämmen“ in einem Bauteil [41]. Auch der Bau architektonisch ansprechender Fassaden ist mit Sandwichelementen möglich [59]. Wegen ihrer hervorragenden Wärmedämmeigenschaften [36] in Kombination mit sehr geringen Produktions- und Montagekosten eignen sie sich folglich sehr gut als Sanierungsbauteil.

Wird die dünnwandige Stahlprofil-Außenschale einer Kassettenprofilfassade (in der Regel Trapez- oder Wellprofile) zurückgebaut, recycelt und durch marktübliche Sandwichelemente ersetzt, können die Tragschale und bereits vorhandene Dämmung weiterverwendet werden. Diese Sanierungsvariante findet, ohne statischen Nachweis, in anderen Ländern bereits Anwendung, siehe Bild 1.1.



Bild 1.1: Energetische Sanierung einer Kassettenprofilfassade mit Sandwichelementen

1.2 Anlass und Problemstellung

Das Deutsche Institut für Bautechnik (DIBt) fordert in [105], dass bei Umbaumaßnahmen die unmittelbar von der Änderung berührten Teile unter Berücksichtigung der aktuellen technischen Baubestimmungen erneut statisch nachgewiesen werden. Mit den bislang gültigen Bemessungsansätzen für Kassettenprofile und Sandwichelemente ist es nicht möglich, die erforderlichen statischen Nachweise einer solchen „Hybridfassade“ zu führen, weil die erforderlichen wissenschaftlichen Hintergrundinformationen fehlen:

- Die Außenschale einer Kassettenprofilfassade hat neben dem Schutz der Dämmung vor Witterungseinflüssen auch die statische Funktion, die schmalen Kassettenurte gegen seitliches Ausweichen zu stabilisieren. Die Steifigkeit und der Abstand der seitlichen Halterung der schmalen Gurte haben direkten Einfluss auf die Tragfähigkeit der Kassettenprofile. Unklar ist, inwieweit übliche Sandwichelemente, insbesondere bei nicht sichtbarer Befestigung in den Längsfugen mit nur einem Befestigungsmittel, zur Stabilisierung der Kassettenprofile und damit zur Sicherung der Gesamtstabilität der Fassade beitragen können. Zu dieser technisch-wissenschaftlichen Fragestellung fehlen bislang hinreichende theoretische Betrachtungen, Analysen sowie experimentelle und numerische Untersuchungen.
- Zwischen den Deckschichten der Sandwichelemente können, wegen den hervorragenden Wärmedämmeigenschaften der Kernmaterialien, insbesondere bei direkter Sonneneinstrahlung sehr große Temperaturdifferenzen auftreten, was bei statisch unbestimmten Systemen zu äußeren Zwängungskräften führt, die bei der Bemessung berücksichtigt werden

müssen. Werden die Kassettenprofile als starre Auflager der Sandwichelemente betrachtet, werden die Zwängungskräfte derart überschätzt, dass der statische Nachweis der Kassettenprofile in der Regel nicht mehr möglich ist. Kassettenprofile besitzen gegenüber üblichen Sandwichelement-Unterkonstruktionen eine deutlich geringere globale Biegesteifigkeit. Dazu fehlen wissenschaftliche Untersuchungen. Auch die schmalen Kassettenurte, an denen die Sandwichelemente befestigt werden, besitzen eine lokale Biegeweichheit. Unklar ist, welchen Einfluss die globale und lokale Biegeweichheit der Kassettenprofile auf die infolge Temperaturdifferenz am Sandwichelement auftretenden Zwängungskräfte hat. Auch der Einfluss der in den Kassettenprofilen vorhandenen Dämmung auf die tatsächlich am Sandwichelement auftretenden Deckschichttemperaturen ist bislang nicht hinreichend wissenschaftlich erforscht.

1.3 Zielsetzung und Vorgehensweise

Das Ziel der anzufertigenden Dissertation ist es, diese wissenschaftlichen Grundlagen zu erarbeiten, um die Wissenslücken hinsichtlich des Tragverhaltens von Hybridfassaden zu schließen und die grundsätzliche Anwendungsreife für die energetische Sanierung von Kassettenprofilfassaden mit Sandwichelementen zu schaffen. Dabei sollen praxisingerechte Bemessungsansätze und -verfahren entwickelt werden, die eine einfache Nachweisführung ermöglichen. Auch weitere baustatische Randbedingungen, wie z. B. veränderte Windlastannahmen werden bei der Bearbeitung berücksichtigt.

Hierzu sollen vorhandene Bemessungskonzepte genutzt und nach Erfordernis Eurocode-kompatibel erweitert werden, um dem Anwender harmonisierte und konsistente Verfahren zur Verfügung zu stellen. Dies ermöglicht die schnelle Umsetzung der Forschungsergebnisse in der Praxis und somit ressourcenschonende und kosteneffiziente energetische Sanierungen von Kassettenprofilfassaden zur Erreichung klimapolitischer Ziele.

1.4 Aufbau dieser Arbeit

Die vorliegende Dissertation gliedert sich in elf Kapiteln. Im Anschluss an diese Einführung wird in Kapitel 2 der Stand der Forschung und Technik zu Kassettenprofilfassaden, Sandwichelementfassaden und Hybridfassaden aufgearbeitet und zusammengefasst. In Kapitel 3 folgt zunächst eine Bestandsaufnahme von für Hybrid-sanierungen geeigneten Kassettenprofilfassaden. Anschließend werden auf der Grundlage der gewonnenen Erkenntnisse Randbedingungen für die weiteren Untersuchungen festgelegt. In Kapitel 4 werden veränderte Windlastannahmen, die

bei Hybridsanierungen berücksichtigt werden müssen, analysiert. Auf der Grundlage der in Kapitel 4 gewonnenen Erkenntnisse wird in Kapitel 5 ein praxistaugliches Berechnungsverfahren für veränderte Windlastannahmen bereitgestellt. In Kapitel 6 wird die Aussteifung von Kassettenprofilen durch Sandwichelemente untersucht. Auf der Grundlage der in Kapitel 6 gewonnenen Erkenntnisse werden in Kapitel 7 Konstruktionsregeln und ein Bemessungskonzept zu Kassettenprofilen mit Aussteifung durch Sandwichelemente bereitgestellt. In Kapitel 8 folgen Untersuchungen zum Lastfall Temperaturdifferenz in einer Hybridfassade. Auf der Grundlage der in Kapitel 8 gewonnenen Erkenntnisse werden in Kapitel 9 Bemessungshilfen und ein Leitfaden zur Schnittgrößenermittlung im Lastfall Temperaturdifferenz bereitgestellt. In Kapitel 10 folgen ein Berechnungsbeispiel einer Hybridsanierung und Empfehlungen für die baupraktische Umsetzung der gewonnenen Erkenntnisse. In Kapitel 11 wird die vorliegende Dissertation zusammengefasst. Dieser Zusammenfassung folgt, ebenfalls in Kapitel 11, ein abschließender Ausblick auf zukünftige Entwicklungen.

1.5 Definitionen, Formelzeichen und Abkürzungen

Im Folgenden werden die wesentlichen Formelzeichen und Abkürzungen dieser Arbeit aufgeführt. Hier nicht aufgeführte Formelzeichen werden direkt im Text erklärt.

Geometrieparameter

Kassettenprofile

a_1, s_1	Längsabstand der Befestigung der Außenschale in mm
b, b_v	Elementbreite in mm
$b_R, b_u, 2B$	Rippenbreite, Baubreite; Breite des Untergurtes in mm
b_f, b_{f1}, b_{f2}	Breite des Obergurtes in mm; $b_{f2} \geq b_{f1}$
e_L	Abstand der Längsverschraubung an den Stegen in mm
h, h_1, h_2	Profilhöhen in mm; $h_2 \geq h_1$
h_u	Sickentiefe der Sicken am breiten Untergurt in mm
L, l_{gesamt}	Spannweite in mm
t, t_{cor}	Bemessungskernndicke des Stahlwerkstoffs abzüglich aller Beschichtungen in mm
t_{nom}	Nennblechdicke (Blechdicke nach dem Kaltformen einschließlich Zink- und anderer metallischer Beschichtungen) in mm

Sandwichelemente

A_{F1}	Fläche der äußeren Deckschicht in mm^2
A_{F2}	Fläche der inneren Deckschicht in mm^2
A_c	Schubfläche der Kernschicht in mm^2
b	Elementbreite in mm
d	Elementdicke in mm
e	Schwerpunkt Abstand der Deckschichten in mm
t_{N1}	Nennblechdicke der äußeren Deckschicht in mm
t_{N2}	Nennblechdicke der inneren Deckschicht in mm
t_{k1}	Kernblechdicke der äußeren Deckschicht in mm
t_{k2}	Kernblechdicke der inneren Deckschicht in mm

Statische Kenngrößen

allgemeine Kenngrößen

F_{\max}, F_u	Traglast in N
f_y	Streckgrenze Stahl in N/mm^2
K, k	Federsteifigkeit einer Wegfeder in N/mm
N_{cr}	Elastische Knicklast in N
γ_{Stahl}	Wichte Stahl ($78,5 \text{ kN}/\text{m}^3$)
ν	Querdehnzahl (0,3 für Stahl)
σ	Normalspannung in N/mm^2
τ	Schubspannung in N/mm^2

Kassettenprofile

$b_{u,\text{eff}}$	statisch wirksame Breite des Untergurtes in mm
M_{Rd}	Aufnehmbares Biegemoment im Feld in kNm
R_A	Aufnehmbare Endauflagerkraft Kassettenprofil in kN

Sandwichelemente

ΔT	Temperaturgradient zwischen den Deckschichten in K
β_s	Streckgrenze Deckschicht
γ_{PUR}	Wichte PUR in kN/m^3 (ca. 0,34 bis 0,44)

Bauphysikalische Kenngrößen

R	Wärmedurchgangswiderstand in $(\text{m}^2 \cdot \text{K})/\text{W}$
U	Wärmedurchgangskoeffizient in $\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$
WLS	Wärmeleitfähigkeitsstufe in $\text{W}/(\text{m} \cdot \text{K})$
WLG	Wärmeleitgruppe in $\text{W}/(\text{m} \cdot \text{K})$

Sonstige Abkürzungen

abZ	allgemeine bauaufsichtliche Zulassung
alt.	alternativ(e)
bspw.	beispielsweise
bzw.	beziehungsweise
ca.	circa
et al.	und andere
DIBt	Deutsches Institut für Bautechnik
EC	Eurocode
EnEV	Energieeinsparverordnung
EPS	Polystyrol
ggf.	gegebenenfalls
i. d. R.	in der Regel
Mio.	Millionen
Mrd.	Milliarden
MW	Mineralwolle
PIR	Polyisocyanathartschaum
PUR	Polyurethanhartschaum
s.	siehe
sog.	sogenannte
u. a.	unter anderem
u. U.	unter Umständen
vgl.	vergleiche
z. B.	zum Beispiel

2 Stand der Forschung und Technik

2.1 Vorbemerkungen

In den folgenden drei Abschnitten dieses Kapitels wird einleitend ein umfassender Überblick über den Stand der Forschung und Technik in den Bereichen Kassettenprofil-, Sandwich- und Hybridfassaden gegeben. Dabei beschränken sich die Angaben auf jene Aspekte, die zum Verständnis der in dieser Arbeit behandelten Fragestellungen und zugehörigen Lösungsansätze notwendig sind. Für weiterführende Informationen wird im jeweiligen Abschnitt auf die zahlreich vorhandene Fachliteratur verwiesen.

Zusätzlich sei an dieser Stelle auf die folgenden Standardwerke verwiesen, die einen grundlegenden Einstieg in die Thematik ermöglichen: [27; 36; 41; 48; 56].

2.2 Kassettenprofilfassaden

2.2.1 Allgemeines

2.2.1.1 Ursprung und Grundlagen

Kassettenprofile wurden in den 1970er Jahren in Frankreich entwickelt. In Deutschland werden sie, meist als tragende Wandinnenschale von zweischaligen Wandkonstruktionen im Industriebau, seit den 1980er Jahren verwendet. Auch eine Verwendung als tragende Dachunterschale ist möglich, siehe dazu z. B. [48].

Eine Kassettenprofilfassade besteht in der Regel aus horizontal verlegten Kassettenprofilen, einer Dämmung, die zwischen die Stege der trogförmigen Kassettenprofile eingelegt wird und einer hinterlüfteten Außenschale aus Stahltrapezprofilen, Stahlwellprofilen oder speziellen Fassadenprofilen, siehe Bild 2.2 bis Bild 2.4.

Kassettenprofilfassaden konnten sich am Markt etablieren, weil sie gegenüber einschaligen Fassaden über erheblich verbesserte Wärme- und Schallschutzeigenschaften verfügen. Gleichzeitig ersetzen die Kassettenprofile die in anderen Stahlleichtbaufassaden üblichen Wandriegel, was Baukosten einspart und einen ebenen und optisch ansprechenden Wandabschluss an der Fassadeninnenseite ermöglicht.

Kassettenprofile werden in einem kontinuierlichen Produktionsverfahren durch Rollumformung aus metallisch- und organisch beschichtetem Stahlband mit einer Nennblechdicke von 0,50-1,50 mm hergestellt, siehe dazu [48]. Sie verfügen über zwei schmale, doppelt abgekantete (lipperversteifte) Obergurte und einen breiten Untergurt, der zur besseren Aussteifung liniert, gesickt oder genutet wird. Auch die Stege werden zur besseren Aussteifung gesickt oder entlang ihrer Längsachse versetzt. Die Geometrie der Kassettenprofilquerschnitte ist herstellerepezifisch und

kann ggf. variieren. Kassettenprofile haben jedoch in der Regel eine feste Baubreite von 500 bzw. 600 mm und eine variable Profilhöhe zwischen 90 und 240 mm, die in Schritten von 10 mm abgestuft wird. Auch die maximale Lieferlänge der Kassettenprofile ist herstellerspezifisch. Sie beträgt heute in der Regel ca. 18 000 mm.

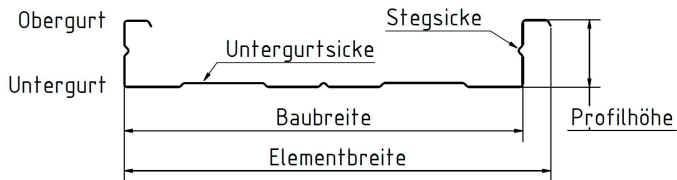


Bild 2.1: Typische Geometrie und Bezeichnungen eines Kassettenprofilquerschnitts

2.2.1.2 Bisherige Außenschalen von Kassettenprofilfassaden

Die Außenschale hat neben dem Schutz der Dämmung vor Witterungseinflüssen die Funktionen, einwirkende (Wind-) Lasten in die Kassettenprofile einzuleiten und die bei Biegedruckbeanspruchung stabilitätsgefährdeten schmalen Obergurte der Kassettenprofile ausreichend gegen seitliches Ausweichen zu stabilisieren. Folglich werden an die Außenschale und ihre Befestigung statische Anforderungen gestellt, siehe dazu Kapitel 2.2.2.5.

Bild 2.2. zeigt eine Kassettenprofilfassade der ersten Generation mit vertikal verlegter Trapezprofil-Außenschale. Bei dieser Variante werden die Trapezprofile in ihren Tiefsicken direkt an den Obergurten der Kassettenprofile befestigt. Sie spannen orthogonal zu den Kassettenprofilen, die statischen Funktionen Lasteinleitung und ausreichende seitliche Halterung der gedrückten Obergurte können also direkt gewährleistet werden.

Können die statischen Anforderungen von der gewünschten Außenschale nicht erfüllt werden, sind zwischen Innen- und Außenschale zusätzliche vertikale Lisenenprofile erforderlich. Dies ist bei horizontal verlegten Stahlprofil-Außenschalen sowie Fassadenprofilen gegeben. Bild 2.3 zeigt beispielhaft eine Kassettenprofilfassade der ersten Generation mit horizontal verlegter Wellprofil-Außenschale. Hier spannen die Wellprofile zwischen vertikal verlegten Hutprofilen. Die seitliche Halterung der Obergurte der Kassettenprofile erfolgt durch die Hutprofile. Neben Hutprofilen können auch Z- und weitere Profile als Lisenen eingesetzt werden.

Außenschalen aus Fassadenprofilen (beispielsweise Paneele, Liner, Sidings oder Falzprofile) verfügen häufig über systemeigene Halteschienen, die eine nicht sichtbare Befestigung durch Einhang oder Einklipsen ermöglichen und die statischen Anforderungen an ein Lisenenprofil erfüllen.

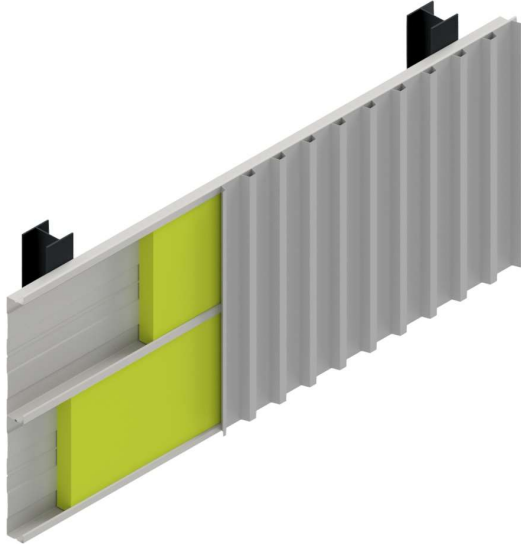


Bild 2.2: Ausschnitt einer Kassettenprofilfassade der ersten Generation mit vertikal verlegter Trapezprofil-Außenschale

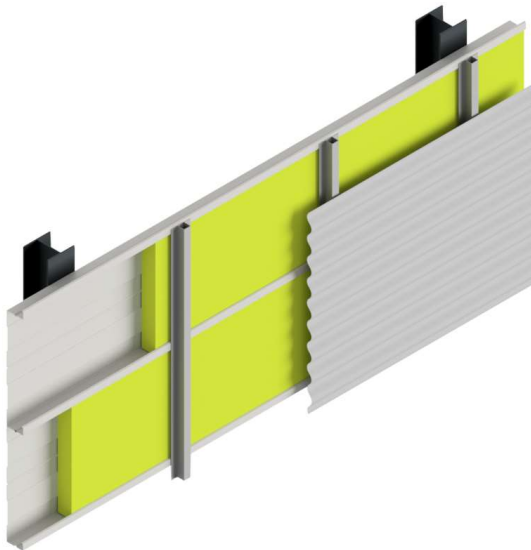


Bild 2.3: Ausschnitt einer Kassettenprofilfassade der ersten Generation mit horizontal verlegter Wellprofil-Außenschale

Bauartbedingter Nachteil der in Bild 2.2 und Bild 2.3 dargestellten Kassettenprofilfassaden der ersten Generation ist, dass die Obergurte der Kassettenprofile nicht mit Dämmung umschlossen sind, was zu großen Wärmeverlusten durch die Stege führt. Auch thermische Trennstreifen aus druckfesten Kunststoffen, die üblicher Weise zwischen den Obergurten und der Außenschale aufgeklebt werden, können den Wärmefluss in diesem Bereich aus heutiger Sicht nicht ausreichend mindern.

Zunehmende Anforderungen an die Energieeinsparung führten in den 2000er Jahren zur Entwicklung sogenannter Distanzschrauben, die eine Befestigung der üblichen Außenschalen durch eine 40 bis 80 mm starke (und die Obergurte der Kassettenprofile voll umschließende) Dämmschicht ermöglichen, siehe dazu Kapitel 2.2.2.5. Kassettenprofilfassaden mit Distanzbefestigung der Außenschale werden im Folgenden als Kassettenprofilfassaden der zweiten Generation bezeichnet. Bild 2.4 zeigt eine solche Fassade mit vertikal verlegter Trapezprofil-Außenschale. Auch Lisenen können mit Distanzschrauben befestigt werden. Die Verwendung von Distanzschrauben führt grundsätzlich zu einer deutlich schlechteren Stabilisierung der Obergurte der Kassettenprofile gegen seitliches Ausweichen, was die Biegedrucktragfähigkeit reduziert. Auch das Eigengewicht der Außenschale kann mit Distanzschrauben nicht in die Kassettenprofile eingeleitet werden, folglich ist eine vertikale Verankerung der Außenschale an der Traufe oder am Fußpunkt erforderlich.

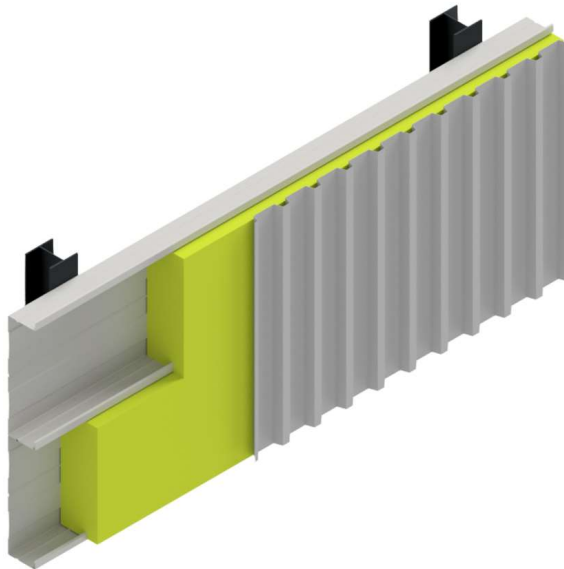


Bild 2.4: Ausschnitt einer Kassettenprofilfassade der zweiten Generation mit vertikal verlegter Trapezprofil-Außenschale

2.2.2 Konstruktive Ausbildung

2.2.2.1 Vorbemerkungen

In diesem Abschnitt wird die konstruktive Ausbildung relevanter Detailpunkte vorgestellt. Normativ geregelt ist die Ausführung von Stahlkassettenwänden in *DIN 18807-3/A1* [86], auch die Normenreihe *DIN 4108 - Wärmeschutz im Hochbau* und die *Energieeinsparverordnung* müssen bei den im Rahmen dieser Dissertation betrachteten Fassaden beachtet werden. In der *IFBS-Montagerichtlinie* [72] werden Informationen zur Planung, Konstruktion und Montage praxisgerecht aufbereitet, auch in [48] finden sich weiterführende Informationen.

2.2.2.2 Allgemeines

Kassettenprofile werden in Fassaden des üblichen Industriebaus in der Regel horizontal als Ein- oder Mehrfeldträger verlegt und ihre Befestigung erfolgt direkt an der primären Tragstruktur. Die Ausführung von statische wirksamen Querstößen ist nach *DIN 18807-3/A1* [86] nicht zulässig, folglich werden Kassettenprofile an ihren Endauflagern stumpf gestoßen.

2.2.2.3 Befestigung der Kassettenprofile am Auflager

Zur Befestigung der Kassettenprofile an üblichen Stahlbauprofilen können gewindeformende Schrauben, Bohrschrauben oder Setzbolzen verwendet werden. Auch die Befestigung an Beton- und Holzstrukturen ist möglich, aber weniger verbreitet.

Gemäß [86] dürfen nur Befestigungsmittel als statisch wirksam angesehen werden, die einen Abstand von maximal 75 mm zu den Stegen aufweisen. Je Kassettenprofil und Auflager sind mindestens zwei statisch wirksame Befestigungsmittel anzuordnen. Sind zum Lastabtrag mehr als zwei Befestigungsmittel erforderlich, sind diese nach [48] unter Einhaltung der vorgegebenen Mindestabstände in Längsrichtung der Kassettenprofile anzuordnen. Häufig werden konstruktiv in den verbleibenden anliegenden Untergurtsicken weitere Befestigungsmittel angeordnet, siehe Bild 2.5. Wirken auf die Wandinnenschale erhöhte Temperaturen, sind die Endauflager der Kassettenprofile beispielsweise mit Langlöchern verschieblich auszuführen, siehe dazu [48].

2.2.2.4 Längsstoß der Kassettenprofile

Nach *DIN 18807-3/A1* [86] sind, um die Querschnittsgeometrie bei Belastung zu erhalten, die Längsränder benachbarter Kassettenprofile in einem Abstand von $e_l \leq 1000$ mm zu verbinden. In der *IFBS-Montagerichtlinie* [72] wird empfohlen, diesen Abstand auf $e_l = 500$ mm zu reduzieren, um die Luftdichtheit der Längsstöße zu verbessern, siehe dazu auch Kapitel 2.2.2.6.

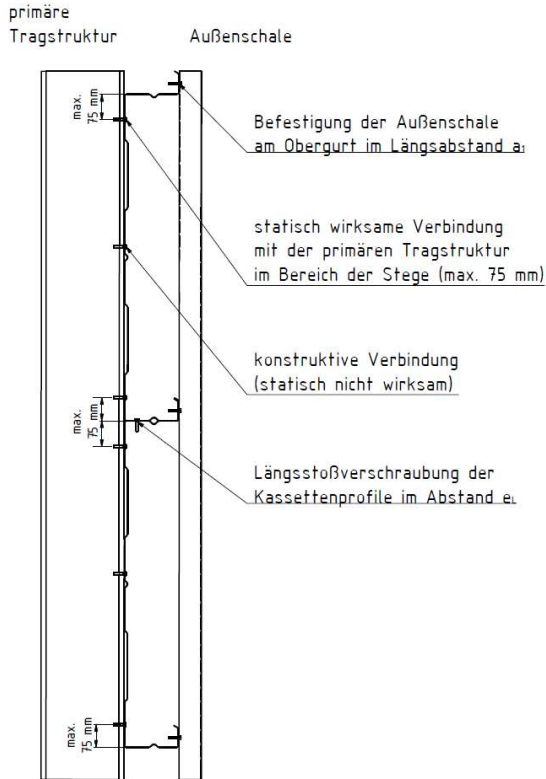


Bild 2.5: Befestigung und Verbindung von Kassettenprofilen

2.2.2.5 Befestigung der Außenschale

Die Obergurte der Kassettenprofile müssen zur Bereitstellung der vollen Fassadensystemtragfähigkeit gegen seitliches Ausweichen stabilisiert werden, siehe auch Kapitel 2.2.3. Der maximal zulässige Längsabstand a_1 der seitlichen Halterung ist hersteller- und typenspezifisch und beträgt nach [48] ca. 300 bis 800 mm.

Der in den Prüfzeugnissen der Hersteller ausgewiesene Abstand a_1 orientiert sich häufig an der Geometrie üblicher Trapezprofil-Außenschalen und beträgt ein Vielfaches einer Sickenbreite. Weit verbreitet ist z. B. das Maß $a_1 = 732$ mm, was der Befestigung mittig in jeder vierten Tiefsicke eines vertikal verlegten Trapezprofils „40/183“ entspricht.

Erfolgt die Befestigung der Außenschale an Lisenen, müssen auch diese grundsätzlich im Abstand a_1 verlegt werden. Soll der Abstand der Lisenen über dieses Maß hinaus erhöht werden, müssen beispielsweise zusätzliche Laschen aus Flachstahl angeordnet werden, siehe dazu [72].

Außenschalen von Kassettenprofilfassaden der ersten Generation werden mit Bohrschrauben, gewindefurchenden Schrauben oder Blindnieten befestigt. Außenschalen von Kassettenprofilfassaden der zweiten Generation werden mit Distanzschrauben befestigt. Bild 2.6 zeigt beispielhaft eine mit Distanzschrauben befestigte Trapezprofil-Außenschale. Auch Lisenen können mit Distanzschrauben befestigt werden, dabei müssen die in den zugehörigen allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassungen des Fassadensystems [66; 67] vorgegebenen konstruktiven Anforderungen an die Lisenen (z. B. Profilform und Mindestblechdicke) beachtet werden. Derzeit ermöglichen Distanzschrauben eine Überdeckung der Obergurte mit Dämmung zwischen 40 und 80 mm.

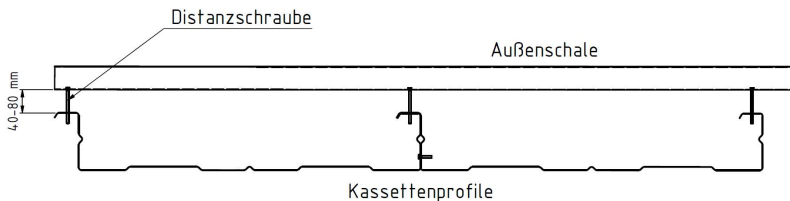


Bild 2.6: Befestigung einer Außenschale mit Distanzschrauben

2.2.2.6 Wärme- und Schallschutz

Als Dämmung für Kassettenprofilfassaden wird heute in der Regel Glas- oder Steinwolle mit einem Bemessungswert der Wärmeleitfähigkeit λ von 0,032 bis 0,040 W/(m*K) verwendet. Unterschiedliche Hersteller bieten spezielle Dämmplatten oder -filze (Rollware) an, die passend auf die jeweiligen Kassettenprofile zugeschnitten sind und so eine einfache Montage ermöglichen. Die Dämmplatten oder -filze für Kassettenprofilfassaden der zweiten Generation verfügen über eine längsseitige Schlitzung zur Aufnahme der Obergurte, vgl. Bild 2.6.

Zur Reduktion des Wärmeflusses zwischen Kassettenprofil und Außenschale sollten bei Kassettenprofilfassaden der ersten Generation thermische Trennstreifen auf den Obergurten angeordnet werden. In der *IFBS-Richtlinie 4.02* [73] werden witterungsbeständige, einseitig selbstklebende thermische Trennstreifen aus geschlossenzelligem PP- oder PE-Schaumstoff empfohlen.

Zur Sicherstellung einer ausreichenden Luftdichtheit ist es Stand der Technik, in den Längsstößen der Kassettenprofile (also zwischen den Stegen) und an den Endauflä-

gern einseitig selbstklebende Dichtbänder anzuordnen. Dabei werden die Dichtbänder zwischen den Stegen möglichst nah an den Untergurten angeordnet. Weitere Informationen zur (Detail-) Ausführung der Abdichtung von Kassettenprofilfasaden können [48; 72; 73] entnommen werden.

Zur Verbesserung der Schallschutzeigenschaften kann der Untergurt von Kassettenprofilen werkseitig gelocht werden, was eine anteilige Absorption von Schallwellen ermöglicht. Kassettenprofile mit gelochtem Untergurt werden als Akkustikkassettenprofile bezeichnet. Zur Sicherstellung einer ausreichenden Luftdichtheit muss in Akkustikkassettenprofilen eine zusätzliche Dampfsperre angeordnet werden.

2.2.3 Mechanische Eigenschaften und statische Bemessung

2.2.3.1 Allgemeines

Kassettenprofile werden in Fassaden bislang für die Beanspruchung durch senkrecht zur Fassadenebene wirkende Windlasten (Winddruck oder -sog) bemessen. Das lotrecht wirkende Konstruktionseigengewicht wird dabei in der Regel vernachlässigt, siehe dazu Kapitel 2.2.3.4.7. Aus den Windlasten resultieren einachsige Biegebeanspruchungen des Kassettenquerschnitts gemäß Bild 2.7. Im Rahmen der vorliegenden Dissertation wird die folgende Definition verwendet:

- positive Biegemomentenbeanspruchung – Druckbeanspruchung der schmalen Obergurte
- negative Biegemomentenbeanspruchung – Druckbeanspruchung des breiten Untergurtes

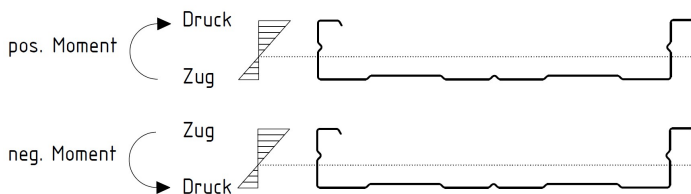


Bild 2.7: Definition positiver und negativer Biegemomentenbeanspruchung von Kassettenprofilen

Die geringe Blechdicke der Kassettenprofile, in Kombination mit der charakteristischen Querschnittsgeometrie mit überproportional breitem Untergurt, führen dazu, dass ihr Tragverhalten nur sehr aufwendig abgebildet werden kann.

Bei positiver Momentenbeanspruchung müssen

- das lokale Beulen der Obergurte und der druckbeanspruchten Abschnitte der Stege

- die Forminstabilität der Obergurte „Distortional Buckling“ bzw. Biegedrillknicken
- das Eindrehen des zugbeanspruchten Untergurtes „Flange Curling“
- die Einflüsse der Schubverzerrungen im Untergurt „Shear Lag“

berücksichtigt werden. Bei negativer Momentenbeanspruchung müssen

- die Effekte des Plattenbeulens im Untergurt
- das Eindrehen der Gurte
- die Einflüsse der Schubverzerrungen im Untergurt

berücksichtigt werden. (Nähere Erläuterungen dazu finden sich in Abschnitt 2.2.3.4.)

Grundlegende wissenschaftliche Untersuchungen zum Tragverhalten von Kassettenprofilen wurden in den 1980er und 1990er Jahren von *Baehre et al.* durchgeführt [3–5]. In [5] beschreiben *Baehre* und *Buca*, dass neben den genannten Effekten auch vorhandene Vorverformungen einen erheblichen Einfluss auf die Tragfähigkeit von Kassettenprofilen haben. In [4] definieren *Baehre et al.* basierend auf der Auswertung experimenteller Untersuchungen die in der folgenden Tabelle 2.1 dargestellten fünf Versagensmechanismen biegebeanspruchter Kassettenprofile.

Tabelle 2.1: Mögliche Versagensmechanismen biegebeanspruchter Kassettenprofile nach *Baehre et al.* [4]

Belastungsrichtung	Nr.	Beschreibung
positiv Biegedruck im schmalen Obergurt	1	Schlagartige Knickbildung am Übergang von Obergurt und Steg als Folge lokalen Beulens im Obergurt und Biegedruckbereich des Steges.
	2	Progressive Verformungen des ebenen oder lippenversteiften Obergurtes in Form einer Knickbiegeline des elastisch gebetteten Stabes mit gebundener Drehachse im Übergang vom Gurt zum Steg.
	3	Seitliches Ausknicken des gesamten Obergurtes mit einer Knickbiegeline, deren Halbwellenlänge dem Abstand der Befestigungen und Halterungen a_1 (nach Bild 2.5) entspricht.
negativ Biegedruck im breiten Untergurt	4	Fließen im Obergurt, gefolgt von einer überproportionalen Zunahme der Druckbeanspruchungen im Untergurt.
	5	Örtliches Beulen im Untergurt, gefolgt von einer Verschiebung der Spannungsnulllinie zum Obergurt mit Biegedruckbeanspruchungen im Steg und schlagartiger Knickbildung am Übergang von Gurt und Steg.

Zusätzlich geben *Baehre et al.* die folgenden Anmerkungen:

- Der Versagensfall 2 tritt bei lippenversteiften Obergurten auf, wenn die Lippe in der Lage ist, als elastische Bettung des ebenen Gurtteiles zu wirken oder wenn die Biegesteifigkeit des Gurtes relativ groß ist.
- Die Versagensformen 1 und 2 haben nur eine geringe Abhängigkeit vom Abstand der Befestigung der Außenschale a_1 (nach Bild 2.5).
- Der Versagensfall 3 tritt nur bei relativ großen Abständen der Befestigung der Außenschale a_1 auf. Hier wird die Anordnung von Lisenen mit großem Abstand a_1 als Anwendungsfall genannt, siehe dazu Bild 2.3.

2.2.3.2 Normative Grundlagen und weitere Regelwerke

Kassettenprofile konnten wegen ihrer komplexen Querschnittsgeometrie bei Einführung in den Deutschen Bausektor in den 1980er Jahren zunächst keinem vorhandenen technischen Regelwerk (beispielsweise der *DAST-Richtlinie 016* [75] für dünnwandige kaltgeformte Bauteile oder der Normenreihe *DIN 18807* [82; 83; 85] für Trapezprofile) zugeordnet werden. Folglich mussten die für die statische Bemessung erforderlichen Tragfähigkeitswerte versuchsgestützt ermittelt und in Prüfbescheiden im Rahmen von allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassungen durch das Deutsche Institut für Bautechnik (DIBt) ausgewiesen werden. Erst im Jahr 2001 wurde mit der *Änderung A1* [86] der Anwendungsbereich der Normenreihe *DIN 18807* auf Kassettenprofile erweitert und die allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassungen entfielen. Seit der verbindlichen Einführung des *Eurocode 3* zum 01. Juli 2012 werden Kassettenprofile in Deutschland in *DIN EN 1993-1-3* [88] normativ geregelt. Obwohl *DIN 18807-1* [82] und *DIN EN 1993-1-3* [88] geeignete Verfahren zur analytischen Ermittlung der Biegemomenten- und Querkrafttragfähigkeit bereitstellen, ist es bisweilen gängige Praxis, dass die Hersteller in Prüfbescheiden versuchsgestützt ermittelte Widerstandswerte der einzelnen Querschnittsgeometrien ausweisen. Zugehörige Stützweitentabellen ermöglichen dem Anwender eine einfache (Vor-) Dimensionierung für die statischen Nachweise.

2.2.3.3 Versuchsgestützte Ermittlung der Tragfähigkeit

2.2.3.3.1 Vorbemerkungen

Baehre et al. beschreiben in [4], dass zunächst kein einheitliches Regelwerk für die experimentelle Bestimmung der Tragfähigkeit von Kassettenprofilen existierte und Versuche in Anlehnung an *DIN 18807-2* [83] durchgeführt wurden. Da diese Norm jedoch nur die Durchführung und Auswertung von Tragfähigkeitsversuchen von Trapezprofilen beschreibt, führten unterschiedliche Auslegungen und Interpretationen zu unterschiedlichen Versuchsaufbauten bei der Ermittlung der Tragfähigkeit

von Kassettenprofilen. Dies hatte nach [4] einen „nicht vernachlässigbaren“ Einfluss auf die Versuchsergebnisse, sodass der Industrieverband zur Förderung des Bauens mit Stahlblech IFBS (heute: Internationaler Verband für den Metalleichtbau) einen Ergänzungsentwurf zur *DIN 18807-2* verfasste. Dieser Entwurf wurde als Entwurf der DIBt-Richtlinie *Kassetten-Prüfung* jahrelang angewendet und bildet die Grundlage für die später vom DIBt eingeführten *Ergänzenden Prüfgrundsätze für Stahlkassettenprofiltafeln* [76], die sich auf *DIN 18807-2* beziehen. In *DIN EN 1993-1-3* [88] werden im normativen *Anhang A.2* nur wenige Angaben zu Tragfähigkeitsversuchen von Trapez- und Kassettenprofilen gemacht, die denen aus *DIN 18807-2* nicht widersprechen, sodass *DIN 18807-2* und die *Ergänzenden Prüfgrundsätze für Stahlkassettenprofiltafeln* bis heute in der Praxis sinnngemäße Anwendung finden.

2.2.3.3.2 Ausbildung von Prüfkörpern

Die nach den *Ergänzenden Prüfgrundsätzen für Stahlkassettenprofiltafeln* [76] zulässigen Prüfkörperausbildungen sind in den folgenden Bildern dargestellt. Zur Bestimmung der Tragfähigkeitswerte für den Mittelbereich von Verlegeflächen wird ein vollständiges Kassettenprofil mit zwei halben Kassettenprofilen verbunden, siehe Bild 2.8. Die sich aus diesem Aufbau ergebende Versuchskörperbreite dient als Bezugsgröße zur Bestimmung der üblicher Weise angegebenen Tragfähigkeit pro Meter Breite einer Kassettenprofilkonstruktion.

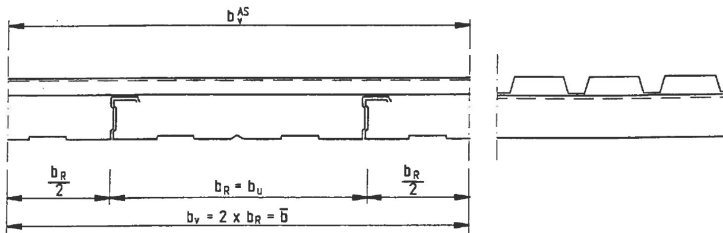


Bild 2.8: Prüfkörperausbildung zur Bestimmung der Tragfähigkeitswerte im Mittelbereich von Verlegeflächen [76]

Kann die Beanspruchbarkeit des freien Längsrandes von Kassettenprofilkonstruktionen nicht auf 80 % der Beanspruchbarkeit des Einzelsteiges des gekoppelten Längsrandes (siehe Bild 2.8) begrenzt werden, sind zusätzliche Versuche mit einem einzelnen Kassettenprofil nach Bild 2.9 durchzuführen. Hierbei ist die Baubreite des Einzelprofils die Bezugsgröße zur Bestimmung der Tragfähigkeit pro Meter Breite einer Kassettenprofilkonstruktion.

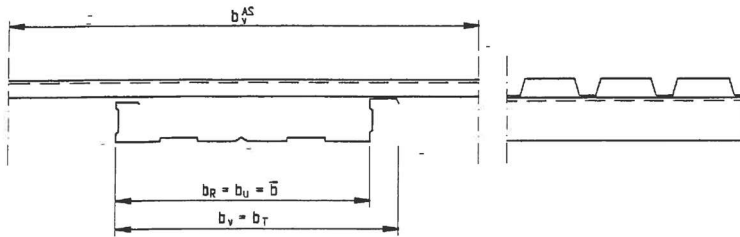


Bild 2.9: Prüfkörperausbildung zur Bestimmung der Tragfähigkeitswerte im Randbereich von Verlegeflächen [76]

Bei beiden Prüfkörperausbildungen ist nach den *Ergänzenden Prüfgrundsätzen für Stahlkassettensprofiltafeln* [76] eine (vertikal verlegte) Außenschale anzuordnen, deren Breite der doppelten Rippenbreite der Kassettensprofile b_R entspricht. Dabei wird die ungünstigste für die Anwendung vorgesehene Außenschale gewählt, also jene mit der geringsten Steifigkeit. Auch der Längsabstand der Verbindung der Außenschale mit den schmalen Obergurten a_1 wird anwendungsbezogen gewählt, da dieser einen Einfluss auf die Versuchsergebnisse hat, siehe dazu Kapitel 2.2.2.5. Die experimentell ermittelten Tragfähigkeiten besitzen also nur für den gewählten, oder einen kleineren Längsabstand a_1 Gültigkeit.

Zur Ermittlung der Tragfähigkeitswerte von Kassettensprofilfassaden mit einer indirekt an Lisenen befestigten Außenschale sind nach den *Ergänzenden Prüfgrundsätzen für Stahlkassettensprofiltafeln* [76] gesonderte Versuche durchzuführen. Die Prüfkörper für diese Versuche werden ohne Außenschale ausgebildet, als Lisenen sind in ihrer Längsrichtung seitlich gehaltene Winkelprofile L30x30x0,75 zu verwenden. Auch bei diesen Versuchen wird der Abstand der Lisenenprofile a_1 anwendungsbezogen gewählt und darf in der Praxis nicht überschritten werden. Es werden Abstände zwischen 1000 und 2000 mm empfohlen.

Weiterführende Hinweise zur Ausbildung der Prüfkörper können [76; 83; 88] entnommen werden.

2.2.3.3.3 Versuche zur Bestimmung der Biegemomententragfähigkeit

Zur Bestimmung der Biegemomententragfähigkeit ohne Querkrafteinfluss (sowie des effektiven Trägheitsmomentes I_{eff} für Verformungsberechnungen) werden Biegeversuche an Einfeldträgern durchgeführt. Nach *DIN 18807-2* [83] dürfen die Prüfkörper wahlweise mit einer Gleichflächenlast oder mit mindestens vier Linienlasten belastet werden, siehe Bild 2.10. Werden Linienlasten gewählt, müssen diese derart angeordnet werden, dass die Momentenlinie aus Tangenten an die Momenten-

linie für Gleichflächenlast besteht. Die technische Umsetzung einer Gleichflächenlast ist deutlich aufwendiger, folglich werden in der Praxis üblicherweise Versuche mit Linienlasten durchgeführt.

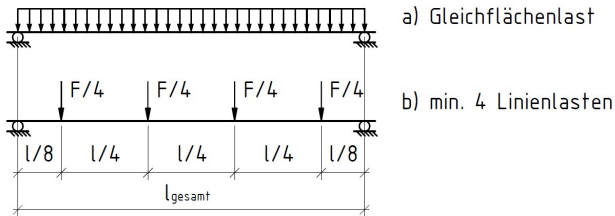


Bild 2.10: Mögliche statische Systeme für Einfeldträger-Biegeversuche an Kassettenprofilen nach [83]

Zur Bestimmung der Biegemomententragfähigkeit an Zwischenauflagern werden in der Regel sogenannte „Ersatzträgerversuche“ durchgeführt. Die Durchführung von Mehrfeldträgerversuchen wäre nach *DIN 18807- 2* [83] zulässig, wird jedoch in den *Ergänzenden Prüfgrundsätzen für Stahlkassettenprofiltafeln* [76] ausgeschlossen. Das statische System des Ersatzträgerversuches nach den *Ergänzenden Prüfgrundsätzen für Stahlkassettenprofiltafeln* ist im folgenden Bild 2.11 dargestellt. Die experimentell ermittelte Biegemomententragfähigkeit an Zwischenauflagern ist abhängig von der Auflagerbreite b_a und der Stützweite l_{gesamt} , folglich ist diese derart zu variieren, dass „der beabsichtigte Einsatzbereich in seinen Grenzen erfasst wird“ [83].

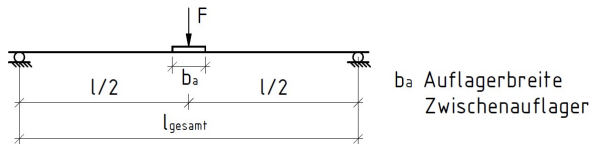


Bild 2.11: Statisches System für Ersatzträgerversuche an Kassettenprofilen nach [83]

2.2.3.3.4 Versuche zur Bestimmung der aufnehmbaren Endauflagerkraft

Zur Bestimmung der aufnehmbaren Endauflagerkraft R_A des Einfeldträgers bzw. des Endfeldes eines Mehrfeldträgers werden Versuche gemäß Bild 2.12 durchgeführt. Das zu untersuchende Auflager wird dabei nach *DIN 18807-2* [83] als Schneide mit der Steigung 1:20 ausgebildet, das abliegende Auflager wird als Rollen-Kipplager derart ausgeführt, dass ein Versagen an dieser Stelle ausgeschlossen wird. Die Lasteinleitung erfolgt über die schmalen Obergurte, ein Umkippen der

Kassettenprofilstege am zu untersuchenden Auflager wird nicht behindert. Nach den *Ergänzenden Prüfgrundsätzen für Stahlkassettenprofiltafeln* [76] sind Versuche zur Bestimmung der Zug-Endauflagerkraft „entbehrlich“, die ermittelten Druck-Endauflagerkräfte werden als konservative Abschätzung für beide Belastungsrichtungen herangezogen.

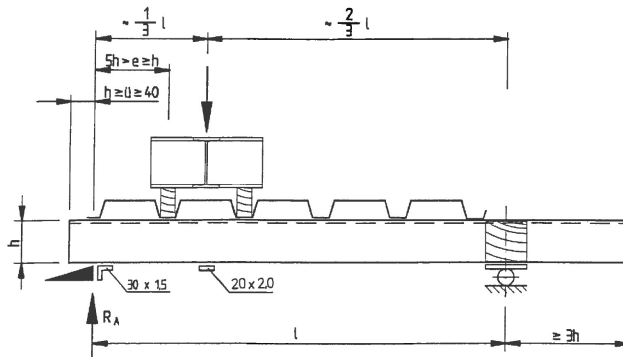


Bild 2.12: Versuchsaufbau zur Bestimmung der aufnehmbaren Endauflagerkraft R_A [76]

2.2.3.3.5 Weitere Versuchsaufbauten

Weitere Versuchsaufbauten, die in den *Ergänzenden Prüfgrundsätzen für Stahlkassettenprofiltafeln* [76] und *DIN 18807-2* [83] beschrieben werden, beziehen sich auf die Begehbarkeit von Kassettenprofilkonstruktionen. Sie sind folglich nur für Bemessung von Dachkonstruktionen relevant.

2.2.3.3.6 Auswertung der experimentellen Untersuchungen nach *DIN 18807-2*

Der deutsche *Nationale Anhang* [89] der derzeit gültigen *DIN EN 1993-1-3* [88] verweist bezüglich der Auswertung von experimentellen Untersuchungen auf *DIN 18807-2* [83], sodass die Auswertung nach *DIN 18807-2* bisweilen (zumindest auszugswise) Anwendung findet, obwohl *DIN EN 1993-1-3* ein eigenes abweichendes Verfahren bereitstellt.

Zunächst erfolgt bei der Versuchsauswertung nach *DIN 18807-2* eine Korrektur der Einzelwerte S_V einer Versuchsreihe bezüglich der Versuchsblechdicken t_V und -streckgrenzen $\beta_{S,V}$:

$$\bar{S}_V = S_V \cdot \left[\frac{\beta_{S,N}}{\beta_{S,V}} \right]^{0,5} \cdot \left[\frac{t}{t_V} \right]^\beta \quad (2.1)$$

mit:

$\beta=1$: für $t \geq t_v$

$\beta=2$: für $t < t_v$

Dabei sind $\beta_{s,N}$ und t die Nennwerte der Streckgrenze und der Blechdicke. Mit dem Mittelwert der korrigierten Ergebnisse $\bar{s}_{V,m}$ einer Population n kann deren Varianz bestimmt werden:

$$s^2 = \frac{\sum \left(\frac{\bar{S}_V}{\bar{S}_{V,m}} \right)^2 - \frac{1}{n} \cdot \left(\sum \frac{\bar{S}_V}{\bar{S}_{V,m}} \right)^2}{n - 1} \quad (2.2)$$

Der charakteristische Wert einer Kenngröße wird wie folgt bestimmt:

$$S_c = \bar{S}_{V,m} \cdot (1 - c \cdot s) \quad (2.3)$$

mit c nach Tabelle 2.2.

Tabelle 2.2: c -Werte nach DIN 18807-2 [83]

n	3	4	5	6	8	10	12	20	∞
c	2,92	2,35	2,13	2,02	1,90	1,83	1,80	1,73	1,65

Bei der Bestimmung der Trägheitsmomente (i. d. R. für Verformungsberechnungen im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit) darf nach *DIN 18807-2* auf eine Korrektur bezüglich der Abweichung der Versuchsstreckgrenzen verzichtet werden.

Bei der Auswertung experimenteller Untersuchungen nach *DIN 18807-2* dürfen für die statistische Auswertung gleichartige Versuchsreihen mit unterschiedlichen Nennblechdicken zu einer Population n zusammengefasst werden. Die erforderliche Mindestanzahl der durchzuführenden Versuche ergibt sich aus der nachfolgenden Tabelle 2.3.

Tabelle 2.3: Mindestanzahl der durchzuführenden Versuche nach DIN 18807-2 [83]

Anzahl der untersuchten Nennblechdicken	Anzahl der Versuche
≥ 3	≥ 2
für $t_N \geq 0,60$ mm	≥ 3
	≥ 4
für $t_N < 0,60$ mm	≥ 4

Folglich ist es nach *DIN 18807-2* möglich, mit nur zwei Versuchen je Bauteilgeometrie eine statistische Auswertung ohne pauschale Abminderung durchzuführen. Zusätzlich erlaubt *DIN 18807-2* explizit die lineare, bzw. quadratische Inter- und Extrapolation von Versuchsergebnissen auf andere Nennblechdicken. Es wird folglich davon ausgegangen, dass die ausgewiesenen Tragfähigkeitswerte vieler im Bestand verbauter Kassettenprofile auf Versuchswerten basieren, die inter- bzw. extrapoliert wurden.

2.2.3.3.7 Auswertung der experimentellen Untersuchungen nach DIN EN 1993-1-3

Zunächst erfolgt auch bei der Auswertung von experimentellen Untersuchungen nach aktuell gültiger *DIN EN 1993-1-3* [88] eine Normierung der Versuchsergebnisse. Auch diese Normierung berücksichtigt die Abweichungen zwischen den tatsächlichen Kennwerten der Streckgrenze und der Blechdicke und deren Nennwerten:

$$R_{adj,i} = R_{obs,i} / \mu_R \quad (2.4)$$

mit:

$R_{adj,i}$: normierter Wert

$R_{obs,i}$: gemessener Wert

Der Korrekturbeiwert μ_R wird wie nach Gleichung (2.5) ermittelt. Er ähnelt der Korrektur gemäß Gleichung (2.1) nach *DIN 18807-2*, die Exponenten sind jedoch beide variabel und können andere Werte annehmen.

$$\mu_R = \left(\frac{f_{yb,obs}}{f_{yb}} \right)^\alpha \cdot \left(\frac{t_{obs,cor}}{t_{cor}} \right)^\beta \quad (2.5)$$

mit:

$f_{yb,obs}$: gemessene Streckgrenze des Grundmaterials

f_{yb} : Basisstreckgrenze des Grundwerkstoffs vor dem Kaltwalzen

$t_{obs,cor}$: gemessene Stahlkerndicke = Dicke abzüglich der Zink- und anderer metallischer Überzüge

t_{cor} : Nenndicke abzüglich der Zink- und anderer metallischer Überzüge

α : wenn $f_{yb,obs} \leq f_{yb}$: $\alpha = 0$

wenn $f_{yb,obs} > f_{yb}$: $\alpha = 1$

bei örtlichem Beulen als Versagensform $\alpha = 0,5$

β : wenn $t_{obs,cor} \leq t_{cor}$: $\beta = 0$

wenn $t_{obs,cor} > t_{cor}$: $\beta = 2$

Für die Korrektur des Trägheitsmomentes, bei linearem Verformungsverhalten im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit, sollen nach *DIN EN 1993-1-3* die Exponenten wie folgt angesetzt werden:

$$\alpha = 0 \text{ und } \beta = 1$$

Hierdurch wird berücksichtigt, dass die gemessene Streckgrenze bei linearem Verformungsverhalten keinen Einfluss auf das Verformungsverhalten hat.

Liegen vier oder mehr Versuchsergebnisse vor, wird der charakteristische Wert R_k einer Beanspruchbarkeit nach *DIN EN 1993-1-3* wie folgt bestimmt:

$$R_k = R_m - k \cdot s \quad (2.6)$$

mit:

s : Standardabweichung

k : Beiwert zur Bestimmung der 5%-Fraktile nach Tabelle 2.4

R_m : Mittelwert der normierten Ergebnisse R_{adj}

Die Standardabweichung s wird wie folgt bestimmt:

$$s = \left[\sum_{i=1}^n (R_{adj,i} - R_m)^2 / (n - 1) \right]^{0,5} \quad (2.7)$$

oder

$$s = \left[\left[\sum_{i=1}^n (R_{adj,i})^2 - (1/n) \left(\sum_{i=1}^n R_{adj,i} \right)^2 \right] / (n - 1) \right]^{0,5} \quad (2.8)$$

mit:

n : Anzahl der Versuchsergebnisse

$R_{adj,i}$ normiertes Ergebnis des i -ten Versuches

Tabelle 2.4: Koeffizient k nach *DIN EN 1993-1-3* [88]

n	4	5	6	8	10	20	30	∞
k	2,63	2,33	2,18	2,00	1,92	1,76	1,73	1,64

Der Beiwert k nach Tabelle 2.4 zur Gewichtung der Standardabweichung korrespondiert mit dem Beiwert c nach *DIN 18807-2* (vgl. Tabelle 2.2). Die Auswertung mit den Beiwerten nach *DIN EN 1993-1-3* führt jedoch zu einer größeren Gewichtung der Standardabweichung und somit zu kleineren charakteristischen Werten.

Auch nach *DIN EN 1993-1-3* dürfen einzelne Serien von Testreihen mit variierenden Parametern wie Querschnittsabmessungen, Stützweiten, Blechdicken oder Festigkeitswerten bei der Auswertung zu einer Testreihe zusammengefasst werden, wenn alle Prüfkörper die gleiche Versagensart aufweisen. Für weiterführende Informationen zu dieser Vorgehensweise wird auf [88], Anhang A.6.3.2 und *DIN EN 1990*, Anhang D [87] verwiesen.

Der charakteristische Wert eines Einzelversuches wird nach *DIN EN 1993-1-3* wie folgt bestimmt:

$$R_k = 0,9 \cdot \eta_k \cdot R_{adj} \quad (2.9)$$

Bei einer Testreihe mit zwei oder drei Einzelversuchen darf der charakteristische Widerstand R_k nach *DIN EN 1993-1-3* wie folgt bestimmt werden, wenn die normierten Versuchsergebnisse $R_{adj,i}$ innerhalb von $\pm 10\%$ des Mittelwertes der normierten Versuchsergebnisse R_m liegen:

$$R_k = \eta_k \cdot R_m \quad (2.10)$$

Der Faktor η_k wird abhängig von der auftretenden Versagensform nach Tabelle 2.5 gewählt:

Tabelle 2.5: Faktor η_k in Abhängigkeit von der Versagensform nach [88]

Versagensform	η_k
Fließen	0,9
Gesamtverformungen	0,9
lokales Beulen	0,8 - 0,9
globale Instabilität	0,7

Die ermittelte Steifigkeit eines Einzelversuches ist nach *DIN EN 1993-1-3* mit dem Faktor 0,95 bei günstiger Wirkung und dem Faktor 1,05 bei ungünstiger Wirkung zu multiplizieren.

Angaben zur Inter- und Extrapolation von Versuchsergebnissen fehlen in *DIN EN 1993-1-3*.

Es wird festgestellt, dass es mit der Auswertung experimenteller Untersuchungen nach *DIN EN 1993-1-3* möglich ist, auch aus Einzelversuchen einen charakteristischen Wert abzuleiten. Werden weniger als vier Versuche durchgeführt, erfolgt eine pauschale Abminderung der zuvor normierten Versuchswerte um 10 bis 37 %.

2.2.3.4 Analytische Ermittlung der Tragfähigkeit

2.2.3.4.1 Allgemeines

Erste Berechnungsmodelle zur analytischen Bestimmung der Biegemomententragfähigkeit von Kassettenprofilen wurden in den 1980er Jahren von *Baehre et al.* vorgestellt [3–5]. Neben *Baehre* hat sich insbesondere *Davies* in den 2000er Jahren intensiv mit dem Tragverhalten von Kassettenprofilen beschäftigt, siehe dazu [9; 10; 12–14]. Zusätzlich seien *Rasmussen* [44], *Jönsson* [26], *Kaitila* [28] und *Misiek* [47] genannt. *Misiek* hat sich in jüngerer Vergangenheit auch intensiv mit dem Tragverhalten von Sandwichelementen beschäftigt, siehe dazu Kapitel 2.3.

Die in der für dünnwandige kaltgeformte Profile derzeit gültigen *DIN EN 1993-1-3* [88] enthaltenen Bemessungsregeln für die analytische Bestimmung der Biegemomententragfähigkeit von Kassettenprofilen basieren nach [47] auf den Berechnungsmodellen von *Baehre*.

In den folgenden Abschnitten werden zunächst die mechanischen Grundlagen erläutert, anschließend werden die zugehörigen Bemessungsansätze diskutiert.

2.2.3.4.2 Schubverzerrungen der breiten Gurte

Die elementare Biegetheorie stabförmiger Körper geht von einer linearen Spannungsverteilung im Querschnitt aus, d. h. allen Querschnittspunkten mit gleichem Abstand zur Nulllinie werden die gleichen Biegespannungen zugeordnet, siehe Bild 2.13 links. Bei dünnwandigen Querschnitten mit breiten Gurten besitzt diese Theorie keine Gültigkeit. Beispielhaft zeigt Bild 2.13 rechts dazu einen Kastenquerschnitt. Hier würde die elementare Biegetheorie wegen des Abfalls der axialen Spannungen in der Mitte der breiten Gurte zu einer deutlichen Überschätzung der Biegetragfähigkeit führen.

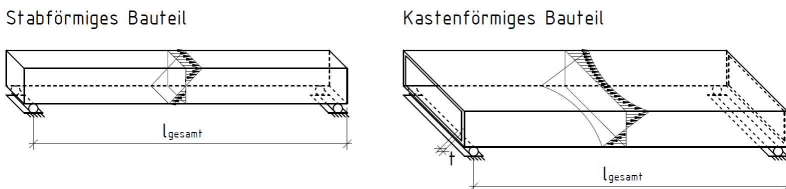


Bild 2.13: Axiale Spannungen an Voll- (l.) und Kastenquerschnitten (r.) infolge Biegebeanspruchung nach [5]

Der Abfall der axialen Biegespannungen in der Mitte von breiten Gurten wird von auftretenden Schubverzerrungen verursacht. Folglich konnte sich für diesen Effekt die englischsprachige Bezeichnung „Shear Lag“ durchsetzen.

Zur Vereinfachung der Berechnung wurde bereits in den 1930er Jahren von *H. Bleich* und *Th. v. Karman* der Begriff der „voll-mittragenden Breite“ eingeführt, siehe dazu [5; 8]. Die mittragende Breite $2B_{m1}$ wird definiert als jene Gurtbreite, die bei gleichmäßiger Spannungsverteilung den gleichen Beitrag zum Tragverhalten liefert wie die volle Gurtbreite mit inhomogener Spannungsverteilung, siehe Bild 2.14.

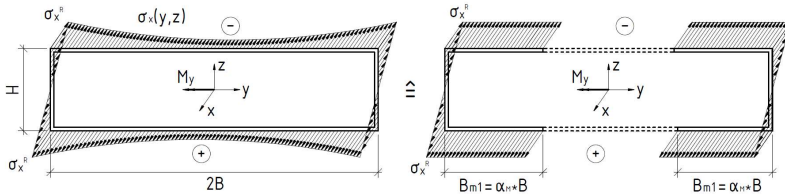


Bild 2.14: Äquivalenzbedingung zur Bestimmung der mittragenden Breite $2B_{m1}$ nach [5]

Die dargestellte Äquivalenzbedingung bezieht sich entweder auf die Tragfähigkeit oder die Durchbiegung. Sie wird in beiden Fällen am unverformten Querschnitt aufgestellt. Die folgende Gleichung (2.11) beschreibt die Tragfähigkeitsäquivalenz.

$$\begin{aligned}
 M_y &= M_y^{Stege} + M_y^{Gurte} \\
 &= 2 \int_{-H/2}^{H/2} \sigma_x(z) \cdot t \cdot z \cdot dz + 2 \int_{-B}^B \sigma_x(y, z) \cdot t \cdot z(y) \cdot dy \\
 &= M_y^{Stege} + 2 \cdot 2t \cdot B \cdot \alpha_M \cdot \sigma_x^R = M_y^{Stege} + 2 \cdot 2t \cdot B_{m1} \cdot \sigma_x^R
 \end{aligned} \quad (2.11)$$

mit:

α_M : mechanischer Mitwirkungsgrad ($\alpha_M = B_{m1}/B$)

Auf die voll-mittragende Breite haben nach *Baehre* und *Buca* „zahlreiche Parameter“ wie das statische System, die Querschnittsgeometrie, die Lastverteilung und das Verhältnis der Kassettenbreite zum Abstand der Momentennullpunkte Einfluss, siehe dazu [4; 5].

2.2.3.4.3 Gurteindrehung der breiten Gurte

Baehre und *Buca* belegen in [5] anhand von experimentellen Untersuchungen, dass die mitwirkende Breite des Untergurtes von Kassettenprofilen bei Biegezugbeanspruchung unter alleiniger Berücksichtigung der Äquivalenzbedingungen am unverformten Querschnitt gemäß Bild 2.14 mit zunehmender Belastung deutlich überschätzt wird. Sie führen dies auf den geometrischen Effekt der Gurteindrehung (engl. „Flange Curling“) zurück und leiten für den Versagenszustand eine Äquivalenzbedingung am nach Bild 2.15 verformten Gurt her, siehe Gleichung (2.12).

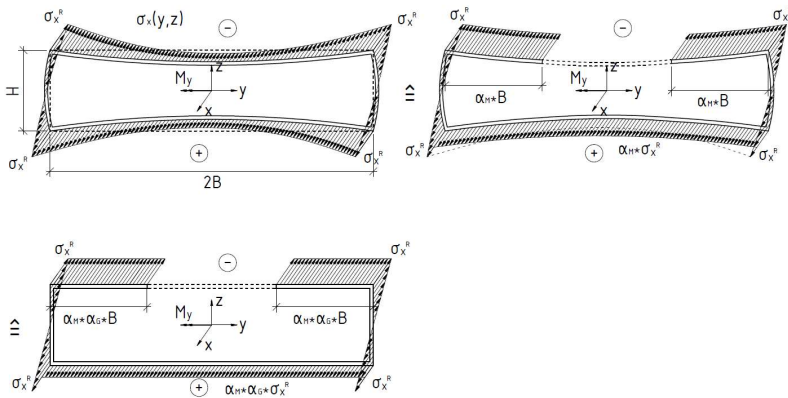


Bild 2.15: Äquivalenzbedingung zur Bestimmung der mittragenden Breite $2B_{m2}$ nach [5]

$$\begin{aligned}
 M_y &= M_y^{Stege} + 2 \cdot \alpha_M \cdot \sigma_x^R \int_{-B}^B t \cdot z(y) \cdot dy \\
 &= M_y^{Stege} + 2 \cdot \alpha_M \cdot \sigma_x^R \cdot \alpha_G \cdot B \cdot t \cdot \frac{H}{2}
 \end{aligned}
 \tag{2.12}$$

wobei

$$\alpha_G = \frac{1}{2B} \cdot \frac{2}{H} \int_{-B}^B Z(y) \cdot dy = \frac{B_{m2}}{B}$$

mit:

$2B_{m2}$: voll mittragende unverformte Gurtbreite unter Berücksichtigung des geometrischen Mitwirkungsgrades α_G

Eine der Ursachen der Gurteindrehung von biegebeanspruchten Kassettenprofilen ist die Wirkung von entstehenden Abtriebskräften gemäß Bild 2.16.

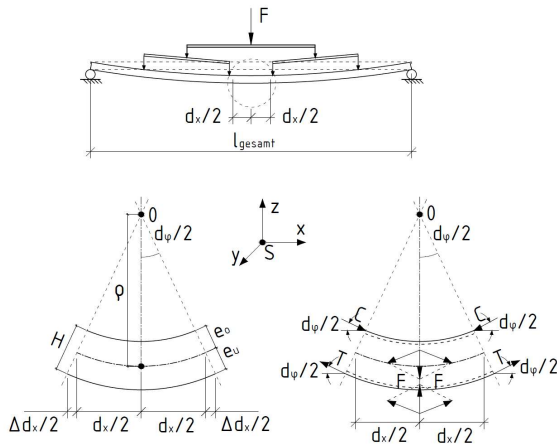


Bild 2.16: Abtriebskräfte als Ursache der Querschnittsverformung von Kassettenprofilen nach [5]

Erste Untersuchungen zur Eindrehung schlanker Gurte wurden bereits in den 1940er Jahren von *Winter* durchgeführt, siehe dazu [62; 64]. *Winter* leitet einen Ansatz zur Berechnung der aus den Abtriebskräften resultierenden Gurtdurchbiegung her, der auf der Annahme basiert, dass die Abtriebskräfte proportional zur Trägerkrümmung sind. In den 1990er Jahren beschreiben *Bernhard*, *Bridge* und *Hancock*, dass die Gurtstützung im Ansatz von *Winter* nur unzureichend berücksichtigt wird und, abhängig von den tatsächlichen Lagerungsbedingungen, Abweichungen bis zum Faktor 5 möglich sind, siehe dazu [6].

Baehre und *Buca* definieren in [5] den geometrischen Mitwirkungsgrad α_G des zugbeanspruchten breiten Kassettengurtes im Versagenszustand gemäß folgender Gleichung (2.13).

$$\alpha_G = \underbrace{\frac{1}{30} \cdot 10^{12}}_{\text{Teil 1}} \cdot \underbrace{\frac{e_0^2 \cdot t^3 \cdot t_{eq}}{H \cdot L \cdot B^4}}_{\text{Teil 2}} \cdot \underbrace{\frac{300}{s_1} \cdot \left(1 - \frac{6 \cdot f_{G0}}{B}\right)}_{\text{Teil 3}} \quad (2.13)$$

mit:

- e_0 : Schwerpunktlage bezogen auf die Oberkante
- t : Blechdicke
- t_{eq} : äquivalente Blechdicke eines mit Sicken versehenen Untergurtes
- H : Kassettenprofilhöhe
- L : Kassettenspannweite

- B : Kassettenprofilbreite
 s_1 : Längsabstand der Befestigungspunkte der Außenschale
 f_{60} : Vorverformung im Untergurt

Teil 1 der Gleichung (2.13) erfasst dabei den Einfluss der Gurteindrehung, Teil 2 berücksichtigt den Längsabstand der Befestigungspunkte der Außenschale und Teil 3 berücksichtigt vorhandene Vorverformungen.

Weiterführende experimentelle und numerische Untersuchungen zur Gurteindrehung bei Kassettenprofilen wurden in den 2000er Jahren von *Davies et al.* durchgeführt und ausgewertet. In [11] folgern *Davies* und *Chiu*, dass der Einfluss der Gurteindrehung auf die Biegemomententragfähigkeit von Kassettenprofilen in den Grenzen baupraktischer Anwendung sehr gering ist und vernachlässigt werden kann. *Misiek* und *Käpplein* bestätigen 2015 in [47] auf der Grundlage eigener numerischer Untersuchungen diese Aussage.

Das zur Herleitung der Gleichung (2.13) herangezogene mechanische Modell von *Baehre et al.* geht von einer Gurteindrehung in Form einer Halbwellen aus, siehe Bild 2.17 links. *Misiek* und *Käpplein* beobachten in ihren Untersuchungen eine Verformungsfigur mit zwei Halbwellen, siehe Bild 2.17 rechts. Bei dieser Verformungsfigur stabilisiert die neutrale Längsachse den breiten Gurt und verhindert so das Gurt-eindreihen [47].

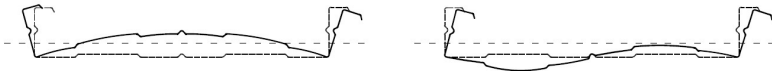


Bild 2.17: Eindreihen des breiten Gurtes zur neutralen Achse (links) und Verformungsfigur mit zwei Halbwellen (rechts)

2.2.3.4.4 Lokales Beulen

Als lokales Beulen wird ein wellenförmiges Ausweichen druckbeanspruchter Querschnittsteile senkrecht zur Plattenebene bezeichnet. Druckbeanspruchte Querschnittsteile von Kassettenprofilen sind auf Grund ihrer geringen Blechdicke grundsätzlich beulgefährdet. Zur Bemessung des lokalen Beulens konnte sich die durch *von Kármán* [34; 35] maßgeblich geprägte Methode der wirksamen Breiten durchsetzen. Dabei wird, analog zur Bemessung der Schubverzerrung (s. Kapitel 2.2.3.4.2), der tatsächlich vorhandene Spannungsverlauf durch fiktive, flächengleiche, aber konstante Spannungsblöcke mit reduzierter Breite b_{eff} ersetzt, siehe Bild 2.18.

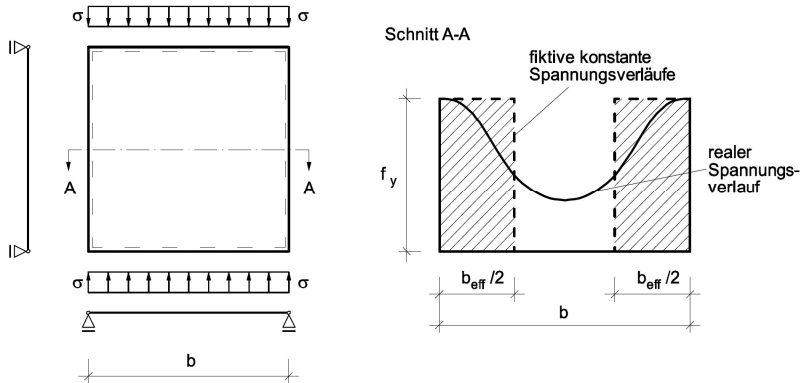


Bild 2.18: Definition des Begriffs der wirksamen Breite am Beispiel einer vierseitig gehaltenen, konstant gedrückten Platte [29]

Die wirksame Breite ist generell abhängig vom Plattenschlankheitsgrad $\bar{\lambda}_p$ gemäß folgender Gleichung (2.14).

$$\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr,p}}} \quad (2.14)$$

mit:

f_y : Fließspannung

$\sigma_{cr,p}$: ideale Beulverzweigungsspannung nach Elastizitätstheorie, siehe folgende Gleichung (2.15)

$$\sigma_{cr,p} = k_\sigma \frac{\pi^2 \cdot E \cdot t^2}{12 \cdot (1 - \nu^2) \cdot b^2} \quad (2.15)$$

mit:

k_σ : Beulwert

E : Elastizitätsmodul

t : Blechdicke

ν : Querdehnzahl (0,3)

b : Breite

Mit einem Beulwert $k_\sigma = 4,0$ für eine allseitig gelenkig gelagerte Platte ergibt sich nach von Kármánscher Definition [35] der folgende Abminderungsfaktor für die Plattenbreite.

$$\rho = \frac{b_{eff}}{b} = \sqrt{\frac{\sigma_{cr,p}}{f_y}} = \frac{1}{\bar{\lambda}_p} \quad (2.16)$$

Auf Grundlage umfangreicher experimenteller Untersuchungen kalibriert *Winter* in [63] die *von Kármánsche Definition* aus [35] und leitet empirisch die heute als *Winter-Formel* bekannte Gleichung (2.17) her.

$$\rho = \frac{b_{eff}}{b} = \frac{1}{\bar{\lambda}_p} \cdot \left(1 - \frac{0,22}{\bar{\lambda}_p} \right) \leq 1,0 \quad (2.17)$$

Ausgebeulte Querschnittsteile besitzen oberhalb der Beultragfähigkeit Tragreserven, weil einwirkende Druckspannungen nach dem Beulen über Membranspannungen abgetragen werden können. Auch die steifen Randbereiche einer ausgebeulten Platte können zusätzliche Spannungen aufnehmen. Bild 2.19 zeigt dazu die Ansätze von *von Kármán*, *Winter* und, als Referenz, die Euler-Hyperbel.

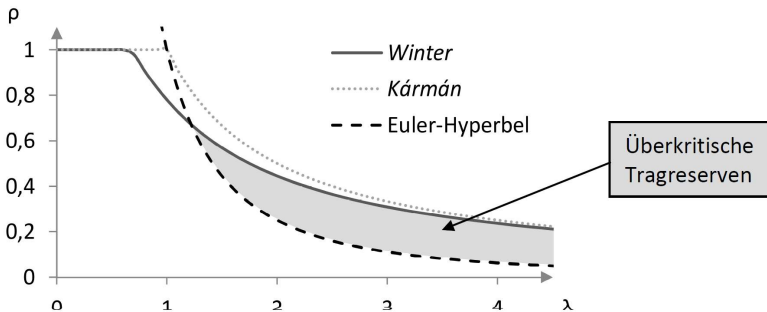


Bild 2.19: Abminderungsfaktoren ρ in Abhängigkeit von der bezogenen Schlankheit $\bar{\lambda}_p$ [18]

Wird ein Querschnitt biegebeansprucht, muss zusätzlich das Randspannungsverhältnis $\psi = \sigma_1 / \sigma_2$ berücksichtigt werden. Dazu erweitert *Dubas* die *Winter-Formel* wie folgt, siehe [15].

$$\rho = \frac{b_{eff}}{b} = \frac{1}{\bar{\lambda}_p} \cdot \left(1 - \frac{0,055 \cdot (3 + \psi)}{\bar{\lambda}_p} \right) \leq 1,0 \quad (2.18)$$

Die schmalen Obergurte von Kassettenprofilen sind in der Regel mit einer Randsteife versehen, sie können folglich als beidseitig gestützt betrachtet werden. Da die Randsteife Verschiebungen des schmalen Obergurtes nicht vollständig verhin-

dern kann, sollte diese als Wegfeder angesetzt werden. Auch mögliche Forminstabilitäten müssen berücksichtigt werden. Nähere Angaben dazu folgen in Abschnitt 2.2.3.4.8.

2.2.3.4.5 Forminstabilität der schmalen Gurte

Bei dünnwandig-offenen Querschnitten mit Lippenversteifungen an den freien Rändern oder Teilflächen mit Zwischensteifen kann neben dem lokalen Beulen ein zusätzliches lokales Stabilitätsproblem auftreten. Dieses Stabilitätsproblem wird in der Fachliteratur als Forminstabilität (engl. „Distortional Buckling“) bezeichnet. *Kalamaya* beschreibt in [29] Distortional Buckling als „lokales Beulen des durch die Lippe versteiften Flansches“ und grenzt es wie folgt vom lokalen Beulen ab:

- Die Halbbeulwellenlänge beim Distortional Buckling ist signifikant größer als beim lokalen Beulen. Sie liegt zwischen der des lokalen Beulens und der der globalen Stabstabilität.
- Die Knotenlinien bewegen sich beim Distortional Buckling relativ zum Restquerschnitt und mindestens zwei benachbarte Querschnittsteile verdrehen und verschieben sich formtreu zu einer Knotenlinie. (Beim lokalen Beulen tritt eine Verdrehung der Knotenlinie ohne Verschiebung auf.)

Eine analytische Herleitung der unterschiedlichen Verformungsfiguren kann mit Hilfe der Verallgemeinerten Technischen Biegelehre (VTB) nach *Schardt* erfolgen, sieh dazu [54].

Die mögliche Forminstabilität eines Kassettenprofilquerschnitts bei positiver Momentenbeanspruchung ist in folgendem Bild 2.20 dargestellt. Die druckbeanspruchte Lippe behindert die freie Verformung des schmalen Gurtes. Vereinfachend kann diese Verformungsbehinderung als eine kontinuierliche Bettung mit der Federsteifigkeit K betrachtet werden.

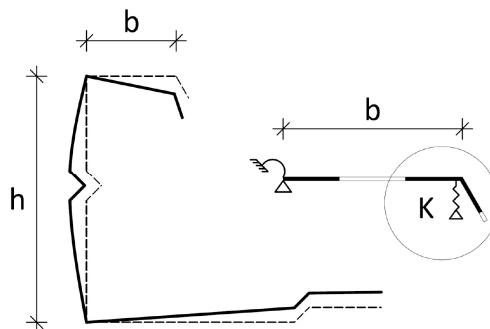


Bild 2.20: Forminstabilität des schmalen Druckgurtes eines Kassettenprofils [18]

2.2.3.4.6 Seitliches Ausknicken der schmalen Gurte

Neben dem lokalen Beulen und der lokalen Forminstabilität kann bei Kassettenprofilen ein globales Stabilitätsversagen (langwelliges seitliches Ausknicken bzw. seitliches Ausweichen der druckbeanspruchten Obergurte und der Stege) auftreten. Maßgebend für dieses Versagen ist neben der Querschnittsform und den Abmessungen des jeweiligen Kassettenprofils der Grad und der Abstand der seitlichen Stabilisierung durch die Außenschale.

Dass der Längsabstand der Befestigungspunkte zwischen Obergurt und Außenschale s_1 (alte DIN-Bezeichnung: a_1) einen Einfluss auf das Tragverhalten hat, konnte *Baehre* bereits in [5] experimentell nachweisen. Basierend auf den Untersuchungen von *Baehre* [3; 4] wird heute im Allgemeinen davon ausgegangen, dass bei Biegedruckbeanspruchung in den Obergurten Längsabstände $s_1 > 300$ mm einen Einfluss auf das Tragverhalten haben.

Übliche Außenschalen der ersten Generation (vgl. Bild 2.2 und Bild 2.3) werden in ihren Befestigungspunkten als seitliche Halterung für die schmalen Gurte betrachtet. Die dazu erforderliche Schubsteifigkeit von Trapezprofilen und an Lisenen befestigten Wellprofilen kann rechnerisch nachgewiesen werden, siehe dazu [3; 47]. Die in Kassettenprofilfassaden der zweiten Generation verwendeten Distanzschrauben (vgl. Bild 2.4) ermöglichen keine starre Kopplung mit der Außenschale, hier kann seitliches Ausknicken der schmalen Gurte auftreten. Die daraus resultierende Reduktion der Tragfähigkeit wird bislang ausschließlich experimentell im Rahmen von herstellereigenen Zulassungen ermittelt. Auch Fassadenprofile, die nur durch Einhaken an vertikal spannenden Lisenen befestigt werden, können in ihrer Ebene keine ausreichende Schubsteifigkeit bereitstellen. Bei diesen Systemen müssen die Lisenen über eine Kopplung mit einem Fixpunkt (z. B. im Sockelbereich oder Traufriegel) eine vertikale Unverschieblichkeit bereitstellen. Wird ein Kassettenprofil in den Anwendungsgrenzen üblicher Außenschalen der ersten Generation ($s_1 \ll 1000$ mm) gegen seitliches Ausweichen stabilisiert, treten in der Regel die Versagensarten 1 und 2 nach Tabelle 2.1 sowie Mischformen auf, siehe oben.

Das folgende Bild 2.21 zeigt beispielhaft ein typisches Versagensbild einer Kassettenprofilfassade der zweiten Generation mit Distanzbefestigern: Hier wurden die schmalen Obergurte bei Biegedruckbeanspruchung von der Außenschale nicht ausreichend gegen seitliches Ausweichen stabilisiert.



Bild 2.21: Typisches Versagensbild bei Biegedruckbeanspruchung der schmalen Obergurte und Befestigung der Außenschale mit Distanzbefestigern

Das seitliche Ausknicken bzw. Ausweichen als Stabilitätsversagen beschränkt sich bei Kassettenprofilen auf die schmalen Obergurte und die angrenzenden Stege, dennoch können Analogien zum Biegedrillknicken gezogen werden. So zeigen beispielsweise *Misiek* und *Käpplein* in [47], dass Nachweisformate, die für biegedrillknickgefährdete Pfetten hergeleitet wurden, auch für Kassettenprofile angewendet werden können, siehe dazu auch Kapitel 2.2.3.4.8.

2.2.3.4.7 Abtrag des Eigengewichtes

Kassettenprofile werden in Fassaden vertikal durch Konstruktionseigengewicht beansprucht. Neben dem Eigengewicht der Kassettenprofile muss das Eigengewicht der Dämmung und ggf. das Eigengewicht der Außenschale abgetragen werden, siehe Bild 2.22.

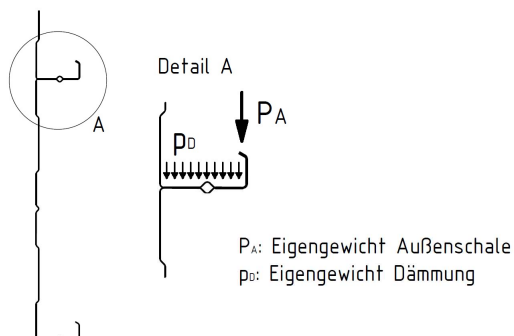


Bild 2.22: Kassettenprofile in Fassaden unter Vertikallast

Maßgebend hierbei sind in der Regel die vertikalen Verformungen der Stege und der Vergleichsspannungsnachweis am Ansatz der Stege am breiten Untergurt. Der Vergleichsspannungsnachweis ist erforderlich, wenn zusätzliche horizontale Nutzlasten (i. d. R. Wind) auftreten. Diese führen im breiten Untergurt zu einer Normalkraftbeanspruchung in Längsebene der Kassettenprofile.

Für Kassettenprofilfassaden der ersten Generation stellen *Baehre* und *Buca* in [3] die These auf, dass die Vertikallasten aus Eigengewicht vernachlässigt werden können. Sie begründen diese These damit, dass die Vertikallasten „relativ gering“ sind und von den schubsteifen Außenschalen zu den primären Tragstrukturen abgetragen werden können. Sie belegen diese These mit „einigen“ Festigkeits- und Verformungsnachweisen, die in [3] geführt werden.

Die schubweichen Außenschalen von Kassettenprofilfassaden der zweiten Generation erfordern hingegen konstruktive Maßnahmen, die eine direkte Lasteinleitung der Vertikallasten aus der Außenschale in primäre Tragstrukturen oder Nebenträger ermöglichen. Bei der Nachweisführung der Kassettenprofile wird das Eigengewicht in diesen Fällen also auch nicht berücksichtigt.

2.2.3.4.8 Normative Vorgaben

Auf eine detaillierte Beschreibung der analytischen Verfahren zur Bestimmung der Tragfähigkeit von Kassettenprofilen nach *DIN 18807-1* [82] wird an dieser Stelle verzichtet. Im Folgenden werden die aktuell gültigen *Eurocode*-Verfahren vorgestellt, eine vergleichende Gegenüberstellung beider analytischen Ansätze wurde beispielsweise im Rahmen des AiF-Forschungsvorhabens „Bauen im Bestand - Lösungen für Dach und Fassade in Stahlleichtbauweise“¹ durchgeführt, siehe dazu [50].

In der aktuell für kaltgeformte Profile gültigen *DIN EN 1993-1-3:2010-12* [88] (wird im Folgenden als *EC3-1-3* bezeichnet) finden sich in *Abschnitt 10.2* Bemessungsregeln für die analytische Berechnung der maßgebenden Widerstandsgrößen von Kassettenprofilen. Zur Bestimmung der Biegemomententragfähigkeit werden die Lastfälle „Druckbeanspruchung im breiten Gurt“ (negatives Moment nach Bild 2.7) und „Zugbeanspruchung im breiten Gurt“ (positives Moment nach Bild 2.7) unterschieden. Zur Bestimmung der Beanspruchbarkeit der Stege auf Querkraft und bezüglich der örtlichen Lasteinleitung wird in *EC3-1-3* auf den *Abschnitt 6.1* verwiesen. Die Schubfeldwirkung von vollständigen Kassettenprofilkonstruktionen wird in *Abschnitt 10.3.5* behandelt.

¹ Forschungsvorhaben: „Bauen im Bestand - Lösungen für Dach und Fassade in Stahlleichtbauweise“, RWTH Aachen und TU Dortmund, in Zusammenarbeit und gefördert durch die Forschungsvereinigung Stahlanwendung e. V. Düsseldorf (P1098), Laufzeit 02/2015 bis 12/2017

Misiek und *Käpplein* beschreiben in [47], dass die in *EC3-1-3* dargestellten Verfahren zur rechnerischen Ermittlung der Tragfähigkeit von Kassettenprofilen weitestgehend auf den Untersuchungen von *Baehre* und *Buca* [3–5] sowie *Davies* [10; 12] basieren.

In *EC3-1-3* wird die Anwendbarkeit der in *Abschnitt 10.2* dargestellten Rechenverfahren gemäß folgender Tabelle 2.6 beschränkt. Diese Anwendungsgrenzen werden an unterschiedlichen Stellen hinterfragt. So zeigt *Pyschny* in [51], dass die Verfahren auch bei Profilhöhen bis 240 mm angewendet werden könnten und *Misiek* und *Käpplein* thematisieren in [47] die Berechnung der genannten Widerstandsgrößen bei Längsabständen $s_1 > 1\,000$ mm.

Tabelle 2.6: Anwendungsgrenzen für die rechnerische Bestimmung der Biegemomenten-tragfähigkeit von Kassettenprofilen nach [88]

Parameter	Kriterium
Nennblechdicke t_{nom}	$\geq 0,75$ mm $\leq 1,50$ mm
Breite der schmalen Gurte ohne Abkantung b_f	≥ 30 mm ≤ 60 mm
Profilhöhe h	≥ 60 mm ≤ 200 mm
Baubreite b_u	≥ 300 mm ≤ 600 mm
Verhältnis des Flächenmomentes zweiten Grades des breiten Gurtes um seine eigene Schwerachse I_a zur Baubreite b_u	≤ 10 mm ⁴ /mm
Längsabstand der seitlichen Halterung der schmalen Obergurte s_1	$\leq 1\,000$ mm
Sickentiefe am breiten Gurt h_u	$< h/8$

In *Abschnitt 5*, *Tabelle 5.1* des *EC3-1-3* wird darüber hinaus eine rechnerische Bemessung auf b/t -Verhältnisse < 500 beschränkt. Die breiten Gurte von Kassettenprofilen liegen teilweise außerhalb dieser Grenze. Im Rahmen dieser Dissertation wird jedoch davon ausgegangen, dass die Rechenverfahren nach *Abschnitt 10.2* nur den in *Tabelle 2.6* dargestellten Anwendungsgrenzen unterliegen. Ein eindeutiger Hinweis dazu fehlt jedoch in *EC3-1-3*.

Bei Biegedruckbeanspruchung im breiten Gurt sind nach *EC3-1-3*, *Abschnitt 10.2.2* zunächst die infolge lokalen Beulens wirksamen Flächen aller druckbeanspruchten

Elemente des Querschnitts auf Grundlage des Spannungsverhältnisses $\psi = \sigma_2 / \sigma_1$ nach Bild 2.23 zu bestimmen. Dabei ist ψ mit „der wirksamen Fläche des Druckgurtes, aber mit der Bruttoquerschnittsfläche der Stege“ zu ermitteln.

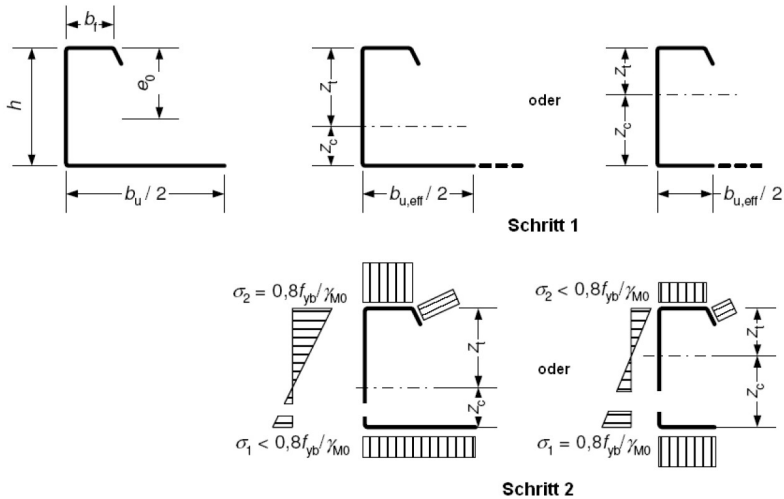


Bild 2.23: Momenten Tragfähigkeit bei druckbeanspruchtem breitem Gurt (neg. Moment) nach [88]

Anschließend wird mit der Lage der Schwerachse des wirksamen Gesamtquerschnitts das Grenzbiegemoment gemäß folgender Gleichung (2.19) bestimmt.

$$M_{c,Rd} = 0,8 \cdot W_{eff,min} \cdot f_{yb} / \gamma_{M0} \quad (2.19)$$

mit:

$$W_{eff,min} = \min \{ I_{y,eff} / z_c \text{ oder } I_{y,eff} / z_t \}$$

Eine Berücksichtigung der Effekte aus Schubverzerrung oder einer Eindrehung des breiten Gurtes (vgl. Abschnitt 2.2.3.4.2 und 2.2.3.4.3) ist bei diesem Verfahren nicht ersichtlich. Die pauschale Abminderung der rechnerisch ermittelten Tragfähigkeit um 20 % bleibt im Normtext unbegründet. Zusätzlich zu dieser Abminderung erhöht der *Nationale Anhang* [89] des *EC3-1-3* den Teilsicherheitsbeiwert γ_{M0} auf 1,1. Wird der breite Gurt bei Biegedruckbeanspruchung als zweiseitig gelagertes Element ohne Längssteifen berechnet, würde dies zu einer erheblichen Reduktion der wirksamen Querschnittsfläche führen. In Abschnitt 5.5.3.4 (4) des *EC3-1-3* wird ein Verfahren zur Berücksichtigung der Zwischenaussteifungen von Trapezprofilen be-

beschrieben, dass auch für Kassettenprofile angewendet werden kann. Ein entsprechender Verweis dazu fehlt jedoch in *EC3-1-3, Abschnitt 10.2*. Dieses Verfahren ermöglicht die Berechnung der elastischen kritischen Spannung $\sigma_{cr,s}$ eines breiten längsversteiften Druckgurtes mit „drei oder mehr Aussteifungen“ gemäß folgender Gleichung (2.20).

$$\sigma_{cr,s} = 1,8 \cdot E \cdot \sqrt{\frac{I_s \cdot t}{b_0^2 \cdot b_e^3}} + 3,6 \cdot \frac{E \cdot t^2}{b_0^2} \quad (2.20)$$

mit:

I_s : Summe der Flächenträgheitsmomente der Steifen um die schwache Achse des Gurtes unter Vernachlässigung des Terms $b \cdot t^3/12$

b_0 : Gurtbreite

b_e : abgewinkelte Breite der Blechmittelebene

Mit der elastischen kritischen Spannung $\sigma_{cr,s}$ nach Gleichung (2.20) kann ein Plattenschlankheitsgrad $\bar{\lambda}_p$ berechnet werden, der die üblichen Untergurtsicken von Kassettenprofilen berücksichtigt. Zusätzlich kann die Forminstabilität des Gurtes (Biegeknicken der Steifen) mit dem Abminderungsbeiwert χ_d gemäß folgender Gleichung (2.21) berücksichtigt werden.

$$A_{s,red} = \chi_d \cdot A_s \cdot \frac{f_{yb}/\gamma_{M0}}{\sigma_{com,ser}} \quad (2.21)$$

mit:

$A_{s,red}$ Reduzierte Gurtfläche unter Berücksichtigung der Forminstabilität

χ_d : Abminderungsbeiwert nach *EC3-1-3, Abschnitt 5.5.3.1*

$\sigma_{com,Ed}$ Druckspannung in der Schwerlinie der Steifen, berechnet am wirksamen Querschnitt

Bei Zugbeanspruchung im breiten Gurt ist nach *EC3-1-3, Abschnitt 10.2.2* zunächst die Lage der Schwereachse des Bruttoquerschnitts zu bestimmen. Anschließend kann gemäß folgender Gleichung (2.22) die wirksame Breite des breiten Gurtes bestimmt werden.

$$b_{u,eff} = \frac{53,3 \cdot 10^{10} \cdot e_0^2 \cdot t^3 \cdot t_{eq}}{h \cdot L \cdot b_u^3} \quad (2.22)$$

mit:

e_0 : Schwerpunktlage bezogen auf die Oberkante

t : Blechdicke

- t_{eq} : äquivalente Blechdicke eines mit Sicken versehenen Untergurtes
 h : Kassettenprofilhöhe
 L : Kassettenspannweite
 b_u : Gesamtbreite des Untergurtes

Dabei wird die äquivalente Blechdicke t_{eq} wie folgt definiert.

$$t_{eq} = \sqrt[3]{\frac{12 \cdot I_a}{b_u}} \quad (2.23)$$

mit:

- I_a : Flächenmoment zweiten Grades des breiten Gurtes um seine schwache Achse

Gleichung (2.22) berücksichtigt nach EC3-1-3 ein „mögliches Eindrehen der Gurte“. Es ist zu erkennen, dass Gleichung (2.22) dem ersten Teil der von Baehre und Buca hergeleiteten Gleichung (2.13) ähnelt, siehe dazu Abschnitt 2.2.3.4.3.

Anschließend sind die wirksamen Flächen aller druckbeanspruchten Teile des Querschnitts auf Grundlage des Spannungsverhältnisses $\psi = \sigma_2 / \sigma_1$ nach Bild 2.24 zu bestimmen. Dabei ist ψ mit „der wirksamen Fläche des Druckgurtes, aber mit der Bruttoquerschnittsfläche der Stege“ zu ermitteln, s. o.

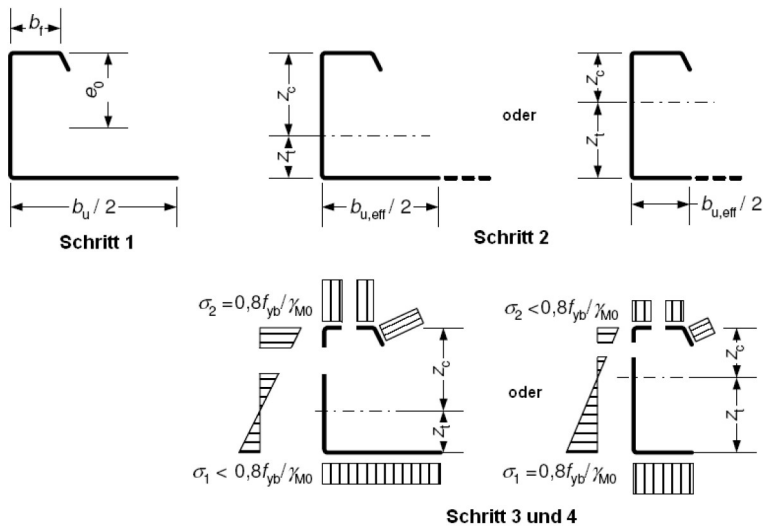


Bild 2.24: Momenten Tragfähigkeit bei zugbeanspruchtem breitem Gurt (pos. Moment) nach [88]

Zur Bestimmung der wirksamen Flächen des Obergurtes wird nach *EC3-1-3* zunächst, unter Annahme einer starren Lagerung durch die Randsteife, mit Gleichung (2.18) die effektive Gurtbreite bestimmt. Anschließend wird der Einfluss der Forminstabilität des Querschnitts, hier also dem Biegeknicken der Steife berücksichtigt. Dazu wird nach *EC3-1-3, Abschnitt 5.5.3.2* in einem iterativen Prozess die wirksame Querschnittsfläche der Randsteife berechnet, siehe dazu Bild 2.25. Stellenweise verweist *EC3-1-3* hierzu auf *DIN EN 1993-1-5*.

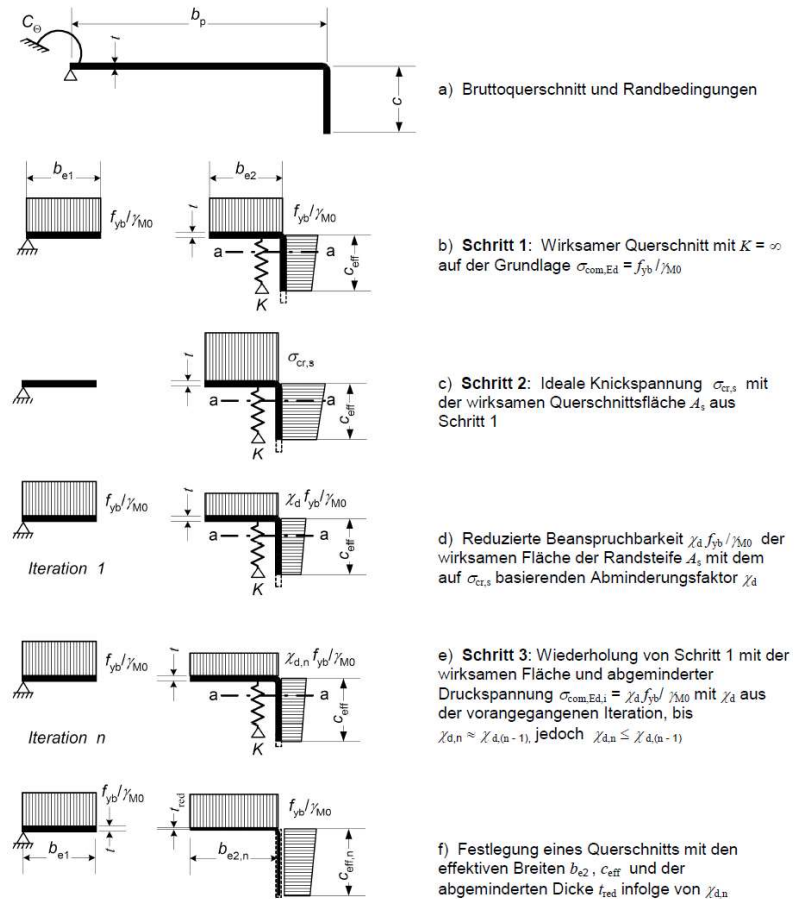


Bild 2.25: Beanspruchbarkeit des Obergurtes mit Randsteife nach [88]

Bei der Bestimmung der wirksamen Querschnittsfläche der Randsteife A_s sind ausgerundete Ecken „gegebenenfalls“ zu berücksichtigen. Dazu verweist *EC3-1-3* auf *Kapitel 5.1*, wo folgende Grenzkriterien für den Innenradius der Ausrundung angegeben werden: $r \leq 5t$ und $r \leq 0,10 b_p$. Bei größeren Innenradien ist eine Nennbreite b_p zu bestimmen, die auf den Mittelpunkt der Ecke oder Biegung bezogen wird.

Nach Ermittlung der wirksamen Flächen aller druckbeanspruchten Teile des Querschnitts kann mit der Lage der Schwerachse des wirksamen Querschnitts die Momententragfähigkeit $M_{b,Rd}$ bei positiver Momentenbeanspruchung gemäß folgender Gleichung (2.24) bestimmt werden.

$$M_{b,Rd} = 0,8 \cdot \beta_b \cdot W_{eff,com} \cdot f_{yb} / \gamma_{M0}$$

jedoch (2.24)

$$M_{b,Rd} \leq 0,8 \cdot W_{eff,t} \cdot f_{yb} / \gamma_{M0}$$

mit:

$$W_{eff,com} = I_{y,eff} / z_c$$

$$W_{eff,t} = I_{y,eff} / z_t$$

Der Korrelationsfaktor β_b berücksichtigt, wenn die Druckspannungen im schmalen Obergurt maßgebend werden, den Längsabstand der Verbindungspunkte mit der Außenschale s_1 , also den Abstand der seitlichen Halterung. Dabei wird β_b gemäß folgender Gleichung (2.25) definiert,

wenn $s_1 \leq 300$ mm:

$$\beta_b = 1,0$$
(2.25)

wenn $300 \text{ mm} < s_1 \leq 1000$ mm:

$$\beta_b = 1,15 - s_1 / 2000$$

Die Tragfähigkeit bei positiver Momentenbeanspruchung wird nach Gleichung (2.25) ab einem Abstand von $s_1 > 300$ mm abgemindert. Auch *Baehre* und *Buca* beziehen in [5] die Tragfähigkeit bei positiver Momentenbeanspruchung auf einen Referenzabstand der Befestigung der Außenschale von $s_1 = 300$ mm, siehe dazu Teil 2 von Gleichung (2.13). Es ist jedoch zu beachten, dass Gleichung (2.13) nur den geometrischen Mitwirkungsgrad α_G des zugbeanspruchten breiten Kassettengurtes im Versagenszustand definiert. Die Abminderungsfaktoren beider Bemessungsansätze sind vergleichend in Bild 2.26 gegenübergestellt.

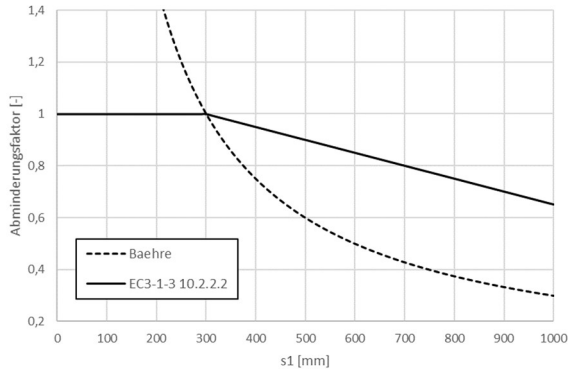


Bild 2.26: Abminderungsfaktoren zur Berücksichtigung des Längsabstandes der Befestigung der Außenschale s_1

Wird der schmale Gurt mit Randsteife als kontinuierlich gebetteter Stab betrachtet (siehe Bild 2.20), lässt sich die nach Bild 2.25 erforderliche Federsteifigkeit K der Randsteife je Längeneinheit nach EC3-1-3 gemäß folgender Gleichung (2.26) berechnen.

$$K = \frac{E \cdot t^3}{4 \cdot (1 - \nu^2)} \cdot \frac{1}{b_1^2 \cdot h_w + b_1^3} \quad (2.26)$$

mit:

b_1 : Abstand von der Steg-Flansch-Verbindung bis zum Schwerpunkt des wirksamen Bereiches der Randsteife (siehe EC3-1-3, Bild 5.6)

h_w : Steghöhe

Neben dem zuvor beschriebenen Verfahren stellt EC3-1-3 in Abschnitt 10.1.4.2 ein allgemeines Verfahren zur Ermittlung der Knickbeanspruchbarkeit des freien Gurtes von Pfetten bereit. Dieses Verfahren kann nach *Misiek* und *Käpplein* [47] auch auf Kassettenprofile adaptiert werden. Zunächst ist bei diesem Verfahren zu überprüfen, ob die Pfette in den Verbindungspunkten mit der Außenschale als seitlich gehalten angesehen werden kann. Dazu gibt EC3-1-3 folgendes Grenzkriterium an, siehe Gleichung (2.27).

$$S \geq (E \cdot I_w \cdot \frac{\pi^2}{L^2} + G \cdot I_t + E \cdot I_z \cdot \frac{\pi^2}{L^2} \cdot 0,25 \cdot h^2) \cdot \frac{70}{h^2} \quad (2.27)$$

mit:

S : Schubsteifigkeit, die durch die Befestigung der Außenschale ermöglicht wird

I_w	Wölbwiderstand der Pfette
I_t	St. Venant'sche Torsionsträgheitsmoment der Pfette
I_z	Flächenträgheitsmoment des Pfettenquerschnitts um die schwache Achse
L	Stützweite der Pfette
h	Höhe der Pfette

Einen alternativen Ansatz zur Bewertung der seitlichen Halterung von biegedrillknickgefährdeten Trägern stellt *Heil* in [24] vor. *Heil* definiert in [24] die erforderliche Grenzschersteifigkeit S gemäß folgender Gleichung (2.28).

$$S \geq \underbrace{10,18 \cdot \frac{M_{pLy}}{h}}_{\text{Teil 1}} - \underbrace{4,31 \cdot \frac{EI_z}{L^2} \cdot \left[-1 + \sqrt{1 + 1,86 \cdot \frac{c^2}{h^2}} \right]}_{\text{Teil 2}} \quad (2.28)$$

mit:

$$c = \frac{\pi^2 \cdot EI_w + GI_t \cdot L^2}{EI_z}$$

Nach *Heil* kann „für einen ersten Überschlag“, also auf der sicheren Seite liegend, der zweite Teil der Gleichung (2.28) vernachlässigt werden. Dies ermöglicht eine einfache Berechnung der erforderlichen Grenzschersteifigkeit.

Für die Berechnung der Knickbeanspruchbarkeit des freien Gurtes nach *EC3-1-3, Abschnitt 10.1.4.2* werden der Obergurt und der angrenzende Teil des Steges als elastisch gebetteter Druckstab modelliert, siehe Bild 2.27.

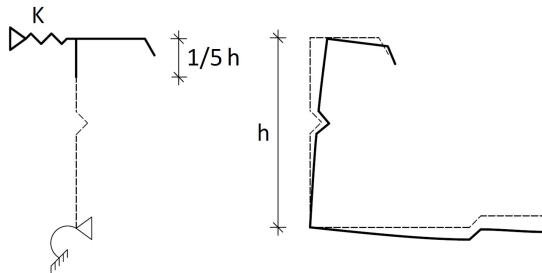


Bild 2.27: Elastische Bettung des schmalen Gurtes und seitliches Ausweichen durch Biegedrillknicken

Der mitwirkende Stegflächenanteil darf nach *EC3-1-3, Abschnitt 10.1.4.1 (2)* mit dem Ansatz $1/5$ der Steghöhe (ausgehend vom Schnittpunkt zwischen Gurt und Steg) bestimmt werden. *Misiek* und *Käpplein* wählen in [47], den Empfehlungen von *Höglund* und *Strömberg* aus [25] folgend, einen Ansatz von $0,27 \cdot h$.

Die Wegfedersteifigkeit K des Ersatzsystems wird von *Misiek* und *Käpplein* wie folgt hergeleitet, siehe Gleichung (2.29).

$$K = \frac{E \cdot t^3}{4 \cdot (1 - \nu^2)} \cdot \frac{1}{h_c^2 \cdot b_u + h_c^3 + 0,5 \cdot h_c^2 \cdot b_u \cdot k_f} \quad (2.29)$$

mit:

h_c : Abstand des Schwerpunktes des wirksamen Querschnittsteils zum breiten Untergurt

k_f : -1, siehe dazu [47]

Die Knicklänge L_{fz} des Druckstabes kann nach *EC3-1-3* mit folgendem Ansatz bestimmt werden, siehe Gleichung (2.30).

$$L_{fz} = \eta_1 \cdot L \cdot (1 + \eta_2 \cdot R^{\eta_3})^{\eta_4} \quad (2.30)$$

mit:

$$R = \frac{K \cdot L^4}{\pi^4 \cdot E \cdot I_{fz}}$$

Können die Kassettenprofile in den Verbindungspunkten mit der Außenschale als seitlich gehalten angesehen werden, entspricht die Stützweite des elastisch gebetteten Druckstabes L dem Abstand der seitlichen Halterung durch die Außenschale s_1 . Wird die erforderliche Grenzschubsteifigkeit von der Außenschale nicht bereitgestellt, entspricht die Stützweite der Trägerlänge. In diesem Fall darf die Wegfedersteifigkeit nach Bild 2.27 an die vorhandene Schubsteifigkeit der Außenschale angepasst werden. Die Beiwerte η_i der Gleichung (2.30) können der folgenden Tabelle 2.7 entnommen werden.

Tabelle 2.7: Beiwerte η_i nach *EC3-1-3*

	η_1	η_2	η_3	η_4
$s_1 \leq L/3$	0,902	8,55	2,18	-0,111
$s_1 = L$	0,694	5,45	1,27	-0,168

Die elastische Knicklast N_{cr} ergibt sich gemäß folgender Gleichung (2.31).

$$N_{cr} = \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I_{fz}}{L_{fz}^2} \quad (2.31)$$

Der Abminderungsfaktor χ_{LT} zur Berücksichtigung der Reduzierung der Druckbeanspruchbarkeit infolge eines möglichen seitlichen Ausweichens wird wie folgt bestimmt.

$$\bar{\lambda}_{fz} = \sqrt{\frac{A_{fz} \cdot f_{yb}}{N_{cr}}} \quad (2.32)$$

$$\Phi_{LT} = 0,5 \cdot [1 + 0,34 \cdot (\bar{\lambda}_{fz} - 0,4) + 0,75 \cdot \bar{\lambda}_{fz}^2] \quad (2.33)$$

$$\chi_{LT} = \frac{1}{\Phi_{LT} + \sqrt{\Phi_{LT}^2 - 0,75 \cdot \bar{\lambda}_{fz}^2}} \quad (2.34)$$

Die Beanspruchbarkeit des freien Gurtes soll nach *EC3-1-3, Abschnitt 10.1.4.2 (1)* wie folgt nachgewiesen werden, siehe Gleichung (2.35).

$$\frac{1}{\chi_{LT}} \left(\frac{M_{y,Ed}}{W_{eff,y}} + \frac{N_{Ed}}{A_{eff}} \right) + \frac{M_{fz,Ed}}{W_{fz}} \leq \frac{f_{yb}}{\gamma_{M1}} \quad (2.35)$$

Misiek und Käpplein reduzieren dieses Nachweisformat für Biegebeanspruchte Kassettenprofile wie folgt, siehe dazu [47].

$$\frac{M_{y,Ed}}{\chi_{LT} \cdot W_{eff,y}} \leq \frac{f_{yb}}{\gamma_{M1}} \quad (2.36)$$

Zur Berücksichtigung der Effekte aus Schubverzerrung verweist *EC3-1-3* auf *DIN EN 1993-1-5:2010-12* [93]. Dort sieht das zugehörige Nachweisformat vor, die geometrisch vorhandene Gurtbreite (unter der Annahme einer konstanten Spannungsverteilung im Querschnitt) mit einem Abminderungsfaktor β zu reduzieren, wenn die folgende Bedingung nicht erfüllt ist, siehe Gleichung (2.37).

$$b_0 < L_e/50 \quad (2.37)$$

mit:

b_0 : halbe Flanschbreite bei zweiseitig gelagerten Flanschen

L_e : Abstand der Momentennullpunkte

Der Abminderungsfaktor β wird in den Anwendungsgrenzen üblicher Kassettenprofile gemäß folgender Gleichung (2.38) bestimmt.

$$\beta = \frac{b_{eff}}{b} = \frac{1}{1 + 6,4 \cdot \kappa^2} \quad (2.38)$$

mit:

κ : $\kappa = \alpha_0 \cdot b_0/L_e$

Der Beiwert α_0 wird dabei wie folgt definiert.

$$\alpha_0 = \sqrt{1 + \frac{A_{sl}}{b_0 \cdot t}} \quad (2.39)$$

mit:

A_{sl} : Querschnittsfläche aller Längssteifen innerhalb der Breite b_0

Für die Bemessung im Grenzzustand der Tragfähigkeit definiert *DIN EN 1993-1-5:2010-12* [93] in *Abschnitt 3.3 (1)* den Beiwert α_0 gemäß folgender Gleichung (2.40).

$$\alpha_0^* = \sqrt{\frac{A_{c,eff}}{b_0 \cdot t}} \quad (2.40)$$

Neben dem in *Abschnitt 10.2.2.2* beschriebenen Verfahren stellt *EC3-1-3* in *Abschnitt 5.4* einen allgemeinen Berechnungsansatz zur Bestimmung der Gurteindrechung von biegebeanspruchten Profilen mit „sehr breiten Flanschen“ bereit. Die Durchbiegung des Flansches in Richtung der neutralen Achse u wird wie folgt bestimmt, siehe Gleichung (2.41).

$$u = \frac{\sigma_a^2 \cdot b_s^4}{E^2 \cdot t^2 \cdot z} \quad (2.41)$$

mit:

σ_a : mittlere Flanschspannung gerechnet am Bruttoquerschnitt

b_s : halber Abstand zwischen den Stegen

z : Abstand zwischen dem Flansch und der neutralen Achse

2.2.4 Bauphysikalische Eigenschaften

2.2.4.1 Schall- und Brandschutz

Kassettenprofilfassaden verfügen über gute Schall- und Brandschutzeigenschaften. Die in der Regel verwendeten Kernmaterialien ermöglichen hohe Schallabsorptionsraten und die Primärbauteile einer Kassettenprofilfassade sind nicht brennbar. Für weiterführende Informationen zu den Schall- und Brandschutzeigenschaften von Kassettenprofilfassaden wird auf folgende Fachliteratur verwiesen [7; 48].

2.2.4.2 Wärme- und Feuchteschutz

Die bauphysikalische Schwachstelle einer Kassettenprofilfassade liegt im Bereich der Längsstöße der einzelnen Kassettenprofile. Die metallischen Stege durchdringen dort die primäre Dämmebene über die gesamte Profillänge, was zu einer signifikanten Wärmebrücke führt. Zusätzlich können Luftundichtigkeiten zwischen den

aneinander liegenden Stegen einen weiteren Wärme- und auch Feuchtestrom verursachen. Dies tritt dann auf, wenn die dort erforderlichen Dichtbänder fehlen oder beschädigt sind. Dringt Feuchtigkeit in die Dämmung ein, führt dies bei den in Kassettenprofilfassaden verwendeten Materialien (Glas- und Steinwolle) zu einer erheblichen Verschlechterung der Wärmedämmeigenschaften.

Kassettenprofilfassaden der ersten Generation verfügen zur thermischen Trennung der Innen- und Außenschale in der Regel nur über einen ca. 3 mm starken Trennstreifen, der auf die schmalen Obergurte der Kassettenprofile aufgeklebt wird. Die Dämmstärke der zusätzlichen Dämmung bei Kassettenprofilfassaden der zweiten Generation beträgt in der Regel 40 bis 80 mm, vgl. Bild 2.4.

Zur Beurteilung der Wärmedämmeigenschaften eines Bauteils oder einer Konstruktion wird der mittlere Wärmedurchgangskoeffizient „U-Wert“ verwendet. Die aktuell gültige Energieeinsparverordnung EnEV 2009 bzw. 2014/16 [104] fordert beim „erstmaligen Einbau, Ersatz und der Erneuerung von Bauteilen“ die Einhaltung der in der folgenden Tabelle 2.8 dargestellten U-Werte.

Tabelle 2.8: Referenzwerte für Nichtwohngebäude nach EnEV [104]

Bauteil	Raum-Solltemperaturen im Heizfall ≥ 19 °C	Raum-Solltemperaturen im Heizfall von 12 bis 19 °C
Außenwand	$U = 0,28 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$	$U = 0,35 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$

Zur Berechnung des U-Wertes einer Kassettenprofilfassade können beispielsweise die Bemessungsnomogramme der *IFBS-Fachinformation 4.05* [70], Excel-Programmierungen oder numerische Simulationen verwendet werden. Umfangreiche numerische Simulationen wurden von *Kuhnhenne et al.* durchgeführt, siehe dazu [19; 40]. Zusammenfassend zeigt das folgende Bild 2.28 ein Nomogramm zur Ermittlung des U-Wertes von Kassettenprofilkonstruktionen in Abhängigkeit von der Dämmstoffdicke d_c . Es wird festgestellt, dass Kassettenprofilfassaden der ersten Generation, unabhängig von der Dämmstoffdicke und der Wärmeleitfähigkeitsstufe (WLS/WLG λ nach [81]) der verwendeten Dämmung, den heutigen Anforderungen an den Wärmeschutz (Tabelle 2.8) nicht mehr genügen. Auch Kassettenprofilfassaden der zweiten Generation genügen den heutigen Anforderungen erst ab einer gewissen Dämmstoffdicke.

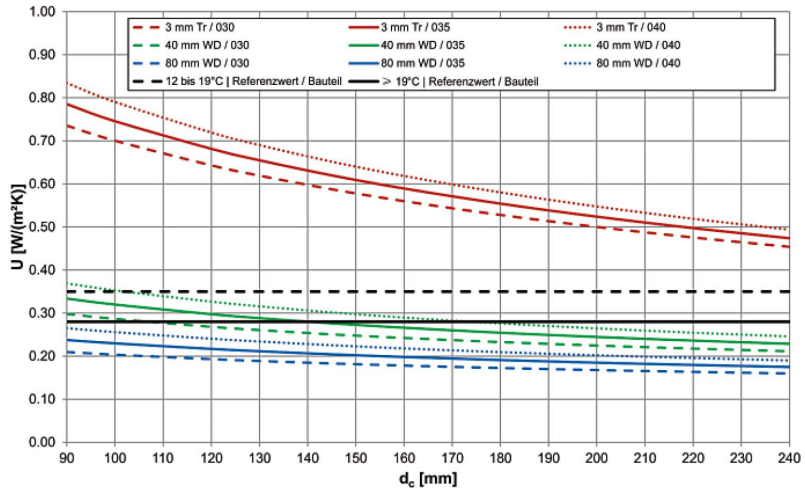


Bild 2.28: Nomogramm zur Ermittlung des U-Wertes einer Kassettenprofilfassade mit gemittelter Profildicke [19]

2.2.5 Zusammenfassung und Fazit

Kassettenprofilfassaden werden, vorwiegend im Industriebau, flächendeckend seit Beginn der 1980er Jahre eingesetzt. Sie werden in Fassaden bislang für die Beanspruchung durch senkrecht zur Fassadenebene wirkende Windlasten bemessen.

Die geringe Blechdicke der Kassettenprofile, in Kombination mit der charakteristischen Querschnittsgeometrie mit überproportional breitem Untergurt, führen dazu, dass ihr Tragverhalten nur sehr aufwendig abgebildet werden kann.

Es ist bisweilen gängige Praxis, dass die zur statischen Bemessung erforderlichen Widerstandswerte versuchsgestützt ermittelt werden. Aktuell gültig für Kassettenprofile ist *EC3-1-3* [88]. Der *Nationale Anhang (NA)* [89] von *EC3-1-3* verweist bezüglich der versuchsgestützten Ermittlung von Tragfähigkeitswerten (mit der unscharfen Formulierung „[...] sind zusätzlich zu berücksichtigen“) auf die bereits zurückgezogene Norm *DIN 18807-2* [83]. Diese regelt eigentlich Trapezprofile im Hochbau, in *Änderung A1* [84] werden ihre Anwendungsgrenzen jedoch auf Kassettenprofile erweitert, wenn die *Ergänzenden Prüfgrundsätze für Stahlkassettenprofiltafeln* [76] berücksichtigt werden. Dieser Zusammenschluss aus fünf unterschiedlichen Dokumenten bietet zu einzelnen Fragestellungen zur Versuchsdurchführung und -auswertung einen Interpretationsspielraum, der einen signifikanten Einfluss auf die Versuchsergebnisse haben kann. Folglich wird empfohlen, *EC3-1-3* zu über-

arbeiten und dort einheitliche Regeln zur versuchsgestützten Ermittlung von Tragfähigkeitswerten für Kassettenprofile bereitzustellen. Dies ist aber nicht Gegenstand der vorliegenden Dissertation.

Es ist nach *EC3-1-3, Abschnitt 10.2* auch möglich, die Tragfähigkeitswerte von Kassettenprofilen analytisch zu bestimmen. Das dort vorgestellte Verfahren ist sehr aufwendig. Es müssen eine Vielzahl von Rechenschritten durchgeführt werden, dabei wird zwischen unterschiedlichen Kapiteln und weiteren Normen gesprungen. Anschließend folgt unbegründet eine pauschale Abminderung der zuvor ermittelten Werte um 20%, vgl. Gleichung (2.19) und Gleichung (2.24). Es sollte daher grundsätzlich geprüft werden, ob das Rechenverfahren in *EC3-1-3* vereinfacht werden kann. Dies ist aber nicht Gegenstand der vorliegenden Dissertation.

Bezüglich der Gurteindrehung des breiten Untergurtes werden unterschiedliche Auffassungen vertreten. *Baehre et al.* gehen von einer Gurteindrehung in Form einer Halbwellen aus, *Misiek/Käpplein* beobachten in ihren Untersuchungen eine Verformungsfigur mit zwei Halbwellen. Ein Vergleich des Berechnungsansatzes von *Baehre* nach Gleichung (2.13) mit dem Berechnungsansatz in *EC3-1-3* nach Gleichung (2.22) führt zu der Schlussfolgerung, dass in *EC3-1-3* von einer Gurteindrehung in Form einer Halbwellen ausgegangen wird. Hier sollten weitere wissenschaftliche Untersuchungen durchgeführt werden. Gegebenenfalls ist das mechanische Modell zur Gurteindrehung in *EC3-1-3* zu hinterfragen.

Die Stege der Kassettenprofile durchdringen die Dämmebene. Dies führt dazu, dass Kassettenprofilfassaden der ersten Generation, unabhängig von der Dämmstoffdicke und dem Typ der verwendeten Dämmung, den heutigen Anforderungen an den Wärmeschutz nicht mehr genügen. Auch Kassettenprofilfassaden der zweiten Generation genügen den heutigen Anforderungen erst ab einer gewissen Dämmstoffdicke. Folglich müssen viele Kassettenprofilfassaden im Gebäudebestand in den nächsten Jahren energetisch saniert werden. Dies ist Gegenstand der vorliegenden Dissertation.

2.3 Sandwichfassaden

2.3.1 Allgemeines

Sandwichelemente bestehen im Bauwesen in der Regel aus zwei dünnen, dehnsteifen Deckschichten und einer dazwischenliegenden dicken, schubweichen Kernschicht. Durch die schub- und zugfeste Verbindung der einzelnen Schichten entsteht ein Verbundquerschnitt mit hoher Tragfähigkeit, der sogenannte „Sandwicheffekt“. Die Kombination der jeweils günstigen Eigenschaften der unterschiedlichen Deckschicht- und Kernmaterialien ermöglicht den Abtrag vergleichsweise großer Lasten bei „äußerst“ geringem Eigengewicht [56]. Im üblichen Hochbau werden

heute Stahl-Deckschichten mit werkseitigem Korrosionsschutzsystem und Kerne aus Polyurethan (PUR), beziehungsweise Polyisocyanat (PIR) sowie Mineralwolle (MW) verwendet. Durch die guten Wärmedämmeigenschaften dieser Kernmaterialien können die Funktionen „Dichten“, „Dämmen“ und „Tragen“ in einem einzigen Bauteil vereint werden [41]. Die schnelle und einfache Montage der Sandwichelemente mit Nut- und Federsystem erlaubt eine rasche und effiziente Bauausführung, sodass Sandwichelemente seit einigen Jahren den Markt im Industrie- und Gewerbebau dominieren. Beispielhaft zeigt das folgende Bild 2.29 eine typische Lagerhalle mit einer Fassade aus Sandwichelementen. Auch der Bau architektonisch ansprechender Fassaden ist mit Sandwichelementen möglich, siehe dazu [59–61].

In den folgenden Abschnitten werden nur die für die im Rahmen dieser Dissertation behandelten Fragestellungen relevanten Eigenschaften von Sandwichelementen dargestellt, für weiterführende Informationen wird auf die bereits in Abschnitt 2.1 genannte Fachliteratur verwiesen. An dieser Stelle gesondert erwähnt seien die Standardwerke von *Stamm/Witte* [56], *Koschade* [36] sowie *Lange/Berner* [41].



Bild 2.29: Industriehalle mit einer Fassade aus Sandwichelementen [40]

2.3.2 Konstruktive Ausbildung

Das folgende Bild 2.30 zeigt beispielhaft ein für den Einsatz im Bauwesen typisches Sandwichelement aus kontinuierlicher Fertigung in einer Doppelbandanlage mit Nut- und Federprofilierung an den Längsrändern (Details zur Herstellung siehe *Koschade* [36]). Die Baubreite beträgt in der Regel ca. 1 000 mm, die Querränder werden in der gewünschten Lieferlänge (bis ca. 18 000 mm) stumpf abgelängt. Folglich können die Querränder produktionsbedingt nicht eigenständig gefügt werden.



Bild 2.30: Typischer Aufbau Wand-Sandwichelement im Bauwesen [36]

Die Deckschichten von Sandwichelementen bestehen üblicher Weise aus Stahl der Güte S320 bzw. S350 und haben Blechdicken von etwa 0,4 bis 0,7 mm. Sie werden werkseitig mit einem mehrschichtigen Korrosionsschutzsystem (Feuerverzinkung mit organischer Beschichtung) versehen und in der Regel profiliert. *Lange* und *Berner* unterschieden in [41] drei Arten der Deckschichtprofilierung von Sandwichelementen: eben (keine Profilierung), leichte Profilierung mit $h \leq 5$ mm und starke Profilierung. Das folgende Bild 2.31 zeigt im Bauwesen übliche Deckschichtprofilierungen und ihre Bezeichnungen.

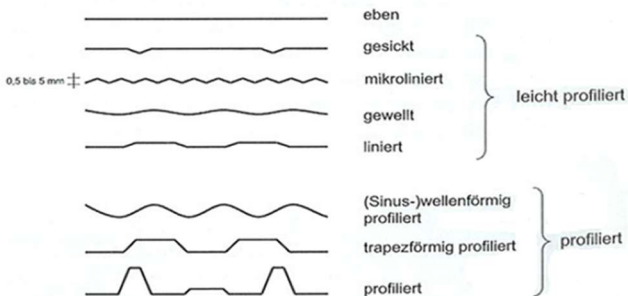


Bild 2.31: Arten der Deckschichtprofilierung nach [41]

Aus folgenden Gründen werden im Fassadenbau in der Regel Sandwichelemente mit leicht profilierten Deckschichten eingesetzt:

- Leicht profilierte Oberflächen sind gegenüber ebenen Oberflächen unempfindlicher, kleinere Dellen und Kratzer fallen nicht auf.
- Leichte Profilierungen längs zur Spannrichtung führen zu einer deutlichen Steigerung der Tragfähigkeit der biegedruckbeanspruchten Deckschicht, siehe dazu Abschnitt 2.3.3.

Stark profilierte Deckschichten werden vornehmlich im Dachbereich eingesetzt:

- Befestigungsmittel können in den Hochsicken angeordnet werden, so werden mögliche Undichtigkeiten in den wasserführenden Schichten vermieden.
- Die schubweichen Kernmaterialien der Sandwichelemente neigen zum Kriechen. Die Eigensteifigkeit einer stark profilierten Deckschicht mindert auftretende Kriechverformungen.

Die Kernschicht kann nach [41] aus Polyurethan- bzw. Polyisocyanathartschaum (PUR bzw. PIR), extrudiertem Polystyrol (EPS, XPS), Phenolharzschäumen, Schaumglas und Mineralwolle (MW) bestehen. Wegen ihrer sehr guten Wärmedämmeigenschaften dominieren die PUR- und PIR-Produkte den deutschen Markt. Bei erhöhten Schall- und Brandschutzanforderungen sowie aus ökologischen Gründen werden MW-Produkte eingesetzt. Diese sind nicht brennbar.

Für die Befestigung von Sandwichelementen stehen derzeit zwei Methoden zur Verfügung, siehe Bild 2.32.

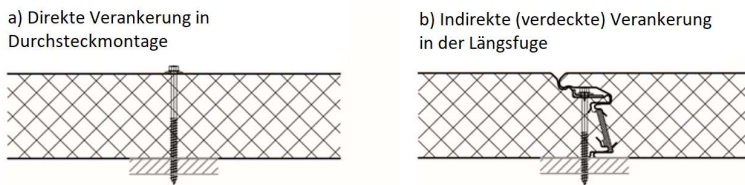


Bild 2.32: Direkte und indirekte Verankerung von Sandwichelementen [59]

Bei der direkten Verankerung in Durchsteckmontage werden die Sandwichelemente vollständig von den Befestigungsmitteln durchdrungen und kraftschlüssig mit der jeweiligen Unterkonstruktion verbunden. Der wesentliche Vorteil dieser Variante ist, dass die Befestigungsmittel flexibel angeordnet werden können. Demgegenüber stehen eine wärmeschutz- und dichtungstechnische Schwächung der Außenhülle und eine erhebliche Beeinträchtigung des optischen Erscheinungsbildes. Das folgende Bild 2.33 zeigt dazu beispielhaft die sichtbaren Schraubenköpfe an der Außenseite eines Sandwichelementes in typischer äquidistanter Anordnung.



Bild 2.33: Sichtbare Schraubenköpfe bei Befestigung in Durchsteckmontage [59]

Alternativ können Sandwichelemente verdeckt in ihren profilierten Längsfugen verankert werden. Eine Übergreifung der Elemente verdeckt dabei die Schraubenköpfe, siehe Bild 2.32 rechts. Bei dieser Variante werden die Elemente an einem Längsrand mit der Unterkonstruktion verschraubt, der andere Längsrand wird in die angrenzende Fuge eingehängt. Die verdeckte Befestigung führt zu einer deutlichen Reduktion der Tragfähigkeit, trotzdem ist sie heute üblich. Dies führen *Ungermann et al.* auf das deutlich ansprechendere optische Erscheinungsbild der Gesamtfassade zurück, siehe dazu [59].

Sandwichelemente können im Fassadenbau horizontal oder vertikal verlegt werden. Horizontal verlegte Sandwichelemente werden im üblichen Industriebau direkt an der primären Tragstruktur befestigt, vertikal verlegte Sandwichelemente werden häufig an einer Unterkonstruktion aus C-Profilen montiert. Die nicht trivialen Ausführungsdetails einer Sandwichfassade erläutert *Koschade* in [36].

2.3.3 Mechanische Eigenschaften und statische Bemessung

2.3.3.1 Allgemeines

Die mechanischen Grundlagen der Sandwichtechnik werden ausführlich von *Allen* [1], *Plantema* [49], sowie *Stamm/Witte* [56] beschrieben. Für weiterführende Informationen wird auf diese Quellen verwiesen. An dieser Stelle wird, in Anlehnung an *Lübke* [45], lediglich eine kurze Einführung in die Grundlagen der Sandwichtechnik gegeben.

Die Sandwichtheorie basiert auf der Annahme einer schubsteifen Verbundwirkung zweier äußerer Deckschichten mit einem weicheren Sandwichkern. Die eigene Biegesteifigkeit der Deckschichten kann bei ebener oder leichter Profilierung (vgl. Bild 2.31) vernachlässigt werden. Abweichend zur *Bernoulli'schen* Balkentheorie (Grundlagen dazu siehe [21]) wird der Kern eines Sandwichelementes nicht als

schubstarr, sondern als schubsteif angenommen. Dies bedeutet, dass die Einzelquerschnitte zwar eben bleiben, der verformte Querschnitt jedoch nicht sektrecht zur Schwerelinie verbleibt, siehe Bild 2.34. Dies entspricht den Annahmen der Balkentheorie nach *Timoshenko* [57] bzw. der Plattentheorie nach *Reissner/Mindlin* [53].

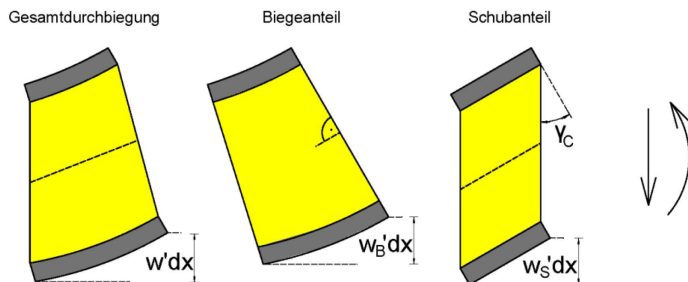


Bild 2.34: Biege- und Schubdeformation am verformten Element [45]

Die Gesamtverformung eines biegebeanspruchten Sandwichquerschnitts setzt sich folglich aus einem Biege- und einem Schubanteil zusammen, siehe Gleichung (2.42).

$$w = w_B + w_S \quad (2.42)$$

Die Biegesteifigkeit der Kernschicht kann bei den im Bauwesen üblichen PU- und MW-Kernen vernachlässigt werden. Folglich setzt sich bei Sandwichelementen mit quasi-ebenen Deckschichten die Gesamtbiegesteifigkeit lediglich aus den Steiner-Anteilen der über den Kern schubstarr gekoppelten Deckschichten zusammen, siehe Gleichung (2.43).

$$E_F \cdot I_y = E_F \cdot \frac{e^2 \cdot A_{F1} \cdot A_{F2}}{A_{F1} + A_{F2}} \quad (2.43)$$

mit:

- $E_F \cdot I_y$: Biegesteifigkeit des Sandwichelementes
- E_F : E-Modul der Deckschichten
- e : Schwerpunktabstand der Deckschichten
- A_{F1} : Fläche der äußeren Deckschicht, Oberseite
 $A_{F1} = t_1 \cdot b$
- A_{F2} : Fläche der inneren Deckschicht, Unterseite
 $A_{F2} = t_2 \cdot b$

t_1, t_2 : Kernblechdicke der Deckschicht i (ohne Zinkauflage)

b : Elementbreite (i. d. R. 1 000 mm)

Der Abtrag der Schubbeanspruchung erfolgt bei Sandwichelementen maßgebend durch die Kernschicht. Die folgende Gleichung (2.44) ermöglicht deshalb eine hinreichend genaue Näherung der Schubsteifigkeit eines biegebeanspruchten Sandwichelementes.

$$G_c \cdot A_c = G_c \cdot d_c \cdot b \quad (2.44)$$

mit:

$G_c A_c$: Schubsteifigkeit des Sandwichelementes

d_c : Kerndicke

Die Biegeverformung und die Schubdeformation eines Sandwichelementes mit quasi-ebenen Deckschichten können also mit den folgenden Gleichungen (2.45) und (2.46) bestimmt werden.

$$w_B'' = -\frac{M(x)}{E \cdot I_y} \quad (2.45)$$

$$w_S' = \frac{Q(x)}{G_c \cdot A_Q} \quad (2.46)$$

Das folgende Bild 2.35 zeigt die vereinfachend angenommene Spannungsverteilung bei Biegebeanspruchung im Sandwichquerschnitt.

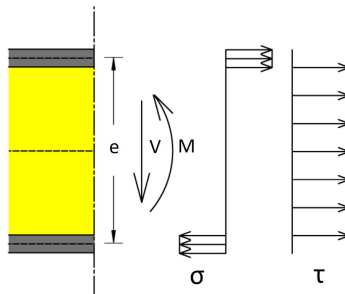


Bild 2.35: Angenommene vereinfachte Spannungsverteilung im Sandwichquerschnitt in Anlehnung an [45]

Bei Sandwichelementen mit stark profilierten Deckschichten, beispielsweise einem trapezprofilierten Dachelement, muss eine (deutlich aufwendigere) steifigkeitsorientierte Schnittgrößenberechnung erfolgen.

2.3.3.2 Normative Grundlagen und weitere Regelwerke

Der Einsatz von Sandwichelementen im Bauwesen wird seit Oktober 2010 in der europäischen Normenreihe *DIN EN 14509* [91] geregelt. Dabei ist erforderlich, dass alle verwendeten Elemente über eine CE-Kennzeichnung verfügen. Zusätzlich müssen in Deutschland bisweilen für jeden Elementtyp herstellerspezifische allgemeine bauaufsichtliche Zulassungen (abZ) durch das Deutsche Institut für Bautechnik (DIBt) erwirkt werden. In diesen abZ werden die für das Führen der statischen Nachweise erforderlichen Kenngrößen (beispielsweise die Knittertragfähigkeit der druckbeanspruchten Deckschicht) ausgewiesen. Für die Befestigungsmittel der Sandwichelemente werden ebenfalls, auf Grundlage kategorisierter Versagensformen (beispielsweise Überknöpfen des Schraubenkopfes aus dem Deckblech oder Herausziehen der Schraube aus der tragenden Unterkonstruktion), Bemessungswerte der Tragfähigkeit in gesonderten abZ ausgewiesen. Die Gültigkeit einer abZ ist in der Regel auf fünf Jahren begrenzt.

In Bereichen, die noch nicht bauaufsichtlich geregelt sind, werden vom *Technical Committee 7 der Europäischen Konvention für Stahlbau* (ECCS) regelmäßig Empfehlungen publiziert, die die neuesten wissenschaftlichen Erkenntnisse zusammenfassen. ECCS-Empfehlungen werden vom DIBt bei der Erwirkung einer abZ oder einer Zustimmung im Einzelfall in der Regel als Stand der Technik anerkannt. Die aktuell gültige *DIN EN 14509* basiert auf der ECCS-Empfehlung *Preliminary European Recommendations for Sandwich Panels, Part I Design* [77]. Generell ist es derzeit Stand der Technik, dass alle für die statischen Nachweise in der Sandwichbauweise erforderlichen Kenngrößen auf den Ergebnissen umfangreicher experimenteller Untersuchungen basieren [36]. Weiterführende Informationen zur Versuchsdurchführung und -auswertung können *DIN EN 14509, Anhang A* [91] entnommen werden.

2.3.3.3 Einwirkungen und Schnittgrößenermittlung

2.3.3.3.1 Vorbemerkungen

Sandwichelemente werden in Fassaden maßgebend durch (senkrecht zu ihrer Fläche einwirkende) Windlasten und Temperaturdifferenzen beansprucht. Zusätzlich muss beim Nachweis der Befestigungsmittel und der Unterkonstruktion das Eigengewicht der Elemente berücksichtigt werden. Etwaige Schnittgrößen aus Kriechverformungen der Kernschicht können in Fassaden vernachlässigt werden, da die Elemente senkrecht zu ihrer Fläche nicht ständig beansprucht werden. Eine ausführliche Einführung zur baustatischen Bemessung von Sandwichelementen in der Praxis wird in der IFBS-Dokumentation *5.08 Bemessung von Sandwichbauteilen* [71] gege-

ben. Dort finden sich auch Informationen zur Schnittgrößenermittlung bei auftretenden Kriechverformungen, die nur bei Dachelementen relevant werden. Im folgenden Abschnitt werden gesondert die bei Sandwichelementen bauartbedingt auftretenden Temperaturdifferenzen sowie die daraus resultierenden inneren und äußeren Schnitt- und Verformungsgrößen erläutert. Anschließend folgen Ausführungen zur analytischen und numerischen Schnitt- und Verformungsgrößenermittlung bei Sandwichelementen.

2.3.3.3.2 Temperaturdifferenz

Die sehr guten Wärmedämmeigenschaften der Kernmaterialien führen bei Sandwichelementen dazu, dass die Deckschichten stark abweichende Temperaturen aufweisen können. Dies führt unter bestimmten Bedingungen zu inneren und äußeren Schnittgrößen, die bei der Bemessung berücksichtigt werden müssen.

Neben den unterschiedlichen Umgebungstemperaturen im Innen- und Außenbereich hat Sonneneinstrahlung einen erheblichen Einfluss auf die Temperatur der dünnwandigen metallischen Deckschichten. So können bei direkter Sonneneinstrahlung an der Außenseite Deckschichttemperaturen oberhalb von +80 °C auftreten. In den nationalen *bauaufsichtlichen Zulassungen* von Sandwichelementen, z. B. [69] und *DIN EN 14509* [91] wird übereinstimmend von den in der folgenden Tabelle 2.9 dargestellten Bemessungs-Deckschichttemperaturen T_1 an der Gebäudeaußenseite ausgegangen. Beide Regelwerke unterscheiden bezüglich der Sonneneinstrahlung die drei Farbgruppen „sehr hell“, „hell“ und „dunkel“ und weisen diesen Bemessungstemperaturen zwischen +55 °C und +80 °C zu.

Tabelle 2.9: Deckschichttemperaturen an der Außenseite von Sandwichelementen [69]

Jahreszeit	Sonnen- einstrahlung	Grenz- zustand der Tragfähigkeit T_1 [°C]	Grenz- zustand der Gebrauchstauglichkeit		
			Farbgruppe *	R_G ** [%]	T_1 [°C]
Winter bei gleichzeitiger Schneelast	-	-20	alle	90 - 8	-20
	-	0	alle	90 - 8	0
Sommer	direkt	+80	I II III	90 - 75 74 - 40 39 - 8	+55 +65 +80
	indirekt ***	+40	alle	90 - 8	+40

* I = sehr hell II = hell III = dunkel

** R_G : Reflexionsgrad bezogen auf Bariumsulfat = 100 % (Die angegebenen Helligkeitswerte beziehen sich auf das Messverfahren nach Hunter-L-a-b.)

*** Unter indirekter Sonneneinstrahlung auf die Wand wird der Fall einer vorgehängten, hinterlüfteten Fassade vor der Sandwichwand (wie z. B. oftmals bei Kühlhallen) verstanden.

Die Bemessungstemperatur T_2 der inneren Deckschicht beträgt in Deutschland + 20 °C für den Lastfall Winter und + 25 °C für den Lastfall Sommer [91]. Aus diesen Bemessungstemperaturen ergeben sich nach Gleichung (2.47) Temperaturgradienten ΔT von bis zu + 55 K.

$$\Delta T = T_1 - T_2 \quad (2.47)$$

Aus den Temperaturgradienten resultieren unterschiedliche Deckschichtdehnungen, die in statisch bestimmten Systemen (i. d. R. Einfeldträger) zu einer Elementkrümmung in Richtung der wärmeren Deckschicht führen, siehe Bild 2.37 links. Beim statischen Nachweis der Verbindungsmittel an den Auflagern müssen folglich entsprechende Schraubenkopfauslenkungen berücksichtigt werden. In statisch unbestimmten Globalsystemen (Sandwichelement als Zwei- oder Mehrfeldträger) wird eine temperaturdifferenzinduzierte Elementkrümmung systembedingt behindert und es entstehen globale Schnittgrößen und Auflagerreaktionen, siehe Bild 2.36 rechts. Diese globalen Schnittgrößen und Auflagerreaktionen sind bei Sandwichelementen häufig bemessungsmaßgebend.

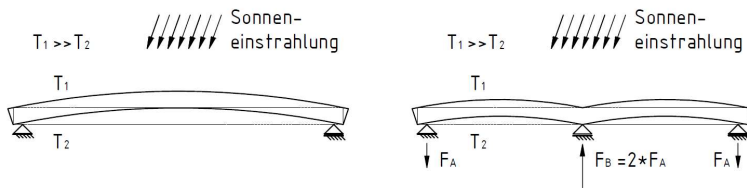


Bild 2.36: Temperaturdifferenzinduzierte Elementkrümmung in einem statisch bestimmten System (links) und in einem statisch unbestimmten System (rechts)

Ein Sandwichelement mit stark profilierter Deckschicht ist innerlich statisch unbestimmt. Die Eigenbiegesteifigkeit der Deckschicht behindert eine temperaturdifferenzinduzierte Elementkrümmung und es entstehen innere Schnittgrößen, die bei der Bemessung ebenfalls berücksichtigt werden müssen.

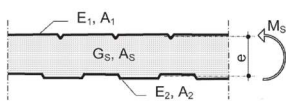
2.3.3.3 Analytische Schnitt- und Verformungsgrößenermittlung

Auf Grundlage des in Abschnitt 2.3.3.1 dargestellten mechanischen Modells ist eine einfache analytische Ermittlung der Schnittgrößen von Sandwichbauteilen zunächst nur in Ein- und Mehrfeldträgersystemen mit gleicher Spannweite möglich. Das zugehörige Berechnungsverfahren ist in *DIN EN 14509, Anhang E* [91] dargestellt. Die IFBS-Dokumentation 5.08 *Bemessung von Sandwichbauteilen* [71] fasst dieses Berechnungsverfahren in den folgenden zwei Tabellen zusammen. Es wird zwischen

Elementen mit beidseitig quasi-ebenen (glatt oder leicht profiliert) und einseitig profilierten Elementen unterschieden.

Tabelle 2.10: Formeln zur Berechnung der Schnittgrößen bei Sandwichbauteilen mit beidseitig ebenen bzw. quasi-ebenen Deckschichten [71]

System und Belastung	k	M _S ¹⁾	R _E ²⁾	R _M ²⁾
	$\frac{9.6 \cdot B_S}{L^2 \cdot G_S \cdot A_S}$	$\frac{q \cdot L^2}{8}$	$\frac{q \cdot L}{2}$	--
	--	0	0	--
	$\frac{3 \cdot B_S}{L^2 \cdot G_S \cdot A_S}$	$\frac{q \cdot L^2}{8} \cdot \frac{1}{1+k}$	$\frac{q \cdot L}{2} \cdot \left(1 - \frac{1}{4+4k}\right)$	$q \cdot L \cdot \left(1 + \frac{1}{4+4k}\right)$
		$\frac{3 \cdot B_S \cdot \Delta T'}{2 \cdot e} \cdot \frac{1}{1+k}$	$\frac{3 \cdot B_S \cdot \Delta T'}{2 \cdot e \cdot L} \cdot \frac{1}{1+k}$	$\frac{3 \cdot B_S \cdot \Delta T'}{4 \cdot e \cdot L} \cdot \frac{1}{1+k}$
		$\frac{q \cdot L^2}{10 + 4k}$	$\frac{q \cdot L}{2} \cdot \left(1 - \frac{1}{5+2k}\right)$	$q \cdot L \cdot \left(1 + \frac{1}{10+4k}\right)$
		$\frac{6 \cdot B_S \cdot \Delta T'}{e} \cdot \frac{1}{5+2k}$	$\frac{6 \cdot B_S \cdot \Delta T'}{e \cdot L} \cdot \frac{1}{5+2k}$	$\frac{6 \cdot B_S \cdot \Delta T'}{e \cdot L} \cdot \frac{1}{5+2k}$

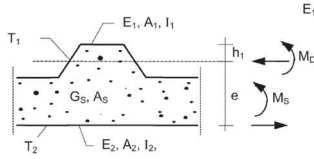


E_1, A_1, E_2, A_2 = E-Modul und Fläche der oberen und unteren Deckschicht
 G_S, A_S = Schubmodul und Fläche der Kernschicht
 e = Schwerlinienabstand der Deckschichten
 $\sigma_1 = -\frac{M_S}{A_1 \cdot e}$
 $B_S = \frac{E_1 \cdot A_1 \cdot E_2 \cdot A_2 \cdot e^2}{E_1 \cdot A_1 + E_2 \cdot A_2}$ $\Delta T' = (\alpha_2 \cdot T_2 - \alpha_1 \cdot T_1)$
 $\sigma_2 = \frac{M_S}{A_2 \cdot e}$

- 1) α_i, T_i = Temperatur-Ausdehnungskoeffizient und Temperatur der Deckschichten
 M_S = bei Einfeldplatten in Feldmitte; bei Zweifeldplatten über der Mittelstütze
 2) R_E = Endauflagerreaktionen; R_M = bei Mehrfeldplatten Mittelauflegerkräfte

Tabelle 2.11: Formeln zur Berechnung der Schnittgrößen bei Sandwichbauteilen mit stark profilierten Deckschichten [71]

Systeme	k	β	M _S ¹⁾	M ₀ ¹⁾	R _E ²⁾	R _M ²⁾
	$\frac{9.6 \cdot B_S}{L^2 \cdot G_S \cdot A_S}$	$\frac{B_0}{B_0 + \frac{B_S}{1+k}}$	$(1-\beta) \cdot \frac{q \cdot L^2}{8}$	$\beta \cdot \frac{q \cdot L^2}{8}$	$\frac{q \cdot L}{2}$	--
	$\frac{8 \cdot B_S}{L^2 \cdot G_S \cdot A_S}$	$\frac{B_0}{B_0 + \frac{B_S}{1+k}}$	$\frac{B_0}{e} \cdot \Delta T' \cdot (1-\beta)$	$M_0 = -M_S$	0	--
Mehrfeldplatten nur mit EDV- Programm oder Diagrammen						



$E_1, A_1, I_1, E_2, A_2, I_2$ = E-Modul, Fläche und Trägheitsmoment der oberen (1) und unteren (2) Deckschicht
 G_S, A_S = Schubmodul und Fläche der Kernschicht
 e = Schwerlinienabstand der Deckschichten
 $B_S = \frac{E_1 \cdot A_1 \cdot E_2 \cdot A_2 \cdot e^2}{E_1 \cdot A_1 + E_2 \cdot A_2}$ $B_0 = E_1 \cdot I_1 + E_2 \cdot I_2$
 $\Delta T' = (\alpha_2 \cdot T_2 - \alpha_1 \cdot T_1)$ $\sigma_1 = -\frac{M_S}{e} \cdot \frac{1}{A_1} + \frac{M_0}{I_1} \cdot h_1$
 $\sigma_2 = \frac{M_S}{A_2 \cdot e}$

- 1) α_i, T_i = Temperatur-Ausdehnungskoeffizient und Temperatur der Deckschichten
 M_S, M_0 = bei Einfeldplatten in Feldmitte; bei Zweifeldplatten über der Mittelstütze
 2) R_E = Endauflagerreaktionen; R_M = bei Mehrfeldplatten Mittelauflegerkräfte

jeweils mit:

α_i :	Temperaturausdehnungskoeffizient; $1,2 \cdot 10^{-5} [K^{-1}]$ bei Stahl
M_S :	Einfeldträger: Biegemoment in Feldmitte Mehrfeldträger: Biegemoment über der Mittelstütze
R_E :	Endauflagerreaktion
R_M :	Mittelaflagerreaktion (bei Mehrfeldsystemen)
w_{max} :	maximale Durchbiegung

Die analytische Schnittgrößenermittlung an komplexeren statisch unbestimmten Systemen ist grundsätzlich möglich, jedoch mit hohem Rechenaufwand verbunden. Folglich werden für diese Systeme heute in der Regel numerische Verfahren genutzt.

2.3.3.3.4 Numerische Schnitt- und Verformungsgrößenermittlung

Zur Bestimmung der inneren und äußeren Schnittgrößen von Sandwichbauteilen steht dem Anwender inzwischen zahlreiche kommerzielle und nichtkommerzielle Software zur Verfügung. Neben diversen „Tools“, die mit *Microsoft Excel* programmiert wurden (beispielsweise *SandEXCEL* [112]) existieren auch vollwertige Programme, die speziell für die Schnittgrößenermittlung und Nachweisführung in der Baupraxis entwickelt wurden (beispielsweise *PM-Sandwich* [110] oder *SandStat* [113]). Diese Programme beinhalten teilweise umfassende Datenbanken mit den für die Nachweisführung erforderlichen Materialparametern und den zugehörigen Teilsicherheitsbeiwerten. Auch die Zusammenstellung der Wind-, Schnee- und Temperaturlastfälle für die Nachweisführung sind mit den speziellen Programmen über Eingabemasken möglich.

Neben diesen speziellen Programmen können auch beliebige Stabwerksprogramme zur Bestimmung der Schnitt- und Verformungsgrößen in statisch unbestimmten Sandwichsystemen verwendet werden. Dazu wird das Sandwichelement als Biegeträger unter Berücksichtigung der Schubverformungen idealisiert. Nach *Meier* [46] kann die Eigenbiegesteifigkeit von leicht profilierten Deckschichten dabei vernachlässigt werden. Nähere Informationen zu dieser Vorgehensweise und anschauliche Beispielrechnungen mit *Dlubal R-Stab* [111] können [46] entnommen werden.

Für die numerische Schnitt- und Verformungsgrößenermittlung in der akademischen Forschung haben sich strukturmechanische FEM-Programme wie *Abaqus* [106], *ANSYS* [107] oder *SOFISTIK* [114] bewährt, siehe dazu beispielsweise [18; 20; 58]. Es ist zu beachten, dass die Modellierung mit FEM-Programmen bisweilen sehr aufwendig ist und einzelne Rechnungen, bereits in stark vereinfachten Systemen, mehrere Stunden Rechenzeit in Anspruch nehmen. Eine exakte Abbildung des hochkomplexen Tragverhaltens von Sandwichelementen wird durch bauart- und

herstellungsbedingte Inhomogenitäten der verwendeten Kernschichtmaterialien erschwert.

2.3.3.4 Versagensarten und erforderliche statische Nachweise

2.3.3.4.1 Knittern

Als *Knittern* oder *Deckschichtknittern* wird in der Sandwichbauweise das lokale Stabilitätsversagen einer in seiner Ebene druckbeanspruchten Deckschicht definiert. Die ursprüngliche englische Bezeichnung „wrinkling“ könnte auch als „Faltenbildung“ übersetzt werden, was eine anschauliche Beschreibung dieser Versagensart erlaubt. So zeigt siehe Bild 2.37 eine typische *Knitterfalte*.

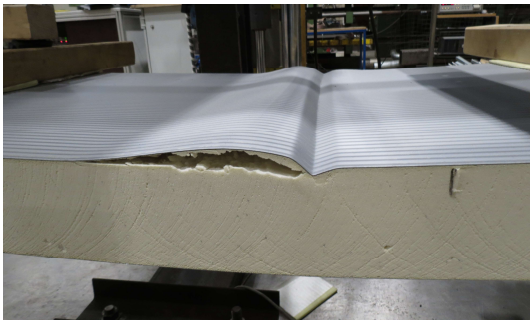


Bild 2.37: Typische Knitterfalte an der biegedruckbeanspruchten Deckschicht eines Sandwichelementes

Knitterfalten entstehen, wenn die elastische Bettung der Deckschicht durch den Kernwerkstoff nicht mehr ausreicht, um ein seitliches Ausweichen senkrecht zur Belastungsebene zu verhindern. Neben den Eigenschaften des Kernwerkstoffs und der Verklebung hat die Eigensteifigkeit der betroffenen Deckschicht maßgebenden Einfluss auf die Knittertragfähigkeit. So können bereits leichte Deckschichtprofilierungen (vgl. Bild 2.31) längs zur Belastungsrichtung die Knitterspannung deutlich erhöhen und leichte Deckschichtprofilierungen quer zur Belastungsrichtung die Knitterspannung deutlich reduzieren (siehe dazu beispielsweise *Unger* und *Wiegand* [59; 60]). Ungewollte Vorverformungen in der Deckschicht, die beispielsweise durch lokale Lasteinleitung an Befestigungspunkten oder an Auflagern entstehen, können die Knitterspannung deutlich reduzieren. Beispielhaft zeigt Bild 2.38 eine Knitterfalte, die typischerweise an einem zugbeanspruchten Zwischenauflager mit direkter Befestigung in Durchsteckmontage entsteht. Die Schraubenköpfe verursachen bei Belastung leichte Dellen, die ein vorzeitiges Knittern der äußeren Deckschicht an dieser Stelle begünstigen. Ein zu festes Anziehen der Schrauben bei der Montage kann diesen Effekt zusätzlich begünstigen.



Bild 2.38: Lokale Imperfektionen im Bereich der Schraubenköpfe reduzieren die Knitterspannung

Auch an druckbeanspruchten Zwischenauflagern erzeugt die Auflagerreaktion eine Eindrückung der Deckschicht, die zusätzliche Abtriebskräfte verursacht und somit die Knitterspannung reduziert, siehe Bild 2.39.

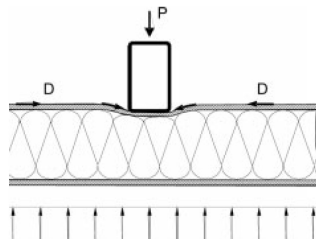


Bild 2.39: Abtriebskräfte am druckbeanspruchten Innenaufleger [41]

Es ist außerdem zu beachten, dass die mechanischen Eigenschaften der PU-basierten Kernwerkstoffe stark temperaturabhängig sind, sodass bei diesen Elementen die Kernschichttemperatur einen Einfluss auf die Knitterspannung hat. Wegen dem komplexen technischen Aufbau der Sandwichelemente und der Vielzahl von vorhandenen Einflussfaktoren ist es bisweilen gängige Praxis, dass die Knitterspannung von Sandwichelementen experimentell bestimmt wird. In den allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassungen (abZ) der einzelnen Hersteller werden unterschiedliche Knitterspannungen für Nachweise im Feld und an Zwischenauflagern ausgewiesen. Dabei werden zusätzlich „normale“ und „erhöhte“ Temperatur unterschieden (siehe z. B. [69]).

Eine analytische Berechnung der Knitterspannung ist bisweilen nur näherungsweise möglich [41]. Grundlegende Untersuchungen zur Berechnung der Knitterspannung wurden von *Plantema* [49], *Allen* [1], *Stamm/Witte* [56], und *Jungbluth* [27] durchgeführt. *Plantema* und *Allen* veröffentlichten in den 1960er Jahren als

erste die noch heute gebräuchlichen Bemessungsformen. Darauf aufbauend folgen ab den 1970er Jahren die deutschsprachigen Veröffentlichungen zur Herleitung der Knitterspannung von *Jungbluth* und *Stamm/Witte*. Nach [41] wird heute näherungsweise davon ausgegangen, dass ein Knitterversagen in Form einer knickstabähnlichen Ausbeulung eintritt, siehe Bild 2.40, sodass die folgende Gleichung (2.48) angewandt werden kann.

$$EIw'''' + Pw'' + cw = 0 \quad (2.48)$$

Zur Lösung dieser Differentialgleichung wird der in der folgenden Gleichung (2.49) dargestellte sinusförmige Lösungsansatz gewählt.

$$w = w_0 \cdot \sin \frac{\pi \cdot x}{a_w} \quad (2.49)$$

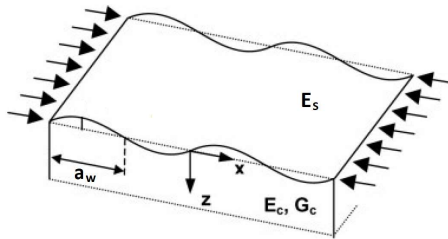


Bild 2.40: Knickstabähnliches Beulen der elastisch gebetteten Deckschicht [41]

Mit diesem Lösungsansatz leiten *Stamm/Witte* unter der Annahme eines isotropen Kernschichtmaterials die in der folgenden Gleichung (2.53) angegebene Bettungsziffer her.

$$k = \frac{2 \cdot (1 - \nu_c)}{3 - 4 \cdot \nu_c} \sqrt{\frac{2 \cdot G_C \cdot E_C}{1 + \nu_c}} \quad (2.50)$$

Aus den Gleichungen (2.48) und (2.50) kann die ideelle Knitterspannung $\sigma_{w,cr}$ nach Gleichung (2.51) hergeleitet werden, siehe dazu beispielsweise [41; 45]. Die zugehörige Beulwellenlänge a_w wird nach Gleichung (2.52) berechnet.

$$\sigma_{w,cr} = \chi \cdot \sqrt[3]{E_S \cdot E_C \cdot G_C} \quad (2.51)$$

$$a_w = \mu \cdot \sqrt[6]{\frac{E_S^2}{G_C \cdot E_C}} \quad (2.52)$$

mit:

χ, μ : Faktoren

E_s : E-Modul der Stahl-Deckschicht (210 000 N/mm²)

E_c : E-Modul der Kernschicht

G_c : Schubmodul der Kernschicht

Die Faktoren χ und μ sind abhängig von den Materialeigenschaften des Kernwerkstoffes. *Plantema* gibt $\chi = 0,85$ und $\mu = 1,78$ an, *Stamm/Witte* geben $\chi = 0,82$ und $\mu = 1,82$ an. Die Eigensteifigkeit der Deckschicht wird in Gleichung (2.51) und Gleichung (2.52) vernachlässigt, sodass die genannten Herleitungen streng genommen nur für ebene Deckschichten Gültigkeit besitzen können. Nach *Stamm/Witte* können Gleichung (2.51) und Gleichung (2.52) jedoch explizit auch für leicht profilierte Deckschichten verwendet werden [56].

Wegen den herstellungs- und montagebedingten Imperfektionen wird die ideale Knitterspannung $\sigma_{w,cr}$ nach Gleichung (2.51) in der Praxis nicht erreicht. *Stamm/Witte* haben „auf Basis der seinerzeit üblichen Werkstoffkennwerte“ [41] folgende Näherung für die Traglastspannung σ_w hergeleitet, siehe Gleichung (2.53).

$$\sigma_w = 0,5 \cdot \sqrt[3]{E_s \cdot E_c \cdot G_c} \quad (2.53)$$

Nach *Lange/Berner* [41] liegt diese Näherung bei heute üblicher Oberflächenqualität meist auf der sicheren Seite, sie kann jedoch „für eine überschlägige Berechnung durchaus verwendet werden“.

Zur experimentellen Bestimmung der Knitterspannung von Sandwichelementen werden Versuche nach *DIN EN 14509, Anhang A* [91] durchgeführt und ausgewertet. Zur Bestimmung der Knitterspannung im Feld werden Einfeldträgerversuche durchgeführt. Die Flächenlast kann dabei mit Luftkissen oder einer Prüfkammer mit Teilvakuum aufgebracht werden [91]. Zur Bestimmung der Knitterspannung an Zwischenauflagern, also der Interaktionsbeziehung zwischen Biegemoment und Auflagerkraft, werden Ersatzträgerversuche nach Bild 2.41 durchgeführt.

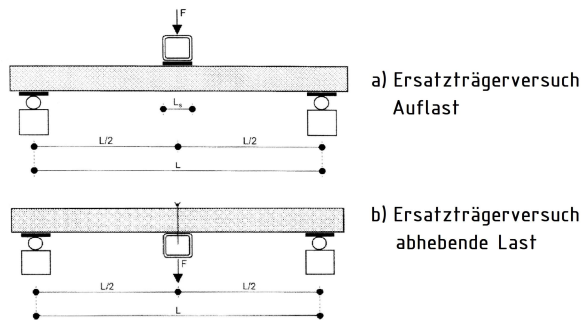


Bild 2.41: Ersatzträgerversuche zur Bestimmung der Knitterspannung an Zwischenauflagern nach [91]

Die Stützweite L muss nach *DIN EN 14509* [91] derart gewählt werden, dass zum Zeitpunkt des Knitterversagens

- bei a) die Druckkraft zwischen Element und Auflager geringer ist als die aufnehmbare Druckauflagerkraft.
- bei b) die Zugkraft in den Befestigungsmitteln unterhalb deren Bemessungswerten liegen.

2.3.3.4.2 Deckschichtfließen

Das Fließen einer zug- oder druckbeanspruchten Deckschicht stellt ebenfalls eine mögliche Versagensart dar. Bei druckbeanspruchten Deckschichten ist zum Erreichen der Fließspannung eine starke Profilierung erforderlich.

2.3.3.4.3 Schubversagen der Kernschicht

Die Schubkräfte werden in Sandwichbauteilen von der Kernschicht übertragen. Wird die Schubfestigkeit der Kernschicht überschritten, entstehen in der Regel Zugrisse parallel zur Hauptdruckspannungsrichtung. Diese Zugrisse werden als Schubbruch bezeichnet. Beispielhaft zeigt Bild 2.42 typische Schubbrüche.



Bild 2.42: Schubbruch einer PU-Kernschicht (links) und einer MW-Kernschicht (rechts)

Neben der Schubfestigkeit ist die Schubsteifigkeit der Kernschicht eine wichtige Kenngröße von Sandwichbauteilen. Sie hat maßgebenden Einfluss auf Verformungs- und Schnittgrößenberechnungen. Beide Kenngrößen werden in der Regel mit Vierpunkt-Biegeversuchen nach *DIN EN 14509, Anhang A.3* [91] experimentell bestimmt.

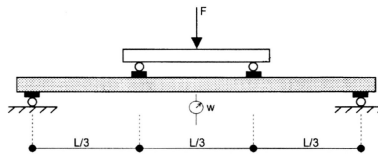


Bild 2.43: Vierpunkt-Biegeversuch zur Bestimmung der Schubfestigkeit und der Schubsteifigkeit von Kernschichten

Es ist zu beachten, dass Mineralwolle in Sandwichelementen üblicher Weise in ca. 100 mm breiten Lamellen verbaut wird. Diese Lamellen werden ohne Verklebung versetzt gestoßen, was zu herstellungsbedingten Inhomogenitäten führt. Auch PUR/PIR-Kernschichten sind herstellungsbedingt inhomogen. Weitere Informationen dazu können [36; 41; 91] entnommen werden.

2.3.3.4.4 Druckversagen der Kernschicht

An Auflagern und im Bereich lokaler Lasteinleitung kann die Druckfestigkeit der Kernschicht überschritten werden. Bei Sandwichelementen mit PUR/PIR-Kern tritt in der Regel kein Druckbruch auf, ersatzweise werden Grenzspannungen bei einer Stauchung von 10 % angegeben. Diese Grenzspannungen werden experimentell mit Würfel-Druckversuchen bestimmt. Die Druckfestigkeit von Mineralwollkernschichten wird in der Praxis ebenfalls experimentell bestimmt. Nähere Informationen dazu können [41; 91] entnommen werden.

2.3.3.4.5 Kriechen der Kernschicht

Die für Sandwichelemente typischen Kernwerkstoffe, insbesondere die PU-basierten Schaumstoffe, sind visko-elastische Werkstoffe, deren Verformungen bei Langzeitbelastung kontinuierlich zunehmen (Kriechen). Dies muss bei der Bemessung berücksichtigt werden. Da Sandwichelemente im Wandbereich orthogonal zu ihrer Ebene nur kurzzeitigen Belastungen unterliegen, wird auf dieses Werkstoffverhalten an dieser Stelle nicht näher eingegangen.

2.3.3.5 Sandwichelemente als stabilisierende und aussteifende Bauteile

Sandwichelemente verfügen über eine hohe Schubsteifigkeit in Plattenebene. Folglich sind sie grundsätzlich gut dazu geeignet, die schmalen Gurte von Kassettenprofilen gegen seitliches Ausweichen zu stabilisieren. Wissenschaftliche Untersuchungen zum Einfluss einer Sandwichelement-Außenschale auf eine Kassettenprofilfassade fehlen jedoch bislang. An dieser Stelle wird zunächst kurz der aktuelle Stand der Forschung und Technik zum allgemeinen Schubtragverhalten von Sandwichelementen zusammengefasst. Für weiterführende Informationen wird u. a. auf [16; 31; 33] verwiesen.

Dürr befasst sich in [16] mit der stabilisierenden Wirkung von Sandwichelementen als Drehbettung. Die Ergebnisse der Untersuchungen von *Dürr* werden im *Nationalen Anhang* [89] der derzeit gültigen *DIN EN 1993-1-3* [88] zusammengefasst: Nach [89] darf bei verdeckter Befestigung der Sandwichelemente (Befestigungsmittel also nur in den profilierten Längsfugen) keine Drehbettung angesetzt werden. Zur Drehbettung schmaler Kassettenurte bei direkter Befestigung der Sandwichelemente in Durchsteckmontage liegen bislang keine Untersuchungsergebnisse vor.

Weitere Untersuchungen zur Stabilisierung von Bauteilen durch Sandwichelemente wurden in den 2010er Jahren von *Käpplein et al.* durchgeführt. In [33] stellen *Käpplein et al.* ein Bemessungsverfahren vor. Dieses Bemessungsverfahren basiert auf der konservativen Annahme, dass in den profilierten Längsstößen der Sandwichelemente keine Schubkräfte übertragen werden. *Käpplein et al.* zeigen, dass die Schubsteifigkeit und die Tragfähigkeit der Sandwichelemente „mit guter Näherung“ lediglich von den Verbindungen abhängig ist, die Sandwichelemente können also als starre Körper angenommen werden [33]. Das folgende Bild 2.44 zeigt links ein Schubfeld aus Sandwichelementen nach *Käpplein et al.* und rechts die zugehörigen Verschiebungen an den Verbindungen eines Elementes.

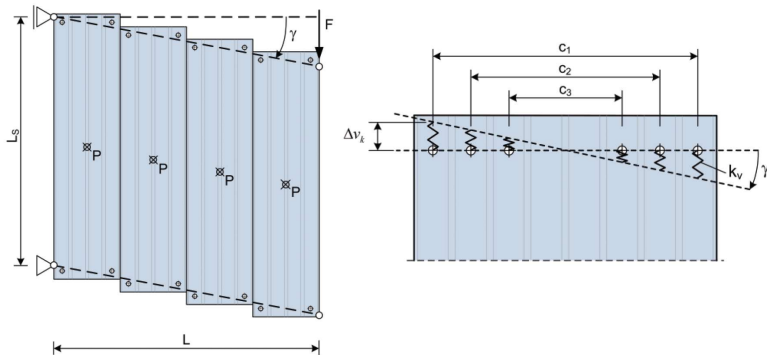


Bild 2.44: Schubfeld aus Sandwichelementen nach *Käpplein et al.* und zugehörige Verschiebungen an den Verbindungen [33]

Käpplein et al. weisen für übliche Sandwichbefestiger mit einem Nenndurchmesser von 5,5 mm die in der folgenden Tabelle 2.12 dargestellten Verbindungssteifigkeiten k_v aus.

Tabelle 2.12: Steifigkeit k_v von Verbindungen zwischen Sandwichelementen und Stahlunterkonstruktionen in kN/mm [33]

Nennblechdicke der inneren Deckschicht t_{p2} in mm	S220GD	S280GD	S320GD
0,40	1,6	1,9	2,0
0,50	2,0	2,3	2,5
0,63	2,4	2,9	3,1
0,75	2,8	3,3	3,6

Aus der Definition der Verdrehbehinderung leiten *Käpplein et al.* die Schubsteifigkeit von Sandwichelementen S gemäß folgender Gleichung (2.54) ab.

$$S = \frac{k_v}{2 \cdot b} \cdot \sum_k c_k \quad (2.54)$$

mit:

k_v : Verbindungssteifigkeit

b : Breite eines Sandwichelementes

c_k : Abstand zwischen Verbindungen des Schraubenpaares k

Werden die einzelnen Sandwichelemente zusätzlich mit einem Festpunkt (einem „quasi-starren Auflager“) gekoppelt, führt dies nach [31] zu einer deutlichen Erhöhung der Schubsteifigkeit. Die Kopplung mit einem Festpunkt ermöglicht es zusätzlich, Pfetten und andere Profile auch mit nur in den Längsfugen befestigten Sandwichelementen zu stabilisieren. Die effektive Verbindungssteifigkeit \bar{k}_v je Befestigungspunkt kann nach *Käpplein/Misiek* gemäß folgender Gleichung (2.55) bestimmt werden.

$$\bar{k}_v = \frac{1}{\frac{1}{k_v} + \frac{m}{k_{v,1}}} \quad (2.55)$$

mit:

k_v : Steifigkeit der Verbindung mit dem zu stabilisierenden Bauteil

$k_{v,1}$: Steifigkeit der Verbindung mit dem starren Auflager

m : Anzahl der zu stabilisierenden Bauteile

Käpplein und *Misiek* empfehlen, für den rechnerischen Nachweis des zu stabilisierenden Bauteils mit einer verschmierten Federsteifigkeit K_v zu arbeiten [31]. Die verschmierte Federsteifigkeit K_v kann gemäß folgender Gleichung (2.56) berechnet werden.

$$K_v = \frac{n_f}{b} \cdot \bar{k}_v \quad (2.56)$$

mit:

n_f : Anzahl der Verbindungen je Element und Auflager

b : Baubreite der Sandwichelemente

Die verschmierte Federsteifigkeit K_v kann gemäß folgender Gleichung (2.57) in eine virtuelle Schubsteifigkeit ΔS umgerechnet werden.

$$\Delta S = K_v \cdot \left(\frac{L}{\pi}\right)^2 \quad (2.57)$$

mit:

L : Bauteillänge

Die Summe aus dem Anteil der Verdrehbehinderung S_i nach Gleichung (2.54) und der virtuellen Schubsteifigkeit ΔS_i nach Gleichung (2.57) entspricht der Gesamtschubsteifigkeit der Sandwichelemente. Ist die Gesamtschubsteifigkeit größer als die geforderte Grenzscharsteifigkeit des zu stabilisierenden Bauteils, kann von einer Unverschieblichkeit in den Befestigungspunkten ausgegangen werden.

Wird die geforderte Grenzscharsteifigkeit nicht erreicht, kann nach *Käpplein/Misiek* die teilweise vorhandene Verschiebungsbehinderung durch eine elastische Bettung bei der Berechnung der ideellen Verzweigungslast N_{cr} gemäß folgender Gleichung (2.58) berücksichtigt werden, siehe [31].

$$N_{cr} = \left(\frac{\pi}{L}\right)^2 \cdot E \cdot I + \Delta S_i + S_i \quad (2.58)$$

Die Schubsteifigkeit von Sandwichelementen darf in Deutschland nur angesetzt werden, wenn für das verwendete Produkt vom Deutschen Institut für Bautechnik (DIBt) eine nationale bauaufsichtliche Zulassung für „tragende Sandwich-Elemente“ erteilt wurde. In diesen speziellen Zulassungen werden ansetzbare Bemessungswerte, wie beispielsweise Drehbettungssteifigkeiten definiert.

2.3.4 Bauphysikalische Eigenschaften

2.3.4.1 Schall- und Brandschutz

Die Schall- und Brandschutzeigenschaften von Sandwichelementen hängen wesentlich von den verwendeten Kernmaterialien ab. Wegen deutlich besserer Wärmedämmeigenschaften sind Sandwichelemente mit PUR/PIR-Kern weit verbreitet. Sandwichelemente mit Mineralwoll-Kern haben demgegenüber deutlich bessere Schall- und Brandschutzeigenschaften. Für weiterführende Informationen zu den Schall- und Brandschutzeigenschaften von Sandwichelementen wird auf folgende Fachliteratur verwiesen [36; 41].

2.3.4.2 Wärme- und Feuchteschutz

Sandwichelemente verfügen über sehr gute Wärmedämmeigenschaften [36; 41; 46; 48]. Umfassende wissenschaftliche Untersuchungen zum Wärme- und Feuchteschutz von Sandwichfassaden wurden beispielsweise von *Kuhnhenne et al.* durchgeführt, siehe dazu [38–40]. An dieser Stelle werden lediglich die wesentlichen Eigenschaften und Besonderheiten zusammengefasst.

Die Bemessungswerte der Wärmedurchgangskoeffizienten von Sandwichelementen werden nach *DIN EN 14509, Anhang A.10* [91] bestimmt. Neben der Kernschicht und den Deckschichten hat auch die Längsfugenausbildung Einfluss auf den U-Wert. Im Fassadenbereich unterscheidet *DIN EN 14509* sieben Fugentypen. Weit

verbreitet sind die Fugentypen Typ I (für direkte Verankerung in Durchsteckmontage) und Typ III (für verdeckte Verankerung in der Längsfuge). Das folgende Bild 2.45 zeigt exemplarisch den U-Wert von drei Beispiелеlementen mit diesen Fugentypen und einer Nennblechdicke von 0,75 mm in Abhängigkeit von der jeweiligen Kernschichtdicke.

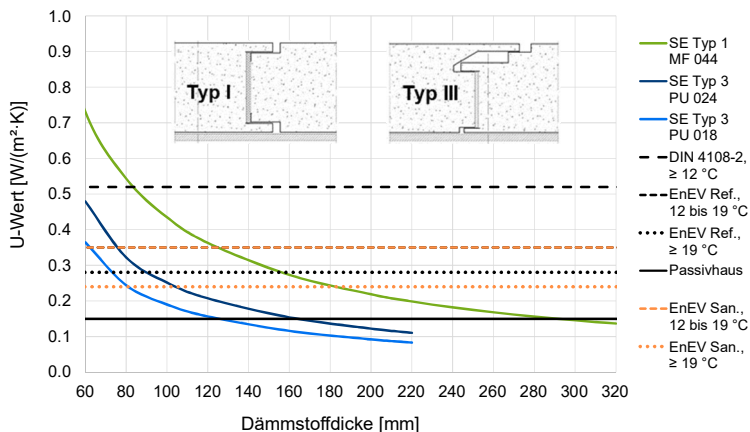


Bild 2.45: Wärmedurchgangskoeffizienten einer Sandwichfassade [40]

Für den Fugentyp I wurde ein Mineralwollkern der Wärmeleitfähigkeitsstufe WLS 044 gewählt, für den Fugentyp III wurden zwei Polyurethankerne der Wärmeleitfähigkeitsstufen WLS 024 und WLS 018 gewählt. Bild 2.45 zeigt, dass die aktuellen Anforderungen an den U-Wert einer Außenwand ($U \leq 0,28 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ bzw. $U \leq 0,35 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$, vgl. Tabelle 2.8 in Kapitel 2.2.4.2) nicht uneingeschränkt erfüllt werden. Zur Erreichung des Zielwertes von $0,28 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ ist bei dem Mineralwoll-Sandwichelement mit WLS 044 eine Kernschichtdicke von mindestens 160 mm erforderlich, die beiden Polyurethan-Sandwichelemente unterschreiten den Zielwert von $0,28 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ bereits ab Kernschichtdicken von 80 mm bzw. 100 mm.

2.3.5 Zusammenfassung und Fazit

Im üblichen Hochbau werden heute Sandwichelemente mit Deckschichten aus Stahl (mit werkseitigem Korrosionsschutzsystem) und Kernschichten aus Polyurethan (PUR), beziehungsweise Polyisocyanat (PIR) sowie Mineralwolle (MW) verwendet. Die schnelle und einfache Montage der Sandwichelemente mit Nut- und Federsystem erlaubt eine effiziente Bauausführung und auch der Bau architektonisch ansprechender Fassaden ist mit Sandwichelementen möglich, sodass Sandwichelemente seit einigen Jahren den Markt im Industrie- und Gewerbebau dominieren. Sandwichelemente können sichtbar in Durchsteckmontage und verdeckt in

ihren Längsfugen befestigt werden. Die verdeckte Befestigung der Sandwichelemente führt zu einer deutlichen Reduktion der Tragfähigkeit, trotzdem ist sie heute üblich. Dies wird auf das deutlich ansprechendere optische Erscheinungsbild der Gesamtfassade zurückgeführt. Marktübliche Sandwichelemente mit PUR/PIR-Kern genügen den heutigen Anforderungen an den Wärmeschutz (EnEV 2009 bzw. 2014/16) bereits mit einer Kernschichtdicke von 80 mm bzw. 100 mm. Wegen der genannten Eigenschaften scheinen Sandwichelemente zunächst gut dazu geeignet, bestehende Fassaden energetisch zu sanieren.

Die Sandwichtheorie basiert auf der Annahme einer schubsteifen Verbundwirkung zweier äußerer Deckschichten mit einem weicherem Sandwichkern. Eine einfache analytische Ermittlung der Schnittgrößen von Sandwichbauteilen ist mit diesem mechanischen Modell nur in Ein- und Mehrfeldträgersystemen mit gleicher Spannweite möglich.

Die sehr guten Wärmedämmeigenschaften der Kernmaterialien führen bei Sandwichelementen dazu, dass die Deckschichten stark abweichende Temperaturen aufweisen können. Dies führt unter bestimmten Bedingungen zu inneren und äußeren Schnittgrößen, die bei der Bemessung berücksichtigt werden müssen.

Sandwichelemente verfügen über eine hohe Schubsteifigkeit in Plattenebene. Folglich sind sie auch dazu geeignet, Bauteile gegen seitliches Ausweichen zu stabilisieren. Die Schubsteifigkeit und die -tragfähigkeit von Sandwichelementen sind mit guter Näherung lediglich von den Verbindungen abhängig.

2.4 Hybridfassaden

2.4.1 Allgemeines

2.4.1.1 Definition

Als *Hybridfassade* wird im Rahmen dieser Dissertation eine Kassettenprofilfassade mit einer Außenschale aus Sandwichelementen definiert.

An dieser Stelle sei darauf hingewiesen, dass unter Hybrid im Allgemeinen ein System verstanden wird, bei dem zwei Technologien miteinander kombiniert werden. Folglich werden u. U. auch andere Fassadenbauweisen als Hybrid bezeichnet. Dessen ungeachtet hat sich der genannte Begriff für eine Kassettenprofilfassade mit Sandwichelement-Außenschale im deutschsprachigen Raum bereits seit einigen Jahren etabliert, vgl. [38–40; 43].

2.4.1.2 Ursprung und Grundlagen

Das ambitionierte klimapolitische Ziel, in Deutschland bis zum Jahr 2050 einen „nahezu klimaneutralen Gebäudebestand“ zu erreichen [98], sowie steigende Energiepreise [103] führen dazu, dass das Bauen im Bestand und energetische Sanierungen zunehmend an Bedeutung gewinnen. Verschiedene Studien [23; 99] belegen, dass eine deutliche Reduktion der Emissionen und des Energieverbrauchs im Gebäudereich nur durch energetische Sanierungen im Bestand erzielt werden kann. Bild 2.46 zeigt qualitativ die Möglichkeiten der Energieeinsparung durch Sanierungsmaßnahmen.

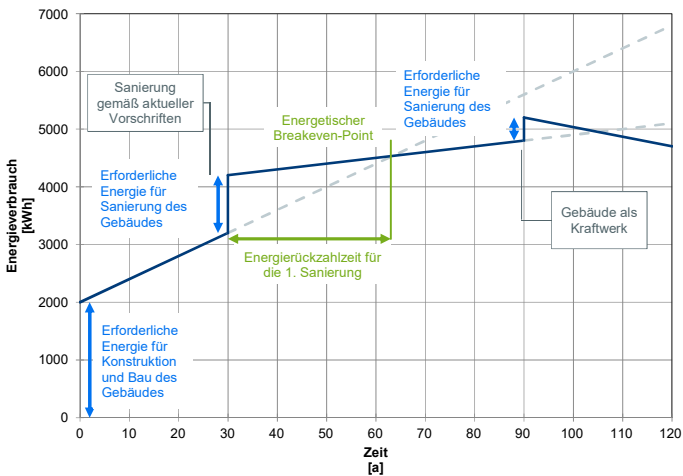


Bild 2.46: Energieverbrauch eines Beispielgebäudes mit und ohne Sanierungsmaßnahmen [40]

Wegen ihrer aus heutiger Sicht schlechten bauphysikalischen Eigenschaften eignen sich Kassettenprofilfassaden mit geringer Dämmdicke und ohne hinreichende thermische Trennung der Innen- und Außenschale gut für eine energetische Sanierung (vgl. Bild 2.28 in Kapitel 2.2.4.2).

Sandwichelemente vereinen die Funktionen „Tragen“, „Dichten“ und „Dämmen“ in einem Bauteil und auch der Bau architektonisch ansprechender Fassaden ist mit Sandwichelementen möglich, siehe Kapitel 2.3.1. Wegen ihrer sehr guten Wärmedämmeigenschaften in Kombination mit sehr geringen Produktions- und Montagekosten eignen sie sich folglich hervorragend als Sanierungsbauteil.

Der modulare Aufbau der Kassettenprofilfassade erlaubt eine energetische Sanierung ohne vollständigen Rückbau der Bestandsfassade. Wird lediglich die dünnwandige Stahlprofil-Außenschale (in der Regel Trapez- oder Wellprofile) zurückgebaut

und mit marktüblichen Sandwichelementen ersetzt, entsteht eine Hybridfassade. Gegenüber einer klassischen Fassadensanierung mit vollständigem Austausch aller Bestandsbauteile hat eine Hybridsanierung folgende Vorteile:

- Die Ressourcen für die Demontage und die Entsorgung der Kassettenprofile und der Dämmung werden gespart.
- Der Wärmeschutz einer Hybridfassade ist besser als der Wärmeschutz des alleinigen Sanierungsbauteils. Dies führt langfristig zu einer weiteren Reduktion des Energieverbrauches.
- Die Gebäudehülle bleibt während der Sanierungsmaßnahme durchgehend geschlossen und der bisherige Wärmeschutz bleibt durchgehend erhalten. Nutzungseinschränkungen durch eine fehlende Gebäudehülle während der Umbauphase werden so vermieden.

Die genannten Vorteile führen bei einer ganzheitlichen Betrachtung auch zu einer deutlichen Reduktion der Sanierungskosten. Somit erhöhen sie den Anreiz für Bauherren, in eine Hybridsanierung zu investieren, vgl. Bild 2.46. Folglich haben Hybridsanierungen ein hohes Marktpotential.

2.4.2 Konstruktive Ausbildung

2.4.2.1 Vorbemerkungen

Kassettenprofile werden im Fassadenbereich horizontal verlegt, vgl. [47; 48]. Die Sandwichelemente können in Hybridfassaden unterschiedlich verlegt und befestigt werden. In diesem Kapitel werden zwei mögliche Ausführungsvarianten, deren statisch-konstruktive Besonderheiten sowie weitere Vor- und Nachteile aufgezeigt.

2.4.2.2 Hybridfassade mit vertikal verlegten Sandwichelementen

Vertikal verlegte Sandwichelemente können in Hybridfassaden direkt an den Kassettenprofilen anliegend montiert werden. Zuvor vorhandene Außenschalen werden bei dieser Variante vollständig entfernt, die eingelegte Dämmung kann in den Kassettenprofilen verbleiben, siehe Bild 2.47.

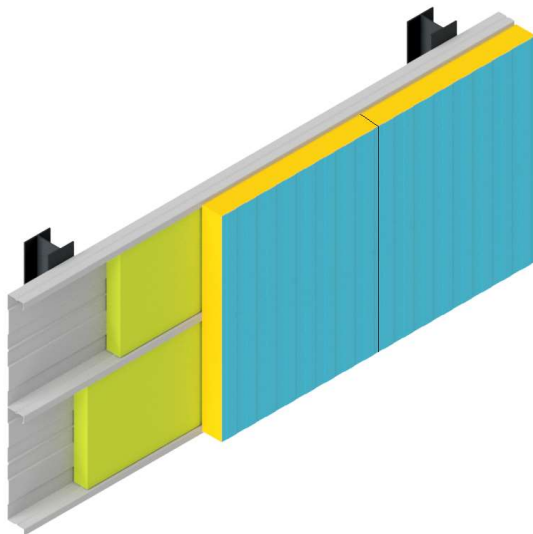


Bild 2.47: Hybridfassade mit vertikal verlegten Sandwichelementen

Die Befestigung der Sandwichelemente erfolgt an den schmalen Obergurten der Kassettenprofile. Es kann zwischen sichtbarer Befestigung in Durchsteckmontage und verdeckter Befestigung in den Längsfugen der Sandwichelemente gewählt werden (vgl. Bild 2.32 in Kapitel 2.3.2). Die in der Sandwichbauweise üblichen Bohrschrauben mit Unterkopfgewinde sind aus technischer Sicht gut für die Befestigung an den Kassettengurten geeignet, ihnen fehlt jedoch bislang eine bauaufsichtliche Zulassung für die Befestigung an zwei übereinanderliegenden Blechen.

Es ist zu beachten, dass bei dieser Ausführungsvariante die Sandwichelemente die schmalen Kassettengurte gegen seitliches Ausweichen stabilisieren müssen (vgl. Kapitel 2.2.2.5). Inwieweit Sandwichelemente dazu geeignet sind, ist bislang nicht ausreichend wissenschaftlich erforscht. Bei sichtbarer Befestigung der Sandwichelemente in Durchsteckmontage kann der horizontale Abstand der Befestigungsmittel frei gewählt werden. Folglich ist es möglich, die schmalen Kassettengurte im zulässigen Längsabstand a_1 (z. B. 732 mm, vgl. Kapitel 2.2.2.5) mit der Sandwichelement-Außenschale zu verbinden. Bei der heute üblichen, verdeckten Befestigung in den Längsfugen der Sandwichelemente werden die Sandwichbefestiger in den Kreuzungspunkten der Sandwichelement-Längsfugen mit den Kassettenprofil-Obergurten angeordnet. Somit entspricht der Längsabstand a_1 der Elementbreite der Sandwichelemente. Folglich wird bei marktüblichen Sandwichelementen mit

einer Baubreite von ca. 1000 mm (vgl. Kapitel 2.3.2) der maximal zulässige Längs-
abstand a_1 der seitlichen Halterung vieler im Bestand vorhandener Kassettenprofile
überschritten.

Bis ca. 20 m Gebäudehöhe können vertikal verlegte Sandwichelemente ohne Quer-
stoß vom Sockel bis zur Traufe verlegt werden, vgl. Kapitel 2.3.2. Folglich sind der-
artige Gebäude besonders gut für Hybridsanierungen mit vertikal verlegten Sand-
wichelementen geeignet.

2.4.2.3 Hybridfassade mit horizontal verlegten Sandwichelementen

Horizontal verlegte Sandwichelemente können wegen der unterschiedlichen Bau-
breiten von Kassettenprofilen und Sandwichelementen in Hybridfassaden nicht di-
rekt an den schmalen Obergurten der Kassettenprofile befestigt werden. Eine mög-
liche Ausführungsvariante für eine Hybridfassade mit horizontal verlegten Sandwi-
chelementen zeigt Bild 2.48, hier werden die Sandwichelemente an vertikal span-
nenden Lisenenprofilen befestigt.

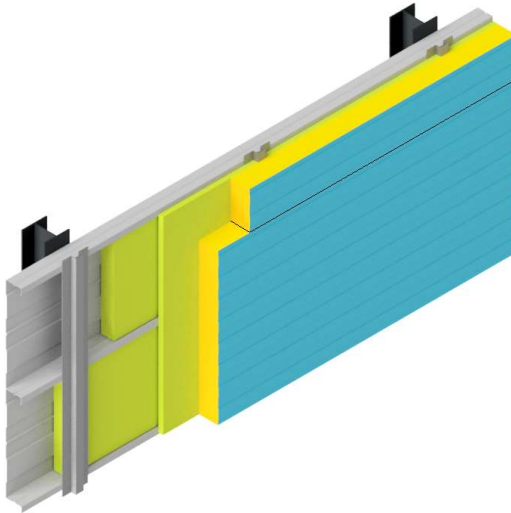


Bild 2.48: Hybridfassade mit horizontal verlegten Sandwichelementen und vertikalen Lisenenprofilen

Auch bei dieser Ausführungsvariante wird zunächst die vorhandene Außenschale
entfernt. Bereits vorhandene Lisenenprofile einer horizontal verlegten Außenschale
(vgl. Bild 2.3 in Kapitel 2.2.1) können ggf. weiterverwendet werden. Die ein-
gelegte Dämmung kann in den Kassettenprofilen verbleiben.

Bei dieser Ausführungsvariante können die Lisenenprofile die schmalen Kassettenobergurte gegen seitliches Ausweichen stabilisieren. Dazu müssen sie innerhalb des maximal zulässigen Längsabstandes a_1 angebracht werden. An die Sandwichelemente werden dann folglich konstruktionsbedingt keine zusätzlichen statischen Anforderungen gestellt. Auch die üblichen Sandwichbefestiger können zulassungsgemäß verwendet werden, wenn die Sandwichelemente an Lisenenprofilen befestigt werden.

Eine Hinterlüftung der Sandwichelemente in einer Hybridfassade sollte aus bauphysikalischen Gründen vermieden werden, siehe dazu [40]. Folglich muss bei diesem Typ Hybridfassade zwischen den Kassettenprofilen und den Sandwichelementen zusätzliche Dämmung angeordnet werden (siehe Bild 2.48). Dies verursacht erhöhte Sanierungskosten und Mehraufwand.

In Fassaden mit horizontal verlegten Sandwichelementen müssen in der Regel Querstöße angeordnet werden. In einer Hybridfassade entsteht bei horizontaler Verlegung der Sandwichelemente folglich ein zusätzlicher Detailpunkt, der konstruktiv gelöst werden muss.

2.4.3 Mechanische Eigenschaften und statische Bemessung

2.4.3.1 Allgemeines

Erste wissenschaftliche Untersuchungen zum Tragverhalten von Hybridfassaden wurden 2012 von *Lange* und *Suppes* an der TU Darmstadt durchgeführt. Die in [43] dokumentierten Versuche wurden im Auftrag des *IFBS e. V.* durchgeführt und anschließend in [52] von *Raabe* und *Pfaff* begutachtet.

Weitere Ergebnisse wissenschaftlicher Untersuchungen zum Tragverhalten von Hybridfassaden wurden von *Ungermann* und *Wiegand* im Rahmen des AiF-Forschungsvorhabens „Bauen im Bestand - Lösungen für Dach und Fassade in Stahlleichtbauweise“² veröffentlicht, siehe dazu [38–40; 42].

Beim statischen Nachweis einer Hybridfassade müssen die in den folgenden Abschnitten dargestellten Besonderheiten beachtet werden.

2.4.3.2 Veränderte Windlastannahmen

In Deutschland fordern die *Landesbauordnungen* (z. B. [101]), dass bei der Errichtung, Änderung und Instandhaltung von baulichen Anlagen die anerkannten Regeln

² Forschungsvorhaben: „Bauen im Bestand - Lösungen für Dach und Fassade in Stahlleichtbauweise“, RWTH Aachen und TU Dortmund, in Zusammenarbeit und gefördert durch die Forschungsvereinigung Stahlanwendung e. V. Düsseldorf (P1098), Laufzeit 02/2015 bis 12/2017

der Technik zu beachten sind. Das *Deutsche Institut für Bautechnik* (DIBt) konkretisiert diese Forderung derart, dass „bei Umbaumaßnahmen [...] die unmittelbar von der Änderung berührten Teile mit den Einwirkungen nach den aktuellen technischen Baubestimmungen nachzuweisen“ sind [105]. Folglich müssen die bestehenden Kassettenprofile bei Hybridsanierungen unter Berücksichtigung der aktuell gültigen Windlastannahmen (derzeit *DIN EN 1991-1-4:2010-12* [92]) erneut statisch nachgewiesen werden.

Im Rahmen dieser Dissertation wird davon ausgegangen, dass Kassettenprofilfassaden im deutschen Gebäudebestand auf Grundlage der Windlastannahmen aus einer der in der folgenden Tabelle 2.13 dargestellten Normen bemessen wurden.

Tabelle 2.13: Übersicht der Normausgaben zur Bestimmung der Windlastannahmen von bestehenden Kassettenprofilfassaden

Normtitel	Ausgabe	Anhänge / Kommentare
DIN 1055-4	1977-05	
	1986-08	A1: 1987
	2005-03	B1: 2006-03
DIN EN 1991-1-4	2010-12	A1, NA

Die Windlastannahmen wurden seit der flächendeckenden Markteinführung von Kassettenprofilen in den 1980er Jahren teilweise deutlich verändert. Diese Aussage belegt das folgende Beispiel: Bild 2.49 zeigt die in den unterschiedlichen Bereichen anzusetzenden Windlasten in Abhängigkeit von der jeweils gültigen Normausgabe für eine eingeschossige Mehrzweckhalle in Windzone 2 (Binnenland).

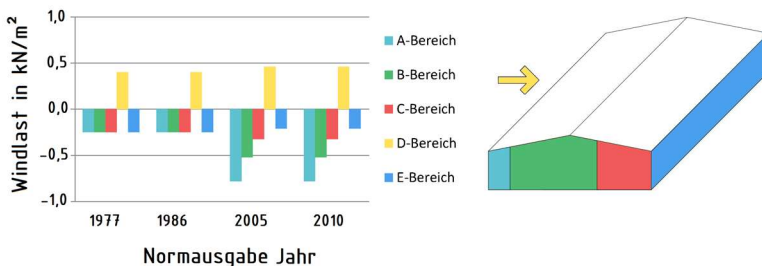


Bild 2.49: Anzusetzende Windlast (Druck positiv, Sog negativ) in Abhängigkeit von der jeweiligen Normausgabe für ein Beispielgebäude in Windzone 2 - Binnenland

Bild 2.49 kann entnommen werden, dass die Sogbeanspruchungen orthogonal zur Windanströmrichtung in den Bereichen A und B zwischen 1986 und 2005 um 212 bzw. 108 % erhöht wurden.

Bei der Planung einer Hybridsanierung können veränderte Windlastannahmen folglich großen Einfluss haben:

- Deutlich erhöhte Windlastannahmen können dazu führen, dass ein erneuter statischer Nachweis der Kassettenprofile ohne geeignete Ertüchtigungsmaßnahmen nicht möglich ist. Daraus ergibt sich die Fragestellung, inwieweit eine Außenschale aus Sandwichelementen dazu geeignet ist, die Tragfähigkeit von bestehenden Kassettenprofilfassaden zu erhöhen. Ausreichende wissenschaftliche Erkenntnisse dazu fehlen bislang.
- Reduzierte Windlastannahmen können im Bedarfsfall erforderliche Tragreserven bereitstellen. Inwieweit die Kassettenprofile in einer Hybridfassade durch den zusätzlichen Lastfall Temperaturdifferenz am Sandwichelement beansprucht werden (siehe dazu folgender Abschnitt 2.4.3.4) wurde bislang ebenfalls nicht ausreichend wissenschaftlich untersucht.

Allgemeingültige Aussagen zu Veränderungen der Windlastannahmen zwischen den in Tabelle 2.13 dargestellten Normausgaben sind bislang nicht möglich. Verschiedene Einflussfaktoren wie Gebäudealter, Gebäudestandort und Gebäudegeometrie erfordern bisweilen eine Berechnung im Einzelfall. An dieser Stelle sei darauf hingewiesen, dass das Ausgabedatum einer Norm nicht dem Datum der bauaufsichtlichen Einführung entspricht. Bei Bestandsfassaden ist daher in jedem Fall zu prüfen, auf Grundlage welcher Lastannahmen die Bestandsstatik erstellt wurde.

2.4.3.3 Seitliches Ausweichen der schmalen Gurte

In einer Hybridfassade mit vertikal verlegten Sandwichelementen nach Bild 2.47 müssen die Sandwichelemente die schmalen Kassettenobergurte gegen seitliches Ausweichen stabilisieren, siehe Kapitel 2.4.2.2. Bislang wurde nicht ausreichend wissenschaftlich untersucht, ob marktübliche Sandwichelemente die dazu erforderliche Schubsteifigkeit bereitstellen können. Es muss auch überprüft werden, ob die bisherigen Berechnungsansätze (vgl. Kapitel 2.3.3.5) dazu geeignet sind, einen entsprechenden statischen Nachweis zu führen. Dabei ist Folgendes zu beachten:

- Die Schubsteifigkeit von Sandwichelementen darf in Deutschland nur angesetzt werden, wenn für das verwendete Produkt vom Deutschen Institut für Bautechnik (DIBt) eine nationale bauaufsichtliche Zulassung für

„tragende Sandwich-Elemente“ erteilt wurde, siehe Kapitel 2.3.3.5. Folglich können in Hybridfassaden mit vertikal verlegten Sandwichelementen nur „tragende Sandwich-Elemente“ verwendet werden.

- Die Tragfähigkeitswerte von Kassettenprofilen wurden in der Vergangenheit in der Regel experimentell ermittelt und in Abhängigkeit von einem maximal zulässigen Längsabstand a_1 der seitlichen Halterung der schmalen Obergurte ausgewiesen, siehe Kapitel 2.2.2.5. Werden die Sandwichelemente verdeckt in ihren Längsfugen befestigt, kann bei üblicher Sandwichelementbreite von 1000 mm der zulässige Längsabstand a_1 nicht eingehalten werden. Die ausgewiesenen Tragfähigkeitswerte können folglich nicht verwendet werden.
- Die Momenten Tragfähigkeit von Kassettenprofilen kann nach *EC3-1-3* auch rechnerisch ermittelt werden. Das entsprechende Verfahren wurde bereits in Kapitel 2.2.3.4.8 vorgestellt und kann bis zu einem Längsabstand der seitlichen Halterung der schmalen Gurte von 1000 mm angewendet werden, vgl. Tabelle 2.6 in Kapitel 2.2.3.4.8. Unklar ist, inwieweit dieses Verfahren dazu geeignet ist, bestehende Kassettenprofilfassaden mit erhöhtem Abstand der seitlichen Halterung erneut statisch nachzuweisen.

2.4.3.4 Lastfall Temperaturdifferenz

Zwischen den Deckschichten der Sandwichelemente können sehr große Temperaturdifferenzen auftreten, vgl. Kapitel 2.3.3.3. In statisch unbestimmten Systemen führen diese Temperaturdifferenzen zu äußeren Zwängungskräften, die bei der Bemessung berücksichtigt werden müssen. Werden die Sandwichelemente an den Kassettenprofilen befestigt, entsteht für diese also ein zusätzlicher Lastfall.

Beispielhaft zeigt Bild 2.50 das für die Bemessung der Sandwichelemente relevante Biegemoment sowie die für die Bemessung der Unterkonstruktion relevanten Auflagerreaktionen für den Lastfall Temperaturdifferenz Sommer (mit $\Delta T = 55$ K) eines beliebig gewählten Sandwichelementes mit 120 mm PUR/PIR-Kern und quasi-ebenen Deckschichten. Die Spannweite beträgt 2×3000 mm, was einem üblichen Zweifeldträgersystem in einer klassischen Sandwichfassade entspricht. Die dargestellten Schnittgrößen und Auflagerreaktionen wurden nach *DIN EN 14509* [91] elastisch unter Berücksichtigung der Nachgiebigkeit des Kernwerkstoffs ermittelt. Aus Gleichgewichtsgründen beträgt beim Lastfall Temperaturdifferenz die Summe der Auflagerreaktionen grundsätzlich Null.

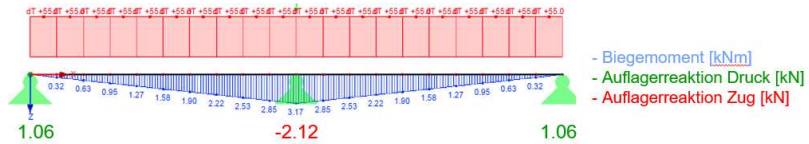


Bild 2.50: Biegemoment und Auflagerreaktionen am Sandwichelement infolge LF Temperaturdifferenz Zweifeldträger Spannweite 2×3000 mm [40]

Werden die Sandwichelemente in einer Hybridfassade vertikal verlegt, müssen sie zur Stabilisierung der schmalen Kassettenurte gegen seitliches Ausweichen in den Kreuzungspunkten mit jedem schmalen Kassettengurt verbunden werden, vgl. Kapitel 2.4.3.3. Folglich ergibt sich für die Sandwichelemente ein Mehrfeldträgersystem mit einer Spannweite, die der Baubreite der Kassettenprofile entspricht. Das folgende Bild 2.51 zeigt das Biegemoment und die Auflagerreaktionen des beispielhaft gewählten Sandwichelementes für den Lastfall Temperaturdifferenz Sommer (mit $\Delta T = 55$ K) in einem Mehrfeldträgersystem (10 Felder) mit einer Spannweite von 600 mm (übliche Baubreite von Kassettenprofilen, vgl. Kapitel 2.2.2).

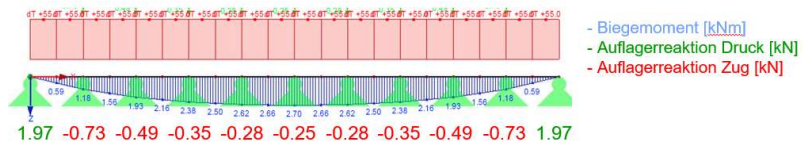


Bild 2.51: Biegemoment und Auflagerreaktionen am Sandwichelement infolge LF Temperaturdifferenz Mehrfeldträger Spannweite 10×600 mm [40]

Bei gleicher Gesamtlänge von 6000 mm reduziert sich das für die Bemessung der Sandwichelemente relevante Biegemoment um 13 %. Die Auflagerreaktionen konzentrieren sich, trotz deutlich kleinerer Spannweite, in ähnlicher Größenordnung wie bei dem zuvor betrachteten Zweifeldträger, an den Endauflagern. Zusätzlich folgt aus statischen Gleichgewichtsbedingungen in diesem Bereich ein Vorzeichenwechsel. Bei Montage der Sandwichelemente ohne zusätzliche Profile im Trauf- und Sockelbereich werden die Kassettenprofile dort also torsionsbeansprucht.

Mit zunehmender Elementlänge vergrößern sich die Auflagerreaktionen am Elementanfang und -ende. Vergleichend zeigt Bild 2.52 einen Mehrfeldträger mit nur 5 Feldern und ansonsten gleichen Randbedingungen.

erfolgt eine kurze Zusammenfassung der für diese Dissertation relevanten Ergebnisse.

Die folgenden Bilder zeigen den numerisch ermittelten Wärmedurchgangskoeffizienten von Hybridfassaden in Abhängigkeit von der Gesamt-Dämmstoffdicke. Beispielhaft wurden als Sanierungsbauteile vier Sandwichelemente mit PU-Kernwerkstoff ($t_{N,SE} = 0,75 \text{ mm}$, $\lambda_{WD,SE} = 0,025 \text{ W/(m}\cdot\text{K)}$, Fugentyp I) ausgewählt. Bild 2.53 zeigt den resultierenden U-Wert für Hybridfassaden mit Kassettenprofil-Nennblechdicke $t_{N,KAS} = 0,75 \text{ mm}$, Bild 2.54 zeigt den resultierenden U-Wert für Hybridfassaden mit Kassettenprofil-Nennblechdicke $t_{N,KAS} = 1,5 \text{ mm}$.

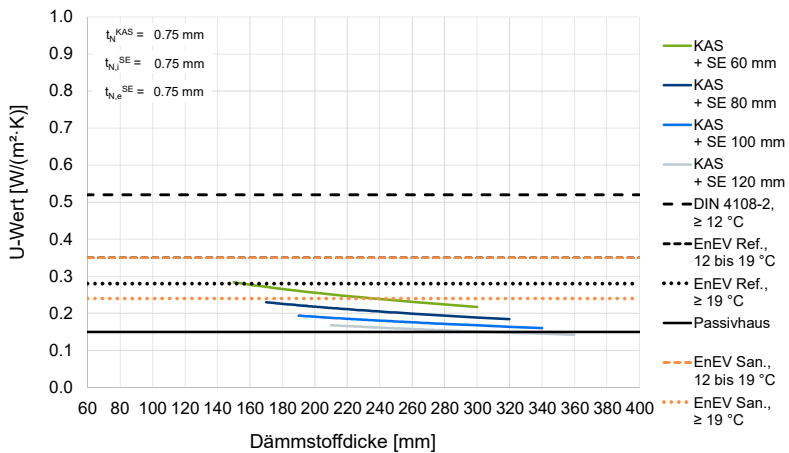


Bild 2.53: Wärmedurchgangskoeffizienten einer Hybridfassade mit Kassettenprofil-Nennblechdicke 0,75 mm [40]

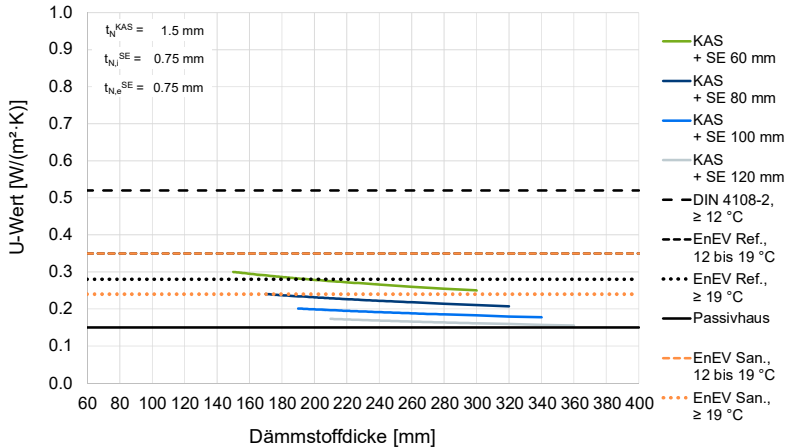


Bild 2.54: Wärmedurchgangskoeffizienten einer Hybridfassade mit Kassettenprofil-Nennblechdicke 1,5 mm [40]

Den dargestellten Diagrammen kann entnommen werden, dass aus wärmeschutztechnischer Sicht ein PU-Sandwichelement mit Kernschichtdicke 80 mm (bei $t_{N,KAS} = 0,75 \text{ mm}$) bzw. 100 mm (bei $t_{N,KAS} = 1,5 \text{ mm}$) genügt, um bei einer Hybridsanierung die heutigen EnEV-Anforderungen (vgl. Tabelle 2.8 in Kapitel 2.2.4.2) zu erfüllen.

Neben der thermischen Qualität wurde von *Kuhnhenne* und *Brieden* auch die hygrische Qualität von Hybridfassaden untersucht. Das folgende Bild 2.55 zeigt die Ergebnisse der Luftfeuchteberechnungen für ein 145 mm Kassettenprofil mit 60 mm PU-Sandwich-Außenschale (links), bzw. 80 mm PU-Sandwich-Außenschale (rechts).

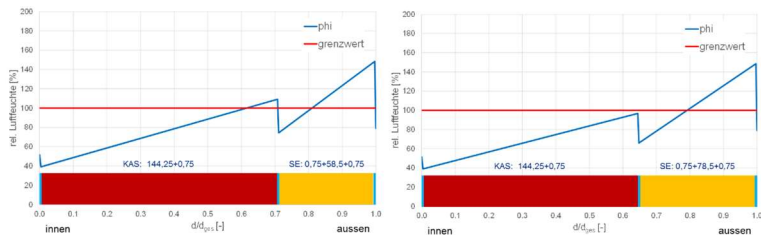


Bild 2.55: Verlauf der relativen Luftfeuchte in einer Hybridfassade [40]

Bild 2.55 kann entnommen werden, dass die relative Luftfeuchte in Hybridfassaden den Grenzwert von 100 % stellenweise überschreiten kann. Wird davon ausgegangen, dass im Stoßbereich der Kassettenprofile neben Luft- auch Wasserdampfdiffusionsundichtigkeiten auftreten können, kann Feuchtigkeit in den Dämmstoff gelangen. Die in Kassettenprofilfassaden verwendeten Dämmstoffe haben in der Regel

nur einen sehr geringen Dampfdiffusionswiderstand, gleichzeitig verschlechtern sich ihre bauphysikalischen Eigenschaften bei Durchfeuchtung erheblich. Folglich empfehlen *Kuhnhenne* und *Brieden*, den Grenzwert von 100 % im Bereich der Kassettenprofile einzuhalten. Dies kann durch eine ausreichende Kernschichtdicke der Sandwichelemente sichergestellt werden. Bild 2.56 zeigt die dazu erforderliche Sandwichelement-Kernschichtdicke für PUR/PIR-Kernschichten mit $\lambda_{WD,SE} = 0,025 \text{ W/(m}\cdot\text{K)}$. Der Bereich oberhalb der Geraden gilt dabei als zulässig. Auf Grundlage der marktüblichen Sandwichelementdicken kann daraus der grün hinterlegte Bereich als hygrisch erforderlich abgeleitet werden.

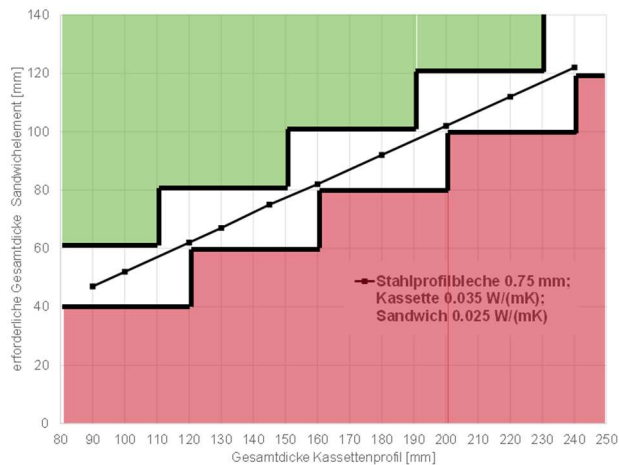


Bild 2.56: Hygrisch erforderliche Sandwichelement-Kernschichtdicke in Hybridfassaden nach *Kuhnhenne/Brieden* [40]

2.4.5 Praxisbeispiel

2.4.5.1 Hybridsanierung mit vertikal verlegten Sandwichelementen

Die auf den folgenden Bildern dargestellte eingeschossige Mehrzweckhalle mit Kassettenprofilfassade wurde 2017 saniert. Die Kassettenprofile der Bestandsfassade haben eine Bauhöhe von 90 mm. Die Außenschale der Bestandsfassade wurde mit 40 mm Dämmstreifen aus Mineralwolle thermisch von den Kassettenprofilen getrennt. Zunächst wurde die Außenschale (vertikal verlegte Trapezprofile) demonstert, siehe Bild 2.57.



Bild 2.57: Bestandsfassade nach Demontage der Außenschale

Nach dem vollständigen Rückbau der Außenschale wurden handelsübliche PU-Sandwichelemente mit 60 mm Kernschichtdicke montiert. Die Sandwichelemente wurden vertikal ohne Querstoß verlegt und nicht sichtbar in ihren Längsfugen an den Kassettenurten sowie im Sockel- und Attikabereich befestigt. Dazu wurden handelsübliche Sandwichbefestiger (Bohrschrauben mit Unterkopfgewinde) verwendet.



Bild 2.58: Montage der neuen Außenschale aus vertikal verlegten Sandwichelementen



Bild 2.59: Detailansicht Montage der Sandwichelemente

Der Verfasser der vorliegenden Dissertation konnte den beschriebenen Umbauarbeiten beiwohnen. Es kann bestätigt werden, dass diese Variante einer Hybridsanierung für eine baupraktische Umsetzung geeignet ist. Welche statischen Nachweise im Rahmen dieser Hybridsanierung geführt wurden, ist dem Verfasser nicht bekannt. Das betreffende Gebäude befindet sich nicht in Deutschland.

2.4.6 Zusammenfassung und Fazit

Der modulare Aufbau einer Kassettenprofilfassade erlaubt eine energetische Sanierung ohne vollständigen Rückbau, was Ressourcen schont und zahlreiche weitere Vorteile bietet. Wird lediglich die bisherige Außenschale zurückgebaut und mit marktüblichen Sandwichelementen ersetzt, entsteht eine Hybridfassade. Anhand eines Praxisbeispiels konnte gezeigt werden, dass Hybridsanierungen baupraktisch umsetzbar sind.

Bisherige bauphysikalische Untersuchungen zu Hybridfassaden haben gezeigt, dass bei Hybridsanierungen neben dem Wärmeschutz auch der Feuchteschutz beachtet werden muss.

Die Sandwichelemente in einer Hybridfassaden können vertikal oder horizontal verlegt werden. Wegen der unterschiedlichen Baubreiten von Kassettenprofilen und Sandwichelementen ist nur die vertikale Verlegung direkt an den Kassetten-

profilen anliegend möglich, horizontal verlegte Sandwichelemente müssen mit zusätzlichen Lisenenprofilen befestigt werden. Dies bedingt zusätzlichen Aufwand. Folglich sollte bei Hybridsanierungen eine vertikale Verlegung der Sandwichelemente angestrebt werden.

Die bestehenden Kassettenprofile müssen bei Hybridsanierungen unter Berücksichtigung der aktuell gültigen Windlastannahmen erneut statisch nachgewiesen werden. Die Windlastannahmen in Deutschland wurden in den letzten Jahrzehnten deutlich verändert. Es muss daher überprüft werden, welchen Einfluss auf die Bemessung die veränderten Windlastannahmen haben können.

In einer Hybridfassade mit vertikal verlegten Sandwichelementen müssen die Sandwichelemente die schmalen Obergurte der Kassettenprofile gegen seitliches Ausweichen stabilisieren. Inwieweit übliche Sandwichelemente, insbesondere bei nicht sichtbarer Befestigung in den Längsfugen mit nur einem Befestigungsmittel, zur Stabilisierung der Kassettenprofile und damit zur Sicherung der Gesamtstabilität der Fassade beitragen können, ist bislang nicht ausreichend erforscht.

Die an den Deckschichten der Sandwichelemente entstehenden Temperaturdifferenzen führen in Hybridfassaden zu einer zusätzlichen Beanspruchung der Kassettenprofile. Unklar ist, welchen Einfluss die globale und lokale Biegeweichheit der Kassettenprofile auf die infolge Temperaturdifferenz am Sandwichelement auftretenden Zwängungskräfte hat. Auch der Einfluss der in den Kassettenprofilen vorhandenen Dämmung auf die tatsächlich am Sandwichelement auftretenden Deckschichttemperaturen ist bislang nicht hinreichend wissenschaftlich erforscht.

Sandwichelemente verfügen gegenüber den bisherigen Außenschalen von Kassettenprofilfassaden über eine deutlich höhere Steifigkeit. Führen veränderte Windlastannahmen und der zusätzliche Lastfall Temperaturdifferenz dazu, dass der statische Nachweis der Kassettenprofile in einer Hybridfassade zunächst nicht erbracht werden kann, müssen zusätzliche Tragreserven bereitgestellt werden. Ob eine Außenschale aus Sandwichelementen dazu geeignet ist, wurde bislang nicht hinreichend wissenschaftlich erforscht.

Zusammenfassend wird festgestellt, dass es mit den bisherigen mechanischen Modellen und Bemessungsansätzen für Kassettenprofile und Sandwichelemente nicht möglich ist, das Tragverhalten einer Hybridfassade hinreichend genau abzubilden und die erforderlichen statischen Nachweise einer Hybridfassade zu führen. Es müssen daher umfangreiche wissenschaftliche Untersuchungen durchgeführt werden. Dies geschieht in den folgenden Kapiteln.

3 Bestandsaufnahme von für Hybridsanierungen geeigneten Kassettenprofilfassaden und Festlegung von Randbedingungen

3.1 Vorbemerkungen

In diesem Kapitel werden die für die weiteren Untersuchungen erforderlichen Eingangsparameter und Randbedingungen bestimmt. Zunächst erfolgt dazu eine Bestandsaufnahme von in Hybridbauweise sanierungsfähigen Kassettenprofilfassaden, anschließend werden auf Grundlage der dabei gewonnenen Erkenntnisse Parameter und Randbedingungen festgelegt. So wird der Praxisbezug der folgenden analytischen, experimentellen und numerischen Untersuchungen sichergestellt.

3.2 Bestandsaufnahme

3.2.1 Bestandsgebäude mit Kassettenprofilfassade

In [100] stellt die Kommission *Schutz des Menschen und der Umwelt* die Ergebnisse einer Studie zum Thema *Stoffströme und Kosten in den Bereichen Bauen und Wohnen - Konzept Nachhaltigkeit* vor. Dabei wird zwischen Wohn- und Nichtwohngebäuden unterschieden. Kassettenprofile werden in Nichtwohngebäuden verwendet, vgl. Kapitel 2.2.1. Das folgende Bild 3.1 zeigt den Gebäudebestand von Nichtwohngebäuden nach Baualtersklasse.

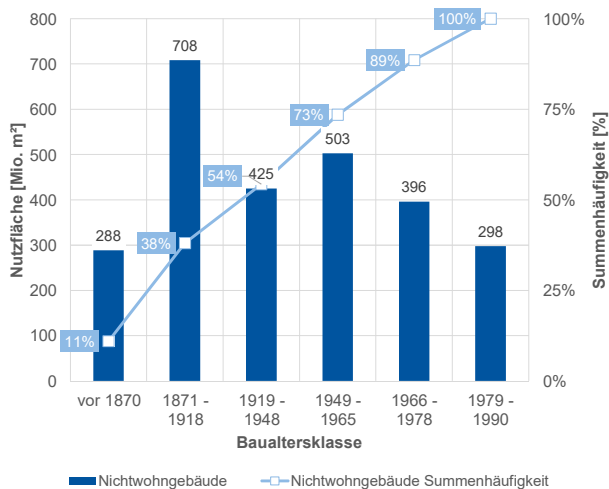


Bild 3.1: Bestand von Nichtwohngebäuden nach Baualtersklasse [100]

Nichtwohngebäude werden in [100] nutzungsspezifisch in sieben Gruppen unterteilt, siehe Bild 3.2.

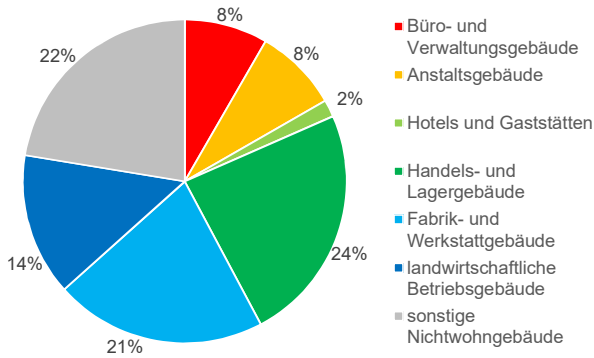


Bild 3.2: Nutzungsgruppen von Nichtwohngebäuden nach [100]

Es wird davon ausgegangen, dass Kassettenprofile flächendeckend seit Beginn der 1980er Jahre eingesetzt werden und vorwiegend den drei Nutzungsgruppen „Handels- und Lagergebäude“, „Fabrik- und Werkstattgebäude“ und „landwirtschaftliche Betriebsgebäude“ zugeordnet werden können. Somit ergibt sich allein bis 1990 ein möglicher Bestand für Gebäude mit Kassettenprofilfassade von etwa 176 Millionen Quadratmeter Nutzfläche.

Ergänzend zeigt Bild 3.3 die vom Statistischen Bundesamt in [102] veröffentlichten Angaben zu Baufertigstellungen seit 1960.

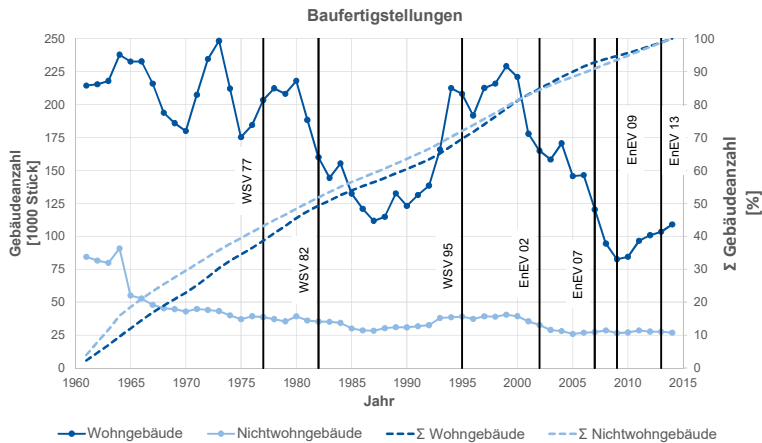


Bild 3.3: Baufertigstellungen und Gebäudeanzahl nach [102]

3 Bestandsaufnahme von für Hybridsanierungen geeigneten Kassettenprofilfassaden und Festlegung von Randbedingungen

Bis 1993 wurden nur die alten Bundesländer erfasst, danach auch die neuen Bundesländer. Die angegebenen Summen beziehen sich auf das Jahr 2015 mit einem Gebäudebestand von etwa 9 Mio. Wohn- und 2 Mio. Nichtwohngebäuden. Bild 3.3 kann entnommen werden, dass seit Markteinführung der Kassettenprofile kontinuierlich pro Jahr zwischen 25 000 und 40 000 Nichtwohngebäude fertiggestellt werden.

Rückschlüsse auf den Marktanteil von Kassettenprofilen erlaubt das folgende Bild 3.4. Es zeigt die Auftragseingänge für Kassettenprofile der *IFBS-Mitgliedsfirmen*³ für den Zeitraum von 1991 bis 2018. Bis 2017 wurden jährlich zwischen 1 Mio. und 3 Mio. m² Kassettenprofile hergestellt. Demgegenüber steht eine Jahresproduktion von etwa 20 - 25 Mio. m² Trapezprofilen und etwa 20 Mio. m² Sandwichelementen.

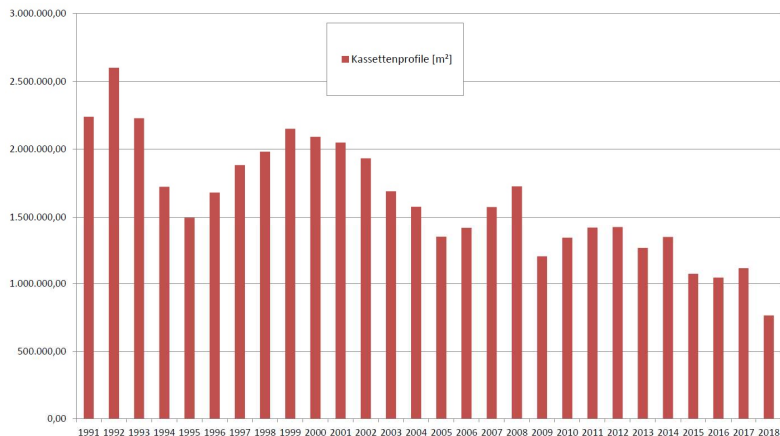


Bild 3.4: Jährliche Produktion von Kassettenprofilen in m² [IFBS e. V.]

Folglich haben Kassettenprofilfassaden nur einen untergeordneten Marktanteil. Wird jedoch davon ausgegangen, dass seit 1980 in den drei Nutzungsgruppen „Handels- und Lagergebäude“, „Fabrik- und Werkstattgebäude“ und „landwirtschaftliche Betriebsgebäude“ nur jedes hundertste Gebäude mit Kassettenprofilfassade ausgeführt wurde, ergibt sich bereits ein Bestand von etwa 6 000 Gebäuden.

Bild 3.3 kann entnommen werden, dass der Markt im Nichtwohnbereich deutlich geringeren Schwankungen als im Wohnbereich unterliegt. Bild 3.4 zeigt bei der

³ Internationaler Verband für den Metalleichtbau e. V., D-47807 Krefeld

jährlichen Produktion von Kassettenprofilen eine kontinuierlich absteigende Tendenz (mit leichten Schwankungen). Folglich stammen mehr Kassettenprofilfassaden im Bestand aus der Anfangszeit dieser Bauweise.

3.2.2 Wärmeschutzeigenschaften der Kassettenprofilfassaden in Bestandsgebäuden

Die folgende Tabelle 3.1 zeigt die Mindestanforderungen an den Wärmedurchgangskoeffizienten einer Wand in einem Nichtwohngebäude in Abhängigkeit von der jeweils gültigen Verordnung. Die dargestellten Bereiche ergeben sich aus unterschiedlichen Randbedingungen, wie beispielsweise der Gebäudegeometrie oder der zu erwartenden Innenraumtemperatur.

Tabelle 3.1: Mindestanforderungen an den Wärmedurchgangskoeffizienten von Einzelbauteilen in Nichtwohngebäuden

Verordnung	Anforderung an den U-Wert in $W/(m^2 \cdot K)$
Wärmeschutzverordnung (WSVO) 1977	$U \leq 1,45 - 1,75$
Wärmeschutzverordnung (WSVO) 1984	$U \leq 1,20 - 1,50$
Wärmeschutzverordnung (WSVO) 1995	$U \leq 0,50 - 0,75$
Energieeinsparverordnung (EnEV) 2002	$U \leq 0,45 - 0,75$
Energieeinsparverordnung (EnEV) 2007	$U \leq 0,45 - 0,75$
Energieeinsparverordnung (EnEV) 2009	$U \leq 0,28 - 0,35$
Energieeinsparverordnung (EnEV) 2014	$U \leq 0,28 - 0,35$

Tabelle 3.2 zeigt den von *Kuhnhenne et al.* in [40] numerisch berechneten U-Wert einer Kassettenprofilfassade der ersten Generation mit 3 mm Trennstreifen zwischen den schmalen Obergurten und der Außenschale, vgl. Bild 2.2 in Kapitel 2.2.1.2. Berücksichtigt wurden Blechdicken von 0,75 bis 1,50 mm und Dämmstoffe der WLS 035 bis 045.

Tabelle 3.2: Gemittelter U-Wert einer Kassettenprofilfassade der ersten Generation in Abhängigkeit von der Bauhöhe [40]

Bauhöhe in mm	90	100	120	130	145	160	180	200
U-Wert in $W/(m^2 \cdot K)$	0,73 bis 1,08	0,69 bis 1,03	0,62 bis 0,95	0,59 bis 0,92	0,56 bis 0,88	0,52 bis 0,84	0,49 bis 0,79	0,46 bis 0,76

Vergleicht man die in Tabelle 3.2 dargestellten Werte mit den Anforderungen aus Tabelle 3.1, zeigt sich, dass bis zum Inkrafttreten der *WSVO 1995* alle Kassettenprofilfassaden den damaligen Wärmeschutzanforderungen genügt haben. Folglich

können erst ab der zweiten Hälfte der 1990er Jahre Bauhöhen und Blechdicken aus den Mindestanforderungen an den Wärmeschutz abgeleitet werden. Es wird also davon ausgegangen, dass viele Kassettenprofilfassaden aus der Anfangszeit der Bauweise eine geringe Bauhöhe aufweisen. Den heutigen Anforderungen an den Wärmeschutz genügen Kassettenprofilfassaden der ersten Generation grundsätzlich nicht mehr.

Das folgende Bild 3.5 zeigt den U-Wert von Kassettenprofilfassaden der zweiten Generation in Abhängigkeit von der gesamten Dämmstoffdicke. Die Wärmeleitstufe der Dämmung wurde gemittelt, die Kassettenprofil-Nennblechdicke wurde aus wärmeschutztechnischer Sicht ungünstig zu $t_N = 1,50$ mm gewählt.

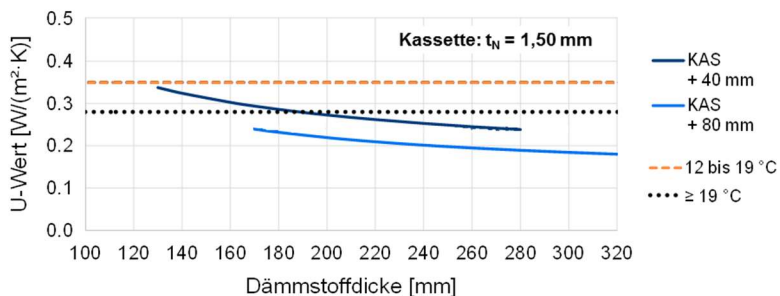


Bild 3.5: U-Wert von Kassettenprofilfassaden der zweiten Generation in Abhängigkeit von der gesamten Dämmstoffdicke mit $t_N = 1,5$ mm nach [40]

Bild 3.5 kann entnommen werden, dass Kassettenprofilfassaden der zweiten Generation über deutlich bessere Wärmeschutzeigenschaften verfügen als jene der ersten Generation. Ab einer Kassettenprofil-Bauhöhe von 145 mm kann bereits mit 40 mm Dämmstoff zwischen den schmalen Obergeruten und der Außenschale ein U-Wert $\leq 0,28$ W/(m²·K) erreicht werden, was den heutigen Anforderungen entspricht. Mit 80 mm Dämmstoff zwischen den schmalen Obergeruten und der Außenschale werden diese Anforderungen unabhängig von der Bauhöhe der Kassettenprofile erreicht. Kassettenprofilfassaden der zweiten Generation werden darüber hinaus erst seit den 2000er Jahren gebaut (vgl. Kapitel 2.2.1.2) und die heutigen Mindestanforderungen an den Wärmedurchgangskoeffizienten von Einzelbauteilen besitzen bereits seit der *EnEV 2009* Gültigkeit (vgl. Tabelle 3.1). Folglich haben sie für den Gesamtbestand aus energetischer Sicht sanierungsbedürftiger Kassettenprofilfassaden nur eine untergeordnete Bedeutung.

3.3 Festlegung von Randbedingungen

3.3.1 Für eine Hybridsanierung geeignete Kassettenprofilfassaden

Aus energetischer Sicht erscheinen zunächst nur Kassettenprofilfassaden der ersten Generation und Kassettenprofilfassaden der zweiten Generation mit 40 mm Zusatzdämmung und eine Bauhöhe kleiner als 145 mm sanierungsbedürftig. Sie genügen den heutigen Anforderungen an den Wärmeschutz nicht. Es sollte jedoch berücksichtigt werden, dass beispielsweise in Kühl- und Tiefkühlhallen nutzungsbedingt erhöhte Anforderungen an den Wärmeschutz gelten. Dort kann sich, wegen der kontinuierlich steigenden Energiepreise (vgl. Kapitel 2.4.1.2), auch die Sanierung energetisch hochwertigerer Kassettenprofilfassaden amortisieren. Zusätzlich kann mit einer Hybridsanierung das optische Erscheinungsbild eines Gebäudes aufgewertet werden (vgl. Kapitel 2.3.1). Auch dies kann alleiniger Anlass für eine Hybridsanierung sein.

Folglich sind grundsätzlich alle Kassettenprofilfassaden für eine Hybridsanierung geeignet. Da sich die Profile in Kassettenprofilfassaden der ersten und zweiten Generation baulich nicht unterscheiden, kann der Bestand sanierungsgerechter Kassettenprofile in Anlehnung an Kapitel 2.2.1 und die Anwendungsgrenzen in EC3-1-3 wie folgt abgebildet werden:

Tabelle 3.3: Für Hybridsanierungen geeignete Kassettenprofile

Eigenschaft	zul. Parameterbereich
Baubreite b_u	500 - 600 mm
Obergurtbreite b_o	30 - 60 mm
Bauhöhe h	90 - 200* mm
Blechedicke t_{nom}	0,75 - 1,5 mm

* Seit wenigen Jahren sind auch Profile mit Bauhöhen > 200 mm am Markt erhältlich. Derzeit können diese Profile nicht nach EC3-1-3, Abschnitt 10.2 bemessen werden. Sie werden im Rahmen dieser Dissertation vernachlässigt.

Da die in den folgenden Abschnitten dargestellten analytischen, experimentellen und numerischen Untersuchungen möglichst realitätsnah und mit hohem Praxisbezug durchgeführt werden sollten, wird ein bestimmtes Kassettenprofil als Referenzbauteil ausgewählt. Die Querschnittsgeometrie des Referenzbauteils ist in Bild 3.6 dargestellt.

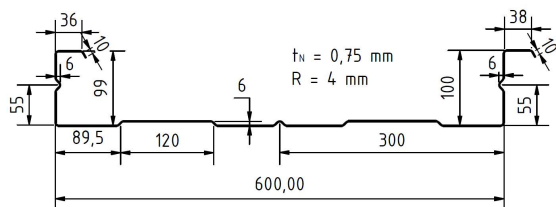


Bild 3.6: Querschnitt Referenzbauteil Kassettensprofil

Der Querschnitt des Referenzbauteils wird aus folgenden Gründen gewählt:

- Es wird davon ausgegangen, dass vorwiegend Kassettensprofilfassaden mit geringer Bauhöhe (90 - 120 mm) in Hybridbauweise saniert werden, vgl. Abschnitt 3.2.1.
- Die Baubreite 600 mm ist marktüblich und wurde/wird von vielen Herstellern verwendet.
- Die Nennblechdicke wird aus statischer Sicht ungünstig gewählt.
- Es wurden bereits relevante experimentelle Untersuchungen mit diesem Querschnitt durchgeführt (siehe dazu Kapitel 6.2.2).

3.3.2 Wärmeschutzigenschaften nach einer Hybridsanierung

Die Mindestanforderungen an den Wärmeschutz wurden in den letzten Jahrzehnten kontinuierlich erhöht, vgl. Tabelle 3.1. Berücksichtigt man das ambitionierte klimapolitische Ziel, in Deutschland bis zum Jahr 2050 einen „nahezu klimaneutralen Gebäudebestand“ zu erreichen [98], kann davon ausgegangen werden, dass sich dieser Trend weiter fortsetzen wird.

Die aktuell gültigen Anforderungen können mit marktüblichen PUR/PIR-Sandwichelementen bereits mit einer Kernschichtdicke von 80 mm bzw. 100 mm erreicht werden (abhängig vom Fugentyp, vgl. Kapitel 2.3.4.2). Eine Sanierung über den Mindestwärmeschutz hinaus ist mit Sandwichelementen also einfach möglich.

Soll eine energetische Sanierung nachhaltig ausgeführt werden, muss sie auch zukünftigen Anforderungen an den Wärmeschutz genügen. In Anlehnung an [38–40] wird im Rahmen dieser Dissertation der folgende Zielwert für den Wärmedurchgangskoeffizienten gewählt:

Tabelle 3.4: Empfohlener Zielwert einer Hybridsanierung

Eigenschaft	Zielwert
U-Wert in in $W/(m^2 \cdot K)$	0,20

3.3.3 Sanierungsbauteile

Der in Tabelle 3.4 festgelegte Zielwert kann mit marktüblichen PUR/PIR-Sandwichelementen ab einer Kernschichtdicke von etwa 120 mm erreicht werden, siehe dazu Kapitel 2.3.4.2. Berücksichtigt man die Dämmung in den Kassettenprofilen, kann die Sandwichelement-Kernschichtdicke in einer Hybridfassade aus wärmeschutztechnischer Sicht auf etwa 100 mm reduziert werden. Die folgenden Tabellen zeigen dazu beispielhaft den Gesamt-Wärmedurchgangskoeffizienten einer Hybridfassade mit Kassettenprofil-Nennblechdicke 0,75 mm bzw. 1,5 mm.

Tabelle 3.5: Wärmedurchgangskoeffizient einer Hybridfassade, $t_{N,KAS} = 0,75$ mm [40]

		Wärmedurchgangskoeffizient U [W/(m ² ·K)]									
		Kassettenprofilhöhe d _{KAS} [mm]									
		90	100	120	130	145	160	180	200	220	240
Sandwichdicke d _{SE} [mm]	60	0,284	0,277	0,266	0,261	0,253	0,247	0,238	0,231	0,224	0,217
	80	0,230	0,225	0,218	0,214	0,209	0,205	0,199	0,194	0,189	0,184
	100	0,194	0,191	0,185	0,183	0,179	0,176	0,171	0,168	0,164	0,160
	120	0,168	0,165	0,161	0,159	0,157	0,154	0,151	0,148	0,145	0,142
Bestand:		$t_{N,KAS} = 0,75$ mm; $d_{KAS} = 90 \dots 240$ mm; $\lambda_{WD,KAS} = 0,035$ W/(m·K)									
Sanierung:		$t_{N,SE} = 0,75$ mm; $d_{SE} = 60 \dots 120$ mm; $\lambda_{WD,SE} = 0,025$ W/(m·K); Fugentyp I									

Tabelle 3.6: Wärmedurchgangskoeffizient einer Hybridfassade, $t_{N,KAS} = 1,5$ mm [40]

		Wärmedurchgangskoeffizient U [W/(m ² ·K)]									
		Kassettenprofilhöhe d _{KAS} [mm]									
		90	100	120	130	145	160	180	200	220	240
Sandwichdicke d _{SE} [mm]	60	0,300	0,295	0,286	0,282	0,277	0,272	0,266	0,260	0,255	0,250
	80	0,240	0,237	0,231	0,229	0,225	0,222	0,218	0,214	0,210	0,207
	100	0,201	0,199	0,195	0,193	0,191	0,188	0,185	0,182	0,180	0,177
	120	0,173	0,172	0,169	0,167	0,165	0,164	0,161	0,159	0,157	0,155
Bestand:		$t_{N,KAS} = 1,50$ mm; $d_{KAS} = 90 \dots 240$ mm; $\lambda_{WD,KAS} = 0,035$ W/(m·K)									
Sanierung:		$t_{N,SE} = 0,75$ mm; $d_{SE} = 60 \dots 120$ mm; $\lambda_{WD,SE} = 0,025$ W/(m·K); Fugentyp I									

In Kapitel 2.4.4.2 wurde dargestellt, dass neben dem Wärmeschutz bei Hybridsanierungen auch der Feuchteschutz berücksichtigt werden muss. Kann eine Dampfdichtheit der Bestandsfassade nicht sichergestellt werden, muss die Sandwichelement-Kernschichtdicke mit zunehmender Kassettenprofil-Bauhöhe erhöht werden, um Tauwasserbildung in der Kassettendämmung zu vermeiden.

Berücksichtigt man neben dem Wärmeschutz mit Zielwert nach Tabelle 3.4 die nach *Kuhnhenne et al.* [40] hygrisch erforderliche Bauteildicke gemäß Bild 2.56, sollten bei Hybridsanierungen die folgenden Sandwichelement-Kernschichtdicken gewählt werden.

Tabelle 3.7: Empfohlene Sandwichelement-Kernschichtdicke für Hybridsanierungen

Kassettenprofil Bauhöhe [mm]	Sandwichelement Kernschichtdicke [mm]
90 - 190	≥ 100
200	≥ 110

Als Referenzbauteil für die folgenden Untersuchungen wird ein leicht profiliertes PUR-Sandwichelement mit 120 mm Kernschichtdicke und Deckschichten der Stahlsorte S320 GD nach [90] gewählt. Bild 3.7 zeigt den Querschnitt des Referenzbauteils.

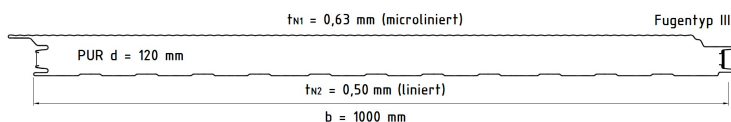


Bild 3.7: Querschnitt Referenzbauteil Sandwichelement

Der Querschnitt des Referenzbauteils wird aus folgenden Gründen gewählt:

- Die Baubreite und die Blechdicken der Deckschichten sind üblich.
- Die Profilierungen der Deckschichten sind üblich; sie erhöhen die Knitterspannung und kaschieren leichte Dellen und Unebenheiten
- Die Kernschichtdicke wurde so gewählt, dass bei allen bestehenden Kassettenprofilfassaden der Zielwert nach Tabelle 3.4 erreicht wird. Dies gilt auch, wenn die Kassettendämmung beschädigt ist.
- Der gewählte Fugentyp erlaubt eine sichtbare oder verdeckte Befestigung.
- Das dargestellte Sandwichelement ist für die Durchführung von experimentellen Untersuchungen verfügbar.

3.3.4 Weitere Randbedingungen

3.3.4.1 Referenzgebäude

3.3.4.1.1 Vorbemerkungen

Als weitere Randbedingung werden drei Referenzgebäude definiert. An diesen Gebäuden können analytische Untersuchungen, beispielsweise zu den veränderten Windlastannahmen oder zur Aussteifung der Kassettenprofile, durchgeführt werden. Es wird davon ausgegangen, dass Kassettenprofile vorwiegend im Hallenbau eingesetzt werden. Folglich werden hallenartige Referenzgebäude mit rechteckigem Grundriss und leicht geneigtem Satteldach gewählt. Die Grundrissgeometrie der Referenzgebäude A und B entspricht der einer *Typenhalle* [97] des *bauforum-stahl e. V.*

3.3.4.1.2 Referenzgebäude A

Referenzgebäude A hat eine Abmessung von 12,00 x 60,00 x 4,00 m. Es handelt sich um eine Halle mit schmalen Giebel und geringer Höhe. Das folgende Bild 3.8 zeigt die zugehörige Geometrie.

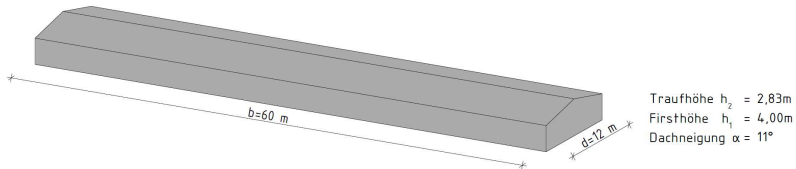


Bild 3.8: Geometrie Referenzgebäude A

3.3.4.1.3 Referenzgebäude B

Referenzgebäude B hat eine Abmessung von 20,00 x 30,00 x 7,00 m. Es handelt sich um eine Halle mit üblicher Höhe und breitem Giebel. Das folgende Bild 3.9 zeigt die zugehörige Geometrie.

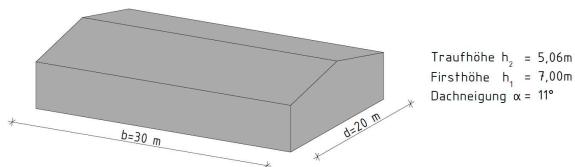


Bild 3.9: Geometrie Referenzgebäude B

3.3.4.1.4 Referenzgebäude C

Referenzgebäude C hat eine Abmessung von 10,00 x 10,00 x 60,00 m. Die gewählte Geometrie bildet einen Sonderfall bei der Windlastberechnung ab, siehe dazu Kapitel 4. Das folgende Bild 3.8 zeigt die Gebäudegeometrie.

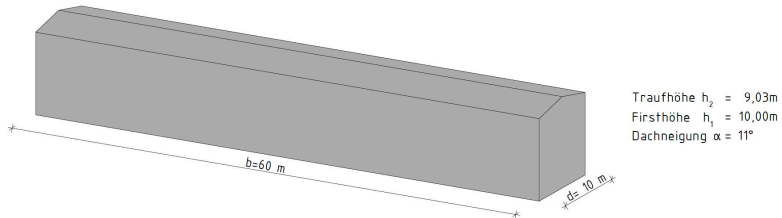


Bild 3.10: Geometrie Referenzgebäude C

3.3.4.2 Spannweiten

Im Rahmen dieser Dissertation wird davon ausgegangen, dass Kassettenprofile in sanierungsgeeigneten Fassaden in der Regel Spannweiten gemäß folgender Tabelle 3.8 aufweisen werden.

Tabelle 3.8: Mögliche Spannweiten von Bestands-Kassettenprofilen

Kassettenprofil Bauhöhe [mm]	Übliche Spannweite [mm]
90 - 160	3500 - 8000
> 160	5000 - 9500

Hinweis: Die dargestellten Werte wurden aus dem Parameterbereich der Belastungstabellen namhafter Kassettenprofilhersteller abgeleitet.

3.4 Zusammenfassung

Seit Markteinführung der Kassettenprofile Anfang der 1980er Jahre werden in Deutschland jährlich zwischen 25 000 und 40 000 Nichtwohngebäude fertiggestellt. Kassettenprofilfassaden besitzen im Gebäudebestand nur einen untergeordneten Anteil, dennoch existieren mehrere Tausend sanierungsgeeignete Objekte. Die Auftragseingänge der IFBS-Mitgliedsfirmen zeigen seit 1990 eine rückläufige Tendenz. Folglich stammen mehr Kassettenprofilfassaden im Bestand aus der Anfangszeit dieser Bauweise.

Aus den Wärmeschutz- und Energieeinsparverordnungen können erst ab der zweiten Hälfte der 1990er Jahre Bauhöhen von Kassettenprofilfassaden abgeleitet werden. Viele Kassettenprofilfassaden im Gebäudebestand werden also eine geringe

Bauhöhe aufweisen. Kassettenprofilfassaden der zweiten Generation haben am Gesamtbestand energetisch sanierungsbedürftiger Kassettenprofilfassaden nur einen untergeordneten Anteil.

Da unterschiedliche Gründe einen Sanierungsanreiz darstellen können, sind grundsätzlich alle Kassettenprofilfassaden für eine Hybridsanierung geeignet. Unter Berücksichtigung der Ergebnisse der Bestandsanalyse wurde ein Kassettenprofil mit geringer Bauhöhe (100 mm) als Referenzbauteil für die folgenden Untersuchungen gewählt. Um auch zukünftigen Anforderungen an den Wärmeschutz zu genügen, sollte als Zielgröße für den Wärmedurchgangskoeffizienten nach einer Hybridsanierung ein U-Wert kleiner gleich $0,20 \text{ W}/(\text{m}^2\cdot\text{K})$ angestrebt werden. Berücksichtigt man neben diesem Wert auch den Feuchteschutz, eignen sich PUR/PIR-Sandwich Elemente ab einer Kernschichtdicke von etwa 100 mm für Hybridfassaden. Als Referenzbauteil wurde ein PUR-Sandwich Element mit 120 mm Kernschichtdicke gewählt.

In Anlehnung an den für Kassettenprofilfassaden typischen Hallenbau wurden drei Referenzgebäude definiert. An diesen Gebäuden können analytische Untersuchungen, beispielsweise zu den veränderten Windlastannahmen, durchgeführt werden. Dies geschieht im folgenden Kapitel.

4 Analyse der veränderten Windlastannahmen

4.1 Vorbemerkungen

In diesem Kapitel wird untersucht, welchen Einfluss veränderte Windlastannahmen auf die statischen Nachweise bei Hybridsanierungen haben können. Zunächst werden dazu die relevanten Windlastnormen analysiert, anschließend erfolgt eine Auswertung anhand der Referenzgebäude aus Kapitel 3.

4.2 Analyse der relevanten Windlastnormen

4.2.1 Allgemeines

Es wird davon ausgegangen, dass die in der folgenden Tabelle 4.1 aufgeführten Windlastnormen für Hybridsanierungen Relevanz haben, vgl. Kapitel 2.4.3.2.

Tabelle 4.1: Übersicht der relevanten Normausgaben zur Bestimmung der Windlastannahmen bei Hybridsanierungen

Normtitel	Ausgabe	Anhänge / Kommentare	Literaturverweis
DIN 1055-4	1977-05		[78]
	1986-08	A1: 1987	[79]
	2005-03	B1: 2006-03	[80]
DIN EN 1991-1-4	2010-12	A1, NA	[92]

4.2.2 DIN 1055-4:1977-05

Der Geltungsbereich von *DIN 1055-4:1977-05* ist auf nicht schwingungsanfällige Bauwerke beschränkt. Als nicht schwingungsanfällig können „übliche Wohn-, Büro-, und Industriegebäude“ mit einer Schlankheit von $h/b \leq 5$ betrachtet werden. Die in Kapitel 3.3.4.1 vorgestellten Referenzgebäude weisen Schlankheiten deutlich kleiner 1 auf, vgl. Tabelle 4.2.

Tabelle 4.2: Schlankheit der Referenzgebäude

Referenzgebäude	Schlankheit h/b
Referenzgebäude A	0,33
Referenzgebäude B	0,35
Referenzgebäude C	0,70

Die Windlast W , die auf ein Bauwerk einwirkt, wird gemäß folgender Gleichung (4.1) bestimmt:

$$W = c_f \cdot q \cdot A \quad (4.1)$$

mit:

c_f : aerodynamischer Lastbeiwert

q : Staudruck in kN/m²

A : Bezugsfläche in m²

Der Staudruck q wird in Abhängigkeit von der Gebäudehöhe ausgewiesen, siehe Tabelle 4.3.

Tabelle 4.3: Staudruck q nach DIN 1055-4:1977-05 [78]

1	2	3
Höhe über Gelände m	Windgeschwin- digkeit v m/s	Staudruck q kN/m ² (kp/m ²)
von 0 bis 8	28,3	0,5 (50)
über 8 bis 20	35,8	0,8 (80)
über 20 bis 100	42,0	1,1 (110)
über 100	45,6	1,3 (130)

Zum aerodynamischen Lastbeiwert c_f werden in *DIN 1055-4:1977-05* keine Angaben gemacht. Sie können dem Entwurf der *DIN 1055 Teil 45: Lastannahmen für Bauten - Verkehrslasten - Aerodynamische Formbeiwerte für Baukörper* entnommen werden, siehe dazu folgender Abschnitt.

Bei der Bemessung von einzelnen Traggliedern, z. B. Pfetten oder Wandelementen, zu denen Kassettenprofile zählen, sind „die Werte [c_f] für Druck um $\frac{1}{4}$ zu erhöhen“.

4.2.3 DIN 1055-4:1986-08

In *DIN 1055-4:1986-08* wurden *DIN 1055-4:1977-05* und die aerodynamischen Formbeiwerte aus *DIN 1055 Teil 45* in einer Norm zusammengeführt. Der Berechnungsansatz mit Gleichung (4.1) und den höhenabhängigen Staudrücken nach Tabelle 4.3 wurde übernommen. An dieser Stelle folgen daher nur Ausführungen zu den aerodynamischen Lastbeiwerten.

Bild 4.1 zeigt die aerodynamischen Lastbeiwerte für Wände von allseitig geschlossenen prismatischen Baukörpern mit Sattel-, Pult- oder Flachdach. Die Referenzgebäude aus Kapitel 3.3.4.1 können diesen Typen zugeordnet werden.

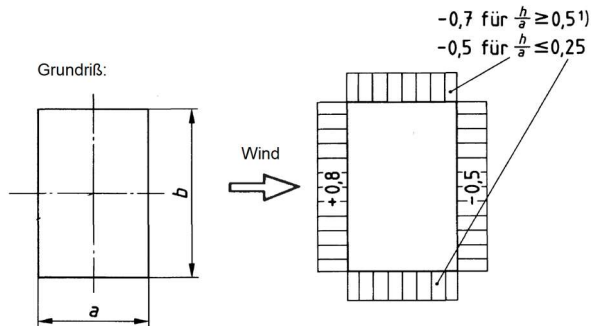


Bild 4.1: Aerodynamische Lastbeiwerte für Wände nach DIN 1055-4:1986-08 [79]

Winddruck wird positiv definiert (+0,8), Windsog negativ. Der Windsog an den Flächen, die parallel zur Windrichtung verlaufen ist abhängig von der der Gebäudegeometrie; es darf linear interpoliert werden.

In den Eckbereichen der parallel zur Windrichtung verlaufenden Wandflächen sind Sogspitzen gemäß Bild 4.2 anzusetzen.

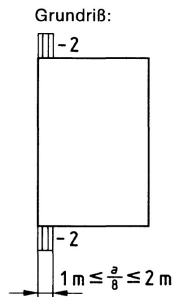


Bild 4.2: Sogspitzen nach DIN 1055-4:1986-08 [79]

Diese Sogspitzen dienen lediglich der Bemessung von „Einzelbauteilen“. Als Beispiele für Einzelbauteile werden „Dach- und Wandtafeln“ aufgeführt. Auch in dieser Normausgabe ist der Winddruck bei der Bemessung von Einzelbauteilen um „25 %“ zu erhöhen.

4.2.4 DIN 1055-4:2005-03

Mit bauaufsichtlicher Einführung von *DIN 1055-4:2005-03* wird Deutschland in vier Windzonen unterteilt, siehe Bild 4.3.



Bild 4.3: Windzonen nach DIN 1055-4:2005-03 [80]

Die Windlast w_e , die auf die Außenfläche eines Bauwerks wirkt, ist wie folgt zu berechnen:

$$w_e = c_{pe} \cdot q(z_e) \quad (4.2)$$

mit:

- c_{pe} : aerodynamischer Lastbeiwert
- q : Geschwindigkeitsdruck in kN/m^2
- z_e : Bezugshöhe in m

Bis zu einer Gebäudehöhe von 25 m kann der Geschwindigkeitsdruck in Abhängigkeit von der Bezugshöhe $q(z_e)$ vereinfacht mit folgender Tabelle 4.4 bestimmt werden. Weiterführende Informationen zur genauen Berechnung des Geschwindigkeitsdruckes können *DIN 1055-4:2005-03* entnommen werden, im Rahmen dieser Dissertation werden die Werte nach Tabelle 4.4 verwendet.

4 Analyse der veränderten Windlastannahmen

Tabelle 4.4: Staudruck q nach DIN 1055-4:2005-03 [80]

Windzone		Geschwindigkeitsdruck q in KN/m^2 bei einer Gebäudehöhe h in den Grenzen von		
		$h \leq 10 \text{ m}$	$10 \text{ m} < h \leq 18 \text{ m}$	$18 \text{ m} < h \leq 25 \text{ m}$
1	Binnenland	0,50	0,65	0,75
2	Binnenland	0,65	0,80	0,90
	Küste und Inseln der Ostsee	0,85	1,00	1,10
3	Binnenland	0,80	0,95	1,10
	Küste und Inseln der Ostsee	1,05	1,20	1,30
4	Binnenland	0,95	1,15	1,30
	Küste der Nord- und Ostsee und Inseln der Ostsee	1,25	1,40	1,55
	Inseln der Nordsee	1,40	–	–

Die Wandflächen werden in bis zu fünf Bereiche (A bis E) unterteilt. Die Größe der Bereiche parallel zur Windrichtung (A bis C) ist dabei abhängig von der Gebäudegeometrie, siehe Bild 4.4. Ist der Hilfswert e kleiner als die Breite d der Wandflächen parallel zur Windrichtung, werden diese gemäß Bild 4.4 rechts unterteilt.

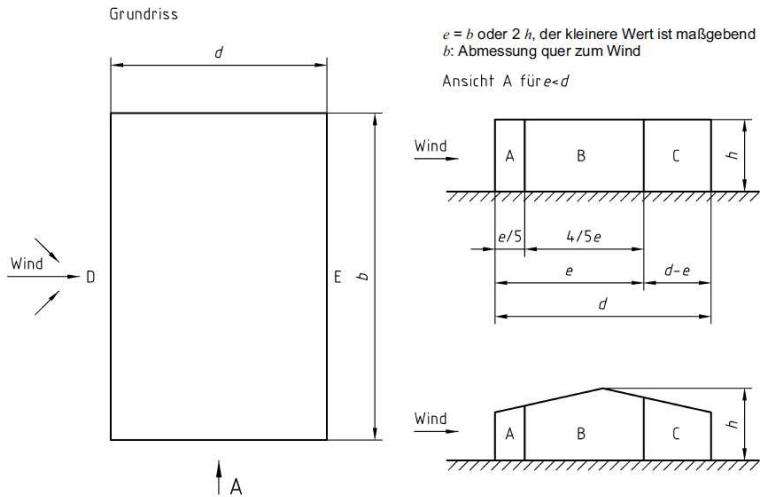


Bild 4.4: Einteilung der Wandflächen bei vertikalen Wänden und $e < d$ nach DIN 1055-4:2005-03 [80]

Ist der Hilfswert e größer oder gleich der Breite d der Wandflächen parallel zur Windrichtung, werden diese gemäß Bild 4.5 unterteilt.

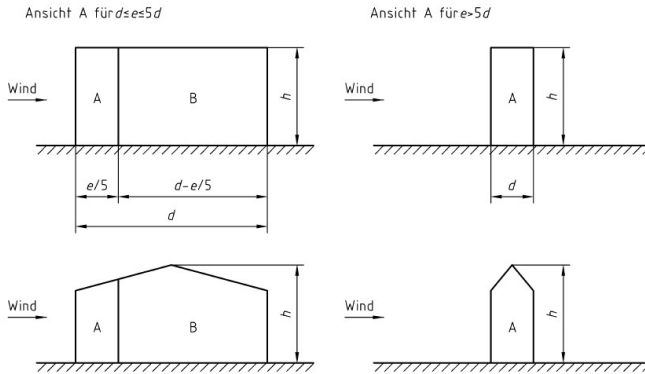


Bild 4.5: Einteilung der Wandflächen bei vertikalen Wänden und $e \geq d$ nach DIN 1055-4:2005-03 [80]

Den einzelnen Bereichen werden die aerodynamischen Lastbeiwerte $c_{pe,1}$ und $c_{pe,10}$ zugeordnet. Der Beiwert $c_{pe,1}$ wird verwendet, wenn die Lasteinzugsfläche kleiner oder gleich 1 m^2 ist. Der Beiwert $c_{pe,10}$ wird verwendet, wenn die Lasteinzugsfläche größer als 10 m^2 ist. Für Flächen, deren Größe zwischen diesen Werten liegt, darf nach Gleichung (4.3) interpoliert werden.

$$c_{pe} = c_{pe,1} + (c_{pe,10} - c_{pe,1}) \cdot \lg(A) \quad (4.3)$$

Die Werte für Lasteinzugsflächen kleiner als 10 m^2 sind dabei „ausschließlich“ für den Nachweis von Verankerungen und deren Unterkonstruktion zu verwenden.

Die folgende Tabelle 4.5 zeigt die aerodynamischen Lastbeiwerte $c_{pe,1}$ und $c_{pe,10}$ der fünf Bereiche A bis E für vertikale Wände rechteckiger Gebäude. Bei den $c_{pe,10}$ -Werten des Bereiches D liegt in der ersten Version der Norm ein Vorzeichenfehler vor, der an dieser Stelle bereits berichtigt wurde.

Tabelle 4.5: Außendruckbeiwerte für vertikale Wände rechteckiger Gebäude nach DIN 1055-4:2005-03 [80]

Bereich	A		B		C		D		E	
	$c_{pe,10}$	$c_{pe,1}$	$c_{pe,10}$	$c_{pe,1}$	$c_{pe,10}$	$c_{pe,1}$	$c_{pe,10}$	$c_{pe,1}$	$c_{pe,10}$	$c_{pe,1}$
$h/d \geq 5$	-1,4	-1,7	-0,8	-1,1	-0,5	-0,7	+0,8	+1,0	-0,5	-0,7
1	-1,2	-1,4	-0,8	-1,1	-0,5	-0,7	+0,8	+1,0	-0,5	-0,7
$\leq 0,25$	-1,2	-1,4	-0,8	-1,1	-0,5	-0,7	+0,7	+1,0	-0,3	-0,5

Für einzeln in offenem Gelände stehende Gebäude können im Sogbereich auch größere Sogkräfte auftreten.
Zwischenwerte dürfen linear interpoliert werden.
Für Gebäude mit $h/d > 5$ ist die Gesamtwindlast anhand der Kraftbeiwerte aus 12.4 bis 12.6 und 12.7.1 zu ermitteln.

4.2.5 DIN EN 1991-1-4:2010-12

Im Dezember 2010 wurde die erste europäische Windlastnorm ausgegeben. Sie ist aktuell gültig. Inhaltlich wurden in dieser Normausgabe weite Teile von *DIN 1055-4:2005-03* übernommen. Die Geschwindigkeitsdrücke der einzelnen Windzonen (sowohl für die vereinfachte Ermittlung, als auch für die genauere Ermittlung mittels Formeln) wurden nicht verändert, auch die Beiwerte für die Gebäudegeometrie wurden übernommen.

Die Einteilung der Wandflächen erfolgt analog zu Bild 4.4 und Bild 4.5. Für die einzelnen Bereiche werden globale ($c_{pe,10}$) und lokale ($c_{pe,1}$) Druckbeiwerte angegeben, die denen aus *DIN 1055-4:2005-03* entsprechen. Die Bemessung des Gesamttragwerks erfolgt mit den $c_{pe,10}$ -Werten, die $c_{pe,1}$ -Werte dienen der Bemessung von Verankerungen und kleineren Bauteilen.

4.2.6 Zwischenergebnis

Für den erneuten statischen Nachweis von bestehenden Kassettenprofilfassaden sind vier Windlastnormen relevant. Bei allen betrachteten Normausgaben wird die Windlast aus dem Produkt eines höhenabhängigen Staudrucks mit einem geometrieabhängigen Beiwert berechnet. Alle Normausgaben folgen dem gleichen Windlastmodell:

- Eine Außenwand wird orthogonal mit Winddruck beansprucht; dieser wird als über die Fläche konstant angenommen.
- Die dem Wind gegenüberliegende Wand wird von konstantem Windsog beansprucht.
- Die Wandflächen parallel zur Windrichtung werden mit Windsog beansprucht; im Eckbereich nahe der angeströmten Seite sind Sogspitzen anzunehmen.

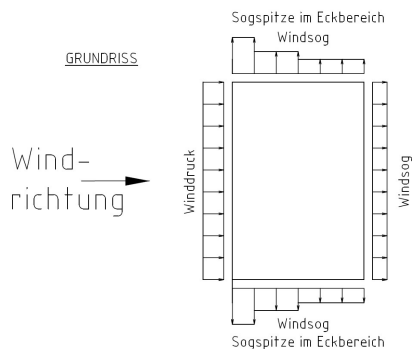


Bild 4.6: Windlastmodell der betrachteten Normausgaben

Die Analyse der betrachteten Normausgaben zeigt, dass sowohl *DIN 1055-4:1977-05* und *DIN 1055-4:1986-08* als auch *DIN 1055-4:2005-03* und *DIN EN 1991-1-4:2010-12* bei der Bemessung von Kassettenprofilfassaden an für die Bauweise typischen Gebäuden zu gleichen Lastannahmen führen.

Es wird festgestellt:

- Bestandsfassaden, die mit Windlastannahmen nach *DIN 1055-4:2005-03* bemessen wurden, können mit unveränderten Windlastannahmen erneut statisch nachgewiesen werden.
- Bestandsfassaden, die vor der bauaufsichtlichen Einführung von *DIN 1055-4:2005-03* bemessen wurden, wurden mit Windlastannahmen bemessen, die denen aus *DIN 1055-4:1986-08* entsprechen.

4.3 Auswertung anhand von Referenzgebäuden

4.3.1 Allgemeines

Um konkrete Aussagen darüber treffen zu können, welchen Einfluss veränderte Windlastannahmen auf die statischen Nachweise bei Hybridsanierungen haben, werden charakteristische Windlasten für die drei Referenzgebäude aus Kapitel 3.3.4.1 berechnet. Bei den Referenzgebäuden handelt es sich um für Kassettenprofilfassaden typische Hallenbauwerke. Sie haben einen rechteckigen Grundriss, somit ist die vereinfachte Windlastberechnung möglich.

Die Auswertung erfolgt anhand der Notation von *DIN EN 1991-1-4:2010-12*:

- Die Wandflächen der Referenzgebäude A und B werden aufgrund der jeweiligen Gebäudegeometrie nach Bild 4.4 unterteilt.
- Die Wandflächen von Referenzgebäude C werden aufgrund der Gebäudegeometrie nach Bild 4.5 unterteilt. Hier entfällt der Bereich „C“.
- Vereinfachend wird davon ausgegangen, dass die Sogspitzen nach *DIN 1055-4:1986-08* geometrisch dem Wandbereich „A“ nach *DIN EN 1991-1-4:2010-12* zugeordnet werden können. Die verbleibenden Wandbereiche können eindeutig zugeordnet werden.

Die anzusetzenden Windlasten werden in Abhängigkeit von Normausgabe und Standort gegenübergestellt. Es werden die vereinfachten Geschwindigkeitsdrücke nach Tabelle 4.3 und Tabelle 4.4 verwendet und alle acht möglichen Standorte in den Windzonen eins bis vier berücksichtigt. Es wird jeweils nur der Lastfall berücksichtigt, bei dem der Wind senkrecht auf die Gebäudelängsseite trifft. Dieser Lastfall führt zu höheren Lastannahmen und ist somit für die Bemessung der Fassade maßgebend.

4.3.2 Unterteilung und Lastbilder der Referenzgebäude

4.3.2.1 Allgemeines

In den folgenden drei Abschnitten zeigt das jeweils erste Bild die Unterteilung der Wandflächen nach *DIN EN 1991-1-4:2010-12*. Das jeweils zweite Bild zeigt das zugehörige Lastbild mit den zugehörigen Außendruckbeiwerten nach *DIN EN 1991-1-4:2010-12*. Zwischenwerte aus Tabelle 4.5 wurden linear interpoliert. Das jeweils dritte Bild zeigt das Lastbild mit den zugehörigen Außendruckbeiwerten nach *DIN 1055-4:1986-08*. Der Winddruck wurde um 25 % erhöht und es wurden Sogspitzen nach Bild 4.2 berücksichtigt, vgl. Kapitel 4.2.3.

4.3.2.2 Unterteilung und Lastbilder Referenzgebäude A

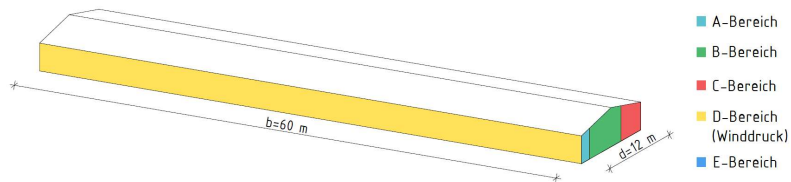


Bild 4.7: Unterteilung Wandflächen Referenzgebäude A nach *DIN EN 1991-1-4:2010-12*

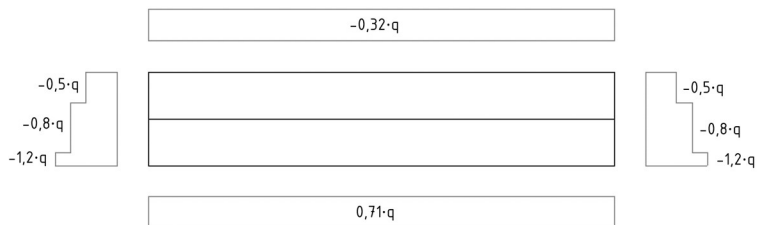


Bild 4.8: Lastbild und Außendruckbeiwerte Referenzgebäude A nach *DIN EN 1991-1-4:2010-12*

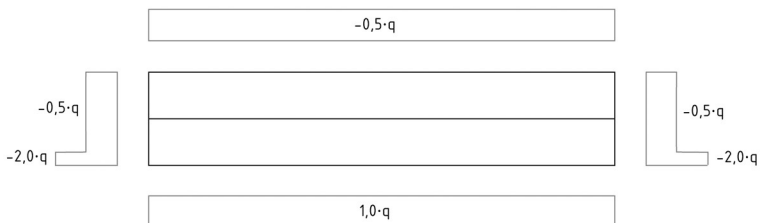


Bild 4.9: Lastbild und Außendruckbeiwerte Referenzgebäude A nach *DIN 1055-4:1986-08*

4.3.2.3 Unterteilung und Lastbilder Referenzgebäude B

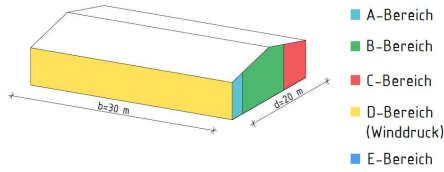


Bild 4.10: Unterteilung Wandflächen Referenzgebäude B nach DIN EN 1991-1-4:2010-12

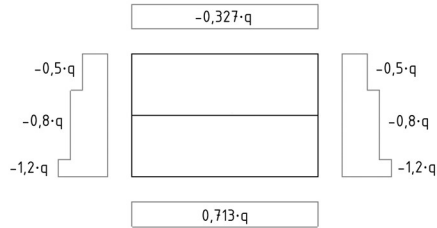


Bild 4.11: Lastbild und Außendruckbeiwerte Referenzgebäude B nach DIN EN 1991-1-4:2010-12

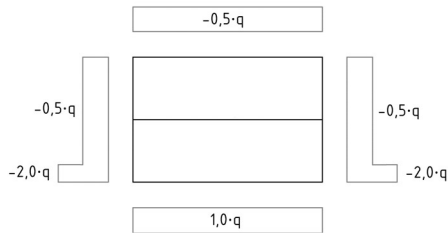


Bild 4.12: Lastbild und Außendruckbeiwerte Referenzgebäude B nach DIN 1055-4:1986-08

4.3.2.4 Unterteilung und Lastbilder Referenzgebäude C

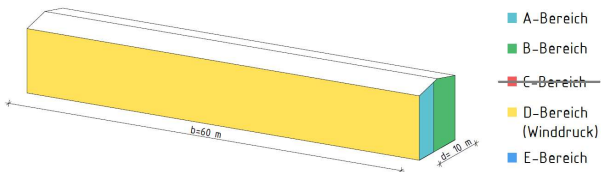


Bild 4.13: Unterteilung Wandflächen Referenzgebäude C nach DIN EN 1991-1-4:2010-12

4 Analyse der veränderten Windlastannahmen

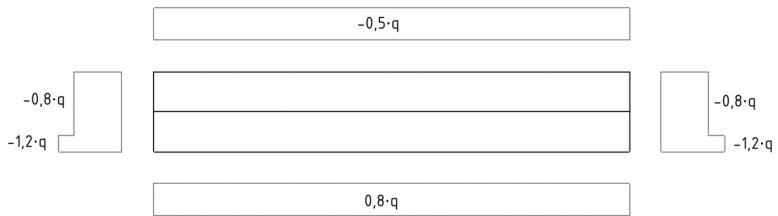


Bild 4.14: Lastbild und Außendruckbeiwerte Referenzgebäude C nach DIN EN 1991-1-4:2010-12

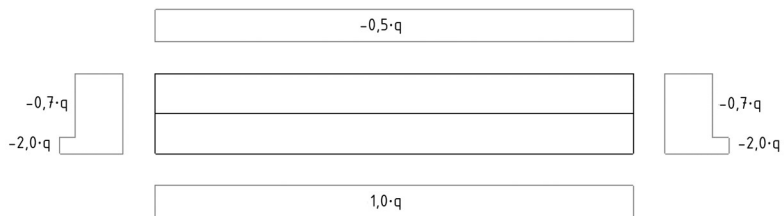


Bild 4.15: Lastbild und Außendruckbeiwerte Referenzgebäude C nach DIN 1055-4:1986-08

4.3.3 Berechnung der charakteristischen Windlastannahmen

Die Berechnung der Windlastannahmen erfolgt getrennt für die beiden relevanten Normausgaben. Tabelle 4.6 zeigt die Windlastannahmen nach *DIN 1055-4:1986-08*, Tabelle 4.7 zeigt die Windlastannahmen nach *DIN EN 1991-1-4:2010-12*. Der bei Windlasten üblichen Notation folgend, ist Winddruck positiv definiert.

Tabelle 4.6: Windlastannahmen nach DIN 1055-4:1986-08

Gebäude	Windlast in kN/m ² für den Bereich					
	A *	A **	B	C	D	E
Referenzgebäude A	-1,00	-0,25	-0,25	-0,25	+0,50	-0,25
Referenzgebäude B	-1,00	-0,25	-0,25	-0,25	+0,50	-0,25
Referenzgebäude C	-1,60	-0,56	-0,56	-	+0,80	-0,40

* mit Sogspitzen nach Bild 4.2

** ohne Sogspitzen nach Bild 4.2

Tabelle 4.7: Windlastannahmen nach DIN EN 1991-1-4:2010-12

Windzone	Gebäude	Windlast in kN/m ² für den Bereich				
		A	B	C	D	E
Windzone 1 Binnenland	Referenzgebäude A	-0,60	-0,40	-0,25	+0,36	-0,16
	Referenzgebäude B	-0,60	-0,40	-0,25	+0,36	-0,16
	Referenzgebäude C	-0,60	-0,40	-	+0,40	-0,25
Windzone 2 Binnenland	Referenzgebäude A	-0,78	-0,52	-0,33	+0,46	-0,21
	Referenzgebäude B	-0,78	-0,52	-0,33	+0,46	-0,21
	Referenzgebäude C	-0,78	-0,52	-	+0,52	-0,33
Windzone 2 Küste und Inseln der Ostsee	Referenzgebäude A	-1,02	-0,68	-0,43	+0,60	-0,27
	Referenzgebäude B	-1,02	-0,68	-0,43	+0,61	-0,28
	Referenzgebäude C	-1,02	-0,68	-	+0,68	-0,43
Windzone 3 Binnenland	Referenzgebäude A	-0,96	-0,64	-0,40	+0,57	-0,26
	Referenzgebäude B	-0,96	-0,64	-0,40	+0,57	-0,26
	Referenzgebäude C	-0,96	-0,64	-	+0,64	-0,40
Windzone 3 Küste und Inseln der Ostsee	Referenzgebäude A	-1,26	-0,84	-0,53	+0,75	-0,34
	Referenzgebäude B	-1,26	-0,84	-0,53	+0,75	-0,34
	Referenzgebäude C	-1,26	-0,84	-	+0,84	-0,53
Windzone 4 Binnenland	Referenzgebäude A	-1,14	-0,76	-0,48	+0,67	-0,30
	Referenzgebäude B	-1,14	-0,76	-0,48	+0,68	-0,31
	Referenzgebäude C	-1,14	-0,76	-	+0,76	-0,48
Windzone 4 Küste Nord- und Ostsee und Inseln Ostsee	Referenzgebäude A	-1,50	-1,00	-0,63	+0,89	-0,40
	Referenzgebäude B	-1,50	-1,00	-0,63	+0,89	-0,41
	Referenzgebäude C	-1,50	-1,00	-	+1,00	-0,63
Windzone 4 Inseln der Nordsee	Referenzgebäude A	-1,68	-1,12	-0,70	+0,99	-0,45
	Referenzgebäude B	-1,68	-1,12	-0,70	+1,00	-0,46
	Referenzgebäude C	-1,68	-1,12	-	+1,12	-0,70

4.3.4 Auswertung und Interpretation der Ergebnisse

Die folgende Tabelle 4.8 zeigt für die unterschiedlichen Wandbereiche der drei Referenzgebäude die Änderung der Windlastannahmen von *DIN 1055-4:1986-08* zu *DIN EN 1991-1-4:2010-12* in Prozent. Reduzierte Windlastannahmen werden grün dargestellt, erhöhte Lastannahmen werden rot dargestellt.

4 Analyse der veränderten Windlastannahmen

Tabelle 4.8: Prozentuale Änderung der Windlastannahmen für die Referenzgebäude

Windzone	Gebäude	Änderung in % im Bereich					
		A*	A**	B	C	D	E
Windzone 1 Binnenland	Referenzgebäude A	-40	+140	+60	±0	-28	-36
	Referenzgebäude B	-40	+140	+60	±0	-28	-36
	Referenzgebäude C	-63	-7	-29	-	-50	-38
Windzone 2 Binnenland	Referenzgebäude A	-22	+212	+108	+32	-8	-16
	Referenzgebäude B	-22	+212	+108	+32	-8	-16
	Referenzgebäude C	-51	+39	-7	-	-35	-18
Windzone 2 Küste und Inseln der Ostsee	Referenzgebäude A	+2	+308	+172	+72	+20	+8
	Referenzgebäude B	+2	+308	+172	+72	+22	+12
	Referenzgebäude C	-36	+82	+21	-	-15	+7
Windzone 3 Binnenland	Referenzgebäude A	-4	+284	+156	+60	+14	+4
	Referenzgebäude B	-4	+284	+156	+60	+14	+4
	Referenzgebäude C	-40	+71	+14	-	-20	±0
Windzone 3 Küste und Inseln der Ostsee	Referenzgebäude A	+26	+404	+236	+112	+50	+36
	Referenzgebäude B	+26	+404	+236	+112	+50	+36
	Referenzgebäude C	-21	+125	+50	-	+5	+33
Windzone 4 Binnenland	Referenzgebäude A	+14	+356	+204	+92	+34	+20
	Referenzgebäude B	+14	+356	+204	+92	+36	+24
	Referenzgebäude C	-29	+104	+36	-	-5	+20
Windzone 4 Küste Nord- und Ostsee und Inseln	Referenzgebäude A	+50	+500	+300	+152	+78	+60
	Referenzgebäude B	+50	+500	+300	+152	+78	+64
	Referenzgebäude C	-6	+168	+79	-	+25	+58
Windzone 4 Inseln der Nord- see	Referenzgebäude A	+68	+572	+348	+180	+98	+80
	Referenzgebäude B	+68	+572	+348	+180	+100	+84
	Referenzgebäude C	+5	+200	+100	-	+40	+75

* mit Sogspitzen nach Bild 4.2

** ohne Sogspitzen nach Bild 4.2

Tabelle 4.8 kann entnommen werden, dass sich für alle betrachteten Referenzgebäude auf der Luvseite (Winddruck, Bereich „D“) in den Windzonen 1 und 2 (Binnenland) Tragreserven zwischen 8 und 50 % ergeben. In den übrigen Windzonen erhöht sich der Winddruck um bis zu 100 %.

In den für die Windsogbemessung maßgebenden Bereichen „A“ bis „C“ ergeben sich nur für das Referenzgebäude C in Windzone 1 Tragreserven. In allen anderen Windzonen wurden der Windsog für die betrachteten Referenzgebäude -teilweise deutlich- erhöht. Wurden bei der ursprünglichen Bemessung Sogspitzen nach Bild 4.2 berücksichtigt, ergeben sich in dem betreffenden Bereiche in den Windzonen 1 bis 3 (Binnenland) Tragreserven von bis zu 63 %. In den übrigen Windzonen erhöht sich der anzusetzende Windsog für die Referenzgebäude um bis zu 68 %. Außerhalb

der Sogspitzenbereiche wurden die Lastannahmen für Windsog um bis zu 572 % erhöht.

Zusammenfassend wird festgestellt:

- In den Windzonen mit geringerem Geschwindigkeitsdruck können sich für den Lastfall Winddruck Tragreserven für eine Hybridsanierung ergeben.
- Nur für das Referenzgebäude C, also hohe Baukörper mit einer Traufhöhe ab acht Metern, ergeben sich Tragreserven für den Lastfall Windsog und dies beschränkt sich auf Windzone 1. Grundsätzlich muss davon ausgegangen werden, dass die Lastannahmen für Windsog erhöht wurden. Dies gilt insbesondere für die Windzonen mit hohem Geschwindigkeitsdruck.

4.4 Zusammenfassung und Fazit

Die in Kapitel 4.2 durchgeführte Analyse zeigt, dass bei Hybridsanierungen nur zwei Windlastnormen relevant sind. Bis Mitte der 2000er Jahre wurden Kassettenprofilfassaden mit Windlastannahmen bemessen, die denen aus *DIN 1055-4:1986-08* entsprechen. Nach Mitte der 2000er Jahre wurden sie mit Windlastannahmen bemessen, die denen der aktuell gültigen *DIN EN 1991-1-4:2010-12* entsprechen. In beiden Normausgaben wird dasselbe Modell mit einem höhenabhängigen Geschwindigkeitsdruck und geometrieabhängigen Lastbeiwerten verwendet. Daher scheint eine faktorisierte Umrechnung zwischen den beiden Normausgaben möglich.

Die Auswertung anhand von Referenzgebäuden belegt, dass die Windlastannahmen teilweise stark verändert wurden. Hierbei zeigen sich zwar Tendenzen, allgemeingültige Aussagen sind jedoch nicht möglich. Da die veränderten Windlastannahmen großen Einfluss auf die Durchführbarkeit einer Hybridsanierung haben können, sollte für jedes potentiell geeignete Bestandsgebäude eine Einzelfalluntersuchung durchgeführt werden. Wie diese Einzelfalluntersuchung praxistauglich vereinfacht werden kann, ist Gegenstand des folgenden Kapitels.

5 Praxistaugliches Berechnungsverfahren für veränderte Windlastannahmen

5.1 Vorbemerkungen

In diesem Kapitel wird ein Berechnungsverfahren vorgestellt, mit dem die veränderten Windlastannahmen bei Hybridsanierungen einfach berechnet werden können. Dieses Verfahren wurde im Rahmen der vorliegenden Dissertation entwickelt. Da es mit leichten Modifikationen auch allgemein verwendet werden kann, wurde parallel dazu auch ein allgemeines Verfahren mit erweiterten Anwendungsgrenzen entwickelt. Weitere Informationen zum allgemeinen Verfahren können [40] entnommen werden.

5.2 Anwendungsgrenzen und Randbedingungen

Das im folgenden Abschnitt dargestellte Umrechnungsverfahren kann nur für Gebäude mit rechteckigem Grundriss und Flachdach angewendet werden. Für andersartige Gebäude liefert es jedoch gute Anhaltswerte für eine Vordimensionierung.

- Es wird davon ausgegangen, dass der Winddruck nach *DIN 1055-4:1986-08* um 25 % erhöht wurde.
- Die Sogspitzen nach *DIN 1055-4:1986-08* können wahlweise berücksichtigt werden.
- Das Verfahren liefert charakteristische Werte für die Biegebemessung von Kassettenprofilen. Die Verankerung muss gesondert betrachtet werden.

5.3 Umrechnungsverfahren

Die aktuellen Windlastannahmen für eine Kassettenprofilfassade, die vor der bauaufsichtlichen Einführung von *DIN 1055-4:2005-03* bemessen wurde, können gemäß folgender Gleichung (5.1) berechnet werden.

$$w = w_{1986} \times \omega_h \times \omega_{wz} \times \omega_g \quad (5.1)$$

mit:

- w : aktuelle Windlast nach *DIN EN 1991-1-4:2010-12*
 w_{1986} : Windlast nach *DIN 1055-4:1986-08* oder *DIN 1055-4:1977-05*
 ω_h : Korrekturfaktor zur Berücksichtigung der Gebäudehöhe
 ω_{wz} : Korrekturfaktor zur Berücksichtigung der Windzone

ω_g : Korrekturfaktor zur Berücksichtigung der Gebäudegeometrie und der Wandflächen

Die Korrekturfaktoren ω_i können den folgenden Tabellen entnommen werden. Die Korrekturfaktoren ω_h und ω_{wz} wurden aus einer Gegenüberstellung von Tabelle 4.3 und Tabelle 4.4 abgeleitet, der Korrekturfaktor ω_g wurde aus einer Gegenüberstellung von Tabelle 4.5 mit Bild 4.1 und Bild 4.2 abgeleitet.

Tabelle 5.1: Korrekturfaktor ω_h

Gebäudehöhe	ω_h
0 bis 8 m	1,0000
8 bis 10 m	0,6250
10 bis 18 m	0,8125
18 bis 20 m	0,9375
20 bis 25 m	0,6818

Tabelle 5.2: Korrekturfaktor ω_{wz}

Windzone	$h \leq 10$ m	10 m < $h \leq 18$ m	18 < $h \leq 25$ m
WZ 1 Binnenland	1,000	1,000	1,000
WZ 2 Binnenland	1,300	1,230	1,200
WZ 2 Küste und Inseln Ostsee	1,700	1,540	1,470
WZ 3 Binnenland	1,600	1,460	1,470
WZ 3 Küste und Inseln Ostsee	2,100	1,850	1,733
WZ 4 Binnenland	1,900	1,770	1,733
WZ 4 Küste Nord- und Ostsee und Inseln Ostsee	2,154	2,154	2,070
WZ 4 Inseln Nordsee	2,800	*	*

* Anwendung nicht möglich

Tabelle 5.3: Korrekturfaktor ω_g

Gebäudegeometrie h / d	Wandfläche					
	A*	A**	B	C	D	E
≥ 5	0,700	2,000	1,143	0,714	0,800	1,000
1,00	0,429	1,714	1,143	0,714	0,800	1,000
0,95	0,429	1,714	1,143	0,714	0,794	0,973
0,90	0,429	1,714	1,143	0,714	0,786	0,947
0,85	0,429	1,714	1,143	0,714	0,780	0,920
0,80	0,429	1,714	1,143	0,714	0,774	0,933
0,75	0,429	1,714	1,143	0,714	0,766	0,867
0,70	0,429	1,714	1,143	0,714	0,760	0,840
0,65	0,429	1,714	1,143	0,714	0,754	0,813
0,60	0,429	1,714	1,143	0,714	0,746	0,787
0,55	0,429	1,714	1,143	0,714	0,740	0,760
0,50	0,429	1,714	1,143	0,714	0,734	0,733
0,45	0,455	1,818	1,212	0,758	0,726	0,707
0,40	0,484	1,935	1,290	0,806	0,720	0,680
0,35	0,517	2,069	1,379	0,862	0,714	0,653
0,30	0,556	2,222	1,481	0,926	0,706	0,627
≤ 0,25	0,600	2,400	1,600	1,000	0,700	0,600

* Ursprungsbereich mit Sogspitzen nach Bild 4.2

** Ursprungsbereich ohne Sogspitzen nach Bild 4.2

5.4 Beispielrechnung

Gegeben sei Referenzgebäude B mit Flachdach und Firshöhe 7,00 m. Ist das Gebäude Baujahr 1993 mit Standort in der heutigen Windzone 4 - Binnenland, so werden die aktuellen Windlastannahmen wie folgt berechnet:

Die Gebäudehöhe beträgt 7,0 m, somit ist nach Tabelle 5.1:

$$\omega_h = 1,0 \quad (5.2)$$

Das Referenzgebäude befindet sich in Windzone 4 - Binnenland, somit ist nach Tabelle 5.2:

$$\omega_{wz} = 1,9 \quad (5.3)$$

Der anzusetzende Windsog auf der Leeseite (Bereich „E“) beträgt nach *DIN 1055-4:1986-08*:

$$w = -0,25 \frac{kN}{m^2} \quad (5.4)$$

Der Korrekturfaktor ω_g kann Tabelle 5.3 entnommen werden. Das h/d-Verhältnis des Referenzgebäude beträgt 0,35.

$$\begin{aligned} h/d &= 7/20 = 0,35 \\ \Rightarrow \omega_g &= 0,653 \end{aligned} \quad (5.5)$$

Der anzusetzende Windsog auf der Leeseite nach *DIN EN 1991-1-4:2010-12* wird nun nach Gleichung (5.1) berechnet.

$$\begin{aligned} w &= w_{1986} \times \omega_h \times \omega_{wz} \times \omega_g \\ &= -0,25 \cdot 1,0 \cdot 1,9 \cdot 0,653 \\ &= -0,310 \frac{kN}{m^2} \end{aligned} \quad \text{s. Gl. (5.1)}$$

5.5 Fazit

Mit dem Verfahren, das in diesem Kapitel vorgestellt wurde, ist für einen Großteil der Bestandsgebäude eine einfache Berechnung der Veränderungen der Windlastannahmen bei Hybridsanierungen möglich. Das bereitgestellte Umrechnungsverfahren ermöglicht somit die baupraktische Anwendung der in Kapitel 4 gewonnenen wissenschaftlichen Erkenntnisse.

6 Aussteifung von Kassettenprofilen durch Sandwichelemente

6.1 Vorbemerkungen

In einer Hybridfassade mit vertikal verlegten Sandwichelementen können die Sandwichelemente direkt an den Kassettenprofilen anliegend, also ohne zusätzliche Lisenenprofile, montiert werden. Wird diese Art der Verlegung der Sandwichelemente gewählt, müssen die Sandwichelemente die schmalen Obergurte der Kassettenprofile aussteifen, also gegen seitliches Ausweichen stabilisieren, vgl. Kapitel 2.4.2.2.

In diesem Kapitel soll untersucht werden, welchen Einfluss eine Außenschale aus vertikal verlegten Sandwichelementen auf das Tragverhalten von Kassettenprofilen hat und mit welchen mechanischen Modellen und Berechnungsansätzen das Tragverhalten dieser Konstruktion abgebildet werden kann. Hinreichende wissenschaftliche Erkenntnisse dazu fehlen bislang.

Zunächst werden in Kapitel 6.2 die relevanten experimentellen Untersuchungen beschrieben, ausgewertet und interpretiert. Anschließend werden in Kapitel 6.3 analytische Berechnungen durchgeführt, ausgewertet und interpretiert. Verbleibende Wissenslücken werden in Kapitel 6.4 mit numerischen Simulationen mit der Methode der finiten Elemente geschlossen, sodass in Kapitel 6.5 mechanische Modelle für Berechnungsansätze bereitgestellt werden können.

Im Kontext dieses Kapitels wird eine „Halterung“ als volle Behinderung seitlicher Verformungen definiert, als „Teilbehinderung“ wird eine Teileinschränkung seitlicher Verformungen definiert, die die Tragfähigkeit gegenüber Stabilitätsversagen ähnlich wie eine Federlagerung erhöht.

6.2 Experimentelle Untersuchungen

6.2.1 Allgemeines

Experimentell gewonnene Erkenntnisse bilden stets die Grundlage von wissenschaftlichen Untersuchungen zum Tragverhalten von Bauteilen. Dies gilt insbesondere für Bauteile, deren reales Tragverhalten aufgrund ihrer Komplexität bisweilen nur näherungsweise, also mit einer erhöhten Streuung, abgebildet werden kann. Kassettenprofile und Sandwichelemente gehören eindeutig zu diesen Bauteilen. Diese Aussage wird damit belegt, dass ihre Tragfähigkeitswerte in der Praxis nahezu ausschließlich experimentell bestimmt werden, vgl. Kapitel 2.2.3 und 2.3.3.

Die in diesem Abschnitt dargestellten experimentellen Untersuchungen können auch für die Kalibrierung von numerischen Simulationen und zur Verifizierung von Bemessungsansätzen herangezogen werden.

Die Versuche an der TU Darmstadt wurden Ende 2012 im Auftrag des *Industrieverbandes für Bausysteme im Metalleichtbau (IFBS e. V.)* von *Lange* und *Suppes* durchgeführt. Die in [43] dokumentierten Versuche wurden in [52] von *Raabe* und *Pfaff* begutachtet, an dieser Stelle werden sie aufgrund ihrer Relevanz erneut zusammengefasst und anschließend erweitert ausgewertet.

Die eigenen Versuche wurden im Rahmen des Rahmen des AiF-Forschungsvorhabens „Bauen im Bestand - Lösungen für Dach und Fassade in Stahlleichtbauweise“⁴ durchgeführt. In [40] sind die Versuchsergebnisse vereinfacht dargestellt, an dieser Stelle folgt eine ausführliche Auswertung und eine weitergehende detaillierte Analyse hinsichtlich der wissenschaftlichen Fragestellungen der vorliegenden Dissertation.

6.2.2 Versuche an der TU Darmstadt

6.2.2.1 Versuchsziel und Versuchsprogramm

Im Rahmen von „orientierenden Vorversuchen“ [52] sollte untersucht werden, welchen Einfluss eine Außenschale aus vertikal verlegten Sandwichelementen auf das Tragverhalten von Kassettenprofilen hat. Dazu wurden für zwei Kassettenprofilquerschnitte mit unterschiedlicher Profilhöhe ($h = 100$ mm und $h = 160$ mm) vergleichende Biegeversuche an Einfeldträgern mit positiver Momentenbeanspruchung (Biegedruckbeanspruchung der schmalen Obergurte) durchgeführt: Jeweils eine Versuchsreihe wurde mit einer üblichen Trapezprofil-Außenschale durchgeführt, die vergleichende Versuchsreihe wurde mit einer Außenschale aus PUR-Sandwichelementen mit 80 mm Kernschichtdicke durchgeführt. Die folgende Tabelle 6.1 zeigt das Versuchsprogramm.

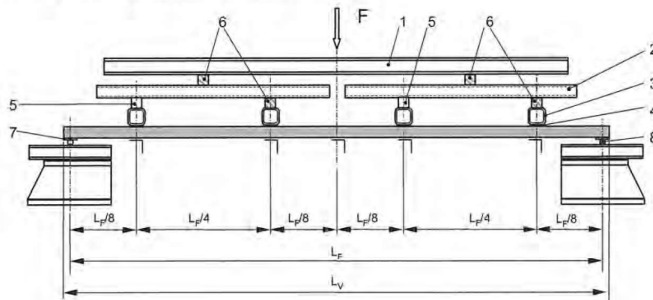
⁴ Forschungsvorhaben: „Bauen im Bestand - Lösungen für Dach und Fassade in Stahlleichtbauweise“, RWTH Aachen und TU Dortmund, in Zusammenarbeit und gefördert durch die Forschungsvereinigung Stahlanwendung e. V. Düsseldorf (P1098), Laufzeit 02/2015 bis 12/2017

Tabelle 6.1: Versuchsmatrix Biegeversuche TU Darmstadt [43]

Versuchsreihe	Biegeversuche am Einfeldträger mit pos. Moment	Anzahl	Bezeichnung
1	Kassette 100 mm mit Sandwich 80 mm	5	K100_S80_1_1 bis K100_S80_1_5
2	Kassette 160 mm mit Sandwich 80 mm	4	K160_S80_2_1 bis K160_S80_2_4
3	Kassette 100 mm mit Trapezprofil 40 mm	4	K100_T40_3_1 bis K100_T40_3_4
4	Kassette 160 mm mit Trapezprofil 40 mm	4	K160_T40_4_1 bis K160_T40_4_4

6.2.2.2 Versuchsaufbau und Versuchsdurchführung

Es wurde ein Versuchsaufbau nach Kapitel 2.2.3.3.3 gewählt. Bild 6.1 zeigt eine Prinzipskizze des Versuchsaufbaus.



L_F = Stützweite des Systems = 4800 mm
 L_V = Prüfkörperlänge = 5200 mm
 F = Prüflast über Hydraulikzylinder

1 = HEB 120
 2 = QR 90 x 5,6
 3 = QR 100 x 4
 4 = Gummi 1000 x 100 x 3
 5 = Lagerung gelenkig
 6 = Lagerung gelenkig und verschieblich
 7 = Flachstahl 100 x 10
 8 = Rundstahl Ø 30

Bild 6.1: Prinzipskizze Versuchsaufbau TU Darmstadt [43]

Die folgenden Bilder zeigen die Querschnitte der verwendeten Bauteile.

K 100/600.1

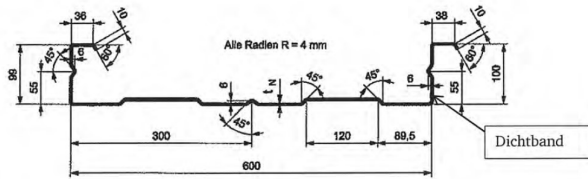


Bild 6.2: Kassettenprofilquerschnitt 100 mm [43]

K 160/600.1

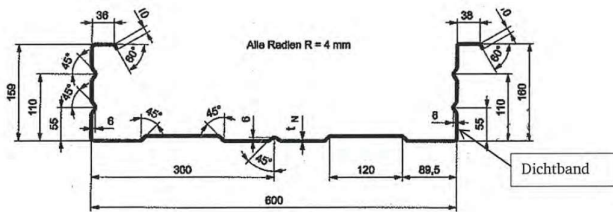


Bild 6.3: Kassettenprofilquerschnitt 160 mm [43]

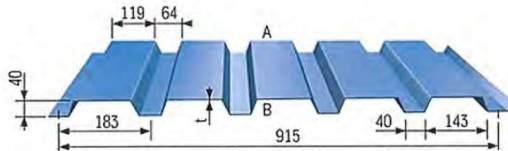


Bild 6.4: Trapezprofil 40 mm in Positivlage [43]



Bild 6.5: PUR-Sandwichelement mit 80 mm Kernschichtdicke [43]

Bei dem Kassettenprofilquerschnitt mit 100 mm Bauhöhe handelt es sich um das Referenzbauteil aus Kapitel 3.3.1. Die Maße der einzelnen Prüfkörper stimmten nach [43] bis auf die Linierungstiefe der Sandwichelemente mit den dargestellten Maßen überein, siehe dazu Bild 6.5 rechts.

Die folgende Tabelle 6.2 enthält weitere Angaben zu den Prüfkörpern.

Tabelle 6.2: Prüfkörper Biegeversuche TU Darmstadt [43]

Eigenschaft	Gewählter Parameter	Eigenschaft	Gewählter Parameter
Nennblechdicke K100	0,75 mm	Prüfkörperart	nach Bild 2.8
Nennblechdicke K160	0,75 mm	Prüfkörperbreite	1200 mm
Nennblechdicke T40	0,75 mm	Prüfkörperlänge	5000 mm
Nennblechdicke SWE	0,50 mm	Stützweite	4800 mm

Die folgenden Bilder zeigen die Prüfkörper der Versuchsreihen 1 und 3. Bei den Versuchsreihen 2 und 4 wurden entsprechend höhere Kassettenprofile verwendet.

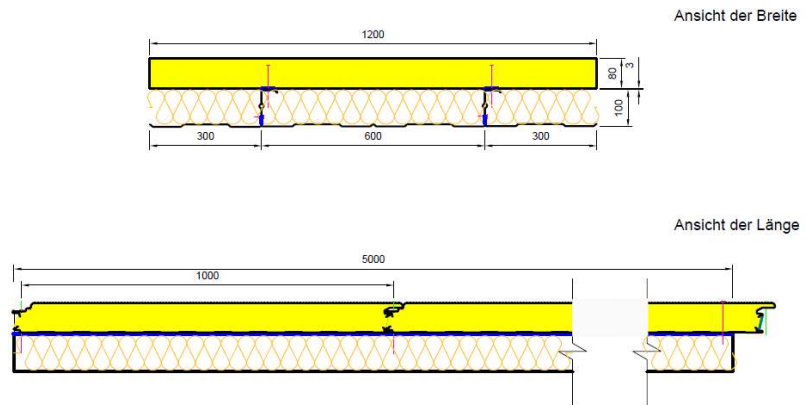


Bild 6.6: Prüfkörper Versuchsreihe 1 [IFBS e. V.]

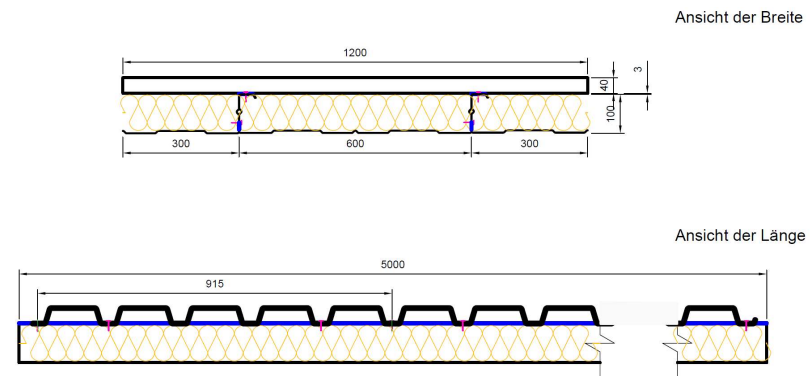


Bild 6.7: Prüfkörper Versuchsreihe 3 [IFBS e. V.]

Die Sandwichelemente wurden bei allen Versuchen verdeckt in den Längsfugen befestigt, die Trapezprofile wurden in jeder vierten Tiefsicke befestigt. Somit ergeben sich die folgenden Längsabstände der Befestigung der Außenschale s_1 .

Tabelle 6.3: Längsabstand der Befestigung der Außenschale s_1

Versuchsreihe	Längsabstand s_1
1	1000 mm
2	1000 mm
3	732 mm
4	732 mm

Die Prüfkörper wurden über eine Lastbrücke mit einer Lasteinleitungsstruktur, die eine Eindrückung in die jeweilige Außenschale verhindert, bis zum Versagen mit einer konstanten Vorschubgeschwindigkeit von 20 mm/min belastet. Messtechnisch erfasst wurden die Prüflast ohne die Lasteinleitungsstruktur und die Durchbiegung der Prüfkörper in Feldmitte.

Zusätzlich zu den Biegeversuchen wurden Versuche zu den Materialeigenschaften der Probekörper durchgeführt:

- Zugfestigkeit des PUR-Kerns
- Druckfestigkeit des PUR-Kerns
- Schubsteifigkeit des PUR-Kerns
- Dichte des PUR-Kerns
- Zugversuche an den Deckschichten die Sandwichelemente und den Kassettenprofilen

Nähere Informationen können zu den Materialversuchen können [43] entnommen werden. Auf eine ausführliche Darstellung wird an dieser Stelle verzichtet.

6.2.2.3 Versuchsergebnisse

Die folgende Tabelle 6.4 zeigt die Versuchsergebnisse der Biegeversuche, die an der TU Darmstadt durchgeführt wurden. Nicht erfasst wurden das Gewicht eines Teils der Lasteinleitungsstruktur in Höhe von 34 kg je Versuch und die Durchbiegung infolge Eigengewicht.

Während der Versuchsdurchführung zeigte sich, dass bei den Versuchen mit Sandwichelement-Außenschale die Fugenbreite der Sandwichelement-Längsfugen Einfluss auf das Tragverhalten hat. Die Fugenbreite der Prüfkörper K100_S80_1_5 und K160_S80_2_1 bis K160_S80_2_4 wurde infolgedessen bei der Montage mit Spanngurten minimiert.

6 Aussteifung von Kassettenprofilen durch Sandwichelemente

Tabelle 6.4: Versuchsergebnisse Biegeversuche TU Darmstadt [43]

Versuchsreihe	Bezeichnung	Gewicht in kg	Traglast $F_{max,i}$ in kN	Durchbiegung bei $F_{max,i}$ in mm	Versagen durch
1	K100_S80_1_1	159,3	6,12	25,1	Eindrückung des Oberflansches und Stegbeulen
	K100_S80_1_2		7,38	27,6	
	K100_S80_1_3		7,77	27,4	
	K100_S80_1_4		5,74	24,2	
	K100_S80_1_5*		8,66	30,0	
2	K160_S80_2_1*	184,7	14,42	14,42	Eindrückung des Oberflansches und Stegbeulen
	K160_S80_2_2*		15,30	15,30	
	K160_S80_2_3*		14,11	14,11	
	K160_S80_2_4*		14,81	14,81	
3	K100_T40_3_1	134,3	5,53	5,53	Eindrückung des Oberflansches und Stegbeulen
	K100_T40_3_2		6,99	6,99	
	K100_T40_3_3		5,69	5,69	
	K100_T40_3_4		6,24	6,24	
4	K160_T40_4_1	160,0	12,75	19,8	Eindrückung des Oberflansches und Stegbeulen
	K160_T40_4_2		11,90	16,9	
	K160_T40_4_3		12,34	19,3	
	K160_T40_4_4		12,46	19,1	

* Versuch mit minimierter SWE-Längsfugenbreite

Bild 6.8 zeigt das Versagensbild aller Prüfkörper der Versuchsreihen 1 bis 4 „Eindrückung des Oberflansches und Stegbeulen“ [43].



Bild 6.8: Versagensbild der Versuchsreihen 1 bis 4 [43]

Die folgenden Bilder zeigen eine grafische Darstellung der Versuchsergebnisse. Auf der Ordinate wurde die Prüflast (ohne Eigengewicht und ohne Lasteinleitungs-konstruktion) aufgetragen, auf der Abszisse die Durchbiegung in Feldmitte.

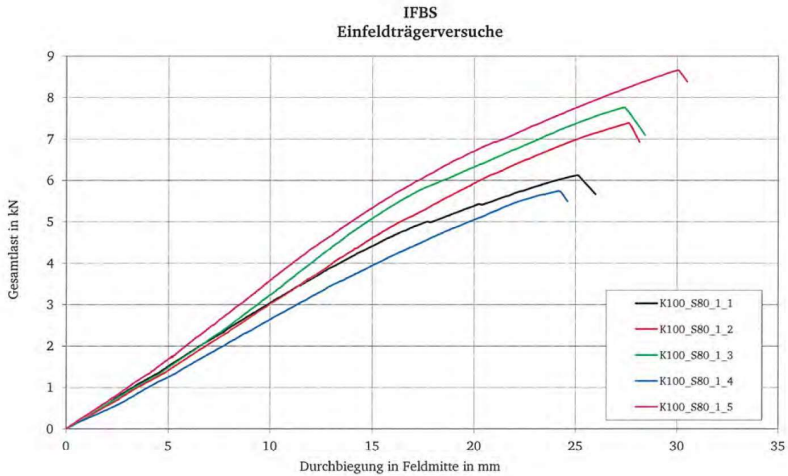


Bild 6.9: Versuchsergebnisse Versuchsreihe 1 [43]

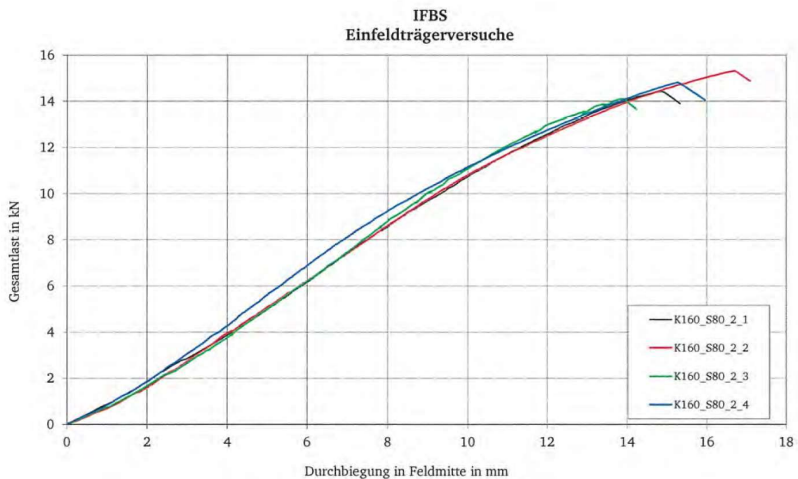


Bild 6.10: Versuchsergebnisse Versuchsreihe 2 [43]

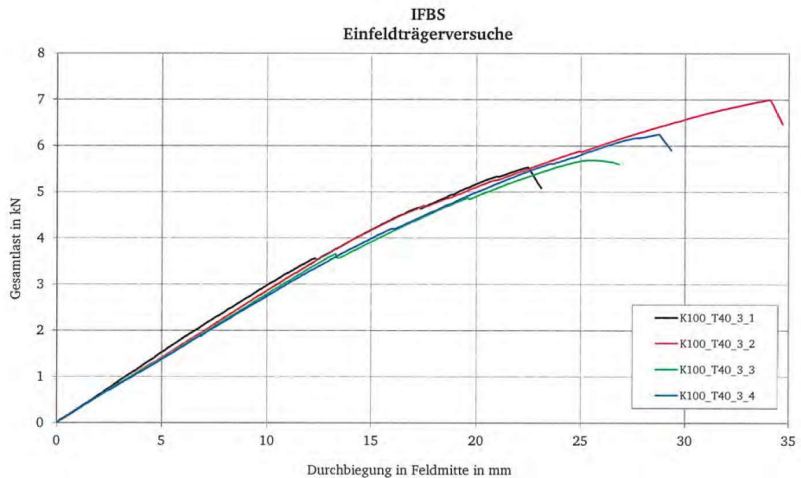


Bild 6.11: Versuchsergebnisse Versuchsreihe 3 [43]

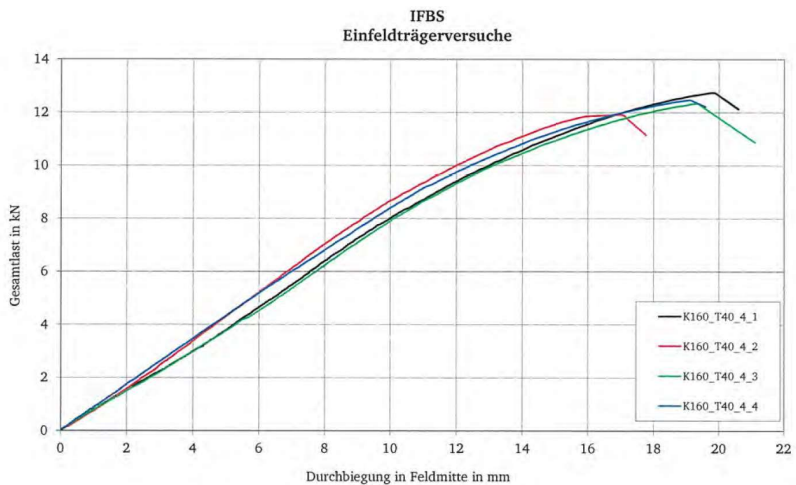


Bild 6.12: Versuchsergebnisse Versuchsreihe 4 [43]

6.2.2.4 Eigene Auswertung der Versuchsergebnisse

Die Versuchsergebnisse werden nach *DIN EN 1993-1-3* [88] ausgewertet, siehe dazu Kapitel 2.2.3.3.7. Die Gesamt-Versagenslasten $F_{obs,i}$ werden nach Gleichung (6.1) bestimmt. Sie berücksichtigen das Eigengewicht der Prüfkörper und das Eigengewicht des messtechnisch nicht erfassten Teils der Lasteinleitungs-konstruktion.

$$F_{obs,i} = F_{max,i} + F_{G1,i} + F_{G2} \quad (6.1)$$

mit:

$F_{max,i}$: Traglast des i-ten Versuches nach Tabelle 6.4

$F_{G1,i}$: Last aus Eigengewicht i-ter Prüfkörper nach Tabelle 6.4

F_{G2} : Last aus Eigengewicht Lasteinleitungsstruktur (34 kg)

Die Normierung der Versuchsergebnisse erfolgt nach Gleichung (2.4).

Korrekturbeiwert für das Kassettenprofil K100:

$$\begin{aligned} \mu_R &= \left(\frac{f_{yb,obs}}{f_{yb}} \right)^\alpha \cdot \left(\frac{t_{obs,cor}}{t_{cor}} \right)^\beta \\ &= \left(\frac{366,3}{320} \right)^{0,5} \cdot \left(\frac{0,73}{0,75 - 0,04} \right)^2 = 1,131 \end{aligned} \quad \text{s. Gl. (2.5)}$$

Korrekturbeiwert für das Kassettenprofil K160:

$$\begin{aligned} \mu_R &= \left(\frac{f_{yb,obs}}{f_{yb}} \right)^\alpha \cdot \left(\frac{t_{obs,cor}}{t_{cor}} \right)^\beta \\ &= \left(\frac{362,2}{320} \right)^{0,5} \cdot \left(\frac{0,73}{0,75 - 0,04} \right)^2 = 1,125 \end{aligned} \quad \text{s. Gl. (2.5)}$$

Die angegebenen Blechdicken und Streckgrenzen wurden [43] entnommen.

Aus den normierten Versuchsergebnissen $F_{adj,i}$ wird nach Gleichung (6.2) das zugehörige Tragmaent $M_{adj,i}$ berechnet. Das Tragmaent wird, wie bei Kassettenprofilen und Sandwichelementen üblich, auf einen Streifen mit einer Referenzbreite von einem Meter bezogen.

$$M_{adj,i} = F_{adj,i} \cdot \frac{l_{Gesamt}}{8} \cdot \frac{b_{nom}}{b} \quad (6.2)$$

mit:

l_{Gesamt} : Länge des statischen Systems nach Bild 6.1

b : Breite der Prüfkörper (1200 mm)

b_{nom} : Referenzbreite (1000 mm)

Die folgende Tabelle 6.5 zeigt die Ergebnisse der zuvor beschriebenen Berechnungen.

Tabelle 6.5: Eigene Auswertung Biegeversuche TU Darmstadt

Versuchsreihe	Bezeichnung	Traglast gemessen $F_{max,i}$ in kN	Traglast gesamt $F_{obs,i}$ in kN	Traglast normiert $F_{adj,i}$ in kN	Tragmoment normiert $M_{adj,i}$ in kNm/m
1	K100_S80_1_1	6,12	8,02	7,09	3,54
	K100_S80_1_2	7,38	9,28	8,20	4,10
	K100_S80_1_3	7,77	9,67	8,55	4,27
	K100_S80_1_4	5,74	7,64	6,75	3,38
	K100_S80_1_5*	8,66	10,56	9,33	4,67
2	K160_S80_2_1*	14,42	16,57	14,73	7,36
	K160_S80_2_2*	15,30	17,45	15,51	7,76
	K160_S80_2_3*	14,11	16,26	14,45	7,23
	K160_S80_2_4*	14,81	16,96	15,08	7,54
3	K100_T40_3_1	5,53	7,18	6,35	3,17
	K100_T40_3_2	6,99	8,64	7,64	3,82
	K100_T40_3_3	5,69	7,34	6,49	3,25
	K100_T40_3_4	6,24	7,89	6,98	3,49
4	K160_T40_4_1	12,75	14,65	13,03	6,51
	K160_T40_4_2	11,90	13,80	12,27	6,14
	K160_T40_4_3	12,34	14,24	12,66	6,33
	K160_T40_4_4	12,46	14,36	12,77	6,39

* Versuch mit minimierter SWE-Längsfugenbreite

Aus den normierten Tragmomenten $M_{adj,i}$ werden nach Gleichung (2.6) charakteristische Werte für die Tragfähigkeit der einzelnen Versuchsreihen abgeleitet. Nicht berücksichtigt wird dabei der Versuch K100_S80_1_5 mit zusätzlich minimierter Längsfugenbreite. Die Standardabweichung wird nach Gleichung (2.7) berechnet.

Tabelle 6.6: Eigene Auswertung Biegeversuche TU Darmstadt

Versuchsreihe	Beschreibung	Mittelwert R_m in kNm/m	Standardabweichung s	Tragfähigkeit $M_{b,Rk}$ in kNm/m
1	Kassette 100 mm mit Sandwich 80 mm (nur Versuche K100_S80_1_1 bis _4)	3,823	0,431	2,689
2	Kassette 160 mm mit Sandwich 80 mm	7,471	0,228	6,870
3	Kassette 100 mm mit Trapezprofil 40 mm	3,432	0,291	2,666
4	Kassette 160 mm mit Trapezprofil 40 mm	6,342	0,157	5,929

Für die in den Versuchen verwendeten Kassettenprofile werden in den Prüfzeugnissen [68] des Herstellers *HOESCH Bausysteme* folgende Tragfähigkeitswerte für das Feldmoment bei andrückender Flächenbelastung ausgewiesen, siehe Tabelle 6.7.

Tabelle 6.7: Herstellerangaben Widerstandswerte Kassettenprofile bei andrückender Belastung [68]

Kassettenprofil	Zulässiger Abstand s_1 in mm	Tragfähigkeit $M_{b,Rk}$ in kNm/m
K100/600.1 $t_N = 0,75$ mm	≤ 732	2,84
K160/600.1 $t_N = 0,75$ mm	≤ 732	5,57

An dieser Stelle sei erwähnt, dass *Raabe* und *Pfaff* in [52] ebenfalls normierte charakteristische Tragfähigkeitswerte für die Biegebeanspruchbarkeit ausweisen. Sie wählen eine Auswertung „in Anlehnung an“ *DIN 18807-2* [83], was bisweilen nach *Nationalem Anhang* [89] der *DIN EN 1993-1-3* [88] zulässig ist, siehe dazu Kapitel 2.2.3.3.6.

Tabelle 6.8: Auswertung Biegeversuche TU Darmstadt nach [52]

Versuchsreihe	Beschreibung	Tragfähigkeit $M_{b,Rk}$ in kNm/m
1	Kassette 100 mm mit Sandwich 80 mm (nur Versuche K100_S80_1_1 bis _4)	2,94
2	Kassette 160 mm mit Sandwich 80 mm	7,08
3	Kassette 100 mm mit Trapezprofil 40 mm	2,82
4	Kassette 160 mm mit Trapezprofil 40 mm	6,10

6.2.2.5 Interpretation der Versuchsergebnisse

Zunächst wird festgestellt, dass auch verdeckt in ihren Längsfugen befestigte Sandwichelemente unter den gewählten Randbedingungen dazu geeignet sind, die schmalen Obergurte von Kassettenprofilen auszusteifen.

Die Versagensform „Eindrückung des Oberflansches und Stegbeulen“ entspricht der Versagensform 1 nach Tabelle 2.1. Es handelt sich um eine für Kassettenprofile typische Versagensform. Sie ist nach *Baehre* nur geringfügig abhängig vom Abstand der Befestigung der Außenschale s_1 , siehe dazu Kapitel 2.2.3.1.

Der erhöhte Abstand der Befestigung der Außenschale s_1 (siehe Tabelle 6.3) führt unter den gewählten Randbedingungen tatsächlich zu keiner signifikanten Reduktion der Tragfähigkeit. Auffällig ist die hohe Streuung der Versuchsergebnisse der Versuchsreihe 1, siehe dazu Tabelle 6.6. Sie führt dazu, dass für die Versuchsreihe 1 mit Sandwichelement-Außenschale ein ähnlicher Tragfähigkeitswert wie für die vergleichende Versuchsreihe 3 mit Trapezprofil-Außenschale ausgewiesen wird, obwohl die durchschnittliche Prüflast signifikant größer ist. Vergleicht man die Tragfähigkeitswerte der Versuchsreihen 2 und 4 mit 160 mm Kassettenprofil zeigt sich, dass die Sandwichelement-Außenschale hier zu einer deutlichen Erhöhung der Tragfähigkeit führt (+ 16 %). Da nur Versuchsreihe 1 ohne künstliche Verspannung der Längsfugen durchgeführt wurde, wird festgestellt, dass die Art der Montage der Längsfugen in Hybridfassaden einen Einfluss auf das Tragverhalten hat.

Betrachtet man die Last-Verformungs-Kurven der Versuche mit Sandwichelement-Außenschale (siehe Bild 6.9 und Bild 6.10), zeigt sich nach etwa einem Drittel der maximalen Prüflast ein Anstieg der Steifigkeit. Dieser Steifigkeitsanstieg ist bei den Versuchen mit Trapezprofil-Außenschale (siehe Bild 6.11 und Bild 6.12) nicht zu beobachten. Er kann folglich auf die Sandwichelement-Außenschale zurückgeführt werden. Diese kann in Hybridfassaden mit vertikal verlegten Sandwichelementen also Tragreserven bereitstellen.

Vergleicht man die in Tabelle 6.6 ausgewiesenen Tragfähigkeitswerte der Versuchsreihen 3 und 4 mit den Herstellerangaben in Tabelle 6.7, zeigen sich geringe Abweichungen von etwa + 6 %. Es ist zu beachten, dass die Versuche der *TU Darmstadt* mit eingelegter Mineralwolle durchgeführt wurden, siehe Bild 6.8. Dies ist bei der Ermittlung von Tragfähigkeitswerten für Kassettenprofilen unüblich. Es sollte daher untersucht werden, ob eingelegte Mineralwolle einen Einfluss auf die Versuchsergebnisse von Biegeversuchen an Kassettenprofilen hat.

Die an der *TU Darmstadt* durchgeführten experimentellen Untersuchungen [43] zeigen, dass zum Verständnis des Tragverhaltens von Hybridfassaden weiterführende experimentell Untersuchungen nötig sind. Dem folgend, werden eigene experimentelle Untersuchungen durchgeführt, siehe nächster Abschnitt.

Vergleicht man die in Tabelle 6.6 ausgewiesenen Tragfähigkeitswerte nach *DIN EN 1993-1-3* mit den in Tabelle 6.8 ausgewiesenen Tragfähigkeitswerten nach *DIN 18807-2*, wird bestätigt, dass die aktuell gültigen technischen Regelwerke bei der versuchsgestützten Ermittlung von Tragfähigkeitswerten für Kassettenprofile einen Interpretationsspielraum lassen, der zu abweichenden Ergebnissen (hier: zwischen 2,88 % und 9,32 % Abweichung) führen kann. Es wird empfohlen, *DIN EN 1993-1-3* [88] zu überarbeiten, und eindeutige Regeln für Kassettenprofile bereitzustellen.

6.2.3 Eigene Versuche

6.2.3.1 Versuchsziel und Versuchsprogramm

Aus der Auswertung der zuvor dargestellten experimentellen Untersuchungen können die folgenden Fragestellungen abgeleitet werden:

- Welchen Einfluss auf das Tragverhalten von Biegebeanspruchten Kassettenprofilen hat eine Außenschale aus sichtbar in Durchsteckmontage befestigten Sandwichelementen mit Längsabstand $s_1 \ll 1000$ mm?
- Die Sandwichelemente wurden bei den zuvor betrachteten Versuchen derart angeordnet, dass sich in Feldmitte die Mitte eines Sandwichelementes befindet. Die Position der Sandwichelement-Längsfugen könnte, aufgrund der gegenüber den Kassettenprofilen deutlich höheren Steifigkeit der Sandwichelemente, das Tragverhalten des Hybridquerschnitts beeinflussen. Welchen Einfluss hat die Position der Sandwichelement-Längsfugen bei Biegeversuchen mit positivem Moment?
- Die zuvor betrachteten Versuche wurden mit eingelegter Mineralwolle durchgeführt. Welchen Einfluss auf die Versuchsergebnisse hatte die Mineralwolle?
- Es konnte gezeigt werden, dass die profilierten Längsfugen der Sandwichelemente Einfluss auf das Tragverhalten von Hybridquerschnitten haben. Inwieweit kann die Sandwichelement-Längsfuge zur Steigerung der Tragfähigkeit von Hybridquerschnitten optimiert werden?

Diesen Fragestellungen folgend, wurde die in Tabelle 6.9 dargestellte Versuchsmatrix für eigene Biegeversuche aufgestellt. Die Versuche der Versuchsreihe 1 dienen als Referenz. In Versuchsreihe 1a wurde untersucht, welchen Einfluss die Position der Längsfugen der Sandwichelemente hat. Dazu wurden die Sandwichelemente derart angeordnet, dass sich eine Längsfuge in Feldmitte befindet. Die Versuche der Versuchsreihe 2 wurden mit sichtbarer Befestigung der Sandwichelemente durchgeführt. Es wurde ein Längsabstand der Befestigungsmittel von $s_1 = 200$ mm gewählt. Somit wurden je Sandwichelement und Befestigungsachse fünf Schrauben angeordnet. In den Versuchsreihen 3 und 4 wurde untersucht, welchen Einfluss in die Kassettenprofile eingelegte Mineralwolle hat. Dazu wurden in Versuchsreihe 3 Versuche ohne Mineralwolle und in Versuchsreihe 4 Versuche mit besonders steifer Mineralwolle durchgeführt. In den Versuchsreihen 5 und 6 wurde untersucht, wie weit kann die Sandwichelement-Längsfuge zur Steigerung der Tragfähigkeit von Hybridquerschnitten optimiert werden kann. Dazu wurden in den Längsfugen die komprimierbaren Dichtbänder derart entfernt, dass bei Biegedruckbeanspruchung eine schlupflose Verbindung der Deck- und Kernschichten der ein-

zelen Sandwichelemente möglich war. Versuchsreihe 5 wurde mit verdeckt befestigten Sandwichelementen durchgeführt, Versuchsreihe 6 mit sichtbar befestigten Sandwichelementen.

Tabelle 6.9: Versuchsmatrix eigene Biegeversuche

Versuchsreihe	Biegeversuche am Einfeldträger mit pos. Moment (Kassette 100 mm mit Sandwich 120 mm)	Anzahl	Bezeichnung
1	verdeckte Befestigung $s_1 = 1000$ mm	4	K100_S120_VB01 bis K100_S120_VB04
1a	verdeckte Befestigung $s_1 = 1000$ mm Sandwich-Längsfuge in Feldmitte	1	K100_S120_FM01
2	sichtbare Befestigung $s_1 = 200$ mm	3	K100_S120_SB01 bis K100_S120_SB03
3	verdeckte Befestigung $s_1 = 1000$ mm ohne eingelegte Mineralwolle	2	K100_S120_MW01 und K100_S120_MW02
4	verdeckte Befestigung $s_1 = 1000$ mm eingelegte Mineralwolle mit erhöhter Festigkeit	2	K100_S120_MW03 und K100_S120_MW04
5	verdeckte Befestigung $s_1 = 1000$ mm Längsfuge ohne Dämmstreifen	3	K100_S120_O_VB01 bis K100_S120_O_VB03
6	sichtbare Befestigung $s_1 = 200$ mm Längsfuge ohne Dämmstreifen	3	K100_S120_O_SB01 bis K100_S120_O_SB03

Die eigenen Versuche wurden mit Kassettenprofilen durchgeführt, die dem Referenzquerschnitt nach Kapitel 3.3.1 (siehe Bild 3.6) entsprechen. Als Außenschale wurde das Sandwichelement-Referenzbauteil nach Kapitel 3.3.3 (siehe Bild 3.7) gewählt. Weitere Informationen zur Begründung der Wahl dieser Querschnitte können Kapitel 3.3 entnommen werden.

Der Kassettenprofil-Querschnitt der eigenen Versuche entspricht auch dem des Kassettenprofils „K100“ der Versuche, die im Auftrag des IFBS e. V. von *Lange* und *Suppes* durchgeführt wurden. Somit sind direkte vergleichende Betrachtungen möglich.

6.2.3.2 Versuchsaufbau und Versuchsdurchführung

Der Versuchsaufbau und die Versuchsdurchführung der eigenen experimentellen Untersuchungen werden ausführlich im Anhang B der vorliegenden Dissertation beschrieben.

6.2.3.3 Versuchsergebnisse

Die folgende Tabelle 6.10 zeigt die Versuchsergebnisse der eigenen Biegeversuche mit positiver Momentenbeanspruchung. Das dargestellte Eigengewicht beinhaltet alle nicht durch den Kraftaufnehmer erfassten vertikalen Lasten, also das Eigengewicht der Kassettenprofile, der Sandwichelemente, der Mineralwolle, der sonstigen

Anbauteile (Schrauben, C-Profile, Schraubzwingen, etc.) und der Kanthölzer mit zugehörigen Anbauteilen und Teflonfolie. Als Durchbiegung wird das arithmetische Mittel der nach Bild B.11 gemessenen Verformungen ausgewiesen. Bei den in Tabelle 6.10 aufgeführten Versuchen versagten die Kassettenprofile in der Regel durch schlagartige Knickbildung am Übergang von Obergurt und Steg als Folge lokalen Beulens im Obergurt und Biegedruckbereich des Steges, also Versagensart 1 nach Tabelle 2.1. Der Versuch K100_S120_VB03 zeigte, abweichend dazu, eine neue Versagensart. Dies wird ausführlich in Kapitel 6.2.3.5.2 thematisiert.

Tabelle 6.10: Versuchsergebnisse eigene Biegeversuche

Versuchsreihe	Bezeichnung	Eigengewicht in kg	Traglast $F_{max,j}$ in kN	Durchbiegung bei $F_{max,j}$ in mm	Versagensart
1	K100_S120_VB01	220,69	10,460	51,628	1
	K100_S120_VB02		10,043	46,875	1
	K100_S120_VB03		7,045	34,781	*
	K100_S120_VB04		9,496	46,129	1
1a	K100_S120_FM01	220,69	9,580	45,734	1
2	K100_S120_SB01	220,69	9,424	41,764	1
	K100_S120_SB02		9,791	42,285	1
	K100_S120_SB03		9,970	44,207	1
3	K100_S120_MW01	196,94	8,263	42,237	1
	K100_S120_MW02		8,797	46,565	1
4	K100_S120_MW03	245,06	10,045	45,001	1
	K100_S120_MW04		9,191	39,995	1
5	K100_S120_O_VB01	222,83	10,708	43,422	1
	K100_S120_O_VB02		10,707	47,514	1
	K100_S120_O_VB03		12,283	49,268	1
6	K100_S120_O_SB01	222,15	16,167	59,016	1
	K100_S120_O_SB02		14,390	50,939	1
	K100_S120_O_SB03		16,929	56,879	1

* siehe dazu Kapitel 6.2.3.5.2

Bild 6.13 zeigt das für die Versuche der Versuchsreihen 1 bis 6 typische Versagensbild der Kassettenprofile: Versagensart 1 nach Tabelle 2.1.



Bild 6.13: Typisches Versagensbild bei den eigenen Biegeversuchen

Die folgende Tabelle 6.11 zeigt die Ergebnisse der Zugversuche zu den mechanischen Eigenschaften der Kassettenprofile. Es wurden insgesamt sechs Proben entnommen. Die Probekörper wurden mittels Laserschneidetechnik hergestellt.

Tabelle 6.11: Ergebnisse Zugversuche nach DIN EN ISO 6892-1 [95]

Proben- kennung	Ent- nahme	m_E in GPa	R_{eH} in MPa	R_{eL} in MPa	R_m in MPa	A_g in %	A_{80mm} in %	a_0 in mm	b_0 in mm
1	0°	185,55	413,84	390,95	462,98	16,06	27,36	0,74	19,98
2	0°	174,98	404,47	383,78	459,15	16,10	26,78	0,74	19,98
3	0°	187,09	406,25	385,70	459,87	16,28	27,69	0,74	19,93
4	0°	186,21	413,34	390,28	462,12	16,16	27,87	0,74	19,96
5	0°	185,67	411,97	388,55	462,96	15,97	28,02	0,74	19,93
6	0°	190,40	414,38	391,94	465,99	16,14	28,13	0,73	19,96
Mittelwert		184,98	410,71	388,53	462,18	16,12	27,64	0,74	19,96
S.-abw.		5,22	4,26	3,20	2,46	0,10	0,50	0,00	0,02

Die folgenden Bilder zeigen die grafische Darstellung der Versuchsergebnisse. Auf der Ordinate wurde, wie in Kapitel 6.2.2.3, die Prüflast (ohne Eigengewicht und ohne Lasteinleitungsstruktur) aufgetragen, auf der Abszisse das arithmetische Mittel der gemessenen Durchbiegungen in Feldmitte. Jeweils eine Versuchsreihe wurde in einem Diagramm zusammengefasst.

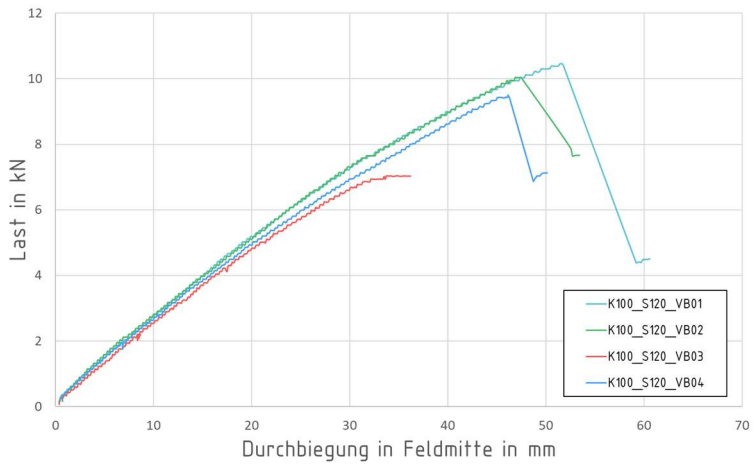


Bild 6.14: Versuchsergebnisse Versuchsreihe 1

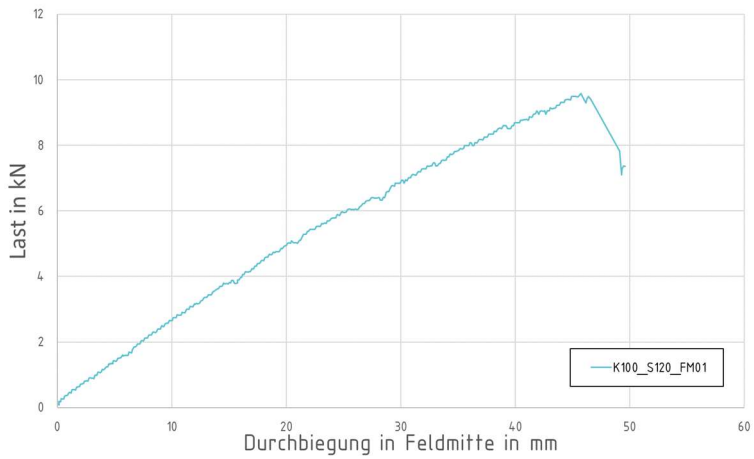


Bild 6.15: Versuchsergebnisse Versuchsreihe 1a

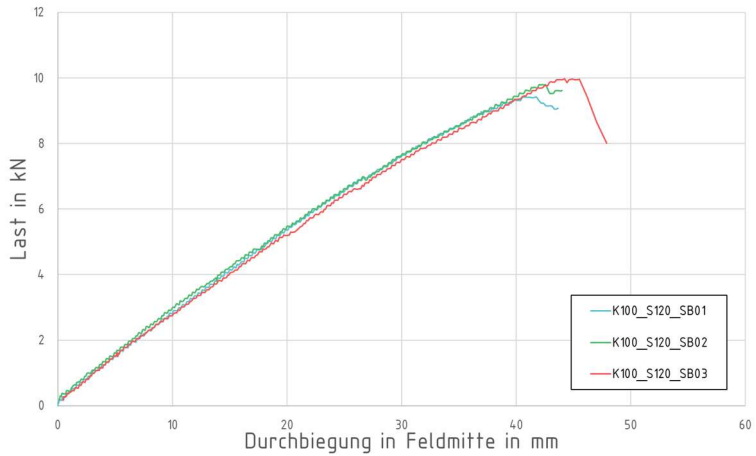


Bild 6.16: Versuchsergebnisse Versuchsreihe 2

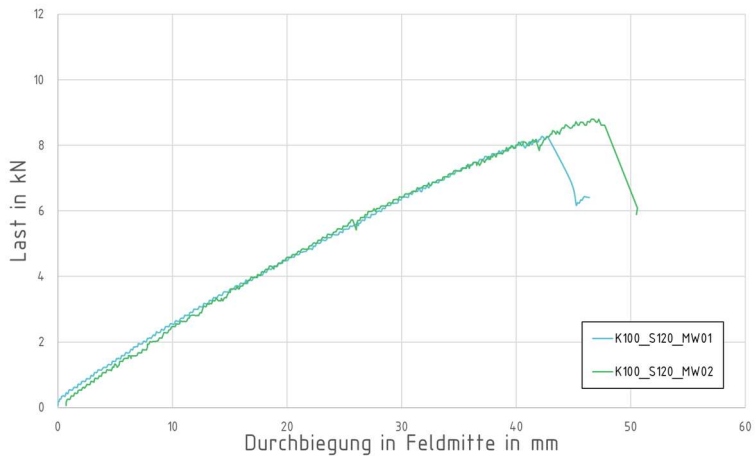


Bild 6.17: Versuchsergebnisse Versuchsreihe 3

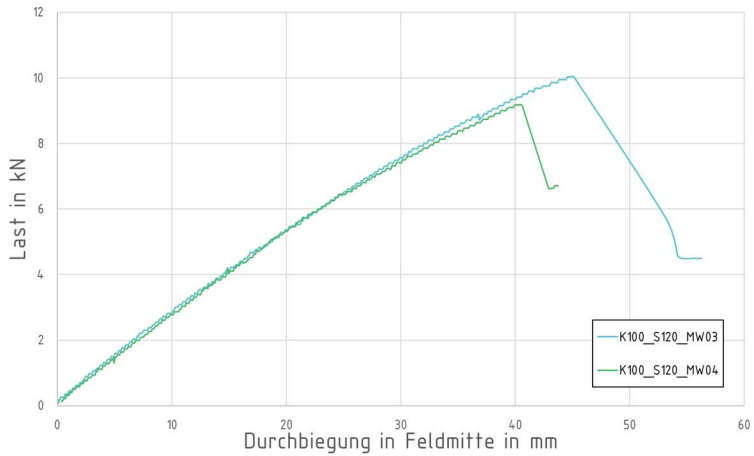


Bild 6.18: Versuchsergebnisse Versuchsreihe 4

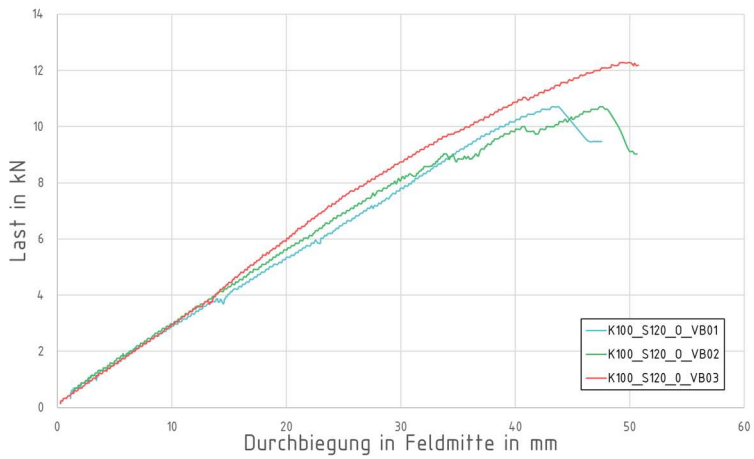


Bild 6.19: Versuchsergebnisse Versuchsreihe 5

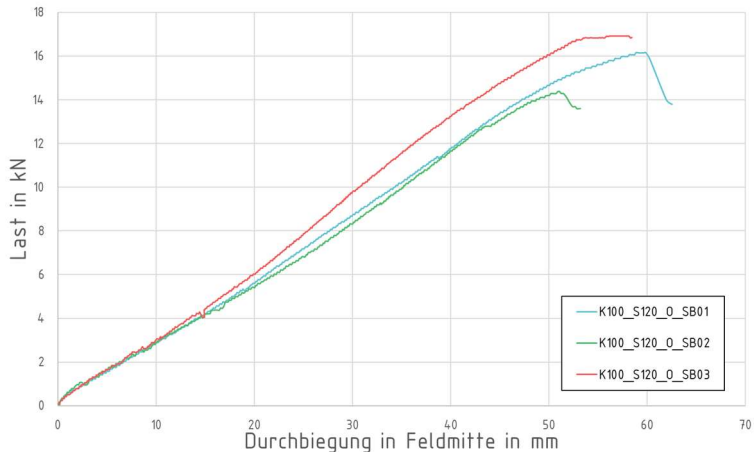


Bild 6.20: Versuchsergebnisse Versuchsreihe 6

Auf eine Darstellung der Messdaten der an den Längsstößen angeordneten induktiven Wegaufnehmer wird an dieser Stelle verzichtet, sie folgt im Rahmen der Interpretation der Versuchsergebnisse in Kapitel 6.2.3.5.

6.2.3.4 Auswertung der Versuchsergebnisse

In [40] wurden die eigenen Versuche vereinfacht ausgewertet, an dieser Stelle werden sie, wie zuvor die an der *TU Darmstadt* durchgeführten Versuche (siehe Kapitel 6.2.2.4), ausführlich nach *DIN EN 1993-1-3* [88] ausgewertet. Weitere Informationen zur Versuchsauswertung nach *DIN EN 1993-1-3* können Kapitel 2.2.3.3.7 entnommen werden.

Die Gesamt-Versagenslasten $F_{obs,i}$ werden nach Gleichung (6.3) bestimmt.

$$F_{obs,i} = F_{max,i} + F_{G,i} \quad (6.3)$$

mit:

$F_{max,i}$: Traglast des i -ten Versuches nach Tabelle 6.10

$F_{G,i}$: Last aus Eigengewicht nach Tabelle 6.10

Die Normierung der Versuchsergebnisse erfolgt nach Gleichung (2.4). Für das Kassettenprofil der eigenen Biegeversuche ergibt sich mit den mechanischen Eigenschaften nach Tabelle 6.11 der folgende Korrekturbeiwert μ_R :

$$\begin{aligned} \mu_R &= \left(\frac{f_{yb,obs}}{f_{yb}} \right)^\alpha \cdot \left(\frac{t_{obs,cor}}{t_{cor}} \right)^\beta \\ &= \left(\frac{388,53}{320} \right)^{0,5} \cdot \left(\frac{0,74}{0,75 - 0,04} \right)^2 = 1,192 \end{aligned} \quad \text{s. Gl. (2.5)}$$

Aus den normierten Versuchsergebnissen $F_{adj,i}$ wird nach Gleichung (6.4) das zugehörige Tragmoment $M_{adj,i}$ berechnet. Der Beiwert η_M berücksichtigt das gewählte statische System. Das Tragmoment wird auf einen Streifen mit einer Referenzbreite von einem Meter bezogen.

$$M_{adj,i} = F_{adj,i} \cdot \eta_M \cdot \frac{b_{nom}}{b} \quad (6.4)$$

mit:

η_M : Beiwert zur Berücksichtigung des statischen Systems nach Tabelle 6.12

b : Breite der Prüfkörper (1200 mm)

b_{nom} : Referenzbreite (1000 mm)

Das statische System wurde bei den eigenen Biegeversuchen mit positivem Moment derart gewählt, dass bei allen Versuchsreihen keine der acht Linienlasten im Bereich der Längsstöße der Sandwichelemente eingeleitet wurde, s. o. Die Maßangaben des gewählten Systems können dem folgenden Bild 6.21 entnommen werden.

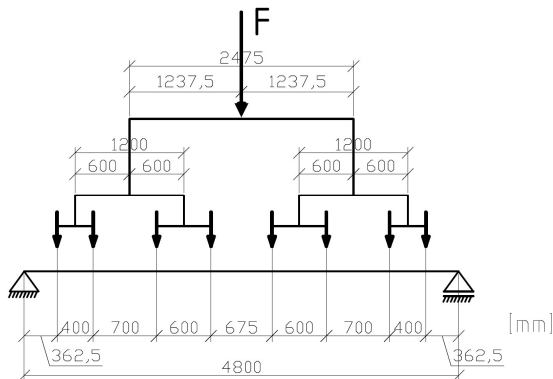


Bild 6.21: Statisches System der eigenen Biegeversuche mit positivem Moment

Aus dem in Bild 6.21 dargestellten statischen System ergibt sich der in der folgenden Tabelle 6.12 dargestellte Beiwert η_M .

Tabelle 6.12: *Beiwert zur Berücksichtigung des gewählten statischen Systems*

Statisches System	Momentenbeiwert η_M in m
nach Bild 6.21	0,578

Die folgende Tabelle 6.13 zeigt die Ergebnisse der zuvor beschriebenen Berechnungen.

Tabelle 6.13: *Auswertung eigene Biegeversuche*

Versuchsreihe	Bezeichnung	Traglast gemessen $F_{\max,i}$ in kN	Traglast gesamt $F_{\text{obs},i}$ in kN	Traglast normiert $F_{\text{adj},i}$ in kN	Tragmoment normiert $M_{\text{adj},i}$ in kNm/m
1	K100_S120_VB01	10,460	12,625	10,595	5,103
	K100_S120_VB02	10,043	12,208	10,245	4,935
	K100_S120_VB03*	7,045	9,210	7,729	3,723
	K100_S120_VB04	9,496	11,661	9,786	4,714
1a	K100_S120_FM01	9,580	11,745	9,857	4,748
2	K100_S120_SB01	9,424	11,589	9,726	4,685
	K100_S120_SB02	9,791	11,956	10,034	4,833
	K100_S120_SB03	9,970	12,135	10,184	4,905
3	K100_S120_MW01	8,263	10,195	8,556	4,121
	K100_S120_MW02	8,797	10,729	9,004	4,337
4	K100_S120_MW03	10,045	12,449	10,447	5,032
	K100_S120_MW04	9,191	11,595	9,731	4,687
5	K100_S120_O_VB01	10,708	12,894	10,821	5,212
	K100_S120_O_VB02	10,707	12,893	10,820	5,212
	K100_S120_O_VB03	12,283	14,469	12,143	5,849
6	K100_S120_O_SB01	16,167	18,346	15,396	7,416
	K100_S120_O_SB02	14,390	16,569	13,905	6,698
	K100_S120_O_SB03	16,929	19,108	16,036	7,724

* Versuch mit abweichender Versagensart

Für die Versuchsreihen 1 und 2 sowie 5 und 6 werden aus den normierten Tragmomenten $M_{\text{adj},i}$ charakteristische Tragfähigkeitswerte abgeleitet. Der Versuch K100_S120_VB03 mit abweichender Versagensart wird dabei nicht berücksichtigt, sodass je Versuchsreihe die Ergebnisse von drei Einzelversuchen berücksichtigt werden. Folglich werden die charakteristischen Tragfähigkeitswerte nach Gleichung (2.10) berechnet.

Zunächst wird je Versuchsreihe überprüft, ob die normierten Versuchsergebnisse $M_{adj,i}$ innerhalb von $\pm 10\%$ des Mittelwertes der normierten Versuchsergebnisse R_m liegen, vgl. Kapitel 2.2.3.3.7. Zusätzlich wird, für die folgende Interpretation der Versuchsergebnisse, die Standardabweichung nach Gleichung (2.7) berechnet und normiert.

Tabelle 6.14: Abweichungen der normierten Versuchsergebnisse

Versuchsreihe	Versuchsreihe 1	Versuchsreihe 2	Versuchsreihe 5	Versuchsreihe 6
Versuchszahl n	3	3	3	3
Mittelwert R_m in kNm/m	4,917	4,808	5,424	7,279
Maximale Abweichung vom Mittelwert in %	4,14 (VB04)	2,55 (SB03)	7,83 (O_VB03)	7,99 (O_SB02)
Standardabweichung s	0,195	0,112	0,368	0,526
Normierte Standardabweichung s/R_m in %	3,966	2,329	6,785	7,226

Tabelle 6.14 kann entnommen werden, dass die normierten Versuchsergebnisse $M_{adj,i}$ innerhalb von $\pm 10\%$ des Mittelwertes der normierten Versuchsergebnisse R_m liegen. Folglich ist die Berechnung von charakteristischen Tragfähigkeitswerten nach Gleichung (2.10) zulässig. Bei lokalem Beulen als Versagensform ist nach Tabelle 2.5 ein Beiwert η_k zwischen 0,80 und 0,90 zu wählen. Tabelle 6.15 zeigt die charakteristischen Tragfähigkeitswerte der Versuchsreihen 1 und 2 sowie 5 und 6 mit $\eta_k = 0,80$.

Tabelle 6.15: Charakteristische Tragfähigkeitswerte der eigenen Biegeversuche mit positivem Moment und $\eta_k = 0,80$

Versuchsreihe	Beschreibung	Tragfähigkeit $M_{b,Rk}$ in kNm/m
1	verdeckte Befestigung $s_1 = 1000$ mm (ohne K100_S120_VB03)	3,934
2	sichtbare Befestigung $s_1 = 200$ mm	3,846
6	verdeckte Befestigung $s_1 = 1000$ mm Längsfuge ohne Dämmstreifen	4,339
7	sichtbare Befestigung $s_1 = 200$ mm Längsfuge ohne Dämmstreifen	5,823

6.2.3.5 Interpretation der Versuchsergebnisse

6.2.3.5.1 Vorbemerkungen

In diesem Kapitel werden die Versuchsergebnisse der eigenen Biegeversuche mit positivem Moment interpretiert. Zunächst werden die Ergebnisse der Versuchsreihen 1 bis 6 gesondert detailliert betrachtet, anschließend folgen versuchsreihenübergreifende Interpretationen.

6.2.3.5.2 Versuchsreihe 1

(verdeckte Befestigung, $s_1 = 1000$ mm)

Bei allen Versuchen der Versuchsreihe 1 versagten die Kassettenprofile im Bereich zwischen den mittleren Längsfugen der Sandwichelemente, siehe Bild 6.22.

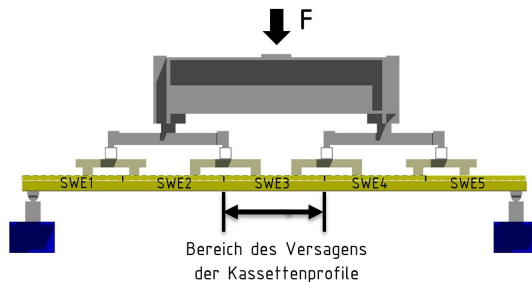


Bild 6.22: Bereich des Versagens der Kassettenprofile in Versuchsreihe 1

Beispielhaft zeigt das folgende Bild 6.23 den Prüfkörper K100_S120_VB02 nach Versuchsende. Bei der Längsfuge am oberen Bildrand handelt es sich um die Längsfuge zwischen SWE2 und SWE3 nach Bild 6.22. Das Versagen der Kassettenprofile kann hier eindeutig Versagensform 1 nach Tabelle 2.1 zugeordnet werden. Die grafische Darstellung der Messdaten in Bild 6.14 belegt ein schlagartiges Versagen und ein seitliches Ausknicken des gesamten Obergurtes kann nicht festgestellt werden. Die Lage der Knickbildung am Obergurt (in Feldmitte, mittig zwischen zwei Längsfugen) belegt, dass die Längsfugen hier keinen Einfluss auf den Versagensort der Kassettenprofile hatten.

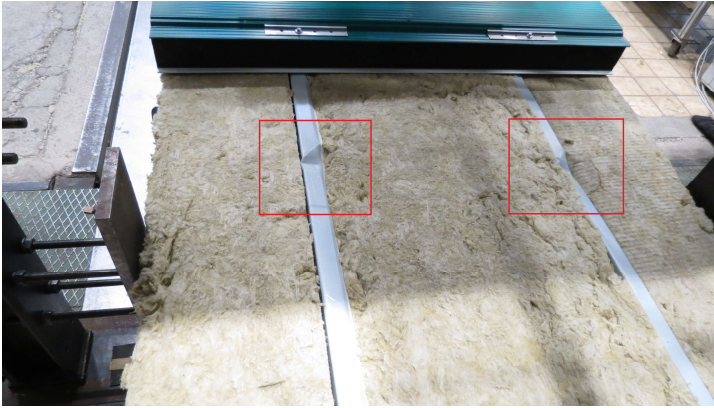


Bild 6.23: Versagensform 1 bei K100_S120_VB02

Das folgende Bild 6.24 zeigt die Anordnung und die zugehörigen Bezeichnungen der vier induktiven Wegaufnehmer zur messtechnischen Erfassung der Längsfugenbreite der Sandwichelemente aus Versuchsreihe 1.

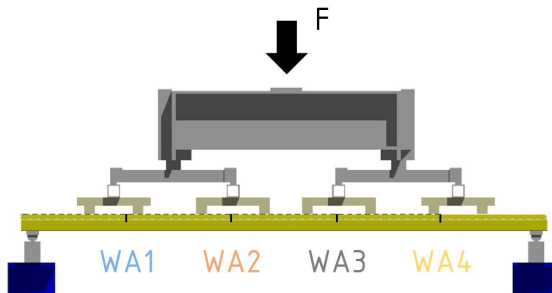


Bild 6.24: Anordnung der induktiven Wegaufnehmer in Versuchsreihe 1

Beispielhaft zeigt das folgende Bild 6.25 die Messdaten der induktiven Wegaufnehmer des bereits zuvor betrachteten Versuches K100_S120_VB02. Auf der Ordinate wurde die Prüflast (ohne Eigengewicht und ohne Lasteinleitungskonstruktion) aufgetragen, auf der Abszisse die Änderung der Längsfugenbreite. Eine Verengung der Längsfugen infolge Biegedruckbeanspruchung wird hier als positive Verschiebung definiert.

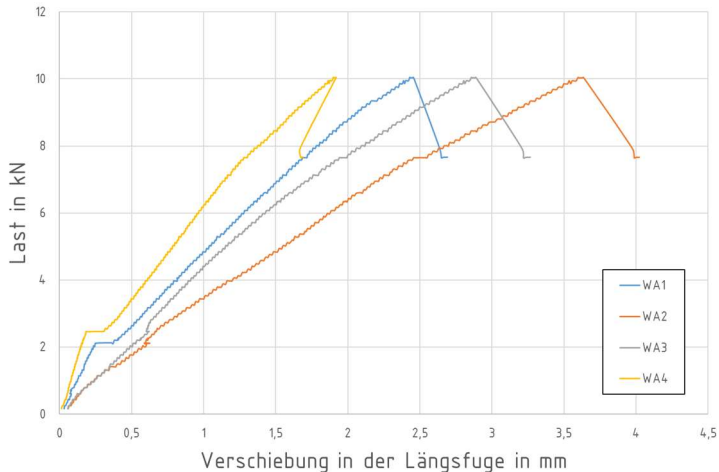


Bild 6.25: Messdaten zur Längsfugenbreite Versuch K100_S120_VB02

Bild 6.25 kann entnommen werden, dass sich bei zunehmender Biegedruckbeanspruchung der Sandwichelemente die Breite der Längsfugen um bis zu 3,64 mm (bei WA2) reduziert.

Die Längsfugen in Feldmitte bei WA2 und WA3 werden erwartungsgemäß stärker komprimiert als die äußeren Längsfugen bei WA1 und WA4. Zunächst zeigen sich, bei einer Prüflast von etwa 2,00 kN, Unstetigkeiten. Diese Unstetigkeiten können bei Betrachtung der Durchbiegung des gesamten Prüfkörpers in Feldmitte (siehe Bild 6.14) nicht festgestellt werden, sodass sie auf Setzungen innerhalb des Hybridquerschnitts, vermutlich an den Befestigungspunkten zwischen den Kassettenprofilen und den Sandwichelementen, zurückgeführt werden können. Nach diesen Unstetigkeiten zeigen sich in allen Längsfugen bis zum Versagen des Prüfkörpers progressive Verschiebungen ohne wesentliche Veränderung der Steifigkeit.

Die dargestellten Messdaten belegen, dass die komprimierbaren Dichtbänder in den profilierten Längsfugen der Sandwichelemente Einfluss auf das Tragverhalten von Hybridquerschnitten haben. Sie besitzen bei Druckbeanspruchung eine deutlich geringere Steifigkeit als die Deck- und Kernschichten der Sandwichelemente und bestimmen so den Mitwirkungsgrad der Sandwichelement-Außenschale am Gesamttragverhalten des Hybridquerschnitts.

Zur weiterführenden Betrachtung zeigt das folgende Bild 6.26 die Detailansicht einer Längsfuge vor Versuchsbeginn. Das Dichtband des beispielhaft gewählten Sandwichelementes (siehe dazu Kapitel 3.3.3) hat eine Stärke von etwa 4,00 mm. Folglich war auch das Dichtband in der Längsfuge bei WA2 bei Erreichen der maximalen

Prüflast F_{\max} nicht vollständig komprimiert, sodass die Sandwichelement-Außen-
schale im Hybridquerschnitt nicht vollständig am Lastabtrag beteiligt wurde.

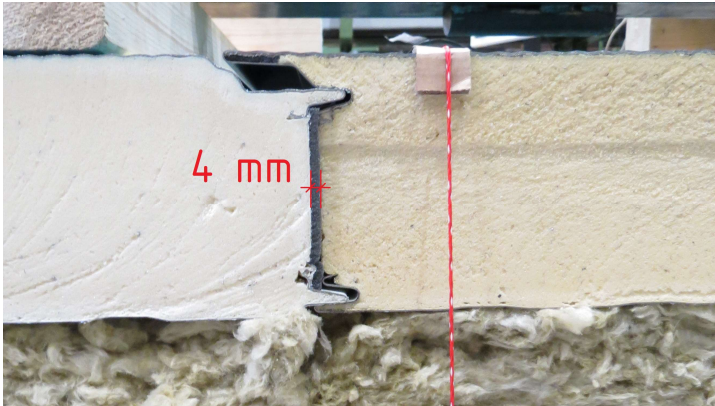


Bild 6.26: Sandwichelement-Längsfuge der eigenen Versuche vor Versuchsbeginn

Bild 6.27 zeigt eine Längsfuge während der Versuchsdurchführung. Es ist deutlich
zur erkennen, wie das Dichtband im oberen Bereich der Längsfuge komprimiert
wird.

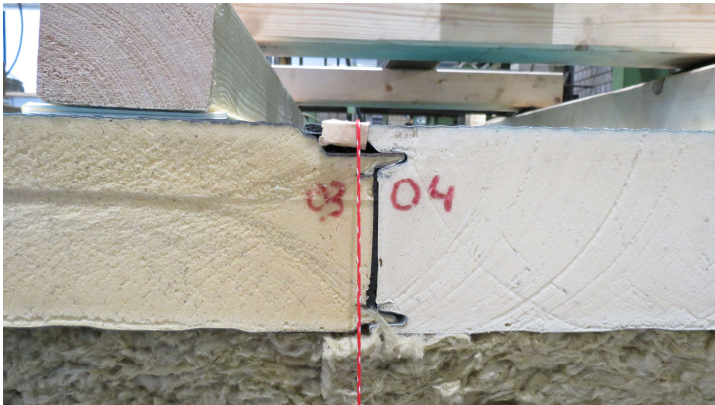


Bild 6.27: Sandwichelement-Längsfuge der eigenen Versuche bei Biegedruckbeanspruchung

Der Versuch K100_S120_VB03 zeigte gegenüber den anderen drei Versuchen die-
ser Versuchsreihe abweichende Versuchsergebnisse, s. o. Dies wird im Folgenden
näher untersucht. Betrachtet man die grafische Darstellung der Versuchsergeb-
nisse in Bild 6.14, zeigt K100_S120_VB03 bereits ab ca. 50 % F_{\max} einen fortschrei-
tenden Steifigkeitsabfall und ein progressives Versagen bei F_{\max} .

Bild 6.28 zeigt die Messdaten zu den Längsfugenbreiten dieses Versuches.

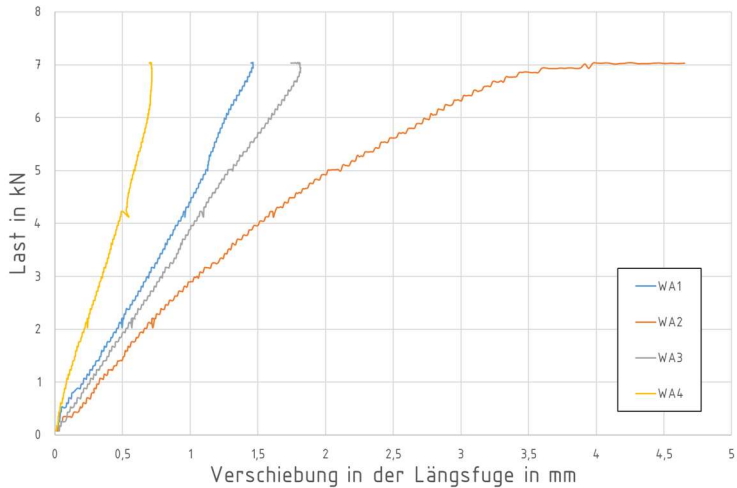


Bild 6.28: Messdaten zur Längsfugenbreite Versuch K100_S120_VB03

Bild 6.28 kann entnommen werden, dass die Längsfuge bei WA2 ein untypisches, nichtlineares Verformungsverhalten aufweist. Bei Erreichen von F_{\max} schließt sich diese Längsfuge vollständig (es werden Verschiebungen größer 4,00 mm erfasst).

Das folgende Bild 6.29 zeigt die Ursache dieses Tragverhaltens: Die Sandwichbefestiger in der Längsfuge bei WA2 wurden fehlerhaft montiert, zwischen den Sandwichelementen und den Kassettenprofilen hatte sich beim Verschrauben ein Spalt gebildet.

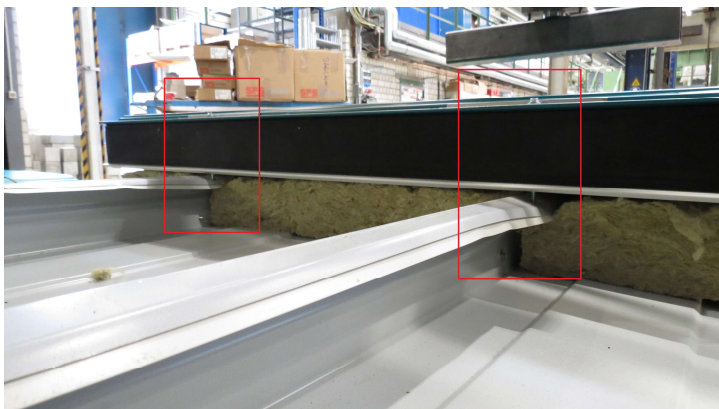


Bild 6.29: Fehlerhafte Montage der Sandwichbefestiger bei K100_S120_VB03

Dieser Spalt führt dazu, dass die Lasteinleitung bei andrückender Belastung nicht wie üblich flächig, sondern punktuell durch die Sandwichbefestiger erfolgt. Wird davon ausgegangen, dass sich die Sandwichelemente gegenüber den Kassettenprofilen annähernd als Starrkörper verhalten, entspricht der Längsabstand der Verbindungsmittel $s_1 = 1000 \text{ mm}$ der Lastezugsbreite des Schraubenpaares.

Die punktuelle Lasteinleitung in den biegedruckbeanspruchten Obergurt verursacht zunächst eine progressive Verformung des Obergurtes in einer Form, die einer Knickbiegeline des elastisch gebetteten Stabes mit gebundener Drehachse am Übergang vom Gurt zum Steg ähnelt. Zusätzlich bildet sich ein Knick an der Lasteinleitungsstelle, siehe Bild 6.30.



Bild 6.30: Versagensform bei K100_S120_VB03

Der Spalt zwischen der Sandwichelement-Außenschale und den Obergurten der Kassettenprofile konnte entstehen, weil die untere Deckschicht des Sandwichelementes während des Bohrens durch die zwei Kassettenobergurte im Gewinde des Sandwichbefestigers liegt und so „hochgeschraubt“ wird, wenn kein ausreichender Anpressdruck aufgebracht wird. Bild 6.31 zeigt dazu einen typischen Sandwichbefestiger mit Gewinde oberhalb der Bohrspitze.

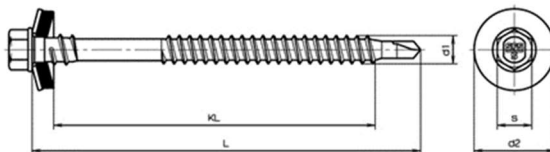


Bild 6.31: Typischer Sandwichbefestiger[SFS Intec GmbH]

Kassettenprofile sind wegen ihrer geringen Blechdicke bei dieser Art der fehlerhaften Montage anfälliger als die bislang üblichen Sandwichelement-Unterkonstruktionen mit deutlich größerer Blechdicke, sodass die Montage der Sandwichelemente bei Hybridsanierungen besonders sorgsam erfolgen muss.

6.2.3.5.3 Versuchsreihe 1a

(verdeckte Befestigung, $s_1 = 1000$ mm, Sandwichelement-Längsfuge in Feldmitte)

In Versuchsreihe 1a wurde nur ein Einzelversuch durchgeführt. Die Kassettenprofile des Prüfkörpers versagten im Bereich der Längsfuge in Feldmitte, siehe Bild 6.32.

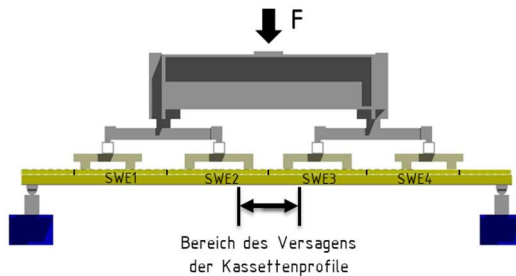


Bild 6.32: Bereich des Versagens der Kassettenprofile in Versuchsreihe 1a

Das folgende Bild 6.33 zeigt den Prüfkörper K100_S120_FM01 nach Versuchsende. Das Versagen der Kassettenprofile kann Versagensform 1 nach Tabelle 2.1 zugeordnet werden. Die Lage der Knickbildung am Obergurt (versetzt, nicht unterhalb der Längsfuge) belegt, dass die Längsfuge in Feldmitte hier keinen Einfluss auf den Versagensort der Kassettenprofile hatte.

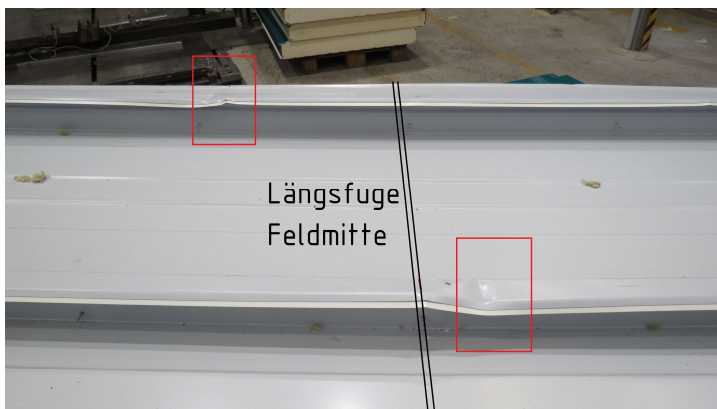


Bild 6.33: Versagensform 1 bei K100_S120_VB02

Auf die Darstellung der Messdaten der induktiven Wegaufnehmer von K100_S120_FM01 wird verzichtet, sie liefern keine neuen Erkenntnisse.

6.2.3.5.4 Versuchsreihe 2

(sichtbare Befestigung, $s_1 = 200$ mm)

Bei allen Versuchen der Versuchsreihe 2 versagten die Kassettenprofile unterhalb einer der beiden mittleren Längsfugen, siehe Bild 6.34.

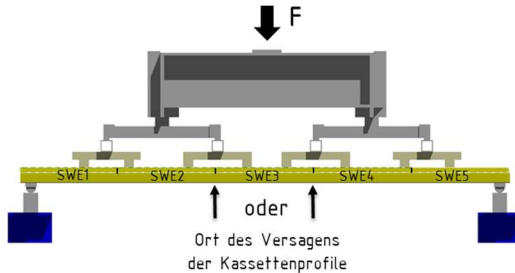


Bild 6.34: Ort des Versagens der Kassettenprofile in Versuchsreihe 2

Das folgende Bild 6.35 zeigt beispielhaft den Prüfkörper K100_S120_SB03 nach Versuchsende. Das Sandwichelement in Feldmitte (SWE3) befand sich oberhalb der noch einliegenden Mineralwolle. Das Versagen der Kassettenprofile kann in Versuchsreihe 2 bei allen Prüfkörpern eindeutig Versagensform 1 nach Tabelle 2.1 zugeordnet werden. Die grafische Darstellung der Messdaten in Bild 6.16 belegt auch hier ein schlagartiges Versagen und ein seitliches Ausknicken des gesamten Obergurtes kann nicht festgestellt werden.



Bild 6.35: Versagen unterhalb einer mittleren Längsfuge bei K100_S120_SB03

Bild 6.16 kann weiterführend entnommen werden, dass die Versuchsergebnisse der Versuchsreihe 2 nur sehr geringe Streuungen aufweisen.

Die vier induktiven Wegaufnehmer wurden in Versuchsreihe 2 wie in Versuchsreihe 1 angeordnet und bezeichnet (siehe Bild 6.24). Beispielhaft zeigt das folgende Bild 6.36 die Messdaten der induktiven Wegaufnehmer des Versuches K100_S120_SB01. Sie sind für diese Versuchsreihe repräsentativ.

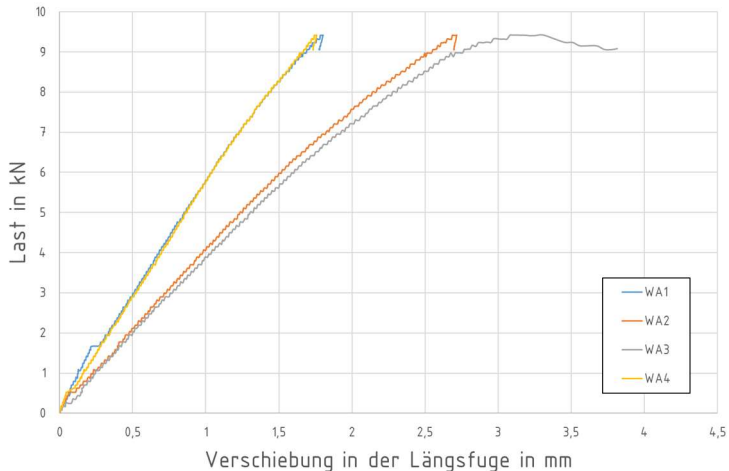


Bild 6.36: Messdaten zur Längsfugenbreite Versuch K100_S120_SB01

Bei dem Versuch K100_S120_SB01 versagten die Kassettenprofile unterhalb der Längsfuge bei WA3. Das zeigen die progressiven Verformungen nach Erreichen von F_{max} .

Erwartungsgemäß werden auch bei sichtbarer Befestigung der Sandwichelemente die Längsfugen in Feldmitte (bei WA2 und WA3) stärker komprimiert als die äußeren Längsfugen bei (WA1 und WA4). Zu Versuchsbeginn zeigen sich auch bei sichtbarer Befestigung der Sandwichelemente leichte Unstetigkeiten, die auf Setzungen innerhalb des Hybridquerschnitts, vermutlich an den Befestigungspunkten zwischen den Kassettenprofilen und den Sandwichelementen, zurückgeführt werden können. Sie betreffen hier nur die äußere Längsfuge bei WA1. Nach diesen Unstetigkeiten zeigen sich in allen Längsfugen bis zum Versagen des Prüfkörpers progressive Verformungen ohne wesentliche Veränderung der Steifigkeit. Es wird festgestellt, dass die Messergebnisse der beiden Längsfugen in Feldmitte (WA2 und WA3) nur sehr geringe Abweichungen aufweisen. Dies gilt ebenso für die Messergebnisse der beiden äußeren Längsfugen (WA1 und WA4).

Bei allen Versuchen der Versuchsreihe 2 wurden bis zum Versagen der Prüfkörper Änderungen der Längsfugenbreite deutlich unterhalb von 4,00 mm gemessen. Folglich wurden auch bei dieser Versuchsreihe die Dichtbänder in den Längsfugen nicht vollständig komprimiert, sodass die Sandwichelemente nicht vollständig am Lastabtrag bei Biegedruckbeanspruchung des Hybridquerschnitts beteiligt werden konnten.

6.2.3.5.5 Versuchsreihe 3

(verdeckte Befestigung, $s_1 = 1000$ mm, ohne eingelegte Mineralwolle)

In Versuchsreihe 3 wurden zwei Einzelversuche durchgeführt. Bei beiden Versuchs-körpern versagten die Kassettenprofile im Bereich zwischen den mittleren Längsfugen der Sandwichelemente, siehe Bild 6.37.

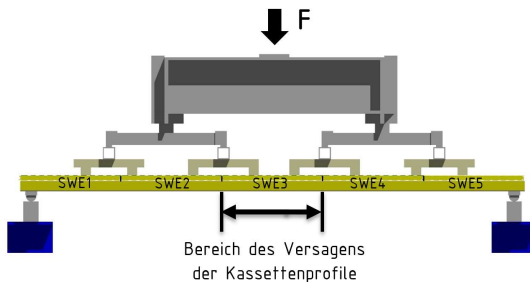


Bild 6.37: Bereich des Versagens der Kassettenprofile in Versuchsreihe 3

Beispielhaft zeigt das folgende Bild 6.38 den Prüfkörper K100_S120_MW01 nach Versuchsende. Das Versagensbild der Kassettenprofile kann Versagensform 1 nach Tabelle 2.1 zugeordnet werden. Die grafische Darstellung der Messdaten in Bild 6.17 belegt ein schlagartiges Versagen und ein seitliches Ausknicken des gesamten Obergurtes kann nicht festgestellt werden. Die Lage der Knickbildung am Obergurt (in Feldmitte, zwischen den mittleren Längsfugen) belegt, dass die Längsfugen auch bei Prüfkörpern ohne eingelegte Mineralwolle unter den gegebenen Randbedingungen keinen Einfluss auf den Versagensort der Kassettenprofile haben. Der Prüfkörper K100_S120_MW02 zeigte ähnliche Versuchsergebnisse.

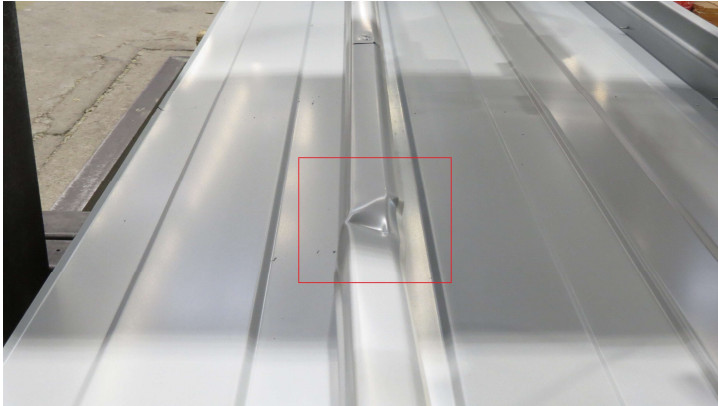


Bild 6.38: Versagensform 1 bei K100_S120_MW01

Das folgende Bild 6.39 zeigt den Prüfkörper K100_S120_MW02 bei etwa 75 % F_{\max} am Auflager. Es ist deutlich zu erkennen, wie sich der breite Untergurt der Kassettenprofile bei Biegezugbeanspruchung zur neutralen Achse eindreht. Die Gurteindrehung hat hier die Form einer Halbwelle, siehe dazu Bild 2.17 in Kapitel 2.2.3.4.3.



Bild 6.39: Gurteindrehung in Form einer Halbwelle bei K100_S120_MW02

Das folgende Bild 6.40 zeigt den Prüfkörper K100_S120_MW01 bei etwa 75 % F_{\max} am Auflager. Auch bei diesem Prüfkörper dreht sich der breite Untergurt zur neutralen Achse, die Verformungsfigur entspricht jedoch nicht eindeutig einer Halbwelle.



Bild 6.40: Gurteindrehung bei K100_S120_MW01

Die Fragestellung, ob das zur Herleitung der Gleichungen (2.13) und (2.22) herangezogene mechanische Modell zur Gurteindrehung nach *Baehre et al.* das Tragverhalten von Kassettenprofilen richtig abbildet, oder das Modell von *Misiek und Käpplein* mit einer Verformungsfigur mit zwei Halbwellen zutrifft (siehe dazu Kapitel 2.2.3.4.3), ist zunächst nicht Gegenstand der vorliegenden Dissertation. Trotzdem seien beide Bilder an dieser Stelle gezeigt. Es ist zu beachten, dass die Bilder an den Auflagern und nicht in Feldmitte aufgenommen wurden.

6.2.3.5.6 Versuchsreihe 4

(verdeckte Befestigung, $s_1 = 1000$ mm, eingelegte Mineralwolle mit besonders hoher Steifigkeit)

In Versuchsreihe 4 wurden ebenfalls zwei Einzelversuche durchgeführt. Bei beiden Versuchskörpern versagten die Kassettenprofile im Bereich zwischen den mittleren Längsfugen der Sandwichelemente, siehe Bild 6.41.

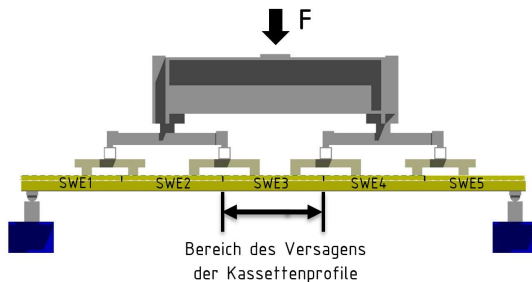


Bild 6.41: Bereich des Versagens der Kassettenprofile in Versuchsreihe 4

Das folgende Bild 6.42 zeigt den Prüfkörper K100_S120_MW03 nach Versuchsende. Das Versagensbild der Kassettenprofile kann Versagensform 1 nach Tabelle 2.1 zugeordnet werden. Die grafische Darstellung der Messdaten in Bild 6.18 belegt ein schlagartiges Versagen und ein seitliches Ausknicken des gesamten Obergurtes kann nicht festgestellt werden. Die Lage der Knickbildung am Obergurt (in Feldmitte, zwischen den mittleren Längsfugen) belegt, dass die Längsfugen auch bei Prüfkörpern mit besonders steifer Mineralwolle keinen Einfluss auf den Versagensort der Kassettenprofile haben. Der Prüfkörper K100_S120_MW04 zeigte ähnliche Versuchsergebnisse.

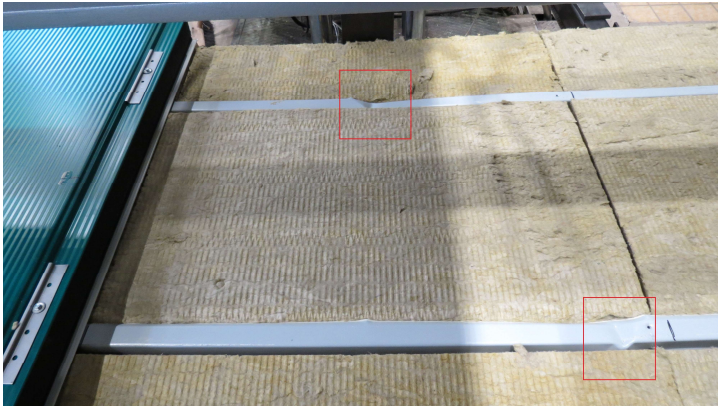


Bild 6.42: Versagensform 1 bei K100_S120_MW03

Das folgende Bild 6.43 zeigt den Prüfkörper K100_S120_MW02 bei etwa 75 % F_{\max} am Auflager. Es ist deutlich zu erkennen, wie die Hochsicken des breiten Untergurtes an der Mineralwolle anliegen. Folglich verhindert die besonders steife Mineralwolle eine ausgeprägte Gurteindrehung des breiten Untergurtes.

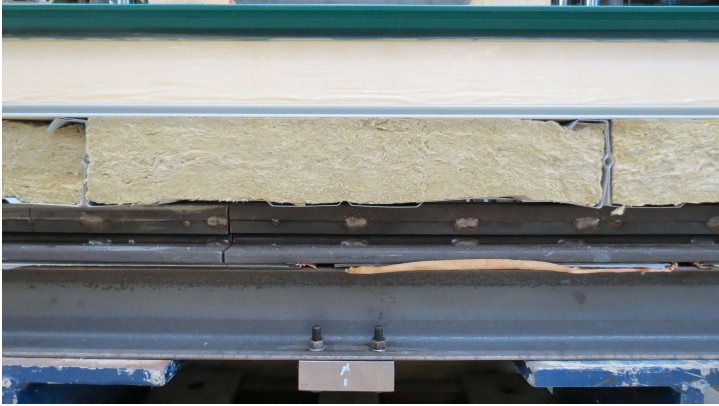


Bild 6.43: Durch Mineralwolle behinderte Gurteindrehung bei K100_S120_MW03

Die weiteren Messdaten und Beobachtungen der Versuchsreihe 4 zeigten keine Auffälligkeiten, sodass auf ihre Darstellung an dieser Stelle verzichtet wird.

6.2.3.5.7 Versuchsreihe 5

(verdeckte Befestigung, $s_1 = 1000$ mm, Längsfuge ohne Dichtband)

Bei den drei Prüfkörpern der Versuchsreihe 5 versagten die Kassettenprofile entweder in Feldmitte oder unterhalb einer der mittleren Längsfugen, siehe Bild 6.44.

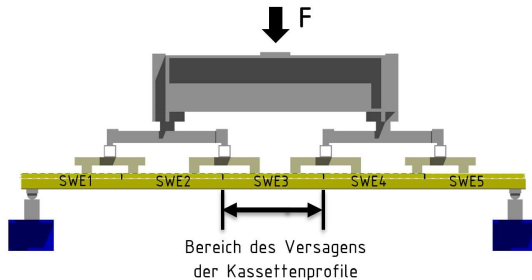


Bild 6.44: Bereich des Versagens der Kassettenprofile in Versuchsreihe 5

Die Kassettenprofile von K100_S120_O_VB01 versagten in Feldmitte, die Kassettenprofile von K100_S120_O_VB02 und K100_S120_O_VB03 versagten unterhalb einer der beiden mittleren Längsfugen. Das Versagensbild kann bei allen drei Versuchen Versagensform 1 nach Tabelle 2.1 zugeordnet werden. Zusätzlich konnte bei K100_S120_O_VB01 nach Versuchsende ein leichtes seitliches Ausweichen der schmalen Obergurte festgestellt werden, siehe Bild 6.45.

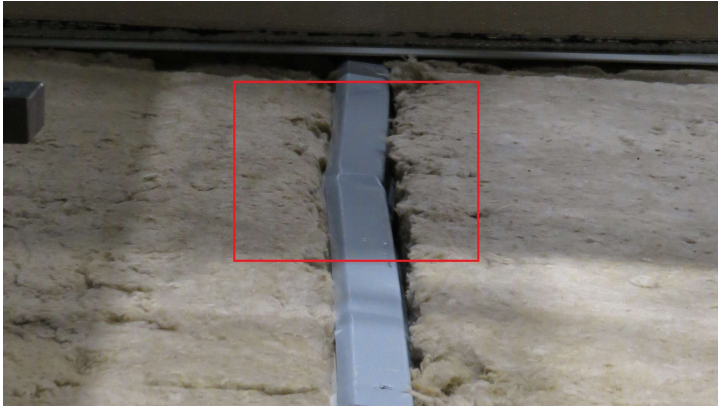


Bild 6.45: Versagensbild K100_S120_O_VB01

Die grafische Darstellung der Messdaten in Bild 6.19 zeigt mit zunehmender Prüflast Steifigkeitssprünge und größere Streuungen der Versuchsergebnisse. Bei K100_S120_O_VB03 erhöht sich die Steifigkeit ab ca. 4,00 kN, bei den anderen beiden Versuchen zeigen sich teilweise deutlich ausgeprägte Unstetigkeiten.

Die vier induktiven Wegaufnehmer wurden in Versuchsreihe 5 wie in Versuchsreihe 1 angeordnet und bezeichnet (siehe Bild 6.24). Die folgenden drei Bilder zeigen die Messdaten der induktiven Wegaufnehmer der Prüfkörper K100_S120_O_VB01 bis K100_S120_O_VB03.

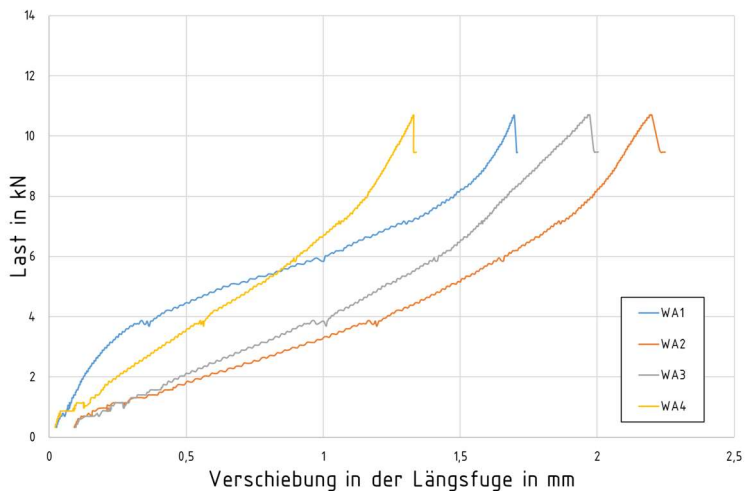


Bild 6.46: Messdaten zur Längsfugenbreite Versuch K100_S120_O_VB01

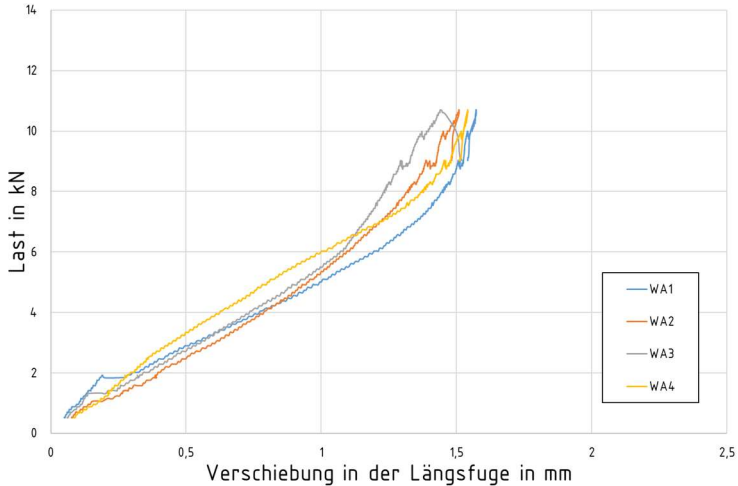


Bild 6.47: Messdaten zur Längsfugenbreite Versuch K100_S120_O_VB02

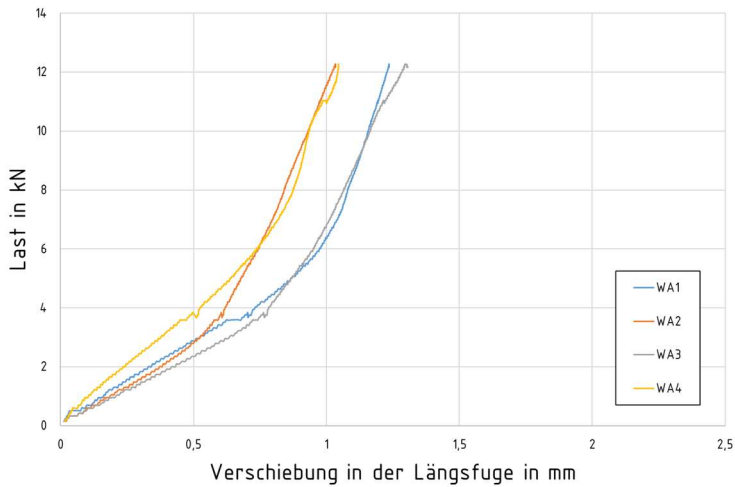


Bild 6.48: Messdaten zur Längsfugenbreite Versuch K100_S120_O_VB03

Bei allen drei Versuchen erhöht sich mit zunehmender Belastung die Steifigkeit in den Längsfugen. Darüber hinaus zeigen die Messergebnisse große Streuungen (vgl. Bild 6.46 bis Bild 6.48).

Das folgende Bild 6.49 zeigt eine Längsfuge ohne Dichtband vor Versuchsbeginn, Bild 6.50 zeigt eine Längsfuge ohne Dichtband im Grenzzustand der Tragfähigkeit.

Es ist deutlich zu erkennen, wie die globale Durchbiegung in Feldmitte dazu führt, dass die Längsfuge im unteren Bereich aufklafft. Folglich werden Biegedruckkräfte nur im oberen Bereich der Längsfuge übertragen. Auch ohne nachgiebiges Dichtband hat die Art der Längsfugenausbildung, insbesondere die Profilierung der Nut-Feder-Verbindung der äußeren Deckschicht, also maßgebenden Einfluss auf das Tragverhalten von biegedruckbeanspruchten Hybridquerschnitten.



Bild 6.49: Längsfugenbreite bei Versuchsbeginn

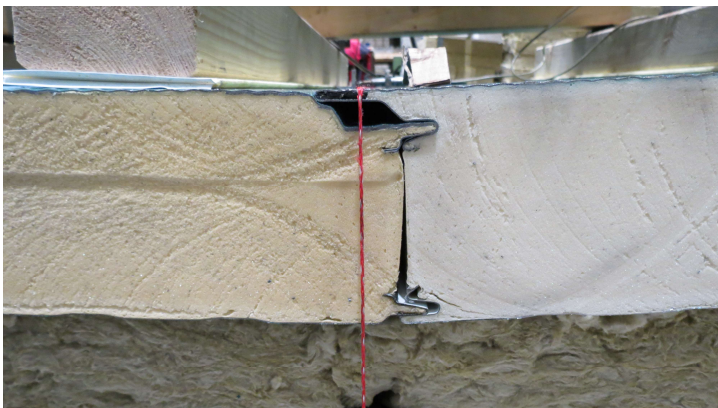


Bild 6.50: Längsfugenbreite im Grenzzustand der Tragfähigkeit

6.2.3.5.8 Versuchsreihe 6

(sichtbare Befestigung, $s_1 = 200$ mm, Längsfuge ohne Dichtband)

Bei den drei Prüfkörpern der Versuchsreihe 6 versagten die Kassettenprofile unterhalb einer der mittleren Längsfugen, siehe Bild 6.51.

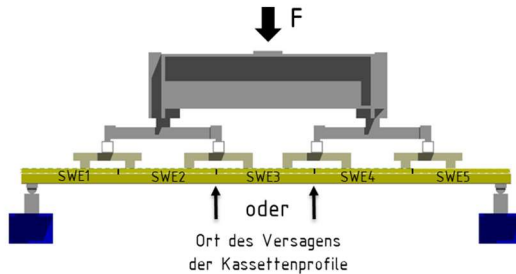


Bild 6.51: Ort des Versagens der Kassettenprofile in Versuchsreihe 6

Beispielhaft zeigt das folgende Bild 6.52 den Prüfkörper K100_S120_O_SB02 nach Versuchsende. Oberhalb der Versagensstellen befand sich eine Längsfuge. Das Versagen der Kassettenprofile kann hier eindeutig Versagensform 1 nach Tabelle 2.1 zugeordnet werden. Die grafische Darstellung der Messdaten in Bild 6.20 belegt ein schlagartiges Versagen und ein seitliches Ausknicken des gesamten Obergurtes kann nicht festgestellt werden.



Bild 6.52: Versagensform 1 bei K100_S120_O_SB02

Bild 6.20 kann weiterführend entnommen werden, dass die Versuchsergebnisse der Versuchsreihe 6 ab einer Prüflast von ca. 4 kN erhöhte Streuungen aufweisen. Bei allen drei Versuchen zeigt sich in diesem Bereich auch ein Anstieg der Steifigkeit.

Die vier induktiven Wegaufnehmer wurden in Versuchsreihe 6 wie in Versuchsreihe 1 angeordnet und bezeichnet (siehe Bild 6.24). Beispielhaft zeigt das folgende Bild 6.53 die Messdaten zur Längsfugenbreite des Versuches K100_S120_O_SB03.

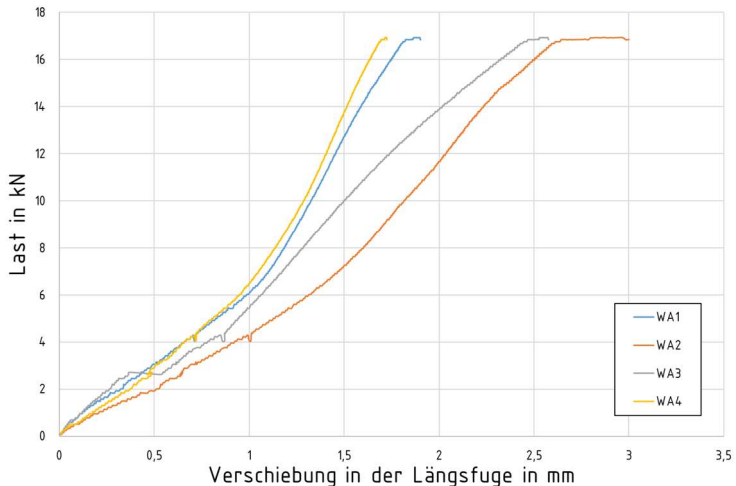


Bild 6.53: Messdaten zur Längsfugenbreite Versuch K100_S120_O_SB03

Bild 6.53 kann entnommen werden, dass sich die Steifigkeit der Längsfugen bei einer Prüflast von etwa 4 kN deutlich erhöht. Erwartungsgemäß zeigten sich bei diesem Versuch die größten Verschiebungen in den mittleren Längsfugen bei WA2 und WA3. Dies konnte nicht bei allen Prüfkörpern der Versuchsreihe 6 beobachtet werden, darüber hinaus sind die gewählten Messdaten sind für Versuchsreihe 6 repräsentativ.

Bild 6.54 zeigt eine mittlere Längsfuge des Prüfkörpers K100_S120_O_SB03 nach Versuchsende.



Bild 6.54: Druckversagen in der Längsfuge bei K100_S120_O_SB03

Bild 6.54 kann entnommen werden, dass bei sichtbarer Befestigung der Sandwichelemente mit $s_1 = 200$ mm derart viel Biegedruck über die Sandwichelemente abgetragen werden kann, dass neben dem Versagen der Kassettenprofile auch ein lokales Druckversagen im Sandwichelement auftritt. Erwartungsgemäß versagt das Sandwichelement dort, wo es bei stärkster Beanspruchung am nachgiebigsten ist, also am oberen Rand der Längsfugenprofilierung.

Der Anstieg der Steifigkeit der Längsfugen (vgl. Bild 6.53) führt in Versuchsreihe 6 auch zu einem globalen Anstieg der Steifigkeit.

6.2.3.5.9 Versuchsreihenübergreifende Interpretationen

Die Versuchsreihenübergreifende Interpretation erfolgt mit direktem Bezug auf die in Kapitel 6.2.3.1 abgeleiteten Fragestellungen. Die Ergebnisse der Versuchsreihe 1 werden als Referenz verwendet, der Versuch mit fehlerhafter Montage der Außenschale (K100_S120_VB03) wird dabei nicht berücksichtigt.

1. Welchen Einfluss hat die Position der Sandwichelement-Längsfugen bei Biegeversuchen mit positivem Moment?

Die folgende Tabelle 6.16 zeigt den Mittelwert der normierten Tragmomente R_M der Versuchsreihe 1, das normierte Tragmoment $M_{\text{adj},1}$ des Einzelversuches der Versuchsreihe 1a und die prozentuale Abweichung des normierten Tragmomentes der Versuchsreihe 1a vom Mittelwert der normierten Tragmomente der Versuchsreihe 1.

Tabelle 6.16: Vergleich der normierten Tragmomente der Versuchsreihen 1 und 1a

	Versuchsreihe 1	Versuchsreihe 1a	Abweichung
Normiertes Tragmoment in kNm/m	4,917 (Mittelwert)	4,748 (Einzelversuch)	-3,44 %

Tabelle 6.16 zeigt, dass für beide Versuchsreihen ähnliche Tragfähigkeitswerte ausgewiesen werden. Die in Tabelle 6.16 dargestellte Abweichung von 3,44 % liegt im Bereich der normierten Standardabweichung der Versuchsreihe 1 von 3,97 %, vgl. Tabelle 6.14.

Die detaillierte Betrachtung der Versuchsergebnisse der Versuchsreihen 1 und 1a in Kapitel 6.2.3.5.2 und Kapitel 6.2.3.5.3 zeigt, dass die Kassettenprofile in beiden Versuchsreihen gleichartig versagten (Versagensart 1 nach Tabelle 2.1). In beiden Versuchsreihen versagten sie nicht unterhalb einer Sandwichelement-Längsfuge.

Es wird festgestellt, dass die Lage der Sandwichelement-Längsfugen unter den gewählten Randbedingungen in Hybridquerschnitten mit vertikal verlegten Sandwichelementen keinen Einfluss auf das Tragverhalten hat.

2. Welchen Einfluss auf das Tragverhalten von biegebeanspruchten Kassettenprofilen hat eine Außenschale aus sichtbar in Durchsteckmontage befestigten Sandwichelementen mit Längsabstand $s_1 \ll 1000 \text{ mm}$?

Die folgende Tabelle 6.17 zeigt den Mittelwert der normierten Tragmomente R_M sowie das charakteristische Tragmoment $M_{b,rk}$ der Versuchsreihen 1 und 2 und die jeweilige Abweichung des Wertes der Versuchsreihe 2 vom Referenzwert der Versuchsreihe 1.

Tabelle 6.17: Vergleich der Ergebnisse der Versuchsreihen 1 und 2

	Versuchsreihe 1	Versuchsreihe 2	Abweichung
Mittelwert normiertes Tragmoment R_M in kNm/m	4,917	4,808	-2,22 %
Charakteristisches Tragmoment $M_{b,rk}$ in kNm/m	3,934	3,846	-2,24 %

Tabelle 6.17 zeigt, dass für die Versuchsreihen 1 und 2 nur geringfügig abweichende Tragfähigkeitswerte ausgewiesen werden.

Die detaillierte Betrachtung der Versuchsergebnisse der Versuchsreihen 1 und 2 in Kapitel 6.2.3.5.2 und Kapitel 6.2.3.5.4 zeigt, dass die Kassettenprofile in beiden Versuchsreihen gleichartig versagten (Versagensart 1 nach Tabelle 2.1). Diese Versagensart hat nach *Baehre et al.* nur eine geringe Abhängigkeit vom Abstand der Befestigung s_1 (siehe dazu Kapitel 2.2.3.1).

Die Sandwichelement-Außenschale kann aufgrund der hohen Steifigkeit der Sandwichelemente in ihrer Ebene in Hybridquerschnitten bei positiver Biegemomentenbeanspruchung zusätzliche Tragreserven bereitstellen, vgl. Kapitel 6.2.2.5. Dieser Effekt wird unter den gegebenen Randbedingungen in beiden Versuchsreihen von den nachgiebigen Dichtbändern in den Längsstößen der Sandwichelemente begrenzt, sodass die schubsteifere Verbindung der Sandwichelement-Außenschale mit den Kassettenprofilen in Versuchsreihe 2 keinen Einfluss auf die Tragfähigkeit hat.

Die in Tabelle 6.17 dargestellten Ergebnisse sind folglich plausibel. Es wird festgestellt, dass unter den gegebenen Randbedingungen eine Verringerung des Längsabstandes s_1 keinen signifikanten Einfluss auf die Tragfähigkeit von Hybridquerschnitten hat.

3. Welchen Einfluss auf die Versuchsergebnisse hatte die Mineralwolle?

Die folgende Tabelle 6.18 zeigt den Mittelwert der normierten Tragmomente R_M der Versuchsreihen 1 und 3 sowie die Abweichung des Wertes der Versuchsreihe 3 vom Referenzwert der Versuchsreihe 1.

Tabelle 6.18: Vergleich der Ergebnisse der Versuchsreihen 1 und 3

	Versuchsreihe 1	Versuchsreihe 3	Abweichung
Mittelwert normiertes Tragmoment R_M in kNm/m	4,917	4,229	- 13,99 %

Tabelle 6.18 zeigt, dass die fehlende Mineralwolle Einfluss auf die Tragfähigkeit von Kassettenprofilen hat. Unter den gegebenen Randbedingungen reduziert sich die Tragfähigkeit bei positiver Biegebeanspruchung um 13,99 %.

Die detaillierte Betrachtung der Versuchsergebnisse der Versuchsreihe 3 in Kapitel 6.2.3.5.5 zeigt, dass diese Reduktion vermutlich auf die fehlende elastische Bettung des zugbeanspruchten breiten Untergurtes zurückgeführt werden kann. Ohne die eingelegte Mineralwolle kann sich der breite Untergurt ausgeprägt zur neutralen Achse eindrehen, was die Biegemomenten Tragfähigkeit reduziert, siehe dazu Kapitel 2.2.3.4.3. Auf die Versagensart der Kassettenprofile (Versagensart 1 nach Tabelle 2.1) hatte das Fehlen der Mineralwolle keinen Einfluss.

Die folgende Tabelle 6.19 zeigt den Mittelwert der normierten Tragmomente R_M sowie das charakteristische Tragmoment $M_{b,rk}$ der Versuchsreihen 1 und 4 und die jeweilige Abweichung des Wertes der Versuchsreihe 4 vom Referenzwert der Versuchsreihe 1.

Tabelle 6.19: Vergleich der Ergebnisse der Versuchsreihen 1 und 4

	Versuchsreihe 1	Versuchsreihe 4	Abweichung
Mittelwert normiertes Tragmoment R_M in kNm/m	4,917	4,860	- 1,17 %

Tabelle 6.19 zeigt, dass die erhöhte Steifigkeit der in Versuchsreihe 4 verwendeten Mineralwolle unter denen gegebenen Randbedingungen keinen signifikanten Einfluss auf die Tragfähigkeit bei positiver Momentenbeanspruchung hat.

Die detaillierte Betrachtung der Versuchsergebnisse der Versuchsreihe 4 in Kapitel 6.2.3.5.6 zeigt, dass die erhöhte Steifigkeit der verwendeten Mineralwolle auch auf die Versagensart der Kassettenprofile (Versagensart 1 nach Tabelle 2.1) keinen Einfluss hatte.

4. Inwieweit kann die Sandwichelement-Längsfuge zur Steigerung der Tragfähigkeit von Hybridquerschnitten optimiert werden?

Die folgende Tabelle 6.20 zeigt den Mittelwert der normierten Tragmomente R_M sowie das charakteristische Tragmoment $M_{b,rk}$ der Versuchsreihen 1 und 5 und die jeweilige Abweichung des Wertes der Versuchsreihe 5 vom Referenzwert der Versuchsreihe 1.

Tabelle 6.20: Vergleich der Ergebnisse der Versuchsreihen 1 und 5

	Versuchsreihe 1	Versuchsreihe 5	Abweichung
Mittelwert normiertes Tragmoment R_M in kNm/m	4,917	5,424	+ 10,31 %
Charakteristisches Tragmoment $M_{b,rk}$ in kNm/m	3,934	4,339	+ 10,29 %

Tabelle 6.20 zeigt, dass das Entfernen der Längsfugen-Dichtbänder bei verdeckter Befestigung der Sandwichelemente mit $s_1 = 1000$ mm unter den gegebenen Randbedingungen zu einer Erhöhung der Tragfähigkeit von 10,29 % führt.

Die folgende Tabelle 6.20 zeigt den Mittelwert der normierten Tragmomente R_M sowie das charakteristische Tragmoment $M_{b,rk}$ der Versuchsreihen 1 und 6 und die jeweilige Abweichung des Wertes der Versuchsreihe 6 vom Referenzwert der Versuchsreihe 1.

Tabelle 6.21: Vergleich der Ergebnisse der Versuchsreihen 1 und 6

	Versuchsreihe 1	Versuchsreihe 6	Abweichung
Mittelwert normiertes Tragmoment R_M in kNm/m	4,917	7,279	+ 48,04 %
Charakteristisches Tragmoment $M_{b,rk}$ in kNm/m	3,934	5,823	+ 48,02 %

Tabelle 6.21 zeigt, dass das Entfernen der Längsfugen-Dichtbänder bei sichtbarer Befestigung der Sandwichelemente mit $s_1 = 200$ mm unter den gegebenen Randbedingungen zu einer Erhöhung der Tragfähigkeit von 48,02 % führt.

Tabelle 6.20 und Tabelle 6.21 zeigen, dass eine Optimierung der Längsfugenausbildung der Sandwichelemente in Hybridfassaden mit vertikal verlegten Sandwichelementen zu einer deutlichen Steigerung der Tragfähigkeit führen kann. Wird das nachgiebige Dichtband entfernt, hat unter den gegebenen Randbedingungen die Anzahl der Sandwichbefestiger großen Einfluss auf den Mitwirkungsgrad der Außenschale. Hierbei können Analogien zum *Verdübelungsgrad* in Verbundtragwerken aus Stahl und Beton gezogen werden, siehe dazu [94].

Die grafische Darstellung der Messergebnisse und die detaillierte Betrachtung der Prüfkörper nach Versuche zeigen in Versuchsreihe 5 und 6, dass die Versuchsergebnisse mit „optimierten Längsfugen“ großen Streuungen unterliegen. Auch die in Tabelle 6.14 ausgewiesenen Abweichungen der normierten Versuchsergebnisse belegen dies: In den Versuchsreihen 1 und 2 beträgt die normierte Standardabweichung

chung zwischen 2,33 und 3,97 %, in den Versuchsreihen 5 und 6 beträgt die normierte Standardabweichung zwischen 6,79 und 7,23 %. Auf die in Tabelle 6.15 ausgewiesenen charakteristischen Tragfähigkeitswerte hat dies zunächst keinen Einfluss, bei der Auswertung nach *DIN EN 1993-1-3* [88] wird die Standardabweichung bei weniger als vier Einzelergebnissen nicht berücksichtigt. Es ist jedoch zu überprüfen, ob der Materialsicherheitsbeiwert γ_M angepasst werden muss.

Es ist zu beachten, dass an die Längsfugenausbildung der Sandwichelemente auch bauphysikalische Anforderungen gestellt werden, siehe dazu Kapitel 2.3.4. Es ist folglich in der Praxis nicht möglich, auf elastische Dichtbänder oder ähnliche nachgiebige Bauteile, die eine ausreichende Fugendichtheit sicherstellen, zu verzichten.

6.2.4 Zwischenergebnis

Marktübliche Sandwichelemente sind grundsätzlich dazu geeignet, die Kassettenprofile in Hybridfassaden mit vertikal verlegter Außenschale auszusteiern. Zusammenfassend wird festgestellt:

- Das Tragverhalten von Hybridquerschnitten mit vertikal verlegten Sandwichelementen ist deutlich komplexer als das Tragverhalten von Kassettenprofilfassaden der ersten Generation mit vertikal verlegter Profiblech-Außenschale. Übliche Profiblech-Außenschalen besitzen nur eine geringe Schubsteifigkeit in Querrichtung, Sandwichelemente sind in ihrer Ebene grundsätzlich deutlich steifer. Ihr Mitwirkungsgrad am Biegetragverhalten des Hybridquerschnitts wird von folgenden Faktoren beeinflusst:
 - Der hersteller- und modellabhängigen Längsfugenausbildung
Dabei sind zunächst die Größe und die mechanischen Eigenschaften der Dichtbänder maßgebend. Sind die Dichtbänder vollständig komprimiert, wird die Druckfestigkeit am oberen Rand der Längsrandprofilierung maßgebend. Unter den in den eigenen experimentellen Untersuchungen gegebenen Randbedingungen wurden vorhandene Dichtbänder nicht vollständig komprimiert.
 - Der Montage der Sandwichelemente
Werden die Dichtbänder in den Längsfugen der Sandwichelemente bei der Montage stärker komprimiert, erhöht dies die Steifigkeit des Hybridquerschnitts und vermindert Streuungen der Versuchsergebnisse. Dies wurde in den an der *TU Darmstadt* durchgeführten Versuchen gezeigt.
 - Der Art der Befestigung der Sandwichelemente und der Anzahl der Befestigungsmittel

Werden die Längsfugen „optimiert“, kann die Sandwichelement-Außenschale bei positiver Momentenbeanspruchung zusätzliche Tragreserven bereitstellen. In diesem Fall hat die Längsschubsteifigkeit der Verbindung zwischen den Kassettenprofilen und den Sandwichelementen erheblichen Einfluss auf das Tragverhalten. Bei üblicher Längsfugenausbildung ohne (bauphysikalisch unzulässige) „Optimierung“ hatten die Art der Befestigung und die Anzahl der Befestigungsmittel der Sandwichelemente unter den gegebenen Randbedingungen keinen signifikanten Einfluss auf die Tragfähigkeit des Hybridquerschnitts.

- Bei allen ausgewerteten experimentellen Untersuchungen hatte die Sandwichelement-Außenschale keinen negativen Einfluss auf das Tragverhalten der Kassettenprofile. Auch der bei verdeckter Befestigung der Sandwichelemente in den Längsfugen auf $s_1 = 1000$ mm erhöhte Längsabstand der Verbindungspunkte der schmalen Kassettenobergurte mit der Außenschale führte zu keiner signifikanten Reduktion der Biegemomenten Tragfähigkeit der Kassettenprofile bei positivem Moment. Die Prüfkörper versagten lokal und ein seitliches Ausweichen der schmalen Obergurte konnte bis zum Erreichen der maximalen Traglast nicht beobachtet werden.

Darüber hinaus wird festgestellt:

- Der *Nationale Anhang* [89] von *DIN EN 1993-1-3* [88] erlaubt bisweilen eine Versuchsauswertung von Biegeversuchen an Kassettenprofilen in Anlehnung an *DIN 18807-2* [83]. Diese Auswertung führt bei den beispielhaft betrachteten Versuchen zu höheren charakteristischen Werten als die Auswertung nach *DIN EN 1993-1-3* [88].
- Die Lage der Sandwichelement-Längsfugen hat bei positiver Momentenbeanspruchung in Hybridquerschnitten mit vertikal verlegten Sandwichelementen keinen Einfluss auf das Tragverhalten.
- Einliegende Mineralwolle hat bei positiver Momentenbeanspruchung Einfluss auf das Tragverhalten von Kassettenprofilen in Hybridquerschnitten. Dies kann vermutlich damit erklärt werden, dass der zugbeanspruchte breite Untergurt durch die Mineralwolle stabilisiert wird.
- In Hybridfassaden mit vertikal verlegten Sandwichelementen ist die Montage der Sandwichelemente besonders fehleranfällig, weil sie direkt an den dünnwandigen Obergurten der Kassettenprofile erfolgt. Eine fehlerhafte Montage kann dazu führen, dass andrückende Lasten punktuell in die Kassettenprofile eingeleitet werden und so ein vorzeitiges Versagen der biegedruckbean-

spruchten Obergurte begünstigen. Tabelle 6.22 zeigt, dem folgend, einen Vorschlag für eine Erweiterung der Tabelle 2.1 mit möglichen Versagensmechanismen biegebeanspruchter Kassettenprofile in *Hybridfassaden*.

Tabelle 6.22: *Mögliche Versagensmechanismen biegebeanspruchter Kassettenprofile in Hybridfassaden*

Belastungsrichtung	Nr.	Beschreibung
positiv Biegedruck im schmalen Obergurt	1	Schlagartige Knickbildung am Übergang von Obergurt und Steg als Folge lokalen Beulens im Obergurt und Biegedruckbereich des Steges.
	2	Progressive Verformungen des ebenen oder lippenversteiften Obergurtes in Form einer Knickbiegeline des elastisch gebetteten Stabes mit gebundener Drehachse im Übergang vom Gurt zum Steg.
	*2a	<i>Progressive Verformungen des ebenen oder lippenversteiften Obergurtes in Form einer Knickbiegeline des elastisch gebetteten Stabes mit gebundener Drehachse im Übergang vom Gurt zum Steg mit zusätzlicher Knickbildung, verursacht durch lokale Einleitung von andrückenden Einzellasten</i>
	3	Seitliches Ausknicken des gesamten Obergurtes mit einer Knickbiegeline, deren Halbwellenlänge dem Abstand der Befestigungen und Halterungen a_1 (nach Bild 2.5) entspricht.
negativ Biegedruck im breiten Untergurt	4	Fließen im Obergurt, gefolgt von einer überproportionalen Zunahme der Druckbeanspruchungen im Untergurt.
	5	Örtliches Beulen im Untergurt, gefolgt von einer Verschiebung der Spannungsnulllinie zum Obergurt mit Biegedruckbeanspruchungen im Steg und schlagartiger Knickbildung am Übergang von Gurt und Steg.

6.3 Analytische Untersuchungen

6.3.1 Allgemeines

In diesem Kapitel werden analytische Untersuchungen zur Aussteifung von Kassettenprofilen durch Sandwichelemente durchgeführt. Dabei wird versucht, bereits vorhandene Berechnungsansätze und mechanische Modelle anzuwenden.

Zunächst folgen analytische Untersuchungen zur Schubsteifigkeit einer Sandwichelement-Außenschale in einer Hybridfassade mit vertikal verlegten Sandwichelementen. Anschließend werden Berechnungen zum Abtrag des Eigengewichtes der Sandwichelement-Außenschale durchgeführt. Abschließend folgen analytische Untersuchungen zur Biegemomententragfähigkeit von Kassettenprofilen.

Erste analytische Berechnungen zu Hybridfassaden wurden bereits im Rahmen des AiF-Forschungsvorhabens „Bauen im Bestand - Lösungen für Dach und Fassade in

Stahlleichtbauweise“⁵ durchgeführt, siehe dazu [40]. An dieser Stelle werden sie hinsichtlich der wissenschaftlichen Fragestellungen der vorliegenden Dissertation weitergeführt, vertieft und erweitert.

6.3.2 Schubsteifigkeit der Sandwichelemente

6.3.2.1 Vorbemerkungen

In Kapitel 2.3.3.5 wurde dargestellt, dass die ansetzbare Schubsteifigkeit zur Stabilisierung der schmalen Obergurte der Kassettenprofile maßgebend von der Steifigkeit der Verbindungen abhängt und die Sandwichelemente vereinfachend als Starrkörper betrachtet werden können.

Sind je Sandwichelement mindestens zwei Verbindungspunkte mit einem zu stabilisierenden Bauteil vorhanden, wird die Verdrehung dieses Bauteils behindert. Ein praxistaugliches Verfahren zur Berechnung der „Verdrehbehinderung“ wurde in [33] vorgestellt, siehe dazu Kapitel 2.3.3.5. Wird ein Sandwichelement mit einem Festpunkt gekoppelt, behindert es in den Verbindungspunkten mit dem zu stabilisierenden Bauteil dessen Verschiebung in Spannrichtung der Sandwichelemente. Ein praxistaugliches Verfahren zur Berechnung der „Verschiebungsbehinderung“ wurde in [31] vorgestellt, siehe auch dazu Kapitel 2.3.3.5.

Bei verdeckt in ihren Längsfugen befestigten Sandwichelementen ist je Kassettenprofil-Obergurt und Sandwichelement nur ein Verbindungspunkt vorhanden. Folglich kann in diesem Fall keine Verdrehbehinderung angesetzt werden und für den rechnerischen Nachweis der Stabilisierung muss eine Verschiebungsbehinderung durch Kopplung mit einem Festpunkt angesetzt werden.

Bislang wird bei analytischen Berechnungen in der Praxis davon ausgegangen, dass in unverschraubten Längsfugen planmäßig keine Schubkräfte übertragen werden, vgl. [33]. Es sei erwähnt, dass bei den in Kapiteln 6.2.2 und 6.2.3 dargestellten experimentellen Untersuchungen mit verdeckt befestigten Sandwichelementen kein seitliches Ausweichen der druckbeanspruchten Obergurte der Kassettenprofile beobachtet werden konnte, obwohl jeweils nur das Sandwichelement in Feldmitte seitlich gelagert wurde. Auch die subjektiven Beobachtungen beim Zusammen- und Ausbau der Sandwichelemente zeigten, dass die elastischen Dichtbänder in den Längsfugen grundsätzlich die Übertragung von ausreichenden Schubkräften ermög-

⁵ Forschungsvorhaben: „Bauen im Bestand - Lösungen für Dach und Fassade in Stahlleichtbauweise“, RWTH Aachen und TU Dortmund, in Zusammenarbeit und gefördert durch die Forschungsvereinigung Stahlanwendung e. V. Düsseldorf (P1098), Laufzeit 02/2015 bis 12/2017

lichen, wenn sie eng genug am benachbarten Element anliegen. Dabei wirkt in Hybridfassaden günstig, dass die Längsfugen bei (Biege-) Druck im stabilitätsgefährdeten Kassettenprofil-Obergurt komprimiert werden.

6.3.2.2 Steifigkeit von Verbindungen in Hybridfassaden

In Tabelle 2.12 werden Steifigkeiten von Verbindungen zwischen Sandwichelementen und bislang in der Sandwichbauweise üblichen Stahlunterkonstruktionen ausgewiesen. Unter Berücksichtigung der in Kapitel 3.3.3 festgelegten Randbedingungen wird in diesem Kapitel die Steifigkeit von Verbindungen in Hybridfassaden berechnet. Es wird das in [30] vorgestellte Berechnungsverfahren nach *Käpplein* angewendet, siehe dazu auch [32]. Das folgende Bild 6.55 zeigt das zugehörige mechanische Modell.

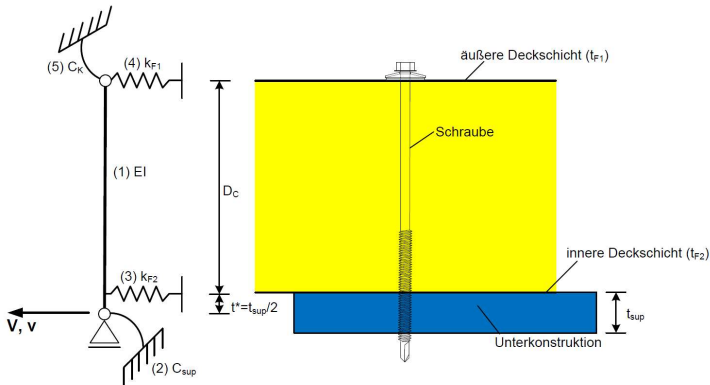


Bild 6.55: Einzelkomponenten einer Verbindung und mechanisches Modell nach [30]

Die Biegesteifigkeit EI des Verbindungsmittels wird gemäß folgender Gleichung (6.5) berechnet.

$$EI = 200000 \text{ N/mm}^2 \cdot \frac{\pi \cdot d_s^4}{64} \quad (6.5)$$

mit:

E : E-Modul Verbindungsmittel

d_s : Schaftdurchmesser Verbindungsmittel

Die Steifigkeit C_{sup} der Einspannung in die Unterkonstruktion wird gemäß folgender Gleichung (6.6) berechnet.

$$C_{sup} = 2400 \text{ N/mm}^2 \cdot \sqrt{t_{sup} \cdot d_1^5} \quad (6.6)$$

mit:

t_{sup} : Dicke der Unterkonstruktion

d_1 : Kerndurchmesser des Verbindungselementes

Die Steifigkeit k_F der die Deckschicht des Sandwichelementes repräsentierenden Wegfeder wird gemäß folgenden Gleichungen (6.7) und (6.8) berechnet.

$$k_{FI} = \frac{26,25 \cdot f_{u,F} \cdot \sqrt{t_F^3 \cdot d_1}}{1 \text{ mm} + 3 \cdot t_F} \quad (6.7)$$

$$k_{FII} = 0,278 \cdot k_{FI} \quad (6.8)$$

mit:

k_{Fi} : Erster Bereich der bilinearen Näherung

k_{FII} : Zweiter Bereich der bilinearen Näherung

Für eine Bemessung auf Gebrauchslastniveau ist nach [30] der erste Bereich der bilinearen Näherung relevant.

Käpplein zeigt in [30], dass zur Ermittlung der Verbindungssteifigkeit die äußere Deckschicht vereinfachend als starres Auflager angesetzt werden kann.

Die Verdrehbehinderung am Schraubenkopf kann nach *Käpplein* vernachlässigt werden. Dies wird in [30] anhand von experimentellen Untersuchungen belegt.

Der in Gleichung (6.9) dargestellte Faktor x_F beschreibt den Anteil der auf die Verbindung einwirkenden Kraft, der durch die innere Deckschicht abgetragen wird. Dieser Faktor kann Werte größer als 1,0 annehmen, siehe dazu [30].

$$x_{Fi} = 1 - \frac{\frac{1}{k_{Fi}} - \frac{D \cdot t_{sup}}{2 \cdot C_{sup}} - \frac{D \cdot t_{sup}^2}{8 \cdot EI}}{\frac{1}{k_{Fi}} + \frac{D^2}{C_{sup}} + \frac{D^2 \cdot (2 \cdot D + 3 \cdot t_{sup})}{6 \cdot EI}} \quad (6.9)$$

mit:

i : Bereich der bilinearen Näherung (I oder II)

D : Kernschichtdicke des Sandwichelementes an der Verbindungsstelle

Die resultierende Steifigkeit k_{VI} der Verbindung wird wie folgt berechnet:

$$k_{VI} = \frac{1}{\frac{x_{FI}}{k_{FI}} + \frac{t_{sup}^2 + 2 \cdot (1 - x_{FI}) \cdot D \cdot t_{sup}}{4 \cdot C} + \frac{3 \cdot (1 - x_F) \cdot D \cdot t_{sup}^2 + 2 \cdot t_{sup}^3}{24 \cdot EI}} \quad (6.10)$$

In Hybridfassaden mit vertikal verlegter Außenschale werden die Sandwichelemente je Verbindungsstelle an zwei übereinanderliegenden, dünnwandigen Kassettenurten befestigt. Die Steifigkeit der Einspannung der Verbindungsmittel in die dünnwandigen Kassettenurte ist bislang nicht bekannt. Anhand von Beispielrechnungen nach Gleichung (6.10), unter Berücksichtigung der in Kapitel 3.3 festgelegten Randbedingungen, kann gezeigt werden, dass die Steifigkeit der Einspannung der Verbindungsmittel in die Unterkonstruktion bei Blechdicken $\leq 3,00$ mm nur einen geringen Anteil an der Gesamtsteifigkeit der Verbindung hat.

Für Hybridfassaden werden daher, auf der sicheren Seite liegend, die folgenden Verbindungssteifigkeiten unter Vernachlässigung der Steifigkeit der Einspannung der Verbindungsmittel in die Kassettenprofile ausgewiesen:

Tabelle 6.23: Verbindungssteifigkeiten k_v in Hybridfassaden in kN/mm

Nennblechdicke der inneren Deckschicht t_2 in mm	Stahlsorte der inneren Deckschicht nach DIN EN 10346 [90]		
	S220 GD	S280 GD	S320 GD
0,40	1,63	1,95	2,13
0,50	2,05	2,45	2,65
0,63	2,55	3,04	3,28
0,75	2,96	3,52	3,79

Die folgende Tabelle 6.24 zeigt die Anwendungsgrenzen der ausgewiesenen Verbindungssteifigkeiten.

Tabelle 6.24: Anwendungsgrenzen der Verbindungssteifigkeiten für Hybridfassaden

Eigenschaft	zulässiger Parameterbereich
Nennblechdicke Kassettenprofile t_{nom} *	0,75 - 1,5 mm
Verbindungsmittel	üblicher Sandwichbefestiger mit Nenndurchmesser 5,5 mm
Kernschichtdicke Sandwichelement	60 - 140 mm

* entspricht hier der halben Dicke der Unterkonstruktion

Teilweise sind die in Tabelle 6.23 ausgewiesenen Verbindungssteifigkeiten (trotz Vernachlässigung der Steifigkeit der Einspannung in die Kassettenprofil-Obergurte) größer, als die in Tabelle 2.12 ausgewiesenen Verbindungssteifigkeiten für übliche

Sandwichelement-Unterkonstruktionen. Diese Abweichungen ergeben sich aus den enger eingeschränkten Anwendungsgrenzen.

6.3.2.3 Berechnungen anhand von Referenzgebäuden

6.3.2.3.1 Annahmen für die Berechnungen

Es werden Berechnungen anhand der drei in Kapitel 3.3.4.1 eingeführten Referenzgebäude durchgeführt. Für die Berechnungen zur Schubsteifigkeit der Sandwichelemente wird die Anzahl der zu stabilisierenden Kassettenprofil-Obergurte vereinfachend aus der jeweiligen Traufhöhe abgeleitet. Es wird davon ausgegangen, dass die Baubreite der Kassettenprofile der des Referenzbauteils nach Bild 3.6 entspricht. Tabelle 6.25 zeigt die daraus folgende Anzahl der zu stabilisierenden Gurtpaare je Referenzgebäude.

Tabelle 6.25: Anzahl der zu stabilisierenden Gurtpaare für die Referenzgebäude A bis C

Eigenschaft	Referenzgebäude		
	A	B	C
Traufhöhe	2,83 m	5,06 m	9,03 m
Gurtpaare	5	9	15

Es wird davon ausgegangen, dass für die Hybridsanierung das Referenz-Sandwichelement nach Bild 3.7 verwendet wird. Folglich wird eine Verbindungssteifigkeit von $k_v = 2,65 \text{ kN/mm}$ angenommen, vgl. Tabelle 6.23.

Es wird davon ausgegangen, dass je Gurtpaar und Sandwichelement maximal fünf Verbindungsmittel angeordnet werden. Bei sichtbarer Befestigung werden die ersten zwei Verbindungsmittel im Abstand von 800 mm angeordnet, die weiteren äquidistant dazwischenliegend.

Es wird davon ausgegangen, dass es sich bei einem „quasi-starren Auflager“ um eine übliche Stahlunterkonstruktion handelt. Die Steifigkeit der Verbindung mit einem starren Auflager beträgt für das Referenz-Sandwichelement folglich $k_{v,1} = 2,5 \text{ kN/mm}$, vgl. Tabelle 2.12.

6.3.2.3.2 Verdrehbehinderung

Die Verdrehbehinderung in Hybridfassaden mit vertikal verlegten Sandwichelementen wird nach Gleichung (2.54) berechnet. Bild 6.56 zeigt dazu schematisch die Anordnung der Wegfedern k_v mit vier Verbindungen je Gurtpaar und Sandwichelement. Die Breite B entspricht der Elementbreite des Sandwichelementes.

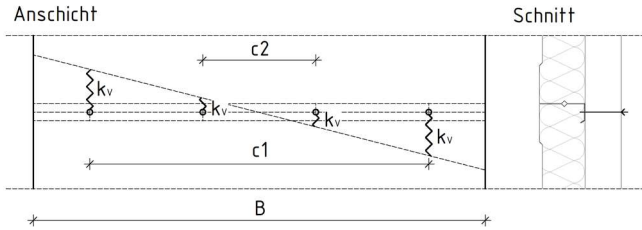


Bild 6.56: Verdrehschubbehinderung in Hybridfassaden

Nach Gleichung (2.54) ergeben sich in Abhängigkeit von der Anzahl der Verbindungsmittel die folgenden Schubsteifigkeiten S:

Tabelle 6.26: Verdrehschubbehinderung der schmalen Kassettenobergurte nach Gleichung (2.54)

Anzahl der Verbindungen	Abstand der Verbindungen in mm	Abstand c1 in mm	Abstand c2 in mm	Schubsteifigkeit S $S = k_v / (2 \cdot B) \cdot \sum c_k^2$ in kN
2 bis 3	800	800	-	848
4	267	800	267	942
5	200	800	400	1060

6.3.2.3.3 Verschiebungsbehinderung

Die Verschiebungsbehinderung darf angesetzt werden, wenn die einzelnen Sandwichelemente mit einem Festpunkt (einem „quasi-starren Auflager“) gekoppelt werden. Die effektive Verbindungssteifigkeit \bar{k}_v je Befestigungspunkt wird nach Gleichung (2.55) berechnet, siehe Tabelle 6.27.

Tabelle 6.27: Effektive Verbindungssteifigkeiten für die Referenzgebäude

$\bar{k}_v = \frac{1}{\frac{1}{k_p} + \frac{m}{k_{v,1}}}$ mit $k_{v,1} = 2,5 \text{ kN/mm}$	Referenzgebäude		
	A (m=5)	B (m=9)	C (m=15)
Effektive Verbindungssteifigkeit \bar{k}_v in kN/mm	0,421	0,251	0,157

Die effektiven Verbindungssteifigkeiten \bar{k}_v werden zunächst nach Gleichung (2.56) verschmiert, anschließend werden nach Gleichung (2.57) virtuelle Schubsteifigkeiten ΔS berechnet:

$$\Delta S = \frac{n_f}{b} \cdot \bar{k}_v \cdot \left(\frac{L}{\pi}\right)^2 \quad \text{s. Gl. (2.56)}$$

u. (2.57)

mit:

 n_f : Anzahl der Verbindungen je Element und Auflager b : Baubreite des Sandwichelementes (1 000 mm) L : Bauteillänge (Spannweite) der Kassettenprofile

Die virtuelle Schubsteifigkeit ΔS ist abhängig von der Bauteillänge des zu stabilisierenden Bauteils. Die möglichen Spannweiten von Bestands-Kassettenprofilen wurden in Kapitel 3.3.4.2 ermittelt. Für die Berechnungen zur virtuellen Schubsteifigkeit ΔS wird der vollständige in Tabelle 3.8 angegebene Bereich berücksichtigt. Die virtuellen Schubsteifigkeiten ΔS werden je Referenzgebäude in einer eigenständigen Tabelle ausgewiesen, siehe Tabelle 6.28 bis Tabelle 6.30.

Tabelle 6.28: Virtuelle Schubsteifigkeiten ΔS an Referenzgebäude A

Virtuelle Schubsteifigkeit ΔS in kN für Referenzgebäude A (Traufhöhe 2,83 m)					
Anzahl der Verbindungen	Spannweite der Kassettenprofile L in mm				
	3500	5000	6000	8000	9500
1 (verdeckt)	523	1066	1536	2730	3850
2	1045	2133	3071	5460	7699
3	1568	3199	4607	8190	11549
4	2090	4266	6142	10920	15399
5	2613	5332	7678	13650	19249

Tabelle 6.29: Virtuelle Schubsteifigkeiten ΔS an Referenzgebäude B

Virtuelle Schubsteifigkeit ΔS in kN für Referenzgebäude B (Traufhöhe 5,06 m)					
Anzahl der Verbindungen	Spannweite der Kassettenprofile L in mm				
	3500	5000	6000	8000	9500
1 (verdeckt)	312	636	916	1628	2295
2	623	1272	1831	3255	4590
3	935	1907	2747	4883	6886
4	1246	2543	3662	6510	9181
5	1558	3179	4578	8138	11476

Tabelle 6.30: Virtuelle Schubsteifigkeiten ΔS an Referenzgebäude C

Virtuelle Schubsteifigkeit ΔS in kN für Referenzgebäude C (Traufhöhe 9,03 m)					
Anzahl der Verbindungen	Spannweite der Kassettenprofile L in mm				
	3500	5000	6000	8000	9500
1 (verdeckt)	195	398	573	1018	1436
2	390	795	1145	2036	2871
3	585	1193	1718	3054	4307
4	779	1591	2291	4072	5743
5	974	1988	2863	5090	7178

6.3.2.3.4 Auswertung der Berechnungsergebnisse

Um die dargestellten Ergebnisse einordnen zu können, werden für ausgewählte Kassettenprofile Grenzschersteifigkeiten für die Annahme einer seitlichen Halterung berechnet. Grundlage dieser Berechnungen ist das Referenz-Kassettenprofil nach Bild 3.6. Die Bauhöhe und die Nennblechdicke werden so variiert, dass die in Tabelle 3.3 definierten Bereiche für Hybridsanierungen geeigneter Kassettenprofile vollständig abgebildet werden.

Die Berechnung der Grenzschersteifigkeit erfolgt, auf der sicheren Seite liegend, überschlägig mit Teil 1 der Gleichung (2.28). Die erforderlichen Tragsmomente werden *Prüfbescheiden* von Herstellern entnommen, deren Kassettenprofile eine Querschnittsgeometrie nach Bild 3.6 aufweisen [68; 74]. Die Tragsmomente werden auf die Baubreite der Referenz-Kassettenprofile von 600 mm bezogen.

$$S \geq 10,18 \cdot \frac{M_{c,Rk,F} / \gamma_M \cdot 0,6}{h} \quad \text{s. Gl. (2.28)}$$

mit:

$M_{c,Rk,F}$: Charakteristisches Tragsmoment Kassettenprofil

γ_M : Teilsicherheitsbeiwert (hier 1,1, siehe [89])

h : Bauhöhe Kassettenprofil

Die folgende Tabelle 6.31 zeigt die Ergebnisse der zuvor beschriebenen Berechnungen.

Tabelle 6.31: Grenzschersteifigkeit nach Heil für ausgewählte Kassettenprofile

Kassettenprofil nach [68; 74] S320 GD	Nenn- blechdicke in mm	Charakteristisches Tragmoment in kNm/m	Erforderliche Grenz- schersteifigkeit $\geq S$ in kN
K90 h = 0,09 m	0,75	2,52	156
	1,00	4,47	277
	1,50	6,71	416
K160 bzw. M160 h = 0,16 m	0,75	5,57	194
	1,00	10,90	379
	1,50	14,10	491
M200 h = 0,20 m	0,75	7,60	212
	1,00	11,73	326
	1,50	20,80	579

6.3.2.3.5 Interpretation der Berechnungsergebnisse

In Tabelle 6.31 werden konservative Näherungen für Grenzschersteifigkeiten von Kassettenprofilen ausgewiesen, die den Parameterbereich für Hybridanierungen geeigneter Kassettenprofile (vgl. Tabelle 3.3) umfassend abdecken.

Vergleicht man die in Tabelle 6.31 ausgewiesenen Grenzschersteifigkeiten mit den in Tabelle 6.26 ausgewiesenen Schersteifigkeiten, die aus der Verdrehbehinderung nach Gleichung (2.54) resultieren, wird folgendes festgestellt:

- Sichtbar in Durchsteckmontage befestigte Sandwichelemente können die schmalen Kassettenobergurte in Hybridfassaden durch die Verdrehbehinderung in der Regel ausreichend stabilisieren.

Unter den gegebenen Randbedingungen beträgt die Steifigkeitsreserve für die Annahme einer seitlichen Halterung zwischen 46 und 579 %.

- Werden die Sandwichelemente in Hybridfassaden sichtbar befestigt, ist zur Stabilisierung der schmalen Kassettenobergurte in der Regel keine Kopplung mit einem „quasi-starren Auflager“ erforderlich.

Vergleicht man die in Tabelle 6.31 ausgewiesenen Grenzschersteifigkeiten mit den in Tabelle 6.28 bis Tabelle 6.30 ausgewiesenen Schersteifigkeiten, die aus der Verschiebungsbehinderung resultieren, wird folgendes festgestellt:

- Auch verdeckt in ihren Längsfugen befestigte Sandwichelemente können ausreichend Schersteifigkeit für eine seitliche Halterung der schmalen

Kassettenobergurte bereitstellen, wenn sie mit einem „quasi-starren“ Festpunkt gekoppelt werden.

Unter den gegebenen Randbedingungen stellen verdeckt befestigte Sandwichelemente nach Gleichung (2.57) nur für Kassettenprofile mit großer Bauhöhe und Nennblechdicke sowie geringer Spannweite zu wenig Schubsteifigkeit für die Annahme einer seitlichen Halterung bereit. Es kann davon ausgegangen werden, dass diese Kombination im Gebäudebestand selten vorliegen wird.

Zur Veranschaulichung zeigt Bild 6.57 die in Fassaden der Referenzgebäude vorhandene virtuelle Schubsteifigkeit ΔS bei verdeckter Befestigung der Sandwichelemente in Abhängigkeit von der Spannweite der Kassettenprofile sowie ausgewählte Kassettenprofil-Grenzschubsteifigkeiten.

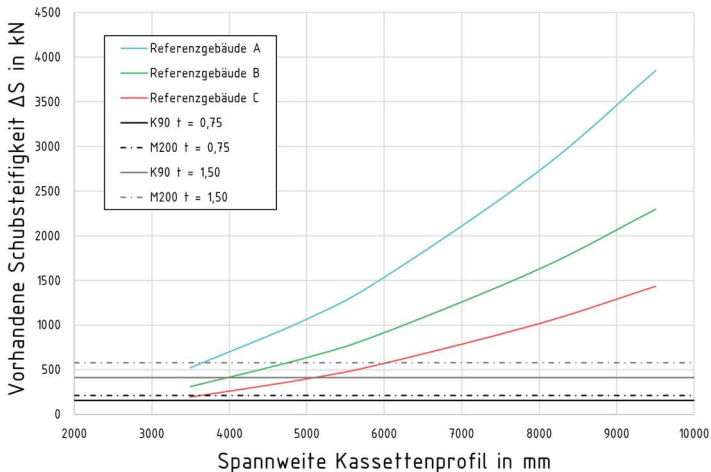


Bild 6.57: Vorhandene virtuelle Schubsteifigkeit ΔS bei verdeckter Befestigung der Sandwichelemente und Grenzschubsteifigkeiten von Kassettenprofilen

Es ist weiterführend zu beachten, dass die virtuelle Schubsteifigkeit ΔS stark abhängig von der Steifigkeit der Verbindung $k_{v,1}$ mit dem Festpunkt ist. Sollte die vorhandene virtuelle Schubsteifigkeit bei verdeckter Befestigung in Einzelfällen nicht für eine seitliche Halterung der schmalen Kassettenobergurte ausreichen, wird empfohlen, zunächst zu prüfen, ob eine Ertüchtigung des Festpunktes (beispielsweise durch ein zusätzliches Verbindungsmittel) genügt.

Bezüglich der Fragestellung, welche Stabilitätsprobleme und Versagensformen (ein- oder mehrwelliges Versagen) die Verdrehbehinderung nach *Käpplein et al.* berücksichtigt, sei auf die „Stahlbau“ Zuschrift von *Hanf* und die zugehörige Stellungnahme von *Käpplein et al.* verwiesen, siehe dazu [22].

6.3.3 Eigengewicht der Sandwichelemente

6.3.3.1 Vorbemerkungen

Das Eigengewicht von Kassettenprofilfassaden der ersten Generation wird bei der Bemessung in der Regel vernachlässigt, siehe dazu Kapitel 2.2.3.4.7. Werden die Sandwichelemente bei Hybridsanierungen vertikal verlegt und an den schmalen Kassettenobergerurten anliegend montiert, wird ihr Eigengewicht über die Kassettenprofile abgetragen, wenn keine Kopplung mit einem Festpunkt (beispielsweise am Sockel oder im Traufbereich) vorliegt. In diesem Kapitel wird analytisch untersucht, welchen Einfluss dies auf das Tragverhalten der Kassettenprofile hat.

In *DIN EN 1993-1-3* [88] finden sich keine Angaben zur Berücksichtigung des Eigengewichtes der Außenschalen von Kassettenprofilfassaden. In *DIN 18807-3/A1* [86] findet sich der Hinweis, dass „ein Nachweis der Kassettenprofile für die Abtragung der Eigenlast der Außenschale [...] bis zu einem Bemessungswert der Flächenlast von $0,23 \text{ kN/m}^2$ [...] nicht erforderlich“ ist.

6.3.3.2 Berechnungen anhand von Referenzbauteilen

6.3.3.2.1 Eigenlast von Außenschalen in Kassettenprofil- und Hybridfassaden

Die folgende Tabelle 6.32 zeigt die Eigenlast einer üblichen Trapezprofil-Außenschale und die Eigenlast von für Hybridsanierungen geeigneten Sandwichelementen mit den Kernschichtdicken 100 und 120 mm (vgl. Kapitel 3.3.3). Die Eigenlast $g_{s,k}$ der Sandwichelemente wird überschlägig (Deckschicht- und Längsrandprofilierungen werden vernachlässigt) nach Gleichung (6.11) berechnet.

$$g_{s,k} = (t_1 + t_2) \cdot \gamma_{Stahl} + d \cdot \gamma_{PUR} \quad (6.11)$$

mit:

t_1, t_2 :	Nennblechdicke der Kernschichten in m
γ_{Stahl} :	Wichte Stahl in kN/m^3 (78,5 kN/m^3)
d :	Kernschichtdicke in m
γ_{PUR} :	Wichte PUR in kN/m^3 (Gewählt: 0,40 kN/m^3)

Tabelle 6.32: Eigengewicht Außenschalen von Kassettenprofil- und Hybridfassaden

Anzahl der Verbindungen	Eigenlast in kN/m ²	Bemessungswert Eigenlast in kN/m ² *
Trapezprofil T40.1 t = 0,75 mm [68]	0,082	0,111
Referenz-Sandwichelement nach Bild 3.7 d = 100 mm	0,129	0,174
Referenz-Sandwichelement nach Bild 3.7 d = 120 mm	0,137	0,185

* mit $\gamma_G = 1,35$

6.3.3.2 Durchbiegung und Spannungen im Kassettenprofil infolge Eigenlast

Zur analytischen Berechnung der Durchbiegung und der Spannungen im Kassettenprofil infolge Eigenlast wird das in Bild 6.58 dargestellte mechanische Modell verwendet. Es wird ein 100 mm breiter Referenzbereich betrachtet. Die maximale Durchbiegung wird an der Stegvorderkante berechnet, die maximalen Spannungen werden am Übergang der Stege zum breiten Untergurt berechnet.

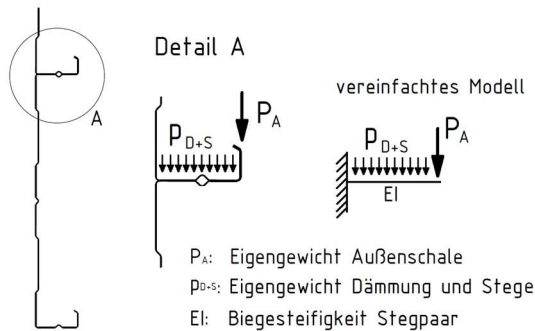


Bild 6.58: Vereinfachtes mechanisches Modell für analytische Berechnungen

Die im Folgenden dargestellten Berechnungen werden an Referenz-Kassettenprofilen nach Bild 3.6 durchgeführt. Variiert werden die Bauhöhe (90 bis 200 mm) und die Nennblechdicke (0,75 und 1,50 mm), sodass der in Tabelle 3.3 dargestellte Bereich für Hybridsanierungen geeigneter Kassettenprofile vollständig abgebildet wird. Die Streckenlast p_{D+S} wird nach Gleichung (6.12) berechnet, die Einzellast P_A wird nach Gleichung (6.13) berechnet. Es wird angenommen, dass die in den Kassettenprofilen einliegende Mineralwolle ein Raumgewicht von 30 kg/m^3 hat.

$$p_{D+S} = 2 \cdot t_N \cdot 100 \cdot \gamma_{Stahl} + 600 \cdot 100 \cdot \gamma_{MW} \quad (6.12)$$

mit:

t_N : Nennblechdicke des Kassettenprofils

γ_{Stahl} : Wichte Stahl in N/mm³ (78,5 kN/m³)

γ_{MW} : Wichte Mineralwolle in N/mm³ (hier: 0,2943 kN/m³)

$$P_A = 600 \cdot 100 \cdot F_A \quad (6.13)$$

mit:

F_A : Flächenlast aus Eigengewicht Außenschale nach Tabelle 6.32 in N/mm²

Die folgende Tabelle 6.33 zeigt die Ergebnisse der zuvor beschriebenen Berechnungen.

Tabelle 6.33: Belastung infolge Streckenlast p_{D+S} und Einzellast P_A

Bauteil	Streckenlast p_{D+S} in N/mm	Einzellast P_A in N
Kassettenprofil $t_N = 0,75$ mm	0,029	
Kassettenprofil $t_N = 1,50$ mm	0,041	
Trapezprofil T40.1 $t = 0,75$ mm		4,920
PUR-Sandwichelement $d = 100$ mm		7,722
PUR-Sandwichelement $d = 120$ mm		8,202

Die aus den in Tabelle 6.33 aufgeführten Eigenlasten resultierende vertikale Verformung f_G an der Stegvorderkante wird nach Gleichung (6.14) berechnet.

$$f_G = \frac{p_{D+S} \cdot h^4}{8 \cdot EI_x} + \frac{P_A \cdot h^3}{3 \cdot EI_x} \quad (6.14)$$

mit:

h : Steghöhe in mm

EI_x : Biegesteifigkeit des Stegpaars

Die aus den in Tabelle 6.33 aufgeführten Eigenlasten resultierenden Normalspannungen $\sigma_{z,G}$ an der Einspannstelle werden nach Gleichung (6.15) berechnet.

$$\sigma_{z,G} = \frac{\gamma_G \cdot \frac{p_{D+S} \cdot h^2}{2} + \gamma_G \cdot P_A \cdot h}{W_x} \quad (6.15)$$

mit:

γ_G : Teilsicherheitsbeiwert ständige Einwirkungen ($\gamma_G = 1,35$)

h : Steghöhe in mm

W_x : Widerstandsmoment des Stegpaars

Die Biegesteifigkeit EI_x und das Widerstandsmoment W_x des Stegpaars werden mit der Kernblechdicke t_{cor} der Kassettenprofile berechnet, siehe Gleichung (6.16) und (6.17). Ein möglicher Einfluss von Querdehnungen auf die Biegesteifigkeit wird zunächst nicht berücksichtigt.

$$EI_x = 2 \cdot E \cdot \frac{100 \cdot t_{cor}^3}{12} \quad (6.16)$$

$$W_x = 2 \cdot \frac{100 \cdot t_{cor}^2}{6} \quad (6.17)$$

mit:

E : E-Modul Stahl (210 000 N/mm²)

t_{cor} : Kernblechdicke des Kassettenprofils abzüglich aller Beschichtungen

Die folgende Tabelle 6.34 zeigt die vertikale Verformung an der Stegvorderkante f_G und die Normalspannungen an der Einspannstelle $\sigma_{z,G}$ infolge Eigenlast für ausgewählte Kassettenprofile mit den in Tabelle 6.32 angegebenen Außenschalen.

Tabelle 6.34: Vertikale Verformung f_G und Normalspannungen $\sigma_{z,G}$ infolge Eigenlast für ausgewählte Kassettenprofile

Kassettenprofil nach [68; 74] S320 GD	Nenn- blechdicke t_{nom} in mm	Trapez T40.1 $t = 0,75$ mm		Sandwich $d = 100$ mm		Sandwich $d = 120$ mm	
		f_G in mm	$\sigma_{z,G}$ in N/mm ²	f_G in mm	$\sigma_{z,G}$ in N/mm ²	f_G in mm	$\sigma_{z,G}$ in N/mm ²
K90 $h = 90$ mm	0,75	1,1	55	1,7	75	1,8	78
	1,50	0,1	15	0,2	20	0,2	20
K100 / M100 $h = 100$ mm	0,75	1,6	63	2,3	86	2,5	90
	1,50	0,2	17	0,3	23	0,3	23
K145 / M145 $h = 145$ mm	0,75	5,3	107	7,6	140	8,0	145
	1,50	0,7	30	0,9	38	1,0	39
K160 / M160 $h = 160$ mm	0,75	7,3	124	10,3	160	10,9	166
	1,50	0,9	35	1,3	44	1,3	45
M200 $h = 200$ mm	0,75	15,2	174	21,1	219	22,2	226
	1,50	2,0	50	2,6	61	2,8	62

Das folgende Bild 6.59 zeigt eine grafische Darstellung der berechneten Verformungen. Auf der Ordinate wurde die vertikale Verformung f_G an der Stegvorderkante aufgetragen, auf der Abszisse die Bauhöhe des Kassettenprofils.

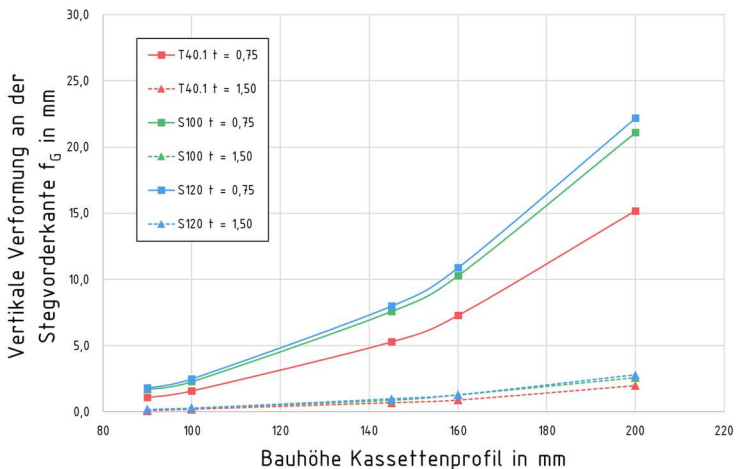


Bild 6.59: Vertikale Verformung f_G infolge Eigenlast

6.3.3.2.3 Auswertung der Berechnungsergebnisse

Um Aussagen darüber treffen zu können, welchen Einfluss die in Tabelle 6.34 dargestellten Normalspannungen $\sigma_{z,G}$ auf die Biegemomenten Tragfähigkeit der Kassettenprofile nach Bild 2.7 haben, wird über den Nachweis der Vergleichsspannung nach *von Mises* die an der Einspannstelle aufnehmbare (Biege-) Normalspannung in Längsrichtung der Kassettenprofile $\sigma_{x,zul}$ berechnet:

$$\sigma_V = \sqrt{\sigma_{x,zul}^2 + \sigma_{z,G}^2 - \sigma_{x,zul} \cdot \sigma_{z,G}} \quad (6.18)$$

$$\Rightarrow \sigma_{x,zul} \leq -\frac{\sigma_{z,G}}{2} + \sqrt{\frac{\sigma_{z,G}^2}{4} + (f_{y,d}^2 - \sigma_{z,G}^2)}$$

mit:

σ_V : Vergleichsspannung nach *von Mises*

$\sigma_{z,G}$: Aus Eigenlast resultierende Spannung an der Einspannstelle nach Gleichung (6.15)

$f_{y,d}$: Bemessungswert der Streckgrenze (320 / 1,1 = 291 N/mm²)

Zusätzlich wird nach Gleichung (6.19) die prozentuale Abminderung η_G der zulässigen (Biege-) Normalspannung durch die Eigenlast berechnet.

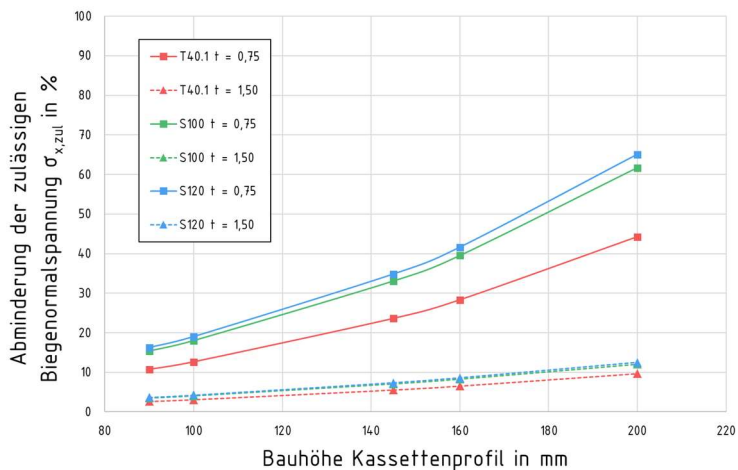
$$\eta_G = \left(1 - \frac{\sigma_{x,zul}}{f_{y,d}}\right) \cdot 100 \quad (6.19)$$

Tabelle 6.35 zeigt die Ergebnisse der zuvor beschriebenen Berechnungen für die ausgewählten Kassettenprofile mit den in Tabelle 6.32 angegebenen Außenschaalen.

Tabelle 6.35: Aufnehmbare Biegenormalspannung $\sigma_{x,E}$ infolge Eigenlast

Kassettenprofil nach [68; 74] S320 GD	Nenn- blechdicke t_{nom} in mm	Trapez T40.1 $t = 0,75$ mm		Sandwich $d = 100$ mm		Sandwich $d = 120$ mm	
		$\sigma_{x,zul}$ in N/mm ²	Abmin. η_G in %	$\sigma_{x,zul}$ in N/mm ²	Abmin. η_G in %	$\sigma_{x,zul}$ in N/mm ²	Abmin. η_G in %
K90 $h = 90$ mm	0,75	260	11	246	15	244	16
	1,50	283	3	281	4	280	4
K100 / M100 $h = 100$ mm	0,75	254	13	238	18	236	19
	1,50	282	3	279	4	278	4
K145 / M145 $h = 145$ mm	0,75	222	24	195	33	190	35
	1,50	275	6	270	7	269	7
K160 / M160 $h = 160$ mm	0,75	209	28	176	40	170	42
	1,50	272	7	267	8	266	9
M200 $h = 200$ mm	0,75	162	44	111	62	102	65
	1,50	263	10	256	12	255	12

Das folgende Bild 6.60 zeigt eine grafische Darstellung der Ergebnisse. Auf der Ordinate wurde die Abminderung η_G der zulässigen (Biege-) Normalspannung durch die Eigenlast aufgetragen, auf der Abszisse die Bauhöhe des Kassettenprofils.

Bild 6.60: Abminderung der zulässigen Biegenormalspannung $\sigma_{x,zul}$ infolge Eigenlast

6.3.3.2.4 Interpretation der Berechnungsergebnisse

Tabelle 6.32 zeigt, dass die Eigenlast einer für Hybridsanierungen geeigneten Sandwichelement-Außenschale etwa 56 bis 65 % größer ist, als die Eigenlast einer üblichen Trapezprofil-Außenschale.

Tabelle 6.34 und Bild 6.59 kann entnommen werden, dass die Eigenlasten aus p_{D+s} und P_A insbesondere bei Kassettenprofilen mit großer Bauhöhe und geringer Nennblechdicke zu großen vertikalen Verformungen an der Stegvorderkante führen. Auf diese Feststellung hat die Art der Außenschale (Trapezprofil oder PUR-Sandwichelement) zunächst keinen Einfluss, gleichwohl sind die vertikalen Verformungen infolge Eigenlast in Hybridfassaden entsprechend größer (bis zu 55 %) als in Kassettenprofilfassaden der ersten Generation mit üblicher Trapezprofil-Außenschale. Die Kernschichtdicke des Sandwichelementes hat nur einen geringen Einfluss auf die Berechnungsergebnisse.

Tabelle 6.35 und Bild 6.60 kann entnommen werden, dass die Eigenlasten bei Kassettenprofilen mit großer Bauhöhe und geringer Nennblechdicke erwartungsgemäß auch einen großen Einfluss auf die aufnehmbaren (Biege-) Normalspannungen in Längsrichtung der Kassettenprofile haben. Unter den gegebenen Randbedingungen wird die aufnehmbare (Biege-) Normalspannung $\sigma_{x,zul}$ um bis zu 65 % reduziert (!). Es ist zu beachten, dass die Biegemomententragfähigkeit von Kassettenprofilen von lokalen und globalen Stabilitätsproblemen bestimmt wird (siehe dazu Versagensmechanismen von biegebeanspruchten Kassettenprofilen nach Tabelle 2.1 und Tabelle 6.22), sodass ein Bauteilversagen in der Regel deutlich vor Erreichen der Streckgrenze an der Einspannstelle der Stege im breiten Untergurt eintritt. Gleichwohl geben die dargestellten Abminderungen der aufnehmbaren (Biege-) Normalspannungen Anlass, diesbezüglich weitere Untersuchungen durchzuführen. Auch ein möglicher Einfluss der vertikalen Verformungen f_G auf die Gurteindrehung des breiten Untergurtes sollte untersucht werden.

Die in Tabelle 6.32 aufgeführten Eigenlasten von Hybridfassaden-Außenschalen sind geringer als die in *DIN 18807-3/A1* angegebene Grenzlasterlast von $0,23 \text{ kN/m}^2$, ab der die Eigenlast bei der statischen Bemessung vernachlässigt werden kann [88]. Der Verfasser der vorliegenden Dissertation geht davon aus, dass diese Grenzlasterlast auf Berechnungen aus der zweiten Hälfte des letzten Jahrhunderts zurückgeführt werden kann. Kassettenprofile mit Bauhöhen größer als 160 mm waren in der Anfangszeit dieser Bauweise nicht üblich, sodass die Anwendungsgrenzen dieser Grenzlasterlast kritisch hinterfragt werden sollten. Dies zeigen die in diesem Kapitel durchgeführten Berechnungen.

Es ist abschließend zu beachten, dass die dargestellten Berechnungsergebnisse lediglich eine konservative Näherung darstellen. Der Einfluss des breiten Untergurtes

der Kassettenprofile und der Einfluss der Querdehnung wurden bei den Berechnungen am betrachteten 100 mm Referenzstreifen vernachlässigt. Es kann auch davon ausgegangen werden, dass besonders hohe und dünne Stege auf der darunterliegenden Dämmung aufliegen können, was die tatsächlich auftretenden vertikalen Verformungen deutlich reduzieren wird.

Bezüglich der im Rahmen der vorliegenden Dissertation betrachteten Fragestellungen wird zusammenfassend festgestellt:

- Es kann davon ausgegangen werden, dass die (lotrecht wirkenden) Konstruktionseigenlasten auch bei Hybridsanierungen ohne Kopplung der Sandwichelemente mit einem Festpunkt häufig vernachlässigt werden können. Dies wird damit begründet, dass Bestands-Kassettenprofilfassaden, die in Hybridbauweise saniert werden sollen, häufig nur eine geringe Bauhöhe (< 145 mm) aufweisen werden, vgl. Kapitel 3.2.1.
- Bei Bestands-Kassettenprofilen mit großen Blechdicken kann der Einfluss der Eigenlasten grundsätzlich vernachlässigt werden, vgl. Bild 6.59 und Bild 6.60.
- Der Einfluss der Eigenlasten auf das Tragverhalten von biegebeanspruchten Kassettenprofilen mit großer Bauhöhe und geringer Blechdicke muss weiterführend untersucht werden.

Im folgenden Kapitel 6.3.4 werden die im Grenzzustand der Tragfähigkeit auftretenden Randspannungen in biegebeanspruchten Kassettenprofilen analytisch berechnet. Dies ermöglicht weiterführende Betrachtungen.

6.3.4 Biegemomententragfähigkeit von Kassettenprofilen

6.3.4.1 Vorbemerkungen

In diesem Kapitel werden analytische Berechnungen zur Biegemomententragfähigkeit von Kassettenprofilen durchgeführt, ausgewertet und interpretiert. Es werden vorwiegend Untersuchungen dazu durchgeführt, wie der erhöhte Längsabstand s_1 der Verbindungen mit der Außenschale beim statischen Nachweis der bestehenden Kassettenprofile bei einer Hybridsanierung berücksichtigt werden kann.

Weiterführend werden im Grenzzustand der Tragfähigkeit auftretende Biegeormalspannungen am Stegansatz (im breiten Untergurt) berechnet und es wird untersucht, welchen Einfluss die unterschiedlichen mechanischen Modelle zur Gurteindrehung (siehe dazu Bild 2.17 in Kapitel 2.2.3.4.3) auf die analytisch bestimmte Biegemomententragfähigkeit haben können.

Bei den analytischen Berechnungen werden ausschließlich Verfahren nach aktuell gültiger Ausgabe der *DIN EN 1993-1-3* [88] (im Folgenden „*EC3-1-3*“) angewendet.

6.3.4.2 Berechnungen nach EC3-1-3, Abschnitt 10.2.2

6.3.4.2.1 Vorbemerkungen

EC3-1-3 enthält in *Abschnitt 10.2.2* Berechnungsverfahren, die speziell für Kassettenprofile hergeleitet wurden. Die einzelnen Schritte und die Grundlagen dieser Verfahren werden ausführlich in Kapitel 2.2.3 der vorliegenden Dissertation beschrieben. Eine vereinfachte Beispielrechnung findet sich in der *ECCS-Veröffentlichung Nr. 123 „Worked examples according to EN 1993-1-3“* [17]. Die Untersuchungen mit diesen Berechnungsverfahren erfolgen anhand der Referenzbauteile, die bereits in Kapitel 6.3.3 betrachtet wurden. Tabelle 6.36 zeigt eine Übersicht dieser Kassettenprofilquerschnitte mit ergänzenden Angaben.

Tabelle 6.36: Kassettenprofilquerschnitte für die Berechnungen nach EC3-1-3, Abschnitt 10.2.2

Kassettenprofil nach [68; 74] S320 GD	Baubreite b_u in mm	Profilhöhe h_1 in mm	Profilhöhe h_2 in mm	Flanschbreite OG b_{r1} in mm	Flanschbreite OG b_{r2} in mm	Anzahl Stegsicken -
K90	600	89	90	36	38	1
K100 / M100 *	600	99	100	36	38	1
K145 / M145	600	144	145	36	38	2
K160 / M160	600	159	160	36	38	2
M200	600	199	200	36	38	3

* Referenz-Kassettenprofil nach Bild 3.6

Da sowohl die in *EC3-1-3, Abschnitt 10.2.2* dargestellten Bemessungsregeln als auch die Beispielrechnung der *ECCS-Veröffentlichung Nr. 123* an einigen Stellen unterschiedlich ausgelegt werden können, wird jeder Schritt der eigenen Berechnungen dieses Kapitels einmal ausführlich in Anhang C der vorliegenden Dissertation dargestellt; darüber hinaus werden nur relevante Ergebnisse ausgewiesen.

6.3.4.2.2 Anwendungsgrenzen

Die Anwendungsgrenzen der Berechnungsverfahren nach *EC3-1-3, Abschnitt 10.2.2* werden in Tabelle 2.6 der vorliegenden Dissertation dargestellt. Zur Überprüfung dieser Anwendungsgrenzen werden zunächst numerisch (mit *AutoCAD* [108]) die Querschnittswerte der breiten Untergurte der Kassettenprofile aus Tabelle 6.36 berechnet. Bei diesen Kassettenprofilen ist die Querschnittsgeometrie des breiten Untergurtes unabhängig von der Bauhöhe, sodass nur die Nennblechdicke variiert werden muss. Das folgende Bild 6.61 zeigt also die Geometrie des breiten Untergurtes aller Kassettenprofile aus Tabelle 6.36.

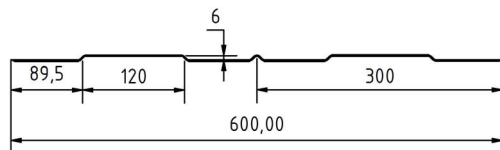


Bild 6.61: Referenzquerschnitt des breiten Untergurtes

Die folgende Tabelle 6.37 zeigt die berechneten Querschnittswerte A und I_a des breiten Untergurtes nach Bild 6.61. Zusätzlich ausgewiesen wird das maßgebende Verhältnis des Flächenmomentes zweiten Grades des breiten Gurtes um seine eigene Schwerachse I_a zur Baubreite b_u . Ist dieser Wert größer als 10, darf das Verfahren nicht angewendet werden (vgl. Tabelle 2.6).

Tabelle 6.37: Querschnittswerte des breiten Untergurtes der Referenz-Kassettenprofile

Nennblechdicke t_{nom} in mm	Bemessungskernstärke t_{cor} in mm	Fläche A in mm^2	Flächenträgheitsmoment I_a in mm^4	I_a / b_u in mm^4/mm
0,75	0,71	431	3600	6,0
0,88	0,84	508	4262	7,1
1,00	0,96	579	4878	8,1
1,13	1,09	656	5549	9,2
1,25	1,21	726	6173	10,3
1,50	1,46	874	7491	12,5

Tabelle 6.37 kann entnommen werden, dass Kassettenprofile mit Untergurt nach Bild 6.61 nur bis zu einer Nennblechdicke von 1,13 mm nach EC3-1-3, Abschnitt 10.2.2 bemessen werden dürfen.

Die übrigen Anforderungen nach Tabelle 2.6 werden von allen in Tabelle 6.36 aufgeführten Kassettenprofilen eingehalten.

6.3.4.2.3 Einfluss ausgerundeter Ecken

Nach EC3-1-3, Abschnitt 5.1 (3) darf der Einfluss ausgerundeter Ecken vernachlässigt werden, wenn die folgenden Anforderungen an den Innenradius r der Ausrundung erfüllt sind:

$$r \leq 5 \cdot t \quad (6.20)$$

$$r \leq 0,10 \cdot b_p \quad (6.21)$$

mit:

- t : Bemessungskernstärke des Stahlwerkstoffs vor dem Kaltformen abzüglich aller metallischer und organischer Beschichtungen
- b_p : Breite des angrenzenden ebenen Elements von den Mittelpunkten der angrenzenden Eckbereiche gemessen

Die Ausrundungen der in Tabelle 6.36 aufgeführten Kassettenprofile haben einen Innenradius r von 4 mm. Die kleinste Breite b_p ist bei den aufgeführten Kassettenprofilen die Breite des schmaleren Obergurtes b_{f1} abzüglich der Bereiche bis zu den Mittelpunkten der Ecken. Diese Breite $b_{p,min}$ ist bei allen aufgeführten Kassettenprofilen kleiner als 40 mm (sie beträgt etwa 33,5 mm), sodass diese Kassettenprofile bei der Bemessung nicht vereinfachend als Querschnitt mit ebenen Teilen und scharfkantigen Ecken betrachtet werden dürfen.

$$4 \leq 3,35 \cdot t \quad \text{s. Gl. (6.21)}$$

6.3.4.2.4 Beispielrechnung positive Biegemomentenbeanspruchung

Die Beispielrechnung nach EC3-1-3, Abschnitt 10.2.2 zur positiven Biegemomentenbeanspruchung ist im Anhang C1 der vorliegenden Dissertation hinterlegt.

6.3.4.2.5 Beispielrechnung negative Biegemomentenbeanspruchung

Die Beispielrechnung nach EC3-1-3, Abschnitt 10.2.2 zur negativen Biegemomentenbeanspruchung ist im Anhang C2 der vorliegenden Dissertation hinterlegt.

6.3.4.2.6 Weitere Berechnungsergebnisse

Die folgende Tabelle 6.38 zeigt die nach EC3-1-3, Abschnitt 10.2.2 ermittelten Biegemomenten Tragfähigkeiten $M_{b,Rd}$ und $M_{c,Rd}$ der Referenzbauteile aus Tabelle 6.36. Um den zulässigen Anwendungsbereich des Verfahrens (vgl. Kapitel 6.3.4.2.2) möglichst vollständig abzubilden, wird je Kassettenprofilquerschnitt jeweils die kleinste und größte zulässige Nennblechdicke (0,75 und 1,13 mm) betrachtet. Die Tragfähigkeitswerte bei positiver Biegemomentenbeanspruchung beziehen sich auf eine Spannweite von 4800 mm. Die Tragfähigkeitswerte bei positiver Biegemomentenbeanspruchung werden für einen Abstand der Verbindungen mit der Außenschale $s_1 \leq 300$ mm und für einen Abstand der Verbindungen mit der Außenschale $s_1 = 1000$ mm ausgewiesen.

Tabelle 6.38: Biegemomententragfähigkeiten nach EC3-1-3, Abschnitt 10.2.2

Kassettenprofil nach [68; 74] S320 GD	Nenn- blechdicke t_{nom} in mm	Pos. Moment ($L = 4800$ mm) $M_{b,Rd}$ in kNm/m		Neg. Moment $M_{c,Rd}$ in kNm/m
		$s_1 \leq 300$ mm	$s_1 = 1000$ mm	
K90 $h = 90$ mm	0,75	1,778	1,246	1,559
	1,13	4,277	2,780	3,158
K100 / M100 $h = 100$ mm	0,75	2,144 *	1,393 *	1,787 *
	1,13	4,782	3,108	3,673
K145 / M145 $h = 145$ mm	0,75	3,166	2,058	2,950
	1,13	7,067	4,594	5,852
K160 / M160 $h = 160$ mm	0,75	3,505	2,278	3,391
	1,13	7,829	5,089	6,632
M200 $h = 200$ mm	0,75	4,406	2,864	4,709
	1,13	9,854	6,405	8,888

* Referenz-Kassettenprofil nach Bild 3.6

Die wirksame Breite des Untergurtes ist bei positiver Biegemomentenbeanspruchung abhängig von der Spannweite, siehe oben. Die folgende Tabelle 6.39 zeigt, für unterschiedliche Spannweiten, die wirksame Breite des Untergurtes und die zugehörige Biegemomententragfähigkeit $M_{b,Rd}$ für das Referenz-Kassettenprofil nach Bild 3.6. Der in Tabelle 3.8 dargestellte Bereich möglicher Kassettenprofil-Spannweiten in Hybridfassaden wird dabei vollständig abgebildet.

Tabelle 6.39: Wirksame Breite des Untergurtes und zugehörige Biegemomententragfähigkeit $M_{b,Rd}$ in Abhängigkeit von der Spannweite

K100 / M100 $t_{nom} = 0,75$ mm S320 GD Spannweite L in mm	Positive Momentenbeanspruchung		
	Wirksame Breite des Untergurtes $b_{u,eff}$ in mm	Biegemomententragfähigkeit $M_{b,Rd}$ in kNm/m	
		$s_1 \leq 300$ mm	$s_1 = 1000$ mm
3500	64,58	2,188	1,422
5000	45,21	2,117	1,376
6000	37,67	1,959	1,273
8000	28,25	1,761	1,145
9500	23,79	1,668	1,084

Auf Grundlage der Lage der neutralen Achse des wirksamen Gesamtquerschnitts nach EC3-1-3, Abschnitt 10.2.2 werden die im Grenzzustand der Tragfähigkeit auftretenden Biegenormalspannungen σ_x am Stegansatz berechnet. Die Biegenormalspannungen werden bei positiver Momentenbeanspruchung auf eine Spannweite von $L = 4800$ mm bezogen. Tabelle 6.40 zeigt die Ergebnisse dieser Berechnungen.

Tabelle 6.40: Biegenormalspannungen am Stegansatz

Kassettenprofil nach [68; 74] S320 GD	Nenn- blechdicke t_{nom} in mm	Positives Moment ($L = 4800$ mm)				Negatives Moment	
		$s_1 = 300$ mm		$s_1 = 1000$ mm		σ_x in N/mm ²	Ausnutz. η in %
		σ_x in N/mm ²	Ausnutz. η in %	σ_x in N/mm ²	Ausnutz. η in %		
K90 $h = 90$ mm	0,75	233	80	163	56	142	49
	1,13	143	49	93	32	188	65
K100 / M100 $h = 100$ mm	0,75	231	80	150	52	139	48
	1,13	132	45	86	29	190	65
K145 / M145 $h = 145$ mm	0,75	176	60	114	39	129	44
	1,13	99	34	64	22	175	60
K160 / M160 $h = 160$ mm	0,75	164	56	107	37	127	44
	1,13	92	32	60	21	171	59
M200 $h = 200$ mm	0,75	141	48	92	32	121	42
	1,13	78	27	51	17	160	55

6.3.4.2.7 Auswertung der Berechnungsergebnisse

Für vergleichende Betrachtungen zeigt die folgende Tabelle 6.41 die in den Prüfzeugnissen der Hersteller [68; 74] ausgewiesenen Tragfähigkeitswerte $M_{c,Rd,F}$ der Referenzbauteile positive und negative Biegemomentenbeanspruchung in Abhängigkeit vom Längsabstand der Verbindungen mit der Außenschale s_1 .

Tabelle 6.41: Biegemomententragfähigkeit der Referenz-Kassettenprofile nach [68; 74]

Kassettenprofil nach [68; 74] S320 GD	Nenn- blechdicke t_{nom} in mm	positives Moment $M_{c,Rd,F}^*$	negatives Moment $M_{c,Rd,F}^*$	Zulässig s_1 in mm
K90 h = 90 mm	0,75	2,291	3,145	≤ 732
	1,13	4,591	5,218	≤ 732
K100 / M100 h = 100 mm	0,75	2,582	3,536	≤ 732
	1,13	5,464	6,209	≤ 732
K145 / M145 h = 145 mm	0,75	4,845	5,364	≤ 732
	1,13	9,182	9,818	≤ 732
K160 / M160 h = 160 mm	0,75	5,064	5,982	≤ 732
	1,13	9,909	10,727	≤ 732
M200 h = 200 mm	0,75	6,909	7,755	≤ 621
	1,13	13,309	15,291	≤ 621

* mit $\gamma_{M0} = 1,1$

Die folgenden Säulendiagramme zeigen die in Tabelle 6.38 ausgewiesenen analytisch ermittelten Tragfähigkeitswerte und die zugehörigen experimentell ermittelten Tragfähigkeitswerte nach Tabelle 6.41. Bild 6.62 und Bild 6.63 zeigen die Tragfähigkeitswerte für positive Biegemomentenbeanspruchung, Bild 6.64 und Bild 6.65 zeigen die Tragfähigkeitswerte für negative Biegemomentenbeanspruchung (jeweils getrennt für die Nennblechdicken 0,75 mm und 1,13 mm).

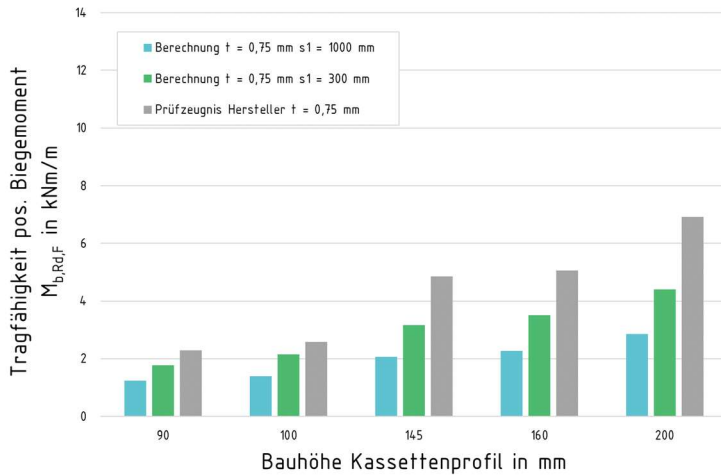


Bild 6.62: Tragfähigkeit bei positiver Biegebeanspruchung für Referenzbauteile mit $t_{nom} = 0,75$ mm

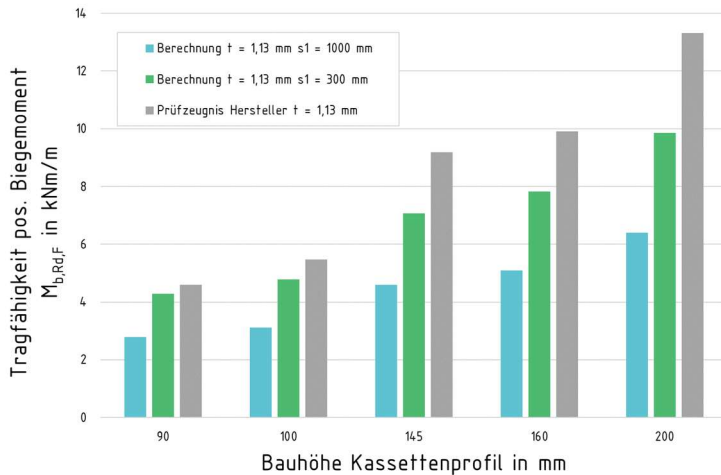


Bild 6.63: Tragfähigkeit bei positiver Biegebeanspruchung für Referenzbauteile mit $t_{nom} = 1,13$ mm

6 Aussteifung von Kassettenprofilen durch Sandwichelemente

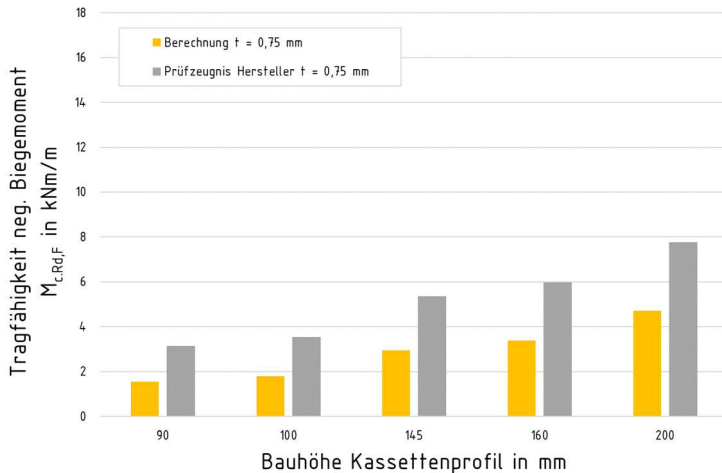


Bild 6.64: Tragfähigkeit bei negativer Biegebeanspruchung für Referenzbauteile mit $t_{nom} = 0,75$ mm

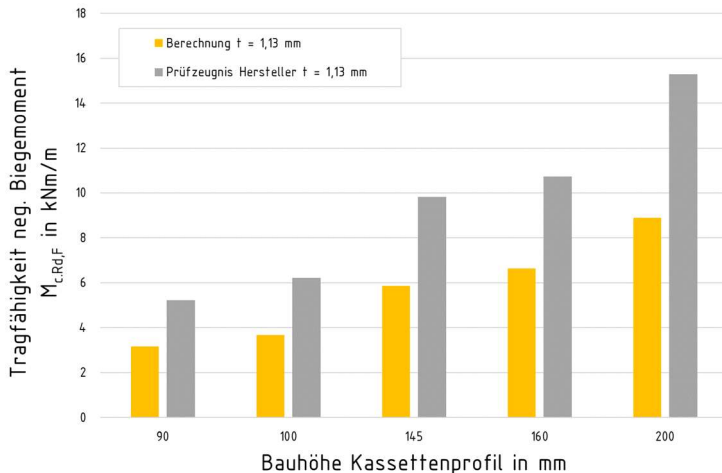


Bild 6.65: Tragfähigkeit bei negativer Biegebeanspruchung für Referenzbauteile mit $t_{nom} = 1,13$ mm

Das folgende Bild 6.66 zeigt (für das Referenz-Kassettenprofil nach Bild 3.6) die in Tabelle 6.39 dargestellten wirksamen Untergurtbreiten $b_{u,eff}$ und die zugehörigen Biegemomententragfähigkeiten $M_{b,Rd,F}$ in Abhängigkeit von der Spannweite L . Die Biegemomententragfähigkeiten werden für die Abstände der Verbindungen mit

der Außenschale $s_1 \leq 300$ mm und $s_1 = 1000$ mm ausgewiesen. Zusätzlich dargestellt ist die zugehörige im *Prüfzeugnis des Herstellers* [68] ausgewiesene Tragfähigkeit $M_{c,Rd,F}$ für $s_1 \leq 732$ mm.

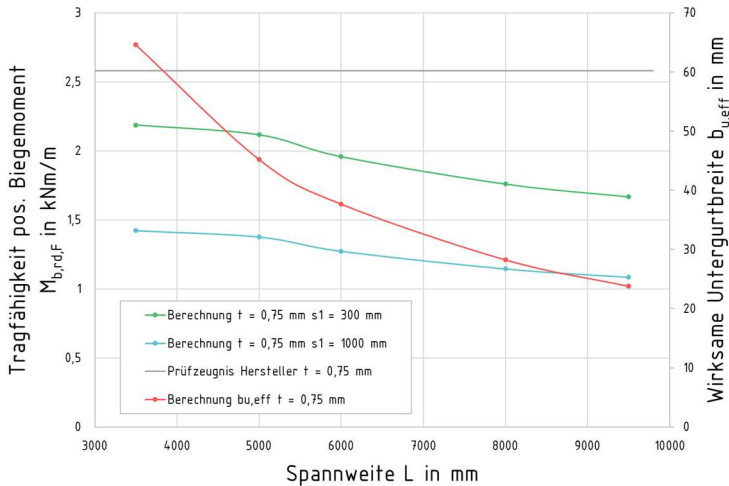


Bild 6.66: Biegemomenten Tragfähigkeit in Abhängigkeit von der wirksamen Untergurtbreite für das Referenz-Kassettenprofil

Die folgenden Tabellen zeigen, welchen Einfluss Eigenlasten auf die Biegebemessung der Referenz-Kassettenprofile haben. Sie zeigen für die Referenz-Kassettenprofile mit $t_{nom} = 0,75$ mm den Ausnutzungsgrad η der infolge der Eigenlasten am Stegansatz im breiten Untergurt reduzierten aufnehmbaren Biegenormalspannung $\sigma_{x,zul}$ (siehe dazu Kapitel 6.3.3) unter Berücksichtigung der Biegenormalspannungen σ_x nach Tabelle 6.40.

$$\eta = \frac{\sigma_x}{\sigma_{x,zul}} \quad (6.22)$$

mit:

σ_x : Maximale Biegenormalspannung am Stegansatz nach Tabelle 6.40

$\sigma_{x,zul}$: Durch Eigenlasten reduzierte aufnehmbare Biegenormalspannung am Stegansatz nach Tabelle 6.35 (Kapitel 6.3.3)

Tabelle 6.42 zeigt die Berechnungsergebnisse für die üblichen Trapezprofil-Außenschale (T40.1), Tabelle 6.43 zeigt die Berechnungsergebnisse für die PUR-Sandwichelement-Außenschalen mit den Kernschichtdicken $d = 100$ mm und $d = 200$ mm.

Tabelle 6.42: Ausnutzungsgrad der infolge Eigenlasten am Stegansatz aufnehmbaren Biegenormalspannung $\sigma_{x,zul}$ für die Referenz-Kassettenprofile mit üblicher Trapezprofil-Außenschale

Kassettenprofil nach [68; 74] S320 GD $t_{nom} = 0,75$ mm Bauhöhe in mm	Ausnutzungsgrad $\eta = \sigma_x / \sigma_{x,zul}$ Außenschale Trapezprofil T40.1 $t = 0,75$ mm		
	Positives Moment		Negatives Moment
	s_1 ≤ 300 mm	s_1 $= 1000$ mm	
90	0,90	0,63	0,55
100	0,91	0,59	0,55
145	0,79	0,51	0,58
160	0,78	0,51	0,61
200	0,87	0,57	0,75

Tabelle 6.43: Ausnutzungsgrad der infolge Eigenlasten am Stegansatz aufnehmbaren Biegenormalspannung $\sigma_{x,zul}$ für die Referenz-Kassettenprofile mit Außenschale aus Sandwichelementen

Kassettenprofil nach [68; 74] S320 GD $t_{nom} = 0,75$ mm Bauhöhe in mm	Ausnutzungsgrad $\eta = \sigma_x / \sigma_{x,zul}$					
	Außenschale PUR-Sandwichelement $d = 100$ mm			Außenschale PUR-Sandwichelement $d = 120$ mm		
	Positives Moment		Negatives Moment	Positives Moment		Negatives Moment
	s_1 ≤ 300 mm	s_1 $= 1000$ mm		s_1 ≤ 300 mm	s_1 $= 1000$ mm	
90	0,95	0,66	0,58	0,95	0,67	0,58
100	0,97	0,63	0,58	0,98	0,64	0,59
145	0,90	0,58	0,66	0,93	0,60	0,68
160	0,93	0,61	0,72	0,96	0,63	0,75
200	1,27	0,83	1,09	1,38	0,90	1,19

6.3.4.2.8 Interpretation der Berechnungsergebnisse

Tabelle 6.37 zeigt, dass die Berechnungsverfahren nach EC3-1-3, Abschnitt 10.2.2 nicht für alle im Gebäudebestand vorhandenen Kassettenprofile angewendet werden dürfen. Unter den beispielhaft gewählten Randbedingungen ist ab einer Nenn-

blechdicke von 1,25 mm die Biegesteifigkeit des breiten Untergurtes um seine eigene Schwereachse zu groß für eine Ermittlung der Tragfähigkeitswerte nach *EC3-1-3, Abschnitt 10.2.2*.

Es wird weiterführend festgestellt, dass eine Berechnung nach *EC3-1-3, Abschnitt 10.2.2* sehr aufwendig ist. Berücksichtigt man, dass in *EC3-1-3* stellenweise sehr unpräzise Angaben zur konkreten Vorgehensweise bei der analytischen Biegebemessung von Kassettenprofilen gemacht werden, wird auch festgestellt, dass das Berechnungsverfahren fehleranfällig ist. Dabei ist es einer praxistauglichen Bemessung nicht zuträglich, dass Bemessungsregeln aus unterschiedlichen Kapiteln der Normen *EC3-1-3* und *DIN EN 1993-1-5* [93] zusammengestellt werden müssen. Es wird daher empfohlen, *EC3-1-3, Abschnitt 10.2.2* zu überarbeiten, und die Bemessungsregeln für Kassettenprofile derart zu konkretisieren, dass eine sichere und einfache Anwendung ermöglicht wird. Dies ist allerdings nicht Gegenstand der vorliegenden Dissertation.

Die analytisch ermittelten Tragfähigkeitswerte bei positiver Biegemomentenbeanspruchung sind abhängig von der Spannweite der Kassettenprofile. Die in den *Prüfzeugnissen der Hersteller* ausgewiesenen Tragfähigkeitswerte sind spannenweitenunabhängig. Dies kann kritisch hinterfragt werden, ist aber ebenfalls nicht Gegenstand der vorliegenden Dissertation.

Die vergleichende Gegenüberstellung der analytisch- und experimentell bestimmten Tragfähigkeitswerte in Bild 6.62 bis Bild 6.65 zeigt, dass die Verfahren nach *EC3-1-3, Abschnitt 10.2.2* die Tragfähigkeit der Referenzbauteile teilweise deutlich unterschätzen. Dies gilt bei positiver Biegemomentenbeanspruchung bereits ohne Berücksichtigung eines möglichen seitlichen Ausweichens der schmalen Obergurte (also für $s_1 \leq 300$ mm). Die beste Übereinstimmung (ca. -7 %) zeigt sich für die Kassettenprofile mit geringer Bauhöhe und großer Nennblechdicke. Bei den Kassettenprofilen mit Nennblechdicke $t_{nom} = 0,75$ mm wird die Tragfähigkeit bei positiver Biegemomentenbeanspruchung generell um mindestens 22 % unterschätzt. Bei negativer Biegemomentenbeanspruchung wird die Tragfähigkeit der Referenzbauteile unabhängig von der Nennblechdicke und der Bauhöhe zwischen 39 und 50 % unterschätzt. Es wird festgestellt, dass die Abweichungen zwischen den Tragfähigkeitswerten bei positiver Biegemomentenbeanspruchung mit zunehmender Bauhöhe zunehmen. Dies kann u. U. damit erklärt werden, dass die aussteifende Wirkung der Stegsicken nach *EC3-1-3, Abschnitt 10.2.2* vernachlässigt wird. Bei den Kassettenprofilen mit nur einer Stegsicke je Steg liegt diese wegen der starken Abminderung der wirksamen Breite des Untergurtes häufig im Bereich der neutralen Achse des wirksamen Gesamtquerschnitts. Bei den Kassettenprofilen mit mehreren Stegsicken je Steg liegen die oberen Stegsicken in der Regel eindeutig in der Biegedruckzone. Diesbezüglich sind weitere Untersuchungen erforderlich.

Bild 6.66 zeigt, dass die wirksame Gurtbreite des Untergurtes bei positivem Moment stark abhängig von der Spannweite der Kassettenprofile ist. Unter den beispielhaft gewählten Randbedingungen beträgt die Abweichung zwischen minimal- und maximal-wirksamer Gurtbreite 157 %. Die wirksame Gurtbreite hat bei Kassettenprofilen auch großen Einfluss auf die Lage der neutralen Achse des wirksamen Gesamtquerschnitts, sodass ihr Gesamteinfluss auf die Biegemomenten Tragfähigkeit unter den beispielhaft gewählten Randbedingungen nur etwa 31 % beträgt. Die experimentell ermittelte Tragfähigkeit wird unter den beispielhaft gewählten Randbedingungen unabhängig von der Spannweite grundsätzlich deutlich unterschätzt.

Tabelle 6.40 zeigt, dass die analytisch ermittelten Biegenormalspannungen im Grenzzustand der Tragfähigkeit am Stegansatz mit zunehmender Bauhöhe abnehmen. Die nach *EC3-1-3, Abschnitt 10.2.2* maximal zulässigen Biegenormalspannungen ($0,8 \cdot f_{y,d}$) werden nur bei den Kassettenprofilen mit geringer Bauhöhe und geringer Nennblechdicke am breiten Untergurt erreicht, ansonsten ist der Spannungsnachweis am schmalen Obergurt maßgebend. Werden die in Kapitel 6.3.3 ermittelten Spannungen infolge Eigenlasten mit den in Tabelle 6.40 dargestellten Biegenormalspannungen überlagert, zeigen Tabelle 6.42 und Tabelle 6.43, dass der Vergleichsspannungsnachweis am Stegansatz im breiten Untergurt für die beispielhaft betrachteten Kassettenprofile nicht immer erfüllt werden kann. Unter den gegebenen Randbedingungen ist es zwar uneingeschränkt möglich, die Eigenlasten einer üblichen Trapezprofil-Außenschale (T40.1, $t = 0,75$ mm) über die Kassettenprofile abzutragen, die Eigenlasten einer Sandwichelement-Außenschale können ab einer Bauhöhe von 160 mm jedoch nicht mehr über die Kassettenprofile abgetragen werden. Die Kernschichtdicke der Sandwichelemente hat dabei nur eine untergeordnete Bedeutung. Es ist zu beachten, dass die Spannungen infolge Eigenlasten mit einem vereinfachten mechanischen Modell (siehe Bild 6.58) bestimmt wurden. Dieses Modell vernachlässigt, auf der sicheren Seite liegend, den Einfluss der Querdehnung und den Einfluss der breiten Untergurte. Es ist auch zu beachten, dass die wirksamen Querschnitte nach *EC3-1-3, Abschnitt 10.2.2* das Tragverhalten von biegebeanspruchten Kassettenprofilen nur stark vereinfacht abbilden: Die aussteifende Wirkung von Steg- und Untergurtsicken wird vernachlässigt und auch bezüglich der möglichen Gurteindrehung des breiten Untergurtes bei positiver Momentenbeanspruchung sollte das Verfahren nach *EC3-1-3, Abschnitt 10.2.2* kritisch hinterfragt werden. Die genannten Punkte können Einfluss auf die analytisch ermittelten Biegenormalspannungen am Stegansatz haben. Diesbezüglich sind also weitere Untersuchungen erforderlich.

Bezüglich der im Rahmen der vorliegenden Dissertation betrachteten Fragestellungen wird zusammenfassend festgestellt:

- Das Berechnungsverfahren nach *EC3-1-3, Abschnitt 10.2.2* ist zunächst vermutlich nur in wenigen Einzelfällen dazu geeignet, bestehende Kassettenprofile mit erhöhtem Abstand der Verbindungen mit der Außenschale s_1 erneut statisch nachzuweisen. Zahlreiche Vereinfachungen und die Begrenzung der maximalen Spannung auf $0,8 \cdot f_{y,d}$ führen dazu, dass die Tragfähigkeit nach *EC3-1-3, Abschnitt 10.2.2* in der Regel deutlich unterschätzt wird. Es ist zu beachten, dass die Ursprungsstatik bestehender Kassettenprofilfassaden in der Regel auf Grundlage experimentell ermittelter Tragfähigkeitswerte erstellt wurde und der erneute statische Nachweis häufig mit erhöhten Lastannahmen (siehe dazu Kapitel 4 und Kapitel 8) geführt werden muss.
- Zur Berücksichtigung eines möglichen seitlichen Ausweichens der schmalen Obergurte bei positiver Momentenbeanspruchung wird die Tragfähigkeit nach *EC3-1-3, Abschnitt 10.2.2.2* mit dem Faktor β_b abgemindert. Dieser Faktor beträgt bei einem Abstand der Verbindungen mit der Außenschale $s_1 = 1000$ mm

$$\beta_b = 1,15 - \frac{1000}{2000} = 0,65. \quad \text{s. Gl. (2.25)}$$

Berücksichtigt man, dass bei allen betrachteten experimentellen Untersuchungen die Kassettenprofile auch bei $s_1 = 1000$ mm infolge lokalen Beulens (also einer Versagensform, nur eine geringe Abhängigkeit vom Abstand s_1 hat, siehe dazu Kapitel 2.2.3.1) versagten, scheint diese Abminderung zu groß. Diesbezüglich sind weitere Untersuchungen erforderlich.

- Das Eigengewicht einer für Hybridsanierungen geeigneten Sandwichelement-Außenschale kann bei Kassettenprofilen mit geringer Bauhöhe grundsätzlich durch diese abgetragen werden. Zu Kassettenprofilen mit großer Bauhöhe und geringer Nennblechdicke sind diesbezüglich keine pauschalen Aussagen möglich.

In den folgenden Kapiteln werden weiterführende Untersuchungen zu den verbleibenden Fragestellungen durchgeführt.

6.3.4.3 Berechnungen nach EC3-1-3, Abschnitt 10.2.2 (modifiziert)

6.3.4.3.1 Vorbemerkungen

In diesem Kapitel wird untersucht, ob die Berechnungsverfahren für positive und negative Biegemomentenbeanspruchung nach EC3-1-3, Abschnitt 10.2.2 derart modifiziert werden können, dass die Tragfähigkeit von Kassettenprofilen nicht deutlich unterschätzt wird. Erste Ergebnisse dazu wurden bereits von *Misiek* und *Käpplein* veröffentlicht, siehe [47]. *Misiek* und *Käpplein* betrachten in [47] jedoch nur positive Biegemomentenbeanspruchung und vernachlässigen die aussteifende Wirkung von Stegsicken.

Nach *Misiek* und *Käpplein* dreht sich der zugbeanspruchte breite Untergurt nicht in Form einer Halbwelle, sondern in Form von zwei Halbwellen ein, sodass die Gurteindrehung bei der Bemessung von Kassettenprofilen vernachlässigt werden kann, siehe dazu Kapitel 2.2.3.4.3. Die Beobachtungen der eigenen experimentellen Untersuchungen (siehe dazu Kapitel 6.2.3.5) zeigen darüber hinaus, dass auch die stets in den Kassettenprofilen einliegende Mineralwolle den breiten Untergurt gegen seitliches Ausweichen zur neutralen Achse hin stabilisiert. Die Berechnungen in diesem Kapitel werden daher ohne Berücksichtigung einer möglichen (unbehinderten) Eindrehung des zugbeanspruchten breiten Untergurtes in Form einer Halbwelle durchgeführt.

EC3-1-3 stellt in Abschnitt 5.5.3.4 Sonderregeln zur Bestimmung der wirksamen Querschnittsflächen von Trapezprofilen bereit. Diese Regeln ermöglichen es, die aussteifende Wirkung von Steg- und Untergurtsicken zu erfassen. In diesem Kapitel werden sie auf Kassettenprofile angewendet.

6.3.4.3.2 Beispielrechnung positive Biegemomentenbeanspruchung

Kassettenprofil: Referenz-Kassettenprofil nach Bild 3.6

Spannweite: 4800 mm

Beanspruchung: Biegezug im breiten Untergurt, vgl. Bild 2.7.

Schritt 1: Bestimmung der Lage der Schwereachse des Bruttoquerschnitts

Der Schwerpunktabstand des Bruttoquerschnitts e_0 beträgt 76,68 mm, siehe Kapitel 6.3.4.2.4.

Schritt 2: Bestimmung der wirksamen Breite des breiten Untergurtes $b_{u,eff}$

Die Berechnung erfolgt unter Berücksichtigung möglicher Schubverzerrungen nach Gleichung (2.38), siehe dazu Kapitel 2.2.3.4.8.

$$\kappa = 1,0 \cdot \frac{0,5 \cdot 597,45}{4800} = 0,062 \quad \text{s. Gl. (2.38)}$$

$$\beta = \frac{1,0}{1 + 6,4 \cdot 0,062^2} = 0,976 \quad \text{s. Gl. (2.38)}$$

$$b_{u,eff} = 0,976 \cdot 597,45 = 583,00 \text{ mm}$$

$$\Rightarrow \frac{b_{u,eff}}{2} = 291,50 \text{ mm}$$

Schritt 3: Ermittlung der wirksamen Flächen aller druckbeanspruchten Teile des Querschnitts

1) Schmale Obergurte

Siehe Kapitel 6.3.4.2.4.

2) Randsteifen

Siehe Kapitel 6.3.4.2.4.

3) Stege

Die Lage der wirksamen neutralen Achse unter Berücksichtigung der wirksamen Querschnitte der Gurte und dem Bruttoquerschnitt der Stege wird mit *AutoCAD* [108] bestimmt.



Bild 6.67: Ansatz zur Bestimmung der Lage der wirksamen neutralen Achse

Wird die wirksame Breite des breiten Untergurtes ohne Berücksichtigung einer möglichen Gurteindrehung bestimmt, liegen die Stegsicken des Referenz-Kassettenprofils eindeutig in der Biegedruckzone, siehe Bild 6.67.

3a) Stege ohne Berücksichtigung der Sicken

Siehe Kapitel 6.3.4.2.4.

3b) Stege mit Berücksichtigung der Sicken

Die Berechnung der wirksamen Flächen der Stege erfolgt nach *EC3-1-3, Abschnitt 5.5.3.4.3*.

$$s_{eff,0} = 0,76 \cdot 0,71 \cdot \sqrt{\frac{210000}{1,1 \cdot \left(0,8 \cdot \frac{320}{1,1}\right)}} = 15,45 \text{ mm} \quad \text{s. EC3-1-3 (5.32)}$$

$$s_{eff,1} = s_{eff,0} = 15,45 \text{ mm} \quad \text{s. EC3-1-3 (5.33a)}$$

$$s_{eff,2} = \left(1 + 0,5 \cdot \frac{43,33}{78,60}\right) \cdot 15,45 = 19,71 \text{ mm} \quad \text{s. EC3-1-3 (5.33b)}$$

$$s_{eff,3} = \left(1 + 0,5 \cdot \frac{43,33 + 12,84}{78,60}\right) \cdot 15,45 = 20,98 \text{ mm} \quad \text{s. EC3-1-3 (5.33c)}$$

$$s_{eff,n} = 1,5 \cdot 15,45 = 23,18 \text{ mm} \quad \text{s. EC3-1-3 (5.33f)}$$

$$s_a = 35,37 \text{ mm}$$

$$s_{sa} = 15,91 \text{ mm}$$

s. Zeichn.
(AutoCAD)

$$s_n = 23,87 \text{ mm}$$

$$s_{eff,3} + s_{eff,n} \geq s_n$$

$$s_{eff,3} = 23,87 \cdot \frac{\left[1 + 0,5 \cdot \frac{43,33 + 12,84}{78,6}\right]}{2,5 + 0,5 \cdot \frac{43,33 + 12,84}{78,6}} = 11,34 \text{ mm} \quad \text{s. EC3-1-3 (5.36a)}$$

$$s_{eff,n} = \frac{1,5 \cdot 23,87}{2,5 + 0,5 \cdot \frac{43,33 + 12,84}{78,6}} = 12,53 \text{ mm} \quad \text{s. EC3-1-3 (5.36b)}$$

$$A_{sa} = 0,71 \cdot (19,71 + 11,34 + 15,91) = 33,34 \text{ mm}^2 \quad \text{s. EC3-1-3 (5.30)}$$

Das wirksame Flächenträgheitsmoment der Aussteifung I_s wird numerisch mit AutoCAD [108] bestimmt. Dabei wird, in Anlehnung an EC3-1-3, Abschnitt 5.5.3.4.3 (7) ober- und unterhalb der Stegsicke ein Streifen der Länge $s_{eff,1}$ berücksichtigt.

}	Fläche:	35,86 mm ²
}	Trägheitsmoment I_s :	144,22 mm ⁴

Bild 6.68: Bestimmung des wirksamen Flächenträgheitsmomentes der Stegsicke I_s

$$s_1 = 0,9 \cdot (35,37 + 15,91 + 45,37) = 86,99 \text{ mm} \quad \text{s. EC3-1-3 (5.39b)}$$

$$s_2 = 86,99 - 35,37 - 0,5 \cdot 15,91 = 43,66 \text{ mm} \quad \text{s. EC3-1-3 (5.39d)}$$

$$\sigma_{cr,sa} = \frac{1,05 \cdot 1,0 \cdot 210000 \cdot \sqrt{144,22 \cdot 0,71^3 \cdot 86,99}}{33,34 \cdot 43,66 \cdot (86,99 - 43,66)} \quad \text{s. EC3-1-3}$$

$$= 234,25 \frac{N}{mm^2} \quad (5.39a)$$

$$\bar{\lambda}_d = \sqrt{\frac{320}{234,25}} = 1,169 \quad \text{s. Gl. (2.14)}$$

$$\Rightarrow \chi_d = 1,47 - 0,723 \cdot 1,169 = 0,625 \quad \text{s. EC3-1-3}$$

$$(5.12b)$$

$$t_{red} = 0,625 \cdot 0,71 = 0,44 \text{ mm} \quad \text{s. EC3-1-3}$$

$$5.5.3.4.3$$

$$(14)$$

Das folgende Bild 6.70 zeigt die wirksamen Flächen der Stege unter Berücksichtigung der Stegsicken nach EC3-1-3, Abschnitt 5.5.3.4.3.

$$\left. \begin{array}{l} t = \\ 0,71 \text{ mm} \\ \\ t_{red} = \\ 0,43 \text{ mm} \\ \\ t = \\ 0,71 \text{ mm} \end{array} \right\}$$

Bild 6.69: Wirksame Flächen der Stege unter Berücksichtigung der Stegsicken

Schritt 4: Ermittlung der Schwereachse des wirksamen Querschnitts und Bestimmung der Momententragfähigkeit $M_{b,Rd}$

Siehe Kapitel 6.3.4.2.4.

Die folgende Tabelle 6.44 zeigt die Berechnungsergebnisse (ohne Abminderung zur Berücksichtigung eines möglichen seitlichen Ausweichens der schmalen Obergurte).

Tabelle 6.44: Biegemomenten Tragfähigkeit (modifiziert) bei positiver Momentenbeanspruchung

K100 / M100 $t_{\text{nom}} = 0,75 \text{ mm}$ S320 GD Spannweite L in mm	Biegemomenten Tragfähigkeit $M_{b,Rd}$ für $s_1 \leq 300 \text{ mm}$ in kNm/m	
	Ohne Berücksichtigung der Stegsicken	Mit Berücksichtigung der Stegsicken
4800	2,300	2,722

6.3.4.3.3 Beispielrechnung negative Biegemomentenbeanspruchung

Bei negativer Biegemomentenbeanspruchung wird der breite Gurt druckbeansprucht, vgl. Bild 2.7.

Kassettenprofil: Referenz-Kassettenprofil nach Bild 3.6

Beanspruchung: Biegedruck im breiten Untergurt, vgl. Bild 2.7.

Schritt 1: Ermittlung der wirksamen Flächen aller druckbeanspruchten Teile des Querschnitts

1) Breiter Untergurt

Der wirksame Gurtquerschnitt wird unter Berücksichtigung der Untergurtsicken nach EC3-1-3, Abschnitt 5.5.3.4.2 (4) bestimmt. Zunächst wird dazu mit AutoCAD [108] die abgewinkelte Breite der Blechmittelebene bestimmt.

$$b_e = 610,44 \text{ mm}$$

Bild 6.70: Abgewinkelte Breite der Blechmittelebene des Untergurtes

Das Flächenträgheitsmoment der Untergurtsicken I_s wird vereinfachend unter Verwendung der in Tabelle 6.37 dargestellten Werte berechnet:

$$I_s \cong I_a - \frac{b_0 \cdot t^3}{12} \quad (6.23)$$

$$I_s = 3600 - \frac{597,45 \cdot 0,71^3}{12} = 3582,18 \text{ mm}^4 \quad \text{s. Gl. (6.23)}$$

$$\begin{aligned} \sigma_{cr,s} &= 1,8 \cdot 210000 \cdot \sqrt{\frac{3582,18 \cdot 0,71}{597,45^2 \cdot 610,44^3}} + 3,6 \\ &\quad \cdot \frac{210000 \cdot 0,71^2}{597,45^2} \quad \text{s. EC3-1-3} \\ &= 3,183 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \quad (5.23c) \end{aligned}$$

$$\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{320}{3,183}} = 10,026 \quad \text{s. Gl. (2.14)}$$

Es wird davon ausgegangen, dass die maximalen Spannungen in den schmalen Obergurten erreicht werden. Die wirksame Querschnittsfläche des breiten Untergurtes wird iterativ für die im breiten Untergurt tatsächlich vorhandenen maximalen Druckspannungen $\sigma_{com,Ed}$ bemessen.

Für den ersten Ansatz wird das Randspannungsverhältnis ψ am Bruttoquerschnitt berechnet.

$$\psi = \frac{-76,53}{(100 - 76,53)} = -3,261 \quad \text{vgl. Bild C.1}$$

$$\Rightarrow \sigma_{com,Ed} = \frac{0,8 \cdot 320/1,1}{3,261} = 71,367 \frac{N}{mm^2}$$

$$\bar{\lambda}_{p,red} = 10,026 \cdot \sqrt{\frac{71,367}{320/1,1}} = 4,966 \quad \text{s. EC3-1-5 (4.4)}$$

$$\rho = \frac{1 - 0,055 \cdot \frac{(3+1)}{4,966}}{4,966} + 0,18 \cdot \frac{(10,026 - 4,966)}{(10,026 - 0,6)} = 0,289 \quad \text{s. EC3-1-5 (E.1)}$$

$$b_{eff} = 0,289 \cdot 597,45 = 172,71 \text{ mm} \quad \text{s. EC3-1-3 (5.23b)}$$

$$\Rightarrow \frac{b_{eff}}{2} = b_{e1} = b_{e2} = 86,35 \text{ mm}$$

1. Iteration:

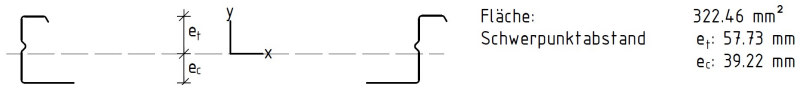


Bild 6.71: Schwerpunktbestimmung für die erste Iteration auf Grundlage des ersten Ansatzes der wirksamen Querschnittsfläche

$$\psi_1 = \frac{-57,73}{39,22} = -1,472 \quad \text{vgl. Bild 6.71}$$

$$\Rightarrow \sigma_{com,Ed,1} = \frac{0,8 \cdot 320/1,1}{1,472} = 158,10 \frac{N}{mm^2}$$

$$\bar{\lambda}_{p,red,1} = 10,026 \cdot \sqrt{\frac{158,10}{320/1,1}} = 7,391 \quad \text{s. EC3-1-5 (4.4)}$$

$$\rho = \frac{1 - 0,055 \cdot \frac{(3+1)}{7,391}}{7,391} + 0,18 \cdot \frac{(10,026 - 7,391)}{(10,026 - 0,6)} = 0,182 \quad \text{s. EC3-1-5 (E.1)}$$

$$b_{eff,1} = 0,182 \cdot 597,45 = 108,48 \text{ mm} \quad \text{s. EC3-1-3 (5.23b)}$$

$$\Rightarrow \frac{b_{eff,1}}{2} = b_{e1} = b_{e2} = 54,24 \text{ mm}$$

2. Iteration:

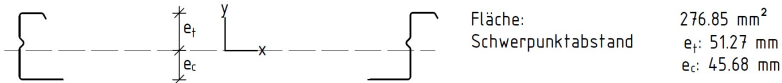


Bild 6.72: Schwerpunktbestimmung für die zweite Iteration auf Grundlage des ersten Ansatzes der wirksamen Querschnittsfläche

$$\psi_2 = \frac{-51,27}{45,68} = -1,122 \quad \text{vgl. Bild 6.72}$$

$$\Rightarrow \sigma_{com,Ed,2} = \frac{0,8 \cdot 320/1,1}{1,122} = 207,42 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$\bar{\lambda}_{p,red,2} = 10,026 \cdot \sqrt{\frac{207,42}{320/1,1}} = 8,466 \quad \text{s. EC3-1-5 (4.4)}$$

$$\rho = \frac{1 - 0,055 \cdot \frac{(3+1)}{8,466}}{8,466} + 0,18 \cdot \frac{(10,026 - 8,466)}{(10,026 - 0,6)} = 0,145 \quad \text{s. EC3-1-5 (E.1)}$$

$$b_{eff,2} = 0,145 \cdot 597,45 = 86,53 \text{ mm} \quad \text{s. EC3-1-3 (5.23b)}$$

$$\Rightarrow \frac{b_{eff,2}}{2} = b_{e1} = b_{e2} = 43,27 \text{ mm}$$

3. Iteration:

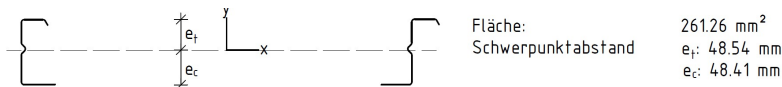


Bild 6.73: Schwerpunktbestimmung für die dritte Iteration auf Grundlage des ersten Ansatzes der wirksamen Querschnittsfläche

$$\psi_3 = \frac{-48,54}{48,41} = -1,003 \quad \text{vgl. Bild 6.72}$$

$$\Rightarrow \sigma_{com,Ed,3} = \frac{0,8 \cdot 320/1,1}{1,003} = 232,03 \frac{N}{mm^2}$$

$$\bar{\lambda}_{p,red,3} = 10,026 \cdot \sqrt{\frac{232,03}{320/1,1}} = 8,954 \quad \text{s. EC3-1-5 (4.4)}$$

$$\rho = \frac{1 - 0,055 \cdot \frac{(3+1)}{8,954}}{8,954} + 0,18 \cdot \frac{(10,026 - 8,954)}{(10,026 - 0,6)} = 0,129 \quad \text{s. EC3-1-5 (E.1)}$$

$$b_{eff,3} = 0,129 \cdot 597,45 = 77,06 \text{ mm} \quad \text{s. EC3-1-3 (5.23b)}$$

$$\Rightarrow \frac{b_{eff,3}}{2} = b_{e1} = b_{e2} = 38,53 \text{ mm}$$

$$b_{eff,3} \cong b_{eff,2}$$

Es wird nicht weiter iteriert.

2) Stege

Die Stegsicken liegen im Bereich der neutralen Achse des wirksamen Gesamtquerschnitts. Bei der folgenden Bestimmung der wirksamen Querschnittsteile der Stege kann ihre aussteifende Wirkung deshalb vernachlässigt werden.

Weiteres Vorgehen siehe Kapitel 6.3.4.2.5.

Schritt 2: Ermittlung der Schwereachse des wirksamen Querschnitts und Bestimmung der Momententragfähigkeit $M_{c,Rd}$

Siehe Kapitel 6.3.4.2.5.

Die folgende Tabelle 6.45 zeigt das Berechnungsergebnis.

Tabelle 6.45: *Biegemomententragfähigkeit (modifiziert) bei negativer Momentenbeanspruchung*

K100 / M100 $t_{nom} = 0,75 \text{ mm}$ S320 GD	Biegemomententragfähigkeit $M_{c,Rd}$ in kNm/m
	2,784

6.3.4.3.4 Weitere Berechnungsergebnisse

Die folgende Tabelle 6.46 zeigt die Tragfähigkeitswerte des Referenz-Kassettenprofils bei positiver Momentenbeanspruchung, ohne und mit Berücksichtigung der

Stegsicken nach Tabelle 6.44, unter Berücksichtigung eines möglichen seitlichen Ausweichens der schmalen Obergurte für einen Abstand der Verbindungen mit der Außenschale $s_1 = 732$ mm. Bis zu diesem Abstand besitzen die in den *Prüfzeugnissen der Hersteller* [68; 74] ausgewiesenen Tragfähigkeitswerte für das Referenz-Kassettenprofil Gültigkeit, siehe Tabelle 6.41.

Tabelle 6.46: *Biegemomententragfähigkeit (modifiziert) bei positiver Momentenbeanspruchung*

K100 / M100 $t_{\text{nom}} = 0,75$ mm S320 GD Spannweite L in mm	Biegemomententragfähigkeit $M_{b,Rd}$ für $s_1 = 732$ mm in kNm/m	
	Ohne Berücksichtigung der Stegsicken	Mit Berücksichtigung der Stegsicken
4800	1,803	2,134

Die folgende Tabelle 6.47 zeigt, für positive Momentenbeanspruchung, die ohne Berücksichtigung einer möglichen Eindrehung der breiten Untergurte ermittelten effektiven Gurtbreiten $b_{u,eff}$, in Abhängigkeit von der Spannweite L und die zugehörigen Biegemomententragfähigkeiten $M_{b,Rd}$ (ohne Berücksichtigung der Stegsicken und ohne Abminderung zur Berücksichtigung eines möglichen seitlichen Ausweichens der schmalen Obergurte). Der in Tabelle 3.8 angegebene mögliche Spannweitenbereich von Kassettenprofilen in Hybridfassaden wird in Tabelle 6.47 vollständig abgebildet.

Tabelle 6.47: *Wirksame Breite des Untergurtes $b_{u,eff}$ ohne Berücksichtigung der Gurteindrehung und zugehörige Biegemomententragfähigkeit $M_{b,Rd}$ in Abhängigkeit von der Spannweite*

K100 / M100 $t_{\text{nom}} = 0,75$ mm S320 GD Spannweite L in mm	Positive Momentenbeanspruchung	
	Wirksame Breite des Untergurtes $b_{u,eff}$ in mm	Biegemomenten- tragfähigkeit $M_{b,Rd}$ in kNm/m *
3500	570,84	2,300
5000	584,11	2,300
6000	588,12	2,300
8000	592,16	2,300
9500	593,69	2,300

* $s_1 \leq 300$ mm

6.3.4.3.5 Auswertung der Berechnungsergebnisse

Die folgenden Säulendiagramme zeigen zusammenfassend alle Berechnungsergebnisse für das Referenz-Kassettenprofil nach Bild 3.6. Bild 6.74 zeigt die Tragfähigkeitswerte für positive Biegemomentenbeanspruchung, Bild 6.75 zeigt die Tragfähigkeitswerte für negative Biegemomentenbeanspruchung.

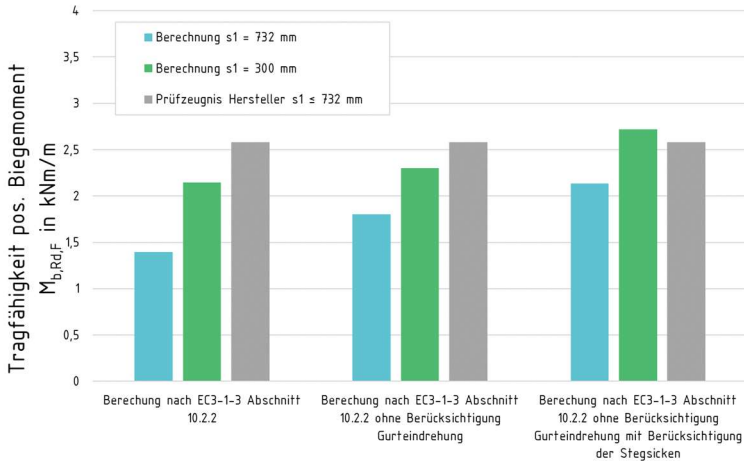


Bild 6.74: Tragfähigkeit des Referenz-Kassettenprofils bei positiver Biegebeanspruchung

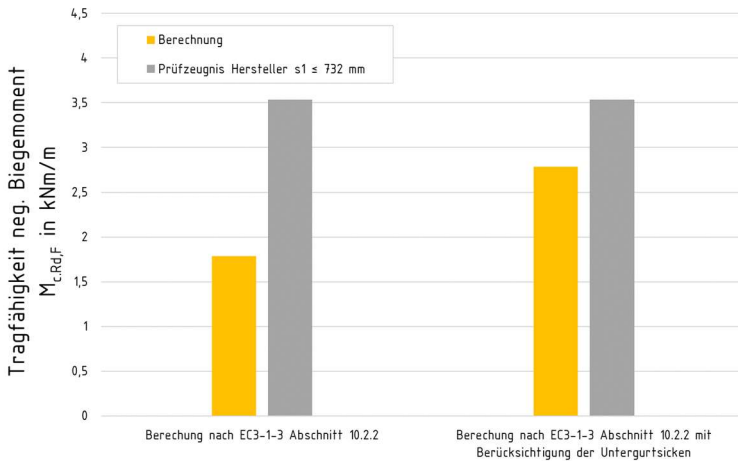


Bild 6.75: Tragfähigkeit des Referenz-Kassettenprofils bei negativer Biegebeanspruchung

6.3.4.3.6 Interpretation der Berechnungsergebnisse

Wird die Tragfähigkeit von Kassettenprofilen bei positiver Biegemomentenbeanspruchung ohne Berücksichtigung einer möglichen Gurteindrehung bestimmt, ist die wirksame Fläche des zugbeanspruchten Untergurtes erheblich größer (etwa Faktor 10 beim Referenz-Kassettenprofil) als mit Berücksichtigung einer möglichen Gurteindrehung. Diese Vergrößerung der wirksamen Fläche führt dazu, dass die neutrale Achse deutlich näher am breiten Untergurt liegt. Dies führt dazu, dass die zulässigen Spannungen in den schmalen Obergurten deutlich eher erreicht werden, sodass die Biegemomententragfähigkeit unter den beispielhaft gewählten Randbedingungen nur etwa 8 % größer ist, vgl. Bild 6.74. Wird zusätzlich die aussteifende Wirkung der nun in der Biegedruckzone liegenden Stegsicken nach *EC3-1-3, Abschnitt 5.5.3.4.3* berücksichtigt, ist die analytisch bestimmte Biegemomententragfähigkeit insgesamt etwa 21 % größer. Ohne Berücksichtigung eines möglichen seitlichen Ausweichens der schmalen Obergurte liegt sie nun etwa 5 % oberhalb der experimentell mit $s_1 = 732$ mm bestimmten Tragfähigkeit. Wird die Tragfähigkeit zur Berücksichtigung dieses Abstandes der Verbindungen mit der Außenschale nach *EC3-1-3, Abschnitt 10.2.2.2* abgemindert, liegt sie wieder deutlich unterhalb der experimentell bestimmten Tragfähigkeit (etwa 17 %).

Tabelle 6.47 zeigt, dass die Spannweite der Kassettenprofile ohne Berücksichtigung einer möglichen Gurteindrehung nur einen geringen Einfluss (etwa 4 %) auf die wirksame Breite des Untergurtes hat. Unter den gewählten Randbedingungen kann dieser Einfluss bei der Bestimmung der Biegemomententragfähigkeit $M_{b,Rd}$ vernachlässigt werden, vgl. Tabelle 6.47.

Wird die Tragfähigkeit von Kassettenprofilen bei negativer Biegemomentenbeanspruchung mit Berücksichtigung der Untergurtsicken nach *EC3-1-3, Abschnitt 5.5.3.4.2 (4)* bestimmt, ist die Abweichung zu den experimentell bestimmten Tragfähigkeitswerten deutlich geringer. Unter den gewählten Randbedingungen wird die experimentell bestimmte Tragfähigkeit dennoch um etwa 27 % unterschätzt, siehe Bild 6.75.

Bezüglich der im Rahmen der vorliegenden Dissertation betrachteten Fragestellungen wird zusammenfassend festgestellt:

- Es ist möglich, die Berechnungsverfahren für positive und negative Biegemomentenbeanspruchung nach *EC3-1-3, Abschnitt 10.2.2* derart zu modifizieren, dass die Tragfähigkeit von Kassettenprofilen deutlich weniger unterschätzt wird. Mit geringfügigen Anpassungen können die Sonderregeln für Trapezprofile mit Aussteifungen nach *EC3-1-3, Abschnitt 5.5.3.4* auch für Kassettenprofile angewendet werden. Es wird weiterfüh-

rend empfohlen, dies für weitere Kassettenprofilquerschnitte zu verifizieren und *EC3-1-3* zu überarbeiten. Dies ist nicht Gegenstand der vorliegenden Dissertation.

- Das Berechnungsverfahren zur Berücksichtigung der Aussteifungen der Stege nach *EC3-1-3, Abschnitt 5.5.3.4.3* darf nur für Stege mit bis zu zwei Aussteifungen angewendet werden. Die Referenz-Kassettenprofile nach Tabelle 6.36 haben ab einer Bauhöhe von 160 mm drei Stegsicken je Steg. Die aussteifende Wirkung der Stegsicken dieser Kassettenprofile kann also nicht nach *EC3-1-3, Abschnitt 5.5.3.4.3* berücksichtigt werden.
- Unter den beispielhaft gewählten Randbedingungen wird die Tragfähigkeit von biegebeanspruchten Kassettenprofilen auch dann deutlich unterschätzt, wenn die Bemessungsregeln nach *EC3-1-3, Abschnitt 10.2.2* wie in diesem Abschnitt beschrieben modifiziert werden. Die Abweichung zu den experimentell ermittelten Tragfähigkeitswerten (auf deren Grundlage die Kassettenprofile bislang bemessen werden) beträgt noch etwa 17 % bei positiver Momentenbeanspruchung und noch etwa 27 % bei negativer Momentenbeanspruchung.

Die verbleibenden Abweichungen zu den experimentell ermittelten Tragfähigkeitswerten können bei positiver Momentenbeanspruchung auf den Korrelationsfaktor β_b zur Berücksichtigung des Abstandes der Verbindungen mit der Außenschale zurückgeführt werden, s. o. Im folgenden Kapitel werden dazu weiterführende Untersuchungen durchgeführt.

6.3.4.4 Berechnungen nach DIN EN 1993-1-3, Abschnitt 10.1.4.2

6.3.4.4.1 Vorbemerkungen

Die in Kapitel 6.3.4.2 und Kapitel 6.3.4.3 durchgeführten Berechnungen zeigen, dass die Abminderung mit dem Korrelationsfaktor β_b signifikant dazu beiträgt, dass die Tragfähigkeit der Referenz-Kassettenprofile bei positiver Biegemomentenbeanspruchung deutlich unterschätzt wird. Dies kann u. a. damit erklärt werden, dass der Korrelationsfaktor β_b lediglich abhängig vom Abstand der Verbindungen mit der Außenschale s_1 ist, siehe Gleichung (2.25). Maßgebende weitere Einflussfaktoren, wie die querschnittsabhängige Eigensteifigkeit der biegedruckbeanspruchten Obergurte und die Schubsteifigkeit der Außenschale können somit nicht differenziert berücksichtigt werden, sodass ein konservativer Ansatz gewählt wurde.

In *Abschnitt 10.1* stellt *EC3-1-3* besondere Bemessungsregeln für Träger mit Drehbettung durch Bleche bereit. Die dort aufgeführten Bemessungsregeln zur Knickbeanspruchbarkeit freier Gurte ermöglichen eine differenzierte Berechnung von Ab-

minderungsbeiwerten unter Berücksichtigung der Querschnittsgeometrie und weiterer Randbedingungen. Sie können nach *Misiek* und *Käpplein* [47] auch auf Kassettenprofile angewendet werden, siehe dazu Kapitel 2.2.3.4.8.

In diesem Kapitel wird untersucht, ob es unter Verwendung der Bemessungsregeln nach *EC3-1-3*, *Abschnitt 10.1.4.2* möglich ist, Abminderungsbeiwerte zur Berücksichtigung des Biegeknickens der schmalen Obergurte zu bestimmen, mit denen die Tragfähigkeit der Referenz-Kassettenprofile nach Tabelle 6.36 nicht deutlich unterschätzt wird. Die einzelnen Schritte einer solchen Berechnung nach *EC3-1-3*, *Abschnitt 10.1.4.2* werden in Kapitel 2.2.3.4.8 beschrieben. Zusätzlich wird in diesem Kapitel eine kommentierte Beispielrechnung für das Referenz-Kassettenprofil nach Bild 3.6 dargestellt; darüber hinaus werden nur relevante Ergebnisse ausgewiesen.

6.3.4.4.2 Beispielrechnung

Kassettenprofil: Referenz-Kassettenprofil nach Bild 3.6

Beanspruchung: positives Moment nach Bild 2.7

Abstand s_1 : 732 mm

Schritt 1: Bestimmung der Querschnittswerte des wirksamen Querschnittsteils

Die erforderlichen Querschnittswerte des wirksamen Querschnittsteils werden mit *AutoCAD* [108] bestimmt. Der Steg wird dabei mit dem Ansatz $0,27 \cdot h$ berücksichtigt.

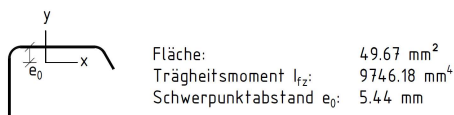


Bild 6.76: Querschnittswerte wirksamer Querschnittsteil

Schritt 1: Bestimmung der Federsteifigkeit K

Der Beiwert k_f wird zu -1 gewählt. Dies gilt unter der Annahme, dass bei biegebeanspruchten Kassettenprofilen die Stege gleichgerichtet seitlich Ausweichen, siehe dazu Bild 2.17 rechts.

$$\begin{aligned}
 h_c &= 96,95 - 5,44 = 91,51 \text{ mm} \\
 K &= \frac{210000 \cdot 0,71^3}{4 \cdot (1 - 0,3^2)} \cdot \frac{1}{91,51^2 \cdot 597,45 + 91,51^3 + 0,5 \cdot 91,51^2 \cdot 597,45 \cdot (-1)} \quad \text{s. Gl. (2.29)} \\
 &= 0,00632 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}
 \end{aligned}$$

An dieser Stelle sei diesbezüglich erwähnt, dass der Beiwert k_f im Parameterbereich von - 1 bis 1 unter den beispielhaft gewählten Randbedingungen nur einen vernachlässigbar geringen Einfluss auf den zu ermittelnden Abminderungsbeiwert χ_{LT} hat.

Schritt 2: Bestimmung der Knicklänge des Druckstabes l_{fz}

In Kapitel 6.3.2 der vorliegenden Dissertation wurde gezeigt, dass auch marktübliche Sandwichelemente in den Verbindungspunkten ausreichend Schubsteifigkeit für eine volle Behinderung der seitlichen Verformungen von Kassettenprofil-Obergurten bereitstellen können. Folglich werden die schmalen Obergurte als elastisch gebetteter Druckstab mit der Stützweite s_1 modelliert.

Berücksichtigt man den in Tabelle 3.8 angegebenen Bereich möglicher Spannweiten von Bestands-Kassettenprofilen, ist der Abstand der Verbindungen mit der Außenschale bei $s_1 \leq 1000$ mm stets kleiner als 1/3 der Spannweite der Kassettenprofile. Folglich werden die η -Beiwerte nach Tabelle 2.7, Zeile 1 verwendet.

$$R = \frac{0,00632 \cdot 732^4}{\pi^2 \cdot 210000 \cdot 9746,18} = 0,00910 \quad \text{s. Gl. (2.30)}$$

$$l_{fz} = 0,902 \cdot 732 \cdot (1 + 5,45 \cdot 0,00910^{1,27})^{-0,168} = 660,24 \text{ mm}$$

Schritt 3: Bestimmung der kritischen Knicklast N_{cr} und der Schlankheit $\bar{\lambda}_{fz}$

$$N_{cr} = \frac{\pi^2 \cdot 210000 \cdot 9746,18}{660,24^2} = 46339,08 \text{ N} \quad \text{s. Gl. (2.31)}$$

$$\bar{\lambda}_{fz} = \sqrt{\frac{49,67 \cdot 320}{46339,08}} = 0,586 \quad \text{s. Gl. (2.32)}$$

Schritt 4: Bestimmung des Abminderungsbeiwertes χ_{LT}

Das seitliche Ausweichen der schmalen Obergurte von Kassettenprofilen entspricht dem Biegedrillknicken, für das dieses Nachweisformat hergeleitet wurde.

$$\Phi_{LT} = 0,5 \cdot [1 + 0,34 \cdot (0,586 - 0,4) + 0,75 \cdot 0,586^2] = 0,660 \quad \text{s. Gl. (2.33)}$$

$$\chi_{LT} = \frac{1}{0,660 + \sqrt{0,660^2 - 0,75 \cdot 0,586^2}} = 0,924 \quad \text{s. Gl. (2.34)}$$

$$\left(\leq 1,0 \leq \frac{1}{0,586^2} = 2,196 \right)$$

6.3.4.4.3 Weitere Berechnungsergebnisse

Die folgende Tabelle 6.48 zeigt, für das Referenz-Kassettenprofil nach Bild 3.6, den nach EC3-1-3, Abschnitt 10.1.4.2 ermittelten Abminderungsbeiwert χ_{LT} für einen Abstand der Verbindungen mit der Außenschale $s_1 = 1000$ mm.

Tabelle 6.48: Abminderungsbeiwert χ_{LT} für das Referenz-Kassettenprofil nach Bild 3.6 mit $s_1 = 1000$ mm

K100 / M100 $t_{nom} = 0,75$ mm S320 GD Abstand s_1 in mm	Abminderungs- beiwert χ_{LT} nach EC3-1-3, Abschnitt 10.1.4.2
1000	0,817

Die folgende Tabelle 6.49 zeigt die nach EC3-1-3, Abschnitt 10.1.4.2 ermittelten Abminderungsbeiwerte χ_{LT} in Abhängigkeit vom Abstand s_1 für zwei weitere Referenz-Kassettenprofile aus Tabelle 6.36. Betrachtet werden das Kassettenprofil mit der geringsten Bauhöhe (K90) und das Kassettenprofil mit der größten Bauhöhe (M200). Für beide Kassettenprofile werden jeweils die kleinste und die größte Nennblechdicke t_{nom} betrachtet, bei der eine analytische Berechnung von Tragfähigkeitswerten nach EC3-1-3, Abschnitt 10.2.2 zulässig ist, vgl. Tabelle 6.37.

Tabelle 6.49: Abminderungsbeiwerte χ_{LT} für weitere Referenz-Kassettenprofile

Abstand s_1 in mm	Abminderungsbeiwert χ_{LT} für Kassettenprofil nach Tabelle 6.36 (S320 GD)			
	K90 / M90 (h = 90 mm)		M200 (h = 200 mm)	
	$t_{nom} = 0,75$ mm	$t_{nom} = 1,13$ mm	$t_{nom} = 0,75$ mm	$t_{nom} = 1,13$ mm
300	1,000	1,000	1,000	1,000
400	1,000	1,000	1,000	1,000
500	1,000	1,000	0,992	0,991
600	0,969	0,968	0,958	0,958
700	0,935	0,934	0,922	0,921
800	0,899	0,898	0,883	0,882
900	0,860	0,860	0,840	0,839
1000	0,818	0,819	0,794	0,793

6.3.4.4.4 Auswertung der Berechnungsergebnisse

Für vergleichende Betrachtungen zeigt die folgende Tabelle 6.50 die Tragfähigkeitswerte des Referenz-Kassettenprofils nach Bild 3.6 bei positiver Momentenbeanspruchung, ohne und mit den in Kapitel 6.3.4.3 vorgestellten Modifikationen (Vernachlässigung einer möglichen Gurteindrehung / Berücksichtigung der Stegsicken), unter Berücksichtigung eines möglichen seitlichen Ausweichens der schmalen Obergurte nach EC3-1-3, Abschnitt 10.1.4.2 für $s_1 = 732$ mm und $s_1 = 1000$ mm.

Tabelle 6.50: Tragfähigkeit für das Referenz-Kassettenprofil nach Bild 3.6 bei positiver Momentenbeanspruchung mit Abminderung nach EC3-1-3, Abschnitt 10.1.4.2

K100 / M100 $t_{\text{nom}} = 0,75$ mm S320 GD	Biegemomentenragfähigkeit $M_{b,Rd}$ positives Moment für $L = 4800$ mm in kNm/m		
	Berechnung nach EC3-1-3, Abschnitt 10.2.2	Berechnung nach EC3-1-3, Abschnitt 10.2.2 ohne Berücksichtigung der Gurt- eindrehung	Berechnung nach EC3-1-3, Abschnitt 10.2.2 ohne Berücksichtigung der Gurt- eindrehung, mit Berücksichtigung der Stegsicken
Abstand s_1 in mm			
732	1,981	2,125	2,515
1000	1,752	1,879	2,224

Das folgende Säulendiagramm zeigt die in Tabelle 6.50 ausgewiesenen analytisch ermittelten Tragfähigkeitswerte für das Referenz-Kassettenprofil nach Bild 3.6 und den zugehörigen experimentell ermittelten Tragfähigkeitswert nach Tabelle 6.41.

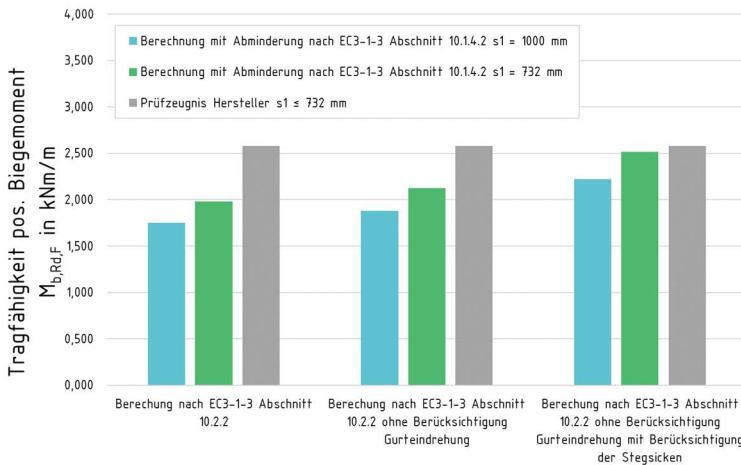


Bild 6.77: Tragfähigkeit des Referenz-Kassettenprofils bei positiver Biegebeanspruchung

Das folgende Bild 6.78 zeigt die in Tabelle 6.49 ausgewiesenen Abminderungsbeiwerte χ_{LT} für die Referenz-Kassettenprofile K90 und M200 in Abhängigkeit vom Abstand der Verbindungen mit der Außenschale s_1 . Die Nennblechdicke konnte hier vernachlässigt werden, vgl. Tabelle 6.49. Zusätzlich dargestellt sind die aus dem Korrelationsfaktor β_b nach EC3-1-3, Abschnitt 10.2.2.2 resultierende Abminderung der Biegemomententragfähigkeit von positiv biegebeanspruchten Kassettenprofilen und die aus Teil 2 der Gleichung (2.13) resultierende Abminderung der Biegemomententragfähigkeit von positiv biegebeanspruchten Kassettenprofilen nach Baehre und Buca [5].

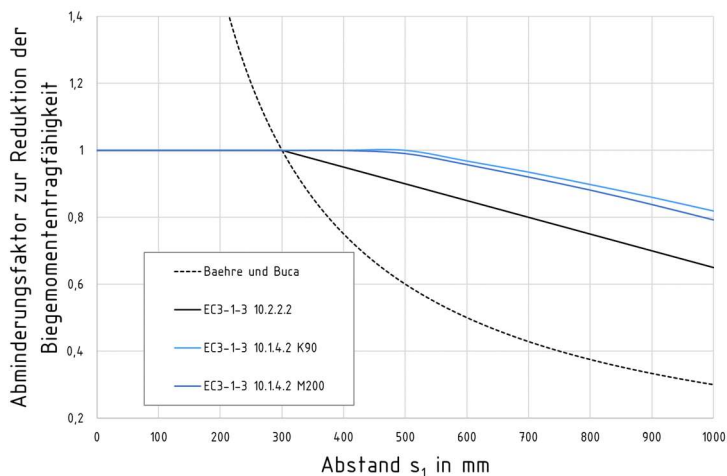


Bild 6.78: Abminderungsfaktoren zur Reduktion der Biegemomententragfähigkeit in Abhängigkeit vom Abstand der Verbindungen mit der Außenschale s_1

6.3.4.4.5 Interpretation der Ergebnisse

Tabelle 6.48 und Tabelle 6.49 zeigen, dass der Abminderungsbeiwert χ_{LT} nach EC3-1-3, Abschnitt 10.1.4.2 die Tragfähigkeit positiv biegebeanspruchter Kassettenprofile unter den gegebenen Randbedingungen deutlich geringer abmindert, als der Korrelationsfaktor β_b nach EC3-1-3, Abschnitt 10.2.2.2. Für die beispielhaft gewählten Kassettenprofile beträgt bei $s_1 = 1000$ mm die Abminderung mit χ_{LT} nach Abschnitt 10.1.4.2 etwa 18 bis 21 %, die Abminderung mit β_b nach Abschnitt 10.2.2.2 beträgt hingegen 35 % (siehe Kapitel 6.3.4.2).

Bild 6.77 zeigt, dass die nach EC3-1-3, Abschnitt 10.2.2.2 analytisch berechneten Tragfähigkeitswerte für positiv biegebeanspruchte Kassettenprofile dann gut mit den experimentell ermittelten Tragfähigkeitswerten übereinstimmen, wenn das Berechnungsverfahren wie folgt modifiziert wird:

- Der Einfluss einer möglichen Eindrehung des zugbeanspruchten breiten Untergurtes wird vernachlässigt. Es wird dazu davon ausgegangen, dass sich der breite Untergurt in Form von zwei Halbwellen nach Bild 2.17 rechts eindrehet.
- Die aussteifende Wirkung der Stegsicken von Kassettenprofilen wird mit den Sonderregeln für Trapezprofile nach *EC3-1-3, Abschnitt 5.5.3.4.3* berücksichtigt.
- Das mögliche seitliche Ausweichen der Stege, bzw. der schmalen Obergurte wird nach *EC3-1-3, Abschnitt 10.1.4.2* berücksichtigt.

Mit diesen Modifikationen beträgt die Abweichung zwischen dem analytisch- und dem experimentell bestimmten Tragfähigkeitswert für das Referenz-Kassettenprofil bei $s_1 = 732$ mm nur etwa 2,6 %, siehe Bild 6.77 rechts. Die analytisch bestimmte Tragfähigkeit für $s_1 = 1000$ mm ist hier etwa 14 % geringer als die experimentell bestimmte Tragfähigkeit, auf deren Grundlage der statische Nachweis einer Bestands-Kassettenprofilfassade geführt wurde.

Weiterführend zeigt Bild 6.78 vergleichend die unterschiedlichen Berechnungsansätze zur Berücksichtigung des Abstandes der Verbindungen mit der Außenschale s_1 . Der ursprüngliche Bemessungsvorschlag von *Baehre* und *Buca* sieht vor, die Tragfähigkeit ab einem Abstand von $s_1 = 300$ mm mit einer hyperbolischen Funktion abzumindern. Bei der auf diesem Vorschlag basierenden Bemessung nach *EC3-1-3, Abschnitt 10.2.2* (mit dem Korrelationsfaktor β_b) wird die Tragfähigkeit ab einem Abstand von $s_1 = 300$ mm linear abgemindert. Bei beiden Ansätzen ist die Abminderung lediglich abhängig vom Abstand s_1 . Der Berechnungsansatz nach *EC3-1-3, Abschnitt 10.1.4.2* (mit dem Beiwert χ_{LT}) ermöglicht es, weitere Randbedingungen, wie die Schubsteifigkeit der Außenschale und die querschnittsabhängige Eigensteifigkeit der Kassettenprofile zu berücksichtigen. Für die Referenzbauteile aus Tabelle 6.36 führt dies zu einer deutlich geringeren Abminderung. Berücksichtigt man die Auswertung der im Rahmen der vorliegenden Dissertation betrachteten experimentellen Untersuchungen (vgl. Kapitel 6.2.2 und Kapitel 6.2.3), kann die geringere Abminderung nach *EC3-1-3, Abschnitt 10.1.4.2* auch über die Versagensart der Kassettenprofile verifiziert werden: Bei allen betrachteten experimentellen Untersuchungen versagten die Kassettenprofile (unabhängig von der Art der Außenschale) bei $s_1 = 732$ mm infolge lokalen Beulens. Diese Versagensart ist nur „geringfügig“ abhängig vom Abstand s_1 , siehe dazu Kapitel 2.2.3.1. Die Abminderung mit $\chi_{LT} = 0,924$ bei $s_1 = 732$ mm entspricht nach Auffassung des Verfassers eher dieser Geringfügigkeit, als die entsprechende Abminderung mit $\beta_b = 0,784$.

Bezüglich der im Rahmen der vorliegenden Dissertation betrachteten Fragestellungen wird zusammenfassend festgestellt:

- Es ist möglich, das Berechnungsverfahren für positive Biegemomentenbeanspruchung nach *EC3-1-3, Abschnitt 10.2.2.2* derart zu modifizieren, dass die experimentell ermittelte Tragfähigkeit der Referenz-Kassettenprofile gut abgebildet wird. Neben den in Kapitel 6.3.4.3 beschriebenen Modifikationen muss dazu das mögliche Biegeknicken der Stege, bzw. der schmalen Obergurte nach *EC3-1-3, Abschnitt 10.1.4.2* berücksichtigt werden. Es wird weiterführend empfohlen, dies für weitere Kassettenprofilquerschnitte zu verifizieren und die Bemessungsregeln in *EC3-1-3, Abschnitt 10.2.2* zu überarbeiten. Dies ist nicht Gegenstand der vorliegenden Dissertation.
- Wird im Rahmen einer Hybridsanierung der Abstand der Verbindungen mit der Außenschale auf $s_1 = 1000$ mm erhöht, ist es möglich, die für den erneuten statischen Nachweis erforderlichen Tragfähigkeitswerte für positive Biegemomentenbeanspruchung analytisch zu bestimmen. Soll die Tragfähigkeit der Kassettenprofile dabei nicht deutlich unterschätzt werden, ist dies nur mit erheblichem Berechnungsaufwand und Abweichungen von den aktuell gültigen technischen Regelwerken möglich.

6.3.5 Zwischenergebnis

In Kapitel 6.3.2 wurde gezeigt, dass es mit bereits vorhandenen Berechnungsansätzen und mechanischen Modellen möglich ist, in Hybridfassaden eine seitliche Halterung der schmalen Obergurte der Kassettenprofile durch marktüblich Sandwichelemente nachzuweisen. Werden die Sandwichelemente sichtbar in Durchsteckmontage an den schmalen Obergurten befestigt, kann der Nachweis der seitlichen Halterung in der Regel über die Verdrehbehinderung geführt werden, werden die Sandwichelemente verdeckt in ihren Längsfugen an den schmalen Obergurten befestigt, muss der Nachweis der seitlichen Halterung über die Verschiebungsbehinderung geführt werden. Dazu ist eine Kopplung der Sandwichelemente mit einem quasi-starren Auflager notwendig. Diese Kopplung kann beispielsweise am Fußpunkt oder im Traufbereich erfolgen. Der Nachweis der ausreichenden Stabilisierung der schmalen Obergurte der Kassettenprofile muss bei Hybridsanierungen grundsätzlich geführt werden. Die Berechnung der dazu erforderlichen Federsteifigkeit der Verbindung zwischen Sandwichelement und Kassettenprofil ist aufwendig. Für eine einfache Nachweisführung in der Praxis werden daher in Tabelle 6.23 konservative Näherungswerte ausgewiesen.

In Kapitel 6.3.3 wurde gezeigt, dass der Einfluss vertikaler Eigenlasten auch bei Hybridsanierungen ohne Kopplung der Sandwichelemente mit einem Festpunkt häufig

vernachlässigt werden kann. Kassettenprofile mit geringer Bauhöhe (also jene, die sich in besonderem Maße für eine Hybridsanierung eignen) können die Eigenlasten einer neuen Außenschale aus marktüblichen PUR/PIR-Sandwichelementen grundsätzlich abtragen, ohne dass dies Einfluss auf die Tragfähigkeit bei Biegebeanspruchung nach Bild 2.7 hat. Der Einfluss vertikaler Eigenlasten auf das Tragverhalten von biegebeanspruchten Kassettenprofilen mit großer Bauhöhe und geringer Blechdicke muss weiterführend untersucht werden.

In Kapitel 6.3.4 wurde gezeigt, dass es bei sinngemäßer Anwendung mit den Berechnungsverfahren nach *EC3-1-3, Abschnitt 10.2.2* vermutlich nur in wenigen Einzelfällen möglich ist, bestehende Kassettenprofile mit erhöhtem Abstand der Verbindungen mit der Außenschale s_1 erneut statisch nachzuweisen: Die Berechnungsverfahren nach *EC3-1-3, Abschnitt 10.2.2* dürfen nicht für alle im Gebäudebestand vorhandenen Kassettenprofile angewendet werden und zahlreiche Vereinfachungen sowie vermutlich unzutreffende mechanische Modellvorstellungen führen dazu, dass die Tragfähigkeit deutlich unterschätzt wird. Mit einigen Modifikationen ist es zwar möglich, für die betrachteten Referenz-Kassettenprofile Tragfähigkeitswerte für positive Biegemomentenbeanspruchung zu berechnen, die sehr gut mit den experimentell ermittelten Tragfähigkeitswerten übereinstimmen, hierbei muss jedoch von den aktuell gültigen technischen Regelwerken abgewichen werden. Es wird daher empfohlen, die Anwendbarkeit der in diesem Kapitel dargestellten Modifikationen auch für weitere Kassettenprofile zu verifizieren und *EC3-1-3* hinsichtlich der Berechnung der Biegemomententragfähigkeit von Kassettenprofilen zu überarbeiten.

Es ist bislang nicht möglich, die lastabtragende Wirkung einer Sandwichelement-Außenschale in Längsrichtung der Kassettenprofile analytisch zu erfassen. Weiterführende numerische Untersuchungen dazu werden im folgenden Kapitel durchgeführt.

6.4 Numerische Untersuchungen

6.4.1 Allgemeines

Neben den experimentellen Untersuchungen (siehe Kapitel 6.2) stellt die numerische Analyse des Tragverhaltens einen wesentlichen Baustein bei der Entwicklung einer mechanischen Modellvorstellung zum Tragverhalten von Hybridfassaden. So ist etwa die Berechnung von Spannungs- und Verformungszuständen möglich, die bei den experimentellen Untersuchungen messtechnisch nicht erfasst werden konnten. Darüber hinaus ist es mit einem hinreichend kalibrierten und verifizierten numerischen Modell einfach möglich, Parameterstudien durchzuführen, um den Gültigkeitsbereich der experimentell gewonnenen Erkenntnisse zu erweitern und

die Güte von analytischen Berechnungen und neuen Bemessungskonzepten zu bewerten.

Die in diesem Kapitel der vorliegenden Dissertation beschriebenen numerischen Untersuchungen werden mit dem Finite-Elemente-Softwarepaket *ANSYS* [107] in der *Version 19.2* (Stand: Januar 2020) durchgeführt, das auf dem allgemeinen Weggrößenverfahren basiert. Mit *ANSYS* ist es möglich, geometrische und physikalische Nichtlinearitäten zu berücksichtigen und Berechnungen mit großen Verformungen durchzuführen. *ANSYS* bietet dem Benutzer heute zwei Schnittstellen:

- *ANSYS Classic*
Alle Programmeinstellungen und -befehle werden über die Skriptsprache *ANSYS Parametric Design Language (Mechanical APDL)* eingegeben. Die Geometrie der zu untersuchenden Bauteile muss manuell über die Eingabe von Koordinaten erzeugt werden.
- *ANSYS Workbench*
Alle Programmeinstellungen und -befehle werden über eine grafische Benutzeroberfläche (GUI) eingegeben. Die Geometrie der zu untersuchenden Bauteile kann über bidirektionale Schnittstellen mit CAD-Programmen erzeugt werden.

Im kommerziellen Bereich des Bauingenieurwesens ist heute die Anwendung von *ANSYS Workbench* Standard. Dies kann vor allem damit erklärt werden, dass mit importierten Geometrien (beispielsweise aus Herstellerzeichnungen oder kostenfreien Bauteile-Bibliotheken wie *TraceParts* [115]) und einigen „Klicks“ Ergebnisse produziert werden können. *ANSYS Classic* ist in seiner Anwendung hingegen deutlich komplexer. Die Skriptsprache *Mechanical APDL* wurde in der Zeit der Lochkarten entwickelt und besitzt die entsprechenden Eigenheiten dieser Epoche. Vom Anwender fordert sie also eine umfangreiche Einarbeitung und erweitertes Wissen zur Formulierung von Datenstrukturen und Algorithmen. An Hochschulen und in der Forschung ist *ANSYS Classic* dennoch bis heute weit verbreitet. Dies kann damit erklärt werden, dass *ANSYS Classic* dem Anwender mehr Kontrolle über den *ANSYS*-Löser bietet. So muss jeder Schritt der numerischen Simulation händisch über einen Interpreter-Befehl eingegeben werden, was bewusste Entscheidungen erzwingt und so die Fehleranfälligkeit gegenüber der automatisierten Eingabe mit *ANSYS Workbench* erheblich reduziert. Die numerischen Untersuchungen im Rahmen der vorliegenden Dissertation werden daher mit *ANSYS Classic* durchgeführt.

Als Verfahren zur Lösung der nichtlinearen Gleichungssysteme wurde das *Newton-Raphson-Verfahren* gewählt. Mit diesem Verfahren ist es nicht möglich, den Nachtraglastbereich der untersuchten Bauteile abzubilden, die numerischen Simulationen enden also mit dem Erreichen der Traglast.

Für die numerischen Untersuchungen, die in diesem Abschnitt der vorliegenden Dissertation beschrieben werden, wurde ein *Mechanical APDL* Berechnungsmakro programmiert, mit dem Verzweigungs- und Traglastberechnungen an Kassettenprofilen mit Anordnung entsprechend den in Kapitel 6.2 beschriebenen experimentellen Untersuchungen (vgl. Bild 2.8) durchgeführt werden können. Das Berechnungsmakro ist unterteilt in zehn Unterprogramme, die zur Eingabe der Parameter, zur Erstellung der Geometrie, der Randbedingungen und der Belastung sowie zum Aufruf der einzelnen Rechenschritte dienen. Zur Erstellung der Geometrie der Kassettenprofile wurde mit *Microsoft Excel* [109] eine Datenbank erzeugt, die die Koordinatenpunkte der Querschnitte von insgesamt 30 Kassettenprofilen mit unterschiedlicher Bauhöhe und Nennblechdicke enthält. Alle weiteren freien Parameter können im Unterprogramm zur Eingabe der Parameter definiert werden. Der Ablauf der Berechnung erfolgt dann weitestgehend automatisiert für die jeweilige Simulationsreihe.

Die in diesem Abschnitt der vorliegenden Dissertation beschriebenen numerischen Untersuchungen werden vorrangig mit folgenden Zielen durchgeführt:

- Die bisherigen Ergebnisse der experimentellen und analytischen Untersuchungen sollen verifiziert und in ihrem Gültigkeitsbereich erweitert werden.
- Verbleibende Wissenslücken, insbesondere zur Aussteifung der Kassettenprofile durch die Sandwichelemente und zum Einfluss von Eigenlasten, sollen geschlossen werden.

Zunächst werden die Modellierung und die Kalibration des Finite-Elemente-Modells beschrieben. Anschließend werden Analysen und Parameterstudien zur Aussteifung von Kassettenprofilen mit Sandwichelement-Außenschale, zum Abtrag der Eigenlasten und zur lastabtragenden Wirkung einer Außenschale aus vertikal verlegten Sandwichelementen in Längsrichtung der Kassettenprofile durchgeführt.

6.4.2 Modellierung des Finite-Elemente-Modells

6.4.2.1 Berechnungsarten und zugehörige Nichtlinearitäten

Bei der numerischen Simulation des Tragverhaltens von Bauteilen muss zwischen zwei Berechnungsarten unterschieden werden. Bei Eigenwert- oder Verzweigungslastanalysen wird definitionsgemäß die Elastizitätstheorie mit uneingeschränkter Gültigkeit des Hooke'schen Gesetzes bei idealer Sollform des betrachteten Bauteils zu Grunde gelegt. Bei Traglastanalysen von Bauteilen, die real mit physikalischen und geometrischen Nichtlinearitäten behaftet sind, würde dieser Ansatz jedoch zu falschen Ergebnissen führen. Die in Wirklichkeit vorhandenen Nichtlinearitäten müssen folglich auch im numerischen Modell erfasst werden. Zur Berücksichtigung

der physikalischen (stofflichen) Nichtlinearität wird das Materialverhalten des Baustahls der betrachteten Kassettenprofile gemäß den Empfehlungen nach *DIN EN 1993-1-5* [93], *Anhang C*, linear-elastisch, ideal-plastisch abgebildet. Die Streckgrenze f_y bildet dabei die elastische Grenze. Zur Vermeidung von numerischen Konvergenzproblemen wird ein Fließplateau mit einer minimalen Steigung von $1/10\,000$ angesetzt, siehe Bild 6.79.

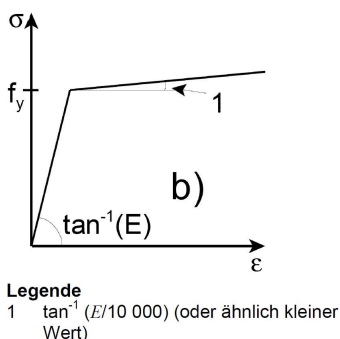


Bild 6.79: Modellierung des Materialverhaltens in den numerischen Untersuchungen nach [93]

Zur Berücksichtigung der geometrischen Nichtlinearitäten muss zunächst beachtet werden, dass Kassettenprofile aufgrund ihrer Querschnittsform stark beulgefährdet sind. Die einzelnen Querschnittsteile verhalten sich also bei Druckbeanspruchung bis zum Erreichen der Traglast nicht formtreu. Folglich werden die Steifigkeitsmatrizen des Finite-Elemente-Modells nichtlinear am verformten System aufgestellt. Darüber hinaus ergeben sich geometrische Nichtlinearitäten daraus, dass Bauteile i. d. R. nicht ihre ideale Sollgeometrie aufweisen. Unter realen Bedingungen ergeben sich generell Abweichungen in Form von geometrischen Imperfektionen, die zur Erzielung der geforderten Ergebnisgenauigkeit sowie zur Abbildung des wirklichen Tragverhaltens eines Bauteils im numerischen Modell berücksichtigt werden müssen. Zur Skalierung der aufzubringenden geometrischen Imperfektionen kann wahlweise auf Messdaten von realen Bauteilen oder auf sogenannte *geometrische Ersatzimperfektionen* zurückgegriffen werden, siehe dazu z. B. *DIN EN 1993-1-5* [93], *Tabelle C.2* und *Bild C.1*.

6.4.2.2 Modellierung der Kassettenprofile

6.4.2.2.1 Geometrie, Elementtyp und Vernetzung

Die Geometrie der Kassettenprofile wird im Berechnungsmakro prismatisch, d. h. durch Parallelverschiebung einer auf die Blechmittelebene reduzierten Grundfläche in Längsrichtung erzeugt. Der Ausgangsquerschnitt wird dabei aus den in der zuvor angelegten *Excel*-Datenbank hinterlegten Koordinatenpunkten generiert. Hierbei wird bereits beachtet, dass sich der Werkstoff der Kassettenprofile durch das Kaltumformen bei der Herstellung geringfügig verfestigt. Um dies zu berücksichtigen, wird die Querschnittsfläche in den betroffenen Bereichen durch Vernachlässigung der Ausrundungen geringfügig erhöht. Der Querschnitt wird folglich scharfkantig, also ohne Ausrundungen modelliert. Dass die scharfkantige Modellierung von dünnwandigen Stahlprofilen ausreichend genaue Ergebnisse liefert, zeigt *Kalameya* bereits in [29]. Auch die im Vorfeld der vorliegenden Dissertation durchgeführten numerischen Untersuchungen zum Tragverhalten von Kassettenprofilen belegen dies, siehe dazu z. B. [18; 40; 55].

Bei der Betrachtung lokal beulgefährdeter Bauteile müssen neben Starrkörperverschiebungen und -verdrehungen auch die Querschnittsverzerrungen abgebildet werden. Folglich können keine Balkenelemente verwendet werden und die Kassettenprofile werden mit vierknotigen Schalenelementen des Typs *SHELL 181* (siehe Bild 6.80) modelliert. Diese Elemente besitzen je Knoten jeweils drei Verschiebungsfreiheitsgrade (U_x , U_y , U_z) und drei Verdrehungsfreiheitsgrade (Φ_x , Φ_y , Φ_z). Die Schalenmittelebene entspricht bei *SHELL 181* der Blechmittelebene des entsprechenden Querschnittsteils.

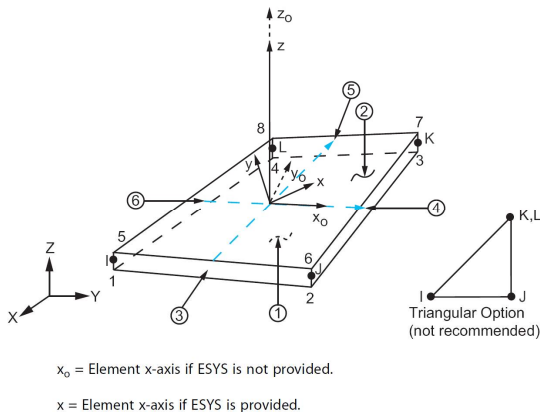


Bild 6.80: Viereckiges Schalenelement Typ *SHELL 181* mit sechs Freiheitsgraden je Knoten [2]

ANSYS bietet die Option, vorgegebene Geometrien selbstständig zu vernetzen. Die dabei entstehenden Finite-Elemente-Netze sind jedoch häufig inhomogen. Um ein möglichst homogenes Finite-Elemente-Netz zu erzeugen, wurde also auf die Anwendung dieser Methode verzichtet. Stattdessen wird manuell durch äquidistante Unterteilung der Querschnittslinien und schrittweise Extrusion des so unterteilten Querschnitts ein Netz mit rechteckigen Elementen erzeugt, bei dem alle Elemente etwa ein Längen/Breitenverhältnis L_E/B_E zwischen 1,0 und 1,5 aufweisen. Die Elementgröße wird dabei so gewählt, dass ein Optimum zwischen Ergebnisgenauigkeit und Rechenaufwand erzielt wird. Konvergenzstudien, die im Vorfeld der vorliegenden Dissertation durchgeführt wurden zeigen, dass dieses Optimum bei einer Elementgröße von ca. 25 mm erreicht wird, vgl. [18; 55]. Das folgende Bild 6.81 zeigt beispielhaft einen vernetzten Ausschnitt des Finite-Elemente-Modells für das Referenz-Kassettenprofil nach Bild 3.6.

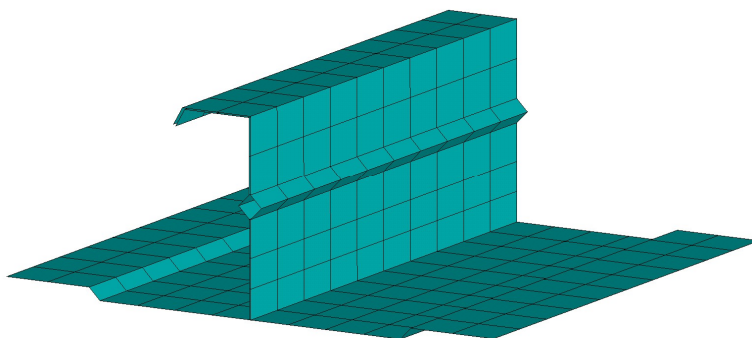


Bild 6.81: Ausschnitt Finite-Elemente-Modell für das Referenz-Kassettenprofil nach Bild 3.6

6.4.2.2 Kontaktflächen und -elemente

Die einzelnen Kassettenprofile sind bei der im obigen Bild dargestellten Anordnung längsseits nicht miteinander verbunden. Bei numerischen Simulationen könnten sie einander also zunächst durchdringen, was das reale Tragverhalten offensichtlich nicht richtig abbildet. Um dies zu verhindern, werden in ANSYS sogenannte *Kontaktflächen* definiert, die mit *Kontaktelementen* vernetzt werden.

In ANSYS werden zwei Arten von Kontakten unterschieden. Bei symmetrischen Kontakten werden jeweils eine Kontakt- und eine Zielfläche definiert, bei asymmetrischen Kontakten sind beide Flächen jeweils Kontakt- und Zielfläche. Zur Modellierung eines symmetrischen Kontaktes ist also Kenntnis darüber erforderlich, welche Fläche die andere zu durchdringen droht.

Finite-Elemente-Modelle mit Kontakten neigen häufig zu Konvergenzproblemen, die oftmals auf eine sogenannte *Starrkörperbewegung* zurückgeführt werden können:

Bei der Berechnung eines nichtlinearen Problems wird iterativ ein Gleichgewicht der äußeren Kräfte (f_{ext}) und der inneren Kräfte (f_{int}) erstellt. Konvergiert das Gleichungssystem

$$(f_{ext}) - (f_{int}) = 0 \quad (6.24)$$

nicht, bewegt sich das Bauteil. Dies ist z. B. der Fall, wenn ein Bauteil nur unzureichend gelagert wird. Dabei muss beachtet werden, dass Bauteile bei numerischen Simulationen auch in Richtungen gehalten werden, in denen sie nicht belastet sind. Zur numerisch erfolgreichen Lösung des Gleichungssystems nach (6.24) ist es darüber hinaus häufig erforderlich, dass ein gewisses Eindringen der Kontaktfläche in die Zielfläche zugelassen wird. Dies wiederum hat Einfluss auf die Berechnungsergebnisse, sodass hierbei ein Optimum zwischen Ergebnisgenauigkeit und Konvergenz gefunden werden muss.

Das Finite-Elemente-Modell der Kassettenprofile wird vom Berechnungsmakro so generiert, dass an den angrenzenden Flächen der Stege und der Obergurte jeweils gleichgroße Elemente des Typs *SHELL 181* gegenüberliegen. Diese Elemente werden anschließend mit den jeweiligen Kontakt- und Zielelementen überzogen. Als Kontaktelemente werden zweidimensionale Elemente des Typs *CONTA 173* verwendet. Diese vierknotigen Kontaktelemente können mit den verwendeten Schalelementen des Typs *SHELL 181* kombiniert werden. Sie übernehmen dabei die zuvor definierten Materialeigenschaften dieser Elemente. Als Zielelemente werden ebenfalls zweidimensionale Elemente des Typs *TARGE 170* verwendet. Für die Bildung eines sogenannten *Kontaktpaares* müssen den einzelnen Kontaktflächen ihre jeweiligen Zielflächen zugewiesen werden, denn nur bei einem zuvor gebildeten Kontaktpaar wird eine gegenseitige Durchdringung behindert. Das folgende Bild 6.82 zeigt beispielhaft die definierten Kontaktflächen der Stege und der schmalen Obergurte für das Referenz-Kassettenprofil nach Bild 3.6.

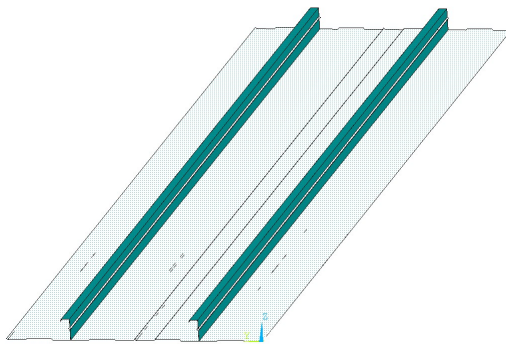


Bild 6.82: Kontaktflächen am Beispiel des Referenz-Kassettenprofils nach Bild 3.6

6.4.2.2.3 Rand- und Lagerungsbedingungen

Die Längsränder benachbarter Kassettenprofile werden in der Praxis im Längsabstand $e_L \leq 1000$ mm bzw. $e_L \leq 500$ mm miteinander verschraubt, siehe dazu Kapitel 2.2.2.4. Um dies auch im numerischen Modell zu berücksichtigen, werden die zur Verschraubung verwendeten Stegverbinder vereinfachend als starre Kopplung abgebildet. An einem Längverschraubungspunkt werden also die drei Verschiebungsfreiheitsgrade (U_x, U_y, U_z) der angrenzenden Knoten zweier Kassettenprofile gekoppelt. Das Berechnungsmakro wurde so programmiert, dass das für die Geometrie zuständige Unterprogramm die betreffenden Knoten selbstständig auswählt und koppelt. Der Längsabstand e_L und die Höhe der Stegverbindungen sind dabei parametrisiert, sie können also bei jeder Berechnung frei gewählt werden. Bild 6.83 zeigt beispielhaft die Längverschraubung am Referenz-Kassettenprofil nach Bild 3.6 im Finite-Elemente-Modell.

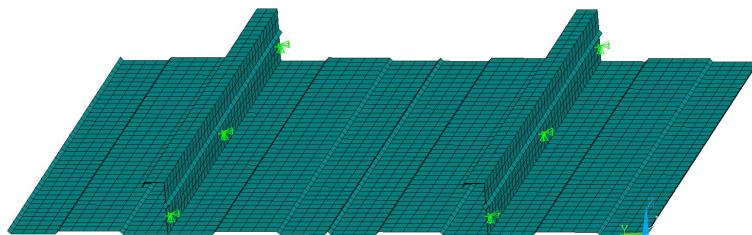


Bild 6.83: Knotenkopplung (hellgrün) zur Modellierung der Längverschraubung im Bereich der Stege

Kassettenprofile werden an ihren Auflagern über Schrauben oder Setzbolzen mit der tragenden Unterkonstruktion verbunden, siehe dazu Kapitel 2.2.2.3. Die als statisch wirksam betrachteten Verbindungsmittel dürfen dabei maximal mit einem Abstand von 75 mm von den Stegen angeordnet werden, wobei sich in Profilmitte zumeist weitere konstruktive Befestigungspunkte befinden. Bei andrückenden Lasten erfolgt die Kraftübertragung nicht nur über diese Befestigungspunkte, sondern maßgebend über alle an der Unterkonstruktion anliegenden Flächen der breiten Untergurte. Die in diesem Abschnitt der vorliegenden Dissertation beschriebenen numerischen Untersuchungen beziehen sich vorrangig auf andrückende Lasten, sodass die Auflagerung der Kassettenprofile vereinfachend als Linienlagerung der breiten Untergurte idealisiert wird. Dazu werden die betreffenden Knoten in den Tiefsicken der breiten Untergurte translatorisch in ihrer Bewegung behindert, sodass eine gelenkige Lagerung der Kassettenprofile entsteht. Am Trägeranfang werden alle drei Freiheitsgrade (U_x, U_y, U_z) gesperrt, am Trägerende wird eine Translation der Profile in Längsrichtung (U_x) zugelassen. In Längsrichtung der Kassettenprofile entsteht also das statisch bestimmte System eines Einfeldträgers. Bild 6.84

zeigt beispielhaft die Auflagerung des Referenz-Kassettenprofils nach Bild 3.6 am Trägeranfang.

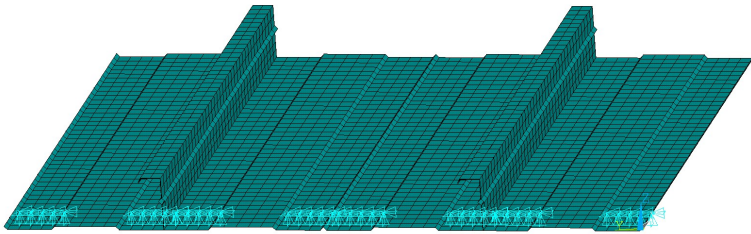


Bild 6.84: Gelenkige Auflagerung (hellblau) der Kassettenprofile in Tiefsicken der breiten Untergerurte am Trägeranfang

Die gewählte Prüfkörperanordnung mit einem ganzen und zwei halbierten Kassettenprofilen ist gängige Praxis bei der Durchführung von experimentellen Untersuchungen zum Tragverhalten von biegebeanspruchten Kassettenprofilen, siehe dazu Kapitel 2.2.3.3 (und auch Kapitel 6.2). Das Bauteilverhalten an den nicht gelagerten Längsrändern der halbierten Kassettenprofile entspricht dabei nicht dem in einer realen Einbausituation. Um dies zu korrigieren, wurde das Berechnungsmakro so programmiert, dass an den freien Längsrändern wahlweise Randbedingungen ergänzt werden können, die ein symmetrisches Bauteilverhalten erzwingen. So können wahlweise die Verschiebung in Querrichtung (U_y) und mögliche Verdrehungen (Φ_x, Φ_y, Φ_z) gesperrt, bzw. gekoppelt werden. Mit diesen zusätzlichen Symmetriebedingungen ist es einfach möglich, das Tragverhalten einer vollständigen Kassettenprofilfassade abzubilden. Bild 6.85 zeigt die optionale Verschiebungs- und Verdrehungsbehinderung an den freien Längsrändern des Referenz-Kassettenprofils nach Bild 3.6.

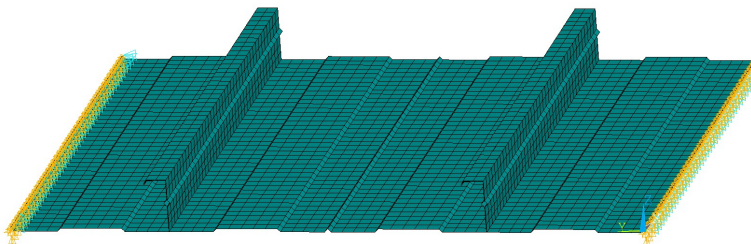


Bild 6.85: Optionale Randbedingungen an den freien Längsrändern der halbierten Kassettenprofile (hellblau: Verschiebungsbehinderung, orange: Verdrehungsbehinderung)

6.4.2.3 Modellierung der Außenschalen

Es werden Kassettenprofilfassaden mit Trapezprofil- und Sandwichelement-Außenschale betrachtet, s. o. Um das Tragverhalten der Kassettenprofile bei Biegebeanspruchung realitätsnah abzubilden, ist es in beiden Fällen nicht erforderlich, die Außenschalen vollständig zu modellieren:

- Trapezprofile (vertikal verlegt) stellen in der Regel an den Verbindungspunkten ausreichend Schubsteifigkeit für die Annahme einer seitlichen Halterung der schmalen Obergurte bereit. Die Steifigkeit der Trapezprofile in Längsrichtung der Kassettenprofile kann wegen dem „Ziehharmonika-Effekt“ vernachlässigt werden.

Eine Trapezprofil-Außenschale kann folglich in guter Näherung durch die Sperrung der seitlichen Obergurtverschiebung an den Verbindungspunkten (mit Abstand s_1) modelliert werden.

- Die Schubsteifigkeit, die für Hybridsanierungen geeignete Sandwichelemente in Querrichtung der Kassettenprofile an den Verbindungspunkten bereitstellen können, kann berechnet werden (siehe dazu Kapitel 6.3.2).

Es wird davon ausgegangen, dass die Steifigkeit und die Tragfähigkeit der Sandwichelemente in Längsrichtung der Kassettenprofile maßgebend von der Steifigkeit der Verbindungen und der Längsfugenprofilierung beeinflusst werden. Die eigentlichen Sandwichelemente können vereinfachend als Starrkörper betrachtet werden.

Eine Sandwichelement-Außenschale wird folglich in Querrichtung der Kassettenprofile als Wegfeder mit Federsteifigkeit K_v nach Tabelle 6.27 modelliert. Die lastabtragende Wirkung einer Sandwichelement-Außenschale in Längsrichtung der Kassettenprofile wird mit einer Wegfeder modelliert, die die jeweils angrenzenden Verbindungspunkte (mit Abstand s_1) eines Obergurtpaares miteinander verbindet.

Die Eigenlasten der jeweiligen Außenschalen müssen gesondert berücksichtigt werden. Auf die Modellierung der Verbindungsmittel mit Volumenelementen wird in beiden Fällen verzichtet. Zunächst werden im vorgegebenen Abstand s_1 die angrenzenden Knoten der beiden Kassettenprofile miteinander gekoppelt (U_x, U_y, U_z), anschließend werden die jeweiligen Randbedingungen ergänzt.

Das folgende Bild 6.86 zeigt die Modellierung einer Trapezprofil-Außenschalen am Referenz-Kassettenprofil nach Bild 3.6. Im Abstand s_1 werden die Kassettenprofile miteinander gekoppelt (hellgrün), anschließend wird die Verschiebung (U_y) gesperrt (hellblau).

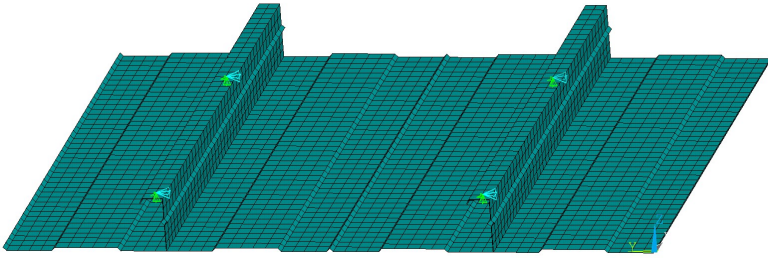


Bild 6.86: Modellierung einer Trapezprofil-Außenschale durch seitliche Verschiebungsbehinderung im Abstand s_1

Das folgende Bild 6.87 zeigt die Modellierung einer Sandwichelement-Außenschale am Referenz-Kassettenprofil nach Bild 3.6. Auch hier werden zunächst im Abstand s_1 die Kassettenprofile gekoppelt (hellgrün). In Querrichtung werden die gekoppelten Knoten über ein Federelement des Typs *COMBIN 14* (magentarot) mit einem Festpunkt (hellblau, U_y gesperrt) verbunden. Abweichend zur Darstellung in Bild 6.87 wird das Federelement *COMBIN 14* ohne Länge modelliert (vgl. [2]), der Festpunkt hat also die gleichen Koordinaten wie der Verbindungspunkt am Kassettenprofil. In Längsrichtung werden die oberen Knoten der Verbindungspunkte untereinander mit Federelementen des Typs *COMBIN 39* (magentarot) verbunden. Diese Federelemente liegen in der Ebene der äußeren Obergurte. Sie haben die Länge s_1 .

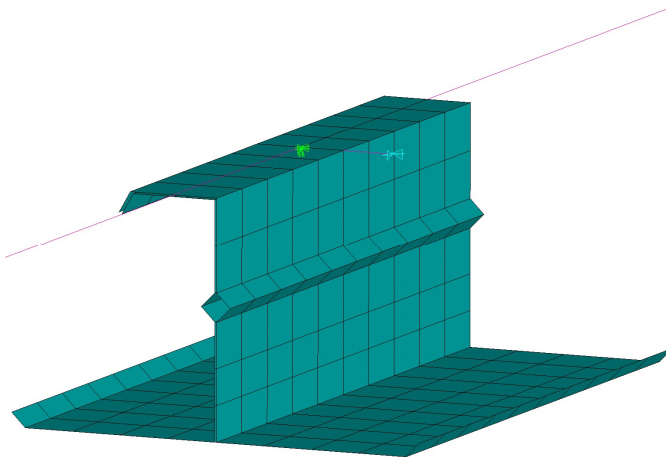


Bild 6.87: Modellierung einer Sandwichelement-Außenschale mit Federelementen in Quer- und Längsrichtung (magentarot)

Das Federelement *COMBIN 14* zur Modellierung der Sandwichelement-Außenschale in Querrichtung der Kassettenprofile wird als 1D-Wegfeder (U_y) mit konstanter Federsteifigkeit k konfiguriert, vgl. Bild 6.88. Der optionale Dämpfer (mit Abklingkonstante c_v) wird nicht aktiviert.

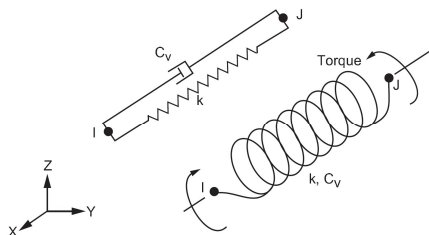


Bild 6.88: Eigenschaften Federelement Typ *COMBIN 14* [2]

Das Federelement *COMBIN 39* zur Modellierung der Sandwichelement-Außenschale in Längsrichtung der Kassettenprofile wird als 3-D-Wegfeder ohne Dämpfer modelliert. Die Federkennlinie dieses Elementtyps kann, für den Zug- und Druckbereich unabhängig, multilinear definiert werden. Die Eingabe der Federkennlinie erfolgt über Koordinatenpunkte, siehe Bild 6.89.

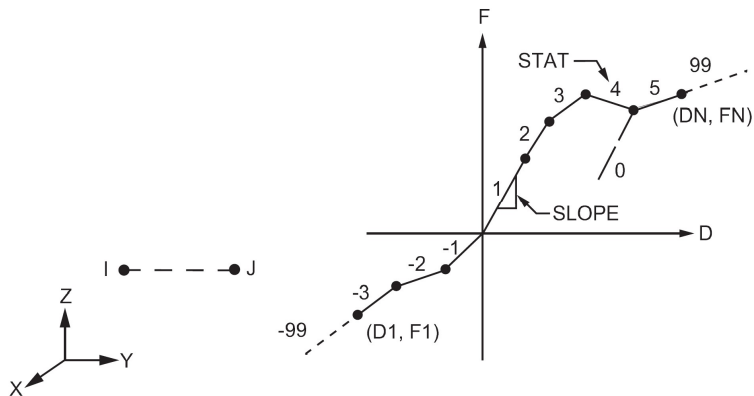


Bild 6.89: Eingabe der Federkennlinie Elementtyp *COMBIN 39* [2]

Die Federkennlinie wird anhand der Ergebnisse der zuvor betrachteten experimentellen Untersuchungen kalibriert, siehe dazu Kapitel 6.4.4.5.

6.4.2.4 Modellierung der Belastung

Kassettenprofile werden in Fassaden für die Beanspruchung durch senkrecht zur Fassadenebene wirkende Lasten bemessen, siehe dazu Kapitel 2.2.3.1. Diese Lasten

(bislang i. d. R. Winddruck oder Windsog) werden über die schmalen Obergurte in die Kassettenprofile eingeleitet. Zusätzlich wirkt das Konstruktionseigengewicht der Profile, der zwischen den Stegen einliegenden Mineralwolle und ggf. der Außenschale auf die Kassettenprofile ein.

Im Finite-Elemente-Modell sollen die Kassettenprofile vorrangig mit einer andrückenden Flächenlast belastet werden, die über die schmalen Obergurte eingeleitet wird. Dazu wird zunächst eine frei wählbare Gesamtlast definiert, die anschließend gleichmäßig auf alle Finiten Elemente der beiden außenliegenden Obergurte verteilt wird. Bild 6.90 zeigt die Modellierung dieser Belastung am Referenz-Kassettenprofil nach Bild 3.6.

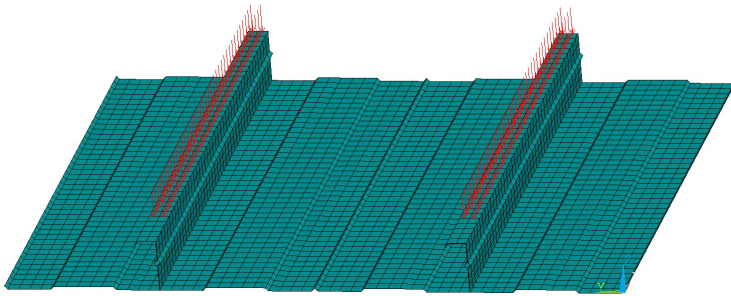


Bild 6.90: Modellierung der vorrangigen Belastung

Zusätzlich ist es optional möglich, die genannten Eigenlasten zu berücksichtigen. Die Wirkungsrichtung der Eigenlasten kann dabei frei gewählt werden, sodass neben dem Versuchsaufbau entsprechend den in Kapitel 6.2 beschriebenen experimentellen Untersuchungen (vgl. Bild 2.8) auch die reale Einbausituation in einer Fassade simuliert werden kann.

6.4.2.5 Modellierung der geometrischen Imperfektionen

6.4.2.5.1 Allgemeines

Das *Mechanical APDL* Berechnungsmakro wurde so programmiert, dass es für das jeweils betrachtete Kassettenprofil selbstständig fünf mögliche geometrische Imperfektionen modelliert, die beliebig skaliert und miteinander kombiniert werden können. Die ersten beiden Verformungsfiguren dieser geometrischen Imperfektionen werden mit gesonderten Eigenwert- bzw. Verzweigungslastanalysen erzeugt, zwei weitere dieser geometrischen Imperfektionen werden durch Knotenverschiebungen erzeugt. Die fünfte geometrische Imperfektion wird mit einer „1“-normierten Last erzeugt.

6.4.2.5.2 Geometrische Imperfektion 1

Die erste geometrische Imperfektion begünstigt das lokale Beulen der Stege und der schmalen Obergurte. Bild 6.91 zeigt die zugehörige Verformungsfigur eines Steg- und Obergurtpaars des Referenz-Kassettenprofils nach Bild 3.6.

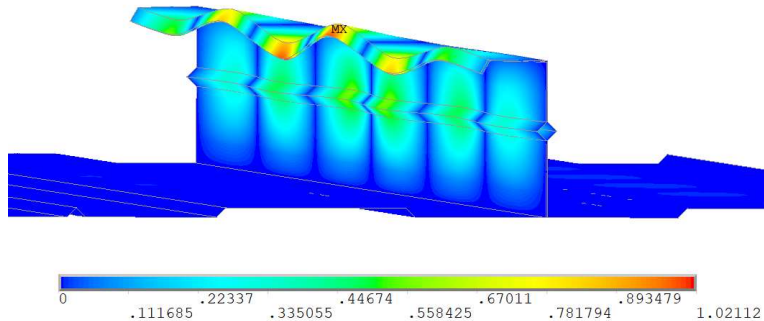


Bild 6.91: Geometrische Imperfektion 1

Die sechs Stegbeulen weisen in alternierende Richtungen, farblich dargestellt wird die Vektorsumme der Verschiebungen. Die jeweilige Ausweichrichtung der schmalen Obergurte korreliert mit der Richtung der angrenzenden Stegbeule. Zur Erzeugung dieser Verformungsfigur werden die in Kapitel 6.4.2.3 beschriebenen Randbedingungen wie folgt ergänzt:

- Die Translation der breiten Untergurte (U_x, U_y, U_z) wird vollständig gesperrt.
- Die seitliche Translation (U_y) der schmalen Obergurte wird am Übergang zu den Stegen gesperrt.
- Die seitliche Translation (U_y) des Gesamtquerschnittes an den Längsrändern wird gesperrt.

6.4.2.5.3 Geometrische Imperfektion 2

Die zweite geometrische Imperfektion begünstigt ebenfalls das lokale Beulen der Stege und der schmalen Obergurte. Bild 6.92 zeigt die zugehörige Verformungsfigur eines Steg- und Obergurtpaars des Referenz-Kassettenprofils nach Bild 3.6.

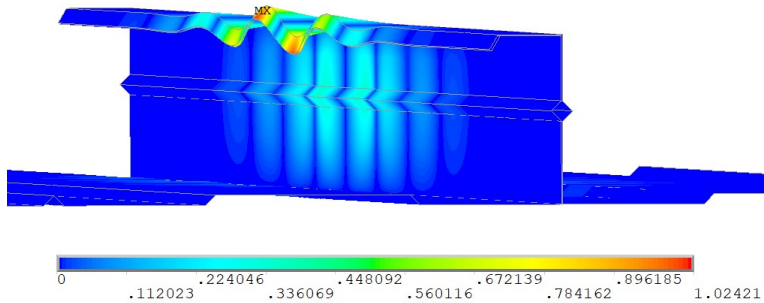


Bild 6.92: Geometrische Imperfektion 2

Die Stegbeulen weisen auch bei dieser Verformungsfigur in alternierende Richtungen, farblich dargestellt wird ebenfalls die Vektorsumme der Verschiebungen. Die jeweilige Ausweichrichtung der schmalen Obergurte korreliert auch bei dieser Verformungsfigur mit der Richtung der angrenzenden Stegbeule. Zur Erzeugung dieser Verformungsfigur werden die in Kapitel 6.4.2.2.3 beschriebenen Randbedingungen wie folgt ergänzt:

- Die seitliche Translation (U_y) der breiten Untergurte wird am Übergang zu den Stegen und an den freien Rändern gesperrt.
- Die seitliche Translation (U_y) der schmalen Obergurte wird am Übergang zu den Stegen gesperrt.
- Die seitliche Translation (U_y) des Gesamtquerschnittes an den Längsrändern wird gesperrt.

6.4.2.5.4 Geometrische Imperfektion 3

Die dritte geometrische Imperfektion begünstigt, durch seitliche Schiefstellung der Stege, die Forminstabilität des Querschnitts zwischen den Verbindungspunkten mit der Außenschale im Abstand s_1 . Bild 6.93 zeigt die zugehörige Verformungsfigur eines Steg- und Obergurtpaars des Referenz-Kassettenprofils nach Bild 3.6.

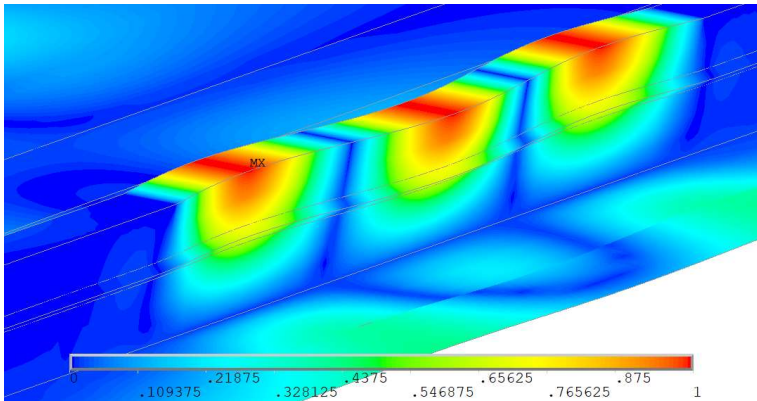


Bild 6.93: Geometrische Imperfektion 3

Die Stege weisen in alternierende Richtungen, farblich dargestellt wird die Vektorsumme der Verschiebungen. Zur Erzeugung der gewünschten Bogenform am oberen Ende der Stege werden die sich dort befindlichen Knoten seitlich (U_y) verschoben. Die Verschiebung folgt dabei einer Sinuswelle mit Nullstellen im Abstand s_1 . Die Richtung der Schiefstellung wird bei dieser Imperfektion so gewählt, dass die niedrigste Beanspruchbarkeit erzielt wird. Bei der Erzeugung dieser Verformungsfigur werden die in Kapitel 6.4.2.2.3 beschriebenen Randbedingungen nicht modifiziert.

6.4.2.5.5 Geometrische Imperfektion 4

Die vierte geometrische Imperfektion begünstigt, ebenfalls durch seitliche Schiefstellung der Stege, die Forminstabilität des Gesamtquerschnitts. Verbindungen mit der Außenschale werden bei der Erzeugung dieser Imperfektion nicht berücksichtigt. Bild 6.94 zeigt die zugehörige Verformungsfigur für das Referenz-Kassettenprofil nach Bild 3.6.

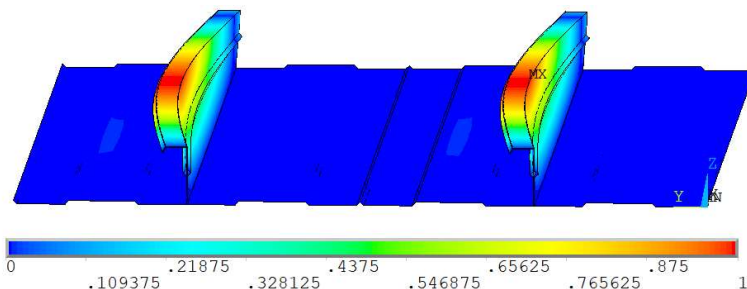


Bild 6.94: Geometrische Imperfektion 4

Die Stege weisen bei dieser Imperfektion in die Richtung, bei der die niedrigere Beanspruchbarkeit erzielt wird. Zur Erzeugung der dargestellten Bogenform werden die Knoten am oberen Ende der Stege seitlich (U_y) verschoben. Die relative Verschiebung entspricht dabei dem Funktionswert einer Sinushalbwellen, deren Länge der Gesamtlänge der Kassettenprofile entspricht. Bei der Erzeugung dieser Verformungsfigur werden die in Kapitel 6.4.2.2.3 beschriebenen Randbedingungen wie folgt modifiziert:

- Die seitliche Translation (U_y) der breiten Untergurte wird am Übergang zu den Stegen und an den freien Rändern gesperrt.
- Die seitliche Translation (U_y) der schmalen Obergurte im Abstand s_1 wird entsperrt.
- Die seitliche Translation (U_y) des Gesamtquerschnittes an den Längsrändern wird gesperrt.

6.4.2.5.6 Geometrische Imperfektion 5

Die fünfte geometrische Imperfektion begünstigt die mögliche Gurteindrehung der breiten Untergurte. Bild 6.95 zeigt die zugehörige Verformungsfigur des Gesamtquerschnitts für das Referenz-Kassettenprofil nach Bild 3.6.

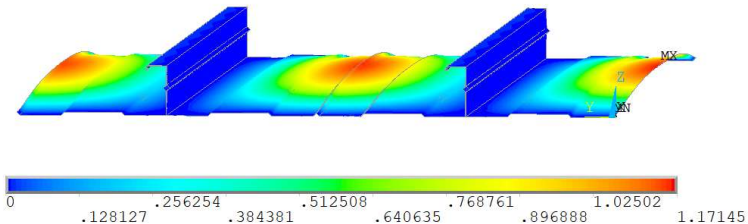


Bild 6.95: Geometrische Imperfektion 5

Zur Erzeugung der dargestellten Verformungsfigur werden die breiten Untergurte in Richtung der neutralen Achse mit einer normierten Flächenlast belastet. Die in Kapitel 6.4.2.2.3 beschriebenen Randbedingungen werden dabei nicht modifiziert. Eine Gurteindrehung an den Auflagern wird also behindert, was auch der tatsächlichen Einbausituation in der Baupraxis entspricht, vgl. Kapitel 2.2.2.3.

6.4.3 Vorbemerkungen zum Vergleich mit den Messergebnissen experimenteller Untersuchungen

6.4.3.1 Vergleich und Erhebung von Messdaten

Bei den in Kapitel 6.2.2 und Kapitel 6.2.3 beschriebenen experimentellen Untersuchungen wurden die Prüflast (ohne Eigenlasten der Prüfkörper und der Lasteinleitungsstruktur) und die Durchbiegung der Prüfkörper in Feldmitte messtechnisch erfasst. Zur Messung der Durchbiegung der Prüfkörper in Feldmitte wurden zwei Seilwegaufnehmer verwendet, deren Messeile mit Magneten ca. 45 mm neben den Stegen am Untergurt des vollständigen Kassettenprofils befestigt wurden (siehe dazu Bild B.11 in Anhang B). Es ist zu beachten, dass die so gemessene Durchbiegung nicht exakt der maximalen Durchbiegung entspricht, wenn sich der breite Untergurt dreht. Um vergleichende Betrachtungen durchführen zu können, wird bei den entsprechenden numerischen Untersuchungen die Durchbiegung in Feldmitte ebenfalls an diesen Stellen (neben den Stegen, am vollständigen Kassettenprofil, jeweils in der Mitte der ersten Tiefsicke) gemessen. Ausgewiesen wird in der Regel das arithmetische Mittel beider Messwerte.

6.4.3.2 Versuchsdurchführung

Es ist auch zu beachten, dass bei den in Kapitel 6.2.2 und Kapitel 6.2.3 beschriebenen experimentellen Untersuchungen die Aufzeichnung der Messdaten erst nach dem Einbau der Versuchskörper und der Lasteinleitungsstruktur beginnt. Zu diesem Zeitpunkt sind die Prüfkörper bereits Lotrecht durch die Eigenlasten der folgenden Bauteile belastet:

- Der Kassettenprofile,
- der zwischen den Stegen einliegenden Mineralwolle,
- der Außenschale,
- der Lasteinleitungsstruktur,
- sowie der sonstigen Anbauteile (z. B. C-Profile, Schraubzwingen, Schrauben).

Es ist davon auszugehen, dass sich infolge dieser Belastung bereits signifikante Spannungs- und Verformungszustände einstellen. Soll das Bauteilverhalten der Kassettenprofile realitätsnah simuliert werden, müssen diese Spannungs- und Verformungszustände bei Traglastanalysen numerisch erfasst werden. Die in Kapitel 6.2.2 und Kapitel 6.2.3 beschriebenen experimentellen Untersuchungen werden also in zwei Schritten simuliert, die programmintern auch als *LOADSTEPS* bezeichnet werden:

- **LOADSTEP 1**

Das Finite-Elemente-Modell wird mit den Eigenlasten der aufgezählten Bauteile belastet. Anschließend wird das nichtlineare Gleichungssystem gelöst. Die so ermittelten Spannungs- und Verformungszustände werden gespeichert und dienen als Ausgangspunkt für den zweiten Belastungsschritt.

- **LOADSTEP 2**

Die Kassettenprofile werden bis zum Erreichen der Traglast über die schmalen Obergurte mit der in Kapitel 6.4.2.4 beschriebenen Flächenlast belastet. Die Resultierende dieser Flächenlast entspricht der Prüflast der experimentellen Untersuchungen. Das Berechnungsmakro wurde so programmiert, dass die ausgewiesenen Messwerte dieses Belastungsschritts wieder bei null beginnen, sie können also direkt mit den Messwerten der experimentellen Untersuchungen verglichen werden.

6.4.4 Kalibration des Finite-Elemente-Modells

6.4.4.1 Allgemeines

Um sicher zu stellen, dass das Finite-Elemente-Modell das reale Tragverhalten der Kassettenprofile richtig abbilden kann, ist eine Kalibration anhand der Ergebnisse experimenteller Untersuchungen erforderlich.

Zunächst wird in diesem Kapitel überprüft, ob das Finite-Elemente-Modell das Tragverhalten biegebeanspruchter Kassettenprofile grundsätzlich richtig abbildet. Anschließend erfolgt eine Feinabstimmung, bei der die geometrischen Imperfektionen skaliert werden. Abschließend wird in diesem Kapitel das Modell für Kassettenprofile mit Sandwichelement-Außenschale kalibriert.

Weil das Tragverhalten von Kassettenprofilen mit Sandwichelement-Außenschale noch nicht hinreichend wissenschaftlich erforscht wurde, erfolgen die Verifikation des Finite-Elemente-Modells sowie die Skalierung (und Kombination) der geometrischen Imperfektionen anhand von Biegeversuchen mit klassischer Trapezprofil-Außenschale. Das Tragverhalten dieser Konstruktion ist bekannt, der Einfluss der Trapezprofile auf die Kassettenprofile beschränkt sich wegen des „Ziehharmonika-effektes“ in der Regel auf die seitliche Halterung der schmalen Obergurte im Abstand s_1 .

Eigene Versuche mit Trapezprofil-Außenschale wurden im Rahmen der vorliegenden Dissertation nicht durchgeführt, sodass die Kalibration des Finite-Elemente-Modells neben den eigenen experimentellen Untersuchungen aus Kapitel 6.2.3 auch anhand der in Kapitel 6.2.2 beschriebenen experimentellen Untersuchungen von *Lange* und *Suppes* [43] durchgeführt wird.

6.4.4.2 Geometrie- und Materialparameter

Die Kalibration des Finite-Elemente-Modells erfolgt mit den in den folgenden Tabellen dargestellten Geometrie- und Materialparametern.

Hinweis: Aufgrund der manuellen Vernetzung (vgl. Bild 6.81) kann der Längsabstand der Verbindungen mit der Außenschale s_1 nur in Schritten von 50 mm gewählt werden. Bei den Versuchen mit Trapezprofil-Außenschale ergibt sich hier also eine geringfügige Abweichung zum Sollwert (750 mm statt 732 mm, siehe Tabelle 6.51). Anhand von Voruntersuchungen könnte gezeigt werden, dass diese Abweichung bei der Auswertung der numerischen Untersuchungen vernachlässigt werden kann. Die übrigen Parameter stimmen exakt mit denen der experimentellen Untersuchungen überein.

Tabelle 6.51: Geometrieparameter Kalibration FE-Modell

Parameter	Wert
Spannweite	4800 mm
Gesamtlänge Kassettenprofile	5000 mm
Längsabstand Stegverbinder	500 mm
Höhe Stegverbinder ab UK Steg	30 mm
Längsabstand s_1	750 mm / 1000 mm

Tabelle 6.52: Allgemeine Materialparameter FE-Modell

Parameter	Wert
E-Modul	210000 N/mm ²
Tangentenmodul	21 N/mm ²
Schubmodul	81000 N/mm ²
Querkontraktionszahl	0,3
Wichte Stahl	0,00000785 kg/mm ³

Tabelle 6.53: Materialparameter Kassettenprofile eigene Versuche

Parameter	Wert
Streckgrenze K100	388,53 N/mm ²
Blechdicke K100	0,74 mm

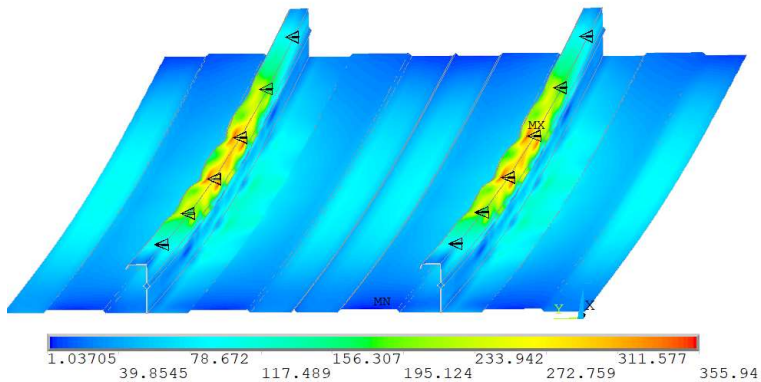
Tabelle 6.54: Materialparameter Kassettenprofile Versuche TU Darmstadt [43]

Parameter	Wert
Streckgrenze K100	366,3 N/mm ²
Blechdicke K100	0,73 mm
Streckgrenze K160	362,2 N/mm ²
Blechdicke K160	0,73 mm

6.4.4.3 Verifikation des Finite-Elemente-Modells

Zur Verifikation der Berechnungsergebnisse des Finite-Elemente-Modells werden die in Kapitel 6.2.2 beschriebenen Einfeldträger-Biegeversuche mit den Kassettenprofilen K100 und K160 (Bauhöhe 100 mm bzw. 160 mm) und Trapezprofil-Außen- schale T40.1 numerisch simuliert, s. o. Weitere Angaben zu diesen Versuchen können [43; 52] und dem genannten Kapitel entnommen werden.

Das folgende Bild 6.96 zeigt den Versuch mit Kassettenprofil K100 bei Erreichen der Traglast. Bild 6.97 zeigt den Versuch mit Kassettenprofil K160 bei Erreichen der Traglast. Schwarz dargestellt sind die seitlichen Auflager an den Obergurten, farblich dargestellt ist die Mises-Vergleichsspannung in N/mm².

Bild 6.96: Biegeversuch K100 mit seitlicher Halterung der Obergurte im Abstand $s_1 = 750$ mm

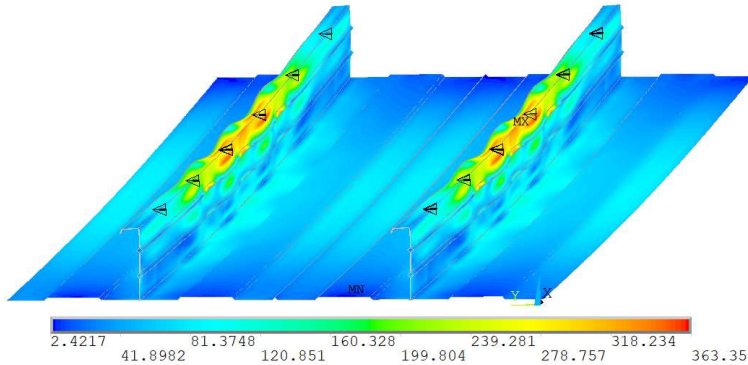


Bild 6.97: Biegeversuch K160 mit seitlicher Halterung der Obergurte im Abstand $s_1 = 750 \text{ mm}$

Bild 6.96 und Bild 6.97 kann entnommen werden, dass das Finite-Elemente-Modell das Tragverhalten der Kassettenprofile richtig abbildet. Die Kassettenprofile versagen bei $s_1 = 750 \text{ mm}$ infolge lokalen Beulens in den Obergurten und im Biegedruckbereich der Stege. Die maximalen Spannungen werden am Übergang von Obergurt und Steg erreicht.

Die folgenden Diagramme zeigen die Last-Verformungs-Kurven der Referenzversuche und die jeweils zugehörige Last-Verformungs-Kurve des Finite-Elemente-Modells (LOADSTEP 2) ohne geometrische Imperfektionen. Bild 6.98 zeigt die Last-Verformungs-Kurven für das Kassettenprofil K100, Bild 6.99 zeigt die Last-Verformungs-Kurven für das Kassettenprofil K160. Auf der Ordinate wurde die Prüflast aufgetragen, auf der Abszisse die Durchbiegung in Feldmitte.

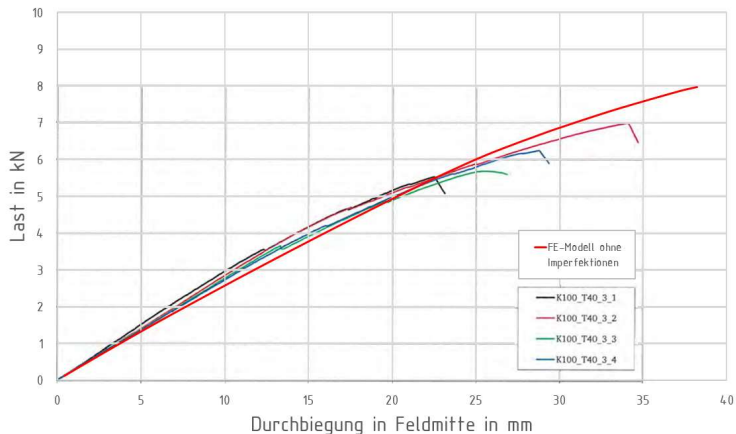


Bild 6.98: Vergleich experimentelle Untersuchungen und FE-Modell Kassettenprofil K100

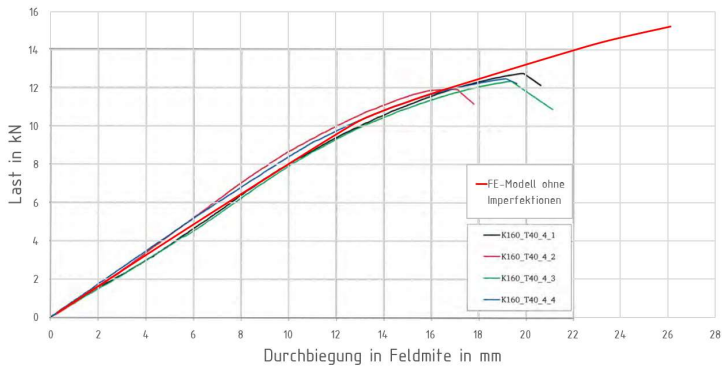


Bild 6.99: Vergleich experimentelle Untersuchungen und FE-Modell Kassettenprofil K160

Erwartungsgemäß wird die Tragfähigkeit der Kassettenprofile ohne Berücksichtigung der geometrischen Imperfektionen überschätzt, es zeigt sich jedoch eine sehr gute Übereinstimmung der Kurven.

Es kann folglich davon ausgegangen werden, dass das erstellte Finite-Elemente-Modell das Tragverhalten von Kassettenprofile realitätsnah abbilden kann.

6.4.4.4 Skalierung und Kombination der geometrischen Imperfektionen

6.4.4.4.1 Vorbemerkungen

Bei allen im Rahmen der vorliegenden Dissertation betrachteten experimentellen Untersuchungen wurden die Kassettenprofile vor Versuchsbeginn nicht vermessen. Es liegen also keine Messdaten zu den tatsächlich vorhandenen geometrischen Imperfektionen von Kassettenprofilen vor, sodass die Skalierung auf Grundlage sinnvoller Annahmen erfolgen muss. Hierbei ist folgendes zu beachten:

- Aufgrund ihrer Querschnittsform und ihrer geringen Blechdicke wird das Tragverhalten von Kassettenprofilen sehr stark von geometrischen Imperfektionen beeinflusst.
- Kassettenprofile sind sehr anfällig für ungewünschte (Vor-) Verformungen. Während der Herstellungsprozess noch gut gesteuert werden kann, sind der Transport und die Montage erhebliche Fehlerquellen für geometrische Imperfektionen. Dies betrifft bauartbedingt besonders die freien Obergurte und die Schiefstellung der Stege.
- Einzelne geometrische Imperfektionen (und auch bestimmte Kombinationen) können dazu führen, dass die Steifigkeit und die Tragfähigkeit der Kassettenprofile erhöht werden.

6.4.4.4.2 Skalierung der geometrischen Imperfektionen

Die geometrischen Imperfektionen werden in Anlehnung an *DIN EN 1993-1-5* [93], *Tabelle C.2* und *Bild C.1* skaliert. Die folgende Tabelle 6.55 zeigt die gewählten Skalierungsfaktoren. Aufgrund der zuvor genannten Besonderheiten werden die Skalierungsfaktoren für das lokale Beulen der Obergurte und der Stege gegenüber *DIN EN 1993-1-5, Anhang C* um den Faktor 2 erhöht.

Tabelle 6.55: Skalierung der geometrischen Imperfektionen

Geometrische Imperfektion	Begünstigte Versagensform	Zugehörige Verformungsfigur	Skalierfaktor
1	Lokales Beulen	Bild 6.91	$h / 100 *$
2	Lokales Beulen	Bild 6.92	$h / 100 *$
3	Forminstabilität	Bild 6.93	$s_1 / 200$
4	Forminstabilität	Bild 6.94	$h / 200$
5	Gurteindrehung	Bild 6.95	$b / 400$

* gegenüber [93] erhöht

6.4.4.4.3 Kombination der geometrischen Imperfektionen

Anhand von umfangreichen numerischen Simulationen konnte gezeigt werden, dass die ungünstige Kombination der geometrischen Imperfektionen 2, 3 und 5 das Tragverhalten der Kassettenprofile im Biegeversuch entsprechend den experimentellen Untersuchungen aus Kapitel 6.2.2 und Kapitel 6.2.3 bestmöglich abbildet. Es muss beachtet werden, dass die geometrischen Imperfektionen 2 und 3 in Feldmitte ein seitliches Ausweichen in die gleiche Richtung begünstigen.

6.4.4.4.4 Auswertung

Die folgenden Diagramme zeigen die Last-Verformungs-Kurven der Referenzversuche und die jeweils zugehörige Last-Verformungs-Kurve des Finite-Elemente-Modells (LOADSTEP 2) mit den skalierten geometrischen Imperfektionen 2, 3 und 5. Bild 6.100 zeigt die Last-Verformungs-Kurven für das Kassettenprofil K100, Bild 6.101 zeigt die Last-Verformungs-Kurven für das Kassettenprofil K160. Auf der Ordinate wurde die Prüflast aufgetragen, auf der Abszisse die Durchbiegung in Feldmitte.

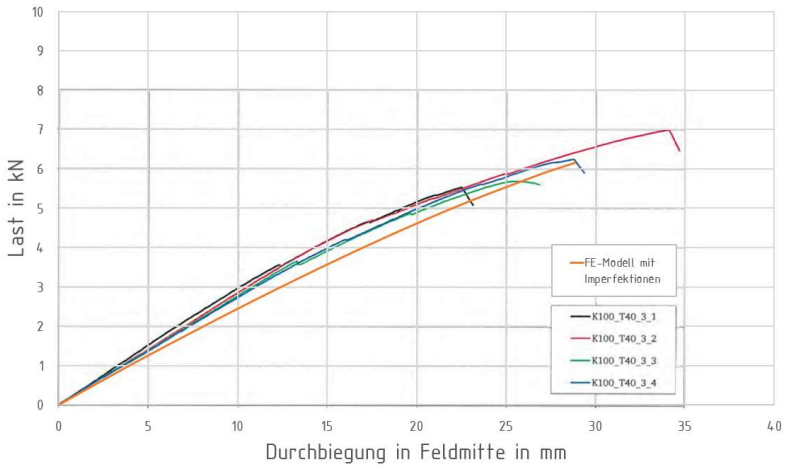


Bild 6.100: Vergleich experimentelle Untersuchungen und FE-Modell Kassettenprofil K100

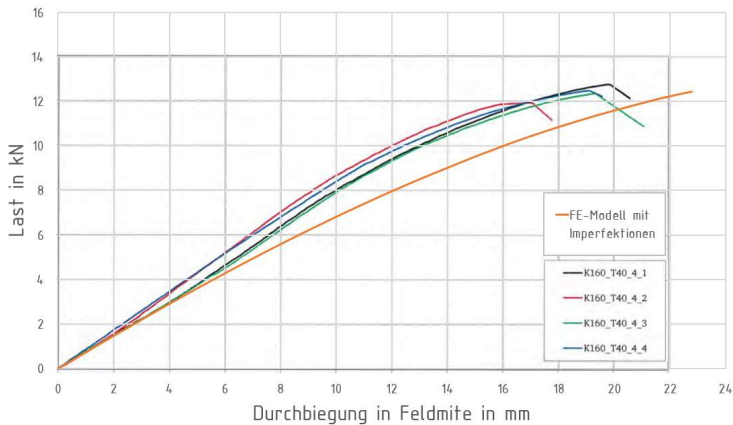


Bild 6.101: Vergleich experimentelle Untersuchungen und FE-Modell Kassettenprofil K160

Den dargestellten Diagrammen kann entnommen werden, dass nun auch die numerisch bestimmten Tragfähigkeitswerte im Bereich der experimentell bestimmten Tragfähigkeitswerte liegen. Die gewählten geometrischen Imperfektionen begünstigen neben dem lokalen Beulen ein seitliches Ausweichen der schmalen Obergurte. Die ungünstige Kombination dieser Imperfektionen führt dazu, dass die Steifigkeit im Finite-Elemente-Modell nun (auf der sicheren Seite liegend) geringfügig

unterschätzt wird. Erwartungsgemäß zeigt sich dieser Effekt mit zunehmender Bauhöhe stärker.

Grundsätzlich wird jedoch festgestellt, dass das Finite-Elemente-Modell das Tragverhalten der Kassettenprofile realitätsnah abbildet. Es ist folglich für die Durchführung von numerischen Untersuchungen geeignet.

6.4.4.5 Kalibration des Modells für Sandwichelement-Außenschalen

6.4.4.5.1 Vorbemerkungen

Das Finite-Elemente-Modell für Sandwichelement-Außenschalen wird anhand der Versuchsergebnisse der eigenen experimentellen Untersuchungen kalibriert. Es wird versucht, die vertikal verlegte Sandwichelement-Außenschale vollständig durch Federelemente des Typs *COMBIN 39* (vgl. Bild 6.89) zu substituieren, s. o.

In Kapitel 6.3.2 der vorliegenden Dissertation wurde gezeigt, dass die Schubsteifigkeit der Sandwichelemente in ihrer Längsrichtung maßgebend von der Steifigkeit der Verbindungsmittel bestimmt wird; die Sandwichelemente werden vereinfachend als Starrkörper betrachtet.

In Kapitel 6.2.3 der vorliegenden Dissertation wurde anhand von experimentellen Untersuchungen gezeigt, dass die Steifigkeit einer Sandwichelement-Außenschale in Querrichtung maßgebend von der Steifigkeit der Dichtbänder in den Längsfugen bestimmt wird. Auch die maximale Tragfähigkeit einer vertikal verlegten Sandwichelement-Außenschale wird von der Längsfugenausbildung bestimmt, vgl. Bild 6.54. in Kapitel 6.2.3.5.8. Die maximale Tragfähigkeit wird unter den beispielhaft gewählten Randbedingungen nur erreicht, wenn die (bauphysikalisch erforderlichen) Dichtbänder entfernt werden.

6.4.4.5.2 Maximale Tragfähigkeit der Sandwichelement-Außenschale

Als erste Näherung wird die maximale Tragfähigkeit der Sandwichelement-Außenschale aus der Knitterspannung der äußeren Deckschicht abgeleitet. Die Berechnung der Knitterspannung erfolgt nach Gleichung (2.53). Die Decksicht wird dabei vereinfachend als eben angenommen.

$$\sigma_w = 0,5 \cdot \sqrt[3]{210000 \cdot 5 \cdot 3,5} = 77,16 \frac{N}{mm^2} \quad \text{s. Gl. (2.53)}$$

mit:

E_s : 210000 N/mm²

E_c : 5 N/mm² (Annahme)

G_c : 3,5 N/mm² (Herstellerangabe, siehe [65])

Es wird davon ausgegangen, dass die Profilierung quer zur Belastungsrichtung die Knitterspannung um 50 % reduziert. Somit ergibt sich die Grenzlast $F_{max,w}$ zu:

$$\begin{aligned} F_{max,w} &= 0,5 \cdot b \cdot t_{cor} \cdot \sigma_w = 0,5 \cdot 600 \cdot 0,59 \cdot 77,16 \\ &= 13657,32 \text{ N} \cong 13650 \text{ N} \end{aligned} \quad (6.25)$$

mit:

b : Abstand der Federelemente in Querrichtung

t_{cor} : Bemessungskernstärke des Stahlwerkstoffs abzüglich aller Beschichtungen

6.4.4.5.3 Schlupf im Längsrandstoß

Die Längsrandstöße der Sandwichelemente wurden bei den eigenen experimentellen Untersuchungen „eng anliegend“ ausgeführt, siehe dazu Anhang B. Berücksichtigt man auch, dass sich infolge der Eigenlasten der Versuchskörper, der Lasteinleitungsstruktur und der sonstigen Anbauteile bereits erste Verformungen einstellen, kann davon ausgegangen werden, dass spätestens bei Versuchsbeginn (im FE-Modell nach LOADSTEP 1) alle Sandwichelemente Kontakt miteinander haben und Druckkräfte in Längsrichtung der Kassettenprofile übertragen können. Die Messdaten der induktiven Wegaufnehmer (vgl. Bild 6.25, Bild 6.28, usw.) bestätigen diese Annahme.

Folglich wird bei der Modellierung der Federkennlinie (vgl. Bild 6.89) kein Schlupf berücksichtigt:

$$s_0 = 0,0 \text{ mm} \quad (6.26)$$

6.4.4.5.4 Federsteifigkeit der Sandwichelement-Außenschale

Die Messdaten der induktiven Wegaufnehmer der eigenen Versuche mit Dichtbändern (vgl. Bild 6.25, Bild 6.28 und Bild 6.36) zeigen einen annähernd linearen Steifigkeitsverlauf bis zum Erreichen der Traglast der Versuchskörper. Die Dichtbänder waren bei diesen Versuchen bei Erreichen der Traglast nicht vollständig komprimiert, vgl. Kapitel 6.2.3.5. Beispielhaft zeigt das folgende Bild 6.102 die Messdaten des Versuches K100_S120_SB01 mit Ausgleichsgeraden. Auf der Ordinate wurde die Prüflast aufgetragen, auf der Abszisse die Änderung der Längsfugenbreite. Jeweils zusammen approximiert wurden die Messdaten der inneren Längsfugen (WA2 und WA3) und die Messdaten der äußeren Längsfugen (WA1 und WA4).

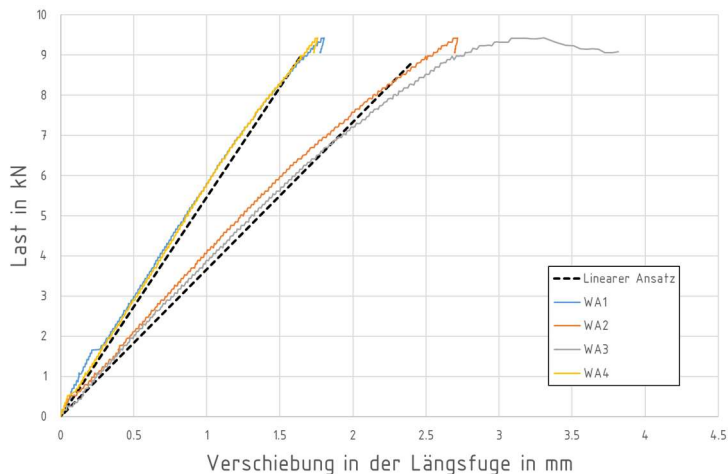


Bild 6.102: Messdaten zur Längsfugenbreite Versuch K100_S120_SB01 mit Ausgleichsgeraden

Bild 6.102 kann entnommen werden, dass ein linearer Ansatz die Steifigkeit der Längsfugen mit Dichtband sehr gut abbildet. Folglich wird bis zur vollständigen Komprimierung der Dichtbänder ein linearer Ansatz für die Federsteifigkeit gewählt. Es liegen keine Messdaten zu den tatsächlich in den Sandwichelementen vorhandenen Druckspannungen vor, sodass die Federsteifigkeit iterativ bestimmt werden muss.

Die Federsteifigkeit k_1 bis zur vollständigen Komprimierung der Dichtbänder wird mit den Parametern, sowie anhand der Versuchsergebnisse der Versuchsreihe 1 der eigenen experimentellen Untersuchungen bestimmt. Bei diesen Versuchen konnte an den Verbindungspunkten mit der Außenschale kein seitliches Ausweichen der schmalen Obergurte der Kassettenprofile beobachtet werden. Folglich werden die Kassettenprofile zur Bestimmung der Federsteifigkeit k_1 vereinfachend als seitlich gehalten modelliert:

$$\bar{k}_V = k_{COMBIN14} = \infty \quad (6.27)$$

(siehe dazu Bild 6.87)

Das folgende Bild 6.103 zeigt die Ergebnisse einer Parameterstudie (LOADSTEP 2, mit geometrischen Imperfektionen) zur Federsteifigkeit k_1 . Auf der Ordinate wurde die Prüflast aufgetragen, auf der Abszisse die Durchbiegung des Prüfkörpers in Feldmitte.

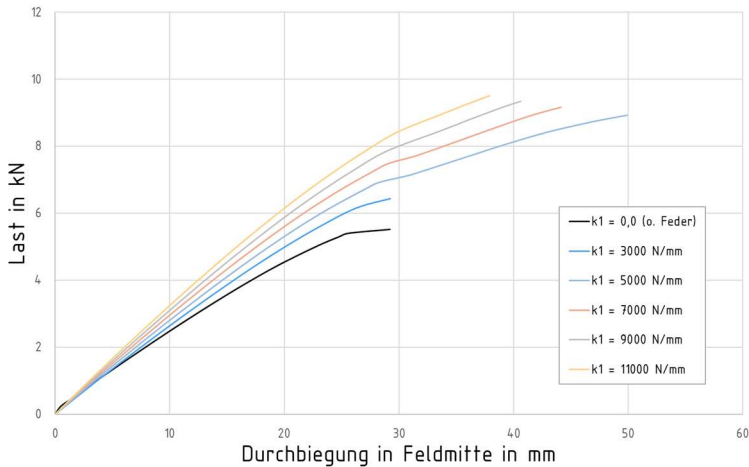


Bild 6.103: Parameterstudie zur Bestimmung der Federsteifigkeit k_1 mit den Randbedingungen der Versuchsreihe 1 der eigenen experimentellen Untersuchungen

Vergleicht man die obigen Ergebnisse mit den Ergebnissen der zugehörigen experimentellen Untersuchungen, zeigt sich eine sehr gute Übereinstimmung bei $k_1 = 5000 \text{ N/mm}$, siehe Bild 6.104.

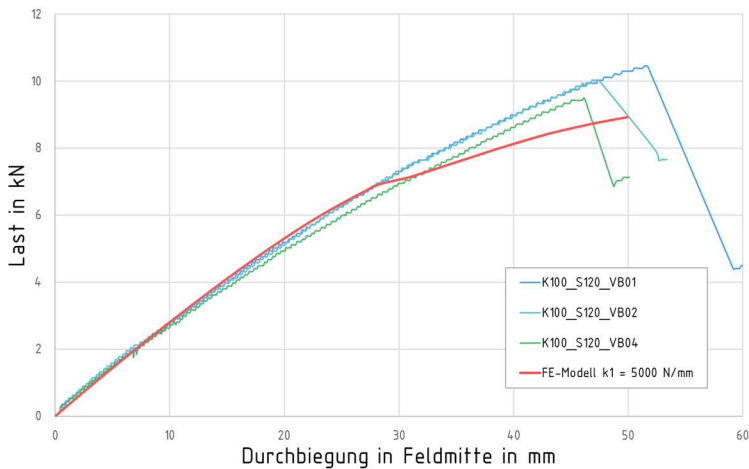


Bild 6.104: Vergleich der Ergebnisse des FE-Modells ($k_1 = 5000 \text{ N/mm}$) mit den Ergebnissen der Versuchsreihe 1 der eigenen experimentellen Untersuchungen

Bild 6.103 kann entnommen werden, dass die mit Federelementen modellierte Sandwichelement-Außenschale erwartungsgemäß zu einer Erhöhung der Steifigkeit und der Tragfähigkeit der Kassettenprofile führt. (Die Referenzkurve mit $k_1 = 0,0 \text{ N/mm}$ beschreibt das Tragverhalten der Kassettenprofile ohne die in Spannrichtung lastabtragende Wirkung der Außenschale.)

Bild 6.104 kann entnommen werden, dass unter den in Versuchsreihe 1 gegebenen Randbedingungen der folgende Ansatz das Tragverhalten von Kassettenprofilen mit Sandwichelement-Außenschale in guter Näherung abbildet:

$$k_1 = 5000 \frac{N}{mm} \quad (6.28)$$

Bis etwa $2/3 F_{\max}$ stimmt die Kurve des Finite-Elemente-Modells sehr gut mit den Kurven der experimentellen Untersuchungen überein, der anschließende Steifigkeitsabfall wird mutmaßlich durch die im Modell ungünstig kombinierten geometrischen Imperfektionen begünstigt, vgl. Kapitel 6.4.4.4.3. Die numerisch ermittelte Traglast liegt im Streubereich der Traglasten der experimentellen Untersuchungen.

Hinweis: Der in Gleichung (6.28) ausgewiesene Steifigkeitswert besitzt zunächst nur unter den in Versuchsreihe 1 der eigenen experimentellen Untersuchungen gegebenen Randbedingungen Gültigkeit.

Es wird zusammenfassend festgestellt, dass es möglich ist, die lastabtragende Wirkung einer vertikal verlegten Sandwichelement-Außenschale realitätsnah mit Federelemente zu modellieren. Weiterführende Untersuchungen werden in Kapitel 6.4.7 der vorliegenden Dissertation durchgeführt.

6.4.5 Aussteifung der Kassettenprofile in Querrichtung

6.4.5.1 Vorbemerkungen

In diesem Kapitel werden numerische Untersuchungen zur Aussteifung von Kassettenprofilen in Querrichtung durchgeführt, ausgewertet und interpretiert. Es wird vorrangig untersucht, welchen Einfluss auf die Aussteifung der Kassettenprofile in Querrichtung eine Außenschale aus vertikal verlegten Sandwichelementen hat. Weiterführend können die Ergebnisse dieses Kapitels auch auf andere Außenschalen und allgemeine Bemessungskonzepte zu Kassettenprofilen übertragen werden.

Es werden Parameterstudien dazu durchgeführt, welchen Einfluss der Abstand der Verbindungen mit der Außenschale auf die Tragfähigkeit der Kassettenprofile bei positiver Biegemomentenbeanspruchung hat. Darüber hinaus wird untersucht, welchen Einfluss auf die seitliche Stabilisierung die durch die Sandwichelemente bereitgestellte Schubsteifigkeit hat.

Die numerischen Untersuchungen in diesem Kapitel werden mit folgenden Geometrie- und Materialparametern durchgeführt:

- Die Geometrieparameter entsprechen (bis auf den zu variierenden Längs-
abstand der Verbindungen mit der Außenschale) denen aus Tabelle 6.51.
- Die allgemeinen Materialparameter entsprechen denen aus Tabelle 6.52.
- Es wird der Nennwert der Streckgrenze der betrachteten Stahlsorte (S320
GD nach [90]) verwendet.
- Als Blechdicke wird die Bemessungskern Dicke des jeweiligen Stahlwerk-
stoffs abzüglich aller Beschichtungen verwendet. Dabei wird, gemäß EC3-
1-3 [88], folgender Ansatz gewählt:

$$t_{cor} = t_{nom} - t_{zinc} = t_{nom} - 0,04 \text{ mm} \quad (6.29)$$

Die Kassettenprofile werden ausschließlich über die schmalen Obergurte belastet (vgl. Bild 6.90), Eigenlasten werden nicht gesondert berücksichtigt.

6.4.5.2 Beschreibung und Ergebnisse der Parameterstudien

6.4.5.2.1 Abstand der Verbindungspunkte mit der Außenschale

In dieser Parameterstudie wird die Traglast der Kassettenprofile bei positiver Biegemomentenbeanspruchung in Abhängigkeit vom Abstand der Verbindungspunkte mit der Außenschale s_1 bestimmt. Die Schubsteifigkeit der Außenschale wird dabei nicht berücksichtigt, die Kassettenprofile werden in den Verbindungspunkten mit der Außenschale als seitlich gehalten modelliert. Es werden die bereits zuvor eingeführten Referenz-Kassettenprofile nach [68; 74] betrachtet.

Die folgende Tabelle 6.56 zeigt die Traglasten der Kassettenprofile mit der geringsten Bauhöhe (K90) und der größten Bauhöhe (M200) in Abhängigkeit vom Abstand der Verbindungen mit der Außenschale s_1 . Für vergleichende Betrachtungen mit den in Kapitel 6.3.4 durchgeführten analytischen Untersuchungen werden die Berechnungsergebnisse für die Nennblechdicken $t_{nom} = 0,75 \text{ mm}$ und $t_{nom} = 1,13 \text{ mm}$ ausgewiesen.

Weiterführend zeigt Tabelle 6.57 die Traglasten weiterer Referenz-Kassettenprofile in Abhängigkeit vom Abstand der Verbindungen mit der Außenschale s_1 . In Tabelle 6.57 werden, je Kassettenprofil, die Abstände $s_1 = 621 \text{ mm}$, $s_1 = 732 \text{ mm}$ und $s_1 = 1000 \text{ mm}$ betrachtet, sodass direkte Rückschlüsse darauf möglich sind, welchen Einfluss die Erhöhung des Abstandes s_1 im Rahmen einer Hybridsanierung hat.

Tabelle 6.56: Traglast der Referenz-Kassettenprofile nach [68; 74] in Abhängigkeit vom Abstand der Verbindungen mit der Außenschale s_1

Abstand s_1 in mm	Traglast Kassettenprofil nach [68; 74] S320 GD			
	K90 / M90 (h = 90 mm)		M200 (h = 200 mm)	
	$t_{nom} = 0,75$ mm	$t_{nom} = 1,13$ mm	$t_{nom} = 0,75$ mm	$t_{nom} = 1,13$ mm
300	6,968	12,297	18,316	31,696
400	6,678	12,297	17,594	29,426
500	6,565	12,145	15,941	28,768
600	6,640	12,499	15,447	29,353
700	6,313	12,145	15,504	30,378
800	6,161	11,287	15,428	29,792
900	5,909	11,640	15,732	27,889
1000	5,809	11,691	15,599	27,450

Tabelle 6.57: Traglast der Referenz-Kassettenprofile nach [68; 74] in Abhängigkeit vom Abstand der Verbindungen mit der Außenschale s_1

Kassettenprofil nach [68; 74] S320 GD	Nenn- blechdicke t_{nom} in mm	Traglast in kN bei Abstand Verbindungen mit der Außenschale s_1 in mm		
		621 (600)*	732 (750)*	1000 (1000)*
K90 h = 90 mm	0,75	6,640	6,136	5,809
	1,50	18,151	17,714	17,211
K100 / M100 h = 100 mm	0,75	7,380	7,029	6,575
	1,50	20,828	20,309	19,511
K145 / M145 h = 145 mm	0,75	11,326	11,460	10,145
	1,50	33,031	32,629	31,959
K160 / M160 h = 160 mm	0,75	12,512	12,741	11,196
	1,50	36,731	36,167	34,898
M200 h = 200 mm	0,75	15,447	15,504	15,599
	1,50	45,864	45,032	42,328

* Maß im FE-Modell

6.4.5.2.2 Schubsteifigkeit der Sandwichelemente

In Kapitel 6.3.2 der vorliegenden Dissertation wurden analytische Berechnungen zur Schubsteifigkeit einer Sandwichelement-Außenschale durchgeführt. Die von den Sandwichelementen bereitgestellte Schubsteifigkeit wurde ausführlich berechnet, die Grenzschersteifigkeiten für die Annahme einer seitlichen Halterung der Kassettenprofile wurde nur überschlägig nach Teil 1 der Gleichung (2.28) bestimmt. Hierbei zeigte sich, dass bei verdeckter Befestigung der Sandwichelemente in ihren Längsfugen ($s_1 = 1000$ mm) in Einzelfällen nicht genügend Schubsteifigkeit für die Annahme einer seitlichen Halterung bereitgestellt wird, vgl. Kapitel 6.3.2.3.4.

In dieser Parameterstudie wird numerisch untersucht, ob die von einer verdeckt in den Längsfugen befestigten Sandwichelement-Außenschale bereitgestellte Schubsteifigkeit grundsätzlich für die Annahme einer seitlichen Halterung der schmalen Obergurte der Kassettenprofile genügt.

Tabelle 6.27 in Kapitel 6.3.2.3.3 kann entnommen werden, dass eine Sandwichelement-Außenschale bei Hybridsanierungen unter den gewählten Randbedingungen je Befestigungspunkt mindestens eine effektive Verbindungssteifigkeit von $\bar{k}_v = 157$ N/mm bereitstellt. Folglich wird das Federelement *COMBIN 14* (vgl. Bild 6.87) mit dieser Steifigkeit modelliert.

Einführend zeigt das folgende Bild 6.105 die Verformungsfigur des Referenz-Kassettenprofils nach Bild 3.6 mit effektiver Verbindungssteifigkeit $\bar{k}_v = 157$ N/mm bei Erreichen der Traglast. Schwarz dargestellt sind die Verbindungspunkte mit der Außenschale ($s_1 = 1000$ mm), farblich dargestellt ist die seitliche Verschiebung (U_y). Hier kann die seitliche Verschiebung in den Verbindungspunkten vernachlässigt werden, sodass vereinfachend von einer seitlichen Halterung ausgegangen wird.

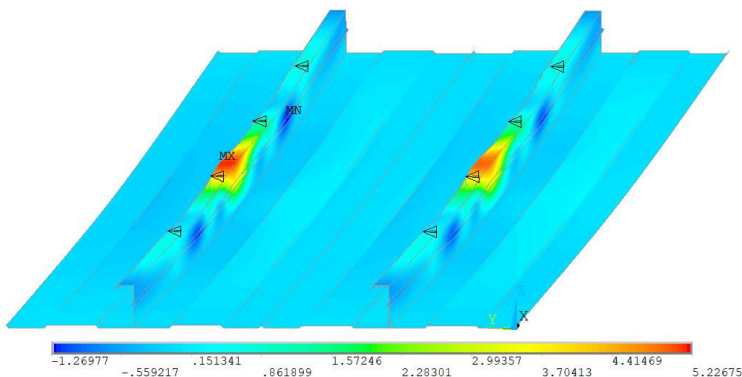


Bild 6.105: Referenz-Kassettenprofil nach Bild 3.6 mit Verbindungssteifigkeit $k_v = 157$ N/mm bei Erreichen der Traglast

Das folgende Bild 6.106 zeigt, als Grenzfallbetrachtung, die Verformungsfigur des Referenz-Kassettenprofils nach Bild 3.6 mit effektiver Verbindungssteifigkeit $\bar{k}_v = 0,1 \text{ N/mm}$ bei Erreichen der Traglast. Schwarz dargestellt sind die Verbindungspunkte mit der Außenschale ($s_1 = 1000 \text{ mm}$), farblich dargestellt ist die seitliche Verschiebung (U_y). Hier kann nicht von einer seitlichen Halterung in den Verbindungspunkten ausgegangen werden, das seitliche Ausweichen der schmalen Obergurte führt zu einer deutlichen Reduktion der Steifigkeit und der Tragfähigkeit der Kassettenprofile.

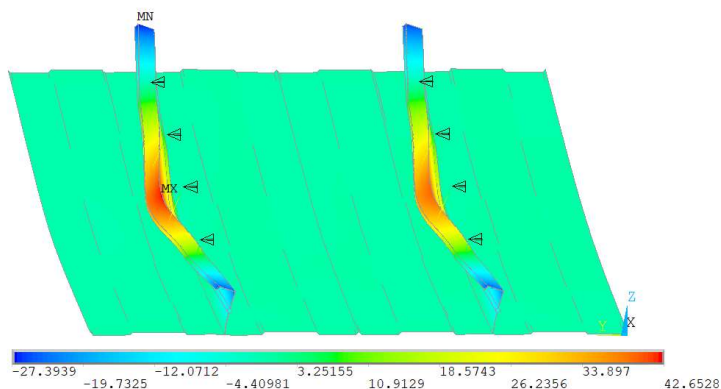


Bild 6.106: Referenz-Kassettenprofil nach Bild 3.6 mit Verbindungssteifigkeit $k_v = 0,1 \text{ N/mm}$ bei Erreichen der Traglast

Die folgende Tabelle 6.58 zeigt die Traglasten ausgewählter Referenz-Kassettenprofile mit effektiver Verbindungssteifigkeit $\bar{k}_v = 157 \text{ N/mm}$.

Tabelle 6.58: Traglast der Referenz-Kassettenprofile nach [68; 74] mit effektiver Verbindungssteifigkeit einer Sandwichelement-Außenschale

Kassettenprofil nach [68; 74] S320 GD	Nennblechdicke t_{nom} in mm	Traglast in kN bei $s_1 = 1000 \text{ mm}$ mit $k_v = 157 \text{ N/mm}$
K90 h = 90 mm	0,75	5,909
	1,50	17,480
K160 / M160 h = 160 mm	0,75	11,418
	1,50	34,334
M200 h = 200 mm	0,75	15,276
	1,50	40,872

6.4.5.3 Auswertung der Ergebnisse

6.4.5.3.1 Abstand der Verbindungspunkte mit der Außenschale

Die folgende Tabelle 6.59 zeigt Abminderungsfaktoren zur Berücksichtigung einer Erhöhung des Abstandes s_1 . Diese Abminderungsfaktoren wurden aus den in Tabelle 6.56 dargestellten Traglasten errechnet, sie beziehen sich auf einen Referenzabstand von 300 mm.

Tabelle 6.59: Abminderung der Traglast der Referenz-Kassettenprofile nach [68; 74] in Abhängigkeit vom Abstand der Verbindungen mit der Außenschale s_1

Abstand s_1 in mm	Abminderung der Traglast Kassettenprofil nach [68; 74] S320 GD			
	K90 / M90 (h = 90 mm)		M200 (h = 200 mm)	
	$t_{\text{nom}} = 0,75$ mm	$t_{\text{nom}} = 1,13$ mm	$t_{\text{nom}} = 0,75$ mm	$t_{\text{nom}} = 1,13$ mm
300 *	1,000 *	1,000 *	1,000 *	1,000 *
400	0,958	1,000	0,961	0,928
500	0,942	0,988	0,870	0,908
600	0,953	1,016	0,843	0,926
700	0,906	0,988	0,846	0,958
800	0,884	0,918	0,842	0,940
900	0,848	0,947	0,859	0,880
1000	0,834	0,951	0,852	0,866

* Referenzwert

Das folgende Bild 6.107 zeigt eine grafische Darstellung der in Tabelle 6.59 ausgewiesenen Abminderungsfaktoren. Auf der Ordinate wurden die Abminderungsfaktoren aufgetragen, auf der Abszisse der Längsabstand der Verbindungen mit der Außenschale s_1 . Zusätzlich dargestellt sind die in Tabelle 6.49 ausgewiesenen Abminderungsbeiwerte χ_{LT} nach EC3-1-3, Abschnitt 10.1.4.2 für die Referenz-Kassettenprofile K90 und M200 sowie die die aus dem Korrelationsfaktor β_{b} nach EC3-1-3, Abschnitt 10.2.2.2 resultierende Abminderung der Biegemomententragfähigkeit von positiv biegebeanspruchten Kassettenprofilen und die aus Teil 2 der Gleichung (2.13) resultierende Abminderung der Biegemomententragfähigkeit von positiv biegebeanspruchten Kassettenprofilen nach Baehre und Buca [5].

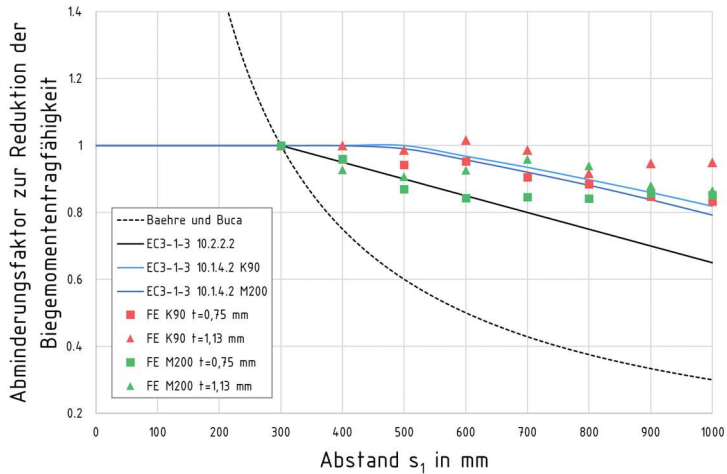


Bild 6.107: Abminderungsfaktoren zur Reduktion der Biegemomententragsfähigkeit in Abhängigkeit vom Abstand der Verbindungen mit der Außenschale s_1

Die folgende Tabelle 6.60 zeigt, für ausgewählte Referenz-Kassettenprofile, Abminderungsfaktoren, die aus einer Erhöhung des Abstandes der Verbindungen mit der Außenschale von 621 mm bzw. 732 mm auf $s_1 = 1000$ mm resultieren.

Tabelle 6.60: Abminderungsfaktoren zur Berücksichtigung eines auf $s_1 = 1000$ mm erhöhten Abstandes der Verbindungen mit der Außenschale

Kassettenprofil nach [68; 74] S320 GD	Nenn- blechdicke t_{nom} in mm	Abminderungsfaktor für $s_1 = 1000$ mm Ausgangswert s_1	
		621 mm	732 mm
K90 h = 90 mm	0,75	0,875	0,947
	1,50	0,948	0,972
K100 / M100 h = 100 mm	0,75	0,891	0,935
	1,50	0,937	0,961
K145 / M145 h = 145 mm	0,75	0,896	0,885
	1,50	0,968	0,979
K160 / M160 h = 160 mm	0,75	0,895	0,879
	1,50	0,950	0,965
M200 h = 200 mm	0,75	1,010	1,006
	1,50	0,923	0,940

6.4.5.3.2 Schubsteifigkeit der Sandwichelemente

Die folgende Tabelle 6.61 zeigt den Einfluss einer Sandwichelement-Außenschale mit effektiver Verbindungssteifigkeit $\bar{k}_v = 157 \text{ N/mm}$ auf die Traglast ausgewählter Referenz-Kassettenprofile bei $s_1 = 1000 \text{ mm}$.

Tabelle 6.61: Änderung der Traglast ausgewählter Referenz-Kassettenprofile bei Berücksichtigung einer effektiven Verbindungssteifigkeit von $\bar{k}_v = 157 \text{ N/mm}$

Kassettenprofil nach [68; 74] S320 GD	Nennblechdicke t_{nom} in mm	Quotient Traglasten $k_{v,157} / k_{v,\text{fest}}$ bei $s_1 = 1000 \text{ mm}$
K90 h = 90 mm	0,75	1,017
	1,50	1,016
K160 / M160 h = 160 mm	0,75	1,020
	1,50	0,984
M200 h = 200 mm	0,75	0,979
	1,50	0,966

Das folgende Bild 6.108 zeigt die Last-Verformungs-Kurven ausgewählter Referenz-Kassettenprofile bei $s_1 = 1000 \text{ mm}$, mit- und ohne Berücksichtigung einer effektiven Verbindungssteifigkeit von $\bar{k}_v = 157 \text{ N/mm}$. Auf der Ordinate wurde die Gesamtlast aufgetragen, auf der Abszisse die Durchbiegung in Feldmitte.

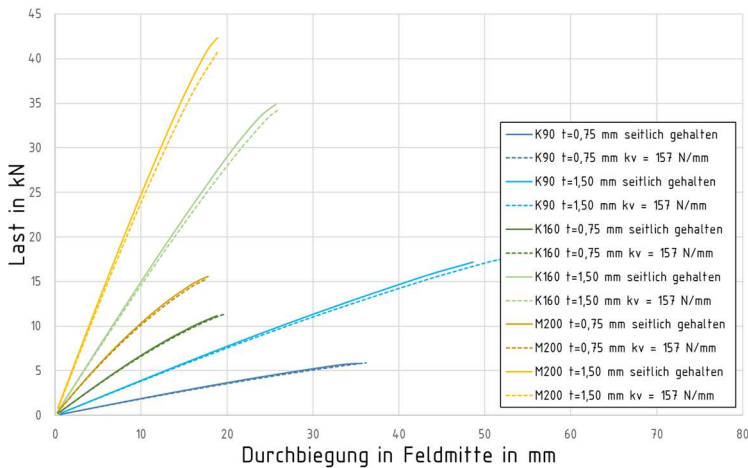


Bild 6.108: Vergleich seitliche Halterung und $\bar{k}_v = 157 \text{ N/mm}$ für Referenz-Kassettenprofile bei $s_1 = 1000 \text{ mm}$

Das folgende Bild 6.109 zeigt das Referenz-Kassettenprofil M200 mit Nennblechdicke $t_{\text{nom}} = 1,50 \text{ mm}$ und effektiver Verbindungssteifigkeit $\bar{k}_v = 157 \text{ N/mm}$ bei Erreichen der Traglast. Schwarz dargestellt sind die Verbindungen mit der Außenschale, farblich dargestellt ist die seitliche Verschiebung (U_y).

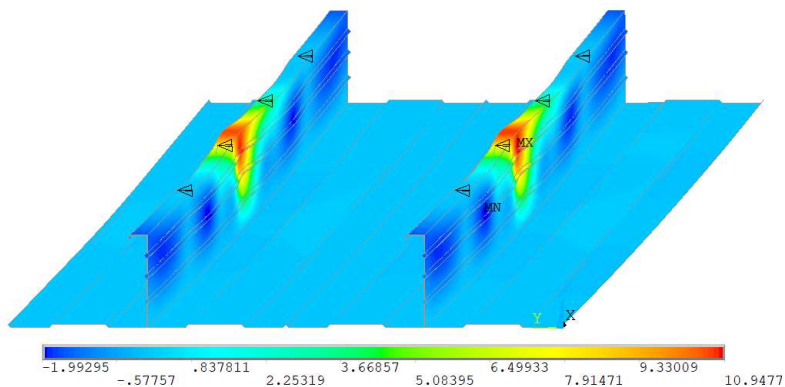


Bild 6.109: Biegeversuch M200 mit $s_1 = 1000 \text{ mm}$ und $\bar{k}_v = 157 \text{ N/mm}$ bei Erreichen der Traglast

Die folgende Tabelle 6.62 zeigt die zugehörigen Kräfte und Dehnungen, die bei Erreichen der Traglast in den Federelementen *COMBIN 14* auftreten. Der Koordinatenursprung (0,0,0) befindet sich in Bild 6.109 am rechten unteren Rand der Kassettenprofile.

Tabelle 6.62: Kräfte und Dehnungen im Federelement *COMBIN 14*

Kassettenprofil M200 nach [74] $t = 1,50 \text{ mm}$ S320 GD Koordinate in Längsrichtung in mm	Gurt- und Stegpaar 1 (Bild 6.109 links)		Gurt- und Stegpaar 2 (Bild 6.109 rechts)	
	Kraft in N	Dehnung in mm	Kraft in N	Dehnung in mm
1000	-5,62	-0,04	-4.08	-0,03
2000	-795.84	-5.07	-803.87	-5.12
3000	-805.43	-5.13	-811.60	-5.17
4000	-5.33	-0,03	-6.23	-0,04

6.4.5.4 Interpretation der Ergebnisse

6.4.5.4.1 Abstand der Verbindungspunkte mit der Außenschale

In Tabelle 6.59 werden, für positive Biegemomentenbeanspruchung, Abminderungsfaktoren zur Berücksichtigung einer Erhöhung des Abstandes s_1 ausgewiesen. Diese Abminderungsfaktoren beziehen sich auf vier Referenz-Kassettenprofile, die bereits in Kapitel 6.3.4.4 betrachtet wurden. Bild 6.107 zeigt diese numerisch (mit dem Finite-Elemente-Modell) berechneten Abminderungsfaktoren und unterschiedliche analytische Berechnungsansätze.

Vergleicht man die numerisch ermittelten Abminderungsfaktoren mit den unterschiedlichen analytischen Berechnungsansätzen, wird Folgendes festgestellt:

- Die aus den numerisch ermittelten Traglasten errechneten Abminderungsfaktoren beschreiben unstetige Abminderungsfunktionen. Insbesondere bei den Kassettenprofilen mit sehr großer Bauhöhe (M200) kann eine geringfügige Erhöhung des Abstandes s_1 bereits zu einer deutlichen Reduktion der Tragfähigkeit führen. Gleichzeitig kann eine Erhöhung des Abstandes s_1 die Tragfähigkeit der Kassettenprofile geringfügig erhöhen. Beides kann damit erklärt werden, dass die im Finite-Elemente-Modell aufgetragenen geometrischen Imperfektionen stets Eigenformen begünstigen, die ebenfalls abhängig vom Abstand der seitlichen Halterung sind. So kann bereits ein geringfügig erhöhter Abstand dazu führen, dass eine Beuleigenform mit abweichender Halbwellenlänge begünstigt wird.
- Unter den beispielhaft gewählten Randbedingungen liegt, insbesondere für die Kassettenprofile mit sehr großer Bauhöhe und im Bereich $300 \text{ mm} \leq s_1 \leq 800 \text{ mm}$, der Berechnungsansatz nach *EC3-1-3, Abschnitt 10.1.4.2* nicht auf der sicheren Seite. Hier bildet der ursprüngliche Berechnungsansatz für Kassettenprofile nach *EC3-1-3, Abschnitt 10.2.2.2* das Tragverhalten der Kassettenprofile besser ab.
- Wird der Abstand s_1 von 300 mm auf 1000 mm erhöht, liegt unter den gegebenen Randbedingungen auch der Berechnungsansatz nach *EC3-1-3, Abschnitt 10.1.4.2* auf der sicheren Seite.
- Grundsätzlich führt, unter den beispielhaft gewählten Randbedingungen, im für Hybridsanierungen relevanten Bereich bis $s_1 = 1000 \text{ mm}$, eine Erhöhung des Abstandes s_1 zu einer maximalen Reduktion der Traglast von etwa 16 %.

In Tabelle 6.60 werden Abminderungsfaktoren für weitere Referenz-Kassettenprofile ausgewiesen, die sich direkt auf die für Hybridsanierungen relevanten Abstände $s_1 = 621 \text{ mm}$ und $s_1 = 732 \text{ mm}$ beziehen. (Die in den *Prüfzeugnissen der Hersteller*

[68; 74] ausgewiesenen Tragfähigkeitswerte besitzen für diese Abstände Gültigkeit.) Betrachtet man diese Abminderungsfaktoren, wird folgendes festgestellt:

- Wird der Abstand der Verbindungen mit der Außenschale von 621 mm bzw. 732 mm auf $s_1 = 1000$ mm erhöht, reduziert dies die Traglast der Referenz-Kassettenprofile um maximal 12,5 %.

6.4.5.4.2 Schubsteifigkeit der Sandwichelemente

In Tabelle 6.61 werden für positive Biegemomentenbeanspruchung Quotienten ausgewiesen, die den Einfluss der (geringstmöglichen) Schubsteifigkeit einer Sandwichelement-Außenschale ($\bar{k}_v = 157$ N/mm, siehe dazu Kapitel 6.3.2.3.3) auf die Traglast der Referenz-Kassettenprofile bei $s_1 = 1000$ mm beschreiben. Bild 6.108 zeigt die zugehörigen Last-Verformungs-Kurven der Finite-Elemente-Berechnungen mit $\bar{k}_v = 157$ N/mm bzw. seitlicher Halterung an den Verbindungspunkten mit der Außenschale.

Die in Tabelle 6.61 und Bild 6.108 dargestellten Ergebnisse werden wie folgt interpretiert:

- Unter den beispielhaft gewählten Randbedingungen hat die geringstmögliche Schubsteifigkeit einer Sandwichelement-Außenschale nur bei den Kassettenprofilen mit großer Bauhöhe und großer Nennblechdicke einen signifikanten Einfluss auf die Traglast. Die Traglast wird hier jedoch nur um maximal 3,5 % reduziert. Es wird davon ausgegangen, dass diese Reduktion in der Baupraxis vernachlässigt werden kann.
- Auch der Einfluss der Schubsteifigkeit der Sandwichelemente auf die Biegesteifigkeit der Kassettenprofile ist gering. Die in Bild 6.108 dargestellten Kurven zeigen jeweils eine gute Übereinstimmung.

Zusammenfassend wird festgestellt, dass auch verdeckt in ihren Längsfugen befestigte Sandwichelemente im Rahmen von Hybridsanierungen grundsätzlich genügend Schubsteifigkeit für die Annahme einer seitlichen Halterung der schmalen Obergurte der Kassettenprofile bereitstellen können. Die in Bild 6.109 dargestellte Verformungsfigur des Referenz-Kassettenprofils mit der größten Bauhöhe (M200) und der größten Nennblechdicke ($t_{\text{nom}} = 1,50$ mm) belegt diese Aussage.

Weiterführend zeigt Tabelle 6.62 die unter den beispielhaft gewählten Randbedingungen am Referenz-Kassettenprofil M200 mit Nennblechdicke $t_{\text{nom}} = 1,50$ mm bei Erreichen der Traglast in den Verbindungspunkten mit der Außenschale auftretenden Kräfte und Dehnungen. Es ist im Einzelfall zu überprüfen, ob die Außenschale diese Kräfte und Dehnungen aufnehmen kann. Dieser Nachweis betrifft die Kassettenprofile nur indirekt, gleichwohl muss er geführt werden.

6.4.6 Abtrag von Eigenlasten

6.4.6.1 Vorbemerkungen

In diesem Kapitel werden numerische Untersuchungen zum Abtrag von Eigenlasten in Hybridfassaden durchgeführt, ausgewertet und interpretiert. Dabei wird vorrangig untersucht, welchen Einfluss die Eigenlasten einer Sandwichelement-Außen- schale auf das Tragverhalten der Kassettenprofile haben, wenn sie vollständig über die Kassettenprofile abgetragen werden. Weiterführend wird untersucht, welchen Einfluss unterschiedlich wirkende Eigenlasten auf die Gurteindrehung des zugbeanspruchten Untergurtes haben.

In Kapitel 6.3.3 der vorliegenden Dissertation wurden analytische Berechnungen zum Abtrag von Eigenlasten in Hybridfassaden durchgeführt. Diese Berechnungen basieren auf einem vereinfachten zweidimensionalen mechanischen Modell (Bild 6.58), das neben dem Tragverhalten in Längsrichtung der Kassettenprofile auch den Einfluss der breiten Untergurte vernachlässigt. Das Finite-Elemente-Modell ermöglicht eine dreidimensionale Analyse des Tragverhaltens, die in diesem Kapitel durchgeführt wird.

Bezüglich der Gurteindrehung des zugbeanspruchten Untergurtes werden unterschiedliche Auffassungen vertreten, vgl. Kapitel 2.2.3.4.3. Die eigenen experimentellen Untersuchungen haben u. a. gezeigt, dass zwischen den Stegen einliegende Mineralwolle die Traglast der Kassettenprofile signifikant erhöhen kann, vgl. Kapitel 6.2.3.5.9. In diesem Kapitel wird versucht, die Ergebnisse und Beobachtungen der eigenen experimentellen Untersuchungen mit den unterschiedlichen mechanischen Modellen zur Gurteindrehung in Einklang zu bringen.

Die numerischen Untersuchungen in diesem Kapitel werden mit folgenden Geometrie- und Materialparametern durchgeführt:

- Die Geometrieparameter entsprechen, sofern nicht anders angegeben, denen aus Tabelle 6.51.
- Die Materialparameter entsprechen denen aus Tabelle 6.52.
- Es wird der Nennwert der Streckgrenze der betrachteten Stahlsorte (S320 GD nach [90]) verwendet.
- Als Blechdicke wird die Bemessungskern- dicke des jeweiligen Stahlwerkstoffes abzüglich aller Beschichtungen nach Gleichung (6.29) verwendet.

6.4.6.2 Beschreibung und Ergebnisse der Parameterstudien

6.4.6.2.1 Eigenlasten in Hybridfassaden

In dieser Parameterstudie wird anhand des Finite-Elemente-Modells untersucht, ob Kassettenprofile dazu geeignet sind, im Rahmen von Hybridsanierungen die Eigenlasten einer Sandwichelement-Außenschale vollständig abzutragen. Es werden die bereits zuvor eingeführten Referenz-Kassettenprofile nach [68; 74] betrachtet. Es wird vereinfachend davon ausgegangen, dass die Eigenlasten von für Hybridsanierungen geeigneten Sandwichelementen denen aus Tabelle 6.33, Zeile 5 (PUR-Sandwichelement, Kernschichtdicke $d = 120$ mm) entsprechen und die zwischen den Stegen einliegende Mineralwolle ein Raumgewicht von 30 kg/m^3 hat, vgl. Kapitel 6.3.3.2.2. Vereinfachend wird die Eigenlast der Sandwichelement-Außenschale nicht punktuell über Befestigungspunkte, sondern verschmiert über die schmalen Obergurte der Kassettenprofile eingeleitet. Das Eigengewicht der Kassettenprofile wird in dieser Parameterstudie ebenfalls berücksichtigt. Alle Eigenlasten wirken lotrecht, der Einbausituation in einer Fassade entsprechend.

Das folgende Bild 6.110 zeigt beispielhaft die Verformungsfigur des mit den beschriebenen Eigenlasten belasteten Referenz-Kassettenprofils nach Bild 3.6 bei einer Spannweite von 4800 mm. Farblich dargestellt ist die lotrechte Verformung (U_y).

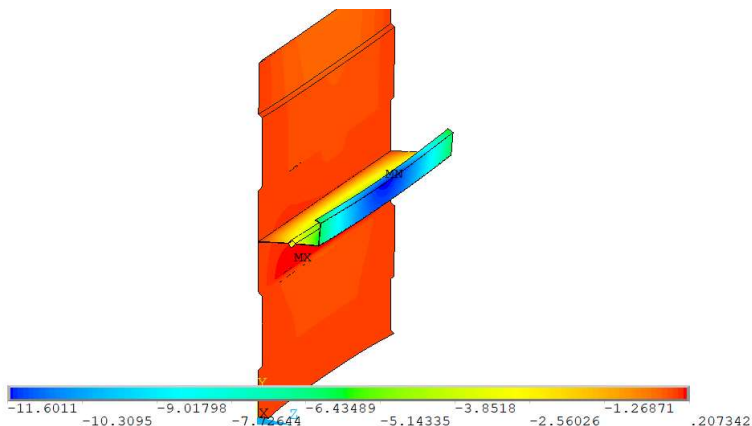


Bild 6.110: Verformungsfigur Steg- und Gurtpaar Referenz-Kassettenprofil nach Bild 3.6

Die folgende Tabelle 6.63 zeigt die infolge der beschriebenen Eigenlasten auftretenden maximalen vertikalen Verformung f_G an der Vorderkante der Obergurte und

die Vergleichsspannung $\sigma_{v,G,k}$ nach *von Mises* am Übergang Steg/Untergurt in Feldmitte für ausgewählte Referenz-Kassettenprofile nach [68; 74] mit einer Spannweite von 4800 mm.

Tabelle 6.63: Vertikale Verformung f_G und Vergleichsspannung $\sigma_{v,G,k}$ infolge Eigenlast für ausgewählte Referenz-Kassettenprofile

Kassettenprofil nach [68; 74] S320 GD L = 4800 mm	Nenn- blechdicke t_{nom} in mm	Eigenlasten Hybridfassade	
		f_G in mm	$\sigma_{v,G,k}$ in N/mm ²
K90 h = 90 mm	0,75	10,54	63,62
	1,50	1,64	17,91
K100 / M100 h = 100 mm	0,75	13,20	71,03
	1,50	2,09	20,57
K145 / M145 h = 145 mm	0,75	28,34	102,45
	1,50	4,89	32,10
K160 / M160 h = 160 mm	0,75	35,23	114,94
	1,50	6,22	36,38
M200 h = 200 mm	0,75	55,80	144,57
	1,50	10,62	47,37

6.4.6.2.2 Gurteindrehung des zugbeanspruchten Untergurtes

In dieser Parameterstudie wird anhand des Referenz-Kassettenprofils nach Bild 3.6 untersucht, welchen Einfluss Eigenlasten auf eine mögliche Gurteindrehung des zugbeanspruchten breiten Untergurtes haben.

Zunächst wird beispielhaft untersucht, welchen Einfluss die Wirkungsrichtung der Eigenlast der Kassettenprofile hat. Es wird zwischen „horizontaler Lage“ und „vertikaler Lage“ der Kassettenprofile unterschieden. Die horizontale Lage entspricht der Einbausituation im üblichen Einfeldträger-Biegeversuch, die vertikale Lage entspricht der Einbausituation in einer Fassade. Das folgende Bild 6.111 zeigt das unverformte Finite-Elemente-Modell und die Eigenlast-Verformungsfigur des Referenz-Kassettenprofils in waagerechter Lage in Feldmitte bei einer Spannweite von 4800 mm. Die Darstellung ist überhöht (3-fach).

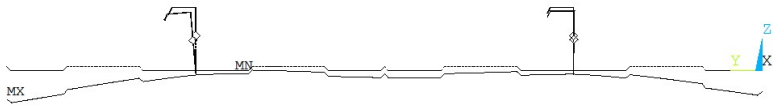


Bild 6.111: Verformungsfigur Referenz-Kassettenprofil nach Bild 3.6 in horizontaler Lage

Das folgende Bild 6.112 zeigt das unverformte Finite-Elemente-Modell und die Eigenlast-Verformungsfigur des Referenz-Kassettenprofils in vertikaler Lage in Feldmitte bei einer Spannweite von 4800 mm. Die Darstellung ist ebenfalls überhöht (20-fach).

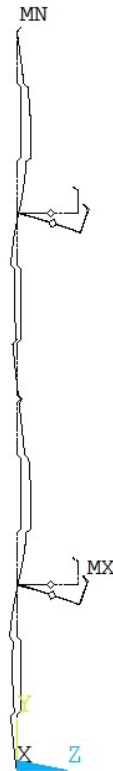


Bild 6.112: Verformungsfigur Referenz-Kassettenprofil nach Bild 3.6 in vertikaler Lage

Zur numerischen Untersuchung des Einflusses der Eigenlast der Mineralwolle werden Einfeldträger-Biegeversuche (horizontale Lage, Spannweite 4 800 mm) mit positiver Momentenbeanspruchung und Längsabstand der Verbindungen mit der Außenschale $s_1 = 1\,000$ mm simuliert. Es wird angenommen, dass die Mineralwolle ein Raumgewicht von 30 kg/m^3 hat. Die Kassettenprofile werden, wie in Kapitel 6.4.3.2 beschrieben, in zwei Lastschritten belastet:

- **LOADSTEP 1**
Das Finite-Elemente-Modell wird mit den Eigenlasten der Kassettenprofile und ggf. der Mineralwolle belastet. Die Eigenlasten weiterer Bauteile werden in dieser Parameterstudie nicht berücksichtigt.
- **LOADSTEP 2**
Die Kassettenprofile werden bis zum Erreichen der Traglast über die schmalen Obergurte mit der in Kapitel 6.4.2.4 beschriebenen Flächenlast belastet.

Es wird jeweils ein Einfeldträger-Biegeversuch ohne Berücksichtigung der Eigenlast der Mineralwolle und ein Einfeldträger-Biegeversuch mit Berücksichtigung der Eigenlast der Mineralwolle simuliert. Die folgende Tabelle 6.64 zeigt die Ergebnisse der zuvor beschriebenen Traglastanalyse.

Tabelle 6.64: Traglastanalyse Eigenlast Mineralwolle Referenz-Kassettenprofil nach Bild 3.6

Kassettenprofil nach Bild 3.6 L = 4800 mm	LOADSTEP 1 Eigenlast * in kN	LOADSTEP 2 Traglast in kN	Traglast gesamt * in kN
ohne Eigenlast Mineralwolle	0,000	6,092	6,092
mit Eigenlast Mineralwolle	0,177	5,865	6,042

* ohne Eigenlast Kassettenprofile

6.4.6.3 Auswertung der Ergebnisse

6.4.6.3.1 Eigenlasten in Hybridfassaden

Das folgende Bild 6.113 zeigt eine grafische Darstellung der numerisch berechneten Verformungen aus Tabelle 6.63. Zusätzlich dargestellt sind die in Kapitel 6.3.3 mit dem vereinfachten zweidimensionalen mechanischen Modell berechneten Verformungen. Beide Verformungen beziehen sich auf eine PUR-Sandwichelement-Außenschale mit Kernschichtdicke $d = 120$ mm. Auf der Ordinate wurden die vertikalen Verformungen f_G an der Stegvorderkante aufgetragen, auf der Abszisse die Bauhöhe des Kassettenprofils.

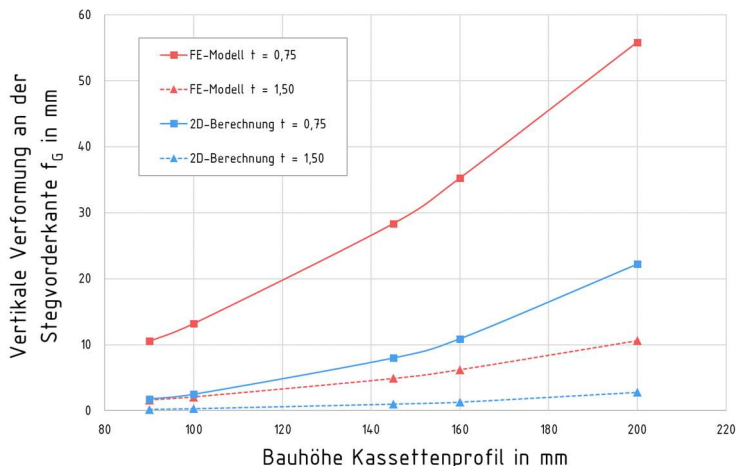


Bild 6.113: Vertikale Verformung f_G infolge Eigenlast mit SWE-Außenschale $d = 120$ mm

Auf eine ausführliche Auswertung der in Tabelle 6.63 dargestellten Spannungen wird an dieser Stelle verzichtet. Berücksichtigt man den Teilsicherheitsbeiwert für ständige Einwirkungen ($\gamma_G = 1,35$), liegen die numerisch berechneten Vergleichsspannungen $\sigma_{v,G,k}$ im Bereich der mit dem 2D-Modell berechneten Normalspannungen $\sigma_{z,G}$ aus Tabelle 6.34. Es ist zu beachten, dass es sich bei den in Tabelle 6.63 dargestellten Spannungen um Spannungen in Feldmitte handelt. Die maximalen Vergleichsspannungen infolge Eigenlast treten im 3D-System im Bereich der Auflager auf.

6.4.6.3.2 Gurteindrehung des zugbeanspruchten Untergurtes

Die folgende Tabelle 6.65 zeigt den Vergleich der Ergebnisse der Traglastanalysen zum Einfluss der Eigenlast der Mineralwolle am Referenz-Kassettenprofil nach Bild 3.6.

Tabelle 6.65: Vergleich der Ergebnisse der Traglastanalysen

	ohne Eigenlast Mineralwolle	mit Eigenlast Mineralwolle	Abweichung in %
Traglast (ohne Berücksichtigung der Eigenlast der Kassettenprofile) in kN	6,092	6,042	-0,82 %

6.4.6.4 Interpretation der Ergebnisse

6.4.6.4.1 *Eigenlasten in Hybridfassaden*

Bild 6.110 zeigt die Verformungsfigur des Referenz-Kassettenprofils nach Bild 3.6 bei einer Spannweite von 4800 mm. Bild 6.110 kann entnommen werden, dass sich Kassettenprofile erwartungsgemäß in Feldmitte stärker lotrecht verformen, wenn sie mit (in ihrer Längsrichtung konstanten) Eigenlasten belastet werden. Dies kann mit der Nachgiebigkeit der breiten Untergurte erklärt werden, die sich in Feldmitte wie in Bild 6.112 dargestellt verformen.

Die in Tabelle 6.63 ausgewiesenen vertikalen Verformungen f_G werden in Bild 6.113 in Abhängigkeit von der Bauhöhe und der Nennblechdicke der Kassettenprofile grafisch dargestellt. Der Vergleich mit den (ebenfalls dargestellten) vertikalen Verformungen, die in Kapitel 6.3.3 der vorliegenden Dissertation anhand eines vereinfachten 2D-Modells berechnet wurden, zeigt, dass das vereinfachte 2D-Modell die tatsächlich auftretenden vertikalen Verformungen deutlich unterschätzt. Dies wird damit erklärt, dass das 2D-Modell die Nachgiebigkeit der breiten Untergurte nicht berücksichtigt.

Bezüglich der im Rahmen der vorliegenden Dissertation betrachteten Fragestellungen wird Folgendes festgestellt:

- Es ist fraglich, ob die Gebrauchstauglichkeit einer Hybridfassade sichergestellt ist, wenn alle auftretenden Konstruktionseigenlasten vollständig über die Kassettenprofile abgetragen werden. Dies gilt insbesondere für Kassettenprofile mit geringer Nennblechdicke und großer Bauhöhe.
- In Kapitel 6.4.4.4 der vorliegenden Dissertation wurde gezeigt, dass die Traglast von Kassettenprofilen stark abhängig von geometrischen Imperfektionen ist. Es kann also auch davon ausgegangen werden, dass die in Bild 6.113 dargestellte vertikalen Verformungen die Traglast beeinflussen können. Auch dies gilt insbesondere für Kassettenprofile mit geringer Nennblechdicke und großer Bauhöhe.

6.4.6.4.2 *Gurteindrehung des zugbeanspruchten Untergurtes*

In Bild 6.111 und Bild 6.112 wird die Verformungsfigur des Referenz-Kassettenprofils nach Bild 3.6 infolge Eigenlast dargestellt. Bild 6.111 und Bild 6.112 kann entnommen werden, dass die Wirkungsrichtung der Eigenlast der Kassettenprofile zu unterschiedlichen Verformungsfiguren der breiten Untergurte führt. Bei horizontaler Lage der Kassettenprofile verformt sich der breite Untergurt in Form einer Halbwelle, bei vertikaler Lage der Kassettenprofile verformt sich der breite Untergurt in Form von zwei entgegengesetzt gerichteten Halbwellen.

Bei horizontaler Lage der Kassettenprofile (also dem Versuchsaufbau der Einfeldträger-Biegeversuche entsprechend) kann bei experimentellen Untersuchungen häufig eine Gurteindrehung des zugbeanspruchten Untergurtes in Form einer Halbwelle beobachtet werden. Die in diesem Kapitel durchgeführten numerischen Simulationen zeigen, dass die Verformung der breiten Untergurte in Form einer Halbwelle durch die Eigenlast der Kassettenprofile begünstigt wird. Es ist zusätzlich ersichtlich, dass auch die freien Ränder der halbierten Kassettenprofile infolge einwirkender Eigenlasten eine Gurteindrehung des mittleren Kassettenprofils in Form einer Halbwelle begünstigen, vgl. Bild 6.111. Bei vertikaler Lage der Kassettenprofile begünstigen alle an den Stegen und den schmalen Obergurten einwirkenden Eigenlasten eine in Lotrichtung gerichtete Schiefstellung der Stege, die wiederum eine Gurteindrehung in Form von zwei entgegengesetzt gerichteten Halbwellen verursacht, vgl. Bild 6.112. Es kann also davon ausgegangen werden, dass sich der zugbeanspruchte breite Untergurt von Kassettenprofilen in Fassaden tendenziell eher in Form von zwei entgegengesetzt gerichteten Halbwellen eindrehen wird, als im Versuchsaufbau der Einfeldträger-Biegeversuche. Es wird empfohlen, diesbezüglich weitere Untersuchungen durchzuführen. Dies ist aber nicht Gegenstand der vorliegenden Dissertation.

Tabelle 6.65 zeigt den Vergleich der Ergebnisse der Traglastanalysen zum Einfluss der Eigenlast der Mineralwolle. Dieser Vergleich zeigt, dass es unter den beispielhaft gewählten Randbedingungen nahezu keinen Einfluss hat, ob die Eigenlast der Mineralwolle über die Fläche der breiten Untergurte oder, wie ansonsten anteilig in LOADSTEP 2, über die schmalen Obergurte in die Kassettenprofile eingeleitet wird. Folglich kann die bei den eigenen experimentellen Untersuchungen beobachtete Erhöhung der Traglast durch einliegende Mineralwolle (vgl. Kapitel 6.2.3.5.9) nicht mit der Einwirkung der Eigenlast der Mineralwolle erklärt werden. Es wird stattdessen davon ausgegangen, dass die Mineralwolle die Gurteindrehung der breiten Untergurte mit einer federelastischen Bettung behindert, und so die Tragfähigkeit der Kassettenprofile erhöht. Es wird empfohlen, diesbezüglich weitere Untersuchungen durchzuführen. Auch dies ist aber nicht Gegenstand der vorliegenden Dissertation.

6.4.7 Aussteifung der Kassettenprofile in Längsrichtung

6.4.7.1 Vorbemerkungen

In diesem Kapitel werden numerische Untersuchungen zur Aussteifung der Kassettenprofile in ihrer Längsrichtung durchgeführt, ausgewertet und interpretiert. Dabei wird untersucht, welchen Einfluss die Steifigkeit einer vertikal verlegten Sandwichelement-Außenschale in Längsrichtung der Kassettenprofile auf das Tragverhalten von Hybridfassaden hat.

Zunächst wird das Finite-Elemente-Modell anhand der Ergebnisse weiterer experimenteller Untersuchungen verifiziert. Dabei wird, falls erforderlich, die Federsteifigkeit $k_{1(i,j)}$ an die unterschiedlichen Randbedingungen einzelner Versuchsreihen angepasst. Anschließend werden Parameterstudien zum Abstand der Verbindungen mit der Außenschale s_1 und zur Traglast von Hybridfassaden durchgeführt.

Die numerischen Untersuchungen in diesem Kapitel werden mit folgenden Geometrie- und Materialparametern durchgeführt:

- Die Geometrieparameter entsprechen, sofern nicht anders angegeben, denen aus Tabelle 6.51.
- Die allgemeinen Materialparameter entsprechen denen aus Tabelle 6.52.
- Werden experimentelle Untersuchungen simuliert, werden die Streckgrenzen und Nennblechdicken aus Tabelle 6.53 und Tabelle 6.54 verwendet.
- Die Parameterstudien werden mit dem Nennwert der Streckgrenze der betrachteten Stahlsorte (S320 GD nach [90]) durchgeführt. Als Blechdicke wird bei den Parameterstudien die Bemessungskerndicke des jeweiligen Stahlwerkstoffs abzüglich aller Beschichtungen nach Gleichung (6.29) verwendet.

6.4.7.2 Erweiterte Verifikation und Kalibration des Finite-Elemente-Modells

6.4.7.2.1 Eigene experimentelle Untersuchungen

In Kapitel 6.4.4.5 der vorliegenden Dissertation wurde gezeigt, dass das Finite-Elemente-Modell die Ergebnisse der Versuchsreihe 1 der eigenen experimentellen Untersuchungen in guter Näherung abbildet, wenn das Federelement *COMBIN 39* zwischen den Verbindungspunkten mit der Außenschale mit einer konstanten Federsteifigkeit von $k_1 = 5000 \text{ N/mm}$ modelliert wird.

In Versuchsreihe 2 der eigenen experimentellen Untersuchungen wurde der Abstand der Verbindungen mit der Sandwichelement-Außenschale auf $s_1 = 200 \text{ mm}$ reduziert. Bei verdeckter Befestigung der Sandwichelemente (Versuchsreihe 1 mit $s_1 = 1000 \text{ mm}$) entspricht die Elementbreite der Sandwichelemente auch der Länge der Federelemente. Soll Versuchsreihe 2 mit dem Finite-Elemente-Modell simuliert werden, wird jedes Sandwichelement in seiner Querrichtung durch fünf Federelemente substituiert, vgl. Bild 6.87. Soll jedem Sandwichelement die gleiche Gesamtsteifigkeit wie in Versuchsreihe 1 zugeordnet werden, müssen die Federelemente in Versuchsreihe 2 wie folgt modelliert werden:

$$k_{1,200} = 5 \cdot k_{1,1000} = 5 \cdot 5000 = 25000 \text{ N/mm} \quad (6.30)$$

Das folgende Bild 6.114 zeigt die Last-Verformungs-Kurven der Versuchsreihe 2 der eigenen experimentellen Untersuchungen und die zugehörige Last-Verformungs-Kurve des Finite-Elemente-Modells (LOADSTEP 2, mit geometrischen Imperfektionen) mit $s_1 = 200$ mm und $k_{1,200} = 25\,000$ N/mm.

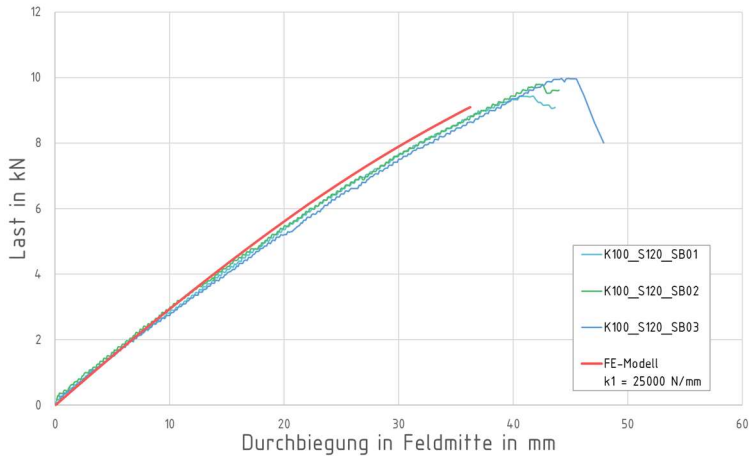


Bild 6.114: Vergleich experimentelle Untersuchungen Versuchsreihe 2 und FE-Modell

Bild 6.114 kann entnommen werden, dass das Finite-Elemente-Modell mit der in Kapitel 6.4.4.5 durchgeführten Kalibration des Federelementes *COMBIN 39* auch das Tragverhalten der eigenen experimentellen Untersuchungen der Versuchsreihe 2 in guter Näherung abbildet.

Hinweis: Es ist zu beachten, dass eine gleichmäßige Verteilung der Quersteifigkeit der Sandwichelemente (hier: $5 \times 25\,000$ N/mm) vermutlich nicht dem realen Bauteilverhalten entspricht. Es wird davon ausgegangen, dass sich im Bereich der Längsrandstöße der Sandwichelemente bei gleicher Belastung größere Verformungen einstellen können, als in den übrigen Abschnitten. An dieser Stelle wird jedoch darauf verzichtet, dies näher zu untersuchen.

6.4.7.2.2 Experimentelle Untersuchungen an der TU Darmstadt

Die im Auftrag des *Industrieverbandes für Bausysteme im Metallleichtbau (IFBS e. V.)* an der *TU Darmstadt* durchgeführten experimentellen Untersuchungen zu Kassettenprofilen mit Sandwichelement-Außenschale [43] wurden in Kapitel 6.2.2 der vorliegenden Dissertation ausführlich beschrieben.

Bei der numerischen Simulation dieser Versuche ist zu beachten, dass bei der Montage der Prüfkörper K100_S80_1_5 sowie K160_S80_2_1 bis K160_S80_2_4 die

Sandwich-elemente in Längsrichtung der Kassettenprofile mit Spanngurten vorgespannt wurden. Dabei wurden die Dichtbänder in den Längsfugen der Sandwich-elemente komprimiert, um „die Fugenbreite zu minimieren“. Nähere Informationen dazu liegen nicht vor, sodass eine Kalibration des Finite-Elemente-Modells anhand dieser Versuche kritisch zu hinterfragen ist. Es werden daher vorrangig die Versuche K100_S80_1_1 bis K100_S80_1_4 ohne Verspannung der Längsfugen betrachtet.

Das folgende Bild 6.115 zeigt die Last-Verformungskurven der Versuchsreihe 1 der an der *TU Darmstadt* durchgeführten experimentellen Untersuchungen [43] und die zugehörige Last-Verformungs-Kurve des Finite-Elemente-Modells (LOADSTEP 2, mit geometrischen Imperfektionen) mit $k_{1,1000} = 3\,000\text{ N/mm}$.

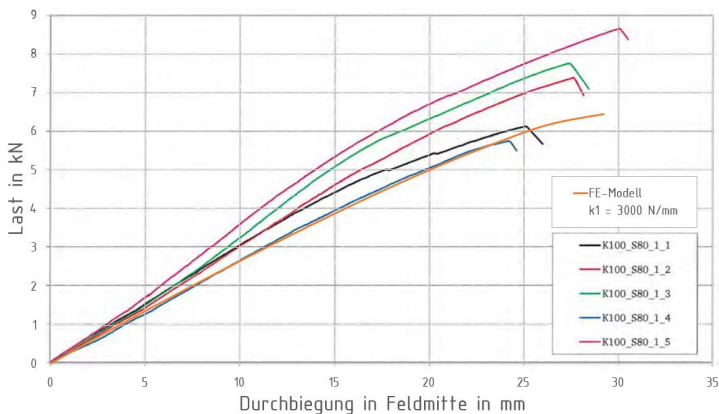


Bild 6.115: Vergleich experimentelle Untersuchungen Versuchsreihe 1 *TU Darmstadt* [43] und FE-Modell

Bild 6.115 kann entnommen werden, dass das Finite-Elemente-Modell mit dem gewählten Ansatz von $k_1 = 3\,000\text{ N/mm}$ das Tragverhalten der experimentellen Untersuchungen der Versuchsreihe 1 der an der *TU Darmstadt* durchgeführten experimentellen Untersuchungen [43] in guter Näherung abbildet. Die experimentell ermittelten Ergebnisse dieser Versuchsreihe zeigen große Streuungen. Die Federsteifigkeit wurde so gewählt, dass die Traglast im unteren Bereich der Versuche ohne Verspannung der Längsfugen liegt. Gegenüber dem Versuch K100_S80_1_5 mit Verspannung der Längsfugen zeigt sich eine deutliche Abweichung der Traglast und der Steifigkeit, bei der das Finite-Elemente-Modell auf der sicheren Seite liegt.

Das folgende Bild 6.116 zeigt die Last-Verformungskurven der Versuchsreihe 2 der an der *TU Darmstadt* durchgeführten experimentellen Untersuchungen [43] und

die zugehörige Last-Verformungs-Kurve des Finite-Elemente-Modells (LOADSTEP 2, mit geometrischen Imperfektionen) mit $k_{1,1000} = 3\,000\text{ N/mm}$.

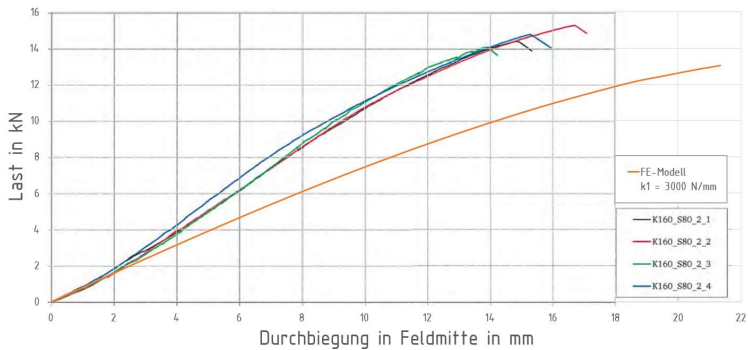


Bild 6.116: Vergleich experimentelle Untersuchungen Versuchsreihe 2 TU Darmstadt [43] und FE-Modell

In Versuchsreihe 2 der an der der *TU Darmstadt* durchgeführten experimentellen Untersuchungen [43] wurden bei allen Prüfkörpern die Längsfugen der Sandwichelemente mit Spanngurten verspannt. Erwartungsgemäß zeigen sich also deutliche Abweichungen zwischen den Last-Verformungs-Kurven der experimentellen Untersuchungen und der Last-Verformungs-Kurve des Finite-Elemente-Modells. Diese Abweichungen ähneln der in Bild 6.115 dargestellten Abweichung des Versuches K100_S80_1_5. Sie werden zusätzlich dadurch begünstigt, dass bereits das Grundmodell des Kassettenprofils K160 die tatsächlich vorhandene Steifigkeit geringfügig unterschätzt, vgl. Bild 6.101 in Kapitel 6.4.4.4. Die dargestellten Abweichungen sind also plausibel.

6.4.7.2.3 Abschließende Bewertung und Zusammenfassung

Es wird festgestellt, dass das erstellte Finite-Elemente-Modell zur Aussteifung der Kassettenprofile in ihrer Längsrichtung hinreichend verifiziert werden kann und für die Durchführung von Parameterstudien geeignet ist.

Die unterschiedlichen Ansätze für die Federsteifigkeit des Federelementes *COMBIN 39* können damit erklärt werden, dass bei den eigenen experimentellen Untersuchungen und den an der *TU Darmstadt* durchgeführten experimentellen Untersuchungen [43] unterschiedliche Sandwichelemente verwendet wurden. Es wird davon ausgegangen, dass neben der Bauhöhe der Sandwichelemente und der Verbindungssteifigkeit die herstellereigene Längsfugenausbildung maßgebenden Einfluss auf die Steifigkeit in Längsrichtung der Kassettenprofile hat. Die in der folgen-

den Tabelle 6.66 zusammengefassten Ersatzfedersteifigkeiten besitzen also zunächst nur unter den in den jeweiligen Versuchsreihen gegebenen Randbedingungen Gültigkeit.

Tabelle 6.66: Ersatzfedersteifigkeiten k_1 für Sandwichelement-Außenschalen

	Ansatz Federsteifigkeit $k_{1,1000}$ in N/mm	Verifiziert anhand der Versuchsreihen
Eigene experimentelle Untersuchungen (PUR-SWE d=120mm)	5000	1 (K100, $s_1 = 1000$ mm) 2 (K100, $s_1 = 200$ mm)
Experimentelle Untersuchungen an der TU Darmstadt [43] (PUR-SWE d=80mm)	3000	1 (K100, $s_1 = 1000$ mm) 2 (K160, $s_1 = 1000$ mm)

6.4.7.3 Beschreibung und Ergebnisse der Parameterstudien

6.4.7.3.1 Abstand der Verbindungen mit der Außenschale

In dieser Parameterstudie wird anhand des Finite-Elemente-Modells untersucht, welchen Einfluss der Abstand der Verbindungen mit der Außenschale s_1 auf die Traglast von Kassettenprofilen hat, wenn sie in ihrer Längsrichtung durch eine vertikal verlegte Sandwichelement-Außenschale ausgesteift werden. Die Sandwichelement-Außenschale wird dabei mit Federelementen des Typs *COMBIN 39* substituiert, denen die in Tabelle 6.66 ausgewiesenen Federsteifigkeiten zugeordnet werden. Es werden die bereits zuvor eingeführten Referenz-Kassettenprofile nach [68; 74] betrachtet.

Das folgende Bild 6.117 zeigt, für einen direkten Vergleich, die Last-Verformungskurven des zuvor kalibrierten und verifizierten Finite-Elemente-Modells (LOADSTEP 2, mit geometrischen Imperfektionen) für die Versuchsreihen 1 und 2 der eigenen experimentellen Untersuchungen. (Diese Kurven wurden gesondert bereits in Bild 6.104 und Bild 6.114 dargestellt.)

Die nachfolgende Tabelle 6.67 zeigt, für ausgewählte Referenz-Kassettenprofile, numerisch ermittelte Traglasten in Abhängigkeit von der Federsteifigkeit k_1 und dem Abstand der Verbindungen mit der Außenschale s_1 . Die Kassettenprofile wurden bei der Berechnung der dargestellten Werte ausschließlich über die schmalen Obergurte belastet (vgl. Bild 6.90), Eigenlasten wurden nicht gesondert berücksichtigt. Neben dem für die im Rahmen der vorliegenden Dissertation betrachteten Fragestellungen relevanten Abstand $s_1 = 1000$ mm wird der Abstand $s_1 = 200$ mm betrachtet, für den die Ergebnisse des Finite-Elemente-Modells ebenfalls anhand der Ergebnisse experimenteller Untersuchungen verifiziert werden konnten.

6 Aussteifung von Kassettenprofilen durch Sandwichelemente

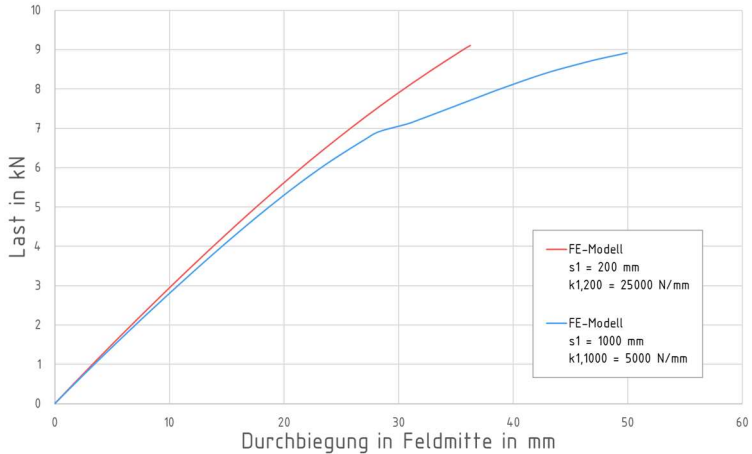


Bild 6.117: Vergleich Last-Verformungs-Kurven (LOADSTEP 2) der Versuchsreihen 1 und 2 der eigenen experimentellen Untersuchungen

Tabelle 6.67: Traglasten in Abhängigkeit von der Federsteifigkeit k_1 und dem Abstand der Verbindungen mit der Außenschale s_1

Kassettenprofil nach [68; 74] S320 GD	Nennblechdicke t_{nom} in mm	Traglast in Abhängigkeit von k_1 und s_1 in kN			
		$k_{1,1000} = 3000$ N/mm		$k_{1,1000} = 5000$ N/mm	
		$s_1 = 200$ mm ($k_{1,200} = 15000$ N/mm)	$s_1 = 1000$ mm ($k_{1,1000} = 3000$ N/mm)	$s_1 = 200$ mm ($k_{1,200} = 25000$ N/mm)	$s_1 = 1000$ mm ($k_{1,1000} = 5000$ N/mm)
K90 h = 90 mm	0,75	8,429	6,565	8,833	7,069
	1,50	(21,273)*	18,452	(26,676)*	19,325
K100 / M100 h = 100 mm	0,75	9,415	7,398	9,841	7,966
	1,50	23,661	21,027	(25,815)*	21,905
K145 / M145 h = 145 mm	0,75	13,885	11,433	14,544	12,339
	1,50	37,051	33,567	38,927	34,974
K160 / M160 h = 160 mm	0,75	15,401	12,895	15,958	14,009
	1,50	41,525	36,801	(48,011)*	38,141
M200 h = 200 mm	0,75	19,836	17,651	20,064	19,019
	1,50	53,352	45,032	(57,512)*	46,488

Hinweis (zu Tabelle 6.67): Bei den mit * gekennzeichneten Traglasten wird vor Erreichen der angegebenen Werte die in Gleichung (6.25) ausgewiesene maximale Tragfähigkeit der Sandwichelement-Außenschale überschritten, siehe dazu Tabelle 6.68, Tabelle 6.70 und Kapitel 6.4.7.4.2.

6.4.7.3.2 Traglast von Hybridfassaden

In dieser Parameterstudie wird anhand des Finite-Elemente-Modells untersucht, welchen Einfluss eine vertikal verlegte Sandwichelement-Außenschale auf die Traglast von Kassettenprofilen hat. Die Sandwichelement-Außenschale wird mit Federelementen des Typs *COMBIN 39* substituiert, denen die in Tabelle 6.66 ausgewiesenen Federsteifigkeiten zugeordnet werden, s. o. Es werden weiterhin die bereits zuvor eingeführten Referenz-Kassettenprofile nach [68; 74] betrachtet.

Traglasten, die eine aussteifende Wirkung der Sandwichelement-Außenschale in Längsrichtung der Kassettenprofile berücksichtigen, werden bereits in Tabelle 6.67 ausgewiesen. Die folgende Tabelle 6.68 zeigt, ergänzend dazu, die in den Federelementen auftretenden Druckkräfte bei Erreichen der Traglast.

Tabelle 6.68: Maximale Druckkraft in den Federelementen *COMBIN 39* in Abhängigkeit von der Federsteifigkeit k_1 und dem Abstand der Verbindungen mit der Außenschale s_1

Kassettenprofil nach [68; 74] S320 GD	Nennblechdicke t_{nom} in mm	Maximale Federkraft in Abhängigkeit von k_1 und s_1 , in N			
		$k_{1,1000} = 3000$ N/mm		$k_{1,1000} = 5000$ N/mm	
		$s_1 = 200$ mm ($k_{1,200} = 15000$ N/mm)	$s_1 = 1000$ mm ($k_{1,1000} = 3000$ N/mm)	$s_1 = 200$ mm ($k_{1,200} = 25000$ N/mm)	$s_1 = 1000$ mm ($k_{1,1000} = 5000$ N/mm)
K90 h = 90 mm	0,75	4234,4	2831,6	6631,4	4706,8
	1,50	15088	4129,6	35855	6942,4
K100 / M100 h = 100 mm	0,75	4074,9	2763,3	6403,3	4588,4
	1,50	7062,1	4033,2	16577	6722,1
K145 / M145 h = 145 mm	0,75	3631,1	2764,8	5785,4	4617,9
	1,50	5385,1	3740,1	9726,4	6313,3
K160 / M160 h = 160 mm	0,75	3648,0	2896,3	5721,2	4868,4
	1,50	5565,0	3735,3	28019	6197,9
M200 h = 200 mm	0,75	3568,3	3306,6	5384,1	5460,5
	1,50	4775,4	3503,2	17485	5768,7

Als Referenzwerte für die in Tabelle 6.67 ausgewiesenen Traglasten (mit Berücksichtigung der aussteifenden Wirkung einer Sandwichelement-Außenschale) können die in Tabelle 6.57 ausgewiesenen Traglasten verwendet werden. Die in Tabelle 6.57 ausgewiesenen Traglasten wurden ohne Berücksichtigung einer Aussteifung in Längsrichtung der Kassettenprofile ermittelt. Die in beiden Tabellen ausgewiesenen Traglasten wurden unter identischen Randbedingungen numerisch berechnet, sodass ein direkter Vergleich möglich ist.

6.4.7.4 Auswertung der Ergebnisse

6.4.7.4.1 Abstand der Verbindungen mit der Außenschale

Die folgende Tabelle 6.69 zeigt, auf Grundlage der in Tabelle 6.67 ausgewiesenen Traglasten, die mögliche Steigerung der Traglast durch Reduktion des Abstandes der Verbindungen mit der Außenschale s_1 von 1000 mm auf 200 mm in Abhängigkeit von der Federsteifigkeit k_1 , die eine vertikal verlegte Sandwichelement-Außenschale in Längsrichtung der Kassettenprofile bereitstellt.

Tabelle 6.69: Mögliche Steigerung der Traglast durch Reduktion des Abstandes der Verbindungen mit der Außenschale s_1 von 1000 mm auf 200 mm

Kassettenprofil nach [68; 74] S320 GD	Nennblechdicke t_{nom} in mm	Steigerung Traglast durch Reduktion des Abstandes s_1 von 1000 mm auf 200 mm in %	
		$k_{1,1000} = 3000 \text{ N/mm}$	$k_{1,1000} = 5000 \text{ N/mm}$
K90 h = 90 mm	0,75	28,4	25,0
	1,50	(15,3)*	(38,0)*
K100 / M100 h = 100 mm	0,75	27,3	23,5
	1,50	12,5	(17,8)*
K145 / M145 h = 145 mm	0,75	21,4	17,9
	1,50	10,4	11,3
K160 / M160 h = 160 mm	0,75	19,4	13,9
	1,50	12,8	(25,9)*
M200 h = 200 mm	0,75	12,4	5,5
	1,50	18,5	(23,7)*

Hinweis: Bei den mit * gekennzeichneten Werten wird die in Gleichung (6.25) ausgewiesene maximale Tragfähigkeit der Sandwichelement-Außenschale überschritten, vgl. Tabelle 6.68.

6.4.7.4.2 Traglast von Hybridfassaden

Das folgende Bild 6.118 zeigt, in Abhängigkeit von der Federsteifigkeit k_1 und der Nennblechdicke t_{nom} , inwieweit die vorhandene Quersteifigkeit einer vertikal verlegten Sandwichelement-Außenschale die Traglast der Referenz-Kassettenprofile erhöht. Als Referenzwerte für die angegebenen prozentualen Steigerungen der Traglasten wurden die in Tabelle 6.57, Spalte 3 angegebenen Traglasten verwendet. Die Traglasten mit Berücksichtigung der Aussteifung in Längsrichtung der Kassettenprofile wurden Tabelle 6.67, Spalte 2 und 4 entnommen. Somit beziehen sich alle Traglasten auf einen Abstand der Verbindungen mit der Außenschale von $s_1 = 1000$ mm.

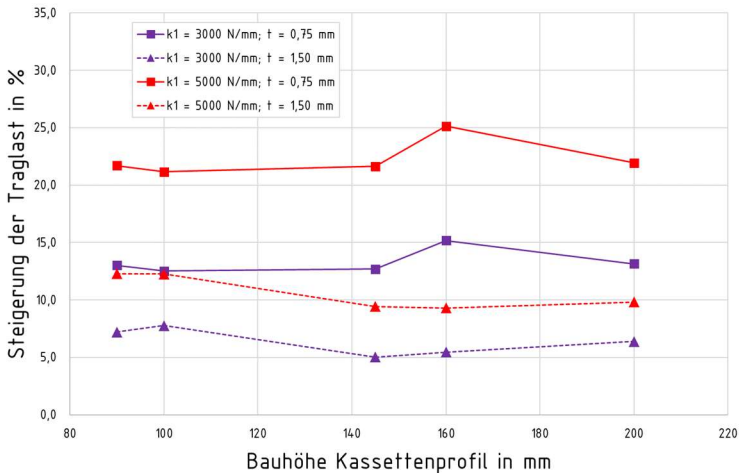


Bild 6.118: Steigerung der Traglast durch Berücksichtigung der Aussteifung der Kassettenprofile in ihrer Längsrichtung

Die folgenden Säulendiagramme beziehen sich direkt auf den Anwendungsfall „Hybridsanierung einer bestehenden Kassettenprofilfassade“. Es wird davon ausgegangen, dass der ursprüngliche statische Nachweis der Bestandsfassade mit Tragfähigkeitswerten geführt wurde, die Gültigkeit für die bislang üblichen Abstände der Verbindungen mit der Außenschale $s_1 = 621$ mm oder $s_1 = 732$ mm besitzen. Wird der Abstand s_1 im Rahmen einer Hybridsanierung auf 1000 mm erhöht, und gleichzeitig die vorhandene Quersteifigkeit der Sandwichelement-Außenschale mit der Federsteifigkeit k_1 berücksichtigt, ändert sich die Traglast unter den beispielhaft gewählten Randbedingungen wie in den folgenden Säulendiagrammen dargestellt. Bild 6.119 zeigt die Traglasten für die Referenz-Kassettenprofile mit

6 Aussteifung von Kassettenprofilen durch Sandwichelemente

Nennblechdicke $t_{nom} = 0,75$ mm, Bild 6.120 zeigt die Traglasten für die Referenz-Kassettenprofile mit Nennblechdicke $t_{nom} = 1,50$ mm.

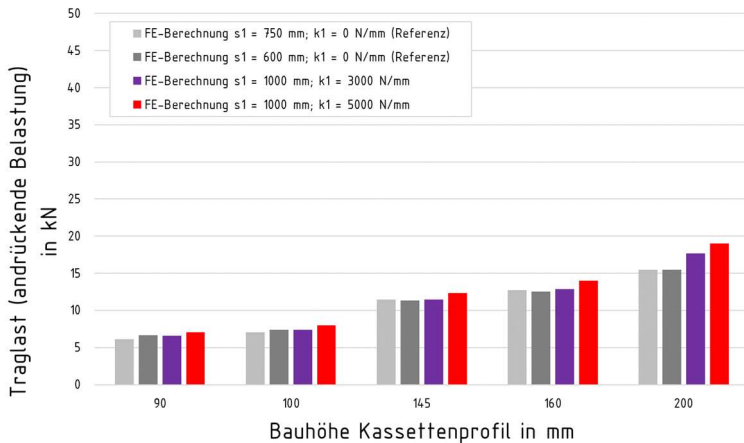


Bild 6.119: Relevante Traglasten der Referenz-Kassettenprofile nach [68; 74] mit Nennblechdicke $t_{nom} = 0,75$ mm

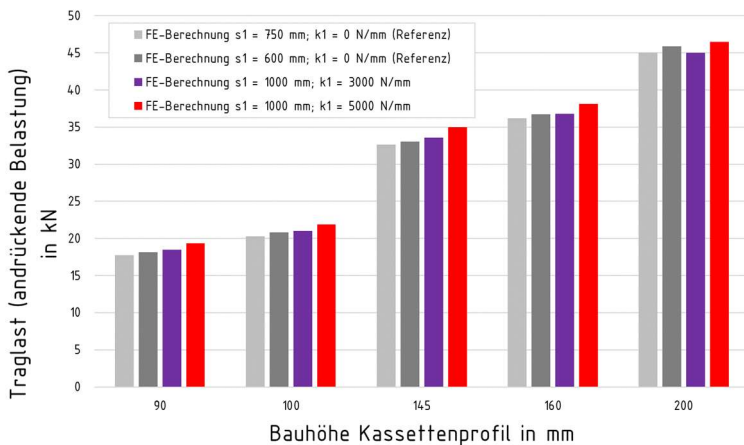


Bild 6.120: Relevante Traglasten der Referenz-Kassettenprofile nach [68; 74] mit Nennblechdicke $t_{nom} = 1,50$ mm

Um qualitative Aussagen darüber treffen zu können, inwieweit die Sandwichelemente in positiv biegebeanspruchten Hybridfassaden quer zu ihrer Spannrichtung beansprucht werden, zeigt die folgende Tabelle 6.70 den Ausnutzungsgrad der in Gleichung (6.25) überschlägig bestimmten Tragfähigkeit in Querrichtung der Sandwichelemente. Die angegebenen Ausnutzungsgrade beziehen sich auf den Traglastzustand des gesamten Hybridquerschnittes. Sie wurden mit den in Tabelle 6.68 ausgewiesenen Druckkräften in den Federelementen *COMBIN 39* berechnet.

Tabelle 6.70: Ausnutzungsgrad der maximalen Druckkraft in den Federelementen COMBIN 39 in Abhängigkeit von der Federsteifigkeit k_1 und dem Abstand der Verbindungen mit der Außenschale s_1

Kassettenprofil nach [68; 74] S320 GD	Nennblechdicke t_{nom} in mm	Ausnutzungsgrad Tragfähigkeit Sandwichelement-Außenschale nach Gleichung (6.25) in Abhängigkeit von k_1 und s_1 in %			
		$k_{1,1000} = 3000$ N/mm		$k_{1,1000} = 5000$ N/mm	
		$s_1 = 200$ mm ($k_{1,200} = 15000$ N/mm)	$s_1 = 1000$ mm ($k_{1,1000} = 3000$ N/mm)	$s_1 = 200$ mm ($k_{1,200} = 25000$ N/mm)	$s_1 = 1000$ mm ($k_{1,1000} = 5000$ N/mm)
K90 h = 90 mm	0,75	31,0	20,7	48,6	34,5
	1,50	110,5	30,3	262,7	50,9
K100 / M100 h = 100 mm	0,75	29,9	20,2	46,9	33,6
	1,50	51,7	29,5	121,4	49,2
K145 / M145 h = 145 mm	0,75	26,6	20,3	42,4	33,8
	1,50	39,5	27,4	71,3	46,3
K160 / M160 h = 160 mm	0,75	26,7	21,2	41,9	35,7
	1,50	40,8	27,4	205,3	45,4
M200 h = 200 mm	0,75	26,1	24,2	39,4	40,0
	1,50	35,0	25,7	128,1	42,3

6.4.7.5 Interpretation der Ergebnisse

6.4.7.5.1 Abstand der Verbindungen mit der Außenschale

In Bild 6.117 werden die Last-Verformungs-Kurven der numerischen Simulationen der Versuchsreihen 1 (blau) und 2 (rot) der eigenen experimentellen Untersuchungen dargestellt. Bild 6.117 kann entnommen werden, dass der Abstand der Verbindungen mit der Außenschale s_1 auch unter Berücksichtigung der Steifigkeit einer vertikal verlegten Sandwichelement-Außenschale mit $k_{1,1000} = 5000$ N/mm, bzw.

$k_{1,200} = 25000 \text{ N/mm}$ einen signifikanten Einfluss auf die Steifigkeit des Gesamtquerschnitts hat. Wird der Abstand s_1 von 1000 mm (Versuchsreihe 1) auf 200 mm (Versuchsreihe 2) reduziert, erhöht dies die Gesamtsteifigkeit des Hybridquerschnitts. Bei $s_1 = 1000 \text{ mm}$ zeigt sich darüber hinaus mit zunehmender Belastung ein deutlicherer Steifigkeitsabfall als bei $s_1 = 200 \text{ mm}$.

Tabelle 6.69 zeigt, welchen Einfluss der Abstand der Verbindungen mit der Außenschale s_1 , unter Berücksichtigung der Quersteifigkeit einer vertikal verlegten Sandwichelement-Außenschale (mit $k_{1,1000} = 3000 \text{ N/mm}$ bzw. $k_{1,1000} = 5000 \text{ N/mm}$), auf die Traglast hat. Im für Hybridfassaden relevanten Parameterbereich von 200 mm bis 1000 mm kann die Traglast unter den beispielhaft gewählten Randbedingungen durch Reduktion des Abstandes s_1 um 6 bis 28 % gesteigert werden. Ein Vergleich mit den in Tabelle 6.60 und Bild 6.107 dargestellten Angaben zu Kassettenprofilen ohne Berücksichtigung einer lastabtragenden Wirkung der Außenschale zeigt darüber hinaus Folgendes: Der Abstand der Verbindungen mit der Außenschale s_1 kann mit Berücksichtigung der Steifigkeit einer vertikal verlegten Sandwichelement-Außenschale k_1 einen ähnlichen Einfluss auf die Traglast haben, wie ohne Berücksichtigung der Steifigkeit einer vertikal verlegten Sandwichelement-Außenschale.

Bezüglich der im Rahmen der vorliegenden Dissertation betrachteten Fragestellungen wird zusammenfassend festgestellt:

- Der Abstand der Verbindungen mit der Außenschale s_1 hat bei positiver Biegemomentenbeanspruchung einen Einfluss auf das Tragverhalten von Hybridfassaden. Inwieweit die Steifigkeit und die Traglast vom Abstand der Verbindungen mit der Außenschale s_1 beeinflusst werden, ist stark abhängig von den jeweiligen Randbedingungen.
- Unter den beispielhaft gewählten Randbedingungen hat der Abstand der Verbindungen mit der Außenschale s_1 in Hybridfassaden insgesamt einen ähnlichen Einfluss auf das Tragverhalten wie in klassischen Kassettenprofilfassaden der ersten Generation.

6.4.7.5.2 *Traglast von Hybridfassaden*

Werden vertikal verlegte Sandwichelemente in Hybridfassaden verdeckt in ihren Längsfugen an den Kassettenprofilen befestigt, entspricht der Abstand der Verbindungen mit der Außenschale s_1 der Elementbreite der Sandwichelemente (i. d. R. 1000 mm, vgl. Kapitel 2.3.2). Bild 6.118 zeigt, für $s_1 = 1000 \text{ mm}$, inwieweit die Berücksichtigung der Quersteifigkeit der Sandwichelemente die Traglast einer Hybridfassade bei positiver Biegemomentenbeanspruchung erhöht. Darüber hinaus kann Bild 6.118 entnommen werden, welche Parameter diese Erhöhung maßgebend beeinflussen:

- Die Quersteifigkeit k_1 der Sandwichelement-Außenschale hat maßgebenden Einfluss auf die Erhöhung der Traglast.
- Die Nennblechdicke t_{nom} der Kassettenprofile hat maßgebenden Einfluss auf die Erhöhung der Traglast.
- Die Bauhöhe der Kassettenprofile hat nahezu keinen Einfluss auf die Erhöhung der Traglast.

Erwartungsgemäß führt eine höhere Steifigkeit k_1 (hier: $k_{1,1000} = 5\,000$ N/mm statt $k_{1,1000} = 3\,000$ N/mm) dazu, dass die Traglast deutlicher gesteigert wird. Auch der Einfluss der Nennblechdicke t_{nom} ist plausibel: Die Traglast eines Kassettenprofils mit geringer Nennblechdicke (hier: $t_{\text{nom}} = 0,75$ mm) kann mit derselben zusätzlichen Steifigkeit k_1 deutlicher gesteigert werden, als die ohnehin größere Traglast eines Kassettenprofils mit großer Nennblechdicke (hier: $t_{\text{nom}} = 1,5$ mm).

Bezüglich der im Rahmen der vorliegenden Dissertation betrachteten Fragestellungen wird anhand der in Bild 6.118 dargestellten Ergebnisse folgendes festgestellt:

- Unter den beispielhaft betrachteten Randbedingungen kann die Berücksichtigung der Quersteifigkeit einer vertikal verlegten Sandwichelement-Außenschale die Traglast der Kassettenprofile bei positiver Biegemomentenbeanspruchung um etwa 5 bis 25 % erhöhen.

Die Säulendiagramme in Bild 6.119 und Bild 6.120 beschreiben die Änderung der Traglast (bei positiver Biegemomentenbeanspruchung) bei Hybridsanierungen mit verdeckt in ihren Längsfugen befestigten Sandwichelementen. Sie berücksichtigen sowohl, dass der Abstand der Verbindungen mit der Außenschale s_1 von 621 mm bzw. 732 mm auf 1000 mm erhöht wird, als auch den zusätzlichen Lastabtrag durch die Sandwichelement-Außenschale. Es werden die Federsteifigkeiten $k_1 = 3\,000$ N/mm und $k_1 = 5\,000$ N/mm betrachtet, die zuvor anhand der Ergebnisse experimenteller Untersuchungen bestimmt wurden. Die dargestellten Werte beziehen sich auf Kassettenprofile mit Bauhöhen zwischen 90 mm und 200 mm und Nennblechdicken zwischen 0,75 mm und 1,50 mm, sodass die gesamte Bauweise repräsentativ abgebildet wird. Es ist zu beachten, dass die Ergebnisse für die Kassettenprofile mit einer Bauhöhe von 200 mm geringfügig von den übrigen Ergebnissen abweichen. Es wird davon ausgegangen, dass diese Kassettenprofile in der Regel nicht in Hybridbauweise saniert werden sollen, sodass sie bei der folgenden Interpretation ausgeschlossen werden. Darüber hinaus ist auffällig, dass vereinzelt für den Abstand der Verbindungen mit der Außenschale $s_1 = 600$ mm minimal geringere Traglasten als für den Abstand der Verbindungen mit der Außenschale $s_1 = 750$ mm ausgewiesen werden. Dies kann darauf zurückgeführt werden, dass die im Finite-Elemente-Modell aufgetragenen geometrischen Imperfektionen unterschiedliche Eigenformen begünstigen, die jeweils abhängig vom Abstand s_1 sind. So kann

bereits ein geringfügig veränderter Abstand s_1 dazu führen, dass eine andere Beul-eigenform mit abweichender Halbwellenlänge begünstigt wird, was die numerisch berechnete Traglast in Einzelfällen reduziert, vgl. Kapitel 6.4.5.4.1.

Bezüglich der im Rahmen der vorliegenden Dissertation betrachteten Fragestellungen wird anhand der in Bild 6.119 und Bild 6.120 dargestellten Ergebnisse Folgendes festgestellt:

- Eine Hybridsanierung mit vertikal verlegten Sandwichelementen, die verdeckt in ihren Längsfugen befestigt werden, führt in der Regel nicht dazu, dass die Traglast der Kassettenprofile bei positiver Biegemomentenbeanspruchung reduziert wird.
- Beträgt die Quersteifigkeit der Sandwichelement-Außenschale k_1 etwa 3 000 N/mm, kann sie die aus der Erhöhung des Abstandes der Verbindungen mit der Außenschale s_1 resultierende Reduktion der Traglast in etwa ausgleichen.
- Beträgt die Quersteifigkeit der Sandwichelement-Außenschale k_1 etwa 5 000 N/mm, wird die Traglast der Kassettenprofile bei einer Hybridsanierung insgesamt geringfügig erhöht.

In Tabelle 6.70 werden die in den Sandwichelementen im Traglastzustand auftretenden Druckkräfte in Querrichtung ausgewertet. Marktübliche Sandwichelemente werden in Querrichtung planmäßig nicht in ihrer Ebene beansprucht, sodass in der Praxis bislang keine Steifigkeits- und Tragfähigkeitswerte für diese Beanspruchung vorliegen. Auf Grundlage der bisherigen Erkenntnisse, die in diesem Kapitel der vorliegenden Dissertation numerisch verifiziert und erweitert wurden, wird davon ausgegangen, dass neben der Verbindungssteifigkeit folgende Parameter die Steifigkeit und die Tragfähigkeit in Querrichtung der Sandwichelemente maßgebend beeinflussen:

- Die Herstellerspezifische Längsfugenausbildung.
Die von den Sandwichelementen bereitgestellte Steifigkeit wird maßgebend von den bauphysikalisch erforderlichen Dichtbändern beeinflusst, die Tragfähigkeit von der Längsfugenprofilierung der äußeren Deckschicht.
- Die Bauhöhe der Sandwichelemente.
Die Bauhöhe der Sandwichelemente hat Einfluss auf die Größe der Kontaktfläche in den Längsfugen. Darüber hinaus beeinflusst sie den inneren Hebelarm des Hybridquerschnitts und somit die Kräfteverteilung.

Um qualitative Aussagen darüber treffen zu können, inwieweit die Sandwichelement-Außenschalen in Hybridfassaden bei andrückenden Lasten in Querrichtung

beansprucht werden, wird in Tabelle 6.70 der Ausnutzungsgrad einer stark vereinfacht abgeschätzten Tragfähigkeit (siehe dazu Gleichung (6.25)) ausgewiesen. Tabelle 6.70 kann entnommen werden, dass die Sandwichelemente bei $s_1 = 200$ mm deutlich stärker beansprucht werden als bei $s_1 = 1000$ mm. Unter den beispielhaft gewählten Randbedingungen beträgt der Ausnutzungsgrad der vereinfacht abgeschätzten Tragfähigkeit bei $s_1 = 1000$ mm nur maximal 51 %, bei $s_1 = 200$ mm wird die Tragfähigkeit jedoch teilweise deutlich überschritten. Hier beträgt der Ausnutzungsgrad bis zu 263 % (!). Darüber hinaus wird festgestellt, dass eine höhere Steifigkeit k_1 erwartungsgemäß dazu führt, dass eine Sandwichelement-Außenschale stärker beansprucht wird. Auch mit zunehmender Nennblechdicke der Kassettenprofile t_{nom} steigt die Beanspruchung einer Sandwichelement-Außenschale in Hybridfassaden.

Bezüglich der im Rahmen der vorliegenden Dissertation betrachteten Fragestellungen wird anhand der in Tabelle 6.70 dargestellten Ergebnisse folgendes festgestellt:

- Es kann nicht ausgeschlossen werden, dass in positiv biegemomentenbeanspruchten Hybridfassaden die Tragfähigkeit einer Sandwichelement-Außenschale überschritten wird, wenn der Abstand der Verbindungen mit der Außenschale s_1 zu klein gewählt wird.

Liegen keine Tragfähigkeitswerte zur Beanspruchbarkeit der Sandwichelemente in ihrer Querrichtung vor, wird daher empfohlen, in Hybridfassaden mit vertikal verlegten Sandwichelementen eine verdeckte Befestigung der Außenschale mit $s_1 = 1000$ mm zu wählen.

6.4.8 Zwischenergebnis

Es wird grundsätzlich festgestellt, dass es mit den durchgeführten numerischen Simulationen mit der Methode der Finiten Elemente möglich war, alle Ergebnisse der im Rahmen der vorliegenden Dissertation betrachteten experimentellen Untersuchungen zur Aussteifung von Kassettenprofilen durch Sandwichelemente zu verifizieren. Dies belegt sowohl die Güte der durchgeführten und betrachteten experimentellen Untersuchungen, als auch die Güte der durchgeführten numerischen Untersuchungen. Darüber hinaus wurden weiterführende Parameterstudien durchgeführt, deren Ergebnisse in den folgenden drei Absätzen zusammengefasst werden.

In Kapitel 6.4.5 wurden Parameterstudien zur Aussteifung der Kassettenprofile in Querrichtung durchgeführt. In diesen Parameterstudien wurde gezeigt, dass der Abstand der Verbindungen mit der Außenschale, im für Hybridanierungen relevanten Parameterbereich bis $s_1 = 1000$ mm, die Traglast der beispielhaft betrachteten Referenz-Kassettenprofile um etwa 16 % beeinflusst. Wird der Abstand der Verbindungen mit der Außenschale von 621 mm bzw. 732 mm auf $s_1 = 1000$ mm erhöht, reduziert dies die Traglast der Referenz-Kassettenprofile um maximal 12,5

%. Weder der Berechnungsansatz nach *EC3-1-3, Abschnitt 10.2.2.2* noch der für Kassettenprofile adaptierte Berechnungsansatz nach *EC3-1-3, Abschnitt 10.1.4.2* bilden das Tragverhalten der Kassettenprofile unter den gegebenen Randbedingungen zufriedenstellend ab. Darüber hinaus liegt der adaptierte Ansatz nach *EC3-1-3, Abschnitt 10.1.4.2* teilweise nicht auf der sicheren Seite. Weiterführend wurde gezeigt, dass eine vertikal verlegte Sandwichelement-Außenschale, auch bei verdeckter Befestigung in den Längsfugen, in der Regel in den Verbindungspunkten ausreichend Schubsteifigkeit für die Annahme einer seitlichen Halterung der Kassettenprofile bereitstellt.

In Kapitel 6.4.6 wurden Parameterstudien zum Abtrag von Eigenlasten durchgeführt. In diesen Parameterstudien wurde gezeigt, dass die Gebrauchstauglichkeit einer Hybridfassade möglicherweise nicht sichergestellt ist, wenn die Eigenlast einer Sandwichelement-Außenschale vollständig über die Kassettenprofile abgetragen werden soll. Darüber hinaus wurde grundsätzlich gezeigt, welchen Einfluss Eigenlasten auf die Gurteindrehung und die Traglast von Kassettenprofilen haben.

In Kapitel 6.4.7 wurden Parameterstudien zur Aussteifung der Kassettenprofile in Längsrichtung durchgeführt. In diesen Parameterstudien wurde gezeigt, dass der Abstand der Verbindungen mit der Außenschale s_1 in Hybridfassaden mit vertikal verlegten Sandwichelementen einen ähnlichen Einfluss auf das Tragverhalten hat, wie in klassischen Kassettenprofilfassaden der ersten Generation. Darüber hinaus kann die von den Sandwichelementen bereitgestellte zusätzliche Steifigkeit die Traglast der Kassettenprofile bei positiver Biegemomentenbeanspruchung um etwa 5 bis 25 % erhöhen. Wird eine Kassettenprofilfassade der ersten Generation (mit $s_1 \leq 621$ mm bzw. $s_1 \leq 732$ mm) in Hybridbauweise saniert, wird die Traglast bei positiver Biegemomentenbeanspruchung in der Regel nicht reduziert, wenn die Sandwichelemente mit $s_1 = 1000$ mm verdeckt in ihren Längsfugen befestigt werden und in ihrer Querrichtung eine Steifigkeit k_1 von mindestens 3000 N/mm bereitstellen. Weiterführend wurde gezeigt, dass ein undefiniertes Bauteilversagen infolge der Querbeanspruchung der Sandwichelemente nur ausgeschlossen werden kann, wenn der Abstand s_1 bei Hybridsanierungen hinreichend groß gewählt wird. (Dies reduziert die anteilige Beanspruchung der Sandwichelement-Außenschale.)

An dieser Stelle wird abschließend darauf hingewiesen, dass das Tragverhalten von dünnwandigen Bauteilen, denen Kassettenprofilen mit ihrer Querschnittsform in besonderem Maße zugeordnet werden können, stark abhängig von geometrischen und strukturellen Imperfektionen ist. Um diese Imperfektionen zu berücksichtigen, wurden bei der Durchführung der numerischen Untersuchungen in Kapitel 6.4.2.5 und Kapitel 6.4.4.4 sinnvolle Annahmen getroffen, die das reale Bauteilverhalten in guter Näherung abbilden sollen. Es kann nicht ausgeschlossen werden, dass ein-

zelne Tragfähigkeitswerte, die auf der Grundlage dieser Annahmen berechnet wurden, von andernorts experimentell oder numerisch bestimmten Tragfähigkeitswerten abweichen. Die grundsätzlichen Erkenntnisse, die in diesem Kapitel der vorliegenden Dissertation gewonnen wurden, bleiben davon unberührt.

6.5 Mechanische Modellvorstellung

6.5.1 Allgemeines

In diesem Kapitel werden die zuvor experimentell, analytisch und numerisch gewonnenen Erkenntnisse zu Kassettenprofilen mit Aussteifung durch Sandwichelemente in einer mechanischen Modellvorstellung zusammengefasst. Die Quer- und Längsrichtung der Kassettenprofile werden dabei gesondert betrachtet. Zunächst werden detaillierte mechanische Modelle beschrieben. Anschließend werden diese Modelle für die baupraktische Anwendung vereinfacht dargestellt. Es wird davon ausgegangen, dass die Sandwichelemente in einer Hybridfassade vertikal verlegt werden und ausschließlich verdeckt in ihren Längsfugen befestigt werden (siehe dazu Kapitel 7.3).

6.5.2 Aussteifung in Querrichtung der Kassettenprofile

6.5.2.1 Detaillierte mechanische Modellvorstellung

Das folgende Bild 6.121 zeigt eine Hybridfassade im Schnitt in Querrichtung der Kassettenprofile.

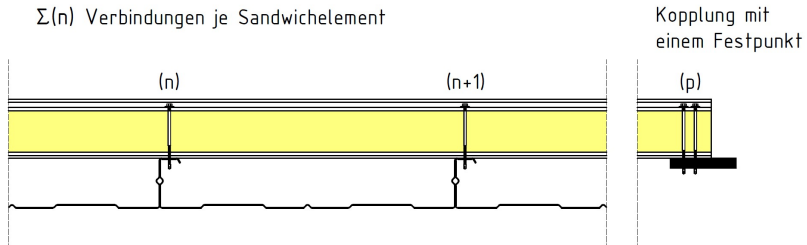


Bild 6.121: Schnitt in Querrichtung der Kassettenprofile

Bild 6.121 zeigt, dass jedes Sandwichelement in einer Hybridfassade $\Sigma(n)$ Kassettenprofil-Obergurtpaare gegen seitliches Ausweichen stabilisieren muss. Zur Behinderung der Verschiebung in Querrichtung der Kassettenprofile ist dabei eine Kopplung mit einem Festpunkt erforderlich. Für die Verbindung mit dem Festpunkt kann ein bereits vorhandenes mechanisches Modell aus der Sandwichbauweise (siehe dazu Kapitel 2.3.3.5, sowie [30–33]) verwendet werden. Das folgende Bild 6.122 zeigt dieses mechanische Modell.

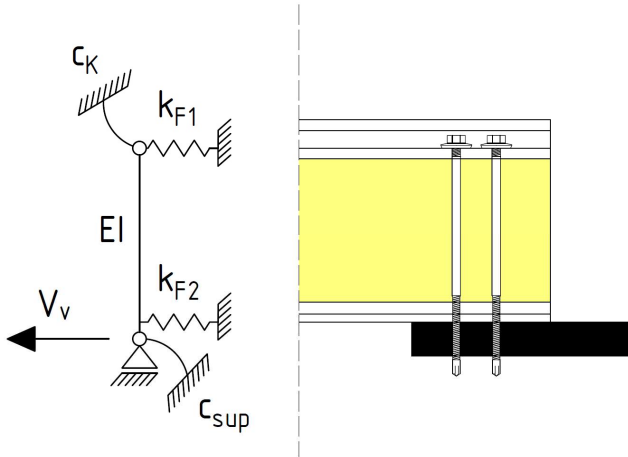


Bild 6.122: Mechanisches Modell zur Verbindung der Sandwichelemente mit einem Festpunkt

In Kapitel 6.3.2 wurde gezeigt, dass dieses mechanische Modell auch für die $\Sigma(n)$ Verbindungen der Sandwichelemente mit den Kassettenprofil-Obergurten verwendet werden kann, wenn es entsprechend angepasst wird. Das folgende Bild 6.123 zeigt das angepasste mechanische Modell für diese Verbindungen.

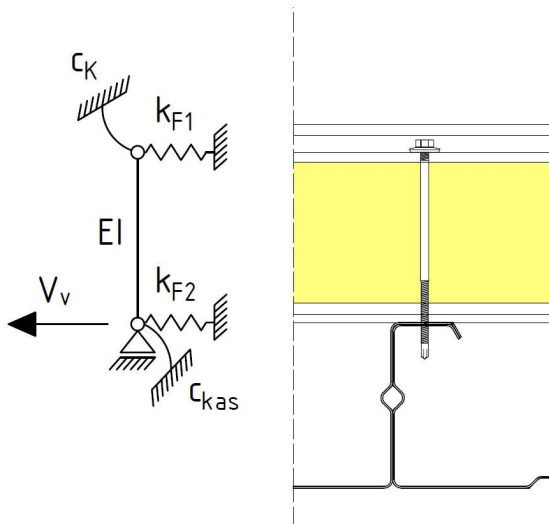


Bild 6.123: Mechanisches Modell zur Verbindung der Sandwichelemente mit den Kassettenprofilen

Die in Bild 6.122 und Bild 6.123 dargestellten mechanischen Modelle wurden bereits in Kapitel 6.3.2.2 ausführlich beschrieben, sodass auf weitere Ausführungen an dieser Stelle verzichtet wird. Es ist zu beachten, dass bei der Berechnung der Drehfedersteifigkeit c_{kas} je Verbindungspunkt zwei Kassettenprofil-Obergurte berücksichtigt werden müssen.

6.5.2.2 Vereinfachte mechanische Modellvorstellung

In Kapitel 6.3.2 der vorliegenden Dissertation wurde gezeigt, dass auch in Hybridfassaden die Steifigkeit maßgebend von den Verbindungen beeinflusst wird. Die Sandwichelemente können in Querrichtung der Kassettenprofile also als vereinfachend als Starrkörper betrachtet werden.

Die in Bild 6.122 und Bild 6.123 dargestellten mechanischen Modelle können derart vereinfacht werden, dass jeder Verbindung eine Wegfeder mit der resultierenden Verbindungssteifigkeit k_v zugeordnet wird, siehe dazu Kapitel 6.3.2.2. Bild 6.124 und Bild 6.125 zeigen die zugehörigen mechanischen Modelle.

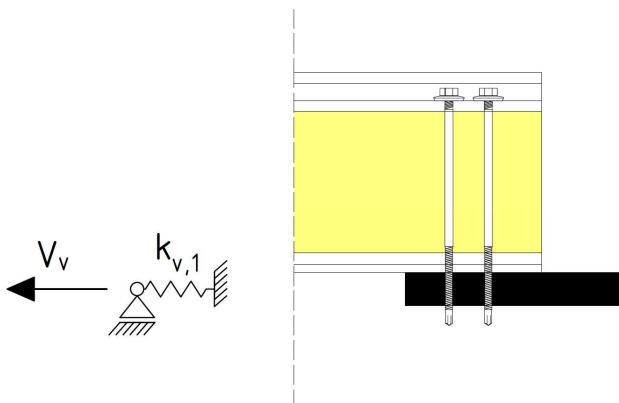


Bild 6.124: Vereinfachtes mechanisches Modell zur Kopplung der Sandwichelemente mit einem Festpunkt

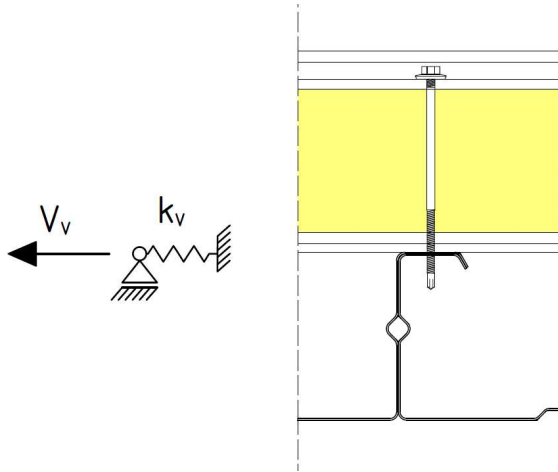


Bild 6.125: Vereinfachtes mechanisches Modell zur Verbindung der Sandwichelemente mit den Kassettenprofilen

Für den statischen Nachweis der Kassettenprofile ist es vereinfachend möglich, die Sandwichelement-Außenschale vollständig zu substituieren. Dazu wird jedem Verbindungspunkt eine Wegfeder zugeordnet, deren Steifigkeit \bar{k}_v sich aus der jeweiligen Verbindungssteifigkeit k_v und der anteiligen Steifigkeit der Verbindung mit dem Festpunkt $k_{v,1}$ errechnet, siehe dazu Kapitel 6.3.2.3.3.

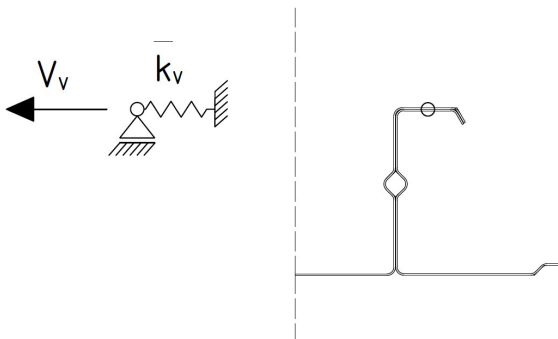


Bild 6.126: Vereinfachtes mechanisches Modell zur Aussteifung in Querrichtung der Kassettenprofile

6.5.3 Aussteifung in Längsrichtung der Kassettenprofile

6.5.3.1 Detaillierte mechanische Modellvorstellung

Das folgende Bild 6.127 zeigt eine Hybridfassade im Schnitt in Längsrichtung der Kassettenprofile.

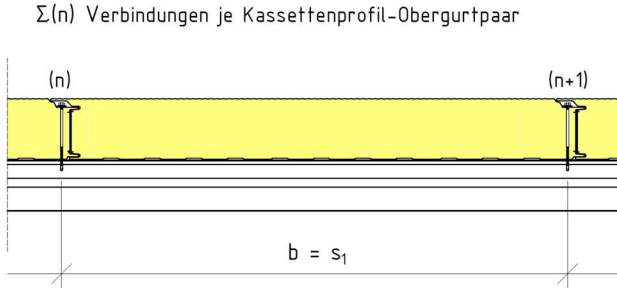


Bild 6.127: Schnitt in Längsrichtung der Kassettenprofile

Bild 6.127 zeigt, dass jedes Obergurtpaar der einzelnen Kassettenprofile in Längsrichtung im Abstand $b = s_1$ mit der Außenschale verbunden ist. Hierbei ist zu beachten, dass die Sandwichelemente in Querrichtung jeweils nur an einem Punkt mit den Kassettenprofilen verbunden sind. Eine vertikal verlegte Sandwichelement-Außenschale kann in Längsrichtung der Kassettenprofile folglich keine Zugkräfte übertragen. Druckkräfte werden in Längsrichtung der Kassettenprofile über die profilierten Längsrandstöße übertragen.

Es wird davon ausgegangen, dass für die Verbindungen der Sandwichelemente mit den Kassettenprofilen in Längsrichtung dieselben mechanischen Modelle angewendet werden können, wie in Querrichtung.

In Kapitel 6.2.3.5 wurde anhand von experimentellen Untersuchungen gezeigt, dass die Quersteifigkeit einer Sandwichelement-Außenschale maßgebend von den bauphysikalisch erforderlichen Dichtbändern in den Nut-Feder-Verbindungen beeinflusst wird. Unter den beispielhaft gewählten Randbedingungen versagten die Kassettenprofile, bevor die nachgiebigen Dichtbänder vollständig komprimiert wurden. Dies zeigten Messungen mit induktiven Wegaufnehmern, vgl. Bild B.12. In der Praxis liegen bislang keine Tragfähigkeitswerte für eine axiale Druckbeanspruchung von Sandwichelementen in ihrer Querrichtung vor, sodass eine axiale Druckbeanspruchung über das vollständige Komprimieren der Dichtbänder hinaus ausgeschlossen werden sollte. Anhand von numerischen Untersuchungen konnte in Kapitel 6.4.7 gezeigt werden, dass dies unter den zuvor festgelegten Randbedingungen bei verdeckter Befestigung der Sandwichelemente grundsätzlich gegeben ist.

Das mechanische Modell zur Aussteifung in Längsrichtung der Kassettenprofile muss folglich nur das Tragverhalten bis zum Versagen der Kassettenprofile abbilden. Das in Bild 6.54 (siehe Kapitel 6.2.3.5) dargestellte Druckversagen in der Sandwichelement-Längsfuge, welches durch entfernen der Dichtbänder und einen deutlich reduzierten Abstand der Verbindungen mit der Außenschale erzwungen wurde, muss nicht erfasst werden.

Das folgende Bild 6.128 zeigt ein detailliertes mechanisches Modell zur Aussteifung in Längsrichtung der Kassettenprofile.

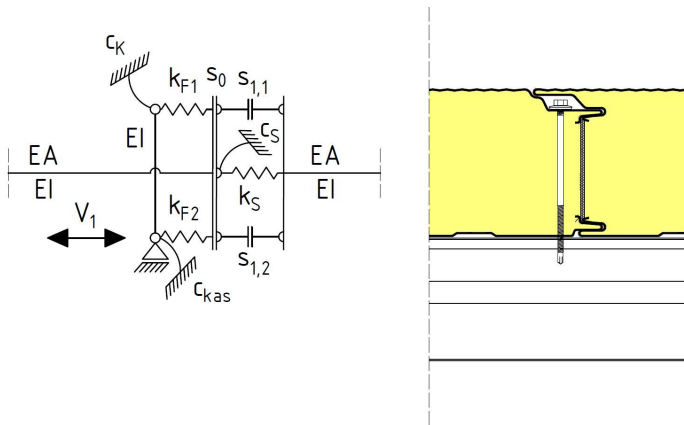


Bild 6.128: Mechanisches Modell zur Aussteifung in Längsrichtung der Kassettenprofile

Neben den bereits in bereits in Bild 6.123 dargestellten Komponenten der Verbindung enthält dieses mechanische Modell folgende Komponenten (v. l. n. r.):

- Einen Spalt s_0
Dieser Spalt berücksichtigt, dass lediglich Druckkräfte übertragen werden können. Darüber hinaus können mit diesem Spalt etwaige Montagetoleranzen erfasst werden.
- Eine Wegfeder k_S
Mit dieser Wegfeder wird die Steifigkeit des Dichtbandes zwischen den einzelnen Sandwichelementen erfasst.
- Eine Drehfeder c_S
Mit dieser Drehfeder wird die von einer druckbeanspruchten Längsfuge ausgehende Behinderung der gegenseitigen Verdrehung der Sandwichelemente erfasst.

- Einen Spalt $s_{1,1}$
Dieser Spalt berücksichtigt die Dicke des Dichtbandes an der Außenseite. Ist dieser Spalt geschlossen, können Druckkräfte ohne Berücksichtigung der Wegfeder k_s übertragen werden.
- Einen Spalt $s_{1,2}$
Dieser Spalt berücksichtigt die Dicke des Dichtbandes an der Innenseite. Ist dieser Spalt geschlossen, können Druckkräfte ohne Berücksichtigung der Wegfeder k_s übertragen werden.
- Die Dehn- und Biegesteifigkeit der Sandwichelemente EA und EI
Mit diesen Steifigkeiten wird der Querschnitt der Sandwichelemente erfasst.

6.5.3.2 Vereinfachte mechanische Modellvorstellung

Die in Kapitel 6.4.7 durchgeführten numerischen Untersuchungen haben gezeigt, dass in Hybridfassaden mit vertikal verlegten Sandwichelementen auch die lasttragende Wirkung der Sandwichelement-Außenschale in Längsrichtung der Kassettenprofile vereinfachend mit einer Wegfeder mit einer konstanten Federsteifigkeit abgebildet werden kann. Das folgende Bild 6.129 zeigt das zugehörige mechanische Modell.

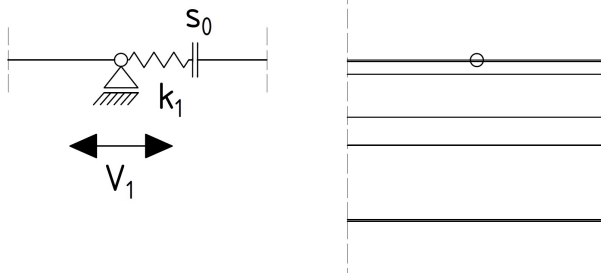


Bild 6.129: Vereinfachtes mechanisches Modell zur Aussteifung in Längsrichtung der Kassettenprofile

Es wird davon ausgegangen, dass die Dehn- und Biegesteifigkeit der Sandwichelemente auch in Längsrichtung der Kassettenprofile vernachlässigt werden kann, solange die Dichtbänder nicht vollständig komprimiert sind. Folglich werden die Sandwichelemente auch in Längsrichtung der Kassettenprofile vereinfachend als Starrkörper betrachtet. Der Spalt s_0 berücksichtigt auch im vereinfachten mechanischen Modell, dass eine Sandwichelement-Außenschale in Querrichtung nur Druckkräfte

übertragen kann. Auch mögliche Montagetoleranzen können mit diesem Spalt erfasst werden. Ein Spalt $s_0 > 0,00$ mm kann einen erheblichen Einfluss auf das Tragverhalten eines Hybridquerschnitts haben (siehe dazu Kapitel 6.2 und Kapitel 6.4). Ein mögliches vollständiges Komprimieren der Dichtbänder wird im vereinfachten mechanischen Modell nicht berücksichtigt. Der Spalt $s_{1,i}$ entfällt folglich. Die verbleibenden Komponenten des detaillierten mechanischen Modells (vgl. Bild 6.128) werden in der Wegfeder k_1 zusammengefasst.

6.5.4 Zwischenergebnis

Auf Grundlage der zuvor experimentell, analytisch und numerisch gewonnenen Erkenntnisse konnten detaillierte und vereinfachte mechanische Modelle zu Kassettenprofilen mit Aussteifung durch Sandwichelemente bereitgestellt werden. In Querrichtung der Kassettenprofile wird die von einer vertikal verlegten Sandwichelement-Außenschale bereitgestellte Steifigkeit maßgebend von den Verbindungen beeinflusst, in Längsrichtung der Kassettenprofile wird die von einer vertikal verlegten Sandwichelement-Außenschale bereitgestellte Steifigkeit maßgebend von den Verbindungen und der herstellereinspezifischen Längsfugenausbildung der Sandwichelemente beeinflusst. In beiden Richtungen ist es vereinfachend möglich, das Tragverhalten einer Sandwichelement-Außenschale mit Wegfedern abzubilden, denen eine konstante Federsteifigkeit zugeordnet wird.

6.6 Zusammenfassung und Fazit

In Kapitel 6 wurde umfassend untersucht, welchen Einfluss eine Außenschale aus vertikal verlegten Sandwichelementen auf das Tragverhalten von Kassettenprofilen hat. Dabei wurden vorhandenen Wissenslücken hinsichtlich des Tragverhaltens von Hybridfassaden geschlossen und weiterführende wissenschaftliche Erkenntnisse gewonnen.

In Kapitel 6.2 wurden die relevanten experimentellen Untersuchungen beschrieben, ausgewertet und interpretiert. In Kapitel 6.3 wurden analytische Berechnungen durchgeführt, ausgewertet und interpretiert. In Kapitel 6.4 wurden numerischen Simulationen mit der Methode der finiten Elemente durchgeführt, ausgewertet und interpretiert. In Kapitel 6.5 wurden mechanische Modelle bereitgestellt.

Mit den Ergebnissen dieser Untersuchungen ist es nun möglich, Konstruktionsregeln und ein praxistaugliches Bemessungskonzept zu Kassettenprofilen mit Aussteifung durch Sandwichelemente bereitzustellen. Dies geschieht im folgenden Kapitel.

7 Konstruktionsregeln und Bemessungskonzept zu Kassettenprofilen mit Aussteifung durch Sandwichelemente

7.1 Vorbemerkungen

In diesem Kapitel werden aus den im Rahmen der vorliegenden Dissertation gewonnenen Erkenntnissen zu Kassettenprofilen mit Aussteifung durch Sandwichelemente Konstruktionsregeln und ein Bemessungskonzept für den statischen Nachweis von Hybridsanierungen abgeleitet. Zunächst werden dazu Anwendungsgrenzen und Randbedingungen definiert. Die anschließend vorgestellten Konstruktionsregeln und das Bemessungskonzept beziehen sich auf Hybridfassaden mit vertikal verlegten Sandwichelementen. Das Bemessungskonzept soll praxistauglich sein, d. h. mit einem für eine energetische Sanierung einfacher Industriegebäude angemessenen Aufwand verbunden werden.

7.2 Anwendungsgrenzen und Randbedingungen

Für die Konstruktionsregeln und das Bemessungskonzept zu Kassettenprofilen mit Aussteifung durch Sandwichelemente gelten die folgenden Anwendungsgrenzen und Randbedingungen:

- Die Konstruktionsregeln und das Bemessungskonzept zu Kassettenprofilen mit Aussteifung durch Sandwichelemente beziehen sich auf den in Kapitel 3.3.1 definierten Bestand von für Hybridsanierungen geeigneten Kassettenprofilen. Weitere Informationen dazu können Tabelle 3.3 entnommen werden.
- Als Sanierungsbauteil soll ein marktübliches PUR/PIR-Sandwichelement mit einer Kernschichtdicke von etwa 100 bis 120 mm verwendet werden, vgl. Tabelle 3.7. Hierbei ist zu beachten, dass sich in Längsrichtung der Kassettenprofile nachgiebige Dichtbänder zwischen den Sandwichelementen befinden. Diese Dichtbänder sollen eine Stärke von etwa 4 mm aufweisen.

7.3 Konstruktionsregeln

Auf Grundlage der im Rahmen der vorliegenden Dissertation durchgeführten Untersuchungen werden folgenden Konstruktionsregeln für Hybridfassaden, bzw. Hybridsanierungen aufgestellt:

- (1) Sandwichelemente dürfen bei vertikaler Verlegung direkt an den Kassettenprofilen anliegend montiert werden. Sie können in der Regel ausreichend**

Schubsteifigkeit für die Annahme einer seitlichen Halterung der schmalen Obergurte der Kassettenprofile bereitstellen.

Dies konnte anhand von experimentellen, analytischen und numerischen Untersuchungen gezeigt werden, siehe dazu Kapitel 6.2.2.5, Kapitel 6.2.3.5, Kapitel 6.3.2.3.5 und Kapitel 6.4.5.4.2.

(2) Für die Befestigung der Sandwichelemente an den Obergurten der Kassettenprofile können marktübliche Sandwichbefestiger verwendet werden.

Die in Kapitel 6.2 beschriebenen experimentellen Untersuchungen belegen dies für positive Biegemomentenbeanspruchung, siehe dazu Kapitel 6.2.2.5 und Kapitel 6.2.3.5.9. Experimentelle Untersuchungen zu negativ biegemomentenbeanspruchten Hybridfassaden wurden von *Ungermann* und *Wiegand* im Vorfeld der vorliegenden Dissertation durchgeführt, siehe dazu [38–40]. Diese experimentellen Untersuchungen zeigen, dass unter den gegebenen Randbedingungen auch bei abhebender Belastung einer Hybridfassade kein Versagen der Verbindungsmittel (beispielsweise durch Herausziehen aus den Obergurten der Kassettenprofile) auftritt. Es wird für die baupraktische Anwendung empfohlen, die herstellereinspezifischen *bauaufsichtlichen Zulassungen* der Sandwichbefestiger für Hybridsanierungen, also für eine Montage an Kassettenprofil-Obergurten, zu erweitern.

(3) In Hybridfassaden mit vertikal verlegten Sandwichelementen sollte eine verdeckte Befestigung der Sandwichelemente in ihren Längsfugen gewählt werden.

Anhand der eigenen experimentellen Untersuchungen konnte gezeigt werden, dass die Montage der Sandwichelemente bei Hybridsanierungen besonders fehleranfällig ist. Eine fehlerhafte Montage kann die Traglast der Kassettenprofile signifikant reduzieren, siehe dazu Kapitel 6.2.3.5.2. und Kapitel 6.2.4. Wegen der zwischen den Stegen einliegenden Mineralwolle ist es in der Regel nicht möglich, die Montagequalität bei sichtbarer Befestigung in Durchsteckmontage zu überprüfen. Bei verdeckter Befestigung in den Längsfugen befinden sich die Verbindungsmittel hingegen direkt am Elementrand, sodass eine Sichtprüfung der Verbindung erfolgen kann. Darüber hinaus liegen in der Praxis bislang keine Tragfähigkeitswerte zur Beanspruchbarkeit der Sandwichelemente in ihrer Querrichtung vor, sodass bei positiver Biegemomentenbeanspruchung ein Druckversagen der Sandwichelemente ausgeschlossen werden sollte. Anhand der in Kapitel 6.4 durchgeführten numerischen Untersuchungen konnte gezeigt werden, dass dies nur bei verdeckter Befestigung der Sandwichelemente (also mit $s_1 = 1000$ mm) möglich ist, siehe dazu Kapitel

6.4.7.5.2. Es ist zu beachten, dass bei verdeckter Befestigung der Sandwichelemente zur Stabilisierung der schmalen Obergurte der Kassettenprofile eine Kopplung mit einem Festpunkt erforderlich ist, siehe dazu Kapitel 6.3.2.3.3. Dass auch verdeckt in ihren Längsfugen befestigte Sandwichelemente hinreichend Schubsteifigkeit für die Annahme einer seitlichen Halterung der schmalen Obergurte der Kassettenprofile bereitstellen können, wurde anhand von analytischen Berechnungen und numerischen Simulationen gezeigt, siehe dazu Kapitel 6.3.2.3.5 und Kapitel 6.4.5.4.2. An dieser Stelle sei auch erwähnt, dass der Montageaufwand bei verdeckter Befestigung der Sandwichelemente erheblich reduziert wird, was die Kosten einer Hybridsanierung reduziert. Auch die architektonische Qualität der Fassade wird durch die verdeckte Befestigung der Sandwichelemente erhöht, siehe dazu [59; 60].

(4) Die Eigenlast der Sandwichelement-Außenschale sollte in einer Hybridfassade nicht vollständig über die Kassettenprofile abgetragen werden.

Wird Konstruktionsregel (3) befolgt, müssen die Sandwichelemente ohnehin mit einem Festpunkt verbunden werden. Dieser Festpunkt kann auch für den Abtrag der Eigenlast herangezogen werden. Zwar ist es grundsätzlich möglich, die Eigenlast der Sandwichelemente vollständig über die Kassettenprofile abzutragen, insbesondere bei Kassettenprofilen mit großer Bauhöhe und geringer Nennblechdicke stellen sich dann jedoch lotrechte Verformungen ein, bei denen die Gebrauchstauglichkeit der Gesamtfassade ggf. nicht sichergestellt werden kann, siehe dazu Kapitel 6.3.3.2.4 und Kapitel 6.4.6.4.1.

7.4 Bemessungskonzept

7.4.1 Allgemeines

In diesem Kapitel werden die zuvor experimentell, analytisch und numerisch gewonnenen Erkenntnisse zu Kassettenprofilen mit Aussteifung durch Sandwichelemente in ein Bemessungskonzept für den erneuten statischen Nachweis der Kassettenprofile bei Hybridsanierungen überführt. Zunächst wird der Nachweis der seitlichen Halterung erläutert. Anschließend folgen Ausführungen zur Berücksichtigung der lastabtragenden Wirkung einer vertikal verlegten Sandwichelement-Außenschale in Längsrichtung der Kassettenprofile. Zuletzt wird dargestellt, wie beim erneuten statischen Nachweis der Kassettenprofile ein erhöhter Abstand der Verbindungen mit der Außenschale s_1 berücksichtigt werden kann.

7.4.2 Nachweis der seitlichen Halterung der Kassettenprofile

In Kapitel 6.3.2 und Kapitel 6.4.5 wurde gezeigt, dass marktübliche Sandwichelemente unter den bei Hybridsanierungen mit vertikal verlegten Sandwichelementen

gegebenen Randbedingungen in der Regel hinreichend Schubsteifigkeit für die Annahme einer seitlichen Halterung der biegedruckbeanspruchten Obergurte der Kassettenprofile bereitstellen können. Ungeachtet dessen, sollte der entsprechende statische Nachweis trotzdem geführt werden. Hierzu wird folgende Vorgehensweise vorgeschlagen:

1. Berechnung der relevanten Verbindungssteifigkeiten

Die Steifigkeit der Verbindungen kann, wie in Kapitel 6.3.2.2 beschrieben, berechnet werden. Alternativ ist es möglich, vereinfachend die folgenden Tabellenwerte zu verwenden:

- Die Steifigkeit der Verbindung mit dem Festpunkt $k_{v,1}$ kann Tabelle 2.12 entnommen werden.
- Die Steifigkeit der Verbindungen der Sandwichelemente mit den Kassettenprofilen k_v kann Tabelle 6.23 entnommen werden.

2. Berechnung der effektiven Verbindungssteifigkeit

Die effektive Verbindungssteifigkeit \bar{k}_v , die die Sandwichelement-Außenschale an jedem Verbindungspunkt bereitstellt, ist nach Gleichung (2.55) zu berechnen.

3. Verschmieren der effektiven Verbindungssteifigkeiten und Berechnung einer virtuellen Schubsteifigkeit

Zunächst wird die effektive Verbindungssteifigkeit \bar{k}_v nach Gleichung (2.56) über die Elementbreite der Sandwichelemente verschmiert, anschließend ist nach Gleichung (2.57) eine virtuelle Schubsteifigkeit ΔS zu berechnen, die bei verdeckter Befestigung der Sandwichelemente der Gesamtschubsteifigkeit entspricht.

4. Berechnung der Grenzs Schubsteifigkeit für die Annahme einer seitlichen Halterung

Die erforderliche Grenzs Schubsteifigkeit S für die Annahme einer seitlichen Halterung der Kassettenprofile kann, auf der sicheren Seite liegend, überschlägig nach Teil 1 der Gleichung (2.28) berechnet werden. Die erforderlichen Tragmomente bei positiver Biegemomentenbeanspruchung können dabei den *Prüfzeugnissen* der Hersteller entnommen werden.

5. Nachweisführung

Die schmalen Obergurte der Kassettenprofile dürfen in den Verbindungspunkten mit der Sandwichelement-Außenschale als seitlich gehalten betrachtet werden, wenn die virtuelle Schubsteifigkeit ΔS größer ist, als die Grenzs Schubsteifigkeit S .

Entsprechende Beispielrechnungen wurden bereits in Kapitel 6.3.2.3.3 und Kapitel 6.3.2.3.4 dargestellt. Sie beziehen sich auf die in Kapitel 3.3.4.1 definierten Referenzgebäude A, B und C.

7.4.3 Quersteifigkeit der Sandwichelement-Außenschale

In Kapitel 6.4.7 wurde gezeigt, dass die Quersteifigkeit vertikal verlegter Sandwichelemente die Tragfähigkeit positiv biegemomentenbeanspruchter Kassettenprofile um etwa 5 bis 25 % erhöhen kann. Hierbei ist zu beachten, dass der Grad der Erhöhung stark abhängig von den jeweiligen Randbedingungen ist.

Marktübliche Sandwichelemente wurden für eine Druckbeanspruchung in ihrer Querrichtung weder konzipiert, noch besitzen sie aktuell in Deutschland eine *bauaufsichtliche Zulassung* für diese Beanspruchung. Solange dies nicht der Fall ist, wird folglich empfohlen, die Quersteifigkeit der Sandwichelemente bei der Biegebemessung der Kassettenprofile zu vernachlässigen. Diesbezüglich ist Folgendes zu beachten:

- Durch konstruktive Maßnahmen muss sichergestellt werden, dass vor Erreichen der Traglast der Kassettenprofile kein Bauteilversagen in den Sandwichelementen auftritt, vgl. Kapitel 7.3, Konstruktionsregel (3).

Besitzt ein Sandwichelement zukünftig eine *bauaufsichtliche Zulassung* für eine Druckbeanspruchung in Querrichtung, kann auf Grundlage des in Kapitel 6.5.3 vorgestellten mechanischen Modells eine Berücksichtigung der Quersteifigkeit erfolgen. Hierbei ist u. a. folgendes zu beachten:

- Es muss eine hersteller- und modellspezifische Quersteifigkeit bestimmt werden, die das jeweils verwendete nachgiebige Längsfugen-Dichtband berücksichtigt.

7.4.4 Erhöhter Abstand der Verbindungen mit der Außenschale

Bei positiver Biegebeanspruchung ist die Tragfähigkeit von Kassettenprofilen abhängig vom Abstand der Verbindungen mit der Außenschale s_1 , vgl. Kapitel 2.2.3. Wird Konstruktionsregel (3) aus Kapitel 7.3 befolgt, entspricht der Abstand der Verbindungen mit der Außenschale s_1 nach einer Hybridsanierung der Elementbreite der Sandwichelemente, also i. d. R. 1000 mm, vgl. Kapitel 2.3.2. Es wird davon ausgegangen, dass die Tragfähigkeitswerte von vielen Bestands-Kassettenprofilen experimentell ermittelt wurden, und nur bis zu einem Abstand s_1 von z. B. 621 mm oder 732 mm Gültigkeit besitzen, vgl. Kapitel 2.2.2.5. In diesem Fall ist es bei einer Hybridsanierung erforderlich, einen neuen Tragfähigkeitswert für die positive Biegebeanspruchung der Kassettenprofile zu bestimmen, der für $s_1 = 1000$ mm Gültigkeit besitzt.

Es wird davon ausgegangen, dass es nicht praxistauglich ist, im Rahmen von Hybridsanierungen Tragfähigkeitswerte experimentell oder numerisch mit der Methode der finiten Elemente zu bestimmen. Folglich muss der neue Tragfähigkeitswert analytisch berechnet werden. Das in der aktuell gültigen Ausgabe der *DIN EN 1993-1-3* [88] enthaltene Berechnungsverfahren für die Biegemomenten Tragfähigkeit von Kassettenprofilen darf nicht für alle Kassettenprofile angewendet werden, vgl. Kapitel 6.3.4.2.2. Darüber hinaus ist es stellenweise unpräzise dargestellt und mit einem erheblichen Berechnungsaufwand verbunden, vgl. Kapitel 6.3.4.2.4. Weil es bei sinngemäßer Anwendung auch dazu führt, dass die Tragfähigkeit von Kassettenprofilen erheblich unterschätzt wird, ist es für die Bestimmung eines neuen Tragfähigkeitswertes im Rahmen einer Hybridsanierung vermutlich nur in Einzelfällen geeignet, vgl. Kapitel 6.3.4.2.8. In Kapitel 6.3.4.3 werden Modifikationen beschrieben, mit denen es möglich ist, das Berechnungsverfahren nach *DIN EN 1993-1-3* [88] derart zu verändern, dass die Biegetragfähigkeit von Kassettenprofilen deutlich weniger unterschätzt wird. Mit diesen Modifikationen wird der Berechnungsaufwand noch einmal deutlich erhöht, und es verbleibt trotzdem eine signifikante Abweichung zu experimentell ermittelten Tragfähigkeitswerten, vgl. Kapitel 6.3.4.3.6. Es wird daher vorgeschlagen, bei Hybridsanierungen im Bedarfsfall einen neuen Tragfähigkeitswert für die positive Biegebeanspruchung der Kassettenprofile zu bestimmen, der auf dem vorliegenden Tragfähigkeitswert der Bestandsfassade basiert. Folglich muss nur die aus der Erhöhung des Abstandes s_1 resultierende Abminderung berechnet werden.

In Kapitel 6.3.4.4 wird gezeigt, dass die in der gültigen Ausgabe der *DIN EN 1993-1-3* [88] enthaltenen allgemeinen Berechnungsverfahren für Träger mit Drehbettung durch Bleche auch für biegebeanspruchte Kassettenprofile angewendet werden können. Mit dem Berechnungsverfahren nach *Abschnitt 10.1.4.2* ist es möglich, die Knickbeanspruchbarkeit der schmalen Obergurte in Abhängigkeit vom Abstand der Verbindungen mit der Außenschale s_1 zu berechnen. Es ist jedoch zu beachten, dass, im relevanten Parameterbereich bis $s_1 = 1000$ mm, das seitliche Ausknicken der schmalen Obergurte i. d. R. nicht maßgebend wird. Bei allen im Rahmen der vorliegenden Dissertation betrachteten experimentellen Untersuchungen versagten positiv biegebeanspruchte Kassettenprofile bei $s_1 \leq 1000$ mm infolge lokalen Beulens im schmalen Obergurt und Biegedruckbereich des Steges. Diese Beobachtung wurde mit den Ergebnissen der in Kapitel 6.4 durchgeführten numerischen Untersuchungen verifiziert. Darüber hinaus zeigen die Finite-Elemente-Berechnungen, dass der Abstand s_1 die Halbwellenlänge der Beuleigenform beeinflusst, sodass bereits eine geringe Änderung des Abstandes s_1 die Tragfähigkeit signifikant verändern kann, vgl. Kapitel 6.4.5.3.1. Bild 6.107 zeigt, dass eine Abminderung nach *DIN EN 1993-1-3* [88], *Abschnitt 10.1.4.2* teilweise nicht auf der sicheren Seite liegt. Dies

gilt unter den gewählten Randbedingungen insbesondere für Kassettenprofile mit großer Bauhöhe. Im Rahmen von Hybridsanierungen wird daher eine Abminderung zur Berücksichtigung der Erhöhung des Abstandes s_1 empfohlen, die sich an der Abminderung nach *DIN EN 1993-1-3* [88], *Abschnitt 10.2.2.2* orientiert. Der dort eingeführte Korrelationsfaktor β_b wurde speziell für Kassettenprofile bestimmt, und anhand der Ergebnisse experimenteller Untersuchungen kalibriert. Bild 6.107 zeigt, dass eine Abminderung mit diesem Beiwert das Tragverhalten von Kassettenprofilen im relevanten Parameterbereich sicherer abbildet, als der Ansatz nach *Abschnitt 10.1.4.2*.

Die folgende Gleichung (7.1) zeigt den Berechnungsvorschlag für einen Abminderungsbeiwert β_{hy} zur Berücksichtigung einer Erhöhung des Abstandes der Verbindungen mit der Außenschale s_1 im Rahmen einer Hybridsanierung.

$$\beta_{hy} = \frac{1,15 - \frac{s_{1,neu}}{2000}}{1,15 - \frac{s_{1,alt}}{2000}} = \frac{2300 - s_{1,neu}}{2300 - s_{1,alt}} \quad (7.1)$$

mit:

$s_{1,neu}$: Abstand der Verbindungen mit der Außenschale nach der Hybridsanierung (i.d.R. 1000 mm) in mm

$s_{1,alt}$: Abstand der Verbindungen mit der Außenschale, für den der mit β_{hy} abzumindernde Tragfähigkeitswert $M_{c,Rk,F}$ Gültigkeit besitzt in mm

Es gelten die in *DIN EN 1993-1-3* [88], *Abschnitt 10.2.2.2* definierten Anwendungsgrenzen:

$$\begin{aligned} 300 \text{ mm} &\leq s_{1,neu} \leq 1000 \text{ mm} \\ 300 \text{ mm} &\leq s_{1,alt} \leq 1000 \text{ mm} \end{aligned} \quad (7.2)$$

Ist $s_{1,alt}$ kleiner als 300 mm, darf β_{hy} mit $s_{1,alt} = 300$ mm berechnet werden.

Die folgende Tabelle 7.1 zeigt die nach Gleichung (7.1) berechneten Abminderungsbeiwerte β_{hy} für die in der Baupraxis üblichen Abstände s_1 .

Tabelle 7.1: Abminderungsbeiwert β_{hy} zur Berücksichtigung einer Erhöhung des Abstandes s_1 im Rahmen einer Hybridsanierung

Zulässiger Abstand s_1 vor der Hybridsanierung in mm	Abminderungsbeiwert β_{hy} für eine Erhöhung des Abstandes s_1 auf 1000 mm
621	0,774
732	0,829

Das folgende Bild 7.1 zeigt, für $s_{1,neu} = 1000$ mm, die grafische Darstellung der Abminderung mit dem Faktor β_{hy} nach Gleichung (7.1) in Abhängigkeit vom Abstand $s_{1,alt}$. Zusätzlich dargestellt sind die in Tabelle 6.60 ausgewiesenen Abminderungsfaktoren. Diese Abminderungsfaktoren wurden numerisch mit der Methode der Finiten Elemente berechnet. Sie beziehen sich auf die im Rahmen der vorliegenden Dissertation betrachteten Referenz-Kassettenprofile mit einer Bauhöhe zwischen 90 mm und 200 mm und einer Nennblechdicke zwischen 0,75 mm und 1,50 mm.

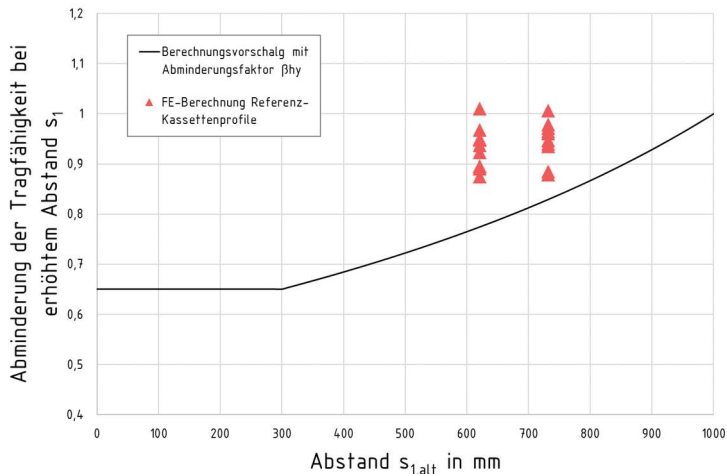


Bild 7.1: Abminderung zur Berücksichtigung eines im Rahmen einer Hybridsanierung auf 1000 mm erhöhten Abstandes der Verbindungen mit der Außenschale $s_{1,neu}$

Bild 7.1 kann entnommen werden, dass der Berechnungsvorschlag nach Gleichung (7.1) das Tragverhalten der Referenz-Kassettenprofile im relevanten Parameterbereich von $s_{1,alt} = 621$ mm und $s_{1,alt} = 732$ mm in guter Näherung, auf der sicheren Seite liegend, abbildet. Die minimale Abweichung beträgt bei $s_{1,alt} = 621$ mm etwa 11,5 %, bei $s_{1,alt} = 732$ mm beträgt sie etwa 5,7 %.

Da der Berechnungsvorschlag auf einer bestehenden Eurocode-Bemessungsregel basiert, ist keine weiterführende Verifikation notwendig. Der Berechnungsaufwand zur Bestimmung des Abminderungsbeiwertes β_{hy} ist minimal, sodass der Berechnungsvorschlag praxistauglich ist. Auf die Darstellung einer Beispielrechnung kann an dieser Stelle verzichtet werden, siehe dazu Kapitel 10.

Abschließend wird darauf hingewiesen, dass die Tragfähigkeitswerte für die Endauflagerkraft und das Feldmoment bei negativer Biegebeanspruchung aus mechanischer Sicht von einer Erhöhung des Abstandes der Verbindungen mit der Außenschale auf $s_1 = 1000$ mm unberührt bleiben.

- Es wird daher empfohlen, im Rahmen von Hybridsanierungen die bereits vorliegenden Tragfähigkeitswerte für die Endauflagerkraft und das Feldmoment bei negativer Biegebeanspruchung ohne Abminderung zu verwenden, auch wenn der Abstand der Verbindungen mit der Außenschale s_1 über den zugelassenen Wert hinaus auf 1000 mm erhöht wird.

7.5 Fazit

Mit den in diesem Kapitel aufgestellten Konstruktionsregeln und dem zugehörigen Bemessungskonzept ist es grundsätzlich möglich, bestehende Kassettenprofilfassaden standsicher und gebrauchstauglich in Hybridbauweise energetisch zu sanieren und die notwendigen statischen Nachweise praxistauglich und Eurocode-kompatibel zu führen. Somit wird die baupraktische Anwendung der zuvor gewonnen wissenschaftlichen Erkenntnisse zu Kassettenprofilen mit Aussteifung durch Sandwichelemente ermöglicht. Es verbleibt eine Wissenslücke hinsichtlich des Lastfalls Temperaturdifferenz. Diese Wissenslücke zu schließen, und die dabei gewonnenen wissenschaftlichen Erkenntnisse praxistauglich aufzubereiten, ist Gegenstand der folgenden Kapitel 8 und 9.

8 Lastfall Temperaturdifferenz

8.1 Vorbemerkungen

Vertikal verlegte Sandwichelemente müssen in Hybridfassaden zur Stabilisierung der Kassettenprofile in einem Längsabstand befestigt werden, der der Baubreite der Kassettenprofile entspricht. Folglich können die Sandwichelemente sich bei auftretenden Temperaturdifferenzen nicht frei verformen und es entstehen Zwängungskräfte. Gemäß den *allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassungen* für Sandwichelemente und *DIN EN 14509* [91] müssen diese Zwängungskräfte bei der statischen Bemessung berücksichtigt werden. Für die bestehenden Kassettenprofile entsteht somit ein zusätzlicher Lastfall, der bei Hybridsanierungen maßgebend werden kann, siehe dazu Kapitel 2.4.3.4.

In diesem Kapitel soll untersucht werden, welchen Einfluss der Lastfall Temperaturdifferenz auf das Tragverhalten von Hybridfassaden hat und mit welchen bauphysikalischen und mechanischen Modellen und Berechnungsansätzen dieses Tragverhalten abgebildet werden kann. Hinreichende wissenschaftliche Erkenntnisse dazu fehlen bislang.

Zunächst wird in Kapitel 8.2 untersucht, welche bemessungsrelevanten Temperaturgradienten in Hybridfassaden auftreten. Anschließend wird in Kapitel 8.3 untersucht, welchen Einfluss die lokale Biegeweichheit der Kassettenprofile auf den Lastfall Temperaturdifferenz hat. In Kapitel 8.4 wird untersucht, welchen Einfluss die globale Biegeweichheit der Kassettenprofile auf den Lastfall Temperaturdifferenz hat.

8.2 Temperaturgradienten in Hybridfassaden

8.2.1 Allgemeines

Bemessungsrelevant sind in einer Hybridfassade Temperaturgradienten ΔT_{SWE} , die sich aus einer Differenz zwischen den Temperaturen T_1 und T_2 der beiden Deckschichten der Sandwichelemente ergeben, siehe dazu Kapitel 2.3.3.3.2. Die Bemessungs-Deckschichttemperatur T_1 an der Gebäudeaußenseite kann Tabelle 2.9 entnommen werden. Die Bemessungs-Deckschichttemperatur T_2 der inneren Deckschicht kann in einer Hybridfassade unter Berücksichtigung der Kassettenprofile und der bereits vorhandenen Dämmung bestimmt werden. Diese Bauteile liegen zwischen dem Innenraum, dessen Bemessungstemperatur bekannt ist, und der inneren Deckschicht. Somit reduzieren sie den Temperaturgradienten des Sandwichelementes. In diesem Kapitel wird untersucht, welche Temperaturverläufe sich in einer Hybridfassade einstellen können, und wie daraus ein reduzierter Bemessungs-Temperaturgradient für die Sandwichelemente bestimmt werden kann.

Zunächst werden in Kapitel 8.2.2 die relevanten experimentellen Untersuchungen beschrieben, ausgewertet und interpretiert. Anschließend werden in Kapitel 8.2.3 analytische Berechnungen durchgeführt.

8.2.2 Experimentelle Untersuchungen

8.2.2.1 Allgemeines

In diesem Kapitel werden experimentelle Untersuchungen beschrieben, ausgewertet und interpretiert, die 2016 im Rahmen des AiF-Forschungsvorhabens „Bauen im Bestand - Lösungen für Dach und Fassade in Stahlleichtbauweise“⁶ von *Kuhnhenne et al.* an der RWTH Aachen durchgeführt wurden. Weiterführende Informationen zu diesen experimentellen Untersuchungen können [40] entnommen werden. An dieser Stelle werden sie lediglich zusammenfassend dargestellt und hinsichtlich der im Rahmen der vorliegenden Dissertation betrachteten Fragestellungen neu ausgewertet. Der Verfasser der vorliegenden Dissertation konnte der Versuchsdurchführung beiwohnen und dankt *Kuhnhenne et al.* an dieser Stelle für die freundliche Unterstützung und die umfassende Bereitstellung der Versuchsdaten.

8.2.2.2 Versuchsziel und Versuchsaufbau

Anhand von experimentellen Untersuchungen sollte in einem Temperatur-Prüfstand, der sogenannten „HotBox“ [40] untersucht werden, welche Temperaturverläufe sich in einer Hybridfassade einstellen. Dazu wurde ein repräsentativer Abschnitt einer Hybridfassade auf der Innenseite gekühlt und auf der Außenseite erwärmt. Betrachtet wurden das Referenz-Kassettenprofil nach Bild 3.6 und das Referenz-Sandwichelement nach Bild 3.7. Die Mineralwolldämmung der Kassettenprofile entsprach WLS 035, die PU-Kernschicht der Sandwichelemente entsprach WLS 025. Messtechnisch erfasst wurden die Temperaturen in den folgenden vier Bereichen des Hybridquerschnitts:

- Feldbereich Kassettenprofil an Feldbereich Sandwichelement
- Feldbereich Kassettenprofil an Fugenbereich Sandwichelement
- Stegbereich Kassettenprofil an Feldbereich Sandwichelement
- Stegbereich Kassettenprofil an Fugenbereich Sandwichelement

⁶ Forschungsvorhaben: „Bauen im Bestand - Lösungen für Dach und Fassade in Stahlleichtbauweise“, RWTH Aachen und TU Dortmund, in Zusammenarbeit und gefördert durch die Forschungsvereinigung Stahlanwendung e.V. Düsseldorf (P1098), Laufzeit 02/2015 bis 12/2017

In jedem der vier Bereiche wurde die Temperatur jeweils an der Innen- und Außenseite, sowie an der inneren Deckschicht der Sandwichelemente gemessen. Die Innenseite des Prüfstandes wurde auf +25 °C gekühlt, die Außenseite des Prüfstandes wurde auf +80 °C erwärmt. Dies entspricht nach *DIN EN 14509* [91] dem Lastfall Temperaturdifferenz Sommer für ein Sandwichelement der Farbgruppe III (vgl. Kapitel 2.3.3.3.2). Das folgende Bild 8.1 zeigt den verwendeten Prüfstand bei der Versuchsdurchführung.



Bild 8.1: „HotBox“-Temperaturprüfstand an der RWTH Aachen bei der Versuchsdurchführung

8.2.2.3 Versuchsergebnisse

Die folgende Tabelle 8.1 zeigt die Versuchsergebnisse der an der RWTH Aachen durchgeführten experimentellen Untersuchungen.

Tabelle 8.1: Versuchsergebnisse Temperaturversuch Hybridquerschnitt [40]

Querschnittsbereich	Temperatur im Querschnitt in °C				
	Warmseite (SWE)	Position im Querschnitt			Kaltseite (KAS)
		0 mm	120 mm	220 mm	
Feld KAS / Feld SWE	80,0	78,0	37,6	27,9	25,0
Feld KAS / Fuge SWE	80,0	77,7	37,6	27,9	25,0
Steg KAS / Feld SWE	80,0	78,5	37,3	28,4	25,0
Steg KAS / Fuge SWE	80,0	77,8	35,5	28,8	25,0

Das folgende Bild 8.2 zeigt eine grafische Darstellung der Versuchsergebnisse. Bei dieser Darstellung wurde in den einzelnen Querschnittsbereichen vereinfachend ein linearer Temperaturverlauf vorausgesetzt.

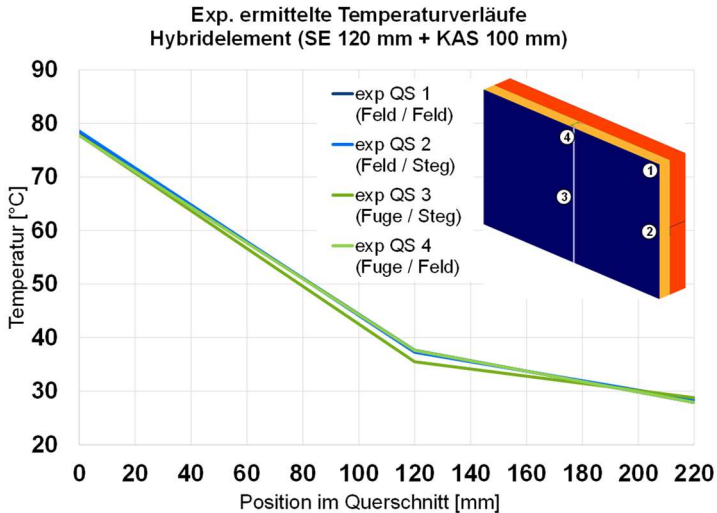


Bild 8.2: Experimentell ermittelte Temperaturverläufe im Hybridquerschnitt [40]

8.2.2.4 Eigene Auswertung der Versuchsergebnisse

Die folgende Tabelle 8.2 zeigt, je Querschnittsbereich, die Temperaturgradienten ΔT_{SWE} , die sich aus den in Tabelle 8.1 dargestellten Temperaturen zwischen den Deckschichten der Sandwichelemente ergeben. Zusätzlich dargestellt ist der Mittelwert der Temperaturgradienten und, je Querschnittsbereich, die prozentuale Abweichung von diesem Mittelwert.

Tabelle 8.2: Bemessungsrelevante Temperaturgradienten am Sandwichelement

Querschnittsbereich	Temperaturgradient ΔT_{SWE} am Sandwichelement in K	Abweichung vom Mittelwert in %
Feld KAS / Feld SWE	40,4	-1,5
Feld KAS / Fuge SWE	40,1	-2,2
Steg KAS / Feld SWE	41,2	0,5
Steg KAS / Fuge SWE	42,3	3,2
Mittelwert	41,0	-

8.2.2.5 Interpretation der Versuchsergebnisse

Tabelle 8.1 und Bild 8.2 kann entnommen werden, dass die Kassettenprofile und die bereits vorhandene Dämmung den Temperaturverlauf in einer Hybridfassade signifikant beeinflussen. Der jeweilige Querschnittsbereich hat dabei unter den gegebenen Randbedingungen nur eine untergeordnete Bedeutung. Dies wird u. a. mit der hohen Wärmeleitfähigkeit metallischen Deckschichten der Sandwichelemente erklärt, siehe dazu [40].

Tabelle 8.2 zeigt, dass unter den bei den experimentellen Untersuchungen gegebenen Randbedingungen der Temperaturgradient ΔT_{SWE} zwischen den Deckschichten der Sandwichelemente etwa +41 K beträgt. Unter denselben Randbedingungen würde der Temperaturgradient ΔT_{SWE} in einer klassischen Sandwichfassade +55 K betragen. Folglich wird hier die bemessungsrelevante Temperaturbeanspruchung um etwa 25,5 % reduziert.

Bezüglich der im Rahmen der vorliegenden Dissertation betrachteten Fragestellungen wird zusammenfassend Folgendes festgestellt:

- Die Berücksichtigung der Kassettenprofile und der bereits vorhandenen Dämmung führt dazu, dass bei Hybridsanierungen der bemessungsrelevante Temperaturgradient ΔT_{SWE} zwischen den Deckschichten der Sandwichelemente signifikant reduziert werden kann.
- Der lokale Einfluss der Wärmebrücken im Bereich der Stege der Kassettenprofile und im Bereich der Längsfugen der Sandwichelemente kann vernachlässigt werden. Es kann vereinfachend von einer konstanten Deckschichttemperatur der inneren Deckschicht der Sandwichelemente T_2 ausgegangen werden.

8.2.3 Analytische Berechnungen

8.2.3.1 Allgemeines

In diesem Kapitel wird analytisch untersucht, mit welchen Vereinfachungen im Rahmen einer Hybridsanierung der Temperaturgradient ΔT_{SWE} zwischen den Deckschichten der Sandwichelemente berechnet werden kann und welche bemessungsrelevanten Temperaturgradienten in der Praxis bei Hybridsanierungen auftreten können. Zunächst wird ein geeignetes bauphysikalisches Modell beschrieben. Anschließend wird dieses Modell anhand der Ergebnisse der zuvor betrachteten experimentellen Untersuchungen verifiziert. Abschließend werden auf Grundlage des verifizierten bauphysikalischen Modells Parameterstudien durchgeführt.

8.2.3.2 Vereinfachtes bauphysikalisches Modell

Werden die bestehende Kassettenprofilfassade ohne Außenschale und die Sandwichelemente vereinfachend als thermisch homogene Schichten betrachtet, kann der Temperaturverlauf in einer Hybridfassade mit dem vereinfachten Verfahren nach *DIN EN ISO 6946* [96] berechnet werden. Diesem Verfahren folgend, wird der Temperaturgradient ΔT_{SWE} der Sandwichelemente in einer Hybridfassade gemäß folgender Gleichung (8.1) berechnet, siehe auch [40].

$$\Delta T_{SWE} = \Theta_e - \left(\Theta_i - \frac{(\Theta_i - \Theta_e) \cdot (R_{si} + R_{KAS})}{R_{si} + R_{KAS} + R_{SWE} + R_{se}} \right) \quad (8.1)$$

mit:

- Θ_i : Bemessungstemperatur an der Gebäudeinnenseite in °C
 Θ_e : Bemessungstemperatur an der Gebäudeaußenseite in °C
 R_{si} : Wärmeübergangswiderstand an der Gebäudeinnenseite in m²·K/W
 R_{se} : Wärmeübergangswiderstand an der Gebäudeaußenseite in m²·K/W
 R_{KAS} : Wärmedurchlasswiderstand der Bestands-Kassettenprofile mit Dämmung in m²·K/W
 R_{SWE} : Wärmedurchlasswiderstand der Sandwichelemente in m²·K/W

Bei einer Berechnung nach Gleichung (8.1) ist die Richtung des Wärmestromes zu beachten. Darüber hinaus muss berücksichtigt werden, dass die äußere Deckschicht der Sandwichelemente im Lastfall Temperaturdifferenz Sommer nicht ausschließlich von der Umgebungsluft, sondern primär durch direkte Sonneneinstrahlung erwärmt wird. Dies hat ggf. einen Einfluss auf den anzusetzenden Wärmeübergangswiderstand an der Gebäudeaußenseite.

8.2.3.3 Verifikation des vereinfachten Modells

Für die Vergleichsrechnung zu den experimentellen Untersuchungen werden die in der folgenden Tabelle 8.3 dargestellten Eingangsparameter verwendet.

Tabelle 8.3: Eingangsparameter für die Vergleichsrechnung zur Verifikation des vereinfachten Modells

Eingangsparameter	Wert und Einheit	Quelle
Θ_i	25 °C	Tabelle 8.1
Θ_a	80 °C	Tabelle 8.1
R_{si}	0,13 m ² ·K/W	DIN EN ISO 6946 [96]
R_{se}	0,04 m ² ·K/W	DIN EN ISO 6946 [96]

Der Wärmedurchgangskoeffizient des Referenz-Kassettenprofils nach Bild 3.6 mit einliegender Mineralwolldämmung der WLS 035 wurde in [40] von *Kuhnhenne et al.* numerisch bestimmt: Er beträgt $0,686 \text{ W/m}^2\cdot\text{K}$.

Der Wärmedurchgangskoeffizient eines Sandwichelementes kann mit dem vereinfachten Verfahren nach *DIN EN 14509* [91] wie folgt berechnet werden:

$$U_{d,s} = \frac{1}{R_{si} + \frac{d_c}{\lambda_c} + R_{se}} \cdot \left(1 + f_{joint} \cdot \frac{1,0}{B} \right) \quad (8.2)$$

mit:

R_{si} : Wärmeübergangswiderstand an der Gebäudeinnenseite in $\text{m}^2\cdot\text{K/W}$

R_{se} : Wärmeübergangswiderstand an der Gebäudeaußenseite in $\text{m}^2\cdot\text{K/W}$

d_c : Dicke der Kernschicht in m

λ_c : Wärmeleitfähigkeit des Kernwerkstoffes in $\text{W/m}\cdot\text{K}$

f_{joint} : Beiwert des längenbezogenen Wärmedurchgangskoeffizienten der Fugen nach *DIN EN 14509, Tabelle A.4*

B : Elementbreite des Sandwichelementes in m

Die Wärmeleitfähigkeit des Kernwerkstoffes kann der herstellerspezifischen *allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassung* [65] entnommen werden. Für das Referenz-Sandwichelement nach Bild 3.7 ergibt sich somit nach Gleichung (8.2) der folgende Wärmedurchgangskoeffizient:

$$\begin{aligned} U_{d,s} &= \frac{1}{0,13 + \frac{0,12}{0,0232} + 0,04} \cdot (1 + 0,057) \\ &= 0,198 \frac{\text{W}}{\text{m}^2 \cdot \text{K}} \end{aligned} \quad \text{s. Gl. (8.2)}$$

Nach Gleichung (8.1) ergibt sich auf Grundlage des vereinfachten bauphysikalischen Modells zwischen den Deckschichten der Sandwichelemente der folgende Temperaturgradient ΔT_{SWE} :

$$\begin{aligned} \Delta T_{SWE} &= 80 - \left(25 - \frac{(25 - 80) \cdot \left(0,13 + \frac{1}{0,686} \right)}{0,13 + \frac{1}{0,686} + \frac{1}{0,198} + 0,04} \right) \\ &= 41,9 \text{ K} \end{aligned} \quad \text{s. Gl. (8.1)}$$

Vergleicht man diesen Temperaturgradienten mit dem in Tabelle 8.2 ausgewiesenen Mittelwert der experimentell bestimmten Temperaturgradienten, zeigt sich

nur eine geringe Abweichung von etwa 2,3 %. Bezüglich der im Rahmen der vorliegenden Dissertation betrachteten Fragestellungen wird daher Folgendes festgestellt:

- Mit dem zuvor dargestellten vereinfachten bauphysikalischen Modell und den zugehörigen Berechnungsansätzen ist es unter den gewählten Randbedingungen möglich, den bemessungsrelevanten Temperaturgradienten ΔT_{SWE} einer Hybridfassade hinreichend genau zu bestimmen.

8.2.3.4 Parameterstudien

8.2.3.4.1 Beschreibung und Berechnungsergebnisse der Parameterstudien

Die Parameterstudien werden auf Grundlage des zuvor verifizierten vereinfachten bauphysikalischen Modells mit Gleichung (8.1) durchgeführt. Es wird für den Anwendungsfall Hybridsanierung untersucht, welchen Einfluss auf den bemessungsrelevanten Temperaturgradient ΔT_{SWE} die Berücksichtigung der Kassettenprofile und der bereits vorhandenen Dämmung hat.

Die Parameterstudien werden mit den folgenden Geometrie- und Materialparametern durchgeführt:

- Es werden die bereits in Kapitel 6 eingeführten Referenz-Kassettenprofile nach [68; 74] betrachtet.
- Es wird davon ausgegangen, dass sich zwischen den Stegen der Kassettenprofile Mineralwolle der WLS 040 befindet.
- Der Wärmedurchlasswiderstand der Bestandskonstruktion R_{KAS} wird [40] entnommen.
- Es wird davon ausgegangen, dass als Sanierungsbauteil ein PU-Sandwichelement mit einem Wärmedurchgangskoeffizienten U von 0,20 $W/m^2 \cdot K$ verwendet wird.

Die folgenden Parameter werden variiert:

- Die Bemessungstemperatur an der Innen- und Außenseite der Hybridfassade Θ
Es werden die Lastfälle „Temperaturdifferenz Sommer“ und „Temperaturdifferenz Winter“ nach *DIN EN 14509* [91] betrachtet. Im Lastfall „Temperaturdifferenz Sommer“ werden die drei Farbgruppen I bis III unterschieden, vgl. Tabelle 2.9.
- Die Bauhöhe der Kassettenprofile h
Es wird der für Hybridsanierungen relevante Parameterbereich zwischen 90 mm und 200 mm betrachtet, vgl. Tabelle 3.3.

- Die Nennblechdicke der Kassettenprofile t_{nom}

Es werden die Nennblechdicken 0,75 mm und 1,50 mm betrachtet, so dass der für Hybridsanierungen relevante Parameterbereich vollständig abgebildet wird, vgl. Tabelle 3.3.

Die folgende Tabelle 8.4 zeigt die Berechnungsergebnisse der Parameterstudien für ausgewählte Referenz-Kassettenprofile nach [68; 74].

Tabelle 8.4: Berechnungsergebnisse der Parameterstudien

Kassettenprofil nach [68; 74]	Nenn- blechdicke t_{nom} in mm	U-Wert U_{KAS} nach [40] in $\text{W}/\text{m}^2\text{K}$	Temperaturgradient ΔT_{SWE} zwischen den Deck- schichten der Sandwichelemente nach Lastfall in K			
			Sommer FG I $\Delta T = 30 \text{ K}$	Sommer FG II $\Delta T = 40 \text{ K}$	Sommer FG III $\Delta T = 55 \text{ K}$	Winter $\Delta T = 40 \text{ K}$
K90 $h = 90 \text{ mm}$	0,75	0,827	23,7	31,6	43,5	-31,6
	1,50	0,960	24,3	32,5	44,6	-32,5
K100 / M100 $h = 100 \text{ mm}$	0,75	0,781	23,4	31,3	43,0	-31,3
	1,50	0,918	24,2	32,2	44,3	-32,2
K145 / M145 $h = 145 \text{ mm}$	0,75	0,633	22,4	29,9	41,1	-29,9
	1,50	0,780	23,4	31,2	43,0	-31,2
K160 / M160 $h = 160 \text{ mm}$	0,75	0,598	22,1	29,5	40,5	-29,5
	1,50	0,747	23,2	31,0	42,6	-31,0
M200 $h = 200 \text{ mm}$	0,75	0,523	21,3	28,5	39,1	-28,5
	1,50	0,673	22,7	30,3	41,6	-30,3

8.2.3.4.2 Auswertung der Berechnungsergebnisse

Das folgende Bild 8.3 zeigt eine grafische Darstellung der Berechnungsergebnisse für den Lastfall Temperaturdifferenz Sommer. Auf der Abszisse wurde die Bauhöhe der Kassettenprofile aufgetragen, auf der Ordinate der bemessungsrelevante Temperaturgradient ΔT_{SWE} . Auf eine grafische Darstellung der Berechnungsergebnisse für den Lastfall Temperaturdifferenz Winter konnte verzichtet werden, weil die ermittelten Temperaturgradienten betragsmäßig denen der Farbgruppe II des Lastfalls Temperaturdifferenz Sommer entsprechen.

Die nachfolgende Tabelle 8.5 zeigt, gegenüber einer klassischen Sandwichfassade mit den anzusetzenden Deckschichttemperaturen nach *DIN EN 14509* [91], die prozentuale Reduktion der bemessungsrelevanten Temperaturgradienten ΔT_{SWE} .

8.2 Temperaturgradienten in Hybridfassaden

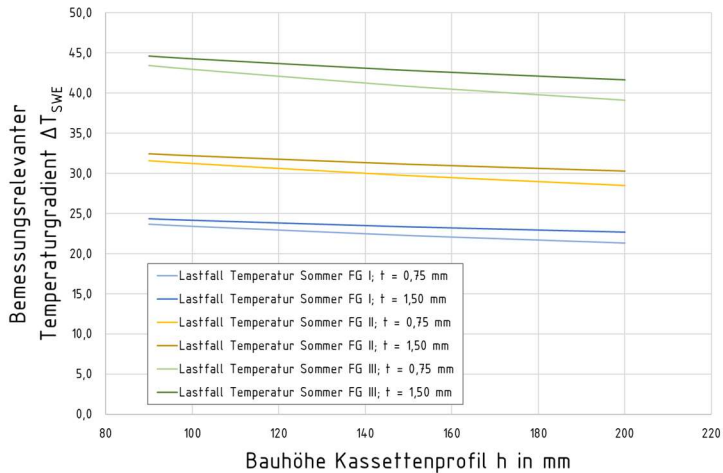


Bild 8.3: Bemessungsrelevanter Temperaturgradient ΔT_{SWE} in einer Hybridfassade

Tabelle 8.5: Prozentuale Reduktion der bemessungsrelevanten Temperaturgradienten ΔT_{SWE} in einer Hybridfassade

Kassettprofil nach [68; 74]	Nenn- blechdicke t_{nom} in mm	Reduktion Temperaturgradient ΔT_{SWE} gegenüber Sandwichfassade in %			
		Sommer FG I $\Delta T = 30\text{ K}$	Sommer FG II $\Delta T = 40\text{ K}$	Sommer FG III $\Delta T = 55\text{ K}$	Winter $\Delta T = 40\text{ K}$
K90 h = 90 mm	0,75	21,0	21,0	21,0	21,0
	1,50	18,9	18,9	18,9	18,9
K100 / M100 h = 100 mm	0,75	21,9	21,9	21,9	21,9
	1,50	19,5	19,5	19,5	19,5
K145 / M145 h = 145 mm	0,75	25,3	25,3	25,3	25,3
	1,50	21,9	21,9	21,9	21,9
K160 / M160 h = 160 mm	0,75	26,3	26,3	26,3	26,3
	1,50	22,6	22,6	22,6	22,6
M200 h = 200 mm	0,75	28,8	28,8	28,8	28,8
	1,50	24,3	24,3	24,3	24,3

8.2.3.4.3 Interpretation der Berechnungsergebnisse

Bild 8.3 kann entnommen werden, dass der bemessungsrelevante Temperaturgradient ΔT_{SWE} auch in einer Hybridfassade in erster Linie vom jeweiligen Lastfall, also von den anzusetzenden Temperaturen an der Innen- und Außenseite der Gesamtfassade, abhängig ist. Erwartungsgemäß treten die größten Temperaturgradienten ΔT_{SWE} in Hybridfassaden mit Kassettenprofilen mit geringer Bauhöhe und großer Nennblechdicke auf, die Bauhöhe und die Nennblechdicke der Kassettenprofile haben unter den repräsentativ gewählten Randbedingungen jedoch insgesamt nur einen geringen Einfluss.

Tabelle 8.5 kann entnommen werden, dass die bemessungsrelevanten Temperaturgradienten ΔT_{SWE} in einer Hybridfassade unter den repräsentativ gewählten Randbedingungen etwa 19 bis 29 % geringer sind, als in einer klassischen Sandwichfassade. Der jeweilige Temperaturlastfall hat bei einer vereinfachten Berechnung nach Gleichung (8.1) keinen Einfluss auf die prozentuale Reduktion des Temperaturgradienten ΔT_{SWE} , sodass es möglich ist, pauschale Abminderungsfaktoren zu bestimmen (siehe dazu Kapitel 9).

8.2.4 Zwischenergebnis

Bemessungsrelevant sind in einer Hybridfassade Temperaturgradienten ΔT_{SWE} , die sich aus einer Differenz zwischen den Temperaturen der beiden Deckschichten der Sandwichelemente ergeben.

In Kapitel 8.2.2 wurde anhand von experimentellen Untersuchungen gezeigt, dass der lokale Einfluss der Wärmebrücken im Bereich der Stege der Kassettenprofile und im Bereich der Längsfugen der Sandwichelemente bei der Bestimmung der Deckschichttemperatur der inneren Deckschicht der Sandwichelemente vernachlässigt werden kann. Es kann vereinfachend von einer konstanten Deckschichttemperatur der inneren Deckschicht ausgegangen werden.

In Kapitel 8.2.3 wurde anhand von analytischen Berechnungen gezeigt, dass die bestehende Kassettenprofilfassade ohne Außenschale und die Sandwichelemente in einer Hybridfassade bei der Bestimmung des Temperaturgradienten ΔT_{SWE} vereinfachend als thermisch homogene Schichten betrachtet werden können. Unter den bei Hybridsanierungen i. d. R. gegebenen Randbedingungen ist der bemessungsrelevante Temperaturgradient ΔT_{SWE} etwa 19 bis 29 % geringer, als in einer klassischen Sandwichfassade.

Es verbleiben Wissenslücken hinsichtlich des Einflusses der Richtung des Wärmestromes und des anzusetzenden Wärmeübergangswiderstandes einer sonnenbestrahlten äußeren metallischen Deckschicht. Es wird davon ausgegangen, dass beides nur einen vernachlässigbar geringen Einfluss auf den bemessungsrelevanten

Temperaturgradienten ΔT_{SWE} hat. Somit ist es im Rahmen der vorliegenden Dissertation nicht erforderlich, diese Wissenslücken zu schließen.

8.3 Lokale Biegeweichheit der Kassettenprofile

8.3.1 Allgemeines

Bei der Berechnung von Zwängungskräften, die infolge eines Temperaturgradienten zwischen den Deckschichten entstehen, wird in der Sandwichbauweise bislang davon ausgegangen, dass die Auflager der Sandwichelemente starr sind. Für die in der Sandwichbauweise üblichen Spannweiten und Unterkonstruktionen kann mit dieser Vereinfachung das reale Bauteilverhalten in guter Näherung und auf der sicheren Seite liegend abgeschätzt werden. Werden die Kassettenprofile bei einer Hybridsanierung als starre Auflager der Sandwichelemente betrachtet, werden die infolge des Lastfalls Temperaturdifferenz auftretenden Zwängungskräfte häufig derart überschätzt, dass der erneute statische Nachweis der Bestandsfassade nicht mehr möglich ist, siehe dazu Kapitel 2.4.3.4.

Gegenüber den in der Sandwichbauweise üblichen Unterkonstruktionen (siehe dazu Kapitel 2.3.2) besitzen Kassettenprofile eine deutlich geringere Nennblechdicke. Darüber hinaus werden die Sandwichelemente in einer Hybridfassade an den freien Gurten der Kassettenprofile befestigt. Dies entspricht in Querrichtung der Kassettenprofile der Befestigung an einem elastisch gebetteten Kragarm.

In diesem Kapitel soll untersucht werden, welchen Einfluss die lokale Steifigkeit der Kassettenprofile bzw. die Verbindungssteifigkeit auf die infolge eines Temperaturgradienten zwischen den Deckschichten der Sandwichelemente entstehenden Zwängungskräfte haben.

Zunächst werden in Kapitel 8.3.2 experimentelle Untersuchungen beschrieben, ausgewertet und interpretiert. Auf Grundlage der in Kapitel 8.3.2 gewonnenen Erkenntnisse werden in Kapitel 8.3.3 numerische Untersuchungen durchgeführt.

8.3.2 Experimentelle Untersuchungen

8.3.2.1 Allgemeines

Die in diesem Kapitel dargestellten experimentellen Untersuchungen wurden 2016 von *Ungermann* und *Wiegand* im Rahmen des AiF-Forschungsvorhabens „Bauen im Bestand - Lösungen für Dach und Fassade in Stahlleichtbauweise“⁷ durchgeführt.

⁷ Forschungsvorhaben: „Bauen im Bestand - Lösungen für Dach und Fassade in Stahlleichtbauweise“, RWTH Aachen und TU Dortmund, in Zusammenarbeit und gefördert durch die Forschungsvereinigung Stahlanwendung e. V. Düsseldorf (P1098), Laufzeit 02/2015 bis 12/2017

Weiterführende Informationen zu diesen experimentellen Untersuchungen können [40] entnommen werden. An dieser Stelle werden sie lediglich zusammenfassend dargestellt und hinsichtlich der im Rahmen der vorliegenden Dissertation betrachteten Fragestellungen neu ausgewertet.

8.3.2.2 Versuchsziel, Versuchsaufbau und Versuchsprogramm

Anand von orientierenden Vorversuchen sollte untersucht werden, welche lokale Steifigkeit die Auflagerung der Sandwichelemente an den Kassettenprofilen besitzt, und ob diese Steifigkeit im Rahmen eines statischen Nachweises berücksichtigt werden kann.

Als Prüfkörper wurden dazu 300 mm oder 1000 mm lange Abschnitte eines Steg- und Obergurtpaares des Referenz-Kassettenprofils nach Bild 3.6 betrachtet. Die breiten Untergurte der Prüfkörper wurden bis auf die an die Stege angrenzenden Tiefsicken entfernt. An den verbleibenden Tiefsicken wurden die Prüfkörper annähernd starr befestigt. Die Stege der Kassettenprofile wurden bei den 1000 mm langen Abschnitten im üblichen Längsabstand miteinander verschraubt.

Zur Bestimmung der Steifigkeit bei abhebender Belastung wurde in die schmalen Obergurte, mittig in Längs- und Querrichtung, ein üblicher Sandwichbefestiger mit 5,5 mm Nenndurchmesser eingebracht. Anschließend wurde dieser Sandwichbefestiger zentrisch zugbelastet. Messtechnisch erfasst wurden die Prüflast und der Maschinenweg, der auf Grund der im Vergleich zur Biegeweichheit der schmalen Kassettengurte sehr hohen Dehnsteifigkeit des Verbindungsmittels in etwa der Verschiebung der Gurte am Verbindungspunkt entspricht. Das folgende Bild 8.4 zeigt die Versuchsaufbauten zur Bestimmung der Steifigkeit bei abhebender Belastung. Links dargestellt ist der Versuchsaufbau mit 300 mm Abschnittslänge, rechts dargestellt ist der Versuchsaufbau mit 1000 mm Abschnittslänge.



Bild 8.4: Versuchsaufbau zur Bestimmung der lokalen Steifigkeit der Auflagerung bei abhebender Belastung [40]

Zur Bestimmung der Steifigkeit bei andrückender Belastung wurden die schmalen Obergurte, der tatsächlichen Einbausituation entsprechend, flächig über die gesamte Länge des Abschnitts belastet. Die Resultierende der Last lag dabei ebenfalls mittig in Längs- und Querrichtung der Gurte. Zusätzlich wurden die Stege, der tatsächlichen Einbausituation entsprechend, gegen seitliches Ausweichen gesichert. Messtechnisch erfasst wurden die Prüflast und die lotrechte Verformung der Obergurte in ihrer Mitte. Das folgende Bild 8.5 zeigt den Versuchsaufbau zur Bestimmung der Steifigkeit bei andrückender Belastung mit einem 300 mm langen Prüfkörper.



Bild 8.5: Versuchsaufbau zur Bestimmung der lokalen Steifigkeit der Auflagerung bei andrückender Belastung [40]

Je Belastungsrichtung wurde drei Versuche mit 300 mm langen Abschnitten und drei Versuche mit 1000 mm langen Abschnitten durchgeführt, sodass sich die in der folgenden Tabelle 8.6 dargestellte Versuchsmatrix ergibt.

Tabelle 8.6: Versuchsmatrix lokale Steifigkeit der Auflager der Sandwichelemente in Hybridfassaden

Versuchsreihe	Prüfkörper	Belastungsrichtung	Abschnittslänge	Anzahl der Versuche	Bezeichnung
1	2x Referenz-Kassettenprofil nach Bild 3.6	abhebend	300 mm	3	FS01 bis FS03
2			1000 mm	3	FS04 bis FS06
3		andrückend	300 mm	3	FS07 bis FS09
4			1000 mm	3	FS10 bis FS12

8.3.2.3 Versuchsergebnisse

Die folgenden Diagramme zeigen die Last-Verformungs-Kurven der durchgeführten experimentellen Untersuchungen. Bild 8.6 zeigt die Last-Verformungs-Kurven der Versuche mit abhebender Belastung, Bild 8.7 zeigt die Last-Verformungs-Kurven der Versuche mit andrückender Belastung. Auf der Ordinate wurde jeweils die Prüflast aufgetragen, auf der Abszisse die zugehörige Verformung.

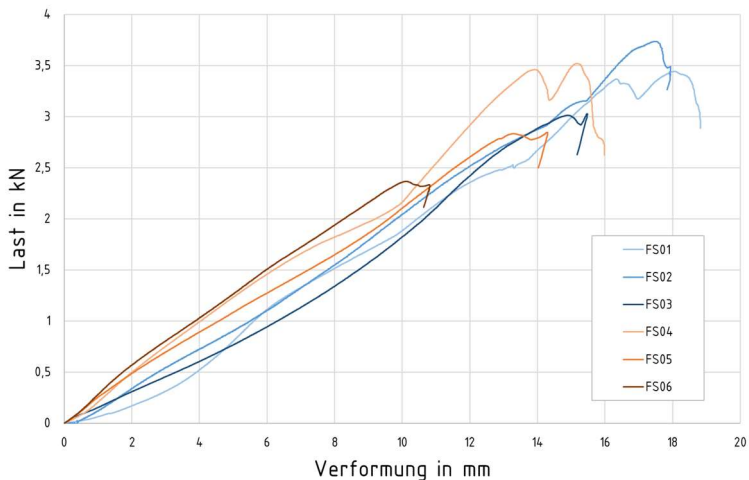


Bild 8.6: Versuchsergebnisse Steifigkeit bei abhebender Belastung [40]

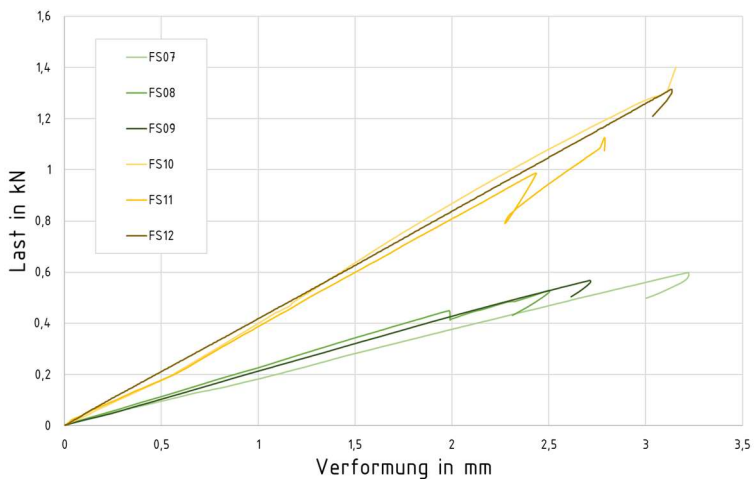


Bild 8.7: Versuchsergebnisse Steifigkeit bei andrückender Belastung [40]

Die folgende Tabelle 8.7 zeigt, für weiterführende Untersuchungen, die Materialparameter der verwendeten Prüfkörper. Nähere Informationen zu Bestimmung dieser Materialparameter können [40] entnommen werden.

Tabelle 8.7: *Materialparameter Prüfkörper [40]*

Parameter	Wert
Streckgrenze	388,53 N/mm ²
Blechdicke	0,74 mm

8.3.2.4 Auswertung der Versuchsergebnisse

Die in Bild 8.6 und Bild 8.7 dargestellten Last-Verformungs-Kurven zeigen, dass für Verformungsberechnungen in guter Näherung von einem linear-elastischen Bauteilverhalten ausgegangen werden kann. Auf Grundlage dieser Annahme wurden bereits in [40] für die einzelnen Kurven lineare Trendlinien erstellt, aus denen die in der folgenden Tabelle 8.8 dargestellten Ersatzfedersteifigkeiten k_t abgeleitet werden können.

Tabelle 8.8: *Ersatzfedersteifigkeiten auf Grundlage der Annahme eines linear-elastischen Bauteilverhaltens (Auswertung siehe [40])*

Versuchsreihe	Bezeichnung	Belastungsrichtung	Abschnittslänge l in mm	Federsteifigkeit k_t in N/mm
1	FS01	abhebend	300	204,1
	FS02	abhebend	300	211,6
	FS03	abhebend	300	209,8
2	FS04	abhebend	1000	225,7
	FS05	abhebend	1000	206,2
	FS06	abhebend	1000	225,5
3	FS07	andrückend	300	185,0
	FS08	andrückend	300	209,2
	FS09	andrückend	300	211,0
4	FS10	andrückend	1000	436,5
	FS11	andrückend	1000	391,2
	FS12	andrückend	1000	418,3

Die folgende Tabelle 8.9 zeigt eine erweiterte Auswertung der experimentellen Untersuchungen. In Tabelle 8.9 werden für die vier Versuchsreihen Mittelwerte k_m der Federsteifigkeiten k_f ausgewiesen. Zusätzlich dargestellt ist die zugehörige Standardabweichung s , absolut und auf den Mittelwert k_m normiert.

Tabelle 8.9: Erweiterte Auswertung der experimentellen Untersuchungen

Versuchsreihe	Beschreibung	Mittelwert k_m in kNm/m	Standardabweichung s	Normierte Standardabweichung s/k_m in %
1	abhebende Belastung, $l = 300$ mm	208,5	3,2	1,5
2	abhebende Belastung, $l = 1000$ mm	219,1	9,1	4,2
3	andrückende Belastung, $l = 300$ mm	201,7	11,9	5,9
4	andrückende Belastung, $l = 1000$ mm	415,3	18,6	4,5

8.3.2.5 Interpretation der Versuchsergebnisse

Bild 8.6 zeigt, dass sich bei abhebender Belastung grundsätzlich bemessungsrelevante elastische Verformungen an den Verbindungspunkten einstellen können. Die Länge des betrachteten Längsabschnitts der Kassettenprofile hat dabei im betrachteten Parameterbereich einen geringen Einfluss auf die Steifigkeit: Tabelle 8.9 kann entnommen werden, dass die gemittelte Steifigkeit bei einer Abschnittslänge von 1000 mm etwa 5 % größer ist, als bei einer Abschnittslänge von 300 mm. In den Versuchsreihen 1 und 2 zeigen sich ausreichend geringe Streuungen der Versuchsergebnisse, sodass die ausgewiesenen Federsteifigkeiten grundsätzlich für einen statischen Nachweis verwendet werden könnten.

Bild 8.7 zeigt, dass sich bei andrückender Belastung unter den gegebenen Randbedingungen bis zu einem Bauteilversagen nur geringe Verformungen von etwa 2 bis 3 mm einstellen können. Zusätzlich muss beachtet werden, dass diese Verformungen in Querrichtung der Kassettenprofile in der Mitte der schmalen Obergurte gemessen wurden. Es ist jedoch davon auszugehen, dass die Sandwichelemente sich an den Verbindungspunkten mit den Kassettenprofilen nur geringfügig verdrehen können, sodass sich mit zunehmender Gurtverformung lediglich die Auflagefläche zu den Stegen hin verkleinern würde. Folglich ist das tatsächliche Verformungsvermögen der Verbindung noch geringer, als in Bild 8.7 dargestellt. Aus den genannten Gründen ist es daher fraglich, ob die in Tabelle 8.9 ausgewiesenen Federsteifigkeiten für andrückende Belastung für einen statischen Nachweis verwendet werden könnten.

Bezüglich der im Rahmen der vorliegenden Dissertation betrachteten Fragestellungen wird daher Folgendes festgestellt:

- Werden vertikal verlegte Sandwichelemente im Rahmen einer Hybridsanierung an den schmalen Obergeruten der Kassettenprofile befestigt, kann diesen Verbindungen bei abhebender Belastung eine konstante Federsteifigkeit k_t zugeordnet werden, die zu einer Reduktion der Zwängungskräfte infolge des Lastfalls Temperaturdifferenz führt. Diese Federsteifigkeit ist im relevanten Parameterbereich bis 1000 mm ggf. abhängig von der mitwirkenden Abschnittslänge, also vom Längsabstand der Verbindungen s_1 .
- Bei andrückender Belastung sollte, auf der sicheren Seite liegend, davon ausgegangen werden, dass die genannten Verbindungen in einer Hybridfassade starr sind.

Welche Verbindungssteifigkeiten bei Hybridsanierungen auftreten können, und welchen Einfluss diese Steifigkeiten auf die infolge eines Temperaturgradienten zwischen den Deckschichten der Sandwichelemente auftretenden Zwängungskräfte haben, wird im folgenden Kapitel numerisch untersucht.

8.3.3 Numerische Untersuchungen

8.3.3.1 Allgemeines

In diesem Kapitel werden numerische Untersuchungen zur Steifigkeit der zugbeanspruchten Verbindungen zwischen den Kassettenprofilen und den Sandwichelementen durchgeführt. In Kapitel 8.3.3.2 wird untersucht, welche Verbindungssteifigkeiten in einer Hybridfassade auftreten können. In Kapitel 8.3.3.3 wird untersucht, welchen Einfluss diese Verbindungssteifigkeiten auf die infolge eines Temperaturgradienten zwischen den Deckschichten der Sandwichelemente auftretenden Zwängungskräfte haben.

8.3.3.2 Verbindungssteifigkeiten in Hybridfassaden

8.3.3.2.1 Allgemeines

Zur Berechnung der Steifigkeit der zugbeanspruchten Verbindungen zwischen den Kassettenprofilen und den Sandwichelementen wird das in Kapitel 6.4 eingeführte Finite-Elemente-Modell verwendet. Weiterführende Informationen zu diesem Modell und dem Softwarepaket ANSYS [107] können Kapitel 6.4.1 entnommen werden.

Zunächst werden die Modellierung sowie die Verifikation des Finite-Elemente-Modells anhand der zuvor beschriebenen experimentellen Untersuchungen beschrieben, anschließend werden weiterführende Untersuchungen durchgeführt.

8.3.3.2.2 Modellierung und Verifikation des Finite-Elemente-Modells

Die Modellierung des Finite-Elemente-Modells wurde bereits in Kapitel 6.4.2 ausführlich beschrieben, sodass an dieser Stelle lediglich die zur Berechnung der Steifigkeit der zugbeanspruchten Verbindungen erforderlichen Modifikationen dargestellt werden:

- Abweichend zum in Kapitel 6.4 verwendeten Finite-Elemente-Modell wird je Kassettenprofil-Querschnitt lediglich ein Steg- und Gurtpaar betrachtet.
- Die Elementgröße der Finiten Elemente wird auf etwa 5 mm verkleinert.
- In jedem Knoten der breiten Untergurte werden die drei Translationsfreiheitsgrade (U_x , U_y , U_z) gesperrt.
- Die Kassettenprofile werden zunächst ohne aussteifende Wirkung einer Außenschale modelliert.
- Bild 8.86 entsprechend, werden die Kassettenprofile im Abstand s_1 an den Verbindungspunkten miteinander gekoppelt. Die Verschiebung (U_y) wird an den Verbindungspunkten zunächst nicht behindert.
- Der obere Knoten der Verbindungspunkte im Abstand s_1 wird mit einer abhebend gerichteten Knotenlast (F_z) belastet.

Das folgende Bild 8.8 zeigt das Finite-Elemente-Modell zur Bestimmung der Verbindungssteifigkeit bei abhebender Belastung. Die Knotenlast am Verbindungspunkt ist rot dargestellt.

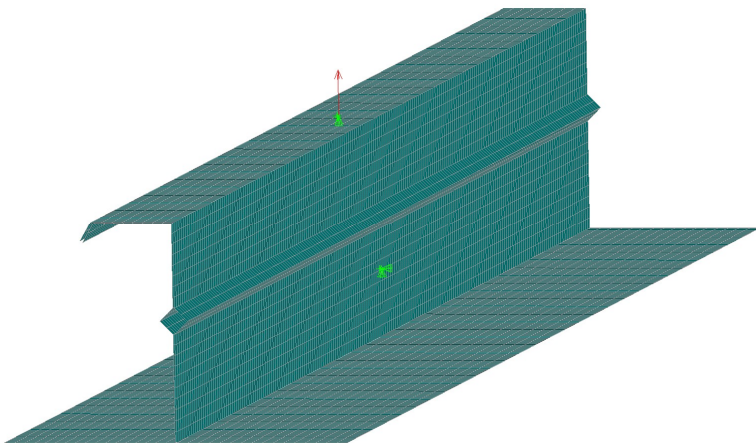


Bild 8.8: Finite-Elemente-Modell zur Bestimmung der Verbindungssteifigkeit bei abhebender Belastung

Wird Konstruktionsregel (3) aus Kapitel 7.3 befolgt, werden die Sandwichelemente bei Hybridsanierungen verdeckt in ihren Längsfugen befestigt. Der Abstand der Verbindungen s_1 beträgt dann i. d. R. 1000 mm. Die Verbindungssteifigkeiten werden im Folgenden daher durchgehend für diesen Abstand berechnet.

Zunächst werden die Ergebnisse der numerischen Berechnungen anhand der Versuchsergebnisse der Versuchsreihe 2 der experimentellen Untersuchungen aus Kapitel 8.3.2 verifiziert. Das folgende Bild 8.9 zeigt die Last-Verformungs-Kurven der Versuche FS04 bis FS06 und die Last-Verformungs-Kurve des zugehörigen Finite-Elemente-Modells, erstellt mit den in Tabelle 8.7 dargestellten Materialparametern. Auf der Ordinate wurde die Last aufgetragen, auf der Abszisse die zugehörige Verformung (U_z) am Verbindungspunkt.

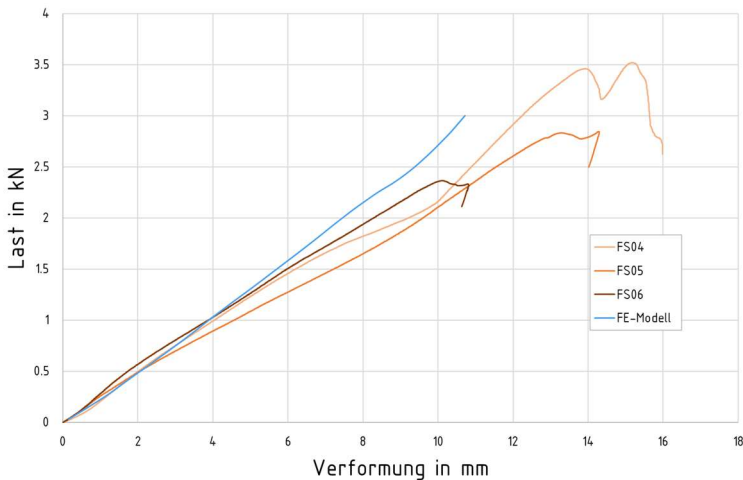


Bild 8.9: Vergleich Versuchsergebnisse zur Steifigkeit bei abnehmender Belastung

Bild 8.9 kann entnommen werden, dass die numerisch mit dem Finite-Elemente-Modell berechneten Verformungen unter den gegebenen Randbedingungen bis etwa $2/3 F_{\max}$ sehr gut mit den experimentell ermittelten Verformungen übereinstimmen. Ab etwa $2/3 F_{\max}$ wird die Steifigkeit im Finite-Elemente-Modell geringfügig überschätzt. Die Abweichungen ab etwa $2/3 F_{\max}$ können u. a. damit erklärt werden, dass das Finite-Elemente-Modell lokale Verformungen nicht hinreichend abbilden kann, weil die Verbindungsmittel nicht explizit modelliert werden.

Berücksichtigt man, dass die Verbindungssteifigkeit lediglich einer elastischen Verformung (also im Bereich bis $2/3 F_{\max}$) zugeordnet werden soll, kann das modifizierte Finite-Elemente-Modell aus Kapitel 6.4 für die im folgenden Abschnitt dargestellten weiterführenden Untersuchungen verwendet werden.

8.3.3.2.3 Weiterführende Untersuchungen

Das folgende Bild 8.10 zeigt, überhöht dargestellt, die Verformungsfigur des Steg- und Obergurtpaares des Referenz-Kassettenprofils nach Bild 3.6 unter den zuvor beschriebenen Randbedingungen. Farblich dargestellt ist die Vektorsumme der Verschiebungen.

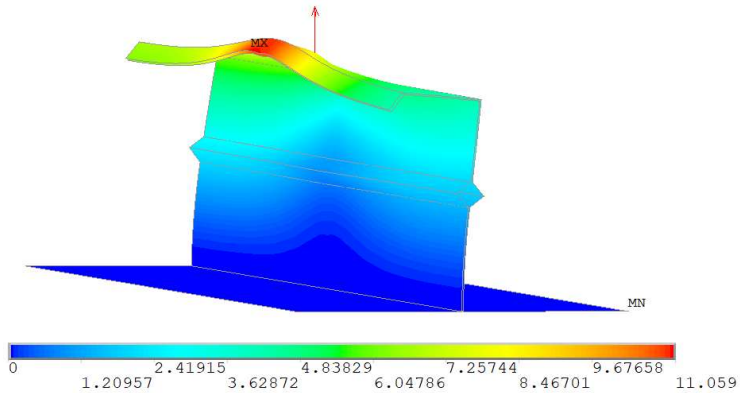


Bild 8.10: Verformungsfigur Finite-Elemente-Modell

Das folgende Bild 8.11 zeigt, ebenfalls überhöht dargestellt, einen Querschnitt des verformten Steg- und Obergurtpaares im Bereich der Verbindung. Zusätzlich dargestellt ist das unverformte Finite-Elemente-Modell. Farblich dargestellt ist die Verschiebung in Querrichtung (U_y).

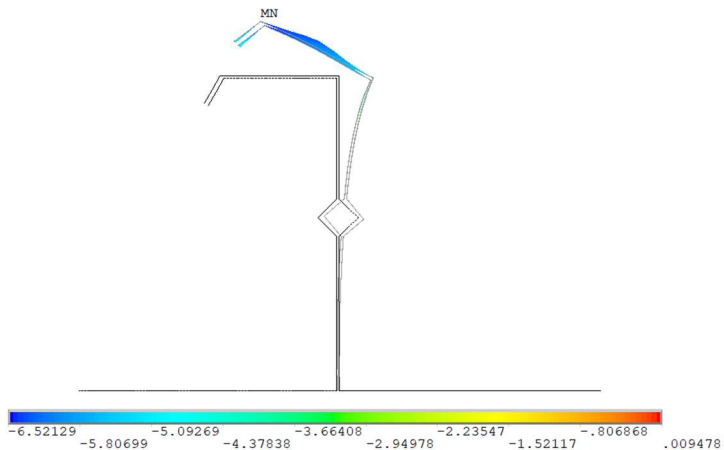


Bild 8.11: Verformungsfigur Finite-Elemente-Modell im Querschnitt im Bereich der Verbindung

Bild 8.10 und Bild 8.11 zeigen, dass sich, unter den bei den in Kapitel 8.3.2 durchgeführten experimentellen Untersuchungen gegebenen Randbedingungen, bei einer abhebenden Belastung der Verbindungspunkte auch signifikante Verformungen in Querrichtung einstellen. Berücksichtigt man, dass die schmalen Obergurte in den Verbindungspunkten von der Außenschale gegen seitliches Ausweichen gehalten werden (siehe dazu Kapitel 6.3.2 und Kapitel 6.4.5), entsprechen die bei den durchgeführten experimentellen Untersuchungen gewählten Randbedingungen nicht dem realen Bauteilverhalten in einer Hybridfassade.

Wird die Verschiebung in Querrichtung der Kassettenprofile (U_y) an den Verbindungspunkten gesperrt, ergibt sich für das Referenz-Kassettenprofil nach Bild 3.6 die im folgenden Bild 8.12 dargestellte Verformungsfigur. Farblich dargestellt ist die Verschiebung in Querrichtung (U_y). Zusätzlich dargestellt ist das unverformte Finite-Elemente-Modell.

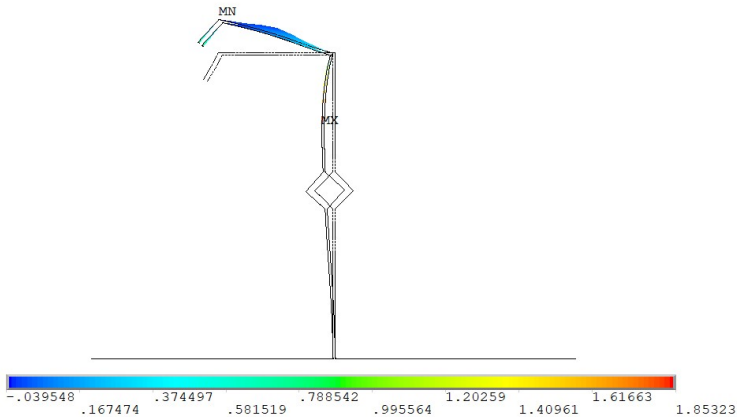


Bild 8.12: Verformungsfigur Finite-Elemente-Modell im Querschnitt im Bereich der Verbindung mit angepassten Randbedingungen

Bild 8.12 kann entnommen werden, dass sich die Verformungsfigur bei abhebender Belastung deutlich verändert, wenn die Verschiebung in Querrichtung der Kassettenprofile (U_y) in den Verbindungspunkten gesperrt wird.

Welchen Einfluss die veränderte Verformungsfigur auf die anzusetzende Verbindungssteifigkeit bei abhebender Belastung hat, kann dem im folgenden Bild 8.13 entnommen werden. Es zeigt die numerisch berechneten Last-Verformungs-Kurven des Referenz-Kassettenprofils nach Bild 3.6, mit und ohne Berücksichtigung einer seitlichen Halterung in den Verbindungspunkten. Die Kassettenprofile wurden mit den in Tabelle 8.7 dargestellten Materialparametern modelliert. Auf der Ordinate wurde die Last aufgetragen, auf der Abszisse die zugehörige Verformung (U_2)

am Verbindungspunkt. Zusätzlich dargestellt sind lineare Trendlinien mit den zugehörigen Geradengleichungen. Die numerischen Berechnungen wurden bei einer Last von 3,00 kN beendet, weil das Finite-Elemente-Modell das reale Bauteilverhalten bei größeren Belastungen nur unzureichend abbilden kann, vgl. Kapitel 8.3.3.2.2.

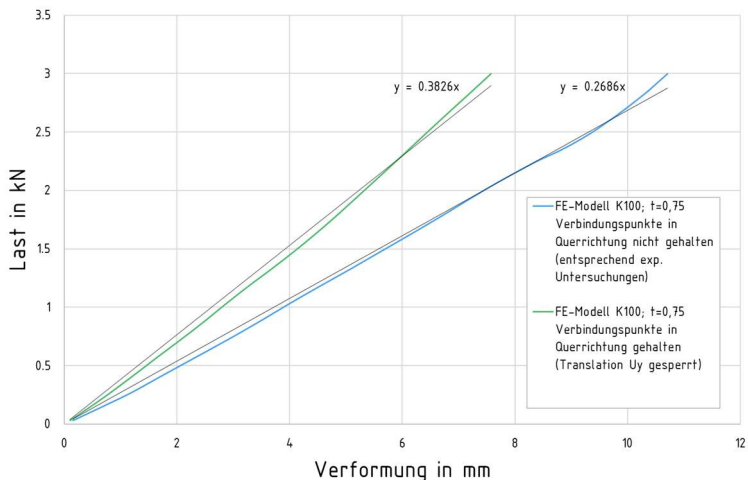


Bild 8.13: Verbindungssteifigkeit Referenz-Kassettenprofil nach Bild 3.6 in Abhängigkeit von den modellierten Randbedingungen

Bild 8.13 kann entnommen werden, dass eine seitliche Halterung in Querrichtung der Kassettenprofile an den Verbindungspunkten dazu führt, dass den Verbindungen bei abhebender Belastung eine deutlich größere Steifigkeit zugeordnet werden muss. Unter den beispielhaft gewählten Randbedingungen ist die tatsächliche Verbindungssteifigkeit in einer Hybridfassade etwa 42,4 % größer, als die Verbindungssteifigkeit, die experimentell ohne Berücksichtigung der seitlichen Halterung bestimmt wurde.

Für weitere Betrachtungen werden für die bereits in Kapitel 6 eingeführten Referenz-Kassettenprofile nach [68; 74] Näherungswerte für die Verbindungssteifigkeit k_t einer abhebend belasteten Verbindung in einer Hybridfassade bestimmt. Dazu werden mit dem Finite-Elemente-Modell Last-Verformungs-Kurven berechnet, aus denen mithilfe linearer Trendlinien konstante Federsteifigkeiten k_t abgeleitet werden. Die folgende Tabelle 8.10 zeigt die Berechnungsergebnisse unter Berücksichtigung einer seitlichen Halterung in den Verbindungspunkten. Folgende Hinweise sind bei der Verwendung der in Tabelle 8.10 dargestellten Näherungswerte zu beachten:

- Das verwendete Finite-Elemente-Modell kann lokale Verformungen im Bereich der Verbindungsmittel nicht hinreichend genau abbilden, weil die Verbindungsmittel nicht explizit modelliert werden. Die Verbindungssteifigkeit wird daher, auf der sicheren Seite liegend, geringfügig überschätzt, vgl. Bild 8.9.
- Bei der Berechnung von infolge eines Temperaturgradienten auftretenden Zwängungskräften liegt eine höhere Steifigkeit auf der sicheren Seite, siehe oben. Die Last-Verformungs-Kurven wurden daher mit dem Nennwert der Blechdicke, und nicht mit der (geringeren) Bemessungskerdicke berechnet. Der Nennwert der Streckgrenze wurde bei der Berechnung darüber hinaus um 20 % erhöht.

Tabelle 8.10: Näherungswerte für die Verbindungssteifigkeit k_t in einer Hybridfassade

Kassettenprofil nach [68; 74] S320 GD $s_1 = 1000$ mm	Nenn- blechdicke t_{nom} in mm	Verbindungs- steifigkeit k_t in N/mm
K90 $h = 90$ mm	0,75	410,9
	1,00	751,6
	1,50	2444,0
K100 / M100 $h = 100$ mm	0,75	399,0
	1,00	725,8
	1,50	2327,0
K145 / M145 $h = 145$ mm	0,75	369,2
	1,00	709,2
	1,50	2056,8
K160 / M160 $h = 160$ mm	0,75	359,8
	1,00	664,4
	1,50	1962,2
M200 $h = 200$ mm	0,75	346,2
	1,00	667,8
	1,50	1838,9

Das folgende Bild 8.14 zeigt eine grafische Darstellung der Berechnungsergebnisse aus Tabelle 8.10. Auf der Abszisse wurde die Bauhöhe der Kassettenprofile aufgetragen, auf der Ordinate der Näherungswert für die Verbindungssteifigkeit k_t .

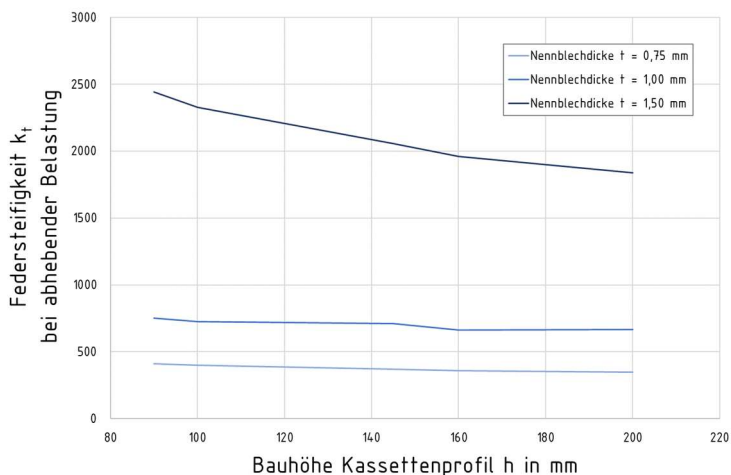


Bild 8.14: Näherungswerte für die Verbindungssteifigkeit k_t in einer Hybridfassade

Bild 8.14 kann entnommen werden, dass die Bauhöhe der Kassettenprofile h unter den beispielhaft betrachteten Randbedingungen einen deutlich geringeren Einfluss auf die Verbindungssteifigkeit k_t hat als die Nennblechdicke t der Kassettenprofile. Die Bauhöhe der Kassettenprofile hat unter den gegebenen Randbedingungen bei $t = 0,75$ mm einen Einfluss von etwa 19 % und bei $t = 1,50$ mm einen Einfluss von etwa 33 %. Der Einfluss der Nennblechdicke beträgt unter den beispielhaft betrachteten Randbedingungen je Bauhöhe bis zu 459 %.

Bezüglich der im Rahmen der vorliegenden Dissertation betrachteten Fragestellungen wird zusammenfassend Folgendes festgestellt:

- Soll die Steifigkeit einer abhebend belasteten Verbindung zwischen den Kassettenprofilen und den Sandwichelementen in einer Hybridfassade experimentell bestimmt werden, muss die seitliche Halterung in Querrichtung der Kassettenprofile berücksichtigt werden.
- Die Steifigkeit einer abhebend belasteten Verbindung zwischen den Kassettenprofilen und den Sandwichelementen in einer Hybridfassade wird vorrangig von der Nennblechdicke der Kassettenprofile beeinflusst. Mit zunehmender Nennblechdicke vergrößert sich darüber hinaus der Einfluss der Bauhöhe der Kassettenprofile.

8.3.3.3 Einfluss der Verbindungssteifigkeiten auf die infolge eines Temperaturgradienten auftretenden Zwängungskräfte

8.3.3.3.1 Allgemeines

In diesem Kapitel wird untersucht, welchen Einfluss die Berücksichtigung der Verbindungssteifigkeit k_t auf die infolge eines Temperaturgradienten zwischen den Deckschichten der Sandwichelemente auftretenden Zwängungskräfte hat. Zur Beantwortung dieser Fragestellung werden Schnittgrößen und Verformungen an realitätsnahen statischen Systemen berechnet, ausgewertet und interpretiert.

8.3.3.3.2 Annahmen für die Berechnungen

Es wird davon ausgegangen, dass bei einer Hybridsanierung mit vertikal verlegten Sandwichelementen das Referenz-Sandwichelement nach Bild 3.7 verwendet wird. Die folgende Tabelle 8.11 zeigt zusammenfassend die für die Berechnung der Schnittgrößen und Verformungen erforderlichen Geometrie- und Materialparameter des Referenz-Sandwichelementes.

Tabelle 8.11: Geometrie- und Materialparameter Referenz-Sandwichelement [65]

Parameter	Wert
Elementdicke d	120 mm
Elementbreite b	1000 mm
Nennblechdicke Deckschicht 1 t_{N1}	0,63 mm
Nennblechdicke Deckschicht 2 t_{N2}	0,50 mm
Streckgrenze Deckschichten β_s	320 N/mm ²
E-Modul Deckschichten E_s	210000 N/mm ²
Schubmodul Kernschicht G_c	3,50 N/mm ²

Die in Kapitel 7.3 aufgestellten Konstruktionsregeln werden beachtet, sodass die Sandwichelemente als verdeckt befestigt und im Sockel- oder Traufbereich quasi-starr mit einem Festpunkt verbunden angenommen werden. Den Verbindungen mit den Kassettenprofilen werden bei abhebender Belastung die in Tabelle 8.10 ausgewiesenen Verbindungssteifigkeiten k_t zugeordnet. Es wird davon ausgegangen, dass die Baubreite der Kassettenprofile 600 mm beträgt. Die Berechnungen werden anhand der drei in Kapitel 3.3.4.1 eingeführten Referenzgebäude durchge-

führt. Dabei wird die Spannweite der Kassettenprofile, vereinfachend auf ein vielfaches der Baubreite der Kassettenprofile gerundet, aus der jeweiligen Traufhöhe der Referenzgebäude abgeleitet. Somit ergeben sich die in der folgenden Tabelle 8.12 dargestellten Spannweiten.

Tabelle 8.12: Annahmen für Spannweiten der Sandwichelemente bei einer Hybridsanierung der Referenzgebäude A bis C

Eigenschaft	Referenzgebäude		
	A	B	C
Traufhöhe in m	2,83	5,06	9,03
Spannweite in m	3,00	4,80	9,00

Es werden die Lastfälle Temperaturdifferenz Winter und Temperaturdifferenz Sommer betrachtet. Für die Bewertung der Berechnungsergebnisse ist es nicht erforderlich, im Lastfall Temperaturdifferenz Sommer einzelne Farbgruppen zu unterscheiden, sodass die Verformungs- und Schnittgrößen ausschließlich für die Farbgruppe III berechnet werden. Darüber hinaus wird berücksichtigt, dass der bemessungsrelevante Temperaturgradient bei Hybridsanierungen reduziert werden kann. In Anlehnung an die in Kapitel 8.2 durchgeführten analytischen Berechnungen wird von einer zulässigen Reduktion von 19 % ausgegangen, vgl. Tabelle 8.5. Somit ergeben sich auf Basis der in *DIN EN 14509* [91] ausgewiesenen Bemessungstemperaturen die in der folgenden Tabelle 8.13 dargestellten bemessungsrelevanten Temperaturgradienten ΔT_{SWE} .

Tabelle 8.13: Annahmen für bemessungsrelevante Temperaturgradienten ΔT_{SWE}

Lastfall Temperaturdifferenz	Farbgruppe	Bemessungs-Temperaturgradient ΔT_{SWE} in K	
		Grenzzustand der Tragfähigkeit	Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit
Winter	alle	32,4 (40)*	32,4 (40)*
Sommer	III	44,5 (55)*	44,5 (55)*

()* Temperaturgradient ohne Berücksichtigung der möglichen Reduktion in Anlehnung an Kapitel 8.2

Die Schnittgrößen und Verformungen werden, für einen Balken, auf Grundlage der *Sandwichtheorie*, also unter Berücksichtigung der Schubsteifigkeit des Kernmaterials berechnet, siehe dazu u. a. [41; 46; 56; 71].

8.3.3.3.3 Schnittgrößen- und Verformungsberechnung

Die Schnittgrößen und Verformungen werden mit dem Statik-Softwarepaket *Dlubal R-Stab* [111] in der *Version 8.xx* (Stand: April 2020) berechnet. Nähere Informationen zur numerischen Schnitt- und Verformungsgrößenberechnung von Sandwichelementen können Kapitel 2.3.3.3.4 entnommen werden.

Zunächst werden, *Berner und Raabe* [71] folgend, mit den in Tabelle 8.11 ausgewiesenen Geometrieparametern, die für die Berechnungen erforderlichen Querschnittswerte des Referenz-Sandwichelementes bestimmt. Die Querschnittswerte werden, wie in der Sandwichbauweise üblich, auf eine Referenzbreite von 1000 mm bezogen.

Innerer Hebelarm der Deckschichten e :

$$\begin{aligned} e &= d - 0,5 \cdot (t_{N1} + t_{N2}) = 120 - 0,5 \cdot (0,63 + 0,5) \\ &= 119,435 \text{ mm} \end{aligned} \quad (8.3)$$

Schubfläche der Kernschicht A_c :

$$\begin{aligned} A_c &= e \cdot b = 119,435 \cdot 1000 \\ &= 119435 \text{ mm}^2 \end{aligned} \quad (8.4)$$

Kernfläche der Deckschichten A_{Fi} (Nennwert abzüglich Beschichtungen):

$$\begin{aligned} A_{Fi} &= (t_{Fi} - 0,02) \cdot b \\ A_{F1} &= (0,63 - 0,02) \cdot 1000 = 610 \text{ mm}^2 \\ A_{F2} &= (0,50 - 0,02) \cdot 1000 = 480 \text{ mm}^2 \end{aligned} \quad (8.5)$$

Trägheitsmoment I (unter Vernachlässigung der Eigenträgheitsmomente, vgl. [71]):

$$\begin{aligned} I &= \frac{A_{F1} \cdot A_{F2}}{A_{F1} + A_{F2}} \cdot e^2 = \frac{610 \cdot 480}{610 + 480} \cdot 119,435^2 \\ &= 3831844 \text{ mm}^4 \end{aligned} \quad (8.6)$$

Mit den in Gleichung (8.3) bis (8.6) berechneten Querschnittswerten und den in Tabelle 8.11 ausgewiesenen Materialparametern kann die Modellierung der Sandwichelemente als schubsteife Balkenstäbe erfolgen.

Die Kassettenprofile werden in diesem Kapitel vereinfachend als in Längsrichtung der Sandwichelemente verschiebliche, sowie in Last- und Querrichtung starre Auflager modelliert. (Der Einfluss der globalen Biegeweichheit der Kassettenprofile wird im folgenden Kapitel 8.4 untersucht.) Den Verbindungspunkten mit den Kassettenprofilen wird die im folgenden Bild 8.15 dargestellte bilineare Federkennlinie zugeordnet.

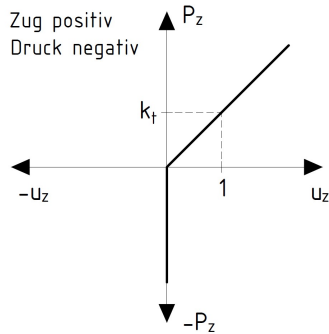


Bild 8.15: Nichtlineare Federkennlinie für die Verbindungen der Sandwichelemente mit den Kassettenprofilen (k_f nach Tabelle 8.10)

Das folgende Bild 8.16 zeigt das statische System mit Belastung, sowie qualitativ die Verformungsfigur, die Auflagerreaktionen und den Biegemomentenverlauf für den Lastfall Temperaturdifferenz Winter an Referenzgebäude A. Die dargestellten Bezeichnungen wurden in Anlehnung an *DIN EN 14509* [91] gewählt.

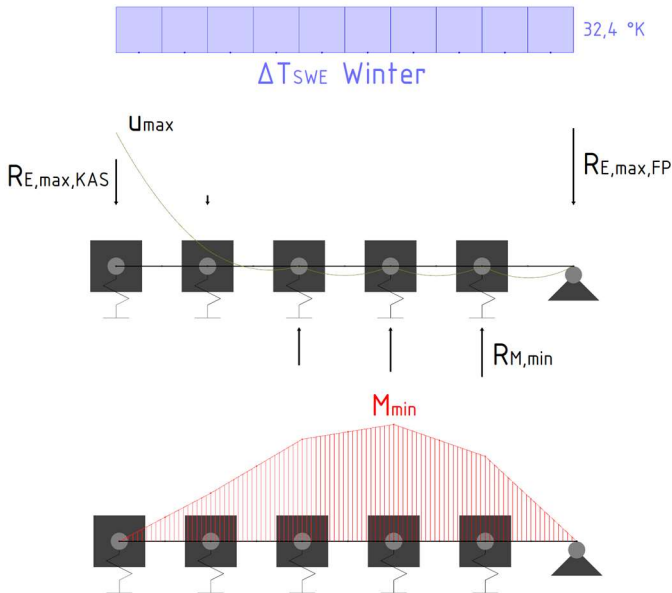


Bild 8.16: Qualitative Berechnungsergebnisse Lastfall Temperaturdifferenz Winter Referenzgebäude A (Spannweite: $5 \times 600 = 3000$ mm)

Das folgende Bild 8.17 zeigt das statische System mit Belastung, sowie qualitativ die Verformungsfigur, die Auflagerreaktionen und den Biegemomentenverlauf für den Lastfall Temperaturdifferenz Sommer (FG III) an Referenzgebäude A.

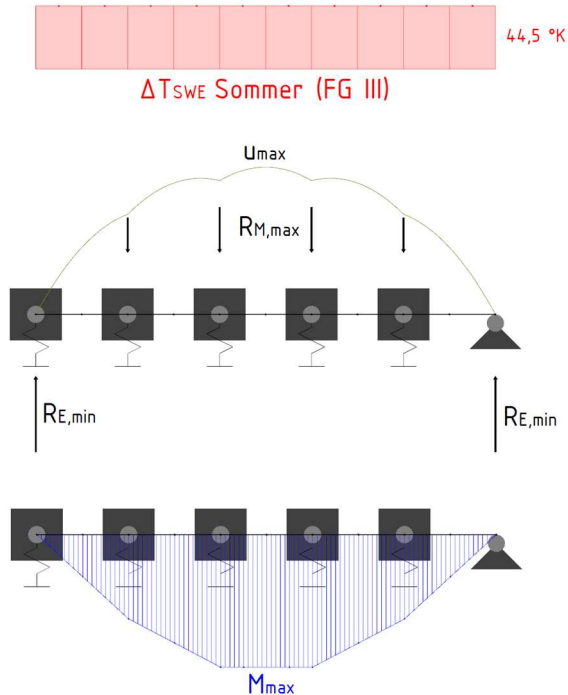


Bild 8.17: Qualitative Berechnungsergebnisse Lastfall Temperaturdifferenz Sommer (FG III) Referenzgebäude A (Spannweite: $5 \times 600 = 3000$ mm)

Auf weitere grafische Darstellungen wird an dieser Stelle verzichtet. Die Berechnungsergebnisse werden tabellarisch für die folgenden Verbindungssteifigkeiten k_t ausgewiesen:

- $k_t = \infty$ (Referenzwert: starre Auflagerung)
- $k_t = 2444,0$ N/mm (Kassettenprofil K90; $t = 1,50$ mm)
- $k_t = 725,8$ N/mm (Kassettenprofil K100; $t = 1,00$ mm)
- $k_t = 346,2$ N/mm (Kassettenprofil M200; $t = 0,75$ mm)

Tabelle 8.14 zeigt die Berechnungsergebnisse für das Referenzgebäude A, Tabelle 8.15 zeigt die Berechnungsergebnisse für Referenzgebäude B und Tabelle 8.16 zeigt die Berechnungsergebnisse für Referenzgebäude C.

8 Lastfall Temperaturdifferenz

Tabelle 8.14: Berechnungsergebnisse Referenzgebäude A

Lastfall Temperatur- differenz Spannweite 5 x 600 = 3000 mm		Verbindungssteifigkeit k_t in N/mm			
		$k_t = \infty$	$k_t = 2444,0$	$k_t = 725,8$	$k_t = 346,2$
Winter $\Delta T = 32,4 \text{ K}$	u_{\max} in mm	0,1 (Feld)	0,4 (Endaufl.)	1,0 (Endaufl.)	1,6 (Endaufl.)
	M_{\min} in Nm	-994,2	-955,9	-900,3	-833,4
	$R_{E,\max,KAS}$ in N	1138,0	958,9	698,5	554,9
	$R_{E,\max,FP}$ in N	1138,0	1109,0	1066,7	1015,9
	$R_{M,\min}$ in N	-619,1	-624,7	-632,9	-642,7
Sommer FG III $\Delta T = 44,5 \text{ K}$	u_{\max} in mm	0,2 (Feld)	0,4 (Feld)	1,1 (Feld)	1,8 (Feld)
	M_{\max} in kNm	1365,5	1285,2	1112,4	914,8
	$R_{E,\min}$ in N	-1563,0	-1415,0	-1191,7	-968,1
	$R_{M,\max}$ in N	850,3	727,0	662,3	556,5

Tabelle 8.15: Berechnungsergebnisse Referenzgebäude B

Lastfall Temperatur- differenz Spannweite 8 x 600 = 4800 mm		Verbindungssteifigkeit k_t in N/mm			
		$k_t = \infty$	$k_t = 2444,0$	$k_t = 725,8$	$k_t = 346,2$
Winter $\Delta T = 32,4 \text{ K}$	u_{\max} in mm	0,1 (Feld)	0,5 (Endaufl.)	1,2 (Endaufl.)	2,1 (Endaufl.)
	M_{\min} in Nm	-1722,3	-1686,6	-1629,2	-1561,6
	$R_{E,\max,KAS}$ in N	1419,2	1192,6	907,1	729,1
	$R_{E,\max,FP}$ in N	1419,2	1409,6	1394,1	1375,8
	$R_{M,\min}$ in N	-564,8	-566,7	-569,7	-573,2
Sommer FG III $\Delta T = 44,5 \text{ K}$	u_{\max} in mm	0,2 (Feld)	0,4 (Feld)	0,8 (Feld)	1,4 (Feld)
	M_{\max} in kNm	2365,5	2347,6	2280,3	2157,0
	$R_{E,\min}$ in N	-1949,2	-1822,7	-1658,3	-1505,2
	$R_{M,\max}$ in N	775,8	606,1	507,3	468,4

Tabelle 8.16: Berechnungsergebnisse Referenzgebäude C

Lastfall Temperatur- differenz Spannweite 15 x 600 = 9000 mm		Verbindungssteifigkeit k_t in N/mm			
		$k_t = \infty$	$k_t = 2444,0$	$k_t = 725,8$	$k_t = 346,2$
Winter $\Delta T = 32,4$ K	u_{\max} in mm	0,1 (Feld)	0,5 (Endaufl.)	1,4 (Endaufl.)	2,3 (Endaufl.)
	M_{\min} in Nm	-2404,4	-2397,5	-2386,0	-2372,6
	$R_{E,\max,KAS}$ in N	1529,6	1285,1	991,7	799,8
	$R_{E,\max,FP}$ in N	1529,6	1529,1	1528,3	1527,3
	$R_{M,\min}$ in N	-543,5	-543,6	-543,8	-544,0
Sommer FG III $\Delta T = 44,5$ K	u_{\max} in mm	0,2 (Feld)	0,3 (Feld)	0,7 (Feld)	1,1 (Feld)
	M_{\max} in kNm	3302,3	3311,5	3331,3	3351,0
	$R_{E,\min}$ in N	-2100,8	-1974,0	-1813,1	-1677,4
	$R_{M,\max}$ in N	746,5	575,0	426,9	360,0

8.3.3.3.4 Auswertung der Berechnungsergebnisse

Die folgenden drei Tabellen veranschaulichen, welchen Einfluss die Berücksichtigung der unterschiedlichen Verbindungssteifigkeiten k_t auf die berechneten Verformungen und Schnittgrößen hat. Dazu werden, getrennt für die drei Referenzgebäude, prozentuale Änderungen ausgewiesen, die sich auf den jeweiligen Referenzwert mit $k_t = \infty$ beziehen. Tabelle 8.17 zeigt die Auswertung für das Referenzgebäude A, Tabelle 8.18 zeigt die Auswertung für Referenzgebäude B und Tabelle 8.19 zeigt die Auswertung für Referenzgebäude C.

8 Lastfall Temperaturdifferenz

Tabelle 8.17: Auswertung Berechnungsergebnisse Referenzgebäude A

Lastfall Temperatur- differenz Spannweite 5 x 600 = 3000 mm		Änderung bei Berücksichtigung der Verbindungssteifigkeit k_t in %			
		$k_t = \infty$	$k_t = 2444,0$	$k_t = 725,8$	$k_t = 346,2$
Winter $\Delta T = 32,4 \text{ K}$	u_{\max}	0,0	+300,0	+900,0	+1500,0
	M_{\min}	0,0	-3,9	-9,4	-16,2
	$R_{E,\max,KAS}$	0,0	-15,7	-38,6	-51,2
	$R_{E,\max,FP}$	0,0	-2,5	-6,3	-10,7
	$R_{M,\min}$	0,0	0,9	2,2	3,8
Sommer FG III $\Delta T = 44,5 \text{ K}$	u_{\max}	0,0	+100,0	+450,0	+800,0
	M_{\max}	0,0	-5,9	-18,5	-33,0
	$R_{E,\min}$	0,0	-9,5	-23,8	-38,1
	$R_{M,\max}$	0,0	-14,5	-22,1	-34,6

Tabelle 8.18: Auswertung Berechnungsergebnisse Referenzgebäude B

Lastfall Temperatur- differenz Spannweite 8 x 600 = 4800 mm		Änderung bei Berücksichtigung der Verbindungssteifigkeit k_t in %			
		$k_t = \infty$	$k_t = 2444,0$	$k_t = 725,8$	$k_t = 346,2$
Winter $\Delta T = 32,4 \text{ K}$	u_{\max}	0,0	+400,0	+1100,0	+2000,0
	M_{\min}	0,0	-2,1	-5,4	-9,3
	$R_{E,\max,KAS}$	0,0	-16,0	-36,1	-48,6
	$R_{E,\max,FP}$	0,0	0,0	-1,1	-2,4
	$R_{M,\min}$	0,0	0,3	0,9	1,5
Sommer FG III $\Delta T = 44,5 \text{ K}$	u_{\max}	0,0	+100,0	+300,0	+600,0
	M_{\max}	0,0	-0,8	-3,6	-8,8
	$R_{E,\min}$	0,0	-6,5	-14,9	-22,8
	$R_{M,\max}$	0,0	-21,9	-34,6	-39,6

Tabelle 8.19: Auswertung Berechnungsergebnisse Referenzgebäude C

Lastfall Temperatur- differenz Spannweite 15 x 600 = 9000 mm		Änderung bei Berücksichtigung der Verbindungssteifigkeit k_t in %			
		$k_t = \infty$	$k_t = 2444,0$	$k_t = 725,8$	$k_t = 346,2$
Winter $\Delta T = 32,4$ K	U_{\max}	0,0	+400,0	+1300,0	+2200,0
	M_{\min}	0,0	-0,3	-0,8	-1,3
	$R_{E,\max,KAS}$	0,0	-16,0	-35,2	-47,7
	$R_{E,\max,FP}$	0,0	0,0	-0,1	-0,2
	$R_{M,\min}$	0,0	0,0	0,1	0,1
Sommer FG III $\Delta T = 44,5$ K	U_{\max}	0,0	+50,0	+250,0	+450,0
	M_{\max}	0,0	0,3	0,9	1,5
	$R_{E,\min}$	0,0	-6,0	-13,7	-20,2
	$R_{M,\max}$	0,0	-23,0	-42,8	-51,8

8.3.3.3.5 Interpretation der Berechnungsergebnisse

Den Verbindungen mit den Kassettenprofilen kann in einer Hybridfassade nur bei abhebender Belastung eine Federsteifigkeit zugeordnet werden, vgl. Kapitel 8.3.2. Dies führt dazu, dass sich in den Lastfällen Temperaturdifferenz Winter und Sommer grundsätzlich unterschiedliche Verformungsfiguren einstellen, vgl. Bild 8.16 und Bild 8.17. Bei auftretenden Temperaturgradienten krümmen sich die Sandwichelemente in Richtung der wärmeren Deckschicht, vgl. Kapitel 2.3.3.3.2. Im Lastfall Temperaturdifferenz Winter krümmen sich die Sandwichelemente folglich in Richtung der Innenseite der Fassade. Eine zur Innenseite gerichtete Krümmung wird von den, bei andrückender Belastung starren, Zwischenauflagern behindert, sodass sich die maximalen Verformungen am nachgiebigen, abhebend belasteten, Kassettenprofil-Endauflager einstellen, vgl. Bild 8.16 links. Im Lastfall Temperaturdifferenz Sommer krümmen sich die Sandwichelemente in Richtung der Außenseite der Fassade. Bei abhebender Belastung sind die Zwischenaufleger nachgiebig, sodass sich die maximalen Verformungen in Feldmitte einstellen können, vgl. Bild 8.17.

Tabelle 8.14 bis Tabelle 8.16 zeigen, dass sich unter den für Hybridsanierungen repräsentativ gewählten Randbedingungen infolge auftretender Temperaturgradienten bei Berücksichtigung der lokalen Biegeweichheit der Kassettenprofile maximale Verformungen von bis zu 2,3 mm einstellen. Betrachtet man die Last-Verformungs-

Kurven der in Kapitel 8.3.2 beschriebenen experimentellen Untersuchungen zur Verbindungssteifigkeit (siehe Bild 8.6), wird festgestellt, dass bei derart geringen Verformungen von einem elastischen Bauteilverhalten ausgegangen werden kann. Erwartungsgemäß erhöht die Reduktion der Verbindungssteifigkeit k_t die auftretenden maximalen Verformungen u_{\max} . Im Lastfall Temperaturdifferenz Winter erhöhen sich die maximalen Verformungen u_{\max} mit zunehmender Spannweite. Im Lastfall Temperaturdifferenz Sommer reduzieren sich die maximalen Verformungen u_{\max} mit zunehmender Spannweite.

Das für den statischen Nachweis der Sandwichelemente relevante Biegemoment M wird in statischen Systemen mit geringer Spannweite deutlicher reduziert, als in statischen Systemen mit großer Spannweite, vgl. Tabelle 8.17 bis Tabelle 8.19. An Referenzgebäude A kann das Biegemoment M unter den repräsentativ gewählten Randbedingungen im Lastfall Temperaturdifferenz Winter um bis zu 16,2 % reduziert werden, im Lastfall Temperaturdifferenz Sommer um bis zu 33,0 %. An Referenzgebäude B kann das Biegemoment M bereits deutlich geringer reduziert werden (bis zu 9,3 bzw. 8,8 %), an Referenzgebäude C kann die Änderung bei Berücksichtigung einer Verbindungssteifigkeit k_t vernachlässigt werden.

Die für den statischen Nachweis der Festpunkte und der zugehörigen Verbindungen im Lastfall Temperaturdifferenz Winter relevante Endauflagerkraft $R_{E,\max,FP}$ wird in statischen Systemen mit geringer Spannweite ebenfalls deutlicher reduziert, als in statischen Systemen mit großer Spannweite. Unter den repräsentativ gewählten Randbedingungen kann die Endauflagerkraft $R_{E,\max,FP}$ an Referenzgebäude A um bis zu 10,7 % reduziert werden. Bereits an Referenzgebäude B kann die Reduktion vernachlässigt werden.

Die für den statischen Nachweis der Kassettenprofile und der zugehörigen Verbindungen im Lastfall Temperaturdifferenz Winter maßgebende Endauflagerkraft $R_{E,\max,KAS}$ wird durch die Berücksichtigung der Verbindungssteifigkeit k_t unter den repräsentativ gewählten Randbedingungen um bis zu 51,2 % reduziert. Die Spannweite der Sandwichelemente hat auf den Grad der Reduktion der Endauflagerkraft $R_{E,\max,KAS}$ nur einen geringen Einfluss.

Die für den statischen Nachweis der Kassettenprofile und der zugehörigen Verbindungen im Lastfall Temperaturdifferenz Winter ebenfalls relevante minimale Zwischenauflegerkraft $R_{M,\min}$ bleibt unter den repräsentativ gewählten Randbedingungen nahezu unverändert, wenn eine Verbindungssteifigkeit k_t berücksichtigt wird.

Die für den statischen Nachweis der Kassettenprofile und der Festpunkte sowie der zugehörigen Verbindungen im Lastfall Temperaturdifferenz Sommer maßgebende Endauflagerkraft $R_{E,\min}$ kann durch die Berücksichtigung der Verbindungssteifigkeit k_t unter den repräsentativ gewählten Randbedingungen um bis zu 38,1 % reduziert

werden. Die Endauflagerkraft $R_{E,\min}$ wird in statischen Systemen mit geringer Spannweite deutlicher reduziert, als in statischen Systemen mit großer Spannweite. Die für den statischen Nachweis der Kassettenprofile und der zugehörigen Verbindungen im Lastfall Temperaturdifferenz Sommer ebenfalls relevante maximale Zwischenauflegerkraft $R_{M,\max}$ wird durch die Berücksichtigung der Verbindungssteifigkeit k_t ebenfalls deutlich reduziert. Unter den repräsentativ gewählten Randbedingungen kann sie um bis zu 51,8 % reduziert werden. Sie wird in statischen Systemen mit großer Spannweite deutlicher reduziert, als in statischen Systemen mit geringer Spannweite.

Bezüglich der im Rahmen der vorliegenden Dissertation betrachteten Fragestellungen wird zusammenfassend Folgendes festgestellt:

- Die Berücksichtigung der Verbindungssteifigkeit k_t hat einen signifikanten Einfluss auf die infolge eines Temperaturgradienten zwischen den Deckschichten der Sandwichelemente auftretenden Verformungen und Zwängungskräfte.
- Im Lastfall Temperaturdifferenz Winter können sich mit abnehmender Verbindungssteifigkeit k_t zunehmende Verformungen an den Kassettenprofil-Endauflagern der Sandwichelemente einstellen, die dazu führen, dass die für den statischen Nachweis der Kassettenprofile maßgebenden Endauflagerkräfte unter den repräsentativ gewählten Randbedingungen um bis zu 51,2 % reduziert werden können.
- Im Lastfall Temperaturdifferenz Sommer können sich mit abnehmender Verbindungssteifigkeit k_t zunehmende Verformungen an den Kassettenprofil-Zwischenauflagern der Sandwichelemente einstellen, die dazu führen, dass die für den statischen Nachweis der Kassettenprofile maßgebenden Endauflagerkräfte unter den repräsentativ gewählten Randbedingungen um bis zu 38,1 % reduziert werden können.
- Der Einfluss der Verbindungssteifigkeit k_t auf die für den statischen Nachweis der Kassettenprofile maßgebenden Endauflagerkräfte wird im Lastfall Temperaturdifferenz Sommer mit zunehmender Spannweite der Sandwichelemente reduziert.

8.3.4 Zwischenergebnis

Werden vertikal verlegte Sandwichelemente im Rahmen einer Hybridsanierung an den schmalen Obergurten der Kassettenprofile befestigt, kann diesen Verbindungen bei abhebender Belastung eine konstante Federsteifigkeit k_t zugeordnet wer-

den, die zu einer deutlichen Reduktion der infolge eines Temperaturgradienten zwischen den Deckschichten der Sandwichelemente entstehenden Zwängungskräfte führen kann.

Die Federsteifigkeit k_t ist abhängig von den folgenden Parametern:

- Der Querschnittsgeometrie der Kassettenprofile
Vorrangigen Einfluss hat unter üblichen Randbedingungen die Nennblechdicke. Darüber hinaus vergrößert sich mit zunehmender Nennblechdicke der Einfluss der Bauhöhe.
- Dem Abstand der Verbindungspunkte
Wird der Abstand der Verbindungen erhöht, wird die mitwirkende Abschnittslänge vergrößert, was die Steifigkeit erhöhen kann.
- Den verwendeten Verbindungsmitteln
Im Bereich der Verbindungsmittel können lokale Verformungen auftreten, die Einfluss auf die Verbindungssteifigkeit haben.

Soll die Federsteifigkeit k_t experimentell oder numerisch bestimmt werden, müssen die in einer Hybridfassade gegebenen Randbedingungen beachtet werden. Dies gilt insbesondere für die seitliche Halterung der Kassettenprofil-Obergurte an den Verbindungspunkten.

Unter beispielhaft gewählten Randbedingungen können die für den statischen Nachweis einer Hybridsanierung relevanten Schnittgrößen im Lastfall Temperaturdifferenz bei Berücksichtigung der Federsteifigkeit k_t um bis zu 51,2 % reduziert werden.

Der Grad der Reduktion ist abhängig von den folgenden Parametern:

- Der Federsteifigkeit k_t
Maßgebenden Einfluss auf die Federsteifigkeit k_t hat die Nennblechdicke der Kassettenprofile, s. o.
- Dem jeweiligen Temperaturlastfall (Winter oder Sommer)
Da nur den abhebend belasteten Verbindungen eine Federsteifigkeit zugeordnet werden kann, treten die maximalen Verformungen im Lastfall Winter an anderer Stelle auf, als im Lastfall Sommer. Auch die Schnittgrößenverläufe sind somit bei Berücksichtigung der Federsteifigkeit k_t unterschiedlich.
- Der jeweiligen Schnittgröße
Einzelne Schnittgrößen werden durch Berücksichtigung der Federsteifigkeit k_t stärker beeinflusst, als andere. Teilweise kann die Federsteifigkeit k_t keinen Einfluss auf bestimmte Schnittgrößen haben.

- Der Spannweite der Sandwichelemente

Die Spannweite der Sandwichelemente hat im Lastfall Temperaturdifferenz ebenfalls einen Einfluss, der nicht pauschal quantifiziert werden kann.

Bei andrückender Belastung sollte, auf der sicheren Seite liegend, davon ausgegangen werden, dass die Verbindungen zwischen den Sandwichelementen und den Kassettenprofilen starr sind.

8.4 Globale Biegeweichheit der Kassettenprofile

8.4.1 Allgemeines

Werden die Kassettenprofile bei einer Hybridsanierung als starre Auflager der Sandwichelemente betrachtet, werden die infolge des Lastfalls Temperaturdifferenz auftretenden Zwängungskräfte häufig derart überschätzt, dass der erneute statische Nachweis der Bestandsfassade nicht mehr möglich ist, siehe dazu Kapitel 2.4.3.4.

Gegenüber den in der Sandwichbauweise üblichen Unterkonstruktionen (siehe dazu Kapitel 2.3.2) besitzen Kassettenprofile eine deutlich geringere Biegesteifigkeit. Hierbei ist zu beachten, dass die effektive Biegesteifigkeit E_{eff} einer Kassettenprofilfassade ggf. abhängig von der jeweiligen Außenschale und deren Befestigung ist.

In diesem Kapitel soll untersucht werden, welchen Einfluss die globale Biegeweichheit, also die effektive Biegesteifigkeit E_{eff} , von Kassettenprofilen auf die infolge eines Temperaturgradienten zwischen den Deckschichten der Sandwichelemente entstehenden Zwängungskräfte hat.

Zur Beantwortung dieser Fragestellung werden numerische Untersuchungen mit einem Stabwerksprogramm durchgeführt, ausgewertet und interpretiert. Zunächst wird dazu beschrieben, wie Kassettenprofile in einem Stabwerksprogramm modelliert werden sollten. Anschließend wird untersucht, welche effektive Biegesteifigkeit E_{eff} Kassettenprofile mit vertikal verlegter Sandwichelement-Außenschale besitzen, und mit welchen mechanischen Modellen und Berechnungsansätzen diese berücksichtigt werden kann. Abschließend werden Verformungs- und Schnittgrößen an realitätsnahen statischen Systemen berechnet.

8.4.2 Numerische Untersuchungen

8.4.2.1 Allgemeines

Die numerischen Untersuchungen werden mit dem Statik-Softwarepaket *Dlubal R-Stab* [111] in der *Version 8.xx* (Stand: April 2020) durchgeführt. Nähere Informatio-

nen zur numerischen Schnitt- und Verformungsgrößenberechnung in der Sandwichbauweise können Kapitel 2.3.3.3.4 und Kapitel 8.3.3.3.3 entnommen werden. Die Modellierung von Kassettenprofilen in einem Stabwerksmodell wird im folgenden Kapitel 8.4.2.2 beschrieben.

8.4.2.2 Modellierung von Kassettenprofilen im Stabwerksmodell

Soll eine Kassettenprofilfassade in ein Stabwerksmodell überführt werden, ist es nicht sinnvoll, die einzelnen Kassettenprofile mit gesonderten Stäben zu modellieren. Stattdessen sollten die Stäbe im Bereich der Stege der Kassettenprofile erstellt werden, sodass im Feldbereich jeweils zwei halbierte Kassettenprofile zu einem Stab zusammengefasst werden. So ist es u.a. einfacher möglich, Verbindungspunkte mit der primären Tragstruktur oder der Außenschale an den richtigen Stellen im Gesamtmodell zu erstellen und ihnen die richtige Steifigkeit zuzuordnen. Es ist zu beachten, dass der Randquerschnitt bei dieser Modellierung i. d. R. nicht dem Feldquerschnitt entspricht. Bild 8.18 zeigt schematisch die beschriebene Modellierung von einer Kassettenprofilfassade im Querschnitt.

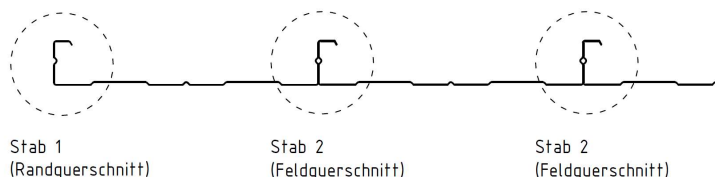


Bild 8.18: Stabwerksmodellierung einer Kassettenprofilfassade im Querschnitt

Soll der klassische Einfeldträger-Biegeversuch mit zwei halbierten und einem vollständigen Kassettenprofil (vgl. Kapitel 2.2.3.3.2) in ein Stabwerksmodell überführt werden, wird die folgende Modellierung empfohlen, siehe Bild 8.19.

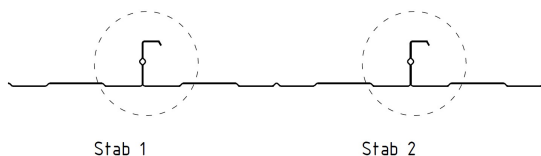


Bild 8.19: Stabwerksmodellierung der Kassettenprofile im klassischen Einfeldträger-Biegeversuch

Bei der in Bild 8.19 dargestellten Modellierung können den Stäben 1 und 2 i. d. R. dieselben Querschnittswerte zugeordnet werden.

8.4.2.3 Bestimmung der effektiven Biegesteifigkeit von Hybridquerschnitten

8.4.2.3.1 Allgemeines

In diesem Kapitel wird untersucht, welche effektive Biegesteifigkeit $E I_{\text{eff}}$ Kassettenprofile mit vertikal verlegter Sandwichelement-Außenschale besitzen, und mit welchen mechanischen Modellen und Berechnungsansätzen diese bestimmt werden kann. Dazu wird beispielhaft ein Referenz-Querschnitt mit Referenz-Kassettenprofil nach Bild 3.6 und Referenz-Sandwichelement nach Bild 3.7 betrachtet. Zunächst wird in Kapitel 8.4.2.3.3 das effektive Biegeträgheitsmoment des Referenz-Querschnitts anhand der Ergebnisse experimenteller Untersuchungen bestimmt. Anschließend werden in Kapitel 8.4.2.3.4 analytische Berechnungen durchgeführt. In Kapitel 8.4.2.3.5 wird versucht, das effektive Biegeträgheitsmoment des Referenz-Querschnitts unter Berücksichtigung der Sandwichelement-Außenschale numerisch zu bestimmen. In Kapitel 8.4.2.3.6 werden die einzelnen Berechnungsergebnisse zusammenfassend ausgewertet und interpretiert.

8.4.2.3.2 Vorbemerkungen zu den Berechnungen

Die folgenden Vorbemerkungen sind zu beachten:

- Es wird davon ausgegangen, dass bei Hybridsanierungen Konstruktionsregel (3) aus Kapitel 7.3 befolgt wird, sodass die Sandwichelemente verdeckt in ihren Längsfugen befestigt werden. Der Längsabstand der Verbindungen mit der Außenschale s_1 beträgt für den Referenz-Querschnitt folglich 1000 mm.
- Um die einzelnen Berechnungsergebnisse vergleichen zu können, werden die Biegeträgheitsmomente, wie bei Kassettenprofilen üblich, auf einen Fassadenabschnitt mit einer Referenzbreite von 1000 mm bezogen.
- Es wird bei allen Berechnungen davon ausgegangen, dass der E-Modul des Werkstoffes der Kassettenprofile $210\,000\text{ N/mm}^2$ beträgt.
- Die analytischen und numerischen Berechnungen werden mit der bei den Prüfkörpern der experimentellen Untersuchungen gemessenen Blechdicke durchgeführt, sodass ein direkter Vergleich der Ergebnisse möglich ist.
- Eine verdeckt in ihren Längsfugen befestigte Sandwichelement-Außenschale kann bei negativer Biegebeanspruchung in Längsrichtung der Kassettenprofile keine Kräfte übertragen. Folglich können bei negativer Biegebeanspruchung die in den *Prüfbescheiden* und *allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassungen* der Kassettenprofile (z. B. [68; 74]) ausgewiese-

nen effektiven Biegeträgheitsmomente I_{eff} verwendet werden. Diese effektiven Biegeträgheitsmomente wurden mit Kassettenprofil-Außenschalen der ersten Generation (siehe dazu Kapitel 2.2.1.2) bestimmt, die wegen des „Ziehharmonikaeffektes“ in Längsrichtung der Kassettenprofile ebenfalls nahezu keine Kräfte übertragen können. Im Rahmen einer Hybridsanierung muss folglich nur das effektive Biegeträgheitsmoment I_{eff}^+ bei positiver Biegebeanspruchung erneut bestimmt werden, worauf sich die folgenden Untersuchungen beziehen.

8.4.2.3.3 Experimentelle Bestimmung des Biegeträgheitsmomentes

Zur Ermittlung des effektiven Biegeträgheitsmomentes I_{eff} anhand der Ergebnisse experimenteller Untersuchungen werden die Last-Verformungs-Kurven der drei gültigen Versuche der Versuchsreihe 1 der eigenen experimentellen Untersuchungen (siehe dazu Kapitel 6.2.3.5.2) ausgewertet. *DIN 18807-2* [83] und den *Ergänzenden Prüfgrundsätzen für Stahlkassettenprofiltafeln* [76] folgend, wird das effektive Biegeträgheitsmoment I_{eff} anhand einer Sekante bestimmt, die durch den Ursprung bzw. den „Abszissendurchgang der Verlängerung des linearen Kurven-Astes“ und den Punkt mit den Koordinaten $(0,5 \cdot F_{\text{max}}; \text{zugeh. } f)$ definiert wird. Das folgende Bild 8.20 zeigt die Last-Verformungs-Kurven der drei gültigen Versuche der Versuchsreihe 1 der eigenen experimentellen Untersuchungen und die zugehörige Sekante zur Bestimmung des effektiven Biegeträgheitsmomentes I_{eff} .

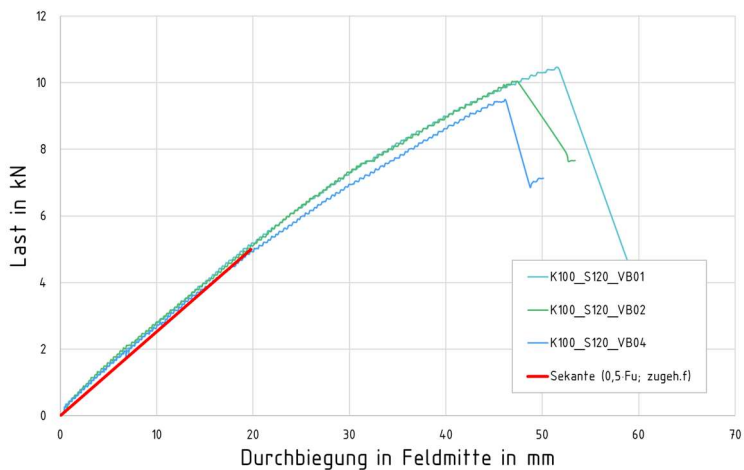


Bild 8.20: Bestimmung des effektiven Biegeträgheitsmomentes anhand der Ergebnisse der Versuchsreihe 1 der eigenen experimentellen Untersuchungen

Wird das zugehörige statische System (siehe Bild 6.21) berücksichtigt, können auf Grundlage der *Bernoullischen Annahmen* die in der folgenden Tabelle 8.20 ausgewiesenen effektiven Biegeträgheitsmomente I_{eff} bestimmt werden.

Tabelle 8.20: Experimentell bestimmte effektive Biegeträgheitsmomente I_{eff}

Prüfkörper	$0,5 \cdot F_{\text{max},i}$ in kN	zugeh. f in mm	I_{eff}^* in cm^4	I_{eff} in cm^4/m
K100_S120_VB01	5,23	20,5	168,53	140,44
K100_S120_VB02	5,02	19,6	169,19	140,99
K100_S120_VB04	4,75	19,0	165,14	137,62
Mittelwert	5,00			139,68

* Breite Prüfkörper: 1200 mm

8.4.2.3.4 Analytische Berechnung des Biegeträgheitsmomentes

DIN 18807-2 [83] und den *Ergänzenden Prüfgrundsätzen für Stahlkassettenprofiltafeln* [76] folgend, wird das Biegeträgheitsmoment I_R für den „voll wirksamen“ Kassettenprofilquerschnitt berechnet. Dabei wird, den experimentellen Untersuchungen entsprechend, eine statisch wirksame Bemessungskernstärke von 0,74 mm angesetzt. Auf eine händische Berechnung wird an dieser Stelle verzichtet, es wird das Querschnittswerte-Programm *DUENQ* aus dem Statik-Softwarepaket *Dlubal R-Stub* [111] in der *Version 8.xx* (Stand: April 2020) verwendet. Das folgende Bild 8.21 zeigt die Querschnittseingabe des Referenz-Kassettenprofils in *DUENQ*.

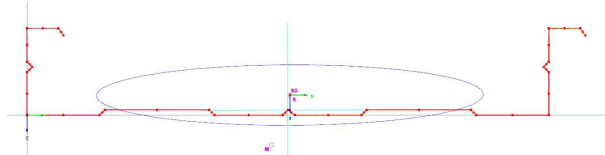


Bild 8.21: Modellierung des Referenz-Kassettenprofils nach Bild 3.6 zur Bestimmung der Querschnittswerte mit *DUENQ* [111]

Unter der Annahme, dass dies nur einen vernachlässigbar geringen Einfluss auf die Berechnungsergebnisse hat, wurde der Querschnitt scharfkantig, also unter Vernachlässigung der Ausrundungen modelliert. Die folgende Tabelle 8.21 zeigt die Berechnungsergebnisse.

Tabelle 8.21: Analytisch bestimmtes Biegeträgheitsmoment I_R

Querschnitt ($t = 0,74 \text{ mm}$)	I_R^* in cm^4	I_R in cm^4/m
Referenz-Kassettenprofil nach Bild 3.6	80,44	134,07

* Baubreite: 600 mm

8.4.2.3.5 Numerische Bestimmung des Biegeträgheitsmomentes

Soll die aussteifende Wirkung der Sandwichelement-Außenschale in Längsrichtung der Kassettenprofile berücksichtigt werden, muss das effektive Biegeträgheitsmoment I_{eff} numerisch bestimmt werden. Dazu wird, den Erläuterungen in Kapitel 8.4.2.2 folgend, der Versuchsaufbau der in Kapitel 8.4.2.3.3 ausgewerteten Einfeldträger-Biegeversuche in *Dlubal R-Stab* [111] modelliert. Abweichend zu den experimentellen Untersuchungen, wird die Belastung im Stabwerksmodell als Stablast mit konstantem Lastverlauf in die Kassettenprofile eingeleitet. Die Stabquerschnitte werden, Bild 8.19 entsprechend, auf Grundlage des in Bild 8.21 dargestellten DUENQ-Querschnitts erzeugt. Das folgende Bild 8.22 zeigt das Stabwerksmodell des Einfeldträger-Biegeversuches ohne Außenschale.

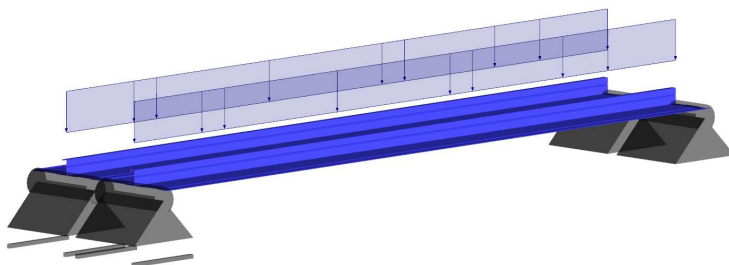


Bild 8.22: Einfeldträger-Biegeversuch im Stabwerksmodell

Die aussteifende Wirkung der Sandwichelement-Außenschale in Längsrichtung der Kassettenprofile wird auf Grundlage des in Kapitel 6.5.3.2 beschriebenen vereinfachten mechanischen Modells berücksichtigt. Hierbei muss beachtet werden, dass die Steifigkeit k_1 an den Verbindungspunkten, also am oberen Rand des Querschnitts, und nicht in der Stabachse der Kassettenprofile bereitgestellt wird. Um dies zu berücksichtigen, werden im Abstand $s_1 = 1000 \text{ mm}$ zusätzliche Starrstäbe angeordnet, deren Länge dem Abstand der Verbindungspunkte zum Querschnittsschwerpunkt entspricht. Die oberen Enden der Starrstäbe werden untereinander

mit Pendelstäben verbunden, denen bei Druckbelastung die Federsteifigkeit k_1 zugeordnet wird, vgl. Bild 6.129 in Kapitel 6.5.3.2. Das folgende Bild 8.23 zeigt eine Detailansicht der Modellierung mit Sandwichelement-Außenschale. Die zusätzlichen Starrstäbe in Querrichtung des Prüfkörpers haben keinen Einfluss auf die zu bestimmenden lotrechten Verformungen.

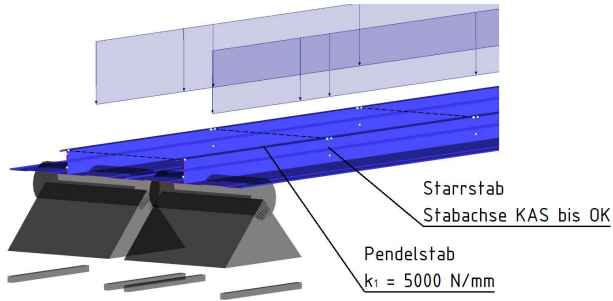


Bild 8.23: Detailansicht Stabwerksmodell mit Sandwichelement-Außenschale

Wird das Stabwerksmodell mit einer Gesamtlast von 5,00 kN belastet, können aus der daraus resultierenden Verformung in Feldmitte unter Berücksichtigung der *Bernoullischen Annahmen* die in der folgenden Tabelle 8.22 ausgewiesenen effektiven Biegeträgheitsmomente I_{eff} berechnet werden.

Tabelle 8.22: Numerisch bestimmtes Biegeträgheitsmoment I_{eff}

Querschnitt ($t = 0,74$ mm)	I_{eff}^* in cm^4	I_{eff} in cm^4/m
Referenz-Kassettenprofil nach Bild 3.6 mit SWE-Außenschale $k_1 = 5000$ N/mm	183,35	152,79

* Breite Prüfkörper: 1200 mm

8.4.2.3.6 Auswertung und Interpretation der Berechnungsergebnisse

Die folgende Tabelle 8.23 zeigt zusammenfassend die zuvor unterschiedlich bestimmten Biegeträgheitsmomente. Zusätzlich dargestellt ist das Biegeträgheitsmoment I_{eff}^* , dass in den *Prüfbescheiden* [68; 74] der Hersteller des Referenz-Kassettenprofils nach Bild 3.6 ausgewiesen wird. Alle in Tabelle 8.23 dargestellten Biegeträgheitsmomente beziehen sich auf einen Fassadenabschnitt mit einer Referenzbreite von 1000 mm, sodass ein direkter Vergleich möglich ist.

Tabelle 8.23: Biegeträgheitsmomente des Referenz-Querschnitts bei positiver Biegebeanspruchung

Art der Bestimmung	Nähere Informationen zur Bestimmung	Nähere Informationen zum betrachteten Querschnitt	I^+ in cm^4/m
Experimentell	siehe Kapitel 8.4.2.3.3	Kassettenprofile mit Sandwichelement-Außenschale	139,68
Prüfbescheid	nicht bekannt Prüfbescheid siehe [68; 74]	Kassettenprofile mit Trapezprofil-Außenschale	100,00
Analytisch	siehe Kapitel 8.4.2.3.4	Brutto-Querschnitt ohne Außenschale	134,07
Numerisch	siehe Kapitel 8.4.2.3.5	Brutto-Querschnitt mit Sandwichelement-Außenschale	152,79

Tabelle 8.23 kann entnommen werden, dass die dargestellten Ergebnisse teilweise deutlich voneinander abweichen. Betrachtet man zunächst die Zeilen 2 und 3, zeigt sich, dass mit der Annahme eines voll wirksamen Kassettenprofil-Querschnitts die Biegesteifigkeit einer Kassettenprofilfassade der ersten Generation deutlich überschätzt wird. Wird, dieser Erkenntnis folgend, davon ausgegangen, dass auch in einer Hybridfassade der Kassettenprofil-Querschnitt nicht voll wirksam ist, kann somit erklärt werden, weshalb das numerisch berechnete Biegeträgheitsmoment aus Zeile 4 größer ist als das experimentell bestimmte Biegeträgheitsmoment aus Zeile 1. Weitere Abweichungen zum Querschnittswert, der in den *Prüfbescheiden* [68; 74] der Hersteller ausgewiesen wird, können u. a. damit erklärt werden, dass das in den *Prüfbescheiden* der Hersteller ausgewiesene Biegeträgheitsmoment vermutlich ohne zwischen den Stegen der Kassettenprofile einliegende Mineralwolle bestimmt wurde, was ebenfalls einen Einfluss auf das Tragverhalten hat, vgl. Kapitel 6.2.3.5.9.

Bzüglich der im Rahmen der vorliegenden Dissertation betrachteten Fragestellungen wird zusammenfassend Folgendes festgestellt:

- Es ist mit den gewählten Ansätzen zunächst nicht möglich, das effektive Biegeträgheitsmoment I_{eff}^+ eines Hybridquerschnitts analytisch oder numerisch zu berechnen. Es fehlen hinreichende wissenschaftliche Erkenntnisse zur realitätsnahen Bestimmung des wirksamen Querschnitts der Kassettenprofile für Verformungsberechnungen.
- Unter den beispielhaft betrachteten Randbedingungen bildet das analytisch berechnete Biegeträgheitsmoment des Brutto-Querschnitts der Kassettenprofile I_R die Steifigkeit des gesamten Hybridquerschnitts in guter Näherung ab. Hierbei handelt es sich um einen „Zufallstreffer“, da

kein direkter Zusammenhang zwischen den Querschnittswerten der Kassettenprofile und denen der Sandwichelement-Außenschale besteht.

Der Einfluss der Quersteifigkeit der Sandwichelement-Außenschale auf das effektive Biegeträgemoment I_{eff}^* eines Hybridquerschnitts ist primär abhängig von der jeweiligen Längsfugenausbildung. Diese ist hersteller- und produktspezifisch, sodass größere Abweichungen zwischen unterschiedlichen Produkten denkbar sind. Es ist daher zunächst nicht möglich, auf Grundlage des „Zufallstreffers“ allgemeingültige Aussagen zu treffen. Es ist jedoch grundsätzlich davon auszugehen, dass ein Hybridquerschnitt eine signifikant größere effektive Biegesteifigkeit $E I_{\text{eff}}$ besitzt als jene, die im Prüfbescheid des jeweiligen Bestands-Kassettenprofils ausgewiesen wird. Inwieweit das analytisch berechnete Biegeträgemoment des Brutto-Querschnitts der Kassettenprofile auch unter anderen Randbedingungen eine praxistaugliche Näherung darstellt, sollte weiterführend untersucht werden.

8.4.2.4 Verformungs- und Schnittgrößenberechnungen an realitätsnahen statischen Systemen

8.4.2.4.1 Allgemeines

In diesem Kapitel wird untersucht, welchen Einfluss die Berücksichtigung der Biegesteifigkeit $E I_{\text{eff}}$ der Kassettenprofile auf die infolge eines Temperaturgradienten zwischen den Deckschichten der Sandwichelemente auftretenden Zwängungskräfte in einer Hybridfassade mit vertikal verlegten Sandwichelementen hat. Zur Beantwortung dieser Fragestellung werden Schnittgrößen und Verformungen an realitätsnahen statischen Systemen berechnet, ausgewertet und interpretiert.

8.4.2.4.2 Annahmen für die Berechnungen

Es wird davon ausgegangen, dass eine Kassettenprofilfassade mit Referenz-Kassettenprofil nach Bild 3.6 in Hybridbauweise energetisch saniert werden soll. Als Sanierungsbauteil wird das Referenz-Sandwichelement nach Bild 3.7 verwendet, sodass der bereits in Kapitel 8.4.2.3 betrachtete Referenz-Querschnitt entsteht. Die in Kapitel 7.3 aufgestellten Konstruktionsregeln werden beachtet, sodass die Sandwichelemente als verdeckt befestigt und im Sockel- oder Traufbereich mit einem „quasi-starren“ Festpunkt verbunden angenommen werden. Die in Kapitel 8.3 eingeführte Verbindungssteifigkeit k_t wird nicht berücksichtigt, es soll lediglich der Einfluss der Biegesteifigkeit $E I_{\text{eff}}$ des Hybridquerschnitts untersucht werden. Die Berechnungen werden anhand der in Kapitel 3.3.4.1 eingeführten Referenzgebäude A und B durchgeführt. Dabei wird die Spannweite der Sandwichelemente, vereinfachend auf ein vielfaches der Baubreite der Kassettenprofile gerundet, aus der Traufhöhe des jeweiligen Referenzgebäudes abgeleitet, vgl. Kapitel 8.3.3.3.2. Die

Spannweite der Kassettenprofile wird, als ganzzahliger Teiler, aus der Gebäudelänge abgeleitet, sodass sich die in der folgenden Tabelle 8.24 dargestellten statischen Systeme ergeben.

Tabelle 8.24: Annahmen für Spannweiten bei einer Hybridisierung der Referenzgebäude A und B

Referenzgebäude	Spannweite in m	
	Kassettenprofile	Sandwichelemente
A	5,00	3,00
B	6,00	4,80

Die für die Berechnungen erforderlichen Geometrie- und Materialparameter des Referenz-Sandwichelementes wurden bereits in Tabelle 8.11 zusammengefasst. Die für die Berechnungen erforderlichen Querschnittswerte des Referenz-Sandwichelementes wurden bereits in Kapitel 8.3.3.3.3 berechnet. Das effektive Biegeträgheitsmoment des Hybridquerschnitts bei positiver Biegemomentenbeanspruchung kann Tabelle 8.23 entnommen werden. Die Stabwerksmodelle werden vereinfachend mit dem Brutto-Querschnitt der Kassettenprofile (s. Zeile 3 in Tabelle 8.23) erstellt, sodass die aussteifende Wirkung der Sandwichelemente in Längsrichtung der Kassettenprofile unter den gegebenen Randbedingungen nicht gesondert modelliert werden muss, vgl. Kapitel 8.4.2.3.6. Darüber hinaus wird vereinfachend angenommen, dass der Hybridquerschnitt bei negativer Biegebeanspruchung dieselbe Biegesteifigkeit besitzt, wie bei positiver Biegebeanspruchung. Diese Annahme liegt bei der Berechnung von Zwängungskräften auf der sicheren Seite, weil die Biegesteifigkeit eines Hybridquerschnitts bei negativer Biegebeanspruchung i. d. R. geringer ist, als bei positiver Biegebeanspruchung, siehe dazu Kapitel 8.4.2.3.2. Es werden die Lastfälle Temperaturdifferenz Winter und Temperaturdifferenz Sommer (Farbgruppe III) betrachtet, siehe dazu Kapitel 8.3.3.3.2. Die bemessungsrelevanten Temperaturgradienten ΔT_{SWE} für den Referenz-Querschnitt können Tabelle 8.4, Zeile 3 entnommen werden. Die Schnittgrößen und Verformungen werden auf Grundlage der *Sandwichtheorie*, also unter Berücksichtigung der Schubsteifigkeit der Kernschicht der Sandwichelemente berechnet, siehe dazu u. a. [41; 46; 56; 71]. Die Schubsteifigkeit der Kassettenprofile wird im Stabwerksmodell folglich ebenfalls berücksichtigt, was jedoch nur einen geringen Einfluss auf die Berechnungsergebnisse hat.

8.4.2.4.3 Schnittgrößen- und Verformungsberechnung

Die Schnittgrößen und Verformungen werden mit dem Statik-Softwarepaket *Dlubal R-Stub* [111] in der *Version 8.xx* (Stand: April 2020) berechnet. Zunächst werden die Kassettenprofile als horizontal spannende Einfeldträger modelliert. Dabei wird, Bild 8.18 entsprechend, zwischen Feld- und Randquerschnitt unterschieden. Anschließend wird ein zusätzlicher Randträger modelliert, dessen Biegesteifigkeit um ein Vielfaches größer ist, als die der Kassettenprofile. Über diesen Randträger können die Sandwichelemente „quasi-starr“ mit den Auflagern gekoppelt werden (was zur Aussteifung der Kassettenprofile in ihrer Querrichtung erforderlich ist, siehe dazu u. a. Kapitel 6.3.2 und Kapitel 6.4.5). Zuletzt werden die Sandwichelemente modelliert. Sie spannen vertikal, als Mehrfeldträger mit 600 mm Spannweite je Feld, zwischen dem „quasi-starr“ Randträger und dem Kassettenprofil-Randquerschnitt. Die Verbindung der Sandwichelemente mit der zuvor beschriebenen Unterkonstruktion aus Kassettenprofilen und Randträgern erfolgt über Starrstäbe, deren Länge dem Schwerpunktabstand der jeweils zu verbindenden Querschnitte entspricht. Das folgende Bild 8.24 zeigt beispielhaft einen Fassadenabschnitt des Referenzgebäudes A im zuvor beschriebenen Stabwerksmodell. Die Kassettenprofile und der Randträger werden mit zugehörigem Querschnitt dargestellt, die Sandwichelemente nur im „Drahtmodell“.

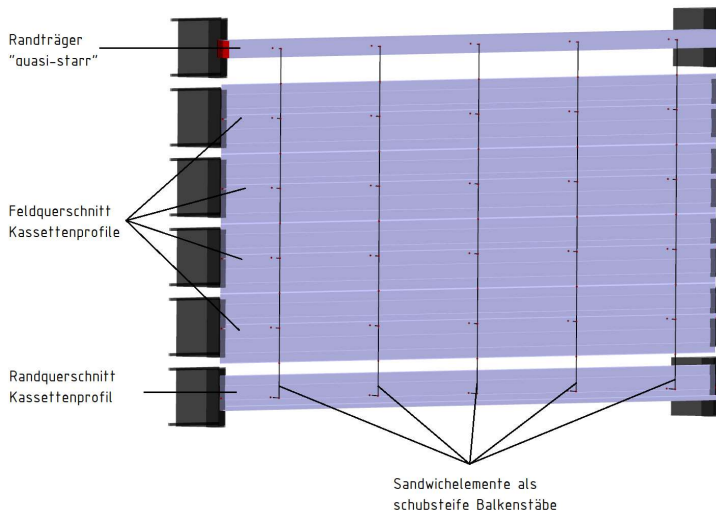


Bild 8.24: Stabwerksmodell Referenzgebäude A (Fassadenabschnitt 5000 x 3000 mm)

Das folgende Bild 8.25 zeigt qualitativ die Verformungsfigur für den Lastfall Temperaturdifferenz Winter ($\Delta T_{SWE} = -31,3 \text{ K}$) an Referenzgebäude A im „Drahtmodell“.

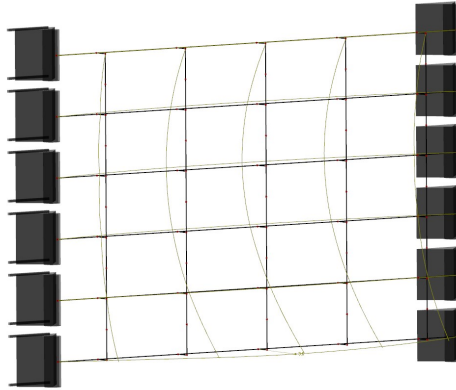


Bild 8.25: Verformungsfigur Referenzgebäude A Lastfall Temperaturdifferenz Winter

Das folgende Bild 8.26 zeigt qualitativ die Verformungsfigur für den Lastfall Temperaturdifferenz Sommer ($\Delta T_{SWE} = 43,0 \text{ K}$) an Referenzgebäude A im „Drahtmodell“.

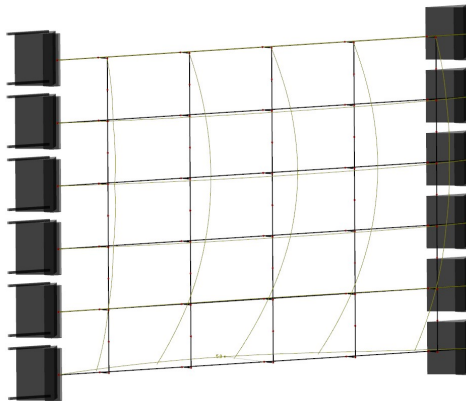


Bild 8.26: Verformungsfigur Referenzgebäude A Lastfall Temperaturdifferenz Sommer

Um die Berechnungsergebnisse bewerten zu können, werden zusätzliche Berechnungen durchgeführt, bei denen alle Hybrid- bzw. Kassettenprofil-Querschnitte durch den des „quasi-starren“ Randträgers ersetzt werden. Die Berechnungsergebnisse dieser Berechnungen können in guter Näherung als Referenzwerte für die unverschieblicher Lagerung der Sandwichelemente verwendet werden. Das Biegeträgheitsmoment I_y des Randträgers beträgt bei allen durchgeführten Berechnungen 10000 cm^4 . Es ist somit 125 Mal größer als das des Feldquerschnitts der Kassettenprofile.

Auf weitere grafische Darstellungen wird an dieser Stelle verzichtet. Die folgende Tabelle 8.25 zeigt die Berechnungsergebnisse für die Referenzgebäude A und B. Es werden, getrennt für die Lastfälle Temperaturdifferenz Winter und Sommer, die folgenden Verformungen und Schnittgrößen ausgewiesen:

- Die maximale Verformung des Gesamtsystems u_{\max}
- Das für die Bemessung der Sandwichelemente maßgebende Biegemoment M_{SWE}
- Das für die Bemessung des Kassettenprofil-Feldquerschnitts maßgebende Biegemoment $M_{KAS,F}$
- Das für die Bemessung des Kassettenprofil-Randquerschnitts maßgebende Biegemoment $M_{KAS,R}$
- Die für die Bemessung des Kassettenprofil-Feldquerschnitts maßgebende Querkraft $V_{KAS,F}$
- Die für die Bemessung des Kassettenprofil-Randquerschnitts maßgebende Querkraft $V_{KAS,R}$
- Die Querkraft im „quasi-starren“ Randträger V_{RT}

Die Verformungen und Querkräfte werden im Betrag angegeben, die Biegemomente vorzeichenreu.

Tabelle 8.25: Berechnungsergebnisse Referenzgebäude A und B

Lastfall Temperatur- differenz		Referenzgebäude A 5000 x 3000 mm		Referenzgebäude B 6000 x 4800 mm	
		Kassettenprofile „quasi-starr“ $I_y = 10000 \text{ cm}^4$	Referenz- Kassettenprofil $I_{\text{eff}} = 134 \text{ cm}^4/\text{m}$	Kassettenprofile „quasi-starr“ $I_y = 10000 \text{ cm}^4$	Referenz- Kassettenprofil $I_{\text{eff}} = 134 \text{ cm}^4/\text{m}$
Winter $\Delta T = 31,3 \text{ K}$	u_{max} in mm	0,4 (Rand)	3,6 (Rand)	0,8 (Rand)	9,5 (Rand)
	M_{SWE} in Nm	-912,8	-525,0	-1620,8	-1092,0
	$M_{\text{KAS,F}}$ in Nm	+1661,7	+139,3	+1586,5	-183,0
	$M_{\text{KAS,R}}$ in Nm	-2879,5	-195,7	-4557,5	-286,5
	$V_{\text{KAS,F}}$ in N	1273,7	315,4	1078,2	320,6
	$V_{\text{KAS,R}}$ in N	2318,2	391,5	3245,7	573,1
	V_{RT} in N	2318,2	530,9	3245,7	960,1
Sommer FG III $\Delta T = 43,0 \text{ K}$	u_{max} in mm	0,5 (Rand)	5,0 (Rand)	1,1 (Rand)	13,1 (Rand)
	M_{SWE} in Nm	+1254,0	+721,2	+2226,6	+1500,2
	$M_{\text{KAS,F}}$ in Nm	-2282,8	-216,5	-2179,6	-223,9
	$M_{\text{KAS,R}}$ in Nm	+3955,8	+268,9	+6261,1	+393,6
	$V_{\text{KAS,F}}$ in N	1749,8	382,6	1481,2	447,8
	$V_{\text{KAS,R}}$ in N	3184,8	537,8	4458,9	787,3
	V_{RT} in N	3184,8	729,4	4458,9	1319,0

8.4.2.4.4 Auswertung der Berechnungsergebnisse

Die folgende Tabelle 8.26 zeigt, welchen Einfluss die Berücksichtigung der Biegesteifigkeit $E I_{\text{eff}}$ des Hybridquerschnitts auf die berechneten Verformungen und Schnittgrößen hat. Dazu werden, getrennt nach Gebäude und Lastfall, prozentuale Änderungen ausgewiesen, die sich auf den jeweiligen Referenzwert mit „quasi-starrer“ Auflagerung der Sandwichelemente beziehen. Die in Tabelle 8.26 ausgewiesenen Änderungen beziehen sich auf den Betrag der jeweils betrachteten Werte, so dass ein möglicher Vorzeichenwechsel bei den Biegemomenten die Ergebnisse nicht beeinflusst.

Tabelle 8.26: Auswertung Berechnungsergebnisse Referenzgebäude A und B

Lastfall Temperatur- differenz		Änderung bei Berücksichtigung der Biegesteifigkeit des Hybridquerschnitts in %			
		Referenzgebäude A 5000 x 3000 mm		Referenzgebäude B 6000 x 4800 mm	
		Kassettenprofile „quasi-starr“ $I_y = 10000 \text{ cm}^4$	Referenz- Kassettenprofil $I_{\text{eff}} = 134 \text{ cm}^4/\text{m}$	Kassettenprofile „quasi-starr“ $I_y = 10000 \text{ cm}^4$	Referenz- Kassettenprofil $I_{\text{eff}} = 134 \text{ cm}^4/\text{m}$
Winter $\Delta T = 31,3 \text{ K}$	U_{max}	0,0	+800,0	0,0	+1087,5
	M_{SWE}	0,0	-42,5	0,0	-32,6
	$M_{\text{KAS,F}}$	0,0	-91,6	0,0	-88,5
	$M_{\text{KAS,R}}$	0,0	-93,2	0,0	-93,7
	$V_{\text{KAS,F}}$	0,0	-75,2	0,0	-70,3
	$V_{\text{KAS,R}}$	0,0	-83,1	0,0	-82,3
	$V_{\text{RT in N}}$	0,0	-77,1	0,0	-70,4
Sommer FG III $\Delta T = 43,0 \text{ K}$	U_{max}	0,0	+900,0	0,0	+1090,9
	M_{SWE}	0,0	-42,5	0,0	-32,6
	$M_{\text{KAS,F}}$	0,0	-90,5	0,0	-89,7
	$M_{\text{KAS,R}}$	0,0	-93,2	0,0	-93,7
	$V_{\text{KAS,F}}$	0,0	-78,1	0,0	-69,8
	$V_{\text{KAS,R}}$	0,0	-83,1	0,0	-82,3
	V_{RT}	0,0	-77,1	0,0	-70,4

8.4.2.4.5 Interpretation der Berechnungsergebnisse

Die in Bild 8.25 und Bild 8.26 dargestellten Verformungsfiguren zeigen, dass sich die Sandwichelemente mit zunehmendem Abstand zu den Auflagern der Kassettenprofile freier verformen können, was die entstehenden Zwängungskräfte signifikant reduziert. Erwartungsgemäß krümmen sich die beispielhaft betrachteten Fassadenabschnitte mittig in Richtung der Warmseite, wobei sich der Kassettenprofil-Randquerschnitt, also das Endauflager der Sandwichelemente, in die jewei-

lige Gegenrichtung krümmt. Die maximalen Verformungen treten unter den beispielhaft gewählten Randbedingungen am Kassettenprofil-Randquerschnitt auf, dessen Biegesteifigkeit entsprechend geringer ist, als die des Feldquerschnitts.

Tabelle 8.25 kann entnommen werden, dass unter den beispielhaft gewählten Randbedingungen im Lastfall Temperaturdifferenz maximale Gesamtverformungen von 13,1 mm auftreten. Bezieht man diese Verformung auf die zugehörige Spannweite der Kassettenprofile von $L = 6000$ mm, ergibt sich ein Verhältnis von $L/458$. Die Verformungen liegen somit in einem Bereich, der in den betrachteten Bauweisen Kassettenprofil- und Sandwichelementfassade i. d. R. toleriert werden kann. Ist es erforderlich, die auftretenden Verformungen darüber hinaus zu reduzieren, kann zunächst der „Kassettenprofil-Randquerschnitt“ ertüchtigt werden, siehe dazu Kapitel 10.3.

Tabelle 8.26 kann entnommen werden, dass die Berücksichtigung der Biegesteifigkeit EI_{eff} der Kassettenprofile dazu führt, dass das für die Bemessung der Sandwichelemente maßgebende Biegemoment M_{SWE} unter den beispielhaft betrachteten Randbedingungen um 33 bis 42 % reduziert werden kann. Der Einfluss der Biegesteifigkeit EI_{eff} auf das Biegemoment M_{SWE} verkleinert sich mit zunehmenden Systemabmessungen. Es ist zu beachten, dass der statische Nachweis der Sandwichelemente bei einer Hybridsanierung unter üblichen Randbedingungen bereits ohne die Berücksichtigung der Biegesteifigkeit EI_{eff} der Kassettenprofile geführt werden könnte.

Die für den statischen Nachweis der Kassettenprofile relevanten Biegemomente $M_{\text{KAS,F}}$ und $M_{\text{KAS,R}}$ können durch die Berücksichtigung der Biegesteifigkeit EI_{eff} der Kassettenprofile unter den beispielhaft betrachteten Randbedingungen um 89 bis 94 % (!) reduziert werden. Hierbei ist zu beachten, dass die maximalen Biegemomente in den Kassettenprofilen bei Berücksichtigung der Biegesteifigkeit EI_{eff} unter den beispielhaft betrachteten Randbedingungen nicht mehr in Feldmitte, sondern im Bereich der Sandwichelemente in Auflagernähe auftreten. Werden die Schnittgrößen der Temperaturdifferenz-Lastfälle mit denen der Wind-Lastfälle (bei denen das maximale Biegemoment in Feldmitte auftritt) überlagert, ergeben sich somit zusätzliche Tragreserven. Der Einfluss der Systemgröße auf die Reduktion der Biegemomente $M_{\text{KAS,F}}$ und $M_{\text{KAS,R}}$ kann unter den beispielhaft betrachteten Randbedingungen vernachlässigt werden.

Die für den statischen Nachweis der Kassettenprofile ebenfalls relevanten Querkräfte $V_{\text{KAS,F}}$ und $V_{\text{KAS,R}}$ können durch die Berücksichtigung der Biegesteifigkeit EI_{eff} der Kassettenprofile unter den beispielhaft betrachteten Randbedingungen um 70 bis 83 % (!) reduziert werden. Der Einfluss der Biegesteifigkeit EI_{eff} auf die Querkraft $V_{\text{KAS,F}}$ verkleinert sich dabei mit zunehmenden Systemabmessungen. Der Einfluss

der Biegesteifigkeit E_{eff} auf die Querkraft $V_{\text{KAS,R}}$ ist unter den beispielhaft betrachteten Randbedingungen nahezu unabhängig von der Systemgröße.

Auch die Querkraft V_{RT} des „quasi-starren“ Randträgers wird durch die Berücksichtigung der Biegesteifigkeit E_{eff} der Kassettenprofile deutlich reduziert. Es wird jedoch davon ausgegangen, dass der statische Nachweis des „quasi-starren“ Randträgers einer Hybridfassade ohnehin erfolgreich geführt werden kann, weil er im Verhältnis zu seiner Steifigkeit deutlich geringer beansprucht wird, als die Kassettenprofile.

Bezüglich der im Rahmen der vorliegenden Dissertation betrachteten Fragestellungen wird zusammenfassend Folgendes festgestellt:

- Die Berücksichtigung der Biegesteifigkeit E_{eff} der Kassettenprofile führt in einer Hybridfassade mit vertikal verlegten Sandwichelementen dazu, dass die im Lastfall Temperaturdifferenz auftretenden Zwängungskräfte deutlich reduziert werden können.
- Unter den beispielhaft betrachteten Randbedingungen ist eine Reduktion der für den statischen Nachweis der Kassettenprofile relevanten Schnittgrößen von bis zu 83 bzw. 94 % möglich (!).

8.4.3 Zwischenergebnis

Kassettenprofile besitzen eine deutlich geringere Biegesteifigkeit, als die in der Sandwichbauweise bislang üblichen Unterkonstruktionen. Wird die globale Biegeweichheit der Kassettenprofile bei der Berechnung von infolge eines Temperaturgradienten zwischen den Deckschichten der Sandwichelemente entstehenden Zwängungskräften berücksichtigt, kann dies die resultierenden Schnittgrößen in einer Hybridfassade deutlich reduzieren. Die betrifft insbesondere die Schnittgrößen der Kassettenprofile, deren erneuter statischer Nachweis bei einer Hybridsanierung wegen dem zusätzlichen Lastfall Temperaturdifferenz bislang häufig nicht geführt werden kann. Unter beispielhaft gewählten Randbedingungen kann die Berücksichtigung der Biegesteifigkeit der Kassettenprofile E_{eff} die Temperaturlast-Schnittgrößen in den Kassettenprofilen um mehr als 80 % reduzieren.

Die Bestimmung der Biegesteifigkeit E_{eff} eines Hybridquerschnitts ist nicht trivial. Das effektive Biegeträgheitsmoment I_{eff} von Kassettenprofilen ist sowohl abhängig von der jeweiligen Außenschale und deren Befestigung, als auch von der Belastungsrichtung. Anhand der Auswertung der Ergebnisse von experimentellen, analytischen und numerischen Untersuchungen konnte gezeigt werden, dass ein beispielhaft betrachteter Kassettenprofil-Querschnitt sowohl in einer Kassettenprofilfassade der ersten Generation, als auch in einer Hybridfassade bereits im Ge-

brauchslastbereich nicht voll wirksam ist. Zwar ist es grundsätzlich möglich, die Aussteifende Wirkung einer vertikal verlegten Sandwichelement-Außenschale mit dem in Kapitel 6.5 bereitgestellten mechanischen Modell zu berücksichtigen, es verbleiben jedoch Wissenslücken hinsichtlich der nicht-experimentellen Bestimmung des effektiven Biegeträgheitsmomentes I_{eff} eines Hybridquerschnitts. Unter den beispielhaft betrachteten Randbedingungen bildet der voll wirksame Brutto-Querschnitt des Kassettenprofils die Steifigkeit des Hybridquerschnitts in guter Näherung ab, es wird jedoch ausdrücklich darauf hingewiesen, dass es sich hierbei um einen „Zufallstreffer“ handeln kann. Grundsätzlich gilt, dass die Annahme einer höheren Steifigkeit bei der Berechnung von infolge eines Temperaturgradienten auftretenden Zwängungskräften auf der sicheren Seite liegt. Dies muss auch bei Hybridanierungen stets beachtet werden.

8.5 Zusammenfassung und Fazit

In Kapitel 8 wurde umfassend untersucht, welchen Einfluss der Lastfall Temperaturdifferenz auf das Tragverhalten von Hybridfassaden mit vertikal verlegten Sandwichelementen hat und mit welchen bauphysikalischen und mechanischen Modellen und Berechnungsansätzen dieses Tragverhalten abgebildet werden kann.

in Kapitel 8.2 wurde untersucht, welche bemessungsrelevanten Temperaturgradienten in Hybridfassaden auftreten. In Kapitel 8.3 wurde untersucht, welchen Einfluss die lokale Biegeweichheit der Kassettenprofile auf den Lastfall Temperaturdifferenz hat. In Kapitel 8.4 wurde untersucht, welchen Einfluss die globale Biegeweichheit der Kassettenprofile auf den Lastfall Temperaturdifferenz hat.

Mit den Ergebnissen dieser Untersuchungen ist es nun möglich, Bemessungshilfen und einen Leitfaden zur Schnittgrößenermittlung für die Temperaturdifferenz-Lastfälle einer Hybridfassade bereitzustellen. Dies geschieht im folgenden Kapitel.

9 Bemessungshilfen und Schnittgrößenermittlung zum Lastfall Temperaturdifferenz

9.1 Vorbemerkungen

In diesem Kapitel werden aus den zuvor gewonnenen Erkenntnissen zum Lastfall Temperaturdifferenz in einer Hybridfassade mit vertikal verlegten Sandwichelementen Bemessungshilfen und ein Leitfaden zur Schnittgrößenermittlung abgeleitet.

In Kapitel 9.2 wird eine Bemessungshilfe zur Bestimmung der bemessungsrelevanten Temperaturgradienten bereitgestellt. Daran anschließend wird in Kapitel 9.3 eine Bemessungshilfe zur Bestimmung der Federsteifigkeit der Verbindungen zwischen den Sandwichelementen und den Kassettenprofilen bereitgestellt. In Kapitel 9.4 wird ein Leitfaden zur Schnittgrößenermittlung im Lastfall Temperaturdifferenz bereitgestellt.

Die Bemessungshilfen und der Leitfaden werden mit dem Ziel erstellt, die zuvor gewonnenen wissenschaftlichen Erkenntnisse praxistauglich aufzubereiten, sodass eine einfache baupraktische Umsetzung ermöglicht wird.

9.2 Bestimmung der bemessungsrelevanten Temperaturgradienten

9.2.1 Allgemeines

In diesem Kapitel wird ein Berechnungsverfahren vorgestellt, mit dem die bemessungsrelevanten Temperaturgradienten ΔT_{SWE} in einer Hybridfassade mit geringem Berechnungsaufwand auf der sicheren Seite liegend abgeschätzt werden können.

In Kapitel 8.2 wurde gezeigt, dass die Berücksichtigung der Kassettenprofile und der bereits vorhandenen Dämmung dazu führt, dass die bemessungsrelevanten Temperaturgradienten ΔT_{SWE} zwischen den Deckschichten der Sandwichelemente in einer Hybridfassade signifikant reduziert werden können. Der Grad der Reduktion ist dabei abhängig von unterschiedlichen Einflussparametern, wobei die Bauhöhe der Kassettenprofile maßgebenden Einfluss hat. Werden die verbleibenden Einflussparameter sinnvoll und auf der sicheren Seite liegend abgeschätzt, kann der Berechnungsaufwand erheblich reduziert werden. Aus den Annahmen für die Bestimmung der übrigen Einflussparameter ergeben sich dabei Anwendungsgrenzen, die zunächst in Kapitel 9.2.2 dargestellt werden, bevor in Kapitel 9.2.3 das Berechnungsverfahren vorgestellt wird, welches, wie in der Stahlleichtbauweise üblich, auf Tabellenwerten basiert.

9.2.2 Annahmen und Anwendungsgrenzen

Das im folgenden Kapitel 9.2.3 vorgestellte Berechnungsverfahren basiert auf folgenden Annahmen:

- Es wird davon ausgegangen, dass eine Kassettenprofilfassade vereinfachend als thermisch homogene Schicht betrachtet werden kann vgl. Kapitel 8.2.2.
- Es wird davon ausgegangen, dass die Kassettenprofile eine Baubreite von etwa 600 mm aufweisen, sodass die in [40] von *Kuhnhenne* und *Brieden* numerisch bestimmten Wärmedurchlasswiderstände von Kassettenprofilfassaden R_{KAS} verwendet werden können, vgl. Kapitel 8.2.3.
- Es wird davon ausgegangen, dass die Kassettenprofile eine Nennblechdicke kleiner oder gleich 1,50 mm aufweisen.
- Es wird davon ausgegangen, dass die zwischen den Stegen der Kassettenprofile einliegende Mineralwolle eine Wärmeleitfähigkeit λ_{MW} kleiner oder gleich 0,045 W/m·K aufweist.
- Es wird davon ausgegangen, dass die Sandwichelemente einen Wärmedurchgangskoeffizienten zwischen 0,20 und 0,24 W/m²·K aufweisen.

Aus diesen Annahmen ergeben sich die in der folgenden Tabelle 9.1 dargestellten Anwendungsgrenzen für das vereinfachte Berechnungsverfahren zur Bestimmung der bemessungsrelevanten Temperaturgradienten ΔT_{SWE} .

Tabelle 9.1: Anwendungsgrenzen für das vereinfachte Berechnungsverfahren zur Bestimmung der bemessungsrelevanten Temperaturgradienten ΔT_{SWE}

Eigenschaft	zulässiger Parameterbereich
Baubreite der Kassettenprofile b_u	ca. 600 mm
Nennblechdicke Kassettenprofile t_{nom}	$\leq 1,5$ mm
Wärmeleitfähigkeit λ_{MW} der Mineralwolle	$\leq 0,045$ W/m·K
Wärmedurchgangskoeffizient der Sandwichelemente U	$0,20 \leq U \leq 0,24$ W/m ² ·K

9.2.3 Bemessungshilfe

Der bemessungsrelevante Temperaturgradient zwischen den Deckschichten der Sandwichelemente in einer Hybridfassade ΔT_{SWE} kann vereinfacht gemäß folgender Gleichung (9.1) berechnet werden.

$$\Delta T_{SWE} = \eta_{\Delta T} \cdot \Delta T \quad (9.1)$$

mit:

$\eta_{\Delta T}$: Pauschaler Abminderungsfaktor nach Tabelle 9.2

ΔT : Bemessungstemperaturgradient ohne Berücksichtigung der Kassettenprofile und der bereits vorhandenen Dämmung (s. Kapitel 2.3.3.3.2)

$$\Delta T = T_1 - T_2 \quad \text{s. Gl. (2.47)}$$

mit:

T_1 : Bemessungs-Deckschichttemperatur an der Außenseite nach *DIN EN 14509 [91]* oder *bauaufsichtlicher Zulassung* des Herstellers

T_2 : Bemessungs-Deckschichttemperatur an der Innenseite nach *DIN EN 14509 [91]* oder *bauaufsichtlicher Zulassung* des Herstellers

Die pauschalen Abminderungsfaktoren $\eta_{\Delta T}$ können der folgenden Tabelle 9.2 entnommen werden. Sie wurden unter Berücksichtigung der in Kapitel 9.2.2 dargestellten Annahmen basierend auf der vereinfachten bauphysikalischen Modellvorstellung nach Gleichung (8.1) berechnet. Es gelten die in Tabelle 9.1 dargestellten Anwendungsgrenzen.

Tabelle 9.2: Pauschaler Abminderungsfaktoren $\eta_{\Delta T}$ zur Bestimmung der bemessungsrelevanten Temperaturgradienten ΔT_{SWE}

Bauhöhe Kassettenprofil in mm	Pauschaler Abminderungsfaktor $\eta_{\Delta T}$	
	U-Wert SWE 0,24 W/m ² ·K (d \cong 100 mm)*	U-Wert SWE 0,20 W/m ² ·K (d \cong 120 mm)*
90	0,80	0,83
100	0,79	0,82
120	0,78	0,81
130	0,78	0,81
145	0,77	0,80
160	0,76	0,79
180	0,75	0,78
200	0,74	0,78

* mit PU-Kernschicht der WLS 024 und Fugentyp III

9.2.4 Beispielrechnung

Gegeben sei eine im Gebäudebestand übliche Kassettenprofilfassade der ersten Generation mit 600 mm Baubreite und 120 mm Bauhöhe, die in Hybridbauweise energetisch saniert werden soll. Als Sanierungsbauteil soll ein marktübliches PU-Sandwechelement der Farbgruppe III mit 1000 mm Elementbreite, Fugentyp III und 100 mm Kernschichtdicke verwendet werden, vgl. Kapitel 3.3.3 und Kapitel 7.3.

- 1) Die Bemessungs-Deckschichttemperaturen der äußeren und inneren Deckschicht werden *DIN EN 14509* [91] entnommen, um anschließend den Temperaturgradienten ΔT zwischen der Außen- und Innenseite der Fassade zu berechnen.

Lastfall Temperaturdifferenz Winter:

$$\begin{aligned} T_1 &= -20 \text{ }^\circ\text{C}, T_2 = 20 \text{ }^\circ\text{C} && \text{s. [91]} \\ \Rightarrow \Delta T &= -20 - 20 = -40 \text{ K} && \text{s. Gl. (2.47)} \end{aligned}$$

Lastfall Temperaturdifferenz Sommer:

$$\begin{aligned} T_1 &= 80 \text{ }^\circ\text{C}, T_2 = 25 \text{ }^\circ\text{C} && \text{s. [91]} \\ \Rightarrow \Delta T &= 80 - 25 = 55 \text{ K} && \text{s. Gl. (2.47)} \end{aligned}$$

- 2) Der pauschale Abminderungsfaktor $\eta_{\Delta T}$ wird mit Tabelle 9.2 bestimmt.

$$\begin{aligned} h_{\text{KAS}} &= 120 \text{ mm}, d_{\text{SWE}} = 100 \text{ mm} && \text{s. Tabelle 9.2} \\ \Rightarrow \eta_{\Delta T} &= 0,78 \end{aligned}$$

- 3) Die bemessungsrelevanten Temperaturgradienten ΔT_{SWE} werden nach Gleichung (9.1) berechnet.

Lastfall Temperaturdifferenz Winter:

$$\begin{aligned} \Delta T_{\text{SWE}} &= 0,78 \cdot (-40) && \text{s. Gl. (9.1)} \\ &= -31,2 \text{ K} \end{aligned}$$

Lastfall Temperaturdifferenz Sommer:

$$\begin{aligned} \Delta T_{\text{SWE}} &= 0,78 \cdot 55 && \text{s. Gl. (9.1)} \\ &= 42,9 \text{ K} \end{aligned}$$

9.3 Bestimmung der Federsteifigkeit der Verbindungen

9.3.1 Allgemeines

In diesem Kapitel wird eine Bemessungshilfe vorgestellt, mit der es möglich ist, die Federsteifigkeit der Verbindungen zwischen den Sandwichelementen und den Kassettenprofilen auf der sicheren Seite liegend abzuschätzen.

In Kapitel 8.3 wurde gezeigt, dass die Berücksichtigung der Verbindungssteifigkeit bei der Verformungs- und Schnittgrößenermittlung im Lastfall Temperaturdifferenz dazu führt, dass die in einer Hybridfassade rechnerisch entstehenden Zwängungskräfte signifikant reduziert werden können. In Kapitel 8.3.2 wurde anhand von experimentellen Untersuchungen gezeigt, dass den Verbindungen zwischen Sandwichelementen und Kassettenprofilen bei abhebender Belastung in guter Näherung eine Wegfeder mit konstanter Federsteifigkeit k_t zugeordnet werden kann. Diese Wegfeder kann bei der Verformungs- und Schnittgrößenermittlung mit einem Stabwerksprogramm einfach modelliert werden, siehe dazu Kapitel 9.4. Die Bestimmung der Federsteifigkeit k_t ist jedoch deutlich aufwendiger, vgl. Kapitel 8.3. Um den statischen Nachweis einer Hybridsanierung in der Baupraxis zu vereinfachen, werden in diesem Kapitel Tabellenwerte ausgewiesen, mit denen die Federsteifigkeit k_t auf der sicheren Seite liegend abgeschätzt werden kann.

Die in diesem Kapitel ausgewiesenen Federsteifigkeiten werden mit dem in Kapitel 8.3.3.2 beschriebenen Finite-Elemente-Modell berechnet, indem aus Last-Verformungs-Kurven mithilfe linearer Trendlinien konstante Federsteifigkeiten abgeleitet werden, vgl. Kapitel 8.3.3.2.3.

9.3.2 Anwendungsgrenzen und Randbedingungen

In diesem Kapitel sollen Federsteifigkeiten k_t ausgewiesen werden, mit denen der in Kapitel 3.3.1 definierte Bestand von in Hybridbauweise sanierungsfähigen Kassettenprofilen vollständig erfasst wird. Die in Tabelle 3.3 festgelegten Geometrieparameter bilden folglich die Anwendungsgrenzen dieser Bemessungshilfe. Aus diesen Anwendungsgrenzen ergeben sich die folgenden Randbedingungen für die Berechnung der Federsteifigkeiten:

- Die breiten Untergurte werden bei der Berechnung auf der sicheren Seite liegend als unverschiebbliche Auflager modelliert, sodass die Baubreite b_u keinen Einfluss auf die diesem Kapitel ausgewiesenen Federsteifigkeiten k_t hat.
- Die in diesem Kapitel ausgewiesenen Federsteifigkeiten k_t werden mit einer Obergurtbreite b_o von 30 mm berechnet, sodass sie auf der sicheren Seite liegend auch für Kassettenprofile mit breiteren Obergurten angewendet werden dürfen.

- Die Federsteifigkeit k_t wird maßgebend von der Blechdicke der Kassettenprofile beeinflusst, vgl. Kapitel 8.3.3. Folglich werden in diesem Kapitel Tabellenwerte für alle in der betrachteten Bauweise üblichen Blechdicken ausgewiesen. Die Kassettenprofile werden bei der Berechnung auf der sicheren Seite liegend mit der Nennblechdicke t_{nom} und nicht mit der Kernblechdicke t_{cor} modelliert.
- Die Bauhöhe h hat nur einen untergeordneten Einfluss auf die Federsteifigkeit k_t . Es wird daher je Blechdicke nur zwischen „geringer Bauhöhe“ ($90 \leq h < 145$ mm) und „großer Bauhöhe“ ($145 \leq h \leq 200$ mm) unterscheiden. Hierbei wird davon ausgegangen, dass vorwiegend Kassettenprofilfassaden mit geringer Bauhöhe in Hybridbauweise energetisch saniert werden, vgl. Kapitel 3.2.1.

Darüber hinaus werden die in Kapitel 7.3 aufgestellten Konstruktionsregeln beachtet, aus denen sich die folgenden Randbedingungen ergeben:

- Es wird davon ausgegangen, dass die Sandwichelemente verdeckt befestigt werden und die Elementbreite der Sandwichelemente ca. 1000 mm beträgt, vgl. Konstruktionsregel (3) in Kapitel 7.3. Die Federsteifigkeiten werden daher für einen Längsabstand der Verbindungspunkte von $s_1 = 1000$ mm berechnet.
- Als Verbindungsmittel dürfen übliche Sandwichbefestiger verwendet werden, vgl. Konstruktionsregel (2) in Kapitel 7.3

Darüber hinaus gilt der übergeordnete Grundsatz, dass im Lastfall Temperaturdifferenz die Annahme einer höheren Steifigkeit k_t auf der sicheren Seite liegt.

9.3.3 Bemessungshilfe

Bei der Schnittgrößenermittlung im Lastfall Temperaturdifferenz dürfen den abhebend belasteten Verbindungen zwischen den Sandwichelementen und den Kassettenprofilen im Rahmen einer Hybridsanierung auf der sicheren Seite liegend die in der folgenden Tabelle 9.3 dargestellten Federsteifigkeiten k_t zugeordnet werden. Es gelten die zuvor genannten Anwendungsgrenzen und Randbedingungen.

Tabelle 9.3: Federsteifigkeit k_t bei abhebender Belastung

Obergurtbreite $30 \leq b_o \leq 60$ mm $s_1 = 1000$ mm Nennblechdicke Kassettenprofil t_{nom} in mm	Federsteifigkeit k_t in N/mm	
	Bauhöhe Kassettenprofil $90 \leq h < 145$ mm	Bauhöhe Kassettenprofil $145 \leq h \leq 200$ mm
0,75	479,4	431,3
0,88	670,6	596,9
1,00	1012,6	835,9
1,13	1354,9	1169,6
1,25	1888,1	1605,5
1,50	3260,3	2727,7

Wie die Federsteifigkeit k_t bei der Schnittgrößenermittlung im Lastfall Temperaturdifferenz berücksichtigt werden sollte, wird im folgenden Kapitel 9.4 ausführlich erläutert.

9.4 Leitfaden zur Schnittgrößenermittlung im Lastfall Temperaturdifferenz

Sollen im Rahmen einer Hybridsanierung mit vertikal verlegten Sandwichelementen die in einem Temperaturdifferenz-Lastfall auftretenden Schnittgrößen berechnet werden, wird die folgende Vorgehensweise empfohlen:

- 1) Berechnung der bemessungsrelevanten Temperaturgradienten ΔT_{SWE} unter Berücksichtigung der Wärmeschutzeigenschaften der Bestandsfassade
Eine entsprechende Beispielrechnung wurde bereits in Kapitel 9.2.4 dargestellt.
- 2) Bestimmung der Verbindungssteifigkeit k_t der abhebend belasteten Verbindungen
Den abhebend belasteten Verbindungen zwischen den Sandwichelementen und den Kassettenprofilen wird in Abhängigkeit von der Nennblechdicke t_{nom} und der Bauhöhe der Kassettenprofile h eine Federsteifigkeit k_t nach Tabelle 9.3 zugeordnet.
- 3) Schnittgrößenermittlung im dreidimensionalen Stabwerksmodell
Um die lokale und globale Biegeweichheit der Kassettenprofile berücksichtigen zu können, ist es erforderlich, die Schnittgrößen in einem dreidimensionalen statischen System zu berechnen. In diesem System werden die vertikal

spannenden Sandwichelemente an den horizontal spannenden Kassettenprofilen befestigt. Die Sandwichelemente werden zusätzlich, i. d. R. an einem ihrer Endlaufleger, mit einem „quasi-starren“ Randträger verbunden, vgl. Konstruktionsregel (3) in Kapitel 7.3. Es ist vereinfachend möglich, die Sandwichelemente und die Kassettenprofile als schubsteife Balkenstäbe zu idealisieren, sodass die Schnittgrößenermittlung mit in der Baupraxis üblichen Stabwerksprogrammen erfolgen kann, vgl. Kapitel 8.3.3.3.3. Die Kassettenprofile sollten im Stabwerksmodell Bild 8.18 entsprechend modelliert werden, sodass zwischen Feld- und Randquerschnitt mit voneinander abweichenden Querschnittswerten unterschieden wird. Sind die effektiven Biegeträgheitsmomente I_{eff}^+ und I_{eff}^- des Hybridquerschnitts in Spannrichtung der Kassettenprofile nicht bekannt, wird auf der sicheren Seite liegend empfohlen, zunächst den Kassettenprofil-Querschnitt als voll wirksam anzusetzen. Darüber hinaus muss das effektive Biegeträgheitsmomente I_{eff}^+ ggf. erhöht werden, um den Steifigkeitszuwachs durch die lastabtragende Wirkung der biegedruckbeanspruchten Sandwichelement-Außenschale zu berücksichtigen, vgl. Kapitel 8.4.2.3. Die Verbindungen zwischen den Sandwichelementen und den Kassettenprofilen werden mit Starrstäben modelliert, deren Länge vereinfachend dem Abstand der Schwerelinien der jeweiligen Querschnitte entspricht. An diesen Starrstäben werden auf der Seite der Sandwichelemente Stabendgelenke angeordnet, denen bei positiver Normalkraftbeanspruchung eine Wegfeder mit der Federsteifigkeit k_t zugeordnet wird. Bei negativer Normalkraftbeanspruchung sind die Stabendgelenke unverschieblich, sodass sich die in Bild 8.15 dargestellte Federkennlinie ergibt, vgl. Kapitel 8.3.3.3.3. Ist das Stabwerksmodell vervollständigt, werden die Sandwichelement-Querschnitte mit den bemessungsrelevanten Temperaturgradienten ΔT_{SWE} belastet. Hierbei ist zu beachten, dass den Sandwichelement-Querschnitten die richtige Bauhöhe, bzw. der tatsächliche Deckschichtabstand zugeordnet wird.

9.5 Fazit

Mit den in diesem Kapitel bereitgestellten Bemessungshilfen und dem zugehörigen Leitfaden ist es praxistauglich möglich, bei Hybridsanierungen die infolge eines Temperaturgradienten zwischen den Deckschichten der Sandwichelemente entstehenden Schnittgrößen auf der sicheren Seite liegend zu berechnen. Dabei können neben den tatsächlich auftretenden Temperaturgradienten auch die lokale und globale Biegeweichheit der Kassettenprofile berücksichtigt werden. Somit ist die baupraktische Anwendung der zuvor gewonnenen wissenschaftlichen Erkenntnisse ermöglicht worden.

10 Berechnungsbeispiel und weiterführende Empfehlungen für die Praxis

10.1 Vorbemerkungen

In diesem Kapitel wird ein Berechnungsbeispiel zu einer Hybridsanierung vorgestellt, bei dem das in Kapitel 5 bereitgestellte Berechnungsverfahren für veränderte Windlastannahmen, die in Kapitel 7 bereitgestellten Konstruktionsregeln und das Bemessungskonzept zu Kassettenprofilen mit Aussteifung durch Sandwichelemente sowie die in Kapitel 9 bereitgestellten Bemessungshilfen zum Lastfall Temperaturdifferenz zusammenhängend angewendet werden. Im Anschluss an dieses Berechnungsbeispiel folgen weiterführende Empfehlungen für die Planung und die Durchführung von Hybridsanierungen in der Praxis.

10.2 Berechnungsbeispiel

Gegeben sei eine bauarttypische eingeschossige Stahlhalle in Rahmenbauweise mit Kassettenprofilfassade der ersten Generation, deren Gebäudelängsseiten in Hybridbauweise mit vertikal verlegten Sandwichelementen energetisch saniert werden sollen. Die relevanten Abmessungen dieser Halle können der folgenden Tabelle 10.1 entnommen werden.

Tabelle 10.1: Hallenabmessungen für das Berechnungsbeispiel

Eigenschaft	Abmessung in m
Länge	60,00
Breite	12,00
Binderabstand	5,00
Firsthöhe	4,00
Traufhöhe	3,50
Sockelhöhe	0,50

Beispielhaft betrachtet wird ein Fassadenabschnitt mit den Abmessungen $b \times h = 5,00 \times 3,00$ m. Es wird davon ausgegangen, dass die Kassettenprofile in diesem Abschnitt als horizontal spannende Einfeldträger verlegt wurden. Darüber hinaus wird angenommen, dass sich am oberen Rand dieses Abschnitts ein Traufriegel befindet, der vereinfachend als „quasi-starr“ angenommen wird. Das folgende Bild 10.1 zeigt die Gebäudegeometrie der Stahlhalle und den Fassadenabschnitt, der in diesem Berechnungsbeispiel betrachtet wird.

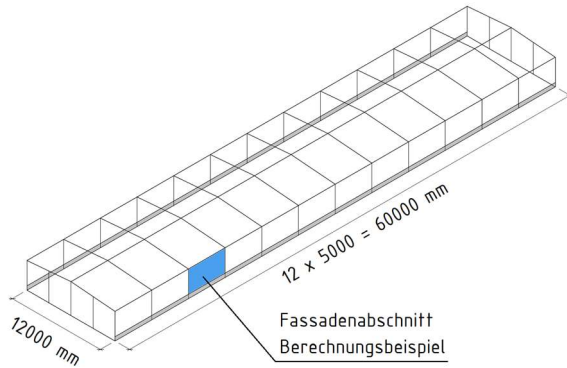


Bild 10.1: Geometrie der Stahlhalle und Fassadenabschnitt für das Berechnungsbeispiel

Es wird angenommen, dass die Halle Anfang der 1990er Jahre erbaut wurde und der Gebäudestandort der heutigen Windzone I nach *DIN EN 1991-1-4* [92] zugeordnet werden kann.

Schritt 1: Bestandsaufnahme

Als Kassettenprofil wurde das Referenz-Kassettenprofil nach Bild 3.6 verwendet. Den *Prüfbescheiden* der Hersteller [68; 74] können die in der folgenden Tabelle 10.2 dargestellten Querschnitts- und Bemessungswerte entnommen werden.

Tabelle 10.2: Querschnitts- und Bemessungswerte Kassettenprofil nach [68; 74]

Belastungsrichtung	Eigenschaft	Bemessungswert
andrückend (positiv)	Abstand der Verbindungen s_1	≤ 732 mm
	Feldmoment $M_{c,Rk,F}$	2,84 kNm/m
	Endauflagerkraft $R_{w,Rk,A}$	7,43 kN/m
abhebend (negativ)	Feldmoment $M_{c,Rk,F}$	3,89 kNm/m
	Endauflagerkraft $R_{w,Rk,A}$	8,56 kN/m

Es wird davon ausgegangen, dass die Bestandsstatik mit Windlastannahmen nach *DIN 1055-4:1986-08* [79] erstellt wurde. Für den beispielhaft betrachteten Fassadenabschnitt ergeben sich somit die in der folgenden Tabelle 10.3 dargestellten Lastannahmen, siehe dazu Kapitel 4.3.3.

Tabelle 10.3: Windlastannahmen Bestandsstatik nach [79]

Lastfall	Bemessungswert
Winddruck w_d	0,50 kN/m ²
Windsog w_s	0,25 kN/m ²

Aus den in Tabelle 10.3 dargestellten Windlastannahmen ergeben sich im beispielhaft betrachteten Fassadenabschnitt die im folgenden Bild 10.2 dargestellten Schnittgrößen für den statischen Nachweis der Kassettenprofile.

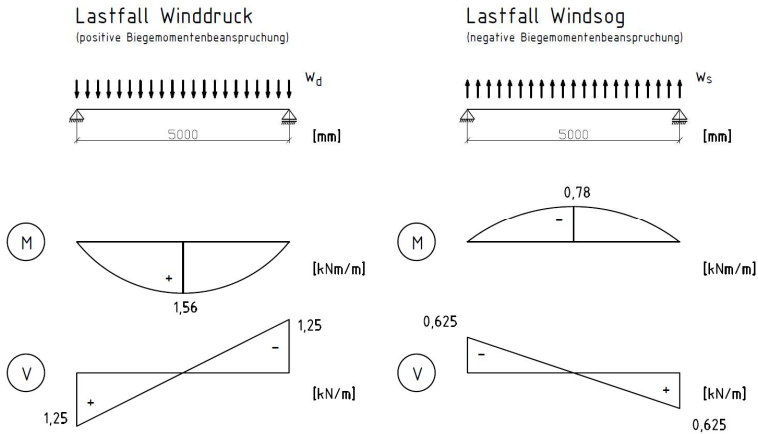


Bild 10.2: Schnittgrößen Bestandsstatik Lastfall Winddruck und Windsog

Mit diesen Schnittgrößen wurden die folgenden statischen Nachweise geführt:

Lastfall Winddruck:

$$M_k \cdot \gamma_F \leq \frac{M_{c,RR,F}}{\gamma_M}$$

$$\Rightarrow \frac{1,56 \cdot 1,50}{2,84/1,1} = \frac{2,34}{2,58} = 0,90 \leq 1,0 \quad (10.1)$$

=> Nachweis erfüllt

$$V_k \cdot \gamma_F \leq \frac{R_{w,RR,A}}{\gamma_M}$$

$$\Rightarrow \frac{1,25 \cdot 1,50}{7,43/1,1} = \frac{1,88}{6,75} = 0,28 \leq 1,0 \quad (10.2)$$

=> Nachweis erfüllt

Lastfall Windsog:

$$M_k \cdot \gamma_F \leq \frac{M_{c,Rk,F}}{\gamma_M}$$

$$\Rightarrow \frac{0,78 \cdot 1,50}{3,89/1,1} = \frac{1,17}{3,54} = 0,33 \leq 1,0 \quad (10.3)$$

=> Nachweis erfüllt

$$V_k \cdot \gamma_F \leq \frac{R_{w,Rk,A}}{\gamma_M}$$

$$\Rightarrow \frac{0,625 \cdot 1,50}{8,56/1,1} = \frac{0,94}{7,78} = 0,12 \leq 1,0 \quad (10.4)$$

=> Nachweis erfüllt

Schritt 2: Überprüfung, ob Tragreserven für eine Hybridsanierung mit vertikal verlegten Sandwichelementen bereitstehen

Gleichung (10.1) zeigt, dass der Querschnitt in der Bestandsstatik zu 90 % ausgenutzt wurde. Mit dem in Kapitel 5 bereitgestellten Umrechnungsverfahren für veränderte Windlastannahmen kann einfach ermittelt werden, ob ein erneuter statischer Nachweis mit den aktuellen Windlastannahmen erfüllt werden kann. Dazu werden zunächst mit Tabelle 5.1 bis Tabelle 5.3 die ω -Korrekturfaktoren bestimmt:

Gebäudehöhe: 4,00 m

$$h \leq 8,00 \text{ m}$$

$$\Rightarrow \omega_h = 1,0$$

Faktor für
Gebäudehöhe
s. Tabelle 5.1

Gebäudestandort: Windzone 1 Binnenland

$$\Rightarrow \omega_{wz} = 1,0$$

Faktor für
Windzone
s. Tabelle 5.2

LF Winddruck (Bereich „D“):

$$h/d = 4,00/12 = 0,33$$

$$\Rightarrow \omega_g = 0,714$$

Faktor für
Gebäude-
geometrie
s. Tabelle 5.3

Es wird auf der sicheren Seite liegend davon ausgegangen, dass sich der beispielhaft betrachtete Fassadenabschnitt im Lastfall Windsog vollständig im Wandflächenbereich „B“ nach DIN EN 1991-1-4 [92] befindet.

LF Windsog (Bereich „B“):

$$\begin{aligned} h/d &= 4,00/60 = 0,07 \\ \Rightarrow \omega_g &= 1,600 \end{aligned}$$

Faktor für
Gebäude-
geometrie
s. Tabelle 5.3

Die aktuellen Windlastannahmen werden nach Gleichung (5.1) berechnet.

LF Winddruck:

$$\begin{aligned} w_d &= 0,50 \cdot 1,0 \cdot 1,0 \cdot 0,714 \\ &= 0,36 \text{ kN/m}^2 \end{aligned}$$

LF Windsog:

$$\begin{aligned} w_s &= 0,25 \cdot 1,0 \cdot 1,0 \cdot 1,600 \\ &= 0,40 \text{ kN/m}^2 \end{aligned}$$

s. Gl. (5.1)

Da die Windlastannahmen zunächst einen linearen Einfluss auf die bemessungsrelevanten Schnittgrößen haben, ist es vereinfachend möglich, die Einwirkungen in den jeweiligen Nachweisformaten direkt mit den ω -Korrekturfaktoren zu multiplizieren. Somit ergeben sich unter Berücksichtigung der veränderten Windlastannahmen die in der folgenden Tabelle 10.4 dargestellten Ausnutzungsgrade der bereits zuvor geführten statischen Nachweise.

Tabelle 10.4: Querschnittsausnutzung unter Berücksichtigung der veränderten Windlastannahmen

Belastungsrichtung	Nachweis	Ausnutzungsgrad
andrückend (positiv)	Feldmoment $M_{c,Rk,F}$	$0,90 \cdot 0,714 = 0,64$
	Endauflagerkraft $R_{w,Rk,A}$	$0,28 \cdot 0,714 = 0,20$
abhebend (negativ)	Feldmoment $M_{c,Rk,F}$	$0,33 \cdot 1,600 = 0,53$
	Endauflagerkraft $R_{w,Rk,A}$	$0,12 \cdot 1,600 = 0,19$

Tabelle 10.4 kann entnommen werden, dass die betrachteten statischen Nachweise auch mit den veränderten Windlastannahmen geführt werden können. Die Querschnittsausnutzung wird von 90 auf 64 % reduziert, sodass Tragreserven für eine Hybridsanierung mit vertikal verlegten Sandwichelementen bereitstehen.

Schritt 3: Planung der Hybridsanierung unter Berücksichtigung der bauphysikalischen Anforderungen und der in Kapitel 7.3 aufgestellten Konstruktionsregeln

In Kapitel 3.3.3 wurde dargestellt, dass bei der Wahl eines geeigneten Sanierungsbauteils neben dem Wärmeschutz auch der Feuchteschutz beachtet werden muss. Tabelle 3.4 kann entnommen werden, dass bei einer Kassettenprofil-Bauhöhe von 100 mm ein PU-Sandwichelement mit einer Kernschichtdicke von mindestens 100 mm empfohlen wird.

⇒ Als Sanierungsbauteil gewählt wird das Referenz-Sandwichelement nach Bild 3.7 mit einer Kernschichtdicke von 120 mm.

vgl.
Tabelle 3.4

Konstruktionsregel (1) in Kapitel 7.3 folgend, werden die Sandwichelemente direkt an den Kassettenprofilen anliegend montiert.

Konstruktionsregel (2) in Kapitel 7.3 folgend, werden für die Befestigung der Sandwichelemente marktübliche Sandwichbefestiger verwendet.

⇒ Gewählt werden übliche Sandwichbefestiger mit einem Nenndurchmesser von 5,5 mm.

zu beachten:
Tabelle 6.24

Konstruktionsregel (3) in Kapitel 7.3 folgend, wird eine verdeckte Befestigung der Sandwichelemente in ihren Längsfugen gewählt. Das Referenz-Sandwichelement nach Bild 3.7 ist mit „Fugentyp III“ nach *DIN EN 14509* [91] für diese Art der Befestigung geeignet. Die Elementbreite des Referenz-Sandwichelementes nach Bild 3.7 entspricht dem empfohlenen Wert von 1000 mm.

⇒ Der Abstand der Verbindungen mit der Außenschale s_1 beträgt nach der Hybridsanierung 1000 mm

zu beachten:
Tabelle 7.1

Konstruktionsregel (4) in Kapitel 7.3 folgend, kann die Eigenlast der Sandwichelement-Außenschale vorwiegend über den „quasi-starren“ Traufriegel abgetragen werden.

Schritt 4: Nachweis der seitlichen Halterung der Kassettenprofile

Der Nachweis der seitlichen Halterung der biegedruckbeanspruchten schmalen Obergurte der Kassettenprofile wird mit dem in Kapitel 7.4.2 bereitgestellten Bemessungskonzept und den zugehörigen Bemessungshilfen geführt.

1. Berechnung der relevanten Verbindungssteifigkeiten

Auf eine ausführliche Berechnung der relevanten Verbindungssteifigkeiten wird an dieser Stelle verzichtet, siehe dazu Kapitel 6.3.2.2. Es werden, auf der sicheren Seite

liegend, die in Tabelle 2.12 und Tabelle 6.23 bereitgestellten Tabellenwerte verwendet.

Die Mindeststeifigkeit der Verbindungen mit dem Traufriegel wird Tabelle 2.12 entnommen.

$$\Rightarrow k_{v,1} = 2500 \text{ N/mm} \quad \left| \text{ s. Tabelle 2.12} \right.$$

Die Mindeststeifigkeit der Verbindungen mit den Sandwichelementen wird Tabelle 6.23 entnommen.

$$\Rightarrow k_v = 2650 \text{ N/mm} \quad \left| \text{ s. Tabelle 6.23} \right.$$

2. Berechnung der effektiven Verbindungssteifigkeit

Die effektive Verbindungssteifigkeit \bar{k}_v , die die Sandwichelement-Außenschale an jedem Verbindungspunkt bereitstellt, wird nach Gleichung (2.55) berechnet. Unter den gegebenen Randbedingungen müssen bei einer Fassadenhöhe von 3000 mm und einer Baubreite der Kassettenprofile von 600 mm je Verbindungsachse maximal 6 Gurtpaare gegen seitliches Ausweichen stabilisiert werden.

$$\begin{aligned} \bar{k}_v &= \frac{1}{\frac{1}{k_v} + \frac{m}{k_{v,1}}} = \frac{1}{\frac{1}{2650} + \frac{6}{2500}} \\ &= 360 \text{ N/mm} \end{aligned} \quad \left| \text{ s. Gl. (2.55)} \right.$$

3. Verschmieren der effektiven Verbindungssteifigkeiten und Berechnung einer virtuellen Schubsteifigkeit

Zunächst wird die effektive Verbindungssteifigkeit \bar{k}_v nach Gleichung (2.56) über die Elementbreite der Sandwichelemente verschmiert, anschließend wird nach Gleichung (2.57) eine virtuelle Schubsteifigkeit ΔS berechnet, die der Gesamtschubsteifigkeit entspricht.

$$\begin{aligned} \Delta S &= \frac{n_f}{b} \cdot \bar{k}_v \cdot \left(\frac{L}{\pi}\right)^2 = \frac{1}{1000} \cdot 0,360 \cdot \left(\frac{5000}{\pi}\right)^2 \\ &= 911,89 \text{ kN} \end{aligned} \quad \left| \begin{array}{l} \text{ s. Gl. (2.56)} \\ \text{ u. (2.57)} \end{array} \right.$$

4. Berechnung der Grenzschubsteifigkeit für die Annahme einer seitlichen Halterung

Die Berechnung der Grenzschubsteifigkeit der Kassettenprofile erfolgt, auf der sicheren Seite liegend, überschlägig mit Teil 1 der Gleichung (2.28). Das Tragmoment $M_{c,Rk,F}$ wird Tabelle 10.2 entnommen und auf die Baubreite von 600 mm bezogen.

$$S \geq 10,18 \cdot \frac{M_{c,Rk,F} / \gamma_M \cdot 0,6}{h} = 10,18 \cdot \frac{2,84 / 1,1 \cdot 0,6}{0,1} \quad \left| \quad \text{s. Gl. (2.28)} \right.$$

$$= 157,70 \text{ kN}$$

Es ist zu beachten, dass sich das Tragmoment $M_{c,Rk,F} = 2,84 \text{ kNm/m}$ auf einen Längsabstand der Verbindungen von $s_1 = 732 \text{ mm}$ bezieht. Dieses Tragmoment wird in Schritt 5 reduziert, was an dieser Stelle auf der sicheren Seite liegend vernachlässigt wurde.

5. Nachweisführung

$$\frac{S}{\Delta S} = \frac{157,70}{911,89} = 0,17 \leq 1,0 \quad \left| \quad \begin{array}{l} \text{vgl.} \\ \text{Kapitel 7.4.2} \end{array} \right.$$

$$\Rightarrow \text{Nachweis erfüllt}$$

Schritt 5: Bestimmung der reduzierten Momentenragfähigkeit der Kassettenprofile bei positiver Biegebeanspruchung

Der Abstand der Verbindungen mit der Außenschale s_1 wird im Rahmen der Hybridsanierung von 732 mm auf 1000 mm erhöht. Dem in Kapitel 7.4.4 vorgestellten Bemessungskonzept folgend, wird dies bei positiver Biegebeanspruchung durch Reduktion der Momentenragfähigkeit $M_{c,Rk,F}$ mit dem Abminderungsbeiwert β_{hy} berücksichtigt.

Der Abminderungsbeiwert β_{hy} wird in diesem Berechnungsbeispiel nach Gleichung (7.1) berechnet. Alternativ kann er auch Tabelle 7.1 entnommen werden.

$$\beta_{hy} = \frac{2300 - s_{1,neu}}{2300 - s_{1,alt}} = \frac{2300 - 1000}{2300 - 732} \quad \left| \quad \begin{array}{l} \text{s. Gl. (7.1)} \\ \text{o. Tabelle 7.1} \end{array} \right.$$

$$= 0,829$$

Mit dem Abminderungsbeiwert β_{hy} wird die reduzierte Momentenragfähigkeit $M_{c,Rk,F}$ bestimmt.

$$M_{c,Rk,F,neu} = \beta_{hy} \cdot M_{c,Rk,F,alt} = 0,829 \cdot 2,84 \\ = 2,35 \text{ kNm/m}$$

$M_{c,Rk,F,alt}$
s. Tabelle 10.2

Schritt 6: Schnittgrößenermittlung in den Temperaturdifferenz-Lastfällen

Die Schnittgrößenermittlung in den Lastfällen „Temperaturdifferenz Winter“ und „Temperaturdifferenz Sommer“ erfolgt mit den in Kapitel 9 bereitgestellten Bemessungshilfen.

1. Bestimmung der bemessungsrelevanten Temperaturgradienten

Die bemessungsrelevanten Temperaturgradienten zwischen den Deckschichten der Sandwichelemente ΔT_{SWE} werden unter Berücksichtigung der Wärmeschutzigenschaften der Bestandsfassade berechnet.

Es wird davon ausgegangen, dass die äußere Deckschicht der Sandwichelemente der Farbgruppe III nach *DIN EN 14509* [91] zugeordnet werden kann. Somit ergeben sich die folgenden Bemessungs-Temperaturgradienten zwischen der Innen- und Außenseite der Fassade.

LF Temp. Winter:

$$T_1 = -20 \text{ °C}, T_2 = 20 \text{ °C} \\ \Rightarrow \Delta T = -20 - 20 = -40 \text{ K}$$

T_1 und T_2 nach
DIN EN 14509
[91]

LF Temp. Sommer:

$$T_1 = 80 \text{ °C}, T_2 = 25 \text{ °C} \\ \Rightarrow \Delta T = 80 - 25 = 55 \text{ K}$$

ΔT s. Gl. (2.47)

Die bemessungsrelevanten Temperaturgradienten zwischen den Deckschichten der Sandwichelemente ΔT_{SWE} werden vereinfacht, auf der sicheren Seite liegend, mit dem in Kapitel 9.2.3 eingeführten pauschalen Abminderungsfaktor $\eta_{\Delta T}$ berechnet. Zunächst werden dazu die in Tabelle 9.1 dargestellten Anwendungsgrenzen dieser Bemessungshilfe überprüft.

Kassettenprofile:

$$b_u = 600 \text{ mm} \cong 600 \text{ mm} \\ t_{nom} = 0,75 \text{ mm} \leq 1,50 \text{ mm} \\ \lambda_{MW} \leq 0,045 \text{ W/m} \cdot \text{K (angenommen)} \\ \Rightarrow \text{Anwendungsgrenzen eingehalten}$$

s. Tabelle 9.1

Dem Referenz-Sandwichelement nach Bild 3.7 kann ein Wärmedurchgangskoeffizient U von etwa $0,20 \text{ W/m}^2\cdot\text{K}$ zugeordnet werden.

Sandwichelemente:

$$0,20 \leq U \leq 0,24 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$$

=> Anwendungsgrenzen eingehalten

s. Tabelle 9.1

Der pauschale Abminderungsfaktor $\eta_{\Delta T}$ zur Berücksichtigung der Wärmeschutzzeigenschaften der Bestandsfassade wird Tabelle 9.2 entnommen.

$$\eta_{\Delta T} = 0,82$$

s. Tabelle 9.2

Die bemessungsrelevanten Temperaturgradienten zwischen den Deckschichten der Sandwichelemente ΔT_{SWE} werden nach Gleichung (9.1) berechnet.

LF Temp. Winter:

$$\begin{aligned} \Delta T_{SWE} &= \eta_{\Delta T} \cdot \Delta T = 0,82 \cdot (-40) \\ &= -32,8 \text{ K} \end{aligned}$$

s. Gl. (9.1)

LF Temp. Sommer:

$$\begin{aligned} \Delta T_{SWE} &= \eta_{\Delta T} \cdot \Delta T = 0,82 \cdot 55 \\ &= 45,1 \text{ K} \end{aligned}$$

2. Bestimmung der Federsteifigkeit der Verbindungen

Den abhebend belasteten Verbindungen zwischen den Sandwichelementen und den Kassettenprofilen wird bei der Schnittgrößermittlung in den Temperaturdifferenz-Lastfällen die in Kapitel 8.3 eingeführte Wegfeder mit der Federsteifigkeit k_t zugeordnet. Die Federsteifigkeit k_t wird, auf der sicheren Seite liegend, mit der in Kapitel 9.3 bereitgestellten Bemessungshilfe bestimmt.

$$k_t = 479,4 \text{ N/mm}$$

s. Tabelle 9.3

3. Schnittgrößermittlung

Die Schnittgrößen der Temperaturdifferenz-Lastfälle werden mit dem Statik-Softwarepaket *Dlubal R-Stub* [111] in der Version 8.xx (Stand: April 2020) berechnet. Dem in Kapitel 9.4 bereitgestellten Leitfaden folgend, wird dazu ein dreidimensionales Stabwerksmodell der Hybridkonstruktion des Fassadenabschnitts erstellt.

Die Kassettenprofile werden als voll wirksamer Querschnitt mit dem Nennwert der Blechdicke modelliert, siehe dazu Kapitel 8.4.2.3. Dabei wird zwischen Feld- und

Randquerschnitt unterschieden, sodass im Feldbereich jeweils zwei halbierte Kassettenprofile zu einem Stab zusammengefasst werden, vgl. Bild 8.18.

$$\begin{aligned} I_{Feld} &= 80,44 \text{ cm}^4 (\triangleq 134,07 \text{ cm}^4/m) \\ E_{KAS} &= 210000 \text{ N/mm}^2 \end{aligned} \quad \left| \begin{array}{l} \text{vgl. Kapitel} \\ 8.4.2.3 \end{array} \right.$$

Die Sandwichelemente werden, unter Vernachlässigung der Deckschichtprofilierungen, als schubsteife Balkenstäbe idealisiert. Die Querschnittswerte des in diesem Berechnungsbeispiel betrachteten Sandwichelementes wurden bereits in Kapitel 8.3.3.3.3 bestimmt.

$$\begin{aligned} e &= 11,94 \text{ cm} \\ A_c &= 119,43 \text{ cm}^2 \\ I_s &= 383,18 \text{ cm}^4 \end{aligned} \quad \left| \begin{array}{l} \text{s. Kapitel} \\ 8.3.3.3.3 \end{array} \right.$$

Die für die Schnittgrößenberechnung erforderlichen Materialparameter der Sandwichelemente können der *allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassung* des Herstellers [65] entnommen werden.

$$\begin{aligned} \beta_s &= 320 \text{ N/mm}^2 \\ E_s &= 210000 \text{ N/mm}^2 \\ G_c &= 3,5 \text{ N/mm}^2 \end{aligned} \quad \left| \begin{array}{l} \text{s. Zulassung} \\ [65] \end{array} \right.$$

Dem „quasi-starren“ Traufriegel wird vereinfachend eine Biegesteifigkeit von 10000 cm^4 zugeordnet. Es wird davon ausgegangen, dass diese Annahme auf der sicheren Seite liegt.

$$\begin{aligned} I_{TR} &= 10000 \text{ cm}^4 \\ E_{TR} &= 210000 \text{ N/mm}^2 \end{aligned} \quad \left| \begin{array}{l} \text{Annahme} \\ \text{a. d. s. S. I.} \end{array} \right.$$

Die Verbindungen zwischen den einzelnen Bauteilen werden mit Starrstäben modelliert, deren Länge dem Abstand der Schwerlinien der jeweiligen Querschnitte entspricht. An den Starrstäben zwischen den Sandwichelementen und den Kassettenprofilen werden auf der Seite der Sandwichelemente Stabendgelenke angeordnet, denen bei positiver Normalkraftbeanspruchung eine Wegfeder mit der Federsteifigkeit $k_t = 479,4 \text{ N/mm}$ zugeordnet wird.

Werden die Sandwichelemente im Stabwerksmodell mit den bemessungsrelevanten Temperaturgradienten ΔT_{SWE} belastet, ergeben sich die in den folgenden Bildern dargestellten Verformungsfiguren. Bild 10.3 zeigt die Verformungsfigur für den Lastfall Temperaturdifferenz Winter mit $\Delta T_{SWE} = -32,8 \text{ K}$, Bild 10.4 zeigt die Verformungsfigur für den Lastfall Temperaturdifferenz Sommer mit $\Delta T_{SWE} = 45,1 \text{ K}$.

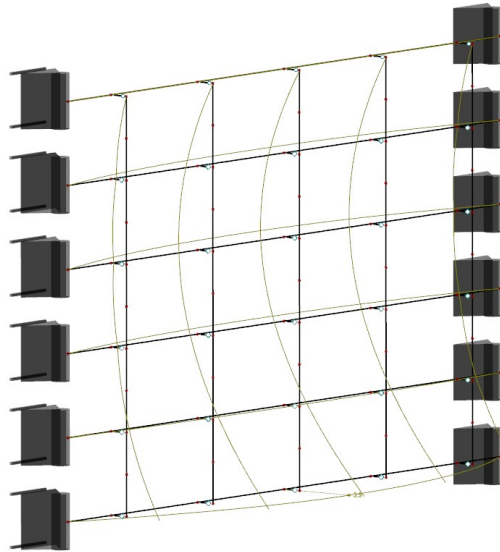


Bild 10.3: Verformungsfigur Hybridfassade LF Temperaturdifferenz Winter ($\Delta T_{SWE} = -32,8 \text{ K}$)

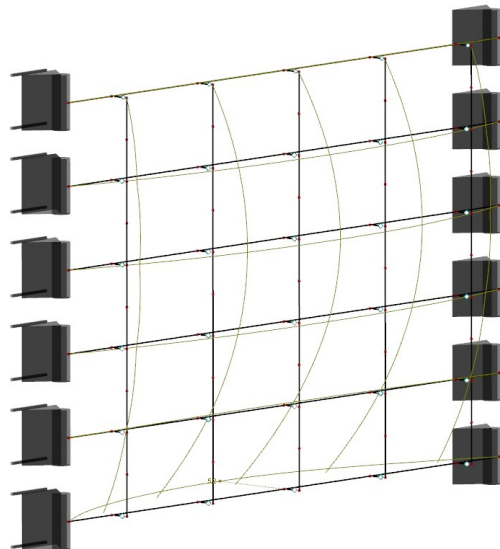


Bild 10.4: Verformungsfigur Hybridfassade LF Temperaturdifferenz Sommer ($\Delta T_{SWE} = 45,1 \text{ K}$)

Die folgende Tabelle 10.5 zeigt die relevanten Berechnungsergebnisse der Schnittgrößenermittlung für die Kassettenprofile. Es wird, je Lastfall und Schnittgröße, zwischen Feldquerschnitt (Index „F“) und Randquerschnitt (Index „R“) unterschieden. Zusätzlich wird für den Feldquerschnitt je Lastfall zwischen andrückenden und abhebenden Biegemomenten und Querkräften unterschieden, sodass die jeweils maßgebenden Wind- und Temperaturdifferenzlastfälle einfach überlagert werden können. In der Regel werden Maximalwerte ausgewiesen, mit denen die Schnittgrößen auf der sicheren Seite liegend überlagert werden können. Für den Randquerschnitt wird, je Lastfall, zusätzlich auch das Biegemoment in Feldmitte ausgewiesen. Die Schnittgrößen werden je Stab und, wie in der Bauweise üblich, bezogen auf einen Fassadenabschnitt mit einer Referenzbreite von einem Meter ausgewiesen. Dem Feldquerschnitt wird dabei eine Breite von 600 mm zugeordnet, dem Randquerschnitt eine Breite von 300 mm.

Tabelle 10.5: Schnittgrößen in den Temperaturdifferenz-Lastfällen

Lastfall Temperatur- differenz	Schnittgröße	Belastungsrichtung	Je Stab (mit Feld- bzw. Rand- querschnitt)	Bezogen auf eine Referenzbreite von 1 m
Winter $\Delta T = 32,8 \text{ K}$	$M_{KAS,F} (\text{max.})$	andrückend (pos.)	0,17 kNm	0,28 kNm/m
	$M_{KAS,F} (\text{max.})$	abhebend (neg.)	0,03 kNm	0,05 kNm/m
	$M_{KAS,R} (\text{max.})$	abhebend (neg.)	0,15 kNm	0,50 kNm/m
	$M_{KAS,R} (\text{Feldmitte})$	abhebend (neg.)	0,07 kNm	0,23 kNm/m
	$V_{KAS,F} (\text{max.})$	andrückend (pos.)	0,33 kN	0,55 kN/m
	$V_{KAS,F} (\text{max.})$	abhebend (neg.)	0,04 kN	0,07 kN/m
	$V_{KAS,R} (\text{max.})$	abhebend (neg.)	0,31 kN	1,03 kN/m
Sommer FG III $\Delta T = 45,1 \text{ K}$	$M_{KAS,F} (\text{max.})$	andrückend (pos.)	0,05 kNm	0,08 kNm/m
	$M_{KAS,F} (\text{max.})$	abhebend (neg.)	0,23 kNm	0,38 kNm/m
	$M_{KAS,R} (\text{max.})$	andrückend (pos.)	0,28 kNm	0,93 kNm/m
	$M_{KAS,R} (\text{Feldmitte})$	andrückend (pos.)	0,09 kNm	0,30 kNm/m
	$V_{KAS,F} (\text{max.})$	andrückend (pos.)	0,09 kN	0,15 kN/m
	$V_{KAS,F} (\text{max.})$	abhebend (neg.)	0,45 kN	0,75 kN/m
	$V_{KAS,R} (\text{max.})$	andrückend (pos.)	0,56 kN	1,87 kN/m

Schritt 7: Erneuter statischer Nachweis der Kassettenprofile

Die aktualisierten Schnittgrößen der Lastfälle Winddruck und Windsog können dem folgenden Bild 10.5 entnommen werden. Die dargestellten Schnittgrößen wurden nach *DIN EN 1991-1-4* [92] berechnet.

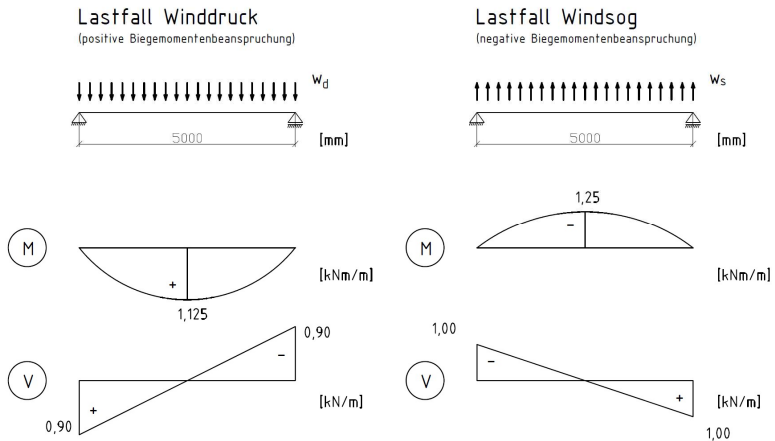


Bild 10.5: Aktualisierte Schnittgrößen Lastfall Winddruck und Windsog

Die Schnittgrößen aus Wind- und Temperaturdifferenzlasten werden nach *DIN EN 14509* [91] überlagert.

$$S_d = \gamma_Q \cdot Q_{k1} + \gamma_Q \cdot \psi_0 \cdot Q_{k2}$$

s. *DIN EN 14509* [91]

mit:

S_d : Bemessungswert der Beanspruchung

γ_Q : Teilsicherheitsbeiwert für veränderliche Beanspruchungen ($\gamma_Q = 1,5$)

Q_{k1} : charakteristischer Wert der vorherrschenden veränderlichen Beanspruchung

Q_{k2} : charakteristischer Wert der nicht vorherrschenden veränderlichen Beanspruchung

ψ_0 : Kombinationskoeffizient (hier: $\psi_0 = 0,6$)

Bei ungünstiger Kombination der Wind- und Temperaturdifferenzlasten ergeben sich die folgenden Bemessungsschnittgrößen für den erneuten statischen Nachweis der Kassettenprofile.

Maßgebende Lastfallkombination 1: andrückende Belastung

Feldquerschnitt (Maximalwerte):

$$M_{F,d,F} = 1,5 \cdot 1,125 + 1,5 \cdot 0,6 \cdot 0,28$$

$$= 1,94 \text{ kNm/m}$$

$$R_{A,d,F} = 1,5 \cdot 0,90 + 1,5 \cdot 0,6 \cdot 0,55$$

$$= 1,85 \text{ kN/m}$$

Randquerschnitt (Feldmitte):

$$M_{F,d,R} = 1,5 \cdot 1,125 + 1,5 \cdot 0,6 \cdot 0,30$$

$$= 1,96 \text{ kNm/m}$$

$$R_{A,d,R} = 1,5 \cdot 0,90 + 1,5 \cdot 0,6 \cdot 1,87$$

$$= 3,03 \text{ kN/m}$$

s. Bild 10.5
u. Tabelle
10.5Maßgebende Lastfallkombination 2: abhebende Belastung

Feldquerschnitt (Maximalwerte):

$$M_{F,d,F} = 1,5 \cdot 1,25 + 1,5 \cdot 0,6 \cdot 0,38$$

$$= 2,22 \text{ kNm/m}$$

$$R_{A,d,F} = 1,5 \cdot 1,00 + 1,5 \cdot 0,6 \cdot 0,75$$

$$= 2,18 \text{ kN/m}$$

Randquerschnitt (Feldmitte):

$$M_{F,d,R} = 1,5 \cdot 1,25 + 1,5 \cdot 0,6 \cdot 0,23$$

$$= 2,09 \text{ kNm/m}$$

$$R_{A,d,R} = 1,5 \cdot 1,00 + 1,5 \cdot 0,6 \cdot 1,03$$

$$= 2,43 \text{ kN/m}$$

s. Bild 10.5
u. Tabelle
10.5

Mit diesen Bemessungsschnittgrößen werden die statischen Nachweise der Kassettenprofile geführt:

Lastfallkombination 1: andrückende Belastung

Feldquerschnitt:

$$\frac{\gamma_M \cdot M_{F,d,F}}{\beta_{hy} \cdot M_{c,Rk,F}} = \frac{1,1 \cdot 1,94}{0,829 \cdot 2,84} = \frac{2,13}{2,35} = 0,91 \leq 1,0$$

=> Nachweis erfüllt

$$\frac{\gamma_M \cdot R_{A,d,F}}{R_{w,Rk,A}} = \frac{1,1 \cdot 1,85}{7,43} = \frac{2,04}{7,43} = 0,27 \leq 1,0$$

=> Nachweis erfüllt

Randquerschnitt (Feldmitte):

$$\frac{\gamma_M \cdot M_{F,d,R}}{\beta_{hy} \cdot M_{c,Rk,F}} = \frac{1,1 \cdot 1,96}{0,829 \cdot 2,84} = \frac{2,16}{2,35} = 0,92 \leq 1,0$$

=> Nachweis erfüllt

$$\frac{\gamma_M \cdot R_{A,d,R}}{R_{w,Rk,A}} = \frac{1,1 \cdot 3,03}{7,43} = \frac{3,33}{7,43} = 0,45 \leq 1,0$$

=> Nachweis erfüllt

Lastfallkombination 2: abhebende Belastung

Feldquerschnitt:

$$\frac{\gamma_M \cdot M_{F,d,F}}{M_{c,Rk,F}} = \frac{1,1 \cdot 2,22}{3,89} = \frac{2,44}{3,89} = 0,63 \leq 1,0$$

=> Nachweis erfüllt

$$\frac{\gamma_M \cdot R_{A,d,F}}{R_{w,Rk,A}} = \frac{1,1 \cdot 2,18}{8,56} = \frac{2,40}{8,56} = 0,28 \leq 1,0$$

=> Nachweis erfüllt

Randquerschnitt (Feldmitte):

$$\frac{\gamma_M \cdot M_{F,d,R}}{M_{c,Rk,F}} = \frac{1,1 \cdot 2,09}{3,89} = \frac{2,30}{3,89} = 0,59 \leq 1,0$$

=> Nachweis erfüllt

$$\frac{\gamma_M \cdot R_{A,d,R}}{R_{w,Rk,A}} = \frac{1,1 \cdot 2,43}{8,56} = \frac{2,67}{8,56} = 0,31 \leq 1,0$$

=> Nachweis erfüllt

Bezüglich der baupraktischen Anwendung der im Rahmen der vorliegenden Dissertation gewonnenen wissenschaftlichen Erkenntnisse wird Folgendes festgestellt:

- In der Baupraxis kann mit dem in Kapitel 5 bereitgestellten Berechnungsverfahren für veränderte Windlastannahmen einfach überprüft werden, ob eine Hybridsanierung mit vertikal verlegten Sandwichelementen unter den jeweils gegebenen Randbedingungen grundsätzlich möglich ist.

- Es ist, bei Beachtung der in Kapitel 7.3 bereitgestellten Konstruktionsregeln, unter realistischen Randbedingungen möglich, mit dem in Kapitel 7.4 bereitgestellten Bemessungskonzept zu Kassettenprofilen mit Aussteifung durch Sandwichelemente und den in Kapitel 9 bereitgestellten Bemessungshilfen zum Lastfall Temperaturdifferenz den erneuten statischen Nachweis der Kassettenprofile bei einer Hybridsanierung erfolgreich zu führen.

10.3 Weiterführende Empfehlungen für die Praxis

In diesem Kapitel werden weiterführende Empfehlungen für die baupraktische Umsetzung von Hybridsanierungen zusammengestellt. Diese Empfehlungen beziehen sich auf den Fall, dass der erneute statische Nachweis der Kassettenprofile im Rahmen einer Hybridsanierung mit vertikal verlegten Sandwichelementen nicht geführt werden kann. Dies kann u. a. folgende Ursachen haben:

- Die Windlastannahmen wurden zu stark erhöht.
- Der Abstand der Verbindungen mit der Außenschale s_1 wird durch die neue Sandwichelement-Außenschale zu stark erhöht, sodass die Momenten Tragfähigkeit der Kassettenprofile bei positiver Biegebeanspruchung zu sehr reduziert werden muss.
- Die in den Temperaturdifferenz-Lastfällen entstehenden Zwängungskräfte oder Verformungen sind zu groß.

Sind die rechnerisch in den Temperaturdifferenz-Lastfällen entstehenden Zwängungskräfte oder Verformungen zu groß, sollte zunächst versucht werden, die bemessungsrelevanten Temperaturgradienten ΔT_{SWE} zu reduzieren. Dabei können die folgenden Ansätze verfolgt werden:

- Die in Tabelle 9.2 ausgewiesenen pauschalen Abminderungsfaktoren $\eta_{\Delta T}$ nähern das reale Bauteilverhalten lediglich auf der sicheren Seite liegend an. Zunächst sollte daher die Bemessungstemperatur der inneren Deckschicht der Sandwichelemente T_2 genau berechnet werden, siehe dazu Kapitel 8.2.3.
- Es ist im Einzelfall möglich, von den in *DIN EN 14509* [91] und den *bauaufsichtlichen Zulassungen* der Hersteller ausgewiesenen Bemessungstemperaturen abzuweichen. Die Bemessungstemperatur T_1 der äußeren Deckschicht hängt im Lastfall Temperaturdifferenz Sommer von der Farbe und dem Reflexionsvermögen der Oberfläche ab. Zunächst werden nur drei Farbgruppen unterschieden werden, in denen das jeweilige Bauteilverhalten auf der sicheren Seite liegend angenähert wird, vgl. Tabelle

2.9. Es ist darüber hinaus grundsätzlich möglich, für eine einzelne Farbe die Bemessungs-Deckschichttemperatur T_1 exakt zu bestimmen.

- Schlechtere Wärmeschutzeigenschaften der Sandwichelemente führen in einer Hybridfassade zu einer Reduktion der bemessungsrelevanten Temperaturgradienten ΔT_{SWE} . Es ist grundsätzlich möglich, von den Empfehlungen in Tabelle 3.7 abzuweichen, und bei einer Hybridsanierung ein Sandwichelement mit einer geringeren Kernschichtdicke zu wählen. Auch wenn der in Tabelle 3.4 empfohlene Zielwert für den Wärmedurchgangskoeffizienten nicht erreicht wird, kann eine Hybridsanierung wirtschaftlich sein und zur Erreichung klimapolitischer Ziele beitragen. Bei der Wahl eines geeigneten Sanierungsbauteils muss der Feuchteschutz stets beachtet werden, siehe dazu Kapitel 2.4.4.2.
- Eine Verbesserung der Wärmeschutzeigenschaften der Bestandsfassade führt zu einer Reduktion der bemessungsrelevanten Temperaturgradienten ΔT_{SWE} . Es ist mit einem vergleichsweise geringem Montageaufwand möglich, die zwischen den Stegen der Kassettenprofile einliegende Dämmung auszutauschen, da die Außenschale ohnehin entfernt wird. Da sich die Wärmedämmeigenschaften der möglichen Dämmstoffe in den letzten Jahren stetig verbessert haben, kann auch diese Option geprüft werden.

Sind die in den Temperaturdifferenz-Lastfällen entstehenden Zwängungskräfte oder Verformungen zu groß, betrifft dies häufig zunächst die Endauflager der Sandwichelemente, also lediglich die Kassettenprofile im Sockel- oder Traufbereich. Es sollte daher im Einzelfall geprüft werden, ob eine lokale Ertüchtigung der Kassettenprofile in diesen Bereichen möglich ist. Hierzu können beispielsweise vorgefertigte Bleche oder U-Profile verwendet werden, die an den Stegen der Kassettenprofile befestigt werden. Es ist zu beachten, dass eine Veränderung der Steifigkeitsverhältnisse im statisch unbestimmten System einer Hybridkonstruktion zu veränderten Schnittgrößen in den Temperaturdifferenz-Lastfällen führt, sodass die Schnittgrößenermittlung bei der Planung einer lokalen Ertüchtigung mehrfach durchgeführt werden muss.

Wird der Abstand der Verbindungen mit der Außenschale s_1 durch die neue Sandwichelement-Außenschale zu sehr erhöht, sollte geprüft werden, ob die schmalen Obergurte der Kassettenprofile auch zwischen den Verbindungspunkten mit der Sandwichelement-Außenschale gegen seitliches Ausweichen stabilisiert werden können. Hierzu wäre eine Konstruktion aus vertikal spannenden Zugbändern geeignet. Diese Zugbänder könnten in der Ebene von thermischen Trennstreifen zwischen den Kassettenprofilen und den Sandwichelementen verlegt werden, wenn

eine ausreichende Bauhöhe vorhanden ist und ein ausreichender Korrosionsschutz sichergestellt werden kann.

Wurden die Windlastannahmen für den erneuten statischen Nachweis der Kassettenprofile zu stark erhöht, kann dies den Nachweis der Endlauflagerkraft R_A der Kassettenprofile betreffen. Auch die Temperaturdifferenz-Lastfälle können dazu führen, dass der Nachweis der Endlauflagerkraft R_A der Kassettenprofile nicht erfolgreich geführt werden kann. In beiden Fällen sollte geprüft werden, ob eine lokale Ertüchtigung der Kassettenprofile im Auflagerbereich möglich ist. Die lokale Ertüchtigung von Kassettenprofilen im Auflagerbereich ist Gegenstand aktueller Forschungen, die von *Kuhnhenne et al.* an der RWTH Aachen durchgeführt werden. An dieser Stelle wird daher auf weitere Ausführungen hierzu verzichtet.

Grundsätzlich ist es auch möglich, die Sandwichelemente bei einer Hybridsanierung an einer zusätzlichen Unterkonstruktion zu befestigen, sodass auftretende Nutzlasten nicht mehr über die Kassettenprofile abgetragen werden müssen. Derartige Varianten der Hybridfassade sind in ihrer baukonstruktiven Ausbildung jedoch deutlich aufwendiger, und damit unwirtschaftlicher als die im Rahmen der vorliegenden Dissertation vorwiegend betrachtete Variante mit vertikal verlegten Sandwichelementen, die direkt an den Kassettenprofilen anliegend montiert werden. Es ist daher stets eine ganzheitliche Prüfung dieser Varianten unter den jeweils gegebenen Randbedingungen erforderlich.

11 Zusammenfassung und Ausblick

11.1 Zusammenfassung

Die vorliegende Dissertation umfasst eine systematische Analyse des innovativen Ansatzes, Kassettenprofilfassaden ohne vollständigen Rückbau mit einer neuen Außenschale aus marktüblichen Sandwichelementen energetisch zu sanieren und optisch aufzuwerten. Das Ziel, wissenschaftliche Grundlagen zu erarbeiten, um die vorhandenen Wissenslücken hinsichtlich des Tragverhaltens von Hybridfassaden zu schließen und so die grundsätzliche Anwendungsreife für die energetische Sanierung von Kassettenprofilfassaden mit Sandwichelementen zu schaffen wurde erreicht. Darüber hinaus konnten neue Bemessungskonzepte und Berechnungsansätze bereitgestellt werden. Somit wird ein Beitrag zur nachhaltigen Nutzung von Ressourcen und Rohstoffen im Stahlleichtbau sowie zur Erreichung klimapolitischer Ziele geleistet.

In Kapitel 2 wurde zunächst der Stand der Forschung und Technik zu Kassettenprofilfassaden, Sandwichelementfassaden und Hybridfassaden aufgearbeitet und zusammengefasst.

In Kapitel 3 wurde anschließend eine Bestandsaufnahme von für Hybridsanierungen geeigneten Kassettenprofilfassaden durchgeführt. Hierbei zeigte sich, dass grundsätzlich alle Kassettenprofilfassaden für eine Hybridsanierung geeignet sind, wobei Kassettenprofilfassaden der zweiten Generation am Gesamtbestand energetisch sanierungsbedürftiger Kassettenprofilfassaden nur einen untergeordneten Anteil haben. Es wird davon ausgegangen, dass im deutschen Gebäudebestand insgesamt mehrere Tausend sanierungsgerechte Objekte vorhanden sind, wobei es sich vorwiegend um Kassettenprofilfassaden der ersten Generation mit geringer Bauhöhe handelt. Als Sanierungsbauteil wird auf der Grundlage bauphysikalischer Berechnungen ein marktübliches PUR/PIR-Sandwichelement mit einer Kernschichtdicke ab 100 mm empfohlen.

In Kapitel 4 wurde untersucht, welchen Einfluss veränderte Windlastannahmen auf die statischen Nachweise bei Hybridsanierungen haben können. Hierbei zeigte sich, dass für Kassettenprofilfassaden lediglich zwei Windlastnormen relevant sind (*DIN 1055-4:1986-08* [79] und *DIN EN 1991-1-4:2010-12* [92]). Die Lastannahmen dieser beiden Normen können sich für dasselbe Gebäude teilweise deutlich unterscheiden, sodass bei der Planung einer Hybridsanierung stets überprüft werden muss, ob bei einem erneuten statischen Nachweis der bestehenden Kassettenprofile mit aktuellen Windlastannahmen noch genügend Tragreserven bereitstehen. Um dies

einfach abschätzen zu können, wurde in Kapitel 5 ein Berechnungsverfahren bereitgestellt, mit dem die Veränderung der Windlastannahmen einfach berechnet werden kann.

In Kapitel 6 wurde untersucht, welchen Einfluss eine Außenschale aus vertikal verlegten Sandwichelementen auf das Tragverhalten von Kassettenprofilen hat und mit welchen mechanischen Modellen und Berechnungsansätzen das Tragverhalten dieser Konstruktion abgebildet werden kann. Anhand von experimentellen Untersuchungen konnte zunächst gezeigt werden, dass marktübliche Sandwichelemente grundsätzlich dazu geeignet sind, die schmalen Obergurte von Kassettenprofilen gegen seitliches Ausweichen zu stabilisieren. Darüber hinaus können sie bei positiver Biegemomentenbeanspruchung des Hybridquerschnitts Druckkräfte in ihrer Ebene abtragen. Ihr Mitwirkungsgrad am Lastabtrag wird dabei maßgebend von der hersteller- und modellabhängigen Längsfugenausbildung beeinflusst, die nicht für diese Art der Beanspruchung konstruiert wird. Für die Montage der Sandwichelemente an den Kassettenprofilen können marktübliche Sandwichbefestiger verwendet werden. Aufgrund der geringen Blechdicke der Kassettenprofile ist die Montage der Sandwichelemente in einer Hybridfassade besonders fehleranfällig, sodass sie mit großer Sorgfalt erfolgen muss. Anhand von analytischen Berechnungen konnte gezeigt werden, dass neben den sichtbar in Durchsteckmontage befestigten Sandwichelementen auch verdeckt in ihren Längsfugen befestigte Sandwichelemente ausreichend Schubsteifigkeit für die Annahme einer seitlichen Halterung der schmalen Obergurte der Kassettenprofile bereitstellen können. Hierbei ist eine zusätzliche Kopplung mit einem Festpunkt erforderlich. Anhand von weiteren analytischen Berechnungen wurde grundsätzlich gezeigt, dass die Kassettenprofile in einer Hybridfassade die Eigenlast einer Sandwichelement-Außenschale abtragen können. Die Berechnungsverfahren zur analytischen Bestimmung der Biegemomententragfähigkeit von Kassettenprofilen nach *DIN EN 1993-1-3:2010-12* [88], *Abschnitt 10.2.2* sind vermutlich nur in wenigen Einzelfällen dazu geeignet, bestehende Kassettenprofile mit erhöhtem Abstand der Verbindungen mit der Außenschale s_1 erneut statisch nachzuweisen. Zahlreiche Vereinfachungen und die Begrenzung der maximalen Spannung auf $0,8 \cdot f_{y,d}$ führen dazu, dass die Tragfähigkeit in der Regel deutlich unterschätzt wird. Dies zeigen Beispielrechnungen. Anhand von weiteren Beispielrechnungen wurde gezeigt, dass es mit einigen Modifikationen grundsätzlich möglich ist, Tragfähigkeitswerte für Kassettenprofile zu berechnen, mit denen die Traglast weniger deutlich unterschätzt wird. Diese Modifikationen sind jedoch mit einem erheblichen Berechnungsaufwand und Abweichungen von den aktuell gültigen technischen Regelwerken verbunden, sodass diese Vorgehensweise als nicht praxistauglich eingestuft wird. Anhand von numerischen Unter-

suchungen mit der Methode der Finiten Elemente wurde gezeigt, dass unter beispielhaft gewählten Randbedingungen weder der Berechnungsansatz nach *DIN EN 1993-1-3:2010-12, Abschnitt 10.2.2.2* noch der für Kassettenprofile adaptierte Berechnungsansatz nach *DIN EN 1993-1-3:2010-12, Abschnitt 10.1.4.2* eine Erhöhung des Abstandes der Verbindungen mit der Außenschale s_1 zufriedenstellend abbilden. Anhand von weiteren numerischen Berechnungen wurde gezeigt, dass die Gebrauchstauglichkeit einer Hybridfassade in Einzelfällen nicht sichergestellt ist, wenn die Eigenlast einer Sandwichelement-Außenschale vollständig über die Kassettenprofile abgetragen wird. Darüber hinaus wurde grundsätzlich gezeigt, welchen Einfluss Eigenlasten auf die Gurteindrehung und die Traglast von Kassettenprofilen haben. Anhand von Parameterstudien zur Aussteifung der Kassettenprofile in ihrer Längsrichtung wurde mit dem Finite-Elemente-Modell gezeigt, dass der Abstand der Verbindungen mit der Außenschale s_1 in Hybridfassaden mit vertikal verlegten Sandwichelementen einen ähnlichen Einfluss auf das Tragverhalten hat, wie in klassischen Kassettenprofilfassaden der ersten Generation. Darüber hinaus kann die von den Sandwichelementen bereitgestellte zusätzliche Steifigkeit die Traglast der Kassettenprofile bei positiver Biegemomentenbeanspruchung um etwa 5 bis 25 % erhöhen. Weiterführend wurde gezeigt, dass ein undefiniertes Bauteilversagen infolge der Querbeanspruchung der Sandwichelemente nur ausgeschlossen werden kann, wenn der Abstand s_1 bei Hybridsanierungen hinreichend groß gewählt wird. Abschließend wurden die zuvor experimentell, analytisch und numerisch gewonnenen Erkenntnisse zu Kassettenprofilen mit Aussteifung durch Sandwichelemente in einer mechanischen Modellvorstellung zusammengefasst.

In Kapitel 7 wurden aus den zuvor gewonnenen Erkenntnissen zu Kassettenprofilen mit Aussteifung durch Sandwichelemente Konstruktionsregeln und ein Bemessungskonzept für den statischen Nachweis von Hybridsanierungen abgeleitet. Wesentlicher Bestandteil dieser Konstruktionsregeln ist, dass bei Hybridsanierungen mit vertikal verlegten Sandwichelementen eine verdeckte Befestigung der Sandwichelemente in ihren Längsfugen gewählt werden sollte.

In Kapitel 8 wurde untersucht, welchen Einfluss der Lastfall Temperaturdifferenz auf das Tragverhalten von Hybridfassaden hat und mit welchen bauphysikalischen und mechanischen Modellen und Berechnungsansätzen dieses Tragverhalten abgebildet werden kann. Berücksichtigt man bei der Berechnung der Bemessungs-Deckschichttemperatur T_1 der inneren Deckschicht der Sandwichelemente die Kassettenprofile und die bereits vorhandene Dämmung, sind die bemessungsrelevanten Temperaturgradienten ΔT_{SWE} in einer Hybridfassade etwa 20 bis 30 % geringer, als in einer klassischen Sandwichfassade. Dies konnte mit einem analytischen Berechnungsansatz bestimmt werden, der zuvor anhand der Ergebnisse experimenteller Untersuchungen verifiziert und validiert wurde. Dabei zeigte sich, dass der

lokale Einfluss der Wärmebrücken im Bereich der Stege der Kassettenprofile und im Bereich der Längsfugen der Sandwichelemente bei der Bestimmung der Deckschichttemperatur der inneren Deckschicht der Sandwichelemente vernachlässigt werden kann, sodass vereinfachend von konstanten Deckschichttemperaturen ausgegangen werden kann. Den Verbindungen zwischen den Kassettenprofilen und den Sandwichelementen kann in einer Hybridfassade bei abhebender Belastung in guter Näherung eine konstante Federsteifigkeit k_t zugeordnet werden, die zu einer deutlichen Reduktion der in den Temperaturdifferenz-Lastfällen rechnerisch entstehenden Zwängungskräften führt: Unter beispielhaft gewählten Randbedingungen können die für den statischen Nachweis einer Hybridsanierung relevanten Schnittgrößen um mehr als 50 % reduziert werden. Dies konnte anhand der Ergebnisse experimenteller und numerischer Untersuchungen gezeigt werden. Die Federsteifigkeit k_t ist vorwiegend abhängig von der Querschnittsgeometrie der Kassettenprofile und dem Abstand der Verbindungspunkte s_1 , sodass für übliche Kassettenprofilquerschnitte mit der Methode der Finiten Elemente konservative Näherungswerte für die Federsteifigkeit k_t ausgewiesen werden konnten. Weiterführend wurde untersucht, welchen Einfluss die effektive Biegesteifigkeit von Kassettenprofilen auf die infolge eines Temperaturgradienten zwischen den Deckschichten der Sandwichelemente entstehenden Zwängungskräfte hat. Anhand von numerischen Untersuchungen wurde gezeigt, dass die Berücksichtigung der effektiven Biegesteifigkeit der Kassettenprofile in einer Hybridfassade mit vertikal verlegten Sandwichelementen dazu führt, dass die in den Temperaturdifferenz-Lastfällen rechnerisch auftretenden Zwängungskräfte unter beispielhaft betrachteten Randbedingungen um mehr als 80 % reduziert werden können.

In Kapitel 9 wurden aus den zuvor gewonnenen Erkenntnissen zu den Temperaturdifferenz-Lastfällen in einer Hybridfassade mit vertikal verlegten Sandwichelementen Bemessungshilfen zur Bestimmung der bemessungsrelevanten Temperaturgradienten und zur Bestimmung der Federsteifigkeit der Verbindungen zwischen den Sandwichelementen und den Kassettenprofilen sowie ein Leitfaden zur Schnittgrößenermittlung in den Temperaturdifferenz-Lastfällen abgeleitet.

In Kapitel 10 wurde ein Berechnungsbeispiel dargestellt, bei dem das Berechnungsverfahren für veränderte Windlastannahmen, die Konstruktionsregeln und das Bemessungskonzept zu Kassettenprofilen mit Aussteifung durch Sandwichelemente sowie die Bemessungshilfen zu den Temperaturdifferenz-Lastfällen zusammenhängend angewendet werden. Mit diesem Berechnungsbeispiel konnte gezeigt werden, dass es nun praxistauglich möglich ist, den erneuten statischen Nachweis der Kassettenprofile bei einer Hybridsanierung zu führen. Das Berechnungsbeispiel wurde mit abschließenden Empfehlungen für die Planung und die Durchführung von Hybridsanierungen in der Praxis ergänzt.

11.2 Ausblick

Der Stand der wissenschaftlichen Erkenntnisse zum Bauteilverhalten von Kassettenprofilen wird mit der vorliegenden Dissertation weitergeführt. Hierbei ist selbstverständlich, dass mit einer einzelnen Arbeit nicht alle vorhandenen Wissenslücken geschlossen werden können, sodass offene Fragestellungen verbleiben. Darüber hinaus zeigt die vorliegende Dissertation neue wissenschaftlich-technische Fragestellungen auf, aus denen sich neue Forschungsansätze ergeben.

Die wesentlichen Anknüpfungspunkte zukünftiger Forschung werden im Folgenden kurz zusammengefasst:

- Mit den aktuellen mechanischen Modellen und analytischen Berechnungsansätzen ist es nicht möglich, die Biegemomententragfähigkeit von marktüblichen Kassettenprofilen hinreichend genau zu bestimmen. Es wird daher empfohlen, die Berechnungsansätze für eine analytische Bestimmung der Biegemomententragfähigkeit von Kassettenprofilen weiterzuentwickeln.

Aktuell sind die Bemessungsregeln für eine analytische Bestimmung der Biegemomententragfähigkeit von Kassettenprofilen in *DIN EN 1993-1-3:2010-12* [88], *Abschnitt 10.2.2* verankert. Die dort bereitgestellten Bemessungsregeln dürfen nicht für alle Kassettenprofile angewendet werden. Darüber hinaus sind sie teilweise mehrdeutig formuliert und ihre Anwendung ist mit einem erheblichen Berechnungsaufwand verbunden. Dies gilt insbesondere, weil bei der Berechnung weitere Abschnitte von *DIN EN 1993-1-3:2010-12* sowie eine weitere Norm (*DIN EN 1993-1-5:2010-12* [93]) Anwendung finden, ohne dass die notwendigen Informationen an einer Stelle gebündelt wären. Es wird daher auch empfohlen, die bereits vorhandenen technischen Regelwerke zu überarbeiten. Die genannten Anwendungsgrenzen sollten hinterfragt werden und die Bemessungsregeln sollten derart konkretisiert werden, dass eine sichere und praxistaugliche Anwendung ermöglicht wird.

- Die experimentelle Bestimmung der Biegemomententragfähigkeit von Kassettenprofilen ist aktuell nicht eindeutig geregelt. Derzeit findet ein Konglomerat aus *DIN EN 1993-1-3:2010-12* [88], *DIN EN 1993-1-3:2010-12/NA* [89], *DIN 18807-2:1987-06* [83], *DIN 18807-2/A1:2001-05* [84] und den *Ergänzenden Prüfgrundsätzen für Stahlkassettenprofiltafeln* [76] Anwendung. Dieser Zusammenschluss unterschiedlicher Regelwerke bietet dem Anwender an einigen Stellen einen Interpretationsspielraum, der teilweise zu stark abweichenden Prüfergebnissen führen kann. Auch die

Auswertung der Prüfergebnisse ist derzeit nicht eindeutig geregelt, sodass die Auswertung sowohl nach *DIN EN 1993-1-3:2010-12*, als auch nach *DIN 18807-2:1987-06* erfolgen kann. Es sollte daher wissenschaftlich untersucht werden, unter welchen Randbedingungen das reale Bauteilverhalten der Kassettenprofile bestmöglich abgebildet wird, um anschließend eindeutige technische Regeln bereitzustellen. Diese technischen Regeln sollten dann in einem einzelnen Regelwerk zusammengefasst werden.

- In *DIN EN 1993-1-3:2010-12* [88] finden sich keine Angaben, inwieweit Eigenlasten beim statischen Nachweis einer Kassettenprofilfassade berücksichtigt werden müssen. Die in *DIN 18807-3/A1:2001-05* [86] verankerte Regel, dass Eigenlasten bis zu einem Gewicht von $0,23 \text{ kN/m}^2$ vernachlässigt werden dürfen, stammt vermutlich aus der Anfangszeit dieser Bauweise, in der Kassettenprofile nur geringe Bauhöhen aufwiesen. Es sollten daher weiterführende Untersuchungen zum Abtrag von Eigenlasten in Kassettenprofilfassaden durchgeführt werden, um anschließend aktualisierte technische Regeln bereitstellen zu können.
- Der Einfluss von zwischen den Stegen einliegender Dämmung auf das Tragverhalten von Kassettenprofilen wurde bislang nicht ausreichend wissenschaftlich untersucht. Es wird davon ausgegangen, dass marktübliche Mineralwolle in Kassettenprofilfassaden sowohl einen Einfluss auf das Biegetragverhalten, als auch auf die infolge von Eigenlasten entstehenden Verformungen hat. Diesbezüglich sollten weitere Forschungen durchgeführt werden, um die Forschungsergebnisse anschließend in zukünftigen technischen Regelwerken zu verankern.
- Das Tragverhalten von in Querrichtung in ihrer Ebene beanspruchten Sandwichelementen sollte weiter untersucht werden. Hierbei sollte der Ansatz verfolgt werden, Bauteilstandards zu definieren, mit denen die Steifigkeit k_1 der profilierten Längsfugen bei Druckbeanspruchung abgeschätzt werden kann. Ist diese Steifigkeit bekannt, könnten bei Hybridanierungen mit vertikal verlegten Sandwichelementen die von der Sandwichelement-Außenschale bereitgestellten Tragreserven berücksichtigt werden.
- Es verbleibt eine Wissenslücke hinsichtlich des Einflusses unterschiedlicher Verbindungsmittel auf die Steifigkeit k_t der abhebend belasteten Verbindungen zwischen den Kassettenprofilen und den Sandwichelementen in einer Hybridfassade. Diesbezüglich sollten weiterführende Untersuchungen durchgeführt werden, sodass möglicherweise genauere Federsteifigkeiten k_t , als in Tabelle 9.3 dargestellt, ausgewiesen werden

können, mit denen die in den Temperaturdifferenz-Lastfällen rechnerisch entstehenden Zwängungskräfte weiter reduziert werden können.

- Es verbleibt eine Wissenslücke hinsichtlich der Bestimmung der effektiven Biegesteifigkeit E_{eff}^+ von positiv biegebeanspruchten Hybridquerschnitten. Dieser Querschnittswert ist bei der Schnittgrößenermittlung in den Temperaturdifferenz-Lastfällen erforderlich, sodass bislang in der Praxis lediglich konservative Ansätze gewählt werden können. Diesbezüglich sollten daher weitere Forschungen durchgeführt werden.
- Veränderte Windlastannahmen und die Temperaturdifferenz-Lastfälle können auch unter Berücksichtigung der im Rahmen der vorliegenden Dissertation gewonnen Erkenntnisse dazu führen, dass der erneute statische Nachweis der Kassettenprofile im Rahmen einer Hybridsanierung im Einzelfall nicht geführt werden kann. Es sollte daher weiterführend untersucht werden, wie es wirtschaftlich möglich ist, bestehende Kassettenprofilfassaden für eine Hybridsanierung mit vertikal verlegten Sandwichelementen statisch zu ertüchtigen.

Diese Arbeit ist als Beitrag zur Forschung und Entwicklung im Bereich des Stahlleichtbaus zu verstehen, die den aktuellen Forschungsstand aufgreift und in Teilen weiterentwickelt. Die in der vorliegenden Dissertation bereitgestellten Berechnungsverfahren, Bemessungskonzepte und Bemessungshilfen sind durchgehend kompatibel mit den aktuellen Eurocodes, sodass unmittelbar nach der Veröffentlichung mit der energetischen Sanierung von Kassettenprofilfassaden mit einer neuen Außenschale aus Sandwichelementen begonnen werden kann.

12 Literatur

12.1 Fachliteratur

- [1] *Allen, H. G., Neal, B. G.*: Analysis and Design of Structural Sandwich Panels: The Commonwealth and International Library: Structures and Solid Body Mechanics Division. Burlington: Elsevier Science, 1969.
- [2] *ANSYS Inc.*: ANSYS Mechanical APDL Element Reference V15.0. Canonsburg, 2013.
- [3] *Baehre, R., Buca, J.*: Der Einfluß der Schubsteifigkeit der Außenschale auf das Tragverhalten von zweischaligen Dünnschalen-Fassadenkonstruktionen: Bauingenieur 68, 1993.
- [4] *Baehre, R., Buca, J., Egner, R.*: Empfehlungen zur Bemessung von Kassettenprofilen: Festschrift Prof. Dr.-Ing. Richard Schardt, 1990. S. 129–150.
- [5] *Beahre, R., Buca, J.*: Die wirksame Breite des Zuggurtes von biegebeanspruchten Kassetten. Stahlbau 55, 1986. S. 276–285.
- [6] *Bernard, E. S., Bridge, R. Q., Hancock, G. J.*: Flange curling in profiles steel decks. Thin Walled Structures 25, 1996. S. 1–29.
- [7] *Böttcher, M., et al.*: Dokumentation 588 - Dach- und Fassadenelemente aus Stahl - Erfolgreich planen und konstruieren. Düsseldorf: Stahl-Informations-Zentrum, 2007.
- [8] *Chwalla, E.*: Die Formel zur Berechnung der voll-mittragenden Breite dünner Gurt- und Rippenplatten. Stahlbau 9, 1936. S. 73–78.
- [9] *Davies, J. M.*: Cassette Wall Construction: Current Research and Practice. Advances in Steel Structures, Vol. I, 2002.
- [10] *Davies, J. M.*: Light gauge steel cassette wall construction - theory and practice. Journal of Constructional Steel Reserch 62, 2006. S. 1077–1086.
- [11] *Davies, J. M., Chiu, R.*: Flange curling in slender sections. Thin Walled Structures, 2018.
- [12] *Davies, J. M., Fragos, A. S.*: Shear strength of empty and infilled cassettes. Thin Walled Structures 41, 2003. S. 109–125.
- [13] *Davies, J. M., Fragos, A. S.*: The local shear buckling of thin-walled cassettes infilled by rigid insulation. Journal of Constructional Steel Reserch 60, 2004. S. 581–599.
- [14] *Davies, J. M., Voutay, P. A.*: Analysys of cassette sections in compression. Advances in Steel Structures, Vol. I, 2002.

- [15] *Dubas, P., Gehri, E.*: Behaviour and design of steel plated structures. ECCS Publication No. 44, 1986.
- [16] *Dürr, M.*: Die Stabilisierung biegedrillknickgefährdeter Träger durch Sandwichelemente und Trapezbleche. Stahlbau 77, 2008. S. 388.
- [17] *ECCS TWG 7.5: No 123: Worked examples according to EN 1993-1-3, Eurocode 3, Part 1.3: ECCS, 2008.*
- [18] *Eggersglüß, L.*: Analytische und numerische Untersuchungen zum Tragverhalten von Stahl-Kassettenprofilen mit einer Außenschale aus Sandwichelementen. Masterthesis: TU Dortmund, Lehrstuhl Stahlbau, 2016.
- [19] *Feldmann, M., Pyschny, D., Brieden, M., Kuhnhenne, M.*: Effektive Wärmedämmung bei Anwendung von Stahl-Kassettenprofilen. Stahlbau 82, 2013. S. 819–827.
- [20] *Förster, A.*: Numerische Analyse zum Tragverhalten von Sandwichelementen bei unterschiedlichen Randbedingungen. Bachelorthesis: TU Dortmund, Lehrstuhl Stahlbau, 2013.
- [21] *Gross, D., Hauger, W., Schröder, J.*: Technische Mechanik 1-3: Statik, Elastostatik und Kinematik, 2016.
- [22] *Hanf, M.*: Zuschrift zu: Aussteifung und Stabilisierung von Bauteilen und Tragwerken durch Sandwichelemente. Stahlbau 79 (2010), H.5, S.336–344. Stahlbau 79, 2010. S. 775–776.
- [23] *Hansen, P.*: Entwicklung eines energetischen Sanierungsmodells für den europäischen Wohngebäudesektor unter dem Aspekt der Erstellung von Szenarien für Energie- und CO₂-Einsparpotenziale bis 2030: Forschungszentrum Jülich, 2010.
- [24] *Heil, W.*: Stabilisierung von biegedrillknickgefährdeten Trägern durch Trapezblechscheiben. Stahlbau 63, 1994. S. 169–178.
- [25] *Höglund, T., Strömberg, J.*: Cold-formed profiles and sheeting. Stockholm: Swedish Institute of Steel Construction, 2006.
- [26] *Jönsson, J., Ramonas, G.*: Flange Curling in Cold Formed Profiles. Proceedings of Nordic Steel Construction Conference, 2012.
- [27] *Jungbluth, O.*: Verbund- und Sandwichtragwerke. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 1986.
- [28] *Kaitila, O.*: Web Crippling of Cold-Formed Thin-Walled Steel Cassettes: Dissertation. Helsinki, 2004.
- [29] *Kalameya, J.*: Zur Tragfähigkeit von druck- und biegebeanspruchten C-Profilen aus Stahl: Dissertation. Dortmund, 2008.

-
- [30] *Käpplein, S.*: Sandwichelemente als tragende und aussteifende Bauteile: Dissertation: Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine (VAKA), 2016.
- [31] *Käpplein, S., Misiek, T.*: Stabilisierung von Bauteilen durch Sandwichelemente - Kopplung mit quasi-starren Auflagern. Stahlbau 82, 2013. S. 828–832.
- [32] *Käpplein, S., Ummenhofer, T.*: Querkraftbeanspruchte Verbindungen von Sandwichelementen. Stahlbau 80, 2011. S. 600–607.
- [33] *Käpplein, S., Ummenhofer, T., Berner, K.*: Stabilisierung von Bauteilen durch Sandwichelemente. Stahlbau 81, 2012. S. 951–958.
- [34] *Kármán, T.* von: Enzyklopädie der Math. Wissenschaften: Band 4. Leipzig, 1910.
- [35] *Kármán, T. von, et. al.*: The strength of thin plates in compression. Transactions of the american society of mechanical engineers, 1932. S. 53–57.
- [36] *Koschade, R.*: Sandwichbauweise: Konstruktion, Systembauteile, Ökologie. München: Inst. für intern. Architektur-Dok, 2011.
- [37] *Kuhlmann, U.* (Hg.): 2010 Stahlbau Kalender. Berlin: Ernst & Sohn a Wiley company, 2010.
- [38] *Kuhnhenne, M., Brieden, M., Ungermann, D., Wiegand, A.*: Bauen im Bestand – Lösungen für Dach und Fassade in Stahlleichtbauweise. Stahlbau 86, 2017. S. 862–872.
- [39] *Kuhnhenne, M., Brieden, M., Ungermann, D., Wiegand, A.*: Neue Lösungen zur energetischen Ertüchtigung von Gebäudehüllen in Stahlleichtbauweise. Stahlbau 87, 2018. S. 1072–1083.
- [40] *Kuhnhenne, M., Ungermann, D., Brieden, M., Wiegand, A.*: Bauen im Bestand - Lösungen für Dach und Fassade in Stahlleichtbauweise. Düsseldorf: Verlag und Vertriebsgesellschaft mbH, April 2019.
- [41] *Lange, J., Berner, K.*: Sandwichelemente im Hochbau. In: Kuhlmann, U. (Hg.): 2010 Stahlbau Kalender. Berlin: Ernst & Sohn a Wiley company, 2010. S. 643–699.
- [42] *Lange, J., Rädcl, F.*: Festschrift Jörg Lange: Kolloquium zum 60. Geburtstag von Herrn Prof. Dr.-Ing. Jörg Lange: TU Darmstadt, 2018.
- [43] *Lange, J., Suppes, A.*: Prüfbericht Nr. 12-49p (Rev. c) Experimentelle Untersuchungen zur Bestimmung der Tragfähigkeit von Hybridkonstruktionen. Darmstadt, 2013.
-

- [44] *Lecce, M., Rasmussen, K. J.R.*: Nonlinear flange curling in wide flange sections. *Journal of Constructional Steel Research* 64, 2008. S. 779–784.
- [45] *Lübke, S.*: Zur Tragfähigkeit von Sandwichelementen unter lokaler Beanspruchung: Dissertation: TU Dortmund Lehrstuhl Stahlbau, 2014.
- [46] *Meier, B.*: Sandwichelemente für Dach und Wand: Statische Bemessung nach EN 14509, bauaufsichtlichen Zulassungen, ECCS - mit Beispielen. Wilnsdorf, 2013.
- [47] *Misiek, T., Käpplein, S.*: Tragverhalten von Stahlkassettenprofilen mit direkt oder indirekt befestigter Außenschale. *Stahlbau* 84, 2015. S. 875–889.
- [48] *Möller, R., Pöter, H., Schwarze, K.*: Planen und Bauen mit Trapezprofilen und Sandwichelementen: Gestaltung, Planung, Ausführung: Ernst und Sohn, 2011.
- [49] *Plantema, F. J.*: Sandwich construction. The bending and buckling of sandwich beams, plates, and shells. New York: John Wiley & Sons, 1996.
- [50] *Pötting, C. L.*: Vergleichende Bemessung von Stahlkassettenprofilen nach DIN und Eurocode. Bachelorthesis: TU Dortmund, Lehrstuhl Stahlbau, 2016.
- [51] *Pyschny, D.*: Optimierung neuartiger Kassettenprofile hinsichtlich ihrer wärmeschutztechnischen und mechanischen Eigenschaften: Dissertation. Aachen, 2019.
- [52] *Raabe, O., Pfaff, U.*: Gutachterliche Stellungnahme Nr. Z-1310: für Kassetten Typ K 100/600.1 und K 160/600.1 mit Trapezprofilen Typ T40.1 bzw. Sandwichelementen Typ isowand vario ML80 im Rahmen von orientierenden Vorversuchen. Darmstadt, 2013.
- [53] *Reissner, E.*: The effect of transverse shear deformation on the bending of elastic plates. *ASME Journal of Applied Mechanics* 12, 1945. S. 68–77.
- [54] *Schardt, R.*: Eine Erweiterung der Technischen Biegetheorie zur Berechnung prismatischer Falwerke. *Stahlbau* 35, 1966. S. 161–171.
- [55] *Schweyher, T. J.*: Numerische Simulation zum Tragverhalten eines Kassettenprofils. Bachelorthesis: TU Dortmund, Lehrstuhl Stahlbau, 2016.
- [56] *Stamm, K., Witte, H.*: Sandwichkonstruktionen: Berechnung, Fertigung, Ausführung. Vienna: Springer, 1974.
- [57] *Timoshenko, S. P.*: On the correction factor for shear of the differential equation for transverse vibrations of bars of uniform cross-section. *Philosophical Magazine*, 1921. S. 744.

-
- [58] *Torsakul, S.*: Modellierung und Simulation eines Verbunds von Sandwichplatten zur Entwicklung einer mechanischen Verbindungstechnik: Dissertation. Aachen, 2007.
- [59] *Ungermann, D., Floerke, P., Fritzsche, N., Wiegand, A.*: Architektonisch qualitätvolle Sandwichfassaden. Düsseldorf: Verlag und Vertriebsgesellschaft mbH, April 2016.
- [60] *Ungermann, D., Fritzsche, N., Wiegand, A., Floerke, P.*: Architektonisch qualitätvolle Sandwichfassaden für den Büro- und Verwaltungsbau. Stahlbau 84, 2015. S. 908–914.
- [61] *Ungermann, D., Wiegand, A.*: Architectural and technical high-quality façades made from sandwich panels. Treviso, 24. Oktober 2014.
- [62] *Winter, G.*: Stress distribution in and equivalent width of flanges: Technical note no. 784. National advisory committee for aeronautics, 1940.
- [63] *Winter, G.*: Strength of thin steel compression flanges. Transactions of the American Society of Civil Engineers, 1947. S. 527–554.
- [64] *Winter, G.*: Performance of thin steel compression flanges. IABSE congress report 3, 1948.

12.2 Normen, Regelwerke und Vorschriften

- [65] *Deutsches Institut für Bautechnik*: Allgemeine Bauaufsichtliche Zulassung Nr. Z-10.49-525, Sandwichelemente "Ondatherm", "Pflaum P2" und Promisol S1000" nach EN 14509 mit Stahldeckschichten und einem Kernwerkstoff aus Polyurethan-Hartschaum. Berlin, 2014.
- [66] *Deutsches Institut für Bautechnik*: Allgemeine bauaufsichtliche Zulassung Z-14.1-466, Wandkassetten-System "Steelrock Plus". Berlin, Januar 2015.
- [67] *Deutsches Institut für Bautechnik*: Allgemeine bauaufsichtliche Zulassung Z-14.1-421, ISOVER Metac Wandkassetten-System. Berlin, April 2017.
- [68] *HOESCH Bausysteme*: Hoesch Kassette - Querschnitts- und Bemessungswerte EN 1993-1-3 EC3: Produktionsstandort Deutschland Info 4.5.6.
- [69] *Industrieverband für Bausysteme im Metalleichtbau IFBS e. V.*: Allgemeine Bauaufsichtliche Zulassung Nr. Z-10.4-345: Sandwichelemente mit PUR-Schaumkern und Stahldeckschichten für Dach und Wand.
- [70] *Industrieverband für Bausysteme im Metalleichtbau IFBS e. V.*: 4.05 Bauphysik: Ermittlung der Wärmeverluste an zweischaligen Dach- und Wandaufbauten, Dezember 2004.

- [71] *Industrieverband für Bausysteme im Metalleichtbau IFBS e. V.:* 5.08 Statik: Bemessung von Sandwichbauteilen, März 2006.
- [72] *Industrieverband für Bausysteme im Metalleichtbau IFBS e. V.:* Fachregeln des Metalleichtbaus - Planung und Ausführung, Januar 2014.
- [73] *Industrieverband für Bausysteme im Metalleichtbau IFBS e. V.:* 4.02 Bauphysik: Fugendichtheit im Stahleichtbau, November 2014.
- [74] *Landesdirektion Sachsen - Landesstelle für Bautechnik:* Prüfbescheid Nr. T14-206 - Münker M Kassettenprofile, Dezember 2014.
- [75] *Deutscher Ausschuss für Stahlbau:* DASt-Richtlinie 016: Stahlbau-Verlagsgesellschaft. Ausgabe 1988.
- [76] *Deutsches Institut für Bautechnik:* Ergänzende Prüfgrundsätze für Stahlkassetten-Profiltafeln. Ausgabe Februar 1998.
- [77] *ECCS/CIB Report:* Preliminary European Recommendations for Sandwich Panels, Part I Design. Ausgabe Oktober 2000.
- [78] DIN 1055-4. *Deutsches Institut für Normung e. V.:* Lastannahmen für Bauten - Verkehrslasten - Windlasten nicht schwingungsanfälliger Bauwerke. Ausgabe Mai 1977.
- [79] DIN 1055-4. *Deutsches Institut für Normung e. V.:* Lastannahmen für Bauten - Verkehrslasten - Windlasten bei nicht schwingungsanfälligen Bauwerken. Ausgabe August 1986.
- [80] DIN 1055-4. *Deutsches Institut für Normung e. V.:* Einwirkungen auf Tragwerke Teil 4: Windlasten. Ausgabe März 2005.
- [81] DIN 4108-4. *Deutsches Institut für Normung e. V.:* Wärmeschutz und Energie-Einsparung in Gebäuden - Teil 4: Wärme- und feuchteschutztechnische Bemessungswerte. Ausgabe März 2017.
- [82] DIN 18807-1. *Deutsches Institut für Normung e. V.:* Trapezprofile im Hochbau; Stahltrapezprofile; Allgemeine Anforderungen, Ermittlung der Tragfähigkeitswerte durch Berechnung. Ausgabe Juni 1987.
- [83] DIN 18807-2. *Deutsches Institut für Normung e. V.:* Trapezprofile im Hochbau; Stahltrapezprofile; Durchführung und Auswertung von Tragfähigkeitsversuchen. Ausgabe Juni 1987.
- [84] DIN 18807-2/A1. *Deutsches Institut für Normung e. V.:* Trapezprofile im Hochbau, Stahltrapezprofile, Durchführung und Auswertung von Tragfähigkeitsversuchen; Änderung A1. Ausgabe Mai 2001.

-
- [85] DIN 18807-3. *Deutsches Institut für Normung e. V.*: Trapezprofile im Hochbau; Stahltrapezprofile; Festigkeitsnachweis und konstruktive Ausbildung. Ausgabe Juni 1987.
- [86] DIN 18807-3/A1. *Deutsches Institut für Normung e. V.*: Trapezprofile im Hochbau, Stahltrapezprofile, Festigkeitsnachweis und konstruktive Ausbildung; Änderung A1. Ausgabe Mai 2001.
- [87] DIN EN 1990. *Deutsches Institut für Normung e. V.*: Eurocode: Grundlagen der Tragwerksplanung. Ausgabe Dezember 2010.
- [88] DIN EN 1993-1-3. *Deutsches Institut für Normung e. V.*: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Allgemeine Regeln - Ergänzende Regeln für kaltgeformte Bauteile und Bleche. Ausgabe Dezember 2010.
- [89] DIN EN 1993-1-3/NA. *Deutsches Institut für Normung e. V.*: Nationaler Anhang - National festgelegte Parameter - Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Allgemeine Regeln - Ergänzende Regeln für kaltgeformte dünnwandige Bauteile und Bleche. Ausgabe Dezember 2010.
- [90] DIN EN 10346. *Deutsches Institut für Normung e. V.*: Kontinuierlich schmelztauchveredelte Flacherzeugnisse aus Stahl zum Kaltumformen - Technische Lieferbedingungen. Ausgabe Oktober 2015.
- [91] DIN EN 14509. *Deutsches Institut für Normung e. V.*: Selbsttragende Sandwich-Elemente mit beidseitigen Metalldeckschichten – Werkmäßig hergestellte Produkte – Spezifikationen. Ausgabe Dezember 2013.
- [92] DIN EN 1991-1-4. *Deutsches Institut für Normung e. V.*: Eurocode 1: Einwirkungen auf Tragwerke – Teil 1-4: Allgemeine Einwirkungen – Windlasten; Deutsche Fassung. Ausgabe Dezember 2010.
- [93] DIN EN 1993-1-5. *Deutsches Institut für Normung e. V.*: Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-5 Plattenförmige Bauteile. Ausgabe Dezember 2010.
- [94] DIN EN 1994-1-1. *Deutsches Institut für Normung e. V.*: Eurocode 4: Bemessung und Konstruktion von Verbundtragwerken aus Stahl und Beton - Teil 1-1 Allgemeine Bemessungsregeln und Anwendungsregeln für den Hochbau. Ausgabe Dezember 2010.
- [95] DIN EN ISO 6892-1. *Deutsches Institut für Normung e. V.*: Metallische Werkstoffe – Zugversuch - Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur. Ausgabe Februar 2017.
- [96] DIN EN ISO 6946. *Deutsches Institut für Normung e. V.*: Bauteile – Wärmedurchlasswiderstand und Wärmedurchgangskoeffizient – Berechnungsverfahren. Ausgabe April 2008.
-

12.3 Sonstige Literatur

- [97] *bauforumstahl e. V.*: Typenhallen aus Stahl, Musterstatik: Überarbeitete Ausgabe Nr. B501, Juni 2016.
- [98] *Bundesministerium für Wirtschaft und Energie (BMWi)*: Energieeffizienzstrategie Gebäude - Wege zu einem nahezu klimaneutralen Gebäudebestand. Berlin, 2015.
- [99] *Bundesministerium für Wirtschaft und Technologie (BMWi)*: Energiekonzept für eine umweltschonende, zuverlässige und bezahlbare Energieversorgung, 28. September 2010.
- [100] *Enquete-Kommission „Schutz des Menschen und der Umwelt“ des 13. Deutschen Bundestages*: Stoffströme und Kosten in den Bereichen Bauen und Wohnen, Konzept Nachhaltigkeit, 1999.
- [101] *Ministerium des Inneren des Landes Nordrhein-Westfalen*: Bauordnung für das Land Nordrhein-Westfalen: Landesbauordnung 2018 – BauO NRW 2018, September 2019.
- [102] *Statistisches Bundesamt (DESTATIS)*: Bauen und Wohnen - Baugenehmigungen / Baufertigstellungen 2014, 2015.
- [103] *Statistisches Bundesamt (DESTATIS)*: Preise - Daten zur Energiepreisentwicklung - Lange Reihen von Januar 2000 bis März 2018. Wiesbaden, 2018.
- [104] Verordnung zur Änderung der Energieeinsparverordnung über energiesparenden Wärmeschutz und energiesparende Anlagentechnik bei Gebäuden: EnEV, 21 November 2013.
- [105] *Fachkommission Bautechnik der Bauministerkonferenz (ARGEBAU)*: Hinweise und Beispiele zum Vorgehen beim Nachweis der Standsicherheit beim Bauen im Bestand: DIBt. Ausgabe April 2008.

12.4 Software

- [106] Abaqus: Abaqus FEA.
- [107] ANSYS: ANSYS Inc.
- [108] AutoCAD 2016: AutoDesk.
- [109] Excel: Microsoft inc.
- [110] PM - Sandwich: Pöter und Möller GmbH.
- [111] R-Stab: Ingenieur Software Dlubal GmbH.
- [112] SandEXCEL 1: iS-engineering GmbH.

- [113] Sandstat: iS-engineering GmbH.
- [114] SOFiSTiK: SOFiSTiK AG.
- [115] traceparts.com, Kauf- und Normteilsammlung von 3D- und 2D-CAD-Daten: TraceParts GmbH.

Anhang A: Zusammenstellung der betrachteten experimentellen Untersuchungen

Biegeversuche: Kassettenprofile mit Trapezprofil-Außenschale

TU Darmstadt, 2012-2013

Bezeichnung	Versuchsbeschreibung und Versuchsparameter	Anzahl d. Versuche	Betrachtet in Kapitel	Quelle
K100_T40_3_1 bis K100_T40_3_4	Biegeversuch pos. Moment Kassette 100 mm mit Trapezprofil 40 mm	4	6.2.2	[43]
K160_T40_4_1 bis K160_T40_4_4	Biegeversuch pos. Moment Kassette 160 mm mit Trapezprofil 40 mm	4	6.2.2	[43]

Biegeversuche: Kassettenprofile mit Sandwichelement-Außenschale

TU Darmstadt, 2012-2013

Bezeichnung	Versuchsbeschreibung und Versuchsparameter	Anzahl d. Versuche	Betrachtet in Kapitel	Quelle
K100_S80_1_1 bis K100_S80_1_5	Biegeversuch pos. Moment Kassette 100 mm mit Sandwich 80 mm	5	6.2.2	[43]
K160_S80_2_1 bis K160_S80_2_4	Biegeversuch pos. Moment Kassette 160 mm mit Sandwich 80 mm	4	6.2.2	[43]

Biegeversuche: Kassettenprofile mit Sandwichelement-Außenschale

TU Dortmund, 2016-2017

Bezeichnung	Versuchsbeschreibung und Versuchsparameter	Anzahl d. Versuche	Betrachtet in Kapitel	Quelle
K100_S120_VB01 bis K100_S120_VB04	Biegeversuch pos. Moment Kassette 100 mm mit Sandwich 120 mm	4	6.2.3	[40]
K100_S120_FM01	Biegeversuch pos. Moment Kassette 100 mm mit Sandwich 120 mm	1	6.2.3	[40]
K100_S120_SB01 bis K100_S120_SB03	Biegeversuch pos. Moment Kassette 100 mm mit Sandwich 120 mm	3	6.2.3	[40]

Bezeichnung	Versuchsbeschreibung und Versuchsparameter	Anzahl d. Versuche	Betrachtet in Kapitel	Quelle
K100_S120_MW01 bis K100_S120_MW02	Biegeversuch pos. Moment Kassette 100 mm mit Sandwich 120 mm	2	6.2.3	[40]
K100_S120_MW03 bis K100_S120_MW04	Biegeversuch pos. Moment Kassette 100 mm mit Sandwich 120 mm	2	6.2.3	[40]
K100_S120_O_VB01 bis K100_S120_O_VB03	Biegeversuch pos. Moment Kassette 100 mm mit Sandwich 120 mm	3	6.2.3	[40]
K100_S120_O_SB01 bis K100_S120_O_SB03	Biegeversuch pos. Moment Kassette 100 mm mit Sandwich 120 mm	3	6.2.3	[40]

Wärmedurchgangsversuche: Kassettenprofile mit Sandwichelement-Außen- schale

RWTH Aachen, 2016

Bezeichnung	Versuchsbeschreibung und Versuchsparameter	Anzahl d. Versuche	Betrachtet in Kapitel	Quelle
„HotBox“-Versuche	Temperaturverlauf in einer Hybridfassade Kassette 100 mm mit Sandwich 120 mm	2-3	8.2.2	[40]

Zug- und Druckversuche: Verbindungssteifigkeit der Kassettenprofile

TU Dortmund, 2016-2017

Bezeichnung	Versuchsbeschreibung und Versuchsparameter	Anzahl d. Versuche	Betrachtet in Kapitel	Quelle
FS01 bis FS03	Zugversuch Verbindungssteifigkeit in einer Hybridfassade Kassette 100 mm b = 300 mm	3	8.3.2	[40]
FS04 bis FS06	Zugversuch Verbindungssteifigkeit in einer Hybridfassade Kassette 100 mm b = 1000 mm	3	8.3.2	[40]
FS07 bis FS09	Druckversuch Verbindungssteifigkeit in einer Hybridfassade Kassette 100 mm b = 300 mm	3	8.3.2	[40]
FS10 bis FS12	Druckversuch Verbindungssteifigkeit in einer Hybridfassade Kassette 100 mm b = 1000 mm	3	8.3.2	[40]

Anhang B: Versuchsaufbau und Versuchsdurchführung der eigenen experimentellen Untersuchungen

B1 Versuchsaufbau

Es wurde ein Versuchsaufbau in Anlehnung an Kapitel 2.2.3.3.3 gewählt. Das folgende Bild B.1 zeigt eine Ansicht des Versuchsaufbaus, Bild B.2 zeigt eine Isometrie des Versuchsaufbaus. Die Spannweite bei allen durchgeführten Versuchen betrug 4800 mm. Die Auflagerbreite betrug 100 mm. Die zu untersuchende Flächenlast wurde bei den eigenen Versuchen durch acht Linienlasten approximiert, die über Kanthölzer aufgebracht wurden.

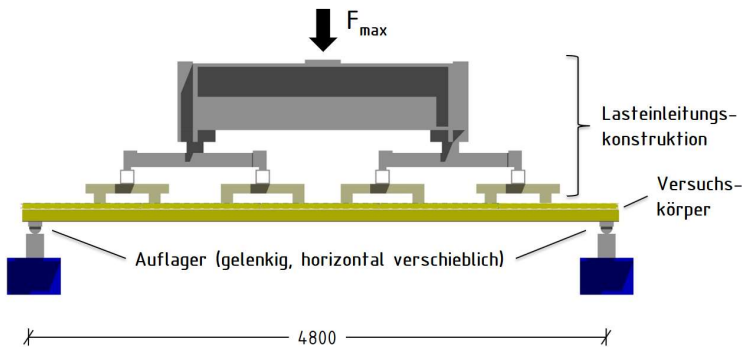


Bild B.1: Ansicht Versuchsaufbau eigene Biegeversuche am Einfeldträger

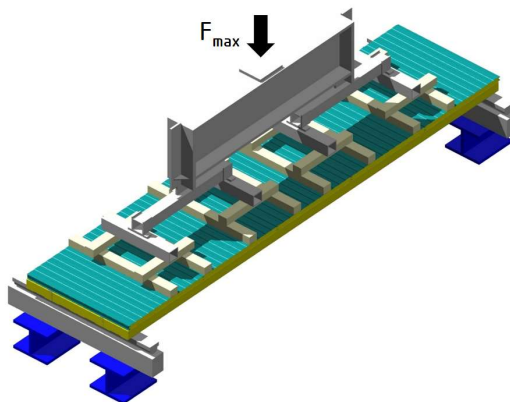


Bild B.2: Isometrie Versuchsaufbau eigene Biegeversuche am Einfeldträger

B2 Versuchskörper

Zur Erstellung der Versuchskörper wurden, in Anlehnung an Bild 2.8 aus Kapitel 2.2.3.3.2, jeweils ein vollständiges Kassettenprofil mit zwei halbierten Kassettenprofilen verbunden. Die Kassettenprofile wurden im Abstand $e_L = 500$ mm im unteren Bereich der Stege entlang ihrer Längsachse mit üblichen Bohrschrauben (4,8 x 20 mm) verschraubt. Bei allen durchgeführten experimentellen Untersuchungen wurden Kassettenprofile mit einer Baubreite von 600 mm, einer Profilhöhe von 100 mm und einer Nennblechdicke von 0,75 mm verwendet. In die vollständigen Kassettenprofile wurden passend vorgefertigte Mineralwoll-Dämmplatten eingelegt. In die halbierten Kassettenprofile wurden händisch mit einer Dämmstoffsäge zugeschnittene Dämmplatten eingelegt.



Bild B.3: Verbundene Kassettenprofile beim Einlegen der Mineralwolle

Als Außenschale wurden je Versuchskörper fünf PUR/PIR-Sandwichelemente mit einer Baubreite von 1000 mm, einer Länge von 1200 mm und einer Kernschichtdicke von 120 mm montiert. Die äußere Deckschicht der Sandwichelemente war bei allen durchgeführten Versuchen mikroprofiliert und hatte eine Nennblechdicke von 0,63 mm, die innere Deckschicht war gesickt und hatte eine Nennblechdicke von 0,5 mm (vgl. Bild 3.7 in Kapitel 3.3.3).

Die Befestigung der Sandwichelemente an den schmalen Kassettenobergurten erfolgte wahlweise verdeckt in den Längsfugen mit zusätzlichen Lastverteilungsplatten, siehe Bild B.4, oder sichtbar in Durchsteckmontage mit einem Längsabstand von 200 mm, siehe Bild B.5.

Die Längsstöße der Sandwichelemente wurden eng anliegend, jedoch ohne mechanische Hilfsmittel wie Spanngurte o. Ä. ausgeführt.

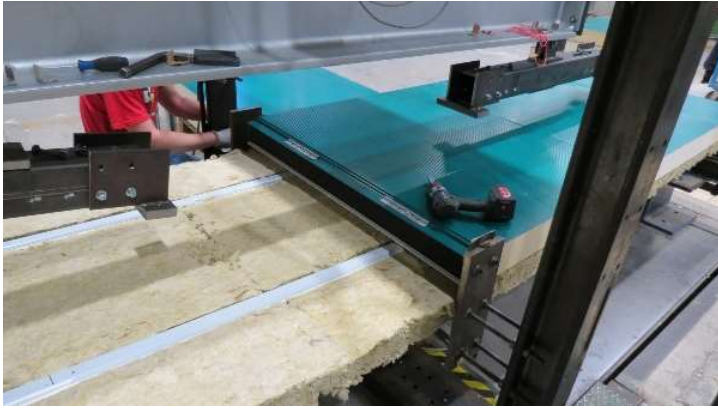


Bild B.4: Verdeckte Befestigung der Sandwichelemente in den Längsfugen mit zusätzlichen Lastverteilungsplatten (Längsabstand $s_1 = 1000$ mm)



Bild B.5: Sichtbare Befestigung der Sandwichelemente in Durchsteckmontage (Längsabstand $s_1 = 200$ mm)

Die Lasteinleitungsstruktur wurde derart angeordnet, dass keine Kanthölzer im Bereich der Längsfugen der Sandwichelemente auflagen, siehe Bild B.6. Zwischen den Kanthölzern und den Sandwichelementen wurde Teflonfolie angeordnet, so wurde die horizontale Verschieblichkeit der Versuchskörper sichergestellt. Größere lokale Verformungen infolge der lokalen Lasteinleitung im Bereich der Kanthölzer konnten während der Versuchsdurchführung nicht beobachtet werden. Folglich war der gewählte Versuchsaufbau geeignet, eine Flächenlast zu approximieren.



Bild B.6: Seitenansicht Versuchskörper

Zur Queraussteifung der halbierten Kassettenprofile wurden in den Fünftelpunkten der Spannweite (Längsabstand 960 mm) C-Profile angeordnet, die an den frei hängenden Rändern mit Schraubzwingen befestigt wurden, siehe Bild B.7. Ohne diese Queraussteifung könnten die aneinander liegenden Stege der einzelnen Kassettenprofile unter vertikaler Belastung auseinanderklaffen („A-Förmig“). Dies ist in eine Kassettenprofilfassade mit vollständigen Kassettenprofilen nicht möglich.



Bild B.7: C-Profile in den Fünftelpunkten zur Queraussteifung der Versuchskörper

Zusätzlich wurden die freien Längsränder der halbierten Kassettenprofile mit Polyethylenschnur an den Schraubzwingen derart an die (deutlich steifere) Außenschale gekoppelt, dass der vertikale Durchhang infolge des Eigengewichts der Kassettenprofile und der Mineralwolle minimiert wurde, siehe Bild B.8.



Bild B.8: PE-Schnur (rot) zur Begrenzung vertikaler Verformungen der freien Ränder der halbierten Kassettenprofile

Zur Erläuterung der genannten Maßnahme zeigt Bild B.9 schematisch die Verformungsfigur der halbierten Kassettenprofile ohne Kopplung der freien Ränder mit den Sandwichelementen. Sie entspricht nicht der tatsächlichen Einbausituation in Kassettenprofilfassaden und führt zu einer ungewollten Schwerpunktverschiebung.

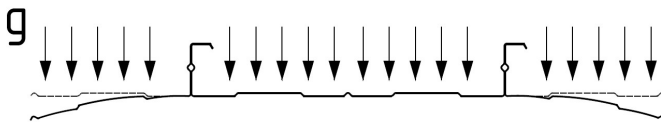


Bild B.9: Verformungsfigur der freien Ränder der halbierten Kassettenprofile infolge Eigengewicht aus Profil und Mineralwolle

Um ein seitliches Ausweichen der Sandwichelement-Außenschale (und damit ein globales Kippen der Stege der Kassettenprofile) zu verhindern, wurden die Sandwichelemente in Feldmitte seitlich gelagert. Die seitliche Lagerung wurde so ausgeführt, dass sie keinen Einfluss auf die vertikalen Verformungen der Versuchskörper hatte.



Bild B.10: Seitliche Lagerung der Außenschale in Feldmitte

B3 Messtechnik

Die Prüflast F_{\max} wurde mit einer Kraftmessdose Typ PM 630 der Firma Schenck oberhalb der Lasteinleitungskonstruktion aufgenommen. Die Lasteinleitungskonstruktion wurde an die Kraftmessdose angehängt, das Eigengewicht der Kanthölzer und der Prüfkörper wurde von der Kraftmessdose nicht erfasst. Vor Beginn der Versuchsdurchführung wurden die Kanthölzer und die einzelnen Prüfkörper mit einer Präzisionswaage gewogen, so konnte das jeweilige Eigengewicht ermittelt werden.

Die vertikalen Verformungen der Versuchskörper infolge der Belastung wurden mit zwei Seilwegaufnehmern (Typ WS10SG der Firma ASM GmbH) in Feldmitte erfasst. Die Messeile wurden mit Magneten neben den Stegen am Untergurt des vollständigen Kassettenprofils befestigt, siehe Bild B.11.



Bild B.11: Seilwegaufnehmer in Feldmitte zur Aufzeichnung der vertikalen Verformungen

Zusätzlich wurde die Längsfugenbreite zwischen den einzelnen Sandwichelementen messtechnisch erfasst. Dazu wurde an jedem Längsstoß, in Querrichtung mittig, ein induktiver Wegaufnehmer (Typ WA20, Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH) angeordnet, siehe Bild B.12.

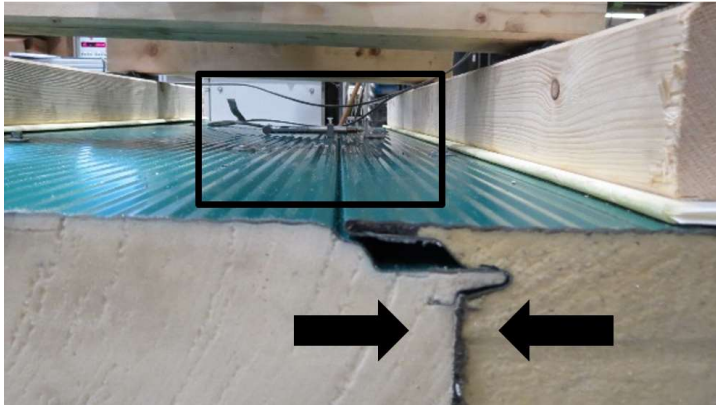


Bild B.12: Induktive Wegaufnehmer zur Aufzeichnung der Fugenbreite der Sandwichelemente

Die Messdaten wurden elektronisch mit Messverstärkern der Typen UPM 60 und Quantum X der Firma Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH aufgezeichnet. Zur Messdatenerfassung wurde die Software Catman 5.0 der Firma Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH verwendet. Die Messrate betrug bei allen durchgeführten Versuchen zwischen 1 und 2 Hz.

B4 Versuchsdurchführung

Vor Beginn der Versuchsdurchführung wurde zunächst das Eigengewicht der Versuchskörper und der nicht an den Kraftaufnehmer angehängten Teile der Lasteinleitungskonstruktion ermittelt, s. o. Anschließend wurde die elektronische Messdatenerfassung gestartet und die Versuchskörper wurden belastet. Die Belastung der Versuchskörper erfolgte in Wegregelung mit einer konstanten Prüfcylinder-Vorschubgeschwindigkeit von 5 mm/min. Die Prüfkörper wurden so lange belastet, bis die Prüflast nicht weiter gesteigert werden konnte. Anschließend wurden die Prüfkörper entlastet und das Versagensbild wurde dokumentiert.

Zusätzlich wurden, zur Bestimmung der mechanischen Eigenschaften der Kassettenprofile, Zugversuche nach *DIN EN ISO 6892-1* [95] durchgeführt.

Anhang C: Beispielrechnungen nach DIN EN 1993-1-3:2010-12, Abschnitt 10.2.2

C1 Beispielrechnung positive Biegemomentenbeanspruchung

Kassettenprofil: Referenz-Kassettenprofil nach Bild 3.6

Spannweite: 4800 mm

Beanspruchung: Biegezug im breiten Untergurt, vgl. Bild 2.7

Schritt 1: Bestimmung der Lage der Schwereachse des Bruttoquerschnitts

Die Schwereachse des Bruttoquerschnitts wird mit *AutoCAD* [108] bestimmt. Bild C.1 zeigt die Querschnittswerte des Bruttoquerschnitts.



Bild C.1: Querschnittswerte Bruttoquerschnitt Referenz-Kassettenprofil

Schritt 2: Bestimmung der wirksamen Breite des breiten Untergurtes $b_{u,eff}$

Die Berechnung erfolgt nach Gleichung (2.22), unter Berücksichtigung der äquivalenten Blechdicke t_{eq} nach Gleichung (2.23).

$$t_{eq} = \sqrt[3]{\frac{12 \cdot 3600}{597,45}} \quad \text{s. Gl. (2.23)}$$

$$= 4,17 \text{ mm}$$

mit:

l_0 : nach Tabelle 6.37

$$b_{u,eff} = \frac{53,3 \cdot 10^{10} \cdot 76,68^2 \cdot 0,71^3 \cdot 4,17}{96,95 \cdot 4800 \cdot 597,45^3}$$

$$= 47,09 \text{ mm} \quad \text{s. Gl. (2.22)}$$

$$\Rightarrow \frac{b_{u,eff}}{2} = 23,54 \text{ mm}$$

Schritt 3: Ermittlung der wirksamen Flächen aller druckbeanspruchten Teile des Querschnitts

1) Schmale Obergurte

Die schmalen Obergurte werden als allseitig gelenkig gelagerte Platte betrachtet, vgl. Bild 2.18.

$$\begin{aligned}\sigma_{cr,p} &= 4,0 \cdot \frac{\pi^2 \cdot 210000 \cdot 0,71^2}{12 \cdot (1 - 0,3^2) \cdot 34,45^2} \\ &= 322,49 \frac{N}{mm^2}\end{aligned}\quad \text{s. Gl. (2.15)}$$

mit:

k_σ : 4,0 (siehe Kapitel 2.2.3.4.4)

b : $(33,45 + 35,45) / 2 = 34,45 \text{ mm}$

$$\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{320}{322,49}} = 0,996 \quad \text{s. Gl. (2.14)}$$

$$\begin{aligned}b_{eff} &= \frac{1}{0,996} \cdot \left(1 - \frac{0,22}{0,996}\right) \cdot 34,45 \\ &= 26,95 \text{ mm}\end{aligned}\quad \text{s. Gl. (2.17)}$$

$$\Rightarrow \frac{b_{eff}}{2} = b_{e1} = b_{e2} = 13,47 \text{ mm}$$

2) Randsteifen

Die Forminstabilität der Randsteifen (Biegeknicken) wird nach *EC3-1-3, Abschnitt 5.5.3.2* berücksichtigt, siehe dazu Bild 2.25.

$$\begin{aligned}\frac{b_{p,c}}{b_p} &= \frac{9,33}{34,45} = 0,27 < 0,35 \\ &\Rightarrow k_\sigma = 0,5\end{aligned}\quad \begin{array}{l} \text{s. EC3-1-3} \\ \text{(5.13b)} \end{array}$$

mit:

$b_{p,c}, b_p$: nach *EC3-1-3, Bild 5.7*

$$\begin{aligned}\sigma_{cr,p} &= 0,5 \cdot \frac{\pi^2 \cdot 210000 \cdot 0,71^2}{12 \cdot (1 - 0,3^2) \cdot 9,33^2} \\ &= 549,57 \frac{N}{mm^2}\end{aligned}\quad \text{s. Gl. (2.15)}$$

$$\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{320}{549,57}} = 0,763 \quad \text{s. Gl. (2.14)}$$

$$c_{eff} = \frac{1}{0,763} \cdot \left(1 - \frac{0,188}{0,763}\right) \cdot 9,33 \quad \text{s. EC3-1-5}$$

$$= 9,21 \text{ mm} \quad (4.3)$$

Die Querschnittswerte der wirksamen Fläche der Randsteifen A_s werden mit *AutoCAD* [108] bestimmt. Bild C.2 zeigt die Berechnungsergebnisse.



Bild C.2: Querschnittswerte wirksame Fläche der Randsteifen A_s

Die Verschiebungsfedersteifigkeit K_1 wird nach EC3-1-3, Abschnitt 5.5.3.1 berechnet.

$$b_1 = b_p - e_x = 34,45 - 3,07 = 31,38 \text{ mm} \quad \text{s. EC3-1-3}$$

Bild 5.6

$$K_1 = \frac{210000 \cdot 0,71^3}{4 \cdot (1 - 0,3^2)} \cdot \frac{1}{31,38^2 \cdot 96,95 + 31,38^3} \quad \text{s. Gl. (2.26)}$$

$$= 0,163 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

Die elastische Knickspannung $\sigma_{cr,s}$ der Randsteifen wird nach EC3-1-3, Gleichung (5.15) berechnet.

$$\sigma_{cr,s} = \frac{2 \cdot \sqrt{0,163 \cdot 210000 \cdot 96,41}}{16,19} \quad \text{s. EC3-1-3}$$

$$= 224,72 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \quad (5.15)$$

Der Abminderungsbeiwert χ_d für die Forminstabilität der Randsteifen wird nach EC3-1-3, Abschnitt 5.5.3.1 (7) berechnet.

$$\bar{\lambda}_d = \sqrt{\frac{320}{224,72}} = 1,193 \quad \text{s. EC3-1-3}$$

(5.12d)

$$\Rightarrow \chi_d = 1,47 - 0,723 \cdot 1,193 = 0,607$$

s. EC3-1-3
(5.12b)

Das Ergebnis wird, Bild 2.25 folgend, iterativ verbessert.

1) Schmale Obergurte

$$\bar{\lambda}_{p,red} = 0,996 \cdot \sqrt{0,607} = 0,776$$

s. EC3-1-3
(5.16)

$$b_{eff,1} = \frac{1}{0,776} \cdot \left(1 - \frac{0,22}{0,776}\right) \cdot 34,45$$

$$= 31,80 \text{ mm}$$

s. Gl. (2.17)

$$\Rightarrow \frac{b_{eff,1}}{2} = b_{e2,1} = 15,90 \text{ mm}$$

2) Randsteifen

$$\bar{\lambda}_{p,red} = 0,763 \cdot \sqrt{0,607} = 0,595$$

s. EC3-1-3
(5.16)

$$c_{eff,1} = 1,0 \cdot 9,33$$

$$= 9,33 \text{ mm}$$

s. EC3-1-5
(4.3)



Bild C.3: Querschnittswerte wirksame Fläche der Randsteifen $A_{s,1}$

$$b_1 = b_p - e_{x,1} = 34,45 - 4,15 = 30,30 \text{ mm}$$

s. EC3-1-3
Bild 5.6

$$K_{1,1} = \frac{210000 \cdot 0,71^3}{4 \cdot (1 - 0,3^2)} \cdot \frac{1}{30,30^2 \cdot 96,95 + 30,30^3}$$

$$= 0,177 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

s. Gl. (2.26)

$$\sigma_{cr,s,1} = \frac{2 \cdot \sqrt{0,177 \cdot 210000 \cdot 104,06}}{17,91}$$

$$= 219,46 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

s. EC3-1-3
(5.15)

$$\bar{\lambda}_{d,1} = \sqrt{\frac{320}{219,46}} = 1,208 \quad \text{s. EC3-1-3} \quad (5.12d)$$

$$\Rightarrow \chi_{d,1} = 1,47 - 0,723 \cdot 1,208 = 0,597 \quad \text{s. EC3-1-3} \quad (5.12b)$$

Es wird nicht weiter iteriert, da $\chi_{d,1} \approx \chi_d$. Die Forminstabilität der Randsteifen wird durch Reduktion der Blechdicke berücksichtigt.

$$t_{red} = t \cdot \chi_{d,1} = 0,71 \cdot 0,597 = 0,42 \text{ mm} \quad \text{s. EC3-1-3} \quad \text{Bild 5.8}$$

Das folgende Bild C.4 zeigt, gemittelt für beide Obergurte, den wirksamen Querschnitt von Obergurt und Randsteife.

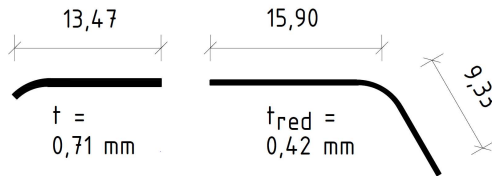


Bild C.4: Wirksamer Querschnitt der schmalen Obergurte mit Randsteife

3) Stege

Die Stegsicken des Referenz-Kassettenprofils liegen im Bereich der neutralen Achse des wirksamen Gesamtquerschnitts. Bei der folgenden Bestimmung der wirksamen Querschnittsteile der Stege kann ihre aussteifende Wirkung deshalb vernachlässigt werden.

Zunächst wird mit *AutoCAD* [108] die Lage der wirksamen neutralen Achse bestimmt. Dabei werden, *EC3-1-3, Abschnitt 10.2.2.2* folgend, die wirksamen Querschnitte der Gurte und der Bruttoquerschnitt der Stege berücksichtigt.

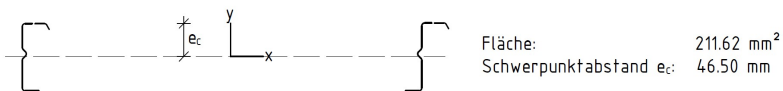


Bild C.5: Ansatz zur Bestimmung der Lage der wirksamen neutralen Achse

$$\psi = \frac{-(96,95 - 46,50)}{46,50} = -1,085 \quad \text{s. EC3-1-5} \quad \text{Tab. 4.1}$$

$$\Rightarrow k_{\sigma} = 5,98 \cdot (1 - (-1,085))^2 \quad \text{s. EC3-1-5}$$

$$= 25,992 \quad \text{Tab. 4.1}$$

$$\sigma_{cr,p} = 25,992 \cdot \frac{\pi^2 \cdot 210000 \cdot 0,71^2}{12 \cdot (1 - 0,3^2) \cdot 96,95^2} \quad \text{s. Gl. (2.15)}$$

$$= 264,58 \frac{N}{mm^2}$$

$$\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{320}{264,58}} = 1,100 \quad \text{s. Gl. (2.14)}$$

$$\rho = \frac{1}{1,100} \cdot \left(1 - \frac{0,055 \cdot (3 - 1,100)}{1,100}\right) = 0,822 \quad \text{s. Gl. (2.18)}$$

$$b_{eff} = 0,822 \cdot 46,50 = 38,23 \text{ mm} \quad \text{s. EC3-1-5}$$

$$b_{e1} = 0,4 \cdot 38,23 = 15,29 \text{ mm} \quad \text{Tab. 4.1}$$

$$b_{e2} = 0,6 \cdot 38,22 = 22,94 \text{ mm}$$

Schritt 4: Ermittlung der Schwereachse des wirksamen Querschnitts und Bestimmung der Momententragsfähigkeit $M_{b,Rd}$

Die Schwereachse und das Trägheitsmoment des wirksamen Gesamtquerschnitts werden mit *AutoCAD* [108] bestimmt. Bild C.6 zeigt die Berechnungsergebnisse.

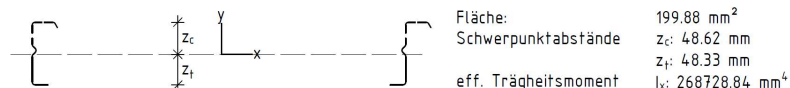


Bild C.6: Querschnittswerte wirksamer Querschnitt Referenz-Kassettenprofil

Die Momententragsfähigkeit wird auf eine Referenzbreite von 1,00 mm bezogen. Sie wird zunächst ohne Abminderung zur Berücksichtigung des möglichen seitlichen Ausweichens der schmalen Obergurte bestimmt, also nach EC3-1-3, Abschnitt 10.2.2.2 für $s_1 \leq 300$ mm mit $\beta_b = 1,0$.

$$W_{eff,com} = \frac{268728,84}{48,62 \cdot 600} = 9,211 \frac{mm^3}{mm} \quad \text{s. Gl. (2.24)}$$

$$\beta_b = 1,15 - \frac{300}{2000} = 1,00 \quad \text{s. Gl. (2.25)}$$

$$M_{b,Rd} = 0,8 \cdot 1,00 \cdot 9,211 \cdot \frac{320}{1,1} = 2143,77 \frac{Nmm}{mm} \quad \text{s. Gl. (2.24)}$$

C2 Beispielrechnung negative Biegemomentenbeanspruchung

Kassettenprofil: Referenz-Kassettenprofil nach Bild 3.6

Beanspruchung: Biegedruck im breiten Untergurt, vgl. Bild 2.7

Schritt 1: Ermittlung der wirksamen Flächen aller druckbeanspruchten Teile des Querschnitts

1) Breiter Untergurt

Die Untergurtsicken werden bei der Bemessung nach *EC3-1-3, Abschnitt 10.2.2* vernachlässigt. Der breite Untergurt wird folglich als allseitig gelenkig gelagerte Platte nach Bild 2.18. betrachtet.

$$\begin{aligned}\sigma_{cr,p} &= 4,0 \cdot \frac{\pi^2 \cdot 210000 \cdot 0,71^2}{12 \cdot (1 - 0,3^2) \cdot 597,45^2} \\ &= 1,072 \frac{N}{mm^2}\end{aligned}\quad \text{s. Gl. (2.15)}$$

mit:

k_σ : 4,0 (siehe Kapitel 2.2.3.4.4)

$$\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{320}{1,072}} = 17,276 \quad \text{s. Gl. (2.14)}$$

$$\begin{aligned}b_{eff} &= \frac{1}{17,276} \cdot \left(1 - \frac{0,22}{17,276}\right) \cdot 597,45 \\ &= 34,14 \text{ mm}\end{aligned}\quad \text{s. Gl. (2.17)}$$

$$\Rightarrow \frac{b_{eff}}{2} = b_{e1} = b_{e2} = 17,07 \text{ mm}$$

2) Stege

Die Stegsicken des Referenz-Kassettenprofils liegen im Bereich der neutralen Achse des wirksamen Gesamtquerschnitts, s. o. Bei der folgenden Bestimmung der wirksamen Querschnittsteile der Stege kann ihre aussteifende Wirkung deshalb vernachlässigt werden.

Zunächst wird mit *AutoCAD* [108] die Lage der wirksamen neutralen Achse bestimmt. Dabei werden, *EC3-1-3, Abschnitt 10.2.2.1* folgend, die wirksamen Querschnitte der Gurte und der Bruttoquerschnitt der Stege berücksichtigt.

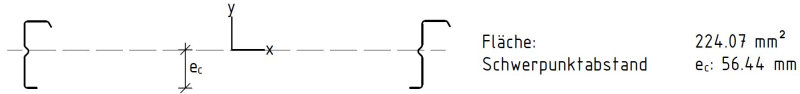


Bild C.7: Ansatz zur Bestimmung der Lage der wirksamen neutralen Achse

$$\psi = \frac{-(96,95 - 56,44)}{56,44} = -0,718 \quad \begin{array}{l} \text{s. EC3-1-5} \\ \text{Tab. 4.1} \end{array}$$

$$\Rightarrow k_{\sigma} = 7,81 - 6,29 \cdot (-0,718) + 9,78 \cdot (-0,718)^2 \quad \begin{array}{l} \text{s. EC3-1-5} \\ \text{Tab. 4.1} \end{array}$$

$$= 17,361$$

$$\sigma_{cr,p} = 17,361 \cdot \frac{\pi^2 \cdot 210000 \cdot 0,71^2}{12 \cdot (1 - 0,3^2) \cdot 96,95^2} \quad \text{s. Gl. (2.15)}$$

$$= 176,72 \frac{N}{mm^2}$$

$$\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{320}{176,72}} = 1,346 \quad \text{s. Gl. (2.14)}$$

$$\rho = \frac{1}{1,346} \cdot \left(1 - \frac{0,055 \cdot (3 - 0,718)}{1,346}\right) = 0,674 \quad \text{s. Gl. (2.18)}$$

$$b_{eff} = 0,674 \cdot 56,44 = 38,03 \text{ mm} \quad \begin{array}{l} \text{s. EC3-1-5} \\ \text{Tab. 4.1} \end{array}$$

$$b_{e1} = 0,4 \cdot 38,03 = 15,21 \text{ mm}$$

$$b_{e2} = 0,6 \cdot 38,03 = 22,82 \text{ mm}$$

Schritt 2: Ermittlung der Schwereachse des wirksamen Querschnitts und Bestimmung der Momententragsfähigkeit $M_{c,Rd}$

Die Schwereachse und das Trägheitsmoment des wirksamen Gesamtquerschnitts werden mit *AutoCAD* [108] bestimmt. Bild C.6 zeigt die Berechnungsergebnisse.

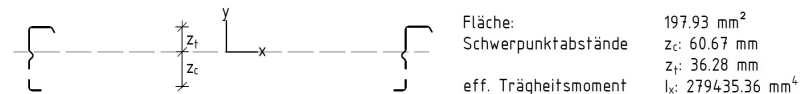


Bild C.8: Querschnittswerte wirksamer Querschnitt Referenz-Kassettenprofil

Die Momententragsfähigkeit wird auf eine Referenzbreite von 1,00 mm bezogen.

$$W_{eff,min} = \frac{279435,36}{60,67 \cdot 600} = 7,677 \frac{mm^3}{mm} \quad \text{s. Gl. (2.19)}$$

$$M_{c,Rd} = 0,8 \cdot 7,677 \cdot \frac{320}{1,1} = 1786,62 \frac{Nmm}{mm} \quad \text{s. Gl. (2.19)}$$

Anhang D: Schematische Darstellungen der Berechnungsverfahren, Nachweiskonzepte und Bemessungshilfen

D1: Berechnungsverfahren für veränderte Windlastannahmen

Gebäudehöhe	ω_h
0 bis 8 m	1,0000
8 bis 10 m	0,6250
10 bis 18 m	0,8125
18 bis 20 m	0,9375
20 bis 25 m	0,6818

W_{2010} : Windlast nach *DIN EN 1991-1-4:2010-12*
 W_{1986} : Windlast nach *DIN 1055-4:1986-08* oder *DIN 1055-4:1977-05*

$$W_{2010} = W_{1986} \times \omega_h \times \omega_{wz} \times \omega_g$$

Windzone	$h \leq 10$ m	10 m $< h \leq 18$ m	$18 < h \leq 25$ m
WZ 1 Binnenland	1,000	1,000	1,000
WZ 2 Binnenland	1,300	1,230	1,200
WZ 2 Küste und Inseln Ostsee	1,700	1,540	1,470
WZ 3 Binnenland	1,600	1,460	1,470
WZ 3 Küste und Inseln Ostsee	2,100	1,850	1,733
WZ 4 Binnenland	1,900	1,770	1,733
WZ 4 Küste Nord- und Ostsee und Inseln Ostsee	2,154	2,154	2,070
WZ 4 Inseln Nordsee	2,800	* Anwendung nicht möglich	

Gebäudegeometrie h / d	Wandfläche					
	A*	A**	B	C	D	E
≥ 5	0,700	2,000	1,143	0,714	0,800	1,000
1,00	0,429	1,714	1,143	0,714	0,800	1,000
0,95	0,429	1,714	1,143	0,714	0,794	0,973
0,90	0,429	1,714	1,143	0,714	0,786	0,947
0,85	0,429	1,714	1,143	0,714	0,780	0,920
0,80	0,429	1,714	1,143	0,714	0,774	0,933
0,75	0,429	1,714	1,143	0,714	0,766	0,867
0,70	0,429	1,714	1,143	0,714	0,760	0,840
0,65	0,429	1,714	1,143	0,714	0,754	0,813
0,60	0,429	1,714	1,143	0,714	0,746	0,787
0,55	0,429	1,714	1,143	0,714	0,740	0,760
0,50	0,429	1,714	1,143	0,714	0,734	0,733
0,45	0,455	1,818	1,212	0,758	0,726	0,707
0,40	0,484	1,935	1,290	0,806	0,720	0,680
0,35	0,517	2,069	1,379	0,862	0,714	0,653
0,30	0,556	2,222	1,481	0,926	0,706	0,627
$\leq 0,25$	0,600	2,400	1,600	1,000	0,700	0,600

* Ursprungsbereich mit Sogspitzen
 ** Ursprungsbereich ohne Sogspitzen

D2: Nachweis der seitlichen Halterung der Kassettenprofile

(vgl. [24; 31–33; 47])

1) Nachweisformat vereinfachter Nachweis ΔS : Gesamtschubsteifigkeit der Sandwichelement-Außenschale S : Grenzschubsteifigkeit für die Annahme einer seitlichen Halterung der schmalen Gurte der Kassettenprofile in Abhängigkeit von der Biegemomentenragfähigkeit $M_{c,Rk,F}$

$$\Delta S = \frac{n_f}{B} \cdot \bar{k}_v \cdot \left(\frac{L}{\pi}\right)^2 \geq S = 10,18 \cdot \frac{M_{c,Rk,F} / \gamma_M \cdot b}{h}$$

 n_f : Anzahl der Verbindungen je Sandwichelement B : Elementbreite der Sandwichelemente in mm L : Bauteillänge (Spannweite) der Kassettenprofile in mm γ_M : Teilsicherheitsbeiwert Widerstandsseite Kassettenprofile b : Baubreite der Kassettenprofile in mm h : Bauhöhe der Kassettenprofile in mm**2) Effektive Verbindungssteifigkeit in einer Hybridfassade**

$$\bar{k}_v = \frac{1}{\frac{1}{k_v} + \frac{m}{k_{v,1}}}$$

 m : Anzahl der zu stabilisierenden Gurtpaare je Sandwichelement k_v : Verbindungssteifigkeit Sandwichelement / Kassettenprofil in kN/mm $k_{v,1}$: Verbindungssteifigkeit Sandwichelement / Festpunkt in kN/mm

Nennblechdicke der inneren Deckschicht t_2 in mm	Stahlsorte der inneren Deckschicht nach DIN EN 10346:2015-10		
	S220 GD	S280 GD	S320 GD
0,40	1,63	1,95	2,13
0,50	2,05	2,45	2,65
0,63	2,55	3,04	3,28
0,75	2,96	3,52	3,79

Nennblechdicke der inneren Deckschicht t_{22} in mm	S220GD	S280GD	S320GD
0,40	1,6	1,9	2,0
0,50	2,0	2,3	2,5
0,63	2,4	2,9	3,1
0,75	2,8	3,3	3,6

Quelle: Käppler, S., Ummehofer, T., Berner, K.: Stabilisierung von Bauteilen durch Sandwichelemente. Stahlbau 81, 2012. S. 951–958

D3: Bestimmung der reduzierten Momententragfähigkeit der Kassettenprofile bei positiver Biegebeanspruchung

1) Anwendungsgrenzen

$$s_{1,i} \geq 300 \text{ mm}$$

$$s_{1,i} \leq 1000 \text{ mm}$$

$s_{1,neu}$: Abstand der Verbindungen mit der Außenschale nach der Hybridsanierung
 $s_{1,alt}$: Abstand der Verbindungen mit der Außenschale vor der Hybridsanierung

2) Pauschale Abminderung mit Beiwert β_{hy}

$M_{xc,Rk,F,red}$: Infolge eines auf $s_{1,neu}$ erhöhten Abstandes der Verbindungen mit der Außenschale reduzierte Biegemomententragfähigkeit bei positiver Beanspruchung

$M_{xc,Rk,F}$: Biegemomententragfähigkeit bei positiver Beanspruchung gemäß Prüfzeugnis, bestimmt mit $s_{1,alt}$

$$M_{C,Rk,F,red} = \beta_{hy} \cdot M_{C,Rk,F}$$

a) Analytischer Berechnungsansatz

$$\beta_{hy} = \frac{1,15 - \frac{s_{1,neu}}{2000}}{1,15 - \frac{s_{1,alt}}{2000}} = \frac{2300 - s_{1,neu}}{2300 - s_{1,alt}}$$

$s_{1,i}$ in mm

b) Tabellenwerte für praxisübliche Abstände $s_{1,alt}$

Zulässiger Abstand $s_{1,alt}$ vor der Hybridsanierung in mm	Abminderungsbeiwert β_{hy} für eine Erhöhung des Abstandes s_1 auf 1000 mm
621	0,774
732	0,829

D4: Bestimmung der bemessungsrelevanten Temperaturgradienten

(vgl. [38; 40])

1) Anwendungsgrenzen

Eigenschaft	zulässiger Parameterbereich
Baubreite der Kassettenprofile b_u	ca. 600 mm
Nennblechdicke Kassettenprofile t_{nom}	$\leq 1,5$ mm
Wärmeleitzahl λ_{HW} der Mineralwolle	$\leq 0,045$ W/m·K
Wärmedurchgangskoeffizient der Sandwichelemente U	$0,20 \leq U \leq 0,24$ W/m ² ·K

2) Pauschale Abminderung mit Beiwert $\eta_{\Delta T}$

ΔT_{SWE} : Bemessungsrelevanter Temperaturgradient zwischen den Deckschichten der Sandwichelemente in einer Hybridfassade

ΔT : Temperaturgradient zwischen der Gebäudeinnenseite und der äußeren Deckschicht der Sandwichelemente

$$\Delta T_{SWE} = \eta_{\Delta T} \cdot \Delta T$$

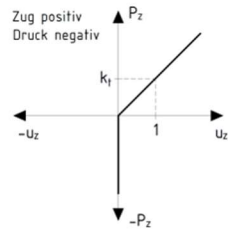
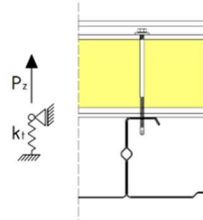
Bauhöhe Kassettenprofil in mm	Pauschale Abminderungsfaktor $\eta_{\Delta T}$	
	U-Wert SWE 0,24 W/m ² ·K (d \cong 100 mm)*	U-Wert SWE 0,20 W/m ² ·K (d \cong 120 mm)*
90	0,80	0,83
100	0,79	0,82
120	0,78	0,81
130	0,78	0,81
145	0,77	0,80
160	0,76	0,79
180	0,75	0,78
200	0,74	0,78

D5: Bestimmung der Federsteifigkeit der Verbindungen

Befestigung von Sandwichelementen an den schmalen Obergurten von Kassettenprofilen

Art der Feder: Wegfeder mit bilinearer Federkennlinie (s. u.)
 Verbindungsmittel: übliche Sandwichbefestiger
 Anwendungsgrenzen: siehe Tabelle

Obergurtbreite $30 \leq b_o \leq 60 \text{ mm}$ $s_1 = 1000 \text{ mm}$ Nennblechdicke Kassettenprofil t_{nom} in mm	Federsteifigkeit k_1 in N/mm	
	Bauhöhe Kassettenprofil $90 \leq h < 145 \text{ mm}$	Bauhöhe Kassettenprofil $145 \leq h \leq 200 \text{ mm}$
0,75	479,4	431,3
0,88	670,6	596,9
1,00	1012,6	835,9
1,13	1354,9	1169,6
1,25	1888,1	1605,5
1,50	3260,3	2727,7



TECHNISCHE UNIVERSITÄT DORTMUND

SCHRIFTENREIHE STAHLBAU

Herausgeber: Professor Dr.-Ing. D. Ungermann

HEFT 10

2021