

Grundlegende Untersuchungen zu strukturierten Blechen in Stahlleichtbauträgern

Von der Fakultät Architektur, Bauingenieurwesen und Stadtplanung
der Brandenburgischen Technischen Universität Cottbus-Senftenberg

zur Erlangung des akademischen Grades

eines Doktor-Ingenieurs

genehmigte

DISSERTATION

vorgelegt von

Dipl.-Ing. Susanne Bartholomé

aus Berlin

Vorsitzender des Promotionsausschusses: Prof. Dr.-Ing. Hans-Christoph Thiel

1. Gutachter:	Univ.-Prof Dr.-Ing. habil. Hartmut Pasternak
2. Gutachter:	Univ.-Prof. Dr. Markus Knobloch
3. Gutachter:	Privatdozent Dr.-Ing. habil. Jianzhong Zhu

Tag der Disputation: 23.10.2015

Vorwort

Der Forschungsschwerpunkt „Leichtbau mit strukturierten Halbzeugen“ wurde mit dem Forschungsprojekt: Fertigungsgerechtes Design mit strukturierten Halbzeugen – „DESTRUKT“ weiter vertieft.

Diese Arbeit ist während meiner Tätigkeit als Doktorandin in der Graduiertenklasse „DESTRUKT“ und am Lehrstuhl Stahl- und Holzbau der Brandenburgischen Technischen Universität Cottbus-Senftenberg entstanden.

In Zusammenarbeit mit meinen Kommilitonen wurden verschiedene Themen zu den strukturierten Blechen bearbeitet. Dazu gehörten beispielsweise die mechanischen und akustischen Eigenschaften, die Herstellung, Umformung und Bearbeitung der Bleche. Außerdem widmeten sich Nachwuchswissenschaftler den Themen Korrosions- und Strömungsverhalten der Bleche.

Mein besonderer Dank gilt meinem wissenschaftlichen Betreuer Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Hartmut Pasternak für die Unterstützung und den fachlichen Rat. In konstruktiven Gesprächen wurden die Inhalte der Arbeit konkret formuliert.

Herrn Prof. Dr. Markus Knobloch und Herrn Dr.-Ing. habil. Jianzhong Zhu danke ich für das Interesse an dieser Arbeit und die Übernahme der weiteren Begutachtung.

Ich bedanke mich ebenso bei meinen Kollegen des Lehrstuhls Stahl- und Holzbau und den Mitarbeitern der FMPA für die Unterstützung bei der Durchführung der Versuche.

Für die gute Zusammenarbeit innerhalb der Graduiertenklasse bedanke ich mich bei meinen Kommilitonen und dem Team des Lehrstuhls Füge- und Schweißtechnik unter der Leitung von Prof. Dr.- Ing. habil. Vesselin Michailov.

Für die Hilfe bei Detailproblemen der Finiten Elemente Methode mit der Software ABAQUS danke ich Herrn Dr.-Ing. Markus Kober sowie Dipl.-Ing. Lars Elze für die Bereitstellung der Strukturen.

Weiterhin danke ich meiner Familie und meinen Freunden, die mich in der gesamten Zeit bei der Vollendung der Arbeit unterstützt haben.

Kurzfassung

Im Rahmen des Forschungsprojektes werden Fragestellungen des Stahlleichtbaus bezüglich des Einsatzes von strukturierten Blechen hinterfragt, untersucht und Lösungen vorgestellt.

Als Anwendungsbeispiel werden in dieser Arbeit geschweißte I-Träger mit schlanken, strukturierten Stegen untersucht. Eine Serie von Blechträgern mit verschiedenen Steg Ausführungen - eben, profiliert und strukturiert - wird modelliert und auf ihre Schubtragfähigkeit untersucht.

Die vorliegende Arbeit beschreibt erste Untersuchungen zu strukturierten Blechen mit aktuellen numerischen Analysen und praktischen Versuchen zum globalen und lokalen Beulen.

In Versuchen und numerischen Simulationen werden verschiedenste geschweißte Stahlleichtbauträger untersucht. Es wird erkundet, inwiefern sich das Beulverhalten von Trägern mit strukturierten Stegen gegenüber ebenen oder profilierten Stegen verändert. Außerdem wird definiert, welche Strukturen sich am besten für den Einsatz in Stahlleichtbauträgern eignen.

Schließlich wird ein Vergleich von numerischen und analytischen Versuchsergebnissen aufgezeigt und ein Berechnungsvorschlag gegeben, welcher dazu dient, Stahlleichtbauträger mit strukturierten Blechen bemessen zu können.

Schlagwörter: strukturierte Bleche, Stahlleichtbauträger, Beulen, Schubtragfähigkeit

Abstract

In that research project one will know how the use of structured webs in lightweight steel structures is. As an example welded girders with I-section and thin structured web will be investigated.

A series of plate girders with different webs - flat, profiled or structured - is modelled and analysed under shear load. The aim of the tests is to study if the behaviour of these girders with structured web differs from comparable flat or even corrugated web.

The work describes former investigations on the shear capacity of the structured sheets, on-going numerical analysis and experimental tests on global and local buckling.

Finally a comparison between numerical and experimental test results will be made. Furthermore a concept for calculating will be designed for lightweight girders with structured webs.

Keywords: structured sheet metal, lightweight steel structure, buckling, shear

Inhaltsverzeichnis

Vorwort	III
Kurzfassung	IV
Abstract	IV
Inhaltsverzeichnis	V
Abbildungsverzeichnis	VIII
Tabellenverzeichnis	XVIII
Abkürzungen und Formelzeichen	XXIII
1 Einleitung	1
1.1 Motivation.....	1
1.2 Ziel der Arbeit.....	1
1.3 Umfang der Arbeit.....	2
1.4 Vorbetrachtungen - Stand der Technik.....	2
1.4.1 Allgemeines zum Leichtbau und dessen Geschichte.....	2
1.4.2 Träger mit ebenem Steg.....	3
1.4.3 Träger mit profiliertem Steg.....	12
1.4.4 Träger mit strukturiertem Steg.....	15
2 Strukturierte Bleche	17
2.1 Allgemeines.....	17
2.2 Definition der strukturierten Bleche.....	18
2.3 Herstellung und Umformung.....	19
2.4 Besonderheiten.....	22
2.5 Strukturen.....	25
2.6 Sandwichelemente.....	26
3 Versuche zu Stahlleichtbauträgern	29
3.1 Allgemeines.....	29
3.2 Geometrie und Material.....	29
3.3 Versuchsplanung und Durchführung.....	31
3.4 Imperfektionen.....	32
3.5 Versuchsergebnisse.....	33
3.5.1 Ebener Steg.....	33
3.5.2 Trapezstegträger.....	36
3.5.3 Wellstegträger.....	39
3.5.4 Strukturiert.....	42
3.5.5 Zusammenfassung.....	51

4	FEM-Berechnung der getesteten Versuchsträger	55
4.1	Allgemeines.....	55
4.2	Simulation der Versuchsträger	55
4.2.1	Kalibrierung der Versuche	55
4.2.2	Auswertung von Versuch und Simulation	62
4.3	Parameterstudie zu schlanken Stegen	76
4.3.1	Allgemeines.....	76
4.3.2	Veränderung der Trägergeometrie	76
4.3.3	Veränderung der Steggeometrie – Strukturveränderung	81
5	Analytische Untersuchungen von Stahlleichtbauträgern	89
5.1	Berechnungsmodelle für Träger mit schlanken Stegen.....	89
5.1.1	Ebener Steg	89
5.1.2	Trapezsteg	93
5.1.3	Wellsteg	95
5.1.4	Andere Stegformen	96
5.2	Analytische Berechnung der Versuchsträger mit Hilfe verschiedener Regelwerke	96
5.2.1	In Anlehnung an die DASt-Richtlinie 015.....	96
5.2.2	In Anlehnung an DIN EN 1993-1-5.....	101
5.2.3	In Anlehnung an die Zeman Dokumentation.....	107
5.2.4	In Anlehnung an ANSI AISC360-10.....	109
5.2.5	In Anlehnung an AASHTO2010.....	110
5.2.6	Zusammenfassung zur Berechnung der Versuchsträger in Anlehnung an die bestehenden Normen.....	111
5.3	Analytische Berechnung der Träger der Parameterstudie	114
5.3.1	Allgemeines.....	114
5.3.2	Parameteranalyse Trägergeometrie	114
5.3.3	Parameteranalyse Strukturgeometrie	127
6	Einsatz von strukturierten Blechen – Schlussfolgerung, Zusammenfassung und Ausblick	131
7	Literatur	133
Anlagen	145
A:	Messstellenpläne.....	145
B:	Untersuchungen zu Kapitel 3.....	147
B.1	Ermittlung der Materialkennwerte	147
B.2	FQZ [®] Bleche und Borit [®] Wabenplatte	149
B.3	Einfluss Strukturgröße und Fügetechnologie	151
C:	Untersuchungen zu Kapitel 4	153
C.1	Kennwerte der verwendeten Materialien	153

C.2 Beulformen der Träger	156
C.3 Veränderungsparameter für die Kalibrierung der FE-Modelle	158
C.4 Variantendarstellung für Parameterstudie Trägergeometrie	162
C.5 Variantendarstellung für Parameterstudie Strukturveränderung	172
C.5.1 Einfluss Wabengröße	172
C.5.2 Einfluss Wabenrichtung	178
C.5.3 Einfluss Einzelblech und Sandwichelement	182
C.5.4 Einfluss Fügetechnologie	185
C.5.5 Einfluss Wabenhöhe	187
D: Untersuchungen zu Kapitel 5	189
D.1 Ergänzung zu 5.2.1 – DAST015	189
D.2 Ergänzung zu 5.2.6 – DAST015	192
D.3 Ergänzung zu 5.2.6 – DIN EN 1993-1-5	194
D.4 Ergänzung zu 5.2.6 – Zeman Dokumentation	195
D.5 Ergänzung zu 5.2.6 – AISC360 und AASHTO2010	196
D.6 Ergänzung zu 5.2.6 – Abschluss	197
D.7 Ergänzung zu 5.3.2 – Berechnungswerte für die Parameteranalyse 1 bis 8	198
D.8 Ergänzung zu 5.3.2 – Parameteranalyse 5 bis 8	201
D.9 Ergänzung zu 5.3.3 – Parameteranalyse Strukturgeometrie	202
D.10 Ergänzung zu 6 – Schlussfolgerungen zum Einsatz strukturierter Bleche	204

Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1-1:	Maschine zur Wellblechherstellung und verbaut als Flugzeugbeplankung	2
Abbildung 1-2:	Spannungsverteilung in einer Platte vor (a) und nach dem Beulen (b) sowie die Verteilung mit der effektiven Breite nach Kármán (c) [nach Clarin2007]	4
Abbildung 1-3:	Zugfeld von Rode (li.) und Zugfeld von Wagner (re.) [nach Rahal1989 und Ajam1986]	5
Abbildung 1-4:	Zugfeldmodell von Basler (li.) und von Takeuchi und Lew (re.) [Rahal1989]	6
Abbildung 1-5:	Zugfeldmodell von Fujii (li.) und Ostapenko & Chern (re.) [nach Rahal1989]	6
Abbildung 1-6:	Zugfeld und Fließgelenkausbildung im Modell von Rockey & Skaloud [nach Rahal1989]	7
Abbildung 1-7:	Zugfeldmodell von Komatsu [nach Ajam1986]	7
Abbildung 1-8:	“Gedrehte Spannungsfeld Methode – Rotated Stress Field method“ von Höglund [nach Estrada2007-1]	8
Abbildung 1-9:	Zugfeldmodell von Herzog [Herzog1973]	8
Abbildung 1-10:	Das Cardiff-Modell mit den 3 Anteilen [nach Rahal1989]	9
Abbildung 1-11:	Modell von Marsh für quadratische Stegbleche vor dem Schubfließen (li.) und nach dem Schubfließen (re.) [nach Marsh1991]	9
Abbildung 1-12:	Gedrehtes Spannungsprinzip (li.) und Ausbildung von Fließgelenken (re.) [nach Marsh1991]	9
Abbildung 1-13:	Modell von Ajam für rechteckige Stegbleche nach dem Schubfließen [nach Ajam1989]	10
Abbildung 1-14:	Sickenformen zur Versteifung [Degischer2009]	12
Abbildung 1-15:	Darstellung eines Trägers von Gachon [Gachon1985]	13
Abbildung 1-16:	Darstellung verschiedener Beulversagen: lokales Beulen (li.), globales Beulen (mi.) und interaktives Beulen (re.) [Nie2013]	15
Abbildung 1-17:	Versuchsträger mit verschiedenen Stegprofilierungen [nach Aschinger1991]	15
Abbildung 2-1:	Zu erwartende Effekte durch neue Formgebung nach [Bräunlich2005]	17
Abbildung 2-2:	Waschtrommel (li.) [IWO2013], Hexal- Leuchte (mi.) [Woelb2013] und Dachdeckung des Sportstadions in Odessa [Pohl2005]	18
Abbildung 2-3:	Zuordnung strukturierter Feinbleche nach [Hoppe2002]	18
Abbildung 2-4:	Umformverfahren nach DIN 8580 für metallische Leichtbauwerkstoffe nach [Henning2011]	19
Abbildung 2-5:	Schematische Darstellung Walzen (li.) und Prägen (re.)	19
Abbildung 2-6:	Verfahren des Beulstrukturierens von Blechen [Sterzing2005-2, Behrens2002]	20
Abbildung 2-7:	Schematische Darstellung des Hydroformings nach [Hydro2013]	20
Abbildung 2-8:	Presse mit Membran und Matrize für die Herstellung eines Bleches von FQZ [®] mit einem Wabendurchmesser von 33 mm	21

Abbildung 2-9:	Hydraulisches Tiefen von Wabenblechen nach [Henning2011]	21
Abbildung 2-10:	4 Biegepositionen (re.) und genutzte Gesenkbiegemaschine (li.) [Malikov2011]	22
Abbildung 2-11:	Zugprobenkörper eines strukturierten Bleches in Anlehnung an die DIN EN ISO 6892-1 [Fritzsche2011]	23
Abbildung 2-12:	Zugprobe verschiedener Breiten in Strukturrichtung 0° [Fritzsche2011].....	23
Abbildung 2-13:	Spannungs-Dehnungskurve für eine Zugprobenbreite 100 mm und alle 3 Strukturrichtungen 0°, 45° und 90° sowie als Vergleich ein ebenes Blech [Fritzsche2011]	23
Abbildung 2-14:	Charakteristischer Anfangsbereich der Spannungs- Dehnungskurve für die getesteten Strukturpositionen in Zusammenhang mit den Verformungsbildern [Fritzsche2011]	24
Abbildung 2-15:	Verschiedene Stegstrukturen [Mirtsch2012, Borit2012]	25
Abbildung 2-16:	Höckerplatte Krupp (li.) und Quadrat-Höckerblech (re.) [Schiefenbusch1992, Hufenbach1996]	25
Abbildung 2-17:	Charakteristische geometrische Darstellung der hexagonalen Struktur von FQZ [®] Blechen nach [Kornienko2011]	26
Abbildung 2-18:	Darstellung der Strukturrichtung und der Strukturlage „negativ“ (li.) und „positiv“ (re.)	26
Abbildung 2-19:	Fügeanordnungen der Sandwichelemente nach [Schleuß2010].....	27
Abbildung 2-20:	Konstruktionsmaße der Strukturierung 0° (li.) und 90° (re.) für St-S [Schleuß2010]	27
Abbildung 2-21:	Konstruktionsmaße der Strukturierung 0° (li.) und 90° (re.) für W-W [Schleuß2010]	27
Abbildung 2-22:	Kraft-Weg Diagramm der Scherzugprüfung nach [Schleuß2010].....	28
Abbildung 2-23:	Scherzugkraft-Weg-Verlauf der Proben, Klebstoff Sikaflex [®] (li.) und Collano [®] (re.) nach [Graf2011].....	28
Abbildung 3-1:	Ansicht und Querschnitt der Versuchsträger, Maße in mm	30
Abbildung 3-2:	Querschnitt Trapezblech (li.) und Wellblech (re.), 1 Wellenlänge	30
Abbildung 3-3:	Querschnitt FQZ33, 90° Richtung.....	30
Abbildung 3-4:	Ansicht Borit [®] Wabenplatte 9.2 (li.) und 4.2 (re.).....	31
Abbildung 3-5:	Versuchsaufbau und Messtechnik der Träger, exemplarisch am Träger mit strukturiertem Steg (V05.1).....	31
Abbildung 3-6:	Schubbeanspruchbarkeit des Steges	33
Abbildung 3-7:	Lastverformungskurven der Versuchsträger mit ebenem Steg.....	34
Abbildung 3-8:	Kraft-Horizontalverformungskurven der Versuchsträger mit ebenen Steg in Feldmitte 1 (li.) und 2 (re.).....	34
Abbildung 3-9:	V001.1 (re.) und V01.1 (li.) während des Versuches.....	35
Abbildung 3-10:	Hauptdehnungs-Kraftverläufe für Rosette 1 und 2.....	35
Abbildung 3-11:	Darstellung Phase 1 (li.) und Phase 2 (re.) eines Trapezstegträgers	36
Abbildung 3-12:	Lastverformungskurven der Versuchsträger mit Trapezsteg.....	37
Abbildung 3-13:	Schiefstellung Rolllager (li.), verändertes horizontales Auflager (re.).....	37
Abbildung 3-14:	Verlauf des Beulens des Trägers V02.2	38
Abbildung 3-15:	Beulverlauf und Beulkräfte des Trägers V02.2.....	38
Abbildung 3-16:	Verlauf des Beulens des Trägers V002.1	39

Abbildung 3-17: Beulverlauf und Beulkräfte des Trägers V002.1.....	39
Abbildung 3-18: Darstellung Phase 1(li.) und Phase 2 (re.) eines Wellstegträgers	39
Abbildung 3-19: Lastverformungskurven der Versuchsträger mit Wellsteg	40
Abbildung 3-20: Lokales Beulen von Träger V003.1 (li.) und V003.2 (re.)	40
Abbildung 3-21: Lokales Beulen von Träger V03.1 (li.), V03.2 (mi.) und V03.3 (re.).....	41
Abbildung 3-22: Verlauf des Beulens des Trägers V003.1	41
Abbildung 3-23: Beulverlauf und Beulkräfte des Trägers V003.1.....	41
Abbildung 3-24: Verlauf des Beulens des Trägers V03.2	42
Abbildung 3-25: Beulverlauf und Beulkräfte des Trägers V03.2.....	42
Abbildung 3-26: Darstellung zur Beschriftung der Versuchskörper.....	42
Abbildung 3-27: Kraft-Verformungsdiagramm der Versuche mit strukturiertem Steg.....	44
Abbildung 3-28: Auseinanderziehen (li.) und Einebnen (re.) der Strukturen	44
Abbildung 3-29: Kraft-Verformungsdiagramm der Versuche mit strukturiertem Steg in der Beulphase	45
Abbildung 3-30: Kraft-Horizontalverformungsdiagramm Schubfelder 1 (li.) und Schubfelder 2 (re.) der strukturierten Stege	46
Abbildung 3-31: Träger V08.1 am Ende des Versuchs	46
Abbildung 3-32: Träger V05.1 während des Versuchs.....	46
Abbildung 3-33: Träger V04.1 während des Versuchs.....	47
Abbildung 3-34: Riss des Stegbleches von V04.1(li.) und Träger V13.1 während des Versuchs (re.)	47
Abbildung 3-35: Darstellung der Zugfelder V04.1 bis V09.1	48
Abbildung 3-36: Darstellung der Zugfelder V10.1 bis V13.1	48
Abbildung 3-37: Darstellung für g (li.) und Skizze zur Ermittlung von Θ für V04.1(mi.) und Darstellung für die Ermittlung von g und Θ_d für V05.1 bis V13.1(re.).....	49
Abbildung 3-38: Zugfeldausbreitung V13.1 Anfang und Ende des Versuchs	49
Abbildung 3-39: Strukturrichtung zur Lastrichtung der einzelnen Bleche in Träger V04.1 (li.), V05.1 (re.) und V12.1 (mi.)	50
Abbildung 3-40: Kraft-Verschiebungskurve, verschiedene Strukturrichtung (li.) und Kraft-Horizontalverschiebungskurve Schubfeld 1, verschiedene Strukturrichtung (re.).....	50
Abbildung 3-41: Darstellung der Versuchsergebnisse normiert gegenüber Referenzwert von V01.1	52
Abbildung 3-42: Horizontale Verschiebung-Steifigkeits-Diagramm.....	53
Abbildung 3-43: Vertikale Verschiebung-Steifigkeits-Diagramm	53
Abbildung 3-44: Auseinanderziehen der Waben (o.), Entstehung lokales Beulen (mi.), Träger kurz vor Ende des Versuchs V13.1(u.)	54
Abbildung 4-1: Geometrie AutoCad (li.) importiert in Abaqus (re.) Wabengröße 33 und 51	56
Abbildung 4-2: Übersicht der Auflagerbedingungen am Beispiel eines Trägers mit strukturiertem Steg.....	57
Abbildung 4-3: Darstellung Lasteinleitungsplatte als Fläche	57
Abbildung 4-4: Darstellung zur Modellierung der Schweißpunkte in Wabenmitte	59
Abbildung 4-5: Darstellung zur Modellierung von Punktschweißverbindungen im Steg	60

Abbildung 4-6:	Kraft-Verschiebungsdiagramm des Versuchsträgers V001.1 und des FE-Modells	62
Abbildung 4-7:	Kraft-Horizontalverschiebungsdiagramm des Versuchsträgers V001.1 und des FE-Modells	63
Abbildung 4-8:	FE-Modell – Mises Spannung von V001.1 (li.) und Versuch V001.1	63
Abbildung 4-9:	Kraft-Verschiebungsdiagramm des Versuchsträgers V01.1 und des FE-Modells (li.) und Kraft-Horizontalverschiebungsdiagramm des Versuchsträgers V01.1 und V01.1_FEM*4 (re.).....	64
Abbildung 4-10:	FE-Modell – Mises Spannung von V01.1 (li.) und Versuch V01.1	64
Abbildung 4-11:	Kraft-Verschiebungsdiagramm des Versuchsträgers V002.1 und des FE-Modells (li.), Ausbildung Stützstellen am Steg (re.)	65
Abbildung 4-12:	FE-Modell – Mises Spannung (oben) und Versuch V002.1 (unten).....	66
Abbildung 4-13:	Kraft-Verschiebungsdiagramm des Versuchsträgers V02.1 und des FE-Modells	66
Abbildung 4-14:	FE-Modell – Mises Spannung (oben) und Versuch V02.1 (unten).....	67
Abbildung 4-15:	Kraft-Verschiebungsdiagramm des Versuchsträgers V003.1 und des FE-Modells	67
Abbildung 4-16:	FE-Modell – Mises Spannung (links) und Versuch V003.1 (rechts).....	68
Abbildung 4-17:	Kraft-Verschiebungsdiagramm des Versuchsträgers V03.1 und des FE-Modells	68
Abbildung 4-18:	FE-Modell – Mises Spannung (links) und Versuch V03.1 (rechts).....	69
Abbildung 4-19:	Kraft-Verschiebungsdiagramm des Versuchsträgers V04.1 und des FE-Modells *5 (li.), Kraft-Horizontalverschiebungsdiagramm des Versuchsträgers V04.1 und des FE-Modells *5 (re.)	69
Abbildung 4-20:	FE-Modell – Verschiebungen (links) und Versuch V04.1 (rechts)	70
Abbildung 4-21:	Kraft-Verschiebungsdiagramm des Versuchsträgers V04.1 und der FE-Modelle (li.), Kraft-Horizontalverschiebungsdiagramm des Versuchsträgers V04.1 und des FE-Modells *4 (re.)	70
Abbildung 4-22:	FE-Modell – Verschiebungen (links) und Versuch V05.1 (rechts)	71
Abbildung 4-23:	Kraft-Verschiebungsdiagramm des Versuchsträgers V09.1 und des FE-Modells *1 (li.), Kraft-Horizontalverschiebungsdiagramm des Versuchsträgers V09.1 und des FE-Modells *1 (re.)	71
Abbildung 4-24:	FE-Modell – Verschiebungen (links) und Versuch V09.1 (rechts)	72
Abbildung 4-25:	Kraft-Verschiebungsdiagramm des Versuchsträgers V10.1 und des FE-Modells *1 (li.), Kraft-Horizontalverschiebungsdiagramm des Versuchsträgers V10.1 und des FE-Modells *1 (re.)	72
Abbildung 4-26:	FE-Modell – Verschiebungen (links) und Versuch V10.1 (rechts)	73
Abbildung 4-27:	Kraft-Verschiebungsdiagramm des Versuches V11.1 und der FE-Modelle*1 und *2 (li.), Kraft-Horizontalverschiebungsdiagramm des Versuches V11.1 und der FE-Modelle *1 und *2(re.).....	73
Abbildung 4-28:	FE-Modell – Verschiebungen (links) und Versuch V11.1 (rechts)	73

Abbildung 4-29:	Kraft-Verschiebungsdiagramm des Versuches V12.1 und der FE-Modelle*1 und *2 (li.), Kraft-Horizontalverschiebungsdiagramm des Versuches V12.1 und der FE-Modelle *1 und *2(re.)	74
Abbildung 4-30:	FE-Modell – Verschiebungen (rechts) und Versuch V12.1 (links)	74
Abbildung 4-31:	Kraft-Verschiebungsdiagramm des Versuchsträgers V13.1 und des FE-Modells *1 (li.), Kraft-Horizontalverschiebungsdiagramm des Versuchsträgers V13.1 und des FE-Modells *1 (re.)	75
Abbildung 4-32:	FE-Modell – Verschiebungen (links) und Versuch V13.1 (rechts)	75
Abbildung 4-33:	Parameteranalyse 1 – Einfluss der Stegdicke (li.) und Parameteranalyse 2 – Einfluss des Schubfeldverhältnisses (re.)	80
Abbildung 4-34:	Parameteranalyse 3 – Einfluss des Schubfeldverhältnisses (li.) und Parameteranalyse 4 – Einfluss der Stegdicke (re.)	81
Abbildung 4-35:	Einfluss Wabengröße (Bezeichnungen siehe S.82)	84
Abbildung 4-36:	Einfluss Wabenrichtung	86
Abbildung 4-37:	Einfluss Einzelblech bzw. Sandwichelement	87
Abbildung 5-1:	Darstellung des Schubfeldes [DASSt015]	89
Abbildung 5-2:	Zugfeld, Transformation τ_{cr} , Zugfeldbreite g [DASSt015]	90
Abbildung 5-3:	Ausbildung einer Fließgelenkkette [nach Pasternak1994]	91
Abbildung 5-4:	Übersicht über Zugfeldmodelle und Normen	93
Abbildung 5-5:	Abmessung der trapezförmigen Profilierung	94
Abbildung 5-6:	Abmessung der sinusförmigen Profilierung	95
Abbildung 5-7:	V001.1 Step 10 (li.) und V01.1 Step 48, noch kein Fließen des Steges	97
Abbildung 5-8:	V001.1 Step 11(li.) und V01.1 Step 49, Beginn des Fließen des Steges	97
Abbildung 5-9:	V001.1 Step 30 und V01.1 Step 62, noch kein Fließen des Flansches, aber Zugfeld bildet sich weiter aus	98
Abbildung 5-10:	V001.1 Step 158 und V01.1 Step 193 → Ausbildung der Fließgelenke, Beginn der Rahmenwirkung	98
Abbildung 5-11:	Struktogramm für die Querkraftberechnung im AASHTO2010 [nach AASHTO2010]	111
Abbildung 5-12:	Einfluss der Stegdicke auf Steganteil (li.) und Flanschanteil (re.) der Traglast der Parameteranalyse 1	115
Abbildung 5-13:	Entwicklung der aufnehmbaren Querkraft bei verschiedenen Stegdicken für ebener Steg (li.),Trapezsteg (mi.) und Wellsteg (re.) der Parameteranalyse 1	115
Abbildung 5-14:	Darstellung der Abminderungskurven für ebene Stege der Parameteranalyse 1	116
Abbildung 5-15:	Darstellung der Abminderungskurven für Trapezstege der Parameteranalyse 1	116
Abbildung 5-16:	Darstellung der Abminderungskurven für Wellstegträger der Parameteranalyse 1	116
Abbildung 5-17:	Einfluss der Stegdicke auf Steganteil (li.) und Flanschanteil (re.) der Traglast der Parameteranalyse 2	117
Abbildung 5-18:	Entwicklung der aufnehmbaren Querkraft bei verschiedenen Stegdicken für ebener Steg (li.),Trapezsteg (mi.) und Wellsteg (re.) der Parameteranalyse 2	117

Abbildung 5-19:	Darstellung der Abminderungskurven für ebene Stege der Parameteranalyse 2	118
Abbildung 5-20:	Darstellung der Abminderungskurven für Trapezstege der Parameteranalyse 2	118
Abbildung 5-21:	Darstellung der Abminderungskurven für Wellstegträger der Parameteranalyse 2	118
Abbildung 5-22:	Einfluss der Stegdicke auf Steganteil (li.) und Flanschanteil (re.) der Traglast der Parameteranalyse 3.....	119
Abbildung 5-23:	Entwicklung der aufnehmbaren Querkraft bei verschiedenen Stegdicken für ebener Steg (li.),Trapezsteg (mi.) und Sinussteg (re.) der Parameteranalyse 3.....	120
Abbildung 5-24:	Darstellung der Abminderungskurven für ebene Stege der Parameteranalyse 3	120
Abbildung 5-25:	Darstellung der Abminderungskurven für Trapezstege der Parameteranalyse 3	120
Abbildung 5-26:	Darstellung der Abminderungskurven für Wellstegträger der Parameteranalyse 3	121
Abbildung 5-27:	Einfluss der Stegdicke auf Steganteil (li.) und Flanschanteil (re.) der Traglast der Parameteranalyse 4.....	121
Abbildung 5-28:	Entwicklung der aufnehmbaren Querkraft bei verschiedenen Stegdicken für ebener Steg (li.),Trapezsteg (mi.) und Sinussteg (re.) der Parameteranalyse 4.....	122
Abbildung 5-29:	Darstellung der Abminderungskurven für ebene Stege der Parameteranalyse 4	122
Abbildung 5-30:	Darstellung der Abminderungskurven für Trapezstege der Parameteranalyse 4	122
Abbildung 5-31:	Darstellung der Abminderungskurven für Wellstegträger der Parameteranalyse 4	123
Abbildung 5-32:	Beulkurve und Einordnung aller Träger mit ebenem und strukturiertem Steg der Parameteranalyse 1 bis 4 für die DAST015.....	124
Abbildung 5-33:	Beulkurve und neue Einordnung aller Träger mit ebenem und strukturiertem Steg der Parameteranalyse 1 bis 4 für die DIN EN 1993-1-5.....	124
Abbildung 5-34:	Neue Beulkurve und neue Einordnung aller Träger mit ebenem und strukturiertem Steg der Parameteranalyse 1 bis 4 für den AISC360.....	125
Abbildung 5-35:	Beulkurve und Einordnung aller Träger mit trapezförmigem Steg der Parameteranalyse 1 bis 4 für die DAST015	125
Abbildung 5-36:	Beulkurve und Einordnung aller Träger mit trapezförmigem Steg der Parameteranalyse 1 bis 4 für die DIN EN 1993-1-5	126
Abbildung 5-37:	Beulkurve und Einordnung aller Träger mit sinusförmigem Steg der Parameteranalyse 1 bis 4 für die Zeman Dokumentation	126
Abbildung 5-38:	Beulkurve und Einordnung aller Träger mit sinusförmigem Steg der Parameteranalyse 1 bis 4 für die DIN EN 1993-1-5	127
Abbildung 5-39:	Beulkurve und Einordnung aller Träger mit strukturiertem Steg der berücksichtigten	128

Abbildung 5-40:	Beulkurve und Einordnung aller Träger mit strukturiertem Steg der berücksichtigten Parameteranalysen für den Vorschlag für DIN EN 1993-1-5.....	128
Abbildung 5-41:	Beulkurve und Einordnung aller Träger mit strukturiertem Steg der berücksichtigten Parameteranalysen für den AISC360.....	128
Abbildung 5-42:	Beullasten [kN] für alle Träger mit strukturiertem Steg nach Simulation, Versuch bzw. Norm.....	129
Abbildung 5-43:	Gesamttraglasten [kN] für alle Träger mit strukturiertem Steg nach Simulation, Versuch bzw. Norm.....	129
Abbildung A-1:	Messstellen für den Träger mit ebenem Steg V001.1 - Schubfeld 1 (li.) und 2 (re.).....	145
Abbildung A-2:	Messstellen für den Träger mit ebenem Steg V01.1 - Schubfeld 1 (li.) und 2 (re.).....	146
Abbildung B-1:	Zugprobenentnahme aus dem Trapezblech.....	148
Abbildung B-2:	Zugprobenentnahme aus dem Wellblech.....	148
Abbildung B-3:	Schematische Darstellung der Materialkennwerte von verschiedenen Stahlzugproben nach [DIN EN ISO 6892-1].....	149
Abbildung B-4:	Kraft-Verschiebungskurven für die FQZ [®] Bleche.....	149
Abbildung B-5:	Ausschnitt aus Kraft-Verschiebungs-Diagramm für die FQZ [®] Bleche.....	150
Abbildung B-6:	Kraft-Verschiebungskurven für die Borit [®] Bleche.....	150
Abbildung B-7:	Ausschnitt aus Kraft-Verschiebungs-Diagramm für die Borit [®] Bleche.....	150
Abbildung B-8:	Kraft-Verschiebungskurve, verschiedene Strukturgröße (li.) und Vergrößerungsausschnitt.....	151
Abbildung B-9:	Kraft-Horizontalverschiebungskurve, verschiedene Strukturgröße.....	151
Abbildung B-10:	Kraft-Verschiebungskurve, verschiedene Fügetechnologien (li.) und Vergrößerungsausschnitt.....	152
Abbildung B-11:	Kraft-Horizontalverschiebungskurve, verschiedene Fügetechnologien.....	152
Abbildung C-1:	Technische Spannungs-Dehnungskurve und wahre Spannungs-Dehnungskurve S355.....	153
Abbildung C-2:	Technische Spannungs-Dehnungskurve und wahre Spannungs-Dehnungskurve DC01.....	154
Abbildung C-3:	Technische Spannungs-Dehnungskurve und wahre Spannungs-Dehnungskurve DC04 eben und strukturiert.....	154
Abbildung C-4:	Technische Spannungs-Dehnungskurve und wahre Spannungs-Dehnungskurve des Trapezbleches.....	155
Abbildung C-5:	Technische Spannungs-Dehnungskurve und wahre Spannungs-Dehnungskurve des Wellbleches.....	155
Abbildung C-6:	1. Eigenform (li.) und 3. Eigenform (re.); 2. und 4. Eigenform sind analog im anderen Schubfeld für Träger V001.1.....	156

Abbildung C-7:	1. Eigenform (li.) und 3. Eigenform (re.); 2. und 4. Eigenform sind analog im anderen Schubfeld für Träger V01.1	156
Abbildung C-8:	1. Eigenform (li.) und 5. Eigenform (re.); 2. und 6. Eigenform sind analog im anderen Schubfeld für Träger V02.1	156
Abbildung C-9:	1. Eigenform (li.) und 3. Eigenform (re.); 2. und 4. Eigenform sind analog im anderen Schubfeld für Träger V03.1	156
Abbildung C-10:	1. Eigenform (li.) und 4. Eigenform (re.); 2. und 6. Eigenform sind analog im anderen Schubfeld für Träger V04.1	156
Abbildung C-11:	1. Eigenform (li.) und 5. Eigenform (re.); 2. und 6. Eigenform sind analog im anderen Schubfeld für Träger V05.1	157
Abbildung C-12:	1. Eigenform (li.) und 5. Eigenform (re.); 2. und 6. Eigenform sind analog im anderen Schubfeld für Träger V09.1	157
Abbildung C-13:	1. Eigenform (li.) und 5. Eigenform (re.); 2. und 6. Eigenform sind analog im anderen Schubfeld für Träger V10.1	157
Abbildung C-14:	1. Eigenform (li.) und 5. Eigenform (re.); 2. und 6. Eigenform sind analog im anderen Schubfeld für Träger V11.1	157
Abbildung C-15:	1. Eigenform (li.) und 3. Eigenform (re.); 2. und 4. Eigenform sind analog im anderen Schubfeld für Träger V12.1	157
Abbildung C-16:	1. Eigenform (li.) und 3. Eigenform (re.); 2. und 4. Eigenform sind analog im anderen Schubfeld für Träger V13.1	157
Abbildung C-17:	Kraft-Verschiebungsdiagramm des Versuchsträgers V001.1 und der FE-Modelle	159
Abbildung C-18:	Kraft-Verschiebungsdiagramm des Versuchsträgers V01.1 und der FE-Modelle	159
Abbildung C-19:	Kraft-Verschiebungsdiagramm des Versuchsträgers V02.1 und aller betrachteten FE-Modelle	160
Abbildung C-20:	Kraft-Verschiebungsdiagramm des Versuchsträgers V02.1 und der FE-Modelle für verschiedene Netzgrößen	160
Abbildung C-21:	Kraft-Verschiebungsdiagramm des Versuchsträgers V04.1 und der FE-Modelle	161
Abbildung C-22:	Kraft-Verschiebungsdiagramm des Versuchsträgers V05.1 und der FE-Modelle	161
Abbildung C-23:	Traglastkurven Parameteranalyse 1 – Ebener Steg	162
Abbildung C-24:	Traglastkurven Parameteranalyse 1 – Trapezsteg	162
Abbildung C-25:	Traglastkurven Parameteranalyse 1 – Wellsteg	163
Abbildung C-26:	Traglastkurven Parameteranalyse 1 – strukturierter Steg (90°)	163
Abbildung C-27:	Traglastkurven Parameteranalyse 1 – strukturierter Steg (0°)	163
Abbildung C-28:	Traglastkurven Parameteranalyse 2 – Ebener Steg	164
Abbildung C-29:	Traglastkurven Parameteranalyse 2 – Trapezsteg	165
Abbildung C-30:	Traglastkurven Parameteranalyse 2 – Wellsteg	165
Abbildung C-31:	Traglastkurven Parameteranalyse 2 – strukturierter Steg (90°)	165
Abbildung C-32:	Traglastkurven Parameteranalyse 2 – strukturierter Steg (0°)	166
Abbildung C-33:	Traglastkurven Parameteranalyse 3 – Ebener Steg	167
Abbildung C-34:	Traglastkurven Parameteranalyse 3 – Trapezsteg	167
Abbildung C-35:	Traglastkurven Parameteranalyse 3 – Wellsteg	167
Abbildung C-36:	Traglastkurven Parameteranalyse 4 – Ebener Steg	168
Abbildung C-37:	Traglastkurven Parameteranalyse 4 – Trapezsteg	169
Abbildung C-38:	Traglastkurven Parameteranalyse 4 – Wellsteg	169

Abbildung C-39: Kraft-Verschiebungsdiagramm der Träger mit Wabengröße 33 und 55 - Einzelblech (0°)	172
Abbildung C-40: Kraft-Verschiebungsdiagramm der Träger mit Wabengröße 33 und 55 - Einzelblech (45°)	173
Abbildung C-41: Kraft-Verschiebungsdiagramm der Träger mit Wabengröße 33 und 55 - Einzelblech (90°)	173
Abbildung C-42: Kraft-Verschiebungsdiagramm der Träger mit Wabengröße 33 und 55 mit WW (0°)	174
Abbildung C-43: Kraft-Verschiebungsdiagramm der Träger mit Wabengröße 33 und 55 mit WW (45°)	175
Abbildung C-44: Kraft-Verschiebungsdiagramm der Träger mit Wabengröße 33 und 55 mit WW (90°)	175
Abbildung C-45: Kraft-Verschiebungsdiagramm der Träger mit Wabengröße 33 und 55 mit StS (0°)	176
Abbildung C-46: Kraft-Verschiebungsdiagramm der Träger mit Wabengröße 33 und 55 mit StS (45°)	177
Abbildung C-47: Kraft-Verschiebungsdiagramm der Träger mit Wabengröße 33 und 55 mit StS (90°)	177
Abbildung C-48: Kraft-Verschiebungsdiagramm der Träger mit Wabengröße 33 mit Einzelblech	178
Abbildung C-49: Kraft-Verschiebungsdiagramm der Träger mit Wabengröße 33 WW	179
Abbildung C-50: Kraft-Verschiebungsdiagramm der Träger mit Wabengröße 33 StS	179
Abbildung C-51: Kraft-Verschiebungsdiagramm der Träger mit Wabengröße 51	180
Abbildung C-52: Kraft-Verschiebungsdiagramm der Träger mit Wabengröße 51 WW	181
Abbildung C-53: Kraft-Verschiebungsdiagramm der Träger mit Wabengröße 51 StS	181
Abbildung C-54: Kraft-Verschiebungsdiagramm der Träger mit Wabengröße 33 (0°)	182
Abbildung C-55: Kraft-Verschiebungsdiagramm der Träger mit Wabengröße 33 (45°)	183
Abbildung C-56: Kraft-Verschiebungsdiagramm der Träger mit Wabengröße 33 (90°)	183
Abbildung C-57: Kraft-Verschiebungsdiagramm der Träger mit Wabengröße 51 (0°)	184
Abbildung C-58: Kraft-Verschiebungsdiagramm der Träger mit Wabengröße 51 (45°)	184
Abbildung C-59: Kraft-Verschiebungsdiagramm der Träger mit Wabengröße 51 (90°)	185
Abbildung C-60: Einfluss Fügetechnologie bei FQZ [®] Blechen mit SW=33	186
Abbildung C-61: Einfluss Fügetechnologie bei FQZ [®] Blechen mit SW=51	186
Abbildung C-62: Einfluss Wabenhöhe bei Sandwichblechen von FQZ [®]	187
Abbildung C-63: Einfluss Wabenhöhe beim Einzelblech von FQZ [®]	188
Abbildung D-1: Traglastkurve Versuch V001.1 mit Eingrenzung der Traganteile	189
Abbildung D-2: Traglastkurve Versuch V01.1 mit Eingrenzung der Traganteile	189

Abbildung D-3:	Traglastkurve aus FEM001.1 mit Darstellung der Rechenschritte aus AC Yield	190
Abbildung D-4:	Traglastkurve aus FEM01.1 mit der Darstellung der Rechenschritte aus AC Yield	190
Abbildung D-5:	Traglastkurve aus FEM001.1 mit Darstellung der Einteilung der Bereiche mittels $h/200$ Toleranz und 2.Steigungswechsel	191
Abbildung D-6:	Traglastkurve aus FEM01.1 mit Darstellung der Einteilung der Bereiche mittels $h/200$ Toleranz und 2.Steigungswechsel	191
Abbildung D-7:	Gegenüberstellung von Norm, Experiment und Versuch von V001.1 (li.), von V01.1 (re.).....	192
Abbildung D-8:	Gegenüberstellung von Norm, Experiment und Versuch von V002.1 (li.) für lokales Versagen, sowie von V002.1 (re.) für globales Versagen.....	192
Abbildung D-9:	Gegenüberstellung von Norm, Experiment und Versuch von V02.1 (li.) für lokales Versagen, sowie von V02.1 (re.) für globales Versagen.....	192
Abbildung D-10:	V002.1 lokal (li) und global (re) mit Rahmenanteil.....	193
Abbildung D-11:	V02.1 lokal (li) und global (re) mit Rahmenanteil.....	193
Abbildung D-12:	V001.1 (li) und V01.1 (re)	194
Abbildung D-13:	V002.1 (li) und V02.1 (re)	194
Abbildung D-14:	V003.1 (li) und V03.1 (re)	194
Abbildung D-15:	V003.1 lokal (li) und V003.1 global (re).....	195
Abbildung D-16:	V03.1 lokal (li) und V03.1 global (re).....	195
Abbildung D-17:	V001.1 ohne (li) und V001.1 mit (re) Zugfeldwirkung	196
Abbildung D-18:	V001.1 (li) und V01.1 (re)	197
Abbildung D-19:	V002.1 (li) und V02.1 (re)	197
Abbildung D-20:	V003.1 (li) und V03.1 (re)	197
Abbildung D-21:	Einfluss des Höhe-Stegdicken-Verhältnisses auf Steganteil (li.) und Flanschanteil (re.) der Traglast der Parameteranalyse 5	201
Abbildung D-22:	Einfluss des Schubfeldverhältnisses auf Steganteil (li.) und Flanschanteil (re.) der Traglast der Parameteranalyse 6	201
Abbildung D-23:	Einfluss des Schubfeldverhältnisses auf Steganteil (li.) und Flanschanteil (re.) der Traglast der Parameteranalyse 7	201
Abbildung D-24:	Einfluss des Schubfeldverhältnisses auf Steganteil (li.) und Flanschanteil (re.) der Traglast der Parameteranalyse 8	202

Tabellenverzeichnis

Tabelle 3-1:	Abmessungen der einzelnen Versuchsträger, Maße in mm	30
Tabelle 3-2:	Gemessene Imperfektionen.....	32
Tabelle 3-3:	Zusammenfassung der Versuchsergebnisse – ebener Steg.....	33
Tabelle 3-4:	Gegenüberstellung kritische Beullasten im Versuch aus Horizontalverschiebung und Rosettenauswertung	36
Tabelle 3-5:	Zusammenfassung der Versuchsergebnisse – Trapezstegträger	36
Tabelle 3-6:	Zusammenfassung der Versuchsergebnisse – Wellstegträger	40
Tabelle 3-7:	Versuchsbezeichnungen	43
Tabelle 3-8:	Versuchsergebnisse für alle Träger mit strukturiertem Steg.....	43
Tabelle 3-9:	Gegenüberstellung und Lastdifferenzen von Versuchsergebnissen von V04.1, V05.1, V12.1	50
Tabelle 3-10:	Gegenüberstellung Versuchsträger Einzelbleche eben und strukturiert	51
Tabelle 3-11:	Gegenüberstellung Versuchsträger Sandwich eben und strukturiert	51
Tabelle 3-12:	Normierte Gegenüberstellung Versuchsträger Sandwich strukturiert	52
Tabelle 4-1:	Auflagerbedingungen und deren Freiheitsgrade	57
Tabelle 4-2:	Übersicht der verwendeten Elemente für die jeweiligen Träger	59
Tabelle 4-3:	Gegenüberstellung Versuch und Modell V001.1	63
Tabelle 4-4:	Gegenüberstellung Versuch und Modell V01.1	64
Tabelle 4-5:	Gegenüberstellung Versuch und Modell für V002.1	65
Tabelle 4-6:	Gegenüberstellung Versuch und Modell für V02.1	67
Tabelle 4-7:	Gegenüberstellung Versuch und Modell für V003.1	68
Tabelle 4-8:	Gegenüberstellung Versuch und Modell für V03.1	69
Tabelle 4-9:	Gegenüberstellung Versuch und Modell V04.1	70
Tabelle 4-10:	Gegenüberstellung Versuch und Modell V05.1	71
Tabelle 4-11:	Gegenüberstellung Versuch und Modell V09.1	72
Tabelle 4-12:	Gegenüberstellung Versuch und Modell V10.1	72
Tabelle 4-13:	Gegenüberstellung Versuch und Modell V11.1	73
Tabelle 4-14:	Gegenüberstellung Versuch und Modell V12.1	74
Tabelle 4-15:	Gegenüberstellung Versuch und Modell V13.1	75
Tabelle 4-16:	Matrix der veränderten Parameter pro Analyse	76
Tabelle 4-17:	Eigenwerte der Parameteranalyse 1.....	78
Tabelle 4-18:	Gegenüberstellung der Beulwerte der Parameteranalyse 1	78
Tabelle 4-19:	Eigenwerte der Parameteranalyse 2.....	79
Tabelle 4-20:	Darstellung Versuchbezeichnung	82
Tabelle 4-21:	Ergebnisse FEM des Referenzträgers	82
Tabelle 5-1:	Ergebnisse zum Schubfeldanteil.....	97
Tabelle 5-2:	Ergebnisse zum Zugfeldanteil.....	98
Tabelle 5-3:	Ergebnisse zum Rahmenanteil	99
Tabelle 5-4:	Vergleich Traglastanteile für Berechnung, Simulation und Versuch	99
Tabelle 5-5:	Vergleich berechnete Traglast (mit und ohne Rahmenanteil) und Traglast aus Versuch und Experiment	100

Tabelle 5-6:	Vergleich der Traglast für V002.1 und V02.1 aus DASt015, FEM und Versuch in kN	101
Tabelle 5-7:	Anteile für Steg und Flansch sowie Gesamttraglast für alle 3 Fallunterscheidungen nach DIN EN 1993-1-5 in kN.....	103
Tabelle 5-8:	Vergleich Traglast gesamt für V001.1 und V01.1 aus DIN EN 1993-1-5, FEM und Versuch.....	103
Tabelle 5-9:	Anteile für Steg und Flansch sowie Gesamttraglast für alle 2 Fallunterscheidungen nach DIN EN 1993-1-5 in kN.....	105
Tabelle 5-10:	Vergleich Traglast für V002.1 und V02.1 aus DIN EN 1993-1-5, FEM und Versuch in kN.....	105
Tabelle 5-11:	Anteile für Steg und Flansch sowie Gesamttraglast für alle 2 Fallunterscheidungen nach DIN EN 1993-1-5 in kN.....	107
Tabelle 5-12:	Vergleich Traglast für V003.1 und V03.1 aus DIN EN 1993-1-5, FEM und Versuch in kN.....	107
Tabelle 5-13:	Vergleich Traglast für V003.1 und V03.nach Zeman Dokumentation, FEM und Versuch in kN	108
Tabelle 5-14:	Darstellung aller Einzelanteile für die Gesamttraglast aus Schubbeanspruchung in kN.....	110
Tabelle 5-15:	Gegenüberstellung von Gesamttraglast aus AISC, FEM und Versuch für V001.1 und V01.1	110
Tabelle A-1:	Erklärung zu den Messstellen.....	147
Tabelle B-1:	Materialdaten für Flansch und Steife in N/mm ²	147
Tabelle B-2:	Materialdaten für ein ebenes Blech in Längs- und Querrichtung in N/mm ² , sowie Materialdaten längs und quer zusammen ausgewertet.....	147
Tabelle B-3:	Materialdaten für ein Trapezblech in N/mm ²	148
Tabelle B-4:	Materialdaten für ein Wellblech in N/mm ²	148
Tabelle B-5:	Materialdaten für ein strukturiertes Blech vor und nach der Umformung in N/mm ²	149
Tabelle B-6:	Ergebnisse zur Sturkurgröße	151
Tabelle B-7:	Ergebnisse zur Fügetechnologie.....	152
Tabelle C-1:	Eigenwerte der Träger.....	158
Tabelle C-2:	Übersicht der Veränderung von Versuchsträger V001.1 in der FEM.....	158
Tabelle C-3:	Übersicht der Veränderung von Versuchsträger V01.1 in der FEM.....	158
Tabelle C-4:	Übersicht der Veränderung von Versuchsträger V02.1 in der FEM.....	159
Tabelle C-5:	Übersicht der Veränderung von Versuchsträger V04.1 in der FEM.....	160
Tabelle C-6:	Übersicht der Veränderung von Versuchsträger V05.1 in der FEM.....	161
Tabelle C-7:	Geometrische Varianten (Werte in mm) der Träger Parameterstudie 1	162

Tabelle C-8:	Traglasten (in kN) Parameteranalyse 1	164
Tabelle C-9:	Geometrische Varianten (Werte in mm) der Träger Parameterstudie 2	164
Tabelle C-10:	Traglasten (in kN) Parameteranalyse 2	166
Tabelle C-11:	Geometrische Varianten (Werte in mm) der Träger Parameterstudie 3	166
Tabelle C-12:	Traglasten (in kN) Parameteranalyse 3	168
Tabelle C-13:	Geometrische Varianten (Werte in mm) der Träger Parameterstudie 4	168
Tabelle C-14:	Traglasten (in kN) Parameteranalyse 4	169
Tabelle C-15:	Geometrische Varianten (Werte in mm) der Träger Parameterstudie 5	170
Tabelle C-16:	Geometrische Varianten (Werte in mm) der Träger Parameterstudie 6	170
Tabelle C-17:	Geometrische Varianten (Werte in mm) der Träger Parameterstudie 7	170
Tabelle C-18:	Geometrische Varianten (Werte in mm) der Träger Parameterstudie 8	171
Tabelle C-19:	Ergebnisse Träger Wabengröße 33 und 55 mit Einzelblech (0°).....	172
Tabelle C-20:	Vergleich mit Referenzträger	172
Tabelle C-21:	Ergebnisse Träger Wabengröße 33 und 55 mit Einzelblech (45°)	173
Tabelle C-22:	Vergleich mit Referenzträger	173
Tabelle C-23:	Ergebnisse Träger Wabengröße 33 und 55 mit Einzelblech (90°)	173
Tabelle C-24:	Vergleich mit Referenzträger	174
Tabelle C-25:	Ergebnisse Träger Wabengröße 33 und 55 mit WW (0°)	174
Tabelle C-26:	Vergleich mit Referenzträger	174
Tabelle C-27:	Ergebnisse Träger Wabengröße 33 und 55 mit WW (45°)	175
Tabelle C-28:	Vergleich mit Referenzträger	175
Tabelle C-29:	Ergebnisse Träger Wabengröße 33 und 55 mit WW (90°)	175
Tabelle C-30:	Vergleich mit Referenzträger	175
Tabelle C-31:	Ergebnisse Träger Wabengröße 33 und 55 mit StS (0°)	176
Tabelle C-32:	Vergleich mit Referenzträger	176
Tabelle C-33:	Ergebnisse Träger Wabengröße 33 und 55 mit StS (45°)	177
Tabelle C-34:	Vergleich mit Referenzträger	177
Tabelle C-35:	Ergebnisse Träger Wabengröße 33 und 55 mit StS (90°)	177
Tabelle C-36:	Vergleich mit Referenzträger	178
Tabelle C-37:	Ergebnisse Träger Wabengröße 33 Einzelblech.....	178
Tabelle C-38:	Vergleich mit Referenzträger	178
Tabelle C-39:	Ergebnisse Träger Wabengröße 33 WW	179
Tabelle C-40:	Vergleich mit Referenzträger	179
Tabelle C-41:	Ergebnisse Träger Wabengröße 33 StS	179
Tabelle C-42:	Vergleich mit Referenzträger	180
Tabelle C-43:	Ergebnisse Träger Wabengröße 51	180
Tabelle C-44:	Vergleich mit Referenzträger	180
Tabelle C-45:	Ergebnisse Träger Wabengröße 51 WW	180
Tabelle C-46:	Vergleich mit Referenzträger	181

Tabelle C-47:	Ergebnisse Träger Wabengröße 51 StS	181
Tabelle C-48:	Vergleich mit Referenzträger	181
Tabelle C-49:	Ergebnisse Träger Wabengröße 33 (0°)	182
Tabelle C-50:	Vergleich mit Referenzträger	182
Tabelle C-51:	Ergebnisse Träger Wabengröße 33 (45°)	182
Tabelle C-52:	Vergleich mit Referenzträger	183
Tabelle C-53:	Ergebnisse Träger Wabengröße 33 (90°)	183
Tabelle C-54:	Vergleich mit Referenzträger	183
Tabelle C-55:	Ergebnisse Träger Wabengröße 51 (0°)	184
Tabelle C-56:	Vergleich mit Referenzträger	184
Tabelle C-57:	Ergebnisse Träger Wabengröße 51 (45°)	184
Tabelle C-58:	Vergleich mit Referenzträger	185
Tabelle C-59:	Ergebnisse Träger Wabengröße 51 (90°)	185
Tabelle C-60:	Vergleich mit Referenzträger	185
Tabelle C-61:	Ergebnisse Träger Wabengröße 33 und Füge- technologie WW und StS	185
Tabelle C-62:	Vergleich mit Referenzträger	186
Tabelle C-63:	Ergebnisse Träger Wabengröße 51 und Füge- technologie WW und StS	186
Tabelle C-64:	Vergleich mit Referenzträger	187
Tabelle C-65:	Ergebnisse Träger Wabenhöhe 3.1 und 6.0 beim Sandwichblech	187
Tabelle C-66:	Vergleich mit Referenzträger	187
Tabelle C-67:	Ergebnisse Träger Wabenhöhe 3.1 und 6.0 beim Einzelblech	187
Tabelle C-68:	Vergleich mit Referenzträger	188
Tabelle D-1:	Bereichsgrenzen für Versuch V001.1	189
Tabelle D-2:	Bereichsgrenzen für Versuch V01.1	189
Tabelle D-3:	Bereichsgrenzen für FEM001.1 AC Yield	190
Tabelle D-4:	Bereichsgrenzen für FEM01.1 AC Yield	190
Tabelle D-5:	Bereichsgrenzen für FEM001.1	191
Tabelle D-6:	Bereichsgrenzen für FEM01.1	191
Tabelle D-7:	Gegenüberstellung von Gesamttaglast mit Rahmenanteil aus DAST015, FEM und Versuch für V002.1 und V02.1 in kN	193
Tabelle D-8:	Gegenüberstellung Berechnungswerte mit Zugfeldwirkung, Simulationenwerte und Versuchswerte in kN	196
Tabelle D-9:	Berechnungswerte Parameteranalyse 1 in kN	198
Tabelle D-10:	Berechnungswerte Parameteranalyse 2 in kN	198
Tabelle D-11:	Berechnungswerte Parameteranalyse 3 in kN	198
Tabelle D-12:	Berechnungswerte Parameteranalyse 4 in kN	199
Tabelle D-13:	Berechnungswerte Parameteranalyse 5 in kN (* globales Beulen)	199
Tabelle D-14:	Berechnungswerte Parameteranalyse 6 in kN	199
Tabelle D-15:	Berechnungswerte Parameteranalyse 7	200
Tabelle D-16:	Berechnungswerte Parameteranalyse 8	200
Tabelle D-17:	Krit. Beullasten für strukturierte Träger (in kN) aus Simulation, Versuch und Berechnung	202

Tabelle D-18:	Traglasten für strukturierte Träger (in kN) aus Simulation, Versuch und Berechnung	203
Tabelle D-19:	Neue Berechnungswerte (in kN) mit Implementierung neuer Rechenansätze	204

Abkürzungen und Formelzeichen

Abkürzungen

AASHTO	American Association of State Highway and Transportation Officials
ANSI- AISC	American National Standard – American Institute of Steel Construction
BM	bilineares Materialverhalten
Borit®	Borit® Leichtbau-Technik GmbH
CAE	Computer Aided Engineering
DAST	Deutscher Ausschuss für Stahlbau
DAST015	DAST-Richtlinie 015
DAST016	DAST-Richtlinie 016
DMS	Dehnmessstreifen
ECCS	European Convention for Constructional Steelwork
FE/ FEM	Finite Elemente Methode
FQZ®	Forschungs- und Qualitätszentrum Oderbrücke gGmbH
G	Gleich
IWAN	Induktiver Wegaufnehmer
KMD	Kraftmessdose
NoStSt L	Nominal stress- nominal strain längs
NoStSt L+q	Nominal stress- nominal strain längs und quer vermischt
NoStSt q	Nominal stress- nominal strain quer
TSPS	True-Stress-Plastic-Strain implementiertes Materialverhalten
TSPS L	True stress- plastic strain längs
TSPS L+q	True stress- plastic strain längs und quer vermischt
TSPSq	True stress- plastic strain quer
V	Verschieden

Formelzeichen Lateinisch

a	Abstand zwischen Steifen
a_w	Schubfeldlänge
A_{eff}	Wirksame Querschnittsfläche
A_w	Querschnittsfläche des Steges
b	Breite der Platte
b_f	Flanscbreite
b_{eff}	effektive Plattenbreite
b_w	Steghöhe

c_1	Fließgelenkabstand 1
c_2	Fließgelenkabstand 2
c_c	Fließgelenkabstand gedrückter Flansch
c_f	Abstand Fließgelenk
c_s	senkrechter Fließgelenkabstand an Steife
c_t	Fließgelenkabstand gezogener Flansch
C_v	Schubkoeffizient des Steges
e_N	Verschiebung der neutralen Achse
E	E-Modul
e_e	elastic stress
e_n	nominal strain
e_p	plastic strain
e_t	true strain
F_{beul}	Beulkraft aus Bucklinganalyse
f_y	Streckgrenze
f_y	Streckgrenze des Materials des Bauteils
f_{yf}	Streckgrenze des Flansches
f_{yw}	Streckgrenze des Steges
F_y	spezifische minimale Streckgrenze
F_{cr}	Kritische Beullast
F_{cr1}	Kritische Beullast bei horizontaler Verschiebung in Stegmitte 1
F_{cr1_HR}	Kritische Beullast 1 aus Rosettenauswertung
F_{cr11}	Kritische Beullast bei horizontaler Verschiebung in Stegmitte 1 Träger V01.1
F_{cr1x}	Kritische Beullast bei horizontaler Verschiebung in Stegmitte 1 Vergleichsträger V02.1 bis V13.1
F_{cr2}	Kritische Beullast bei horizontaler Verschiebung in Stegmitte 2
F_{cr2_HR}	Kritische Beullast 2 aus Rosettenauswertung
F_{cr21}	Kritische Beullast bei horizontaler Verschiebung in Stegmitte 2 Träger V01.1
F_{cr2x}	Kritische Beullast bei horizontaler Verschiebung in Stegmitte 2 Vergleichsträger V02.1 bis V13.1
F_{pl}	Kraft beim Erreichen des 1. Plateaus
F_u	Maximale Kraft = Traglast
F_{u1}	Maximale Kraft = Traglast von Träger V01.1
F_{ux}	Maximale Kraft = Traglast von Vergleichsträger V02.1 bis V13.1
g	Zugfeldbreite
g_1	Zugfeldabschnitt 1
g_2	Zugfeldabschnitt 2

g_3	Zugfeldabschnitt 3
g_4	Zugfeldabschnitt 4
h	Höhe des Steges
k_{cr}	kritischer Beulfaktor
k_v	Beulwert des Steges
$\min F_{cr}$	kleinerer Wert von F_{cr} der einzelnen Schubfelder
M_{Ed}	Einwirkendes Moment
$M_{c,r}$	Maximales Moment
$M_{f,Rd}$	Bemessungswert der Biegebeanspruchbarkeit des Querschnitts (Flansch mit effektiver Querschnittsfläche)
M_{pl}	plastisches Moment
$M_{pl,Rd}$	Bemessungswert der plastischen Momentenbeanspruchbarkeit des Querschnitts (Flansch mit effektiver Querschnittsfläche, Steg mit voller Querschnittsfläche)
N_{Ed}	einwirkende Normalkraft
$N_{c,r}$	Normalkraft druckbeansprucht
$N_{t,r}$	Normalkraft zugbeansprucht
rot_x	Verdrehung um x-Achse
rot_y	Verdrehung um y-Achse
rot_z	Verdrehung um z-Achse
s_n	nominal stress
s_t	true stress
t	Stegblechdicke bzw. Dicke der Platte
t_f	Flanschdicke
t_w	Stegdicke
u_{cr}	Horizontale Verschiebung der Stegmitte
u_{pl}	Kleinere horizontale Verschiebung der Stegmitte bei F_{pl} von Stegmitte 1 oder 2
u_x	Verschiebung in x-Richtung
u_y	Verschiebung in y-Richtung
u_z	Verschiebung in z-Richtung
v_{cr}	Vertikale Verschiebung in Trägermitte bei F_{cr}
v_u	Vertikale Verschiebung in Trägermitte bei F_u
v_{u1}	Vertikale Verschiebung in Trägermitte bei F_u von Träger V01.1
v_{ux}	Vertikale Verschiebung in Trägermitte bei F_u von Vergleichsträger V02.1 bis V13.1
$V_{b,Rd}$	Kraft aus Schubbeulen
$V_{bf,Rd}$	Anteil an Schubkraft vom Flansch
$V_{bw,Rd}$	Anteil an Schubkraft vom Steg

V_{cr}	Last aus Schubfeldwirkung
V_f	Last aus Rahmenwirkung
V_{ges}	Gesamttraglast aus Schubfeldwirkung und Zugfeldwirkung
V_n	nominelle Schubkraft
V_t	Last aus Zugfeldwirkung
W_{eff}	Wirksames Widerstandsmoment

Formelzeichen Griechisch

σ_{cr}	kritische Spannung
ν	Querdehnzahl
λ_p	Plattenschlankheitsgrad
λ	Wert des Eigenvektors (FEM)
v	aufgebrachte Verschiebung in Krafrichtung (FEM)
τ	Schubspannung
τ_{cr}	kritische Schubspannung bzw. Beulspannung
α	Schubfeldverhältnis
κ_τ	Abminderungsfaktor
$\tau_{y,w}$	Schubfließspannung des Steges
σ_z	Zugspannung über die Zugfeldbreite
$\sin(\Phi)$	Sinus der Zugfelddiagonalen
γ_{M0}	Teilsicherheitsbeiwert
η	Faktor für die Beanspruchbarkeit
X_w	Faktor für Stegbeitrag zur Schubbeanspruchbarkeit
$\bar{\eta}_1$	Verhältniswert Momentenbeziehung
$\bar{\eta}_3$	Verhältniswert Querkraftbeziehung
ΔF_u	Traglastunterschied bzw. Differenz der Traglast
$\Delta_{\min} F_{cr}$	Differenz von F_{cr} der einzelnen Schubfelder
ΔF_{pl}	Differenz der Kraft beim Erreichen des 1. Plateaus
Θ_d	Winkel des Zugfeldes
Θ	Winkel der Schubfelddiagonalen
γ_{M1}	Teilsicherheitsbeiwert

1 Einleitung

1.1 Motivation

Strukturierte Bleche werden vorwiegend in der Automobilindustrie, aber auch in Haushaltsgeräten sowie in der Verpackungsindustrie eingesetzt. Eine Anwendung im Stahlbau führt zur Optimierung der Kosten hinsichtlich des Materialverbrauchs.

Bei der Umformung von Blechen, also dem Einbringen von Strukturen durch verschiedene Techniken, treten in jedem Fall Veränderungen im Werkstoffgefüge auf. Die strukturierten Bleche weisen eine höhere Biegesteifigkeit als ebene Bleche auf, wodurch sich eine konkrete Anwendung dieser im Stahlbau anbietet. Als Ausgangsmaterial für Profilbleche und Kaltprofile nutzt man für die Herstellung von neuartigen Bauteilen die erhöhten Beulwiderstände der strukturierten Bleche aus. Es kann damit gerechnet werden, dass bei den Bauteilen geringere Blechdicken ausreichen und/oder stabilisierende Sicken und Bördeln entfallen können. Beides würde zu einer Optimierung des Tragverhaltens und einer weiteren Verbesserung der Wirtschaftlichkeit von Stahlleichtbauteilen führen.

Mit der Adaption des Themas „strukturierte Bleche“ für den Stahlbau zeichnen sich große Möglichkeiten für Anwender auf. Daraus resultierend wird der Wettbewerb in der Branche erhöht. Dies bedeutet aber, dass für einzusetzende Bauteile aus strukturierten Blechen eine Bemessung durchzuführen sein muss. In diesem Fall sind aber die heute auf dem Markt vorhandenen Normen nicht anwendbar. Erst die Anpassung der Bemessungsrichtlinien kann die schlanken und leichten Bauteile aus strukturierten Blechen als innovatives Produkt auf den Markt bringen.

1.2 Ziel der Arbeit

Im Rahmen der Dissertation wird das Tragverhalten von Stahlleichtbauträgern mit schlanken ebenen, profilierten oder strukturierten Stegen untersucht. Im Gegensatz zu ebenen Blechen haben die strukturierten Bleche an sich eine höhere Steifigkeit. Dieses Merkmal wird genutzt, um bessere Trageigenschaften für schlanke Träger zu erzielen und den Materialeinsatz vom Stahl zu minimieren, was eine Kostenersparnis mit sich zieht. Dennoch gilt für alle schlanken Träger, dass eine Gewichtsreduzierung einen gleichzeitigen Stabilitätsverlust mit sich bringt. Es stellt sich also die Frage, wie hoch die Kraftübertragung in dem Bauteil ist.

Es sind insgesamt 13 Versuche durchgeführt und ausgewertet worden. Danach werden FEM-Simulationen durchgeführt, indem die Modelle der einzelnen Traglastversuche nachgerechnet und die Modelleigenschaften herausgearbeitet werden. Anschließend werden mit Hilfe der korrekten FE-Modelle weitere Strukturen untersucht und mit der Parameteranalyse Hinweise gegeben, welche Strukturen sich am besten für die Leichtbauträger eignen.

Abschließend wird ein Berechnungsvorschlag unterbreitet, welcher in Anlehnung an die DASt Richtlinie 015 und die DIN EN 1993-1-5 die Tragfähigkeit von schlanken Trägern mit strukturiertem Steg angibt. Einflüsse verschiedener Parameter werden untersucht und zusammengefasst, sodass dies in den Berechnungsvorschlag einfließen kann. Demnach kann dem Anwender, aber auch dem Hersteller ein handhabbares Werkzeug zur Verfügung gestellt werden, was es ermöglicht, innovative Stahlkonstruktionen zu erstellen.

1.3 Umfang der Arbeit

Mit dem **Kapitel 2** wird ein Überblick über die strukturierten Bleche gegeben. Dabei wird besonders auf die Herstellung, die Umformung und Weiterverarbeitung eingegangen. In **Kapitel 3** werden die Versuche zu Stahlleichtbauträgern dargestellt und erläutert. Anschließend wird auf die Problematik der FEM-Simulation der Stahlleichtbauträger aus den Versuchen und der Parameterstudie im **Kapitel 4** eingegangen.

Abschließend werden die Ergebnisse aus den analytischen Untersuchungen zu Stahlleichtbauträgern im **Kapitel 5** gezeigt und als Ergebnis ein Bemessungsvorschlag für die Berechnung von Stahlleichtbauträgern mit strukturiertem Steg dargelegt.

Die Arbeit schließt mit der Zusammenfassung in **Kapitel 6** und gibt einen Ausblick, inwiefern sich der Einsatz der strukturierten Bleche im Bauwesen lohnt. Es werden offene Fragen zu dem Thema formuliert und auf weitere Untersuchungen hingewiesen.

1.4 Vorbetrachtungen - Stand der Technik

1.4.1 Allgemeines zum Leichtbau und dessen Geschichte

Mit der Erfindung des Wellbleches durch **Palmer** 1829 in England [Thomson2006] als ein Leichtbauprodukt wurden diese Bleche im Bauwesen als Wellblechdächer bzw.-decken eingesetzt.

In Deutschland hat **Wesenfeld** 1875 versucht die Auslegung von Wellblechen in Berechnungstafeln darzustellen. Dennoch waren die Fertigungstechniken begrenzt. Erst mit dem technischen Fortschritt konnten die Wellbleche ab den 20er Jahren des 19. Jhd. weiter eingesetzt werden. Das geschah dann aber vorwiegend im Flugzeugbau [Hoppe2002]. In Abbildung 1-1 ist eine Umformapparat der Firma Junkers zu erkennen. Dahinter erkennt man eine Junkers aus den 20er Jahren mit Wellblech als Beplankung.



Abbildung 1-1: Maschine zur Wellblechherstellung und verbaut als Flugzeugbeplankung

Untersuchungen zeigen, dass in den 1960er Jahren, aber wiederum nicht im Bauwesen, weiter in Bezug auf das Thema Beulen von profilierten Stegen geforscht wurde [Peterson1960, Libove1971]. Mit der DAST015 und der Einführung der Trapezprofile in diese ab 1990 wurden Träger mit trapezförmigem Steg nun rechenbar. In demselben Zeitraum kann man die Bemühungen um Aschinger [Aschinger1991] eingliedern, andere Strukturen als Trapez- bzw. Wellblech als Steg zu finden. Weitere zehn Jahre später, gibt es die erste

Dokumentation über Träger mit Wellblech als Steg [Zeman1999], der einzelne Gutachten bereits vorgeschalten waren.

1.4.2 Träger mit ebenem Steg

Lineare Beultheorie

Um die Träger mit ebenem Steg betrachten zu können, muss man in der Geschichte zur **linearen** Beultheorie zurückgehen. Die auf der Kirchhoff-Love basierende Plattentheorie mit kleinen Verschiebungen wurde 1811 von Lagrange erstmals formuliert - jedoch nicht veröffentlicht. Navier fand 1820 eine Lösung und Bernoulli versuchte ohne Erfolg den Term der Verdrehung in die Biegegleichung zu integrieren. Saint-Venant stellte 1883 die klassische Gleichung der linearen Beultheorie auf. Ebenso löste Navier die Biegegleichung, dennoch war sie nur für Platten mit einfach gelagerten Rändern bestimmt. Eine allgemeinere Lösung lieferte Levy (1941) für quadratische Platten mit gegenüberliegenden, gelagerten Rändern, wobei er bereits die nichtlineare Biegetheorie nutzte. [Rahal1989, Davidson1965, Levy1942] Viele Wissenschaftler versuchten das Beulproblem zu lösen und nutzten die unterschiedlichsten Methoden wie die direkte Integration, die Energiemethode und die Methode der finiten Elemente. 1891 leitete Bryan den Ausdruck für die Dehnungsenergie ab und nutzte diese zur Analyse von einfachen Beulproblemen. Timoshenko (1913) griff die Ansätze bzw. Ideen von Reyleigh (1877) und Ritz (1908) auf und verbesserte somit das Stabilitätsproblem von versteiften Platten [Tschamper1989, Clarin2007, Grote2003, Ueda1962].

Nichtlineare Beultheorie

Werden schlanke Bauteile auf Druck beansprucht, so verursacht diese Last große Verformungen senkrecht zur Plattenebene. Somit war es notwendig, sich mit der **nicht-linearen** Beultheorie zu beschäftigen. Von Kármán hat 1910 die nichtlineare Theorie der großen Verzerrungen von Kirchhoff (1876) weiter entwickelt. Marguerre modifizierte 1937 die Gleichung so, dass die geometrischen Imperfektionen erfasst werden. Um diese Gleichungen lösen zu können, nutzte er die Methode der minimalen potenziellen Energie und die Lösung der nicht-linearen Biegegleichung. Er konnte als erster Wissenschaftler entscheidend das elastische Nachbeulverhalten von quadratischen, ebenen Platten bestimmen. Im Jahre 1963 wurden durch Skaloud die Eigenspannungen mitberücksichtigt und die Gleichungen von Marquerre damit erweitert. Ebenso führten Ueda und Nishino 1966 Versuche durch, in denen die Eigenspannungen gemessen wurden und so gezeigt wird, dass diese einen Einfluss auf das Tragverhalten von Platten haben [Grote2003, Rhodes2003, Rahal1989, Tschamper1989, Klöppel1966, Ueda1962, Nishino1966, Massonnet1968].

Plattenbeulen – Das Konzept der effektiven Breite

Theodor von Kármán [Kármán1932] beschrieb 1932 das Phänomen des Beulens mit Hilfe des Konzeptes der effektiven Breite für eine einfach gelagerte, gleichmäßig axial belastete Platte. Dieser Ansatz erscheint durchaus willkürlich, wurde aber durch Versuche bestätigt. Zwei Jahre später leitete Cox [Rhodes2003] eine Analyse zu gedrückten Platten her, bei der der Effekt der Beulauslenkung auf der Basis von geometrischen Annahmen berücksichtigt wurde. Weiterhin geht man davon aus, dass die Kármán-Formel nur für ebene Teilflächen gilt, sodass die Imperfektionen eine Reduzierung der wirksamen Breite nicht berücksichtigen.

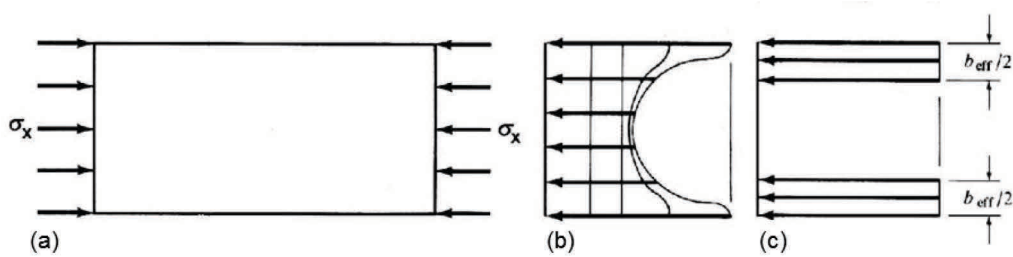


Abbildung 1-2: Spannungsverteilung in einer Platte vor (a) und nach dem Beulen (b) sowie die Verteilung mit der effektiven Breite nach Kármán (c) [nach Clarin2007]

Die tatsächlich auftretende Spannung in der Platte wird durch 2 Streifen ersetzt, die die effektive Breite der Platte darstellen. Von Kármán erklärt, dass die kritische Spannung gleich der Streckgrenze ist.

$$\sigma_{cr} = f_y \quad (1.1)$$

Geht man davon aus, dass die Platte unter einheitlicher Druckspannung steht und einfach gelagert ($k_{cr} = 4$) ist, dann kann nachfolgende Beziehung aufgestellt werden.

$$f_y = 4 \cdot \frac{\pi^2 \cdot E}{12 \cdot (1 - \nu^2)} \cdot \left(\frac{t}{b_{eff}} \right)^2 \quad (1.2)$$

Wenn das Verhältnis b_{eff}/b gebildet wird, so ergibt sich:

$$b_{eff} = b \cdot \sqrt{\frac{\sigma_{cr}}{f_y}} \quad (1.3)$$

Diese Gleichung wird gewöhnlich als die Formel der effektiven Breite nach von Kármán bezeichnet. Der Plattenschlankheitsgrad, welcher als ein Wirkungsgrad der Platte angesehen werden kann, ist das Verhältnis b_{eff}/b .

Somit gilt:

$$\lambda_p = \sqrt{\frac{\sigma_{cr}}{f_y}} \quad (1.4)$$

oder

$$\frac{b_{eff}}{b} = \frac{1}{\lambda_p} \quad \text{für } \lambda_p \geq 1 \quad (1.5)$$

Winter [Winter1968] verbesserte 1947 durch einen halbempirischen Ansatz die Gleichung von von Kármán und konnte somit die Reduzierung der wirksamen Breite durch Imperfektionen berücksichtigen. Er führte zahlreiche Experimente an kaltgeformten Probekörpern durch und stellte nachfolgende Gleichung für die effektive Breite auf:

$$\frac{b_{eff}}{b} = \frac{1}{\lambda_p} \cdot \left(1 - \frac{0,22}{\lambda_p} \right) \quad \text{für } \lambda_p \geq 0,673 \quad (1.6)$$

Zwar lag der ursprüngliche Koeffizient bei 0,25 [Dubas1985], aber anhand der Experimente wurde dieser zu 0,22 geändert. So wird er auch heute noch genutzt.

Andere Wissenschaftler stellten ebenfalls modifizierte Lösungsansätze zur effektiven Breite auf, aber die Winter-Funktion wird heutzutage in DIN EN 1993-1-5 genutzt.

$$\frac{b_{eff}}{b} = \frac{1,05}{\lambda_p} \cdot \left(1 - \frac{0,26}{\lambda_p}\right) \quad \text{für } \lambda_p \geq 0,55 \quad (1.7)$$

1965 von Faulkner dargestellt.

$$\frac{b_{eff}}{b} = \frac{0,82}{\lambda_p^{0,85}} \quad (1.8)$$

1957 von Gerard vorgeschlagen [Clarin2007, Rahal1989].

In den 60er Jahren gab es weitere Untersuchungen zum Thema der geschweißten, schlanken Platten. Dabei fällt auf, dass es einen Unterschied zwischen kaltumgeformten Platten, wie sie Winter untersuchte, und geschweißten Platten gibt. Nishino (1967), Dwight et al. (1968), Fukumoto und Itoh (1984) haben gezeigt, dass die Winter-Funktion dahin tendiert, die maximale Tragfähigkeit von schlanken, geschweißten Platten zu überschätzen. Veljkovic und Johansson (2001) zeigten mit Hilfe von numerischen Untersuchungen, dass die Winter-Funktion besser für Platten ohne Eigenspannungen geeignet ist [Clarin2007].

Schubbeulen – Zugfeldmodelle

Wenn schlanke, ebene Stahlleichtbauträger oder Kastenträger auf Schub beansprucht werden, wird die Kraft nicht alleine durch die Balkenwirkung abgetragen. Die Frage, inwiefern der Steg eine aussteifende, mittragende Rolle spielt, wurde bereits Ende des 19. Jahrhunderts diskutiert. Wilson entdeckte zuerst 1886 das „Postbuckling“-Verhalten. 1916 beschrieb **Rode** die Zugfeldwirkung im kritischen Nachbeulbereich. Dieser Ansatz wurde jedoch nicht in der Praxis verwendet, da er annahm, dass die Zugfeldbreite immer $50 \cdot t_w$ ($80 \cdot t_w$ nach Basler1960-4 und Dubas1974) beträgt, was nie durch Experimente belegt wurde. **Wagner** entwickelte 1931 die Theorie des gleichmäßig verteilten, diagonalen Zugfeldes für Flugzeugteile mit sehr schlanken Ebenen und steifen Flanschen. Er nahm an, dass sich das Zugfeld mit 45° über die gesamte Stegblechhöhe verteilt [Basler1960-4, Fujii1967, Alinia2009, Rahal1989, Ajam1986, Wagner1929, Rode1916].

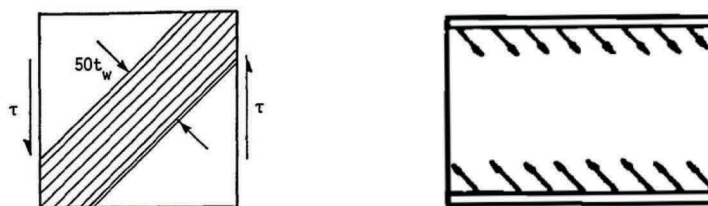


Abbildung 1-3: Zugfeld von Rode (li.) und Zugfeld von Wagner (re.) [nach Rahal1989 und Ajam1986]

In der Zeit von 1955 bis 1963 wurden durch **Basler** und **Thürlimann** intensive Versuchsreihen zum Thema ebene Träger und ihr Tragverhalten bei Schubbelastung und Biegung durchgeführt [Basler1960-1, Basler1960-2, Basler1960-3]. Die Ausführungen von Basler 1960 sind der Grundstein für den amerikanischen Standard AISC und AASHTO. Es wird gezeigt, dass ebenso nur ein Teil des Steges ein Zugfeld bildet. Die Richtung ist aber abhängig vom Schubfeldverhältnis, also dem Winkel der Diagonalen [Basler1960-4]. Weiterhin geht Basler davon aus, dass der horizontale Anteil aus der Zugspannung nicht in die flexiblen Flansche gelangt und die Fließzonen sich vom Flansch weg ausbilden. Außerdem legt Basler fest, dass sich das Zugfeld nicht an die Flansche hängt, sondern nur an die Querstreifen [Alinia2009, Ostapenko1969, Scheer1989].

Takeuchi fand als erster 1964 heraus, dass es einen Einfluss der Flanschsteifigkeit auf das Ausbilden des Zugfeldes im Steg gibt. Er gibt an, dass die Zugfeldbreite über die Abstände c_1 und c_2 festgelegt werden kann. c_1 und c_2 sind jeweils von den gegenüberliegenden Rahmenecken gemessen. Es war der Versuch, den Einfluss der Flansche ins Modell zu bringen, da c_1 und c_2 abhängig vom Trägheitsmoment der Flansche sind. Die Forschung an diesem Modell wurde aber nicht fortgeführt [Ajam1986, Ostapenko1969].

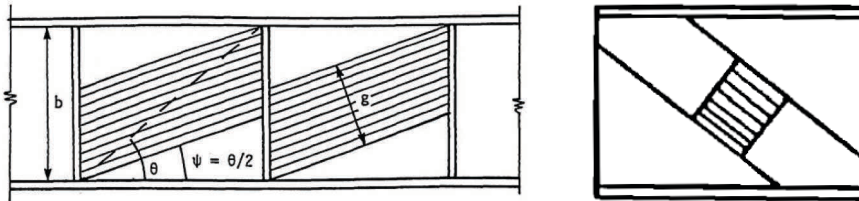


Abbildung 1-4: Zugfeldmodell von Basler (li.) und von Takeuchi und Lew (re.) [Rahal1989]

1968 fügte **Fujii** eine neue Annahme dem Modell von Basler hinzu. Das Zugfeld breitet sich über die komplette Höhe aus, aber die Zugspannungen variieren. Es wird unterteilt in ein größeres, zentrales Band, während daneben jeweils ein kleines Zugfeld mit geringeren Spannungen liegt. Außerdem werden zusätzlich zu den Fließgelenken in den Rahmenecken in seinem Modell zwei mittig angeordnete Fließgelenke dargestellt, die den Versagensmechanismus eines 3-Fließgelenk-Balkens abbilden. Dennoch hat er diese Aussage nicht weiter mit Hilfe des Einflusses der Flanschstabilität untermauert und dargelegt, wie sich die Steifigkeit des Flansches auf die Position der mittigen Fließgelenke auswirkt. Diese Theorie kann aber nicht für unsymmetrische Träger angewendet werden, obwohl sie für verschiedene Tests bessere Ergebnisse liefert als Baslers Modell [Ajam1986, Rahal1989, Fujii1967, Ostapenko1969, Rockey1972].

Im selben Jahr vereinfachte **Lew** das Zugfeldmodell von Takeuchi, indem die Parameter c_1 und c_2 als Funktion des Schubfeldverhältnisses angegeben sind [Ostapenko1969].

An unsymmetrischen Trägern mit ebenen Stegen untersuchten 1969 **Ostapenko** und **Chern** das Tragverhalten gegenüber Schub und veränderten das Modell von Fujii dahingehend, dass die beiden in der Mitte liegenden Fließgelenke entfernt wurden [Rahal1989]. Sie erklären, dass sich das Zugfeld nach dem Beulen bildet und gleichzeitig in den Flanschen Fließgelenke in den Rahmenecken aufgrund der Rahmenwirkung bilden. Diese Annahme soll für symmetrische, unsymmetrische, homogene und hybride Träger gelten und wurde durch Versuche an 33 Trägern verifiziert. Weiterhin wurde erstmals die Rahmenwirkung zusätzlich zum Schubanteil und Zugfeldanteil in die Gleichung der Schubtragfähigkeit aufgenommen [Ostapenko1969, Ajam1986].

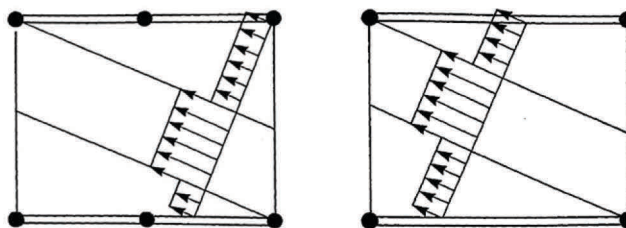


Abbildung 1-5: Zugfeldmodell von Fujii (li.) und Ostapenko & Chern (re.) [nach Rahal1989]

Rockey und **Skaloud** zeigten 1968, dass die Steifigkeit der Flansche für Plattenträger mit großen Flanschen einen signifikanten Einfluss auf die Tragfähigkeit hat. In diesem Modell

wird ein 3-Fließgelenk-Balken pro Flansch angenommen. Das mittlere Fließgelenk wird aber entgegen dem Modell von Fujii nicht automatisch mittig angeordnet. Es wird über den Abstand c von der Rahmenecke bestimmt, welcher von der Breite des Zugfeldes abhängig ist, welches sich wiederum nicht über die gesamte Stegfläche ausbreitet. Weiterhin zeigen sie, dass die Ergebnisse aus Baslers Theorie nicht korrekt sind bzw. die Träger unterschätzt werden und stets zu konservative Resultate liefern [Ajam1986, Rockey1972].

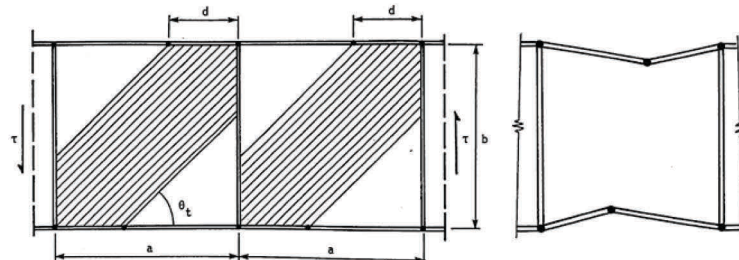


Abbildung 1-6: Zugfeld und Fließgelenkausbildung im Modell von Rockey & Skaloud [nach Rahal1989]

Im Modell von **Komatsu** aus dem Jahre 1971 treten erneut die Anteile aus Schub-, Zug- und Rahmenwirkung auf. Allerdings stellte Komatsu vier Versagensmechanismen auf, in denen nicht immer alle Anteile berücksichtigt werden. Beispielsweise gibt er an, dass der Anteil aus reiner Schubwirkung vernachlässigt werden kann, wenn das Stegblech sehr schmal ist. Damit werden nur noch der Zugfeldanteil und der Rahmenanteil addiert. Dabei entsteht dann ein über das gesamte Stegblech ausgebreitetes Zugfeld, wie es schon bei Wagner der Fall war [Komatsu1971, Ajam1986].

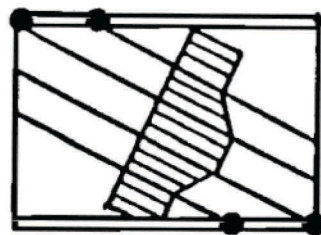


Abbildung 1-7: Zugfeldmodell von Komatsu [nach Ajam1986]

Im selben Jahr entwickelte **Höglund** ein Modell für Träger ohne Mittelsteifen, welches aber später erweitert wurde und dann auch für Träger mit Mittelsteifen galt. Er stellte eine vereinfachte „gedrehte Spannungsfeld-Theorie“ für ausgesteifte und unausgesteifte Stegfelder vor. Das Zugfeld ist im Gegensatz zu dem von Rockey und Skaloud nur zwischen den Flanschen existent. Dennoch wird das Zugfeld mit keinem eigenen Anteil dargestellt und wird mit dem Steganteil verbunden. Somit war Höglund der erste, der den Steg und die Flansche als zwei unabhängige Elemente betrachtete. Sein Modell wurde als Basismodell in die DIN EN 1993-1-5 aufgenommen. Für Träger ohne Mittelsteifen wurde die Schubspannung für Stegslankheiten > 210 reduziert. Im neuen Vorschlag von 1997 wurde diese Reduzierung entfernt, da sie nach neueren Erkenntnissen nicht mehr erforderlich war [Ajam1986, Alinia2011, Höglund1973, Höglund1997, Davies1999].

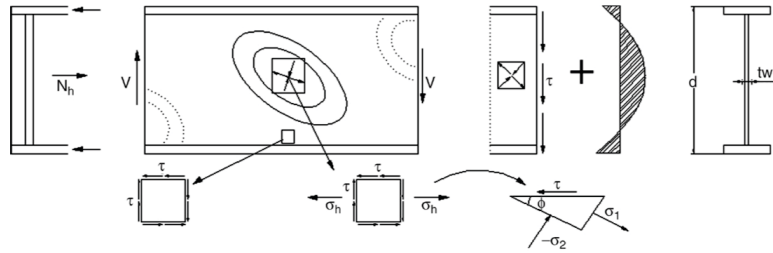


Abbildung 1-8: "Gedrehte Spannungsfeld Methode – Rotated Stress Field method" von Höglund [nach Estrada2007-1]

Wie bei Rockey, Porter und Evans entwickelte **Herzog** 1973 ein Modell mit 4 Fließgelenken. Die gleichbleibenden Zugspannungen im Zugfeld sind parallel zum Rand des Zugfeldes, welches sich über die halbe Steghöhe und dem Fließgelenkabstand c bestimmen lässt. Entgegen vorheriger Annahmen wird das elastische Spannungsfeld ignoriert, um die Berechnung zu vereinfachen. Dementsprechend gab es nur noch 2 Anteile für die Tragfähigkeit [Herzog1973, Herzog1974].

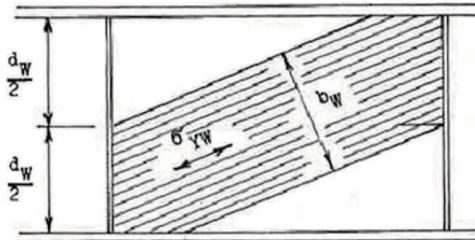


Abbildung 1-9: Zugfeldmodell von Herzog [Herzog1973]

Steinhardt und Schröter stellten 1971 einen Tragmechanismus vor, der wieder in 2 Teilabschnitte, Schubfeld und Zugfeld, getrennt wird. Eine Mitwirkung der Vertikalsteifen auf die Beulkraft wird nicht angenommen, da diese für den Tragmechanismus Zugfeld herangezogen werden. Nach Einschätzung der Autoren des Vorschlages können „Vollwandträgerstege erheblich schlanker ausgeführt werden als bisher, da zur Übertragung der Querkraft auch andere Mechanismen als das Schubfeld herangezogen werden“ [Valtinat1975, S.43, Abs.2]. Weiterhin wird dargestellt, dass mit der angegebenen Berechnungsformel die Querkrafttraglast nur von Steghöhe und Stegdicke, aber nicht von Materialkennwerten und Schubfeldverhältnis abhängig ist [Valtinat1975].

Von allen Modellen bis 1990 ist das allgemeinste und genaueste das von **Porter, Rockey und Evans** 1975 für die Analyse der Tragfähigkeit von ebenen Trägern entwickelte Modell. Es ist eine modifizierte Version der Theorie von Rockey und Skaloud, in der der 6-Fließgelenk-Mechanismus zu einem 4-Fließgelenk-Kriterium verändert wird. Das Cardiff-Modell beschreibt das Verhalten von Plattenträgern mit drei Phasen: Im Vorbeulbereich breitet sich eine gleichmäßige Schubspannung unter 45° zu den Flanschen aus.

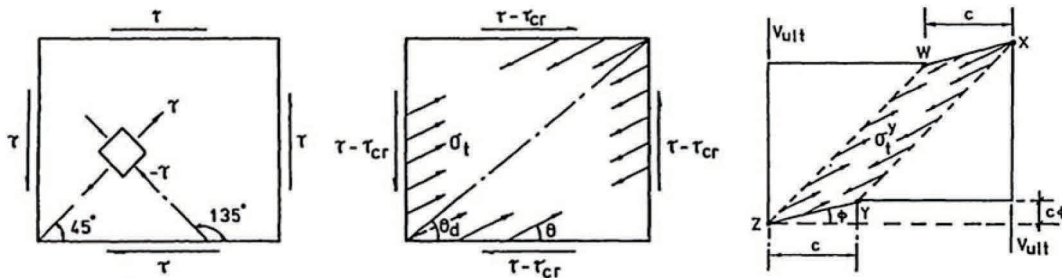


Abbildung 1-10: Das Cardiff-Modell mit den 3 Anteilen [nach Rahal1989]

Dabei geht man davon aus, dass das Stegblech an den Rändern einfach gelagert ist. Der Nachbeulbereich entsteht, wenn die kritische Schubspannung überschritten und die weitere Last über das Zugfeld, welches sich an den oberen und unteren Flansch und den Steifen anhängt, abgetragen wird. Die Richtung des Zugfeldes wird mit dem Winkel θ festgelegt. Der Versagensbereich setzt ein, wenn sich die Normalspannung in den Flanschen aufgrund des Zugfeldes erhöht. Der Träger versagt, wenn der Steg plastiziert und Fließgelenke in den Flanschen gebildet werden. Das ECCS Komitee 8.3 hat das **Cardiff-Modell** als Basistheorie angenommen und es für den Britischen Standard BS5400 für längsversteifte Träger verändert [Alinia2011, Alinia2009, Rahal1989, Ajam1986, Porter1975, Evans1978].

Durch **Marsh** wurden 1982 zwei Modelle vorgestellt: einerseits für Träger mit quadratischen Stegflächen und andererseits für längere, rechteckige Stegbleche. Marsh argumentiert, dass das Nachbeulen nicht durch das Ausbilden des Zugfeldes, sondern eher durch nicht gleichmäßig verteilte Schubspannungen entlang der Ränder entsteht. Für die Schubbeanspruchbarkeit wird in das System noch ein zweiter Teil integriert, nämlich das Nachfließen, womit der Steg für Quadratbleche einen zusätzlichen Term erhält. Dies ist der Bereich 2 in Abbildung 1-11. Das Ausbilden von Fließgelenken ist wieder nur für quadratische Bleche dargestellt [Marsh1982, Marsh1991, Marsh1988, Ajam1986].

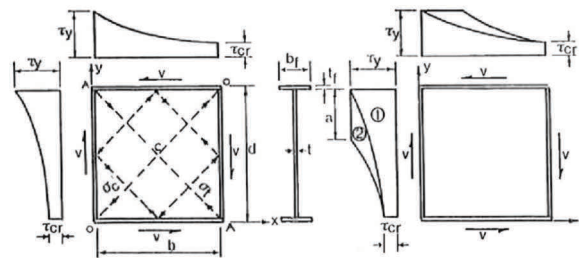


Abbildung 1-11: Modell von Marsh für quadratische Stegbleche vor dem Schubfließen (li.) und nach dem Schubfließen (re.) [nach Marsh1991]

Für Träger mit größerem Schubfeldverhältnis stellt Marsh ebenso wie Höglund das Prinzip der gedrehten Spannungen auf.

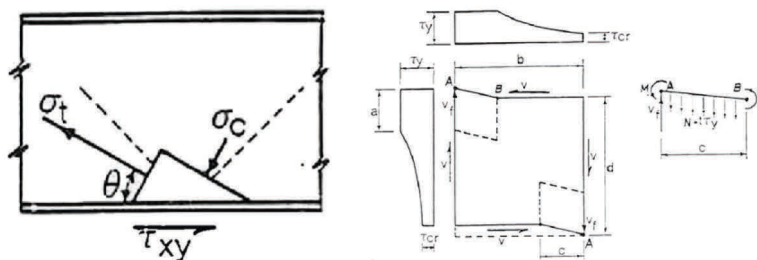


Abbildung 1-12: Gedrehtes Spannungsprinzip (li.) und Ausbildung von Fließgelenken (re.) [nach Marsh1991]

Das Prinzip mit den nicht gleichmäßig verteilten Spannungen gilt auch für rechteckige Stegblechen wobei die „rotated stress theory“ nicht angewendet wird, wie **Ajam** 1986 festlegte [Ajam1986].

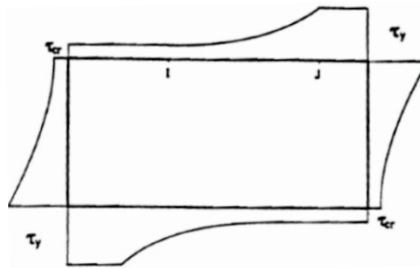


Abbildung 1-13: Modell von Ajam für rechteckige Stegbleche nach dem Schubfließen [nach Ajam1989]

Vilnay stellte 1988 ein ähnliches Modell wie Marsh vor, das er nach einer Versuchsserie von mittig belasteten Einfeldträgern, allerdings aus Aluminium, mit einer Einzellast über der Lasteinleitungssteife abbildete. Das Tragverhalten wurde in drei Abschnitte geteilt. Zum einen werden die Schubspannungen gleichmäßig im Steg verteilt, solange die kritische Beulspannung noch nicht erreicht wird. Zum anderen beginnt der zweite Abschnitt mit dem Überschreiten der kritischen Beulspannung bis hin zur Schubfließgrenze an den Stegrändern. Resultierend werden beide Stege auf Biegung beansprucht und das Ausbilden von plastischen Fließgelenken wird durch hohe Verformungen verursacht, welches den dritten Abschnitt beschreibt. Generell sind die Modelle von Marsh und Vilnay ähnlich, aber es ergeben sich Unterschiede in Bezug auf die betrachtete Aufhängung des Zugfeldes. In beiden Modellen wird die Steifigkeit von Quersteifen nicht berücksichtigt [Ruga1995, Vilnay1990].

Da im Modell nach Höglund, welches in DIN EN 1993-1-5 verankert ist, die Variante von eingesetzten Längssteifen bis 1989 fehlte, entwickelte **Scheer** einen Vorschlag, der das Eurocode Modell um die längsversteiften Träger ergänzte. [Scheer1989]

Im Jahr 1997 veröffentlichten **Pasternak** und **Branka** Ergebnisse zu Versuchen und FE-Analysen von Durchlaufträgern mit einem ebenen Steg. Sie weisen darauf hin, dass diese Träger ihre Durchlaufwirkung verlieren können und geben ein Grenzkriterium für das Höhe-Längen-Verhältnis und Höhe-Dicken-Verhältnis an, bei dem der Einsatz von schlanken, ebenen Stahlträgern als Durchlaufträger unbedenklich ist [Pasternak1997].

Lee und Yoo wiesen 1998 nach, dass, obwohl die diagonale Druckspannung in der Mitte des Stegbleches nach dem elastischen Beulen konstant bleibt, sie sich nicht nur in den Zug-ecken (von Marsh herausgefunden), sondern auch nahe jedem Randbereich erhöhen. Die Annahme, dass die Randbedingungen von der Flansch-Steg-Verbindung nur einfach gelagert sind, ergibt zu konservative Schubspannungsergebnisse für sehr viele Plattenträgerstege. In allen Versagensmechanismen ist der Effekt der Dickenrichtung der Biegespannung für die maximale Schubspannung vernachlässigt. Dennoch haben Lee und Yoo herausgefunden, dass sehr hohe Biegespannungen beim Versagen auftreten, die eine wesentliche Reduzierung der maximalen Schubspannung für Stegbleche mit kleiner Schlankheit nach sich ziehen [Lee1998, Lee1999, Alinia2011].

Estrada zeigte 2007 neue Untersuchungen zu ebenen Blechen aus rostfreiem Edelstahl. Ein neuer Ausdruck für die kritische Schubspannung wird gegeben und stellt bessere Übereinstimmungen für Plattenträger aus Edelstahlblechen mit dem Zugfeldmodell und der gedrehten Spannungsfeld-Methode dar. Die experimentelle Arbeit gibt an, dass der plastische Redukti-

onsfaktor nach Gerard sehr gute Ergebnisse im Vergleich zu den Versuchsergebnissen bringt [Estrada2007-1, Estrada2007-2, Estrada2008].

Innerhalb eines Forschungsvorhabens wurden von **White** und **Barker** 2008 mehr als 120 Versuchsdaten dahingehend ausgewertet, nach welchen Berechnungsmethoden und Modellen die besten Übereinstimmungen erzielt wurden. Ebenso wurde überprüft, welcher Rechenaufwand für die einzelnen Modelle notwendig ist. Dieser Parameter wurde der Genauigkeit der Ergebnisse gegenübergestellt. Als Hauptschlussfolgerung geben sie an, dass das Modell nach Basler, welches im AASHTO (2004) und AISC360 (2005) integriert ist, die beste Kombination aus Genauigkeit und Einfachheit für die Berechnung der Schubtragfähigkeit von ausgesteiften I-Trägern besitzt. Allerdings ist das Cardiff-Modell das genaueste, welches aber eine sichtlich höhere Berechnungszeit hat [White2008].

Lee et al. gaben in der Zeit von 2009 bis 2012 an, dass Gurte direkt einen Beitrag leisten, um die gesamte Schubkraft eines Plattenträgers mit dem Widerstand der Flanschfläche aufnehmen zu können. Deshalb wird der relative Anteil des Beitrages des Flansches größer, wenn die Flanschfläche größer wird. Dennoch neigte das Modell von **Lee** und **Yoo** von 1998 dazu, die Schubkraft aus Versuchen mit einer erheblichen Differenz zu unterschätzen, wenn die Flanschgröße steigt. Die Formel, die Lee und Yoo 1998 vorgeschlagen haben, berücksichtigt nur Ergebnisse aus einer nicht-linearen, Finiten-Elemente-Analyse an einem isolierten Plattenträger-Modell. Bei diesem konnten die Flansche nicht direkt dem aufgebracht Schub widerstehen, aber indirekt einen Beitrag zum elastischen Beulen leisten, indem sie eine elastische Einspannung des Stegbleches bildeten. Außerdem hatten Lee und Yoo den Verankerungsmechanismus der Flansche 2009 überdacht, dem man unterstellt, die einzige Quelle der Nach-beulkraft des Steges in der klassischen Zugfeldtheorie zu sein. Sie haben herausgefunden, dass trotz steifen Gurten, die als feste Verankerung funktionieren, sich der Fließgelenkmechanismus nicht vollständig entwickeln kann, es sei denn, die Flansche werden von nicht zusammendrückbaren, vertikalen Steifen gelagert. Weiterhin stellten sie fest, dass der Fließgelenkmechanismus nicht durch die Biegung aufgrund der Verankerung der Flansche bedingt wird, aber durch die direkte Schubkraft. [Lee2012, Lee2006, Lee2008, Lee2009-1, Lee2009-2].

Auch in den letzten Jahren gab es immer wieder Untersuchungen zu Änderungen von den bestehenden Modellen der Normen. Dazu zählen unter anderem die Untersuchungen von [Lee2012], [Elamary2013-1], [Elamary2013-2] und [Boakye2013].

Dennoch gibt es die Möglichkeit, quer zur Krafrichtung gekrümmte Bauteile einzusetzen, um dem Beulen entgegen zu wirken. Vorab sind in Abbildung 1-14 einige Sickenformen in Blechen abgebildet, die die Biegesteifigkeiten ebener Bleche wesentlich erhöhen. Mit dem Einsetzen von profilierten Bauteilen als Steg wurden beispielsweise die Trapezstegträger erfunden.

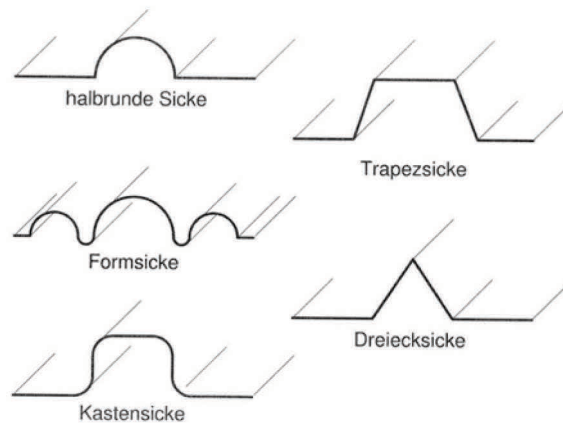


Abbildung 1-14: Sickenformen zur Versteifung [Degischer2009]

1.4.3 Träger mit profiliertem Steg

Zu den Trägern mit profiliertem Steg zählt man die Trapezstegträger und Wellstegträger. Wie bereits angedeutet, geht die Geschichte dieser Träger weit in das letzte Jahrhundert zurück. Bei der Recherche zur Entwicklungen in der Forschung wurde nur das Schubbeulen der Träger betrachtet.

Bergmann und **Reißner** stellten 1929 eine Gleichung für eine unendlich lange Blechtafel auf, die wellenförmig profiliert ist. Sie gehen davon aus, dass es sich um eine gelenkig gelagerte, orthotrope Platte handelt, die eine, in Längsrichtung betrachtet, kleine Biegesteifigkeit besitzt [Branka2000].

Ein Jahr später schlug **Seydel** [Seydel1933] ebenfalls eine Gleichung zur Ermittlung einer Trag- bzw. Beullast für schubbeanspruchte, versteifte Platten mit wellenförmigem Querschnitt an. Er legte fest, dass die Plattenränder frei gelagert und gegenüberliegend eingespannt werden. Die Steifigkeit in Längsrichtung wurde in der Gleichung berücksichtigt.

1960 untersuchte **Peterson** den Einfluss der Randlagerung von Stegen, die auf Schub beansprucht wurden. Die allgemeine Differentialgleichung wurde durch Peterson erweitert, um die effektive Verdrehsteifigkeit von wellenförmigen Platten zu berücksichtigen. Außerdem testete er verschiedene Profilierungen wie trapez-, wellen- und faltenförmige [Peterson1960].

Easley und **Mc Farland** legten 1969 erste Erkenntnisse zu Schubbeullasten von rechteckigen, gefalteten Blechen dar. Sie nutzen zur Ermittlung der Last ebenfalls die Annahme einer orthotropen Platte. Im Vergleich von Berechnung und Versuch gab es allerdings Unterschiede, die auf die fehlende Einspannung der Ränder hindeutete [Branka2000].

Eine theoretische Abhandlung über trapezförmige Platten mit verschiedenen Geometrien veröffentlichte **Libove** 1971. In der Arbeit wurden nur einzelne Wellen untersucht, die unterbrochene Lagerungen besaßen. Ein Versuch wurde durchgeführt, der aber nicht die theoretischen Ergebnisse widerspiegelte [Libove1971]. Diese Arbeit wurde 1973 um Wellstegträger, ebenfalls nur theoretisch, erweitert. Libove weist darauf hin, dass zur Validierung der Ansätze weitere praktische Versuche durchgeführt werden müssen [Libove1973].

Anfang der 70er Jahre führten **Bergfelt** und **Edlund** verschiedene Versuche mit trapezförmigen Blechen als Steg in schlanken Stahlträgern durch, um deren Quer- bzw. Momententragfähigkeit zu bestimmen [Bergfelt1975]. Vorab wurden bereits Versuche zu einzelnen Platten

mit trapezförmigem Querschnitt durchgeführt, die mit einer Flächenlast in Plattenrichtung belastet wurden [Bergfelt1973].

1975 untersuchte **Easley** nochmals profilierte Platten, verglich die Ergebnisse mit den Gleichungen von Easley-Mc Farland (1969) und von Hlavacek (1968) und zeigte, dass die besseren Genauigkeiten mit den Formeln nach Easley-Mc Farland und Bergmann-Reissner von 1929 erreicht wurden. Dennoch gab er eine Methode an, mit der man zwar die Schubtragfähigkeit berechnen kann, aber nur das globale Versagen berücksichtigt [Hannebauer2008].

Leiva führte 1984 ein Modell ein, das das lokale und globale Beulen erfasst. Er gibt eine kombinierte Beulspannung an. Dennoch sind keine Aussagen zur Tragfähigkeit getätigt worden [Hannebauer2008].

Durch **Gachon** wurde 1985 eine neue Trägerserie aus Frankreich vorgestellt. Dabei handelt es sich um Träger mit horizontal gerichteten Trapezprofilen als Steg wie sie in Abbildung 1-15 dargestellt sind. Es wurde beobachtet, dass es zwei Versagensarten des Beulens gibt. Zum einen das stabile Nachbeulen mit geringer Nichtlinearität und zum anderen das instabile Nachbeulen mit der Ausbildung von plastischen Gelenken. Es werden aber keine Formeln zur Berechnung dargelegt [Gachon1985].

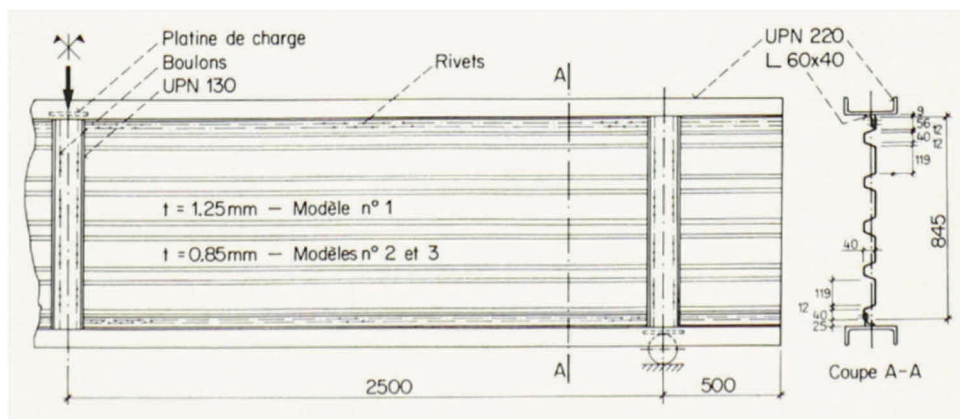


Abbildung 1-15: Darstellung eines Trägers von Gachon [Gachon1985]

Herzog beschreibt 1988 einen Ansatz zur einfachen Berechnung von Versuchsträgern mit profiliertem Steg, die in Frankreich (siehe Gachon) mit horizontalen und in Schweden mit vertikalen Falten ausgeführt wurden. Schon dort wurde angenommen, dass das globale Beulen ohne Bedeutung ist und nur das lokale Ausbeulen einer Stegfalte betrachtet wird. Allerdings gibt Herzog die Prognose ab, dass durch die höhere Eigensteifigkeit der Trapezträger mit vertikalen Stegen, diese die französischen Träger übertreffen könnten [Herzog1988].

In Finnland sind die Trapezstegträger zu dieser Zeit nur begrenzt eingesetzt worden. Deshalb untersucht **Kähönen** 1988 verschiedene Träger und leitete aus bereits bestehenden Gleichungen zur Tragfähigkeit eine veränderte Darstellung ab. Mit diesem Ansatz stimmen die Berechnungswerte sowie Versuchsergebnisse sehr gut überein [Kähönen1988].

Lindner wertet 1988 eine Serie von Versuchsreihen aus, die hauptsächlich in Schweden und Finnland durchgeführt wurden. Dabei geht er auf die Interaktion von lokalem und globalem Beulen ein. Verschiedene Vorschläge wurden dargelegt, worauf die Interaktionsbedingung in die DAST015 integriert wurde [Lindner1988]. In weiteren Versuchen wurde untersucht, wie sich die Veränderung von geometrischen Größen auf die erreichten Traglasten auswirkt. Dabei stellte Lindner vor, dass ab einem bestimmten Verhältnis von der Länge eines Blech-

streifens zur Trägerhöhe die Nutzung der DAST015 nicht mehr effizient ist, da zu sichere Ergebnisse erzielt würden. Ein Vorschlag war die Berechnung der Grenzquerkraft mit Hilfe der DAST016 mit Implizieren der Trägerhöhe h [Lindner1992]. Mitte der 90er Jahre wurden neue Beulwerte berechnet, die abhängig von Beulfeldlänge, der Höhe der Trapezprofilierung und des Anstiegs der Trapezdiagonale sind und die Forschung an Trapezstegträgern fortführen. [Lindner1995, Protte1998]

Ebenso führte **Elgaaly** ab 1989 Versuche zu Trapezstegträgern durch und verglich die Versuchswerte mit Simulationsergebnissen. Er modellierte die Träger mit der Software Abaqus. Als Ergebnis dieser Untersuchung erklärte Elgaaly, dass bei grober Trapezführung das lokale Beulen als Versagensmechanismus auftritt, wobei bei dichter Trapezführung das globale Beulen vorherrscht [Elgaaly1996, Elgaaly1998].

In einem Forschungsprojekt Anfang der 90er Jahre untersuchte **Scheer** Einfeld- und Zweifeldträger zunächst rein experimentell und wertete nur einen Teil der Versuche mit einer FE-Simulation aus. Zu bemerken ist, dass alle trapezförmigen Stege eine Dicke $< 1,0$ mm besaßen und dennoch die Ergebnisse mit Berechnungswerten der DAST015 verglichen wurden. Als Ergebnis wurde schon damals erkannt, dass die Berechnungswerte die tatsächlich aufnehmbaren Querkräfte unterschätzen [Scheer1993].

Edlund und **Luo** untersuchten in den Jahren 1991 bis 1996 Trapezstegträger in einer Reihe von numerischen Berechnungen. Dabei unterschieden sie fünf Parameter, die die Schubtragfähigkeit eines Trägers mit trapezförmigem Steg beeinflussen. Es wurde eine nicht-lineare Finite-Elemente-Berechnung durchgeführt, bei der das Stegfeld mit Dicke, Höhe und Breite, sowie die Form des Trapezes verändert wurden. Zusammenfassend gaben die Autoren an, dass die Form des Trapezes (Winkel und Tiefe) keinen Einfluss auf die Tragfähigkeit besaß, aber auf den Ort der Ausbildung der Beulen wirkte, hingegen die Trägerhöhe die Tragfähigkeit so beeinflusst, dass unabhängig vom Schubfeldverhältniss diese proportional steigt [Edlund1996, Metwally1998].

Cafolla und **Johnson** zeigten, warum Trapezstegträger für Brückentragwerke eine gute Alternative zu ebenen Trägern sind. Außerdem gaben sie an, dass drei separate Nachweise, lokales Beulen, globales Beulen und eine Interaktion von lokalem und globalem Beulen, getätigt werden müssen [Johnson1997, Cafolla1995].

Durch neue Entwicklungen im Schweißprozess konnte die Herstellung von Wellstegträgern verbessert und halbautomatisiert werden. Ab 1997 konnten anfänglich nur einseitige Schweißnähte zwischen Steg und Flansch gesetzt werden [Siokola1997].

In den folgenden Jahren betrachteten **Pasternak et al.** Träger mit wellenförmig profilierten Stegen in Versuchen und numerischen Analysen und gaben einen Ausblick zur Berechnungsmethode. Ein Vergleich mit der damals aktuellen DAST015 zeigte, dass ein neuer Ansatz zu wirklichkeitsnahen Ergebnissen führte. Außerdem wurde angemerkt, dass durch die Veränderung der Profilierung dem lokalen Beulen entgegengewirkt werden konnte [Pasternak1998, Branka2000].

In den letzten 5 Jahren wurden nochmals Untersuchungen zum lokalen und globalen Beulen von Wellstegträgern mit Stegdicken von 1,5 bis 6,0 mm durchgeführt. **Pasternak** und **Kubi-eniec** haben 2010 dargelegt, dass für diese Stegdicken keine lokalen Beulen auftreten, sodass die Beulkurven in DIN EN 1993-1-5 verändert werden können [Pasternak2009, Pasternak2010].

In neuer Literatur der Jahre 2011 bis 2013 beschäftigten sich [Sause2011], [Nie2013], [Anil2013], [Denan2013] und [Hassanein2013] mit dem Thema „Interaktives Beulen“ (Abbildung 1-16) und legen verschiedene Ansätze zur Quertragfähigkeitsberechnung dar.

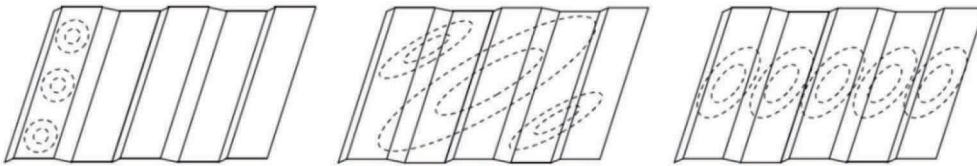


Abbildung 1-16: Darstellung verschiedener Beulversagen: lokales Beulen (li.), globales Beulen (mi.) und interaktives Beulen (re.) [Nie2013]

Mit immer neueren Forschungsergebnissen kann gerechnet werden, da mittlerweile auch Öffnungen in Trapez- bzw. Wellstegträgern, wie sie bereits bei ebenen Stahlträgern berücksichtigt sind, untersucht werden [Kiyamaz2010]. Bald könnte der Einsatz von veränderten Strukturen Stand der Technik sein und so kann man auf weitere Ergebnisse hoffen.

1.4.4 Träger mit strukturiertem Steg

Anfang der 90er Jahre wurde durch **Belyaev** eine große Versuchsserie in Moskau an verschiedenen Profilierungen des Steges (Abbildung 1-17) durchgeführt. Es entstanden 3-dimensionale Strukturen, die als eine Vorstufe der strukturierten Stege bezeichnet werden können. Anfänglich wurden nur einzelne Versagensformen der Träger beschrieben. Dabei wurde festgestellt, dass die Träger mit der vertikalen Profilierung die höchsten Traglasten erreichten und bei horizontal eingesetzten Strukturen kein Beulen des Steges erkennbar war [Belyaev1990].

1991 nimmt **Aschinger** die Forschungsserie von Belyaev zum Anlass, die getesteten Träger nachzurechnen und verwendete dafür die DAST015. Für den Nachweis gegen örtliches bzw. lokales Beulen bezog man sich auf die DAST015, wohingegen andere Abgrenzungskriterien für globales Beulen genutzt wurden. Die Versuchsergebnisse wurden den Rechenergebnissen gegenübergestellt und es ist zu erkennen, dass alle Berechnungswerte auf der sicheren Seite liegen [Aschinger1991].

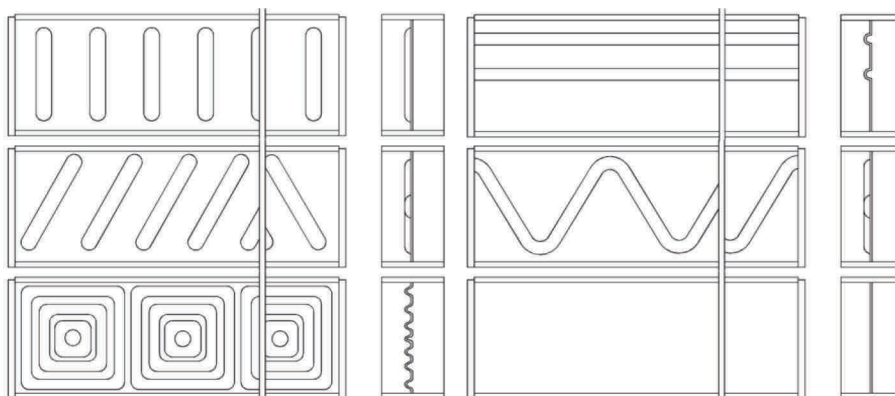


Abbildung 1-17: Versuchsträger mit verschiedenen Stegprofilierungen [nach Aschinger1991]

In der Folge wurden keine weiteren Forschungsbeiträge zu strukturierten Stegen bzw. anderen Profilierungen gefunden, sodass der Einsatz von den nachfolgend vorgestellten Strukturen in schlanken Stahlträgern eine neue Lösung zur Aussteifung ist.

2 Strukturierte Bleche

2.1 Allgemeines

Durch die Maßgabe der Industrie, neue innovative Bauteile einzusetzen, sind in den letzten Jahren vermehrt Leichtbaustrukturen auf den Markt gerückt, die näher beschrieben werden müssen. Zum Teil am Beispiel der Natur modelliert, entstehen dabei Konstruktionen, die hohe Steifigkeiten bei geringem Gewicht aufweisen. Man schaut dabei oft zu Bienen, die mit ihren dreidimensionalen Wabenbauten minimalen Materialeinsatz betreiben, aber dennoch stabile, tragfähige Konstruktionen schaffen [Rüter2008]. Weiterhin erhält man durch eine neue Formgebung bei Blechen verschiedene positive Effekte, die Abbildung 2-1 in dargestellt sind.

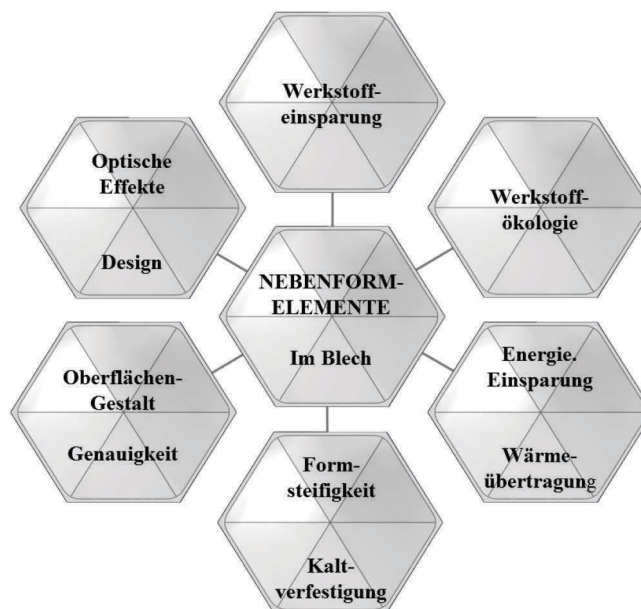


Abbildung 2-1: Zu erwartende Effekte durch neue Formgebung nach [Bräunlich2005]

Um diese Formgebung zu erhalten, werden Bleche kalt umgeformt, worauf im folgenden Kapitel näher eingegangen wird. Mit diesen strukturierten Feinblechen ist es möglich, innovative Leichtbaulösungen zu schaffen und für spezifische Anforderungen neue Halbzeuge herzustellen. Dennoch sind die strukturierten Bleche noch nicht in Richtlinien implementiert, sodass die Industrie und mögliche potenzielle Anwender nicht bedenkenlos einen Einsatz anstreben.

Genau diese Bedenken sollen ausgeräumt werden, indem eine praxisgerechte Umsetzung der entwickelten strukturierten Bleche angestrebt wird. Vereinzelt ist das z.B. in der Lichttechnik oder dem Haushaltgerätebau umgesetzt worden (s. Abbildung 2-2). Im Stahlbau sind vorerst nur Dach- bzw. Fassadenelemente mit strukturierten Blechen umgesetzt worden. Dem Einsatz verschiedenster Materialien sind beim Strukturierungsprozess keine Grenzen gesetzt. In [Stabil2000] wird über das Umformen bzw. Strukturieren von Pappe oder sogar Papier berichtet.

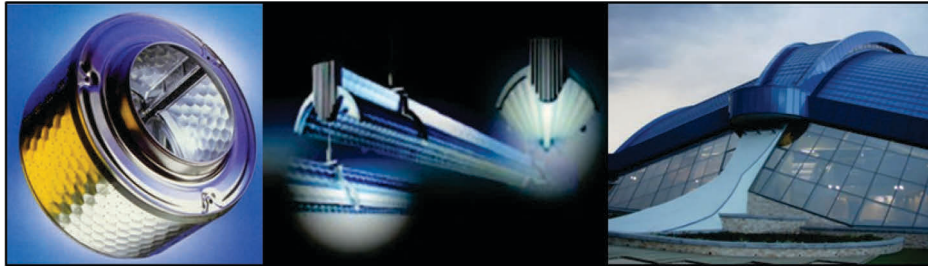


Abbildung 2-2: Waschtrommel (li.) [IWO2013], Hexal- Leuchte (mi.) [Woelb2013] und Dachdeckung des Sportstadions in Odessa [Pohl2005]

2.2 Definition der strukturierten Bleche

Beschäftigt man sich mit diesem Thema, muss vorerst geklärt werden, was Strukturen sind. Allgemein gilt für viele Fachbereiche: „Unter **Struktur** (lat.: *structura* = ordentliche Zusammenfügung, Bauwerk; bzw. lat.: *struere* = schichten, zusammenfügen) versteht man den (inneren) Aufbau einer Sache oder eines Systems“ [fremdwort2013].

Demnach sind dann strukturierte Feinbleche flächenhafte Leichtbaustrukturen, die aus einer Struktur zu einem Ganzen, dem Blech, zusammengefügt sind. Diese Strukturen können als Sicken, Rippen, Falzen oder anderen Nebenformelementen bestehen. Unten stehende Übersicht, Abbildung 2-3, erläutert die Zuordnung der strukturierten Bleche.

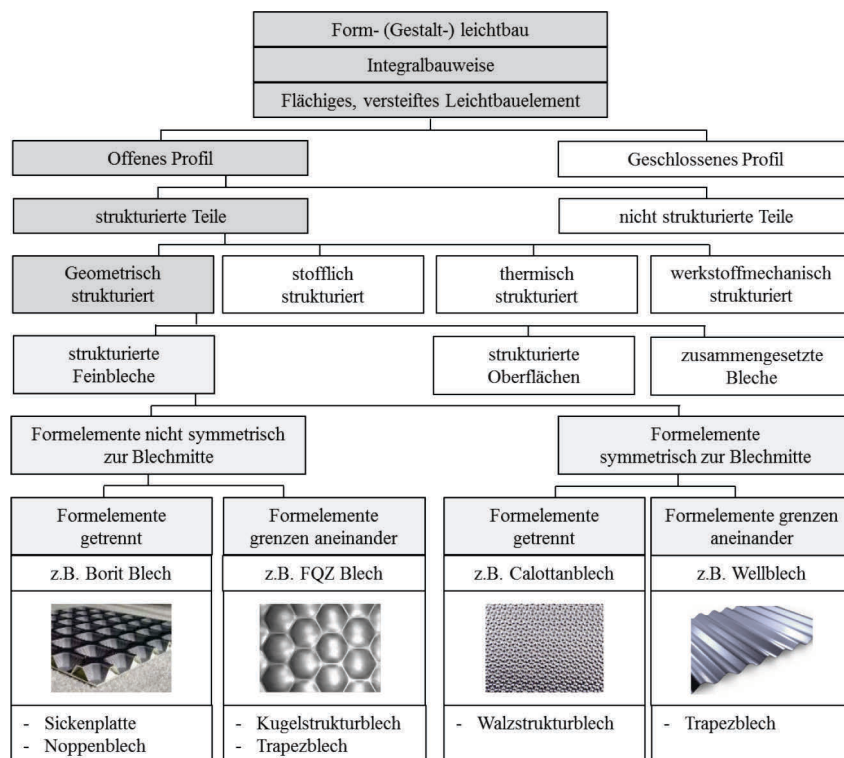


Abbildung 2-3: Zuordnung strukturierter Feinbleche nach [Hoppe2002]

Die Bleche der Firma FQZ[®] sind in die Gruppe geometrisch strukturierte Feinbleche einzuordnen, deren Formelemente nicht symmetrisch zur Blechmitte sind und aneinander grenzen, obwohl die Strukturen mit einem sehr schmalen Steg voneinander getrennt sind.

2.3 Herstellung und Umformung

Als große Herausforderung für den Leichtbau gilt, Tragstrukturen, wie Schalen als leichte Hüllen und Profile als leichte Rahmenstrukturen, herzustellen. Dabei nutzt man die Umformtechnik, die sich, wie in Abbildung 2-4 dargestellt, in drei große Unterkategorien einteilen lässt [Henning2011].

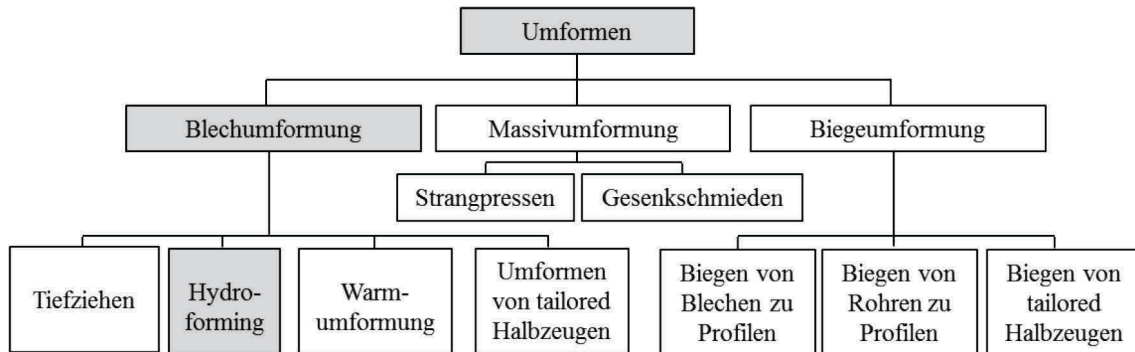


Abbildung 2-4: Umformverfahren nach DIN 8580 für metallische Leichtbauwerkstoffe nach [Henning2011]

Zur Herstellung von strukturierten Blechen werden zwei spezielle Verfahren genutzt, die sich von den üblichen Techniken, wie Walzen und Prägen (Abbildung 2-5), unterscheiden.

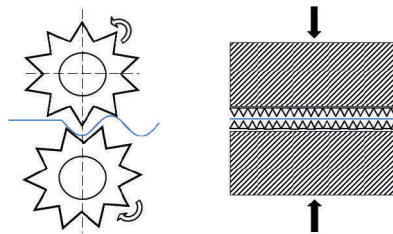


Abbildung 2-5: Schematische Darstellung Walzen (li.) und Prägen (re.)

Das erste Verfahren, welches bereits Mitte der 90er Jahre entwickelt wurde, ist das elementare Wölbstrukturieren. Dabei benötigt man zur Erzeugung einer Struktur einen Stützkörper, auf den ein radialer Außendruck wirkt. Der Stützkörper besitzt außen angeordnete Stege, die einen gewissen Abstand zueinander haben. Dieser Stützkörper wird in einen Metallzylinder eingebracht, auf den ein definierter Außendruck herrscht. Wird nun der Grenzdruck der Konstruktion überschritten, entstehen mehrdimensionale Strukturen an den Stützstegen. Dieses Verfahren wurde dahingehend verändert, als dass auch ebene Bleche wölbstrukturiert werden können. Eine schematische Darstellung ist in Abbildung 2-6 zu sehen. Somit wird der elementare Strukturierungsprozess in einen Walzprozess eingebunden. Eine Werkzeugwalze, die die Geometrie der Struktur beeinflusst sowie eine Elastomerrolle, die den Druck auf das dazwischen liegende Blech erzeugt, werden für das Strukturieren benötigt. Eigentlich spricht man nicht vom Umformen, sondern eher vom „Falten“ des Werkstoffes. Für die Weiterverarbeitung werden die nach der Herstellung gekrümmten Bleche wieder gerichtet, so dass die Halbzeuge in den verschiedenen Anwendungsfeldern eingesetzt werden können.

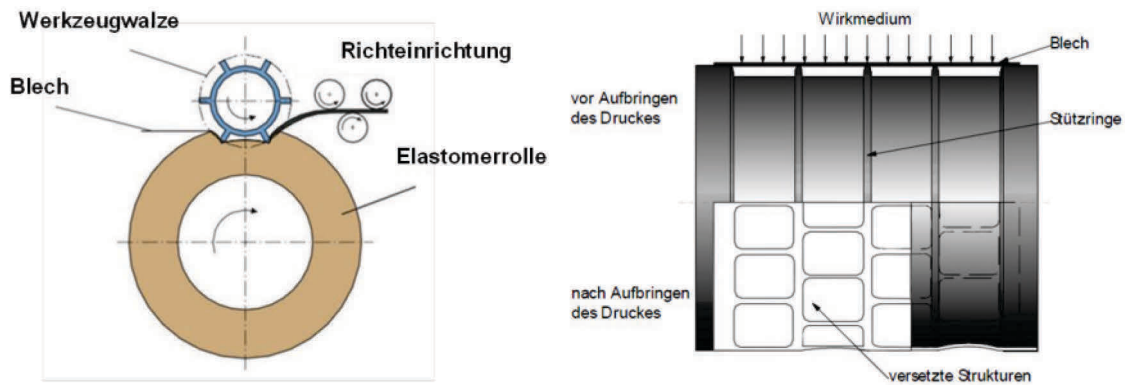


Abbildung 2-6: Verfahren des Beulstrukturierens von Blechen [Sterzing2005-2, Behrens2002]

Für die in der Arbeit vorwiegend untersuchten Bleche wird eine andere Herstellungsform genutzt. Das eingesetzte Verfahren Hydroforming ist eine im weitesten Sinne weiterentwickelte Form des Prägens. Eine Negativform bzw. Formwerkzeuge liegen in einer Presse. Das zu strukturierende Blech wird auf diese gelegt und fixiert.

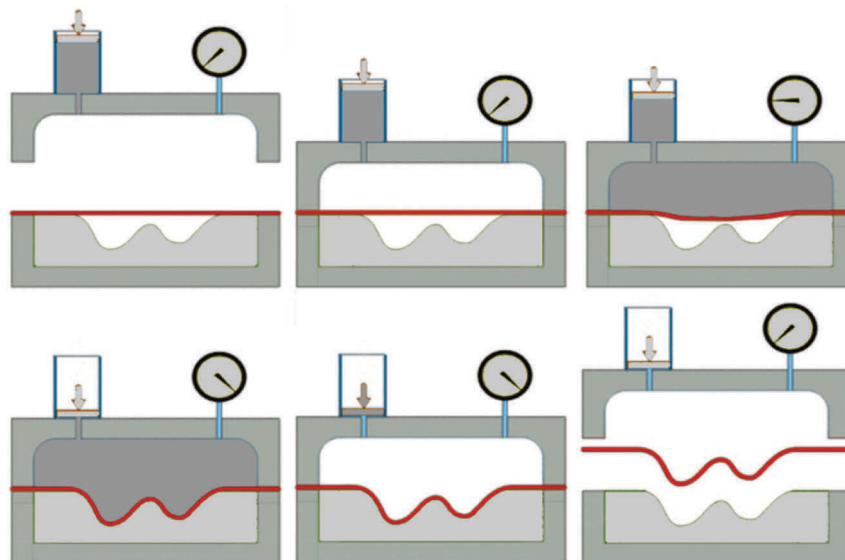


Abbildung 2-7: Schematische Darstellung des Hydroformings nach [Hydro2013]

In einer geschlossenen Kammer wird nun mittels eines Fluids ein Druck auf das Blech ausgeübt, sodass sich das Blech an die Negativform anschmiegt und strukturiert bzw. geformt wird, was in der Abbildung 2-7 dargestellt ist. Bei dem Umformwerkzeug, welches für die Bleche von FQZ[®] verwendet wurde, wird zum Druckaufbau eine Membran und keine geschlossene Kammer genutzt. Der Vorteil liegt darin, dass das Werkstück vom Wirkmedium getrennt ist und auf eine nachträgliche Reinigung verzichtet werden kann.

Um eine optimale Herstellung zu gewährleisten, müssen genaue Parameter gefunden werden, z.B. inwiefern der Druck der Presse und der Druck des Fluids in der kompressiblen Membran aufeinander abzustimmen sind. Dazu wurden am Lehrstuhl Konstruktion und Fertigung der BTU Versuche mit der Tiefziehpresse „HYDRAP HPDZb 500“ (Abbildung 2-8) durchgeführt. In dieser Presse können Bleche mit einer Größe von 585 mm x 585 mm gefertigt werden. In der Untersuchung werden gezielt Proben hergestellt, die mit dem Rauigkeits- und Konturmessgerät vermessen werden, um eine prozesssichere Herstellung mit geringen Toleranzen zu garantieren und reproduzierbare Strukturhöhen zu

schaffen. Als Mindesthöhe einer Wabe konnte mit einer Toleranzabweichung von unter 5 % ein Wert von 2,9 mm erreicht werden, wobei der dazugehörige Umformdruck bei 50 bar lag. Diese Daten gelten für ein strukturiertes Blech mit einer Wabengröße von 33,0 mm und einer Blechdicke von 0,5 mm [Olbrich2012].

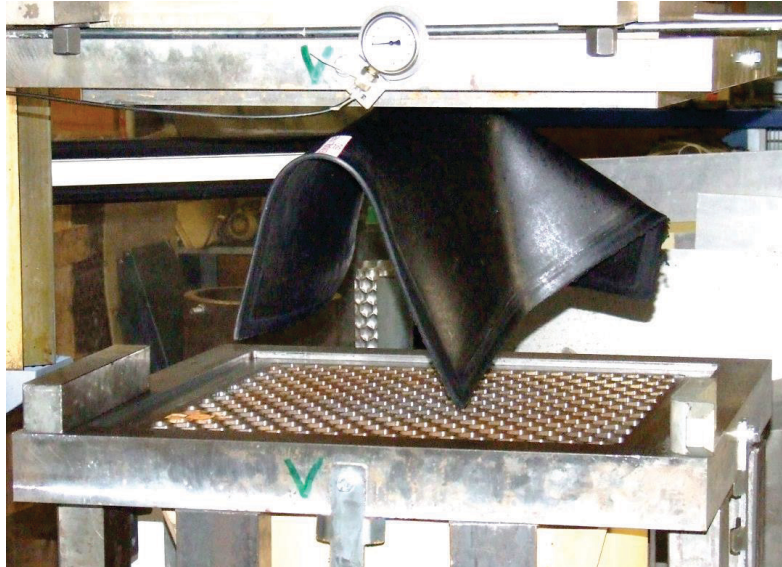


Abbildung 2-8: Presse mit Membran und Matrize für die Herstellung eines Bleches von FQZ[®] mit einem Wabendurchmesser von 33 mm

Ein ähnliches Prinzip des „Hydraulischen Tiefen“ mittels Wasserdruck, aber für größere Abmessungen von Blechen, nutzt die Firma Borit[®], von der auch 2 Wabenplatten innerhalb dieser Arbeit getestet wurden, was in Abbildung 2-9 dargestellt ist.

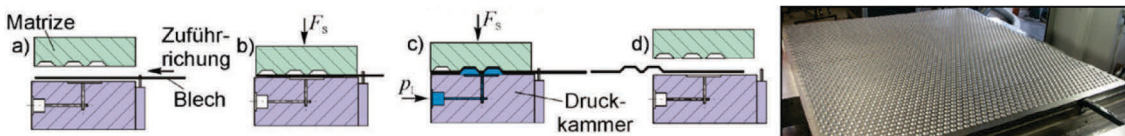


Abbildung 2-9: Hydraulisches Tiefen von Wabenblechen nach [Henning2011]

Weiterhin ist in Forschungsarbeiten die Weiterverarbeitung von strukturierten Blechen untersucht worden. Dies wird zwar nicht zwingend bei den Stahlleichtbauträgern als Thema verwendet, aber dennoch der Vollständigkeit halber erwähnt.

Bei der Umformung der strukturierten Bleche ist ein ausschlaggebender Parameter die Biegestelle, d.h. in welcher Linie im Blech umgeformt wird. Dazu können der Abbildung 2-10 die 4 Biegepositionen entnommen werden. Außerdem ist die Biegemaschine dargestellt, in der die Probebleche mit einer Größe von 190 mm x 190 mm und einer Dicke von 0,5 mm um 90° gebogen wurden.

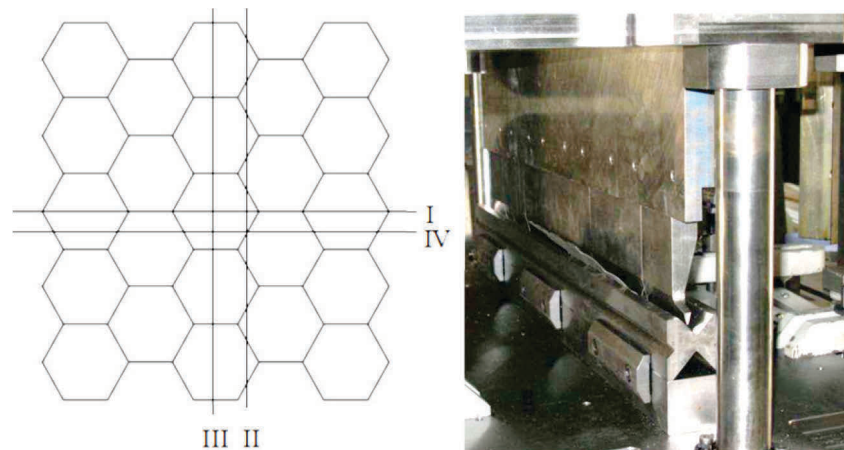


Abbildung 2-10: 4 Biegepositionen (re.) und genutzte Gesenkbiegemaschine (li.) [Malikov2011]

Die Untersuchungen, sowie die Simulation des Hydroformings- und Gesenkbiegeprozesses zeigen, dass sich tatsächlich die Dicke der Bleche während des Umformprozesses reduziert. Außerdem verhalten sich die strukturierten Bleche im Hinblick auf die Biegeposition und Biegerichtung verschieden. Es besteht ein indirekt proportionales Verhältnis von Stempelkraft und Gesenköffnung und alle getesteten strukturierten Bleche erreichen größere Stempelkräfte als das ebene Referenzblech. Das hängt einerseits von der Geometrie ab und andererseits von der plastischen Verfestigung aus dem Herstellungsprozess. Die größten gemessenen Stempelkräfte erreichen die Bleche bei der Biegung in Richtung III, die kleinsten in Richtung II. Vergleicht man nun die Werte der verschiedenen Strukturlagen, dann erreichen alle „positiv“ eingebauten Bleche höhere Kräfte als die in Strukturlage „negativ“ eingesetzten Bleche [Malikov2011].

2.4 Besonderheiten

Wie im vorherigen Abschnitt dargestellt, wird durch das Kaltumformen der Bleche beim Prägen, beim Hydroforming oder Ähnlichem das Material in der Form verändert. Dies wirkt sich auf die Materialeigenschaften aus. Beim Kaltumformprozess werden in den Umformbereichen die Materialien kalt verfestigt, sodass höhere Spannungen im Material erreicht werden können. Aus diesem Grunde war es notwendig, die neuen, nach dem Umformprozess erhaltenen Materialeigenschaften zu erforschen. Am Lehrstuhl für Füge- und Schweißtechnik der BTU wurden dazu Untersuchungen getätigt, inwiefern Probegeometrien mit den strukturierten Blechen erzeugt werden müssen, sodass nach DIN EN ISO 6892 Zugversuche durchgeführt werden können.

Wie in Abbildung 2-11 zu sehen, wird bei einer Zugprobe mit den vorgegeben Maßen nach DIN EN ISO 6892 die stabilisierende Struktur geschädigt. Aus diesem Grund wurden für die strukturierten Bleche der FQZ[®] neue Probekörpergeometrien adaptiert, die in Abbildung 2-12 für eine Zugprobe bis drei Waben über eine Zugprobenbreite dargestellt sind.

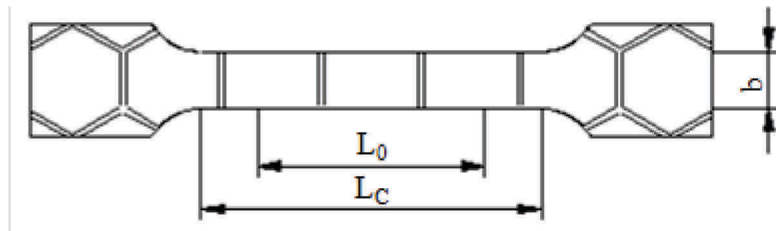


Abbildung 2-11: Zugprobenkörper eines strukturierten Bleches in Anlehnung an die DIN EN ISO 6892-1 [Fritzsche2011]

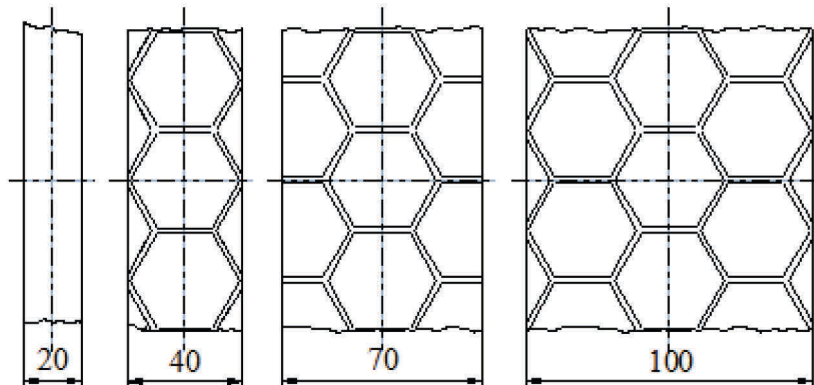


Abbildung 2-12: Zugprobe verschiedener Breiten in Strukturrichtung 0° [Fritzsche2011]

Als Ergebnis von verschiedenen Testserien von Zugprobenversuchen mittels der optischen Dehnungsmessung mit der Software Aramis® [Aramis2013] wurden beispielhaft, wie in Abbildung 2-13 aufgezeigt, Spannungs-Dehnungskurven erfasst.

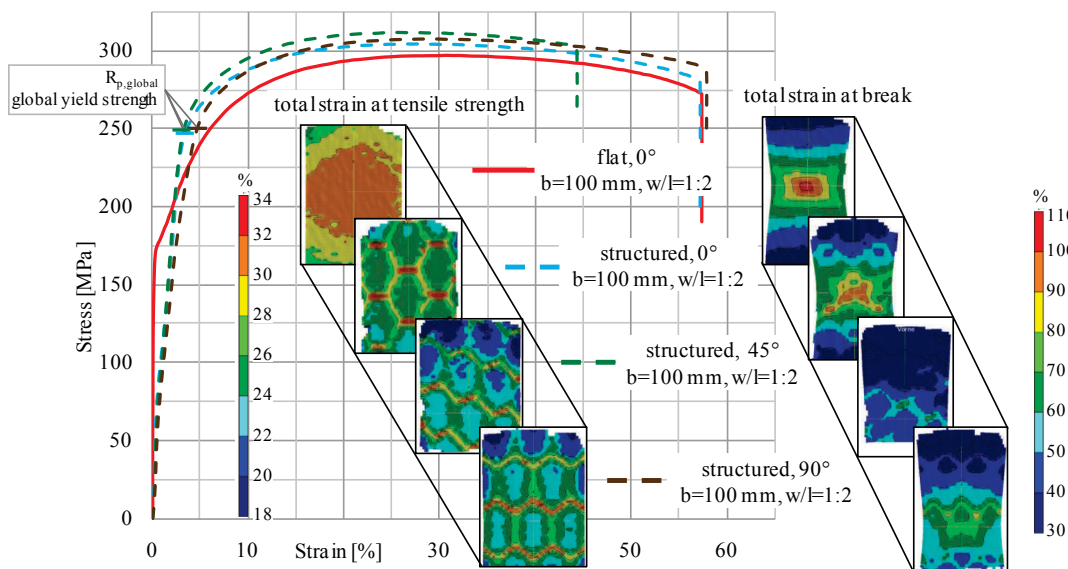


Abbildung 2-13: Spannungs-Dehnungskurve für eine Zugprobenbreite 100 mm und alle 3 Strukturrichtungen 0°, 45° und 90° sowie als Vergleich ein ebenes Blech [Fritzsche2011]

Darin ist zu erkennen, dass strukturierte Bleche im elastischen Bereich durchaus weicher als ebene Bleche sind. Im Bereich der Zugfestigkeiten ergeben sich erhöhte Werte, was auf die verbesserten Eigenschaften aus der Kaltumformung zurückzuführen ist. Für alle Strukturrichtungen liegen die Dehnungen zum Zeitpunkt der höchsten Spannung in den Stegen zwischen den Waben bei rund 32-34 %. Im Vergleich dazu herrscht eine Dehnung bei einem

ebenen Blech zum gleichen Zeitpunkt bei etwa 30 % vor. Für den Anfangsbereich muss aber nochmals detailliert die Spannungs-Dehnungskurve erläutert werden, da nicht wie bei ebenen Blechen ein $R_{p0,2}$ Wert ausgegeben werden kann, sondern neue Werte wie lokale und globale Streckgrenzen definiert werden müssen. Bis zum Erreichen der globalen Streckgrenze können drei Bereiche festgelegt werden, für die in Abbildung 2-14 jeweils die Verformungsbilder der Probe ausgegeben sind. Für alle Zugproben wurde der Stahl DC04 (1.0338) verwendet. Der Vergrößerungsausschnitt der Spannungs-Dehnungskurve für die zuvor dargestellten strukturierten Probenkörper im Bereich von 0 % bis 2 % Dehnung ist in Abbildung 2-14 abgebildet [Fritzsche2011].

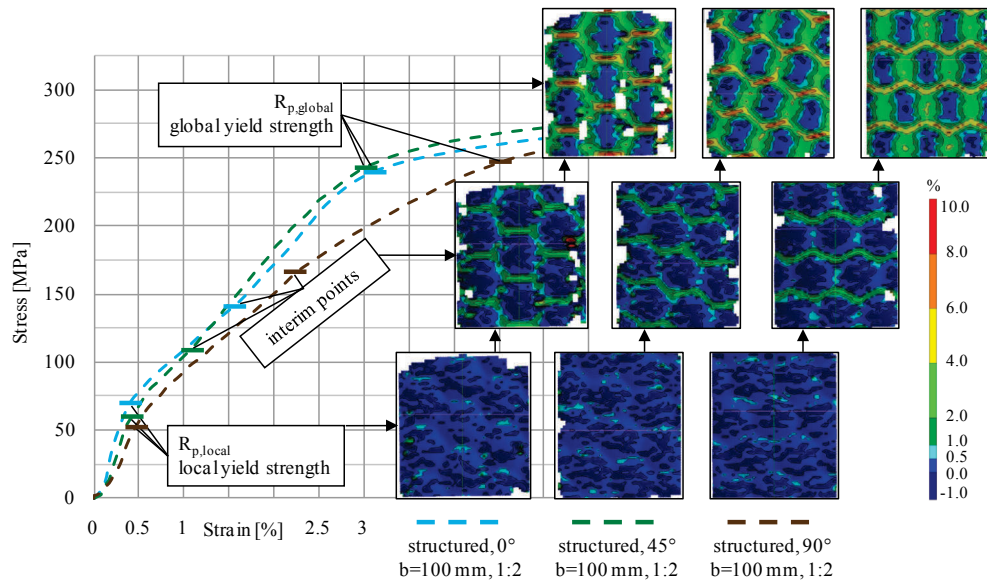


Abbildung 2-14: Charakteristischer Anfangsbereich der Spannungs-Dehnungskurve für die getesteten Strukturpositionen in Zusammenhang mit den Verformungsbildern [Fritzsche2011]

Es kann eine globale Streckgrenze definiert werden, wobei diese Charakterisierung nicht ausreicht, um das Verhalten der strukturierten Bleche zu beschreiben. Es ist notwendig, eine lokale Streckgrenze zu bestimmen. Dabei erkennt man in den Verformungsbildern, dass die Verformungen hauptsächlich in den Stegen zwischen den Waben auftreten und die Dehnungen ungefähr bei 0,4 % liegen. Am Ende dieses Bereiches sind die Waben noch nicht verformt. Teilt man nun die Spannungs-Dehnungskurve bis zur globalen Streckgrenze weiter ein, so stellt man fest, dass insgesamt drei Zwischenbereiche deklariert werden können. Im Bereich von der lokalen Streckgrenze bis zum ersten Zwischenpunkt fängt bei gleichförmiger Dehnungssteigerung in den Stegen das Einebnen der Struktur an. Nach Überschreiten des Zwischenpunktes werden die Querstege unbeständig, das Beulen beginnt und die hexagonale Struktur wird auseinander gezogen [Fritzsche2011].

2.5 Strukturen

Im Laufe der letzten Jahre, in denen sich die Industrie mit strukturierten Blechen beschäftigt hat, sind verschiedene Strukturen auf dem Markt eingesetzt worden. Vor allem werden Walzstrukturen genutzt, die aber eine geringe Strukturhöhe aufweisen. Die Kugelstruktur von der FQZ[®] oder die Beulstruktur von der Dr. Mirtsch GmbH erreichen wesentlich größere Strukturhöhen (Abbildung 2-15) [Hoppe2002].

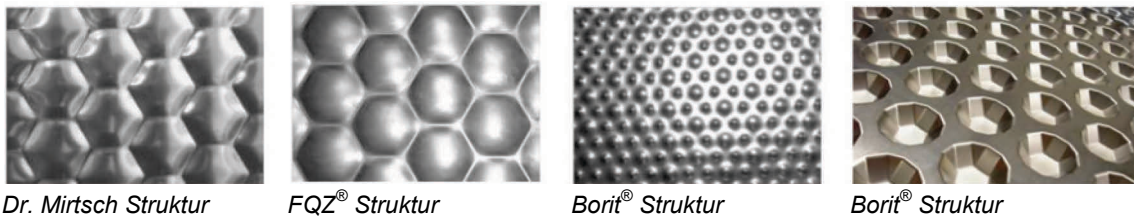


Abbildung 2-15: Verschiedene Stegstrukturen [Mirtsch2012, Borit2012]

Mitte der 90er Jahre sind bereits Untersuchungen zu hydrostatisch umgeformten Blechen gemacht worden. Dabei wurde das „Höckerblech“ als Halbzeug zur Herstellung von biege- steifen Höckerblechen mittels der Streck-Stülp-Umformung entwickelt [Hufenbach1996]. Mit diesem System sind der Geometrie der einzelnen Höcker keine Grenzen gesetzt. Die Firma Stephan Witte GmbH & Co. KG entwickelte zunächst kegelstumpfförmige Höcker mit einem Durchmesser von 100 mm und einer Höckertiefe von 25 mm. Ebenso wurden aus Einzelblechen bereits Höckerplatten erzeugt. Generell sind der Querschnittsgestaltung keine Grenzen gesetzt, denn sie ist werkstoffunabhängig und kann an verschiedenste Parameter wie Festigkeit, Steifigkeit und Baugröße angepasst werden. 1972 wurden bereits Berechnungsverfahren aufgeführt. Dabei wird die Höckerplatte nach der Balkentheorie mittels Balkenbiegung bzw. Balkenknickung, aber auch als Scheibe berechnet. Versuchsgrößen konnten die theoretischen Ergebnisse nur teilweise widerspiegeln [Sedlacek1972]. Die Strukturen einer Höckerplatte sind in Abbildung 2-16 zu erkennen [Schiefenbusch1992].

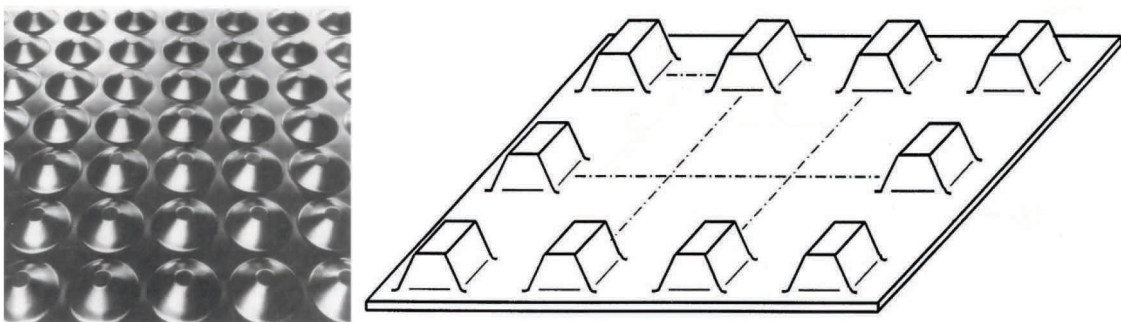


Abbildung 2-16: Höckerplatte Krupp (li.) und Quadrat-Höckerblech (re.) [Schiefenbusch1992, Hufenbach1996]

In dieser Arbeit beschränken wir uns aber auf Bleche der FQZ[®]. Die Struktur ist eine Wabenstruktur mit hexagonalem Grundriss. Als Wabentiefe (SH) konnten Höhen von 3,1 mm; 4,2 mm und 6,0 mm produziert werden, wobei für diese Arbeit nur Wabentiefen von 3,1 mm in den Versuchen verwendet wurden. Für die Wabenbreite (SW) konnten 33,0 mm, 43,0 mm und 51,0 mm hergestellt werden. Als Wabengröße nach folgende Längen zuzuordnen: 36,4 mm; 47,9 mm und 57,1 mm. Der Bereich zwischen den Waben,

die Stegbreite (BW), ist 2,0 mm breit. Die Abbildung 2-17 stellt schematisch alle Größen zur Charakterisierung der Wabengeometrie dar.

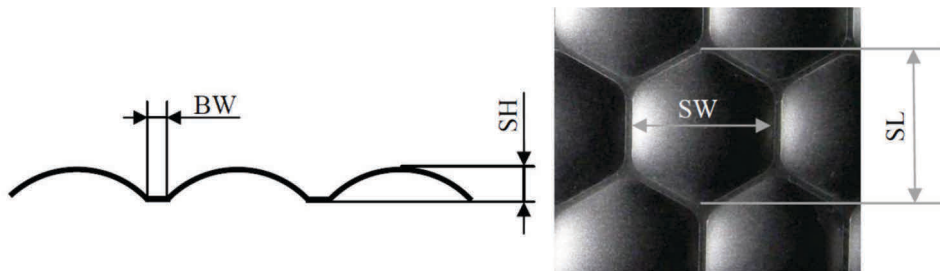


Abbildung 2-17: Charakteristische geometrische Darstellung der hexagonalen Struktur von FQZ® Blechen nach [Kornienko2011]

Im Folgenden werden die Bezeichnung FQZ33 und FQZ51 für die jeweilig verwendeten Bleche mit den Wabenbreiten 33,0 mm und 51,0 mm verwendet.

Nur für Vergleichszwecke wurden zwei weitere strukturierte Bleche der Firma Borit® verwendet, die mit ihrer Struktur der Höckerplatte nahe kommt. Die Wabenplatte von der Firma Borit®, die aus zwei Blechen mit einer Dicke von 0,6 mm besteht, besitzt eine 12-eckige Wabenstruktur mit einer Wabentiefe von 3,0 mm bzw. 8,0 mm. Die Waben sind 22,0 mm bzw. 36,0 mm voneinander entfernt.

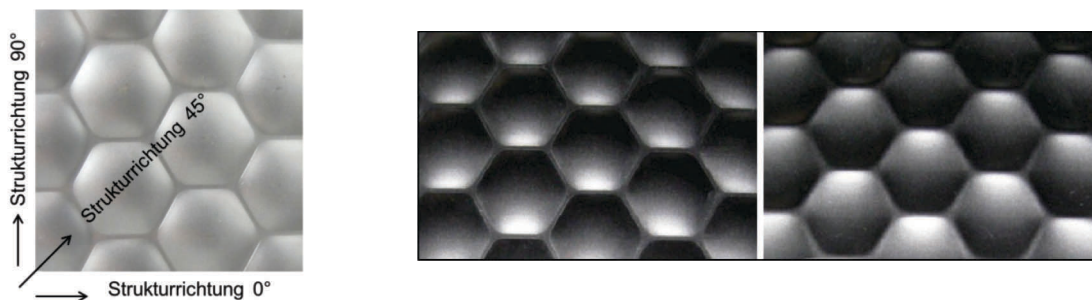


Abbildung 2-18: Darstellung der Strukturrichtung und der Strukturlage „negativ“ (mi.) und „positiv“ (re.)

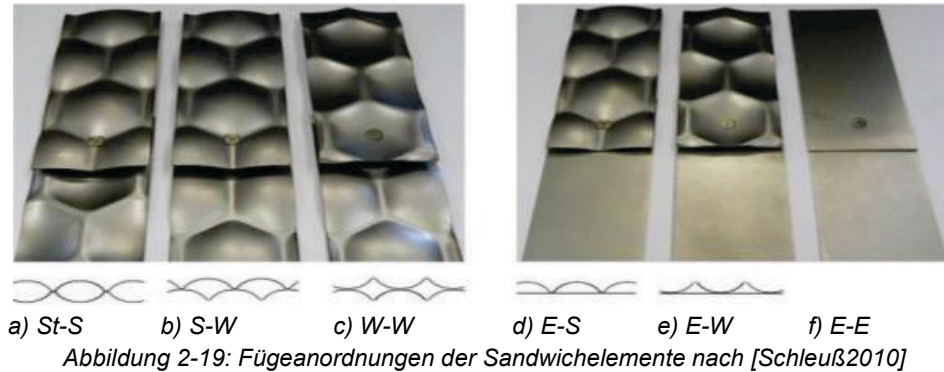
Weiter sind die FQZ® Bleche in ihrer Wabenorientierung und der Lage charakterisiert. In Abbildung 2-18 sind die Bleche mit ihrer Strukturlage dargestellt. Dabei bedeutet Strukturlage „positiv“ eine Wölbung nach oben und „negativ“ eine Wölbung nach unten. Generell besitzt das strukturierte Blech eine asymmetrische Geometrie zur Mittelebene, wie es bereits in der Abbildung 2-3 zur Einteilung strukturierter Feinbleche definiert ist.

2.6 Sandwichelemente

Die Entwicklung von Stahlblech-Mehrschichtverbunden (StMV) geht bereits mehrere Jahre zurück. Bereits in [Hufenbach1996] wurden diese Verbunde klassifiziert und dargestellt, wie innovativ diese Vorprodukte sind.

Aus diesem Grund entstand die Idee sehr schnell während der Arbeit, mit den strukturierten Blechen ein Sandwich zu fügen. Dazu konnte auf die Ergebnisse von [Schleuß2010] zurückgegriffen werden. In dieser Untersuchung wurden sechs verschiedene Anordnungen zum Fügen eines Sandwichs mittels des Punktschweißens gefunden. Eine Besonderheit bei strukturierten Blechen ist im Überlappungsstoß die nicht-flächige Auflage der Füge-teile, d.h.

sie stehen nur in lokalem Kontakt. Als Paarungen konnten die in Abbildung 2-19 dargestellten Gruppen gefunden werden. Hierin bedeuten die Abkürzungen folgendes: St-S: Steg-Steg; S-W: Steg-Wabenmitte; W-W: Wabenmitte-Wabenmitte; E-S: Eben-Steg; E-W: Eben-Wabenmitte; E-E: Eben-Eben



Dabei können für die verschiedenen Strukturrichtungen folgende Konstruktionsmaße, die in den Abbildung 2-20 und Abbildung 2-21 angegeben sind, entstehen.

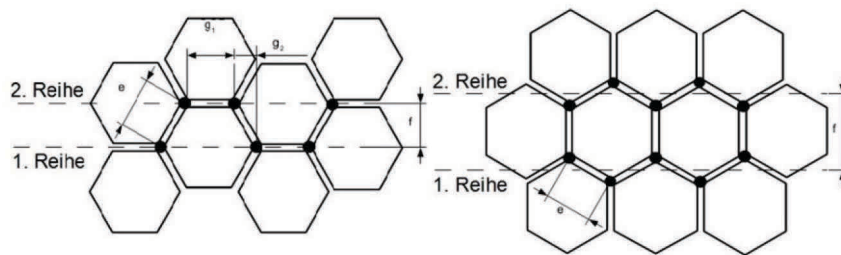


Abbildung 2-20: Konstruktionsmaße der Strukturierung 0° (li.) und 90° (re.) für St-S [Schleuß2010]

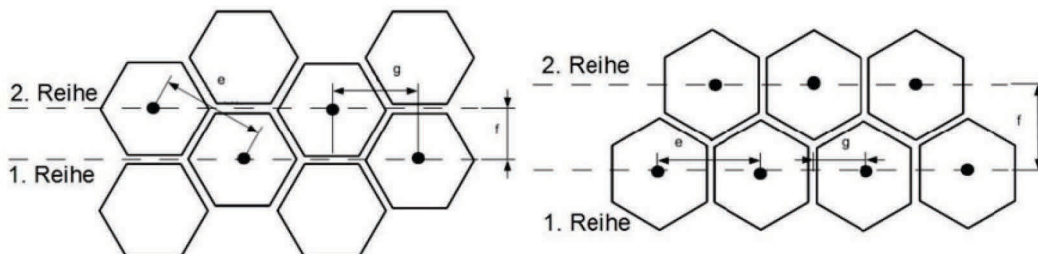


Abbildung 2-21: Konstruktionsmaße der Strukturierung 0° (li.) und 90° (re.) für W-W [Schleuß2010]

In Scherzugversuchen wurden die Punktschweißungen getestet und es konnte festgestellt werden, dass ähnliche Maximalkräfte zur Vergleichsschweißung mit ebenen Blechen erreicht werden. Dennoch haben die Proben mit strukturiertem Blech höhere Dehnungen.

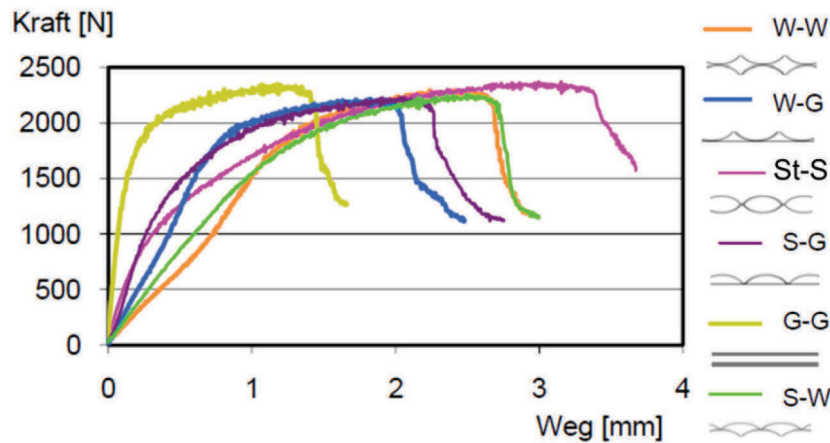


Abbildung 2-22: Kraft-Weg Diagramm der Scherzugprüfung nach [Schleuß2010]

Dies wird mit dem größeren Arbeitsvermögen der Proben erklärt. Anfänglich werden in den Versuchen nur die Stege aktiviert bzw. beansprucht, wobei zunehmend die Struktur eingeebnet wird. Die Strukturtiefe flacht ab, welches einen geringeren Anstieg der Kurven in Abbildung 2-22 verdeutlicht.

Näher betrachtet wurden aber im Zusammenhang mit den Stahlleichtbauträgern nur die Kombination **Wabenmitte-Wabenmitte** und **Steg-Steg**.

Die gelieferten Sandwichplatten von Borit[®] sind entgegen der Sandwichplatten von FQZ[®] mit einem firmeninternen Klebstoff gefügt worden.

Zwar gab es auch Untersuchungen seitens der BTU, Sandwich-Elemente mittels Klebstoff aus strukturierten Blechen zu fügen, aber diese Forschung dauert noch an. Die Ergebnisse einzelner Versuche, wie z.B. der Scherzugversuche waren vielversprechend. Während dieser Tests ist zu bemerken, dass ähnlich hohe Scherzugkräfte von zwei geklebten, strukturierten Blechen mit der Strukturrichtung 90° im Vergleich zur Referenzprobe mit zwei Glattblechen erreicht werden. Betrachtet man aber die gefügten, strukturierten Bleche mit der Strukturrichtung 0°, so ist zu erkennen, dass nur ungefähr 70 % der vergleichbaren Last aus der Referenzprobe aufgenommen werden, so wie in den untenstehenden Diagrammen in Abbildung 2-23 zu sehen ist [Graf2011].

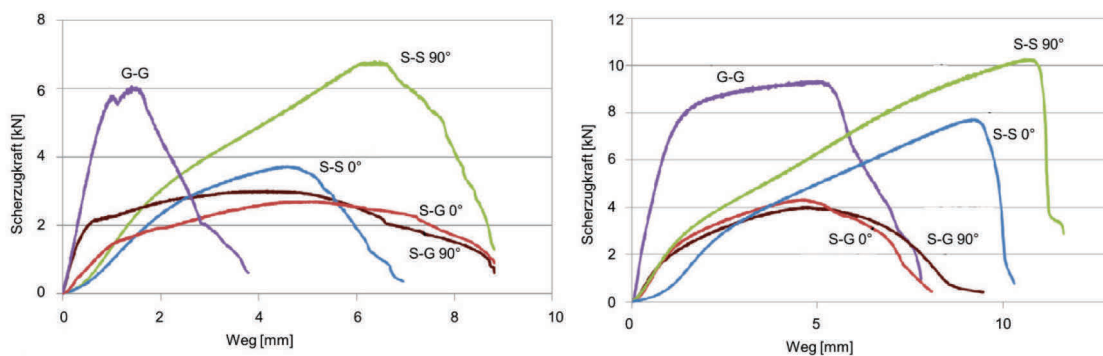


Abbildung 2-23: Scherzugkraft-Weg-Verlauf der Proben, Klebstoff Sikaflex[®] (li.) und Collano[®] (re.) nach [Graf2011]

3 Versuche zu Stahlleichtbauträgern

3.1 Allgemeines

Der Einsatz der strukturierten Bleche als Bauteile im Stahlbau ist zurzeit noch sehr gering. Um aber ein geeignetes Einsatzgebiet zu finden, wurden im Zuge der Arbeit anfänglich verschiedene Varianten durchgesprochen. Da in der Automobilbranche die strukturierten Bleche als Flächenelement eingesetzt werden, wurde unter anderem auch an ein Fassaden- bzw. Dachelement gedacht. Dennoch ist die Entscheidung getroffen worden, die strukturierten Bleche in Stahlleichtbauträgern als Stegelement einzusetzen. Zu Beginn der Arbeit musste eine geeignete Form der Versuchsträger gefunden werden. Dabei gab es mehrere Randbedingungen, die maßgebend waren. Außerdem gibt verschiedene Literatur an, wie in verschiedenen, durchgeführten Untersuchungen der Vergangenheit die Versuchskörper definiert waren. Daran angelehnt wird der Aufgabenstellung entsprechend eine ideale Form gefunden.

3.2 Geometrie und Material

In Hinblick auf die zu verwendeten Stahlbauteile eines Versuchskörpers gab es spezielle Randbedingungen. Dabei war die zu wählende Stegblechabmessung die ausschlaggebende Größe. Da bei der Herstellung der Bleche nur eine maximale Blechgröße von 600 mm x 600 mm erreicht werden konnte, musste dieser Wert als maximale Stegbreite eines Schubfeldes definiert werden. Mit Abzug des Matrizenrandes konnte nur eine Größe eines strukturierten Bleches mit maximal 585 mm x 585 mm eingesetzt werden. Aus den bereits durchgeführten Versuchsreihen, die in der Literatur beschrieben sind, wurden Geometrieparameter gewählt und für den wichtigsten, das Seitenverhältnis α von Schubfeldbreite und Schubfeldhöhe, ein Wert von 1,25 festgelegt. Daraus ergibt sich eine Steghöhe von 416 mm, da aufgrund einer starren Endsteife eine Schubfeldbreite von 520 mm zwingend war. Für die Stegblechdicke gab es die Vorgabe, dass anfänglich nur strukturierte Bleche mit einer Dicke von 0,5 mm bzw.

0,7 mm hergestellt werden konnten. Diese Werte waren aber zu gering, um ein einzelnes Stegblech mit diesen Blechdicken zu verbauen, sodass von Anfang an bereits der Einsatz von Sandwichelementen in Betracht kam. Für die ebenen Stege wurde daran anknüpfend eine Dicke von 1,0 mm gewählt. Für die Flansche und Zwischensteifen wurden hinreichend dicke Gurte mit 8,0 mm und einer Breite von 150 mm genutzt. Daraus ergibt sich eine Flanschschlankheit von 18,75.

Nun noch einige Bemerkungen zum Schweißen, insbesondere zur Nahtdicke: Die Nahtdicke wirkt direkt auf die Vorverformung. Schlanke Stege beulen immer infolge von Längsschrumpfungen aus. Diese Stegverformung kann aber klein gehalten werden, wenn eine geringe Nahtdicke gewählt wird. In der folgenden Abbildung 3-1 ist der Versuchskörper in der Ansicht skizzenhaft dargestellt. Für alle untersuchten Träger blieben die Maße der Gesamtträger gleich, nur die Form der Steggeometrie wurde verändert. In Tabelle 3-1 sind alle Daten zusammengefasst.

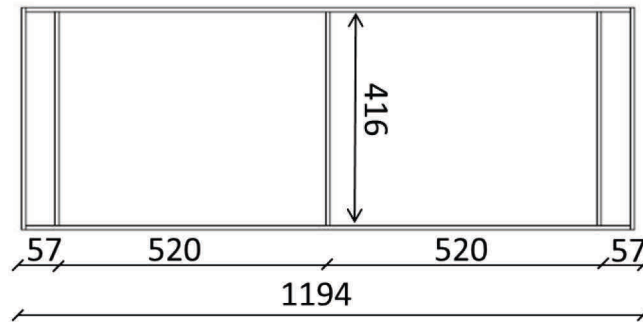


Abbildung 3-1: Ansicht und Querschnitt der Versuchsträger, Maße in mm

Tabelle 3-1: Abmessungen der einzelnen Versuchsträger, Maße in mm

Versuch	Profil	Verbund	h_w	t_w	b_f	a_w	t_f	h_s	t_s	d_s	l
V001.1	Eben	-	416	1	150	585	8	416	8	57	1194
V01.1	Eben	-		1							
V02.1	Trapez	-		1							
V03.1	Sinus	-		0,88							
V04.1	FQZ33	WW		2x0,5							
V05.1	FQZ33	WW		2x0,5							
V06.1	Borit4.2	KL		2x0,6							
V07.1	Borit4.2	KL		2x0,6							
V08.1	Borit9.2	KL		2x0,6							
V09.1	FQZ33	-		1							
V10.1	FQZ33	-		1							
V11.1	FQZ33	StS		2x0,5							
V12.1	FQZ33	WW		2x0,5							
V13.1	FQZ51	WW	2x0,5								

Die Geometrien der eingesetzten Strukturen unterscheiden sich dahingehend, dass entweder profilierte oder strukturierte – dreidimensional veränderliche – Stegbleche genutzt wurden. Nachfolgend sind in Abbildung 3-2 und Abbildung 3-3 jeweils die Querschnitte der Strukturen dargestellt.

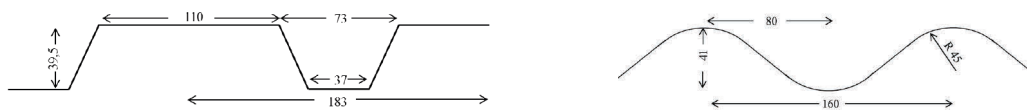


Abbildung 3-2: Querschnitt Trapezblech (li.) und Wellblech (re.), 1 Wellenlänge

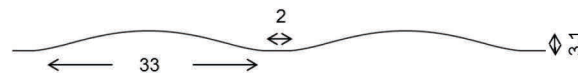


Abbildung 3-3: Querschnitt FQZ33, 90° Richtung

Für alle weiteren strukturierten Bleche sind die Querschnitte ähnlich. Eine tabellarische Auflistung aller Größen der Struktur ist in Tabelle 3-7 aufgeführt.

Die beiden Wabenplatten von Borit® sind wie in Abbildung 3-4 dargestellt, 12-eckig mit einer Wabenhöhe von 3,0 mm bzw. 8,0 mm, welche die Bezeichnung Borit4.2 und Borit9.2 erhalten.

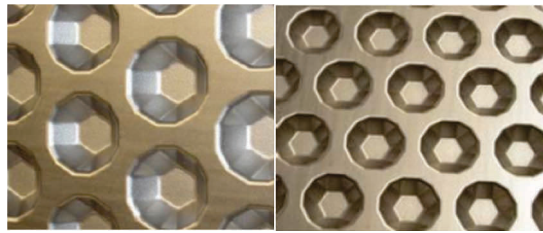


Abbildung 3-4: Ansicht Borit® Wabenplatte 9.2 (li.) und 4.2 (re.)

Im Vorfeld der Realversuche der Träger wurden für alle verwendeten Materialien die Kennwerte ermittelt. Diese Kennwerte wurden später für die Abschätzung der erwarteten Traglasten, für die Nachrechnung der Versuche und zur Implementierung in die FEM-Software genutzt. Alle Materialdaten sind im Anhang B.1 zusammengefasst aufgeführt. Die einzelnen Prüfprotokolle werden nicht explizit ausgewiesen.

3.3 Versuchsplanung und Durchführung

Die Versuche wurden in der Forschungs- und Materialprüfanstalt der BTU durchgeführt. Die Belastung wurde mittels einer Prüfmaschine mit maximal aufzubringender Kraft von 500 kN über eine Lasteinleitungsplatte mittig auf die Träger über der Mittelsteife eingeleitet. Um die Auflagerkräfte zu untersuchen, wurden Kraftmessdosen von 200 kN angeordnet. Die Auflager unterhalb der Kraftmessdosen wurden durch sehr steife Kastenquerschnitte realisiert und für einen statisch bestimmten Versuchsaufbau ein Loslager mittels unterlegter Rollen und ein Festlager angeordnet. Da der Versuchsaufbau sehr hoch war und ein Kippen des Trägers vermutet wurde, sind an den Auflagern Sicherungen gegen seitliches Ausweichen in Form von hohen Stahlwinkelprofilen angeordnet worden, wie in Abbildung 3-5 zu sehen ist.

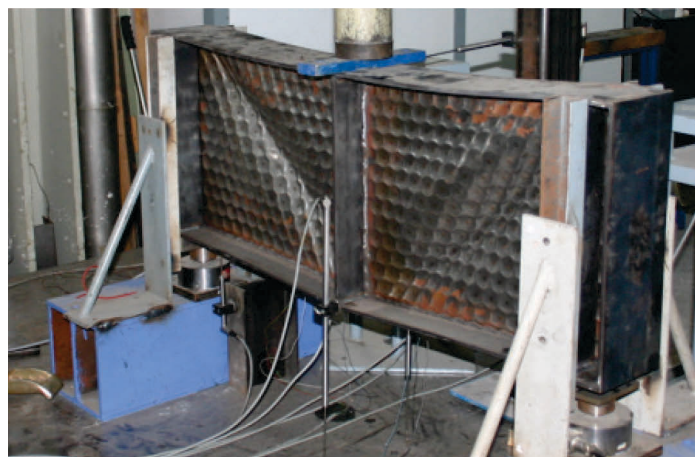


Abbildung 3-5: Versuchsaufbau und Messtechnik der Träger, exemplarisch am Träger mit strukturiertem Steg (V05.1)

Der Versuchsaufbau war für alle Träger identisch. Im Vorfeld wurde ermittelt, wo es sinnvoll ist, Kräfte, Dehnungen und Verschiebungen zu messen. Um die genannten Werte aufzunehmen, wurden an den Auflagern Kraftmessdosen von 200 kN angeordnet. Die Dehnungen wurden mittels Dehnmessstreifen gemessen. Dabei war darauf zu achten, dass die Dehnungen aus einer möglichen Temperaturerhöhung nicht die eigentlichen Werte verfälschen. Dazu wurden Kompensations-Dehnmessstreifen angeordnet. Die Anordnung der DMS wurde gemäß der Abbildung A-1 und Abbildung A-2 in Anlage A gewählt.

In der Berechnung wurde die Richtung des Zugfeldes bestimmt. Aus diesem Grund interessiert für den Versuch auch genau die Spannung in diese Richtung. Mit dem Aufkleben von linearen Dehnmessstreifen in dem errechneten Winkel auf das Stahlblech kann an dem Punkt der Zugfeldmitte die Veränderung der Spannung gemessen werden. Dabei muss der errechnete Winkel annähernd genau getroffen werden, sonst sind Abweichungen in den Messergebnissen von bis zu 1 % zu erwarten [Hoffmann1987]. Die Verschiebungen des Trägers, sowie die Größe des Ausweichens des Stegbleches beim Beulen aus der Ebene heraus wurden mit induktiven Wegaufnehmern gemessen. Insgesamt wurden 2 KMD, 8 I-WAN und 4 DMS pro Träger angeordnet, d.h. es wurden 14 Messkanäle genutzt. In Tabelle A-1 in der Anlage A sind alle Messstellen dargestellt. Die Messeinrichtungen wurden an das Digitale Messverstärkungssystem DMCplus® der Firma Hottinger Baldwin® angeschlossen, aus dem die Daten erfasst wurden.

Der Versuch wurde von einem Messrechner gesteuert. Die Traglastversuche wurden wegge-regelt durchgeführt, d. h. die Laststeigerung erfolgte über eine schrittweise Zunahme des aufgebrachten Weges der Prüfmaschine. Jeder Versuch sollte nach Möglichkeit mit derselben Geschwindigkeit ablaufen, um eine genaue Gegenüberstellung des zeitlichen Beulverhaltens zu erhalten. Abgeleitet aus der Begrenzung der Durchbiegung im Gebrauchslastzustand von $l/250$ wurde eine Wegzunahme von 1 mm/min für die Belastungsgeschwindigkeit gewählt. Die Messwerte wurden mit einer Frequenz von 2 Hz aufgenommen. Diese hohe Dichte an Messwerten ist für die Aufstellung der Kraft-Durchbiegungsbeziehungen ausreichend. Außerdem können darüber hinaus noch interessante Erscheinungen im Detail ausgewertet werden.

3.4 Imperfektionen

Im Vorfeld der Versuche wurden die Imperfektionen der Träger aufgenommen. Diese Imperfektionen setzen sich aus den geometrischen und strukturellen Imperfektionen zusammen, die aus dem Herstellungsprozess, materieller Inhomogenitäten und anderen Einflüssen her-rühren. Dabei war interessant, inwiefern jedes Stegblech mittig eine Vorkrümmung besaß. In Tabelle 3-2 sind die gemessenen Imperfektionen aufgezeigt.

Tabelle 3-2: Gemessene Imperfektionen

Versuch	Schubfeld links [mm]	Schubfeld rechts [mm]
V01.1	2,3	3,2
V01.2	1,51	1,58
V04.1	2,4	1,4
V05.1	1,2	0,8
V09.1	4,61	4,02
V10.1	2,66	2,46
V11.1	0,77	1,42
V12.1	0,42	0,68
V13.1	0,72	1,35

Für die Trapez- und Wellstegträger wurden keine Imperfektionen in Stegmitte gemessen. Nach der [DIN EN 1993-1-5] und [Beg2010] sind Herstellungstoleranzen einzuhalten. Es liegen nicht alle gemessenen Imperfektionen im Toleranzbereich von $h/200$, aber diese Vor-verformungen konnten im Zuge der Versuchsvorbereitung nicht mehr korrigiert bzw. verklei-

nernt werden. So große Vorverformungen entstehen einerseits durch die Trägerherstellung, andererseits durch die Umformung der Bleche und des Fügens von Sandwichelementen. Diese Imperfektionen werden weiter im späteren Verlauf für numerische Berechnungen genutzt, wo sie als Ersatzimperfektionen angesetzt werden.

3.5 Versuchsergebnisse

Im Rahmen der Versuchsreihe wurden Vorversuche durchgeführt. Dabei unterschieden sich die Träger nur in der Ausführung der Auflager, d.h. es war eine doppelte Endsteife oder eine einfache Endsteife vorhanden. In [DIN EN 1993-1-5], wie in Abbildung 3-6 gezeigt, werden diese Trägervarianten verschieden behandelt, in dem sie in zwei verschiedene Kurven für den Beitrag der Schubbeanspruchbarkeit des Steges eingeteilt werden.

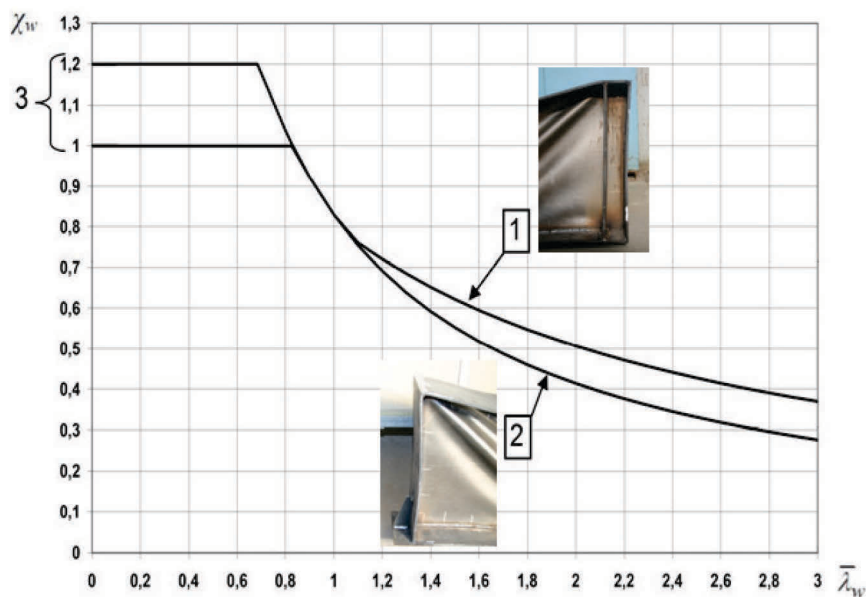


Abbildung 3-6: Schubbeanspruchbarkeit des Steges

Wie in DIN EN 1993-1-5 bereits dargestellt, gibt es einen Unterschied in der Traglastaufnahme bei Trägern mit ebenem Steg. Allerdings ist dieses Phänomen nicht bei den Trapezsteg- bzw. Wellstegträgern zu beobachten.

3.5.1 Ebener Steg

In Abbildung 3-7 sind die Kraft-Verformungsbeziehungen der Träger mit ebenem Steg dargestellt. Die geometrisch identischen Träger V01.1 und V01.2 erreichen fast identische Traglasten. V001.1 mit längerem Schubfeld und keiner doppelten Endsteife erreicht eine geringere Traglast. Diese Ergebnisse sind ebenso durch rechnerisch ermittelte Traglasten verifiziert.

Tabelle 3-3: Zusammenfassung der Versuchsergebnisse – ebener Steg

Versuch	F_U [kN]	v_u [mm]	F_{cr1} [kN]	F_{cr2} [kN]	u_{cr} [mm]	Versagen
V001.1	78,48	52,09	17,83	22,21	2,08	Lokales Beulen
V01.1	92,56	56,43	30,96	20,22	2,08	Lokales Beulen
V01.2	93,83	56,63	20,79	19,59	2,08	Lokales Beulen

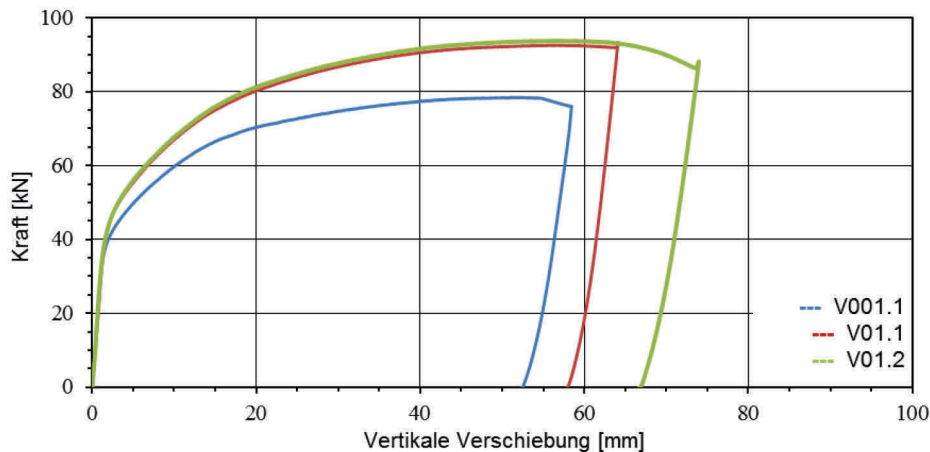


Abbildung 3-7: Lastverformungskurven der Versuchsträger mit ebenem Steg

Interessant für die weitere Betrachtung ist die Gegenüberstellung des Beulverhaltens. Das wird mit der Aufnahme horizontaler Verschiebungen in Schubfeldmitte erreicht. In Abbildung 3-8 sind für die Stegbleche der Träger mit ebenem Steg die horizontalen Verschiebungen in Abhängigkeit der Kraft aufgezeichnet. Als Vergleichswert der Verschiebungen gilt für die Versuche eine horizontale Verschiebung von $h/200$, da in dem Versuch nicht abzuschätzen ist, wo der Bereich der Schubfeldwirkung endet und der Bereich der Zugfeldwirkung nach dem Cardiff-Modell beginnt.

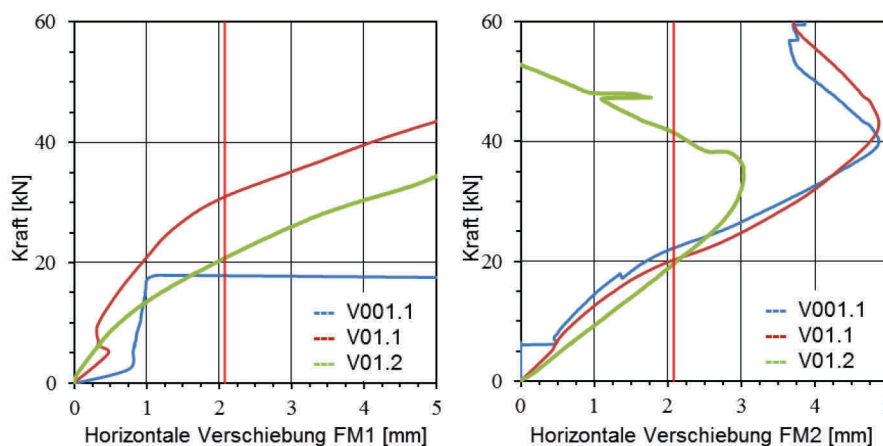


Abbildung 3-8: Kraft-Horizontalverformungskurven der Versuchsträger mit ebenem Steg in Feldmitte 1 (li.) und 2 (re.)

Der Graph für den Versuchskörper V001.1 ist zwar im Diagramm dargestellt, aber hier gab es bei der Aufnahme der Versuchswerte für die horizontale Verschiebung im Stegblech 1 einen Sprung. Die lineare Interpolation von dem nächst höheren aufgenommenem Wert ergibt aber einen akzeptablen vergleichbaren Wert.

Das Verspringen des Graphen liegt an dem Messverfahren bzw. Versuchsaufbau. Die horizontalen induktiven Wegaufnehmer sind mit Hilfe von Magneten befestigt, die mit ihrer Fläche aufgrund des Beulens verdrehen können. Dies geschieht erst im Bereich von großen Stegbeulen und kann bis zum Toleranzwert unberücksichtigt bleiben. Es ist außerdem ein Indiz dafür, dass die Überlagerung von der 1. Beulform mit der 2. Beulform beginnt. Die 1. und 2. Beulform für die Träger mit ebenem Steg V001.1 und V01.1 ist in Anlage C.2 in Abbildung C-6 und Abbildung C-7 dargestellt.

In den nachfolgenden Bildern (Abbildung 3-9) sind die Versuchsträger V001.1 und V01.1 während des Versuchs zu erkennen.



Abbildung 3-9: V001.1 (re.) und V01.1 (li.) während des Versuches

Das typische Verhalten, die gleichmäßige Ausbildung eines Zugfeldes nach dem Ausbeulen in beiden Schubfeldern, ist deutlich zu erkennen. Die Richtung des Zugfeldes ist die Diagonale von Schubfeldbreite und -höhe.

Zur weiteren Auswertung der Versuche gehörten ebenfalls die Dehnungs- bzw. Spannungsverläufe im Zugfeld. Dazu wurde beispielhaft beim Träger V001.1 in die Mitte jedes Schubfeldes eine Rosette **HBM RY41-3/120** [HBM2013] appliziert. Die Auswertung dieser erfolgte in Anlehnung an [Hoffmann1987], wobei nur die Dehnungsmesswerte der einzelnen Rosetten bis 3000 mm/m ausgewertet wurden. Bei größeren Dehnungen treten Nichtlinearitäten in Bezug auf die DMS bzw. die Brückenschaltung auf.

In Abbildung 3-10 sind die Hauptdehnungs-Kraftverläufe der Rosette 1 und 2 der Schubfelder 1 und 2 dargestellt.

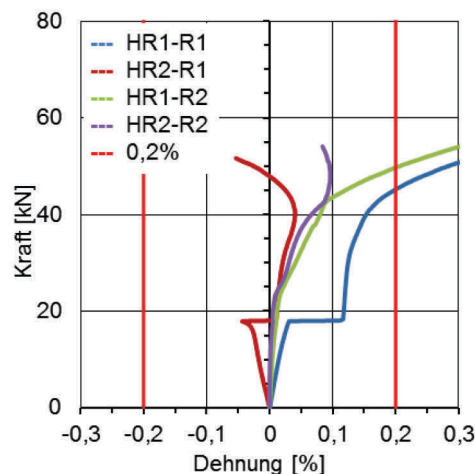


Abbildung 3-10: Hauptdehnungs-Kraftverläufe für Rosette 1 und 2

Die kritische Beullast wird erreicht, wenn sich die horizontale Verschiebung bei gleichbleibender Belastung erhöht. Dies ist ebenfalls bei größer werdender Dehnung (Versatz im Diagramm) in Abbildung 3-8 zu erkennen. Bei der Auswertung der Rosette 2 ist auffällig, dass der Knick, also der Anstiegswechsel im Graphen auf die kritische Beullast hinweist. Diese Werte spiegeln die Kraftwerte mit der Annahme der Toleranzverformung $h/200$ sehr gut wider.

Tabelle 3-4: Gegenüberstellung kritische Beullasten im Versuch aus Horizontalverschiebung und Rosettenauswertung

Versuch	F_{cr1_HR} [kN]	F_{cr2_HR} [kN]	F_{cr1} / F_{cr1_HR}	F_{cr2} / F_{cr2_HR}
V001.1	17,249	22,197	1,03	1,0005

3.5.2 Trapezstegträger

Das Versagen von Trägern mit trapezförmigem Steg gestaltet sich im Vergleich zu Trägern mit ebenem Steg völlig anders. Das bezieht sich nur auf die im Versuch getesteten Träger mit einer Stegdicke von 1,00 mm. Die Trapezstege versagen nicht nur lokal. Es tritt eine Interaktion von lokalem und globalem Beulen auf. Dabei beult zunächst der Bereich in der Nähe des Auflagers, aber nicht über die gesamte Steghöhe, mit großer Deformation über eine Wellenlänge des Trapezes, welches mit Phase 1 bezeichnet wird. Bei weiterer, stetiger Lastaufnahme des Trägers, aber plötzlichem, enormen Abfall der Lastkurve, wie in Abbildung 3-12 abzulesen, wird die Traglast in Phase 2 erreicht. Dabei treten sehr große Verformungen über die gesamte Steghöhe auf. Beispielhaft ist in Abbildung 3-11 ein Schubfeld des Trägers V02.1 mit dem Ausweichen des Steges dargestellt [Pasternak2012-3].



Abbildung 3-11: Darstellung Phase 1 (li.) und Phase 2 (re.) eines Trapezstegträgers

Da vor dem Versuch nicht vorhersehbar war, wie der Träger beult, wurden keine horizontalen Verschiebungen gemessen. Um dennoch eine Aussage über die maximale Beullast treffen zu können, wird die maximale Kraft vor Abfall der Kurve als maximale Beullast F_{cr} definiert. Demgegenüber wird die maximale Last F_u weit im plastischen Bereich gesetzt, die in diesem Falle kleiner als die kritische Beullast F_{cr} ist.

Tabelle 3-5: Zusammenfassung der Versuchsergebnisse – Trapezstegträger

Versuch	F_u [kN]	v_u [mm]	F_{cr} [kN]	v_{cr} [mm]
V002.1	81,976	63,05	91,59	2,19
V02.1	64,98	24,57	89,67	1,89
V02.2	65,07	96,24	86,85	0,77

Bei Träger V02.1 wurde der Versuch aus Sicherheitsgründen beendet. Die Auflagersituation war so verändert, dass durch die Drehung des Schubfeldes, die Auflagerplatte über der Rolle (loses, verdrehbares Lager) aus dem Auflagerbereich gedrückt wurde und der Versuchsaufbau instabil erschien, welche in Abbildung 3-13 (li.) zu sehen ist. Aus diesem Grund gibt es zum Träger V02.2 die Veränderung, dass das feste Lager nicht nur durch Reibung gehalten wird, sondern extra ein Lager, welches horizontale Kräfte aufnimmt, eingesetzt wurde. Dies ist in Abbildung 3-13 (re.) abgebildet.

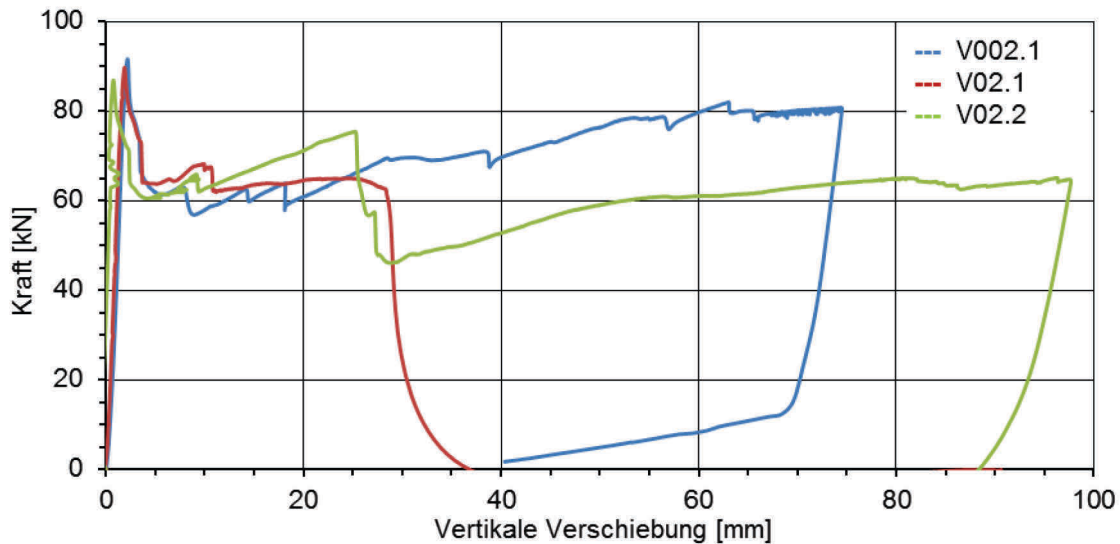


Abbildung 3-12: Lastverformungskurven der Versuchsträger mit Trapezsteg

Im Gegensatz zu den Trägern mit ebenem Steg gibt es keinen klaren Unterschied in der Traglastkurve, ob die Trapezträger eine doppelte oder nur eine einfache Endsteife besitzen. Vielmehr wird, wie bereits in der DAST015 beschrieben, die Querkraftaufnahme durch die Wellenlänge des Trapezes bestimmt. Es wird mit diesen Versuchen mit einer Stegdicke von 1,0 mm gezeigt, dass entgegen der DAST015 ein lokales Beulen bei Trapezträgern auftritt.



Abbildung 3-13: Schiefstellung Rolllager (li.), verändertes horizontales Auflager (re.)

Beide Schubfelder beulen im Gegensatz zu Trägern mit ebenem Stegblech nicht gleichmäßig. Zuerst tritt das lokale Versagen am Festlager auf (Beulen über eine Wellenlänge). Danach verformt sich dieses Schubfeld bis der Endzustand erreicht ist, bei dem keine weitere Verformung mehr möglich ist. Das andere Schubfeld beult zeitlich versetzt. Dies ist am Beispiel des Trägers V02.2 in Abbildung 3-14 zu erkennen.



Abbildung 3-14: Verlauf des Beulens des Trägers V02.2

Für die einzelnen Darstellungen 1 bis 4 sind die folgenden Kräfte im Kraft-Verschiebungsdiagramm dargestellt und zahlenmäßig erfasst in Abbildung 3-15.

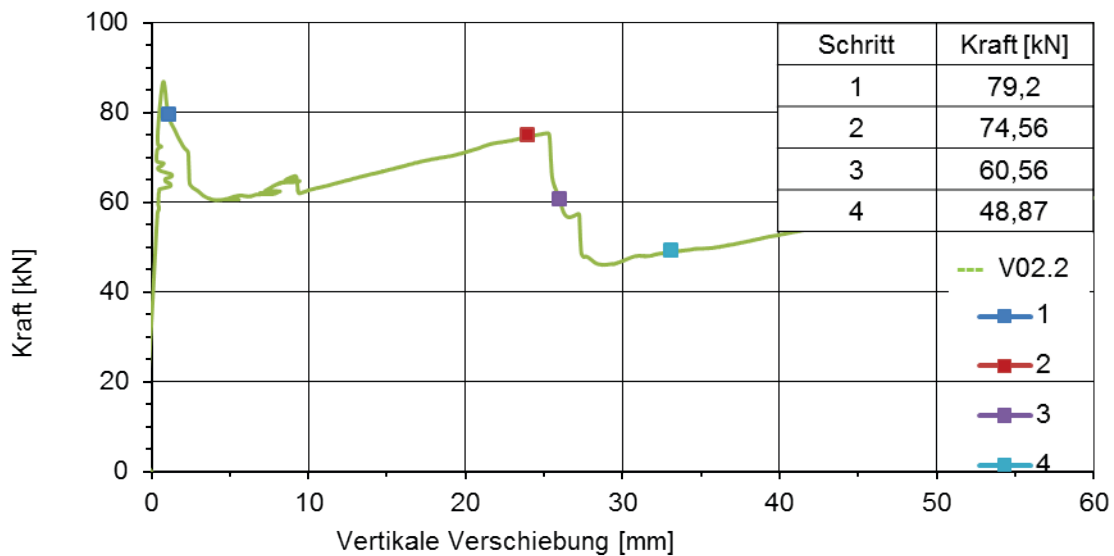


Abbildung 3-15: Beulverlauf und Beulkräfte des Trägers V02.2

Dem gegenüber steht wiederum das Tragverhalten der Träger mit einfacher Endsteife. Bis zum Versuchsende verformt sich nur ein Schubfeld und das zweite Schubfeld mit geringer Beulerscheinung verdreht sich. In Abbildung 3-16 ist in einer Gegenüberstellung anfängliches lokales Beulen und das Ende des globalen Beulens für V002.1 dargestellt. Die aufgezeichneten Kräfte für die beiden Zustände zeigen, dass sogar beim globalen Beulen noch Tragreserven vorhanden sind, da die Kraft-Verschiebungskurve in Abbildung 3-17 noch zunimmt.

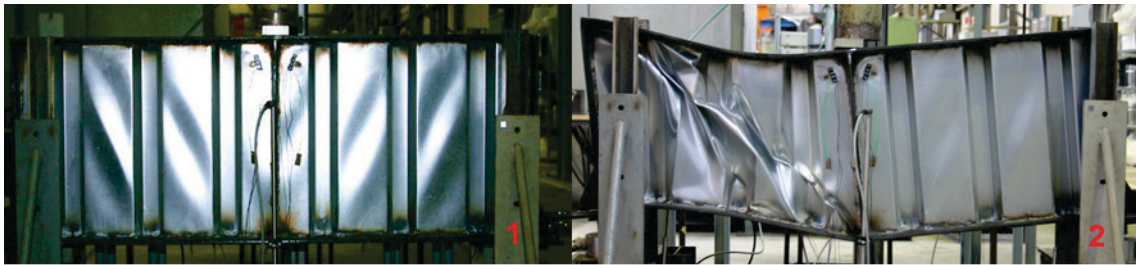


Abbildung 3-16: Verlauf des Beulens des Trägers V002.1

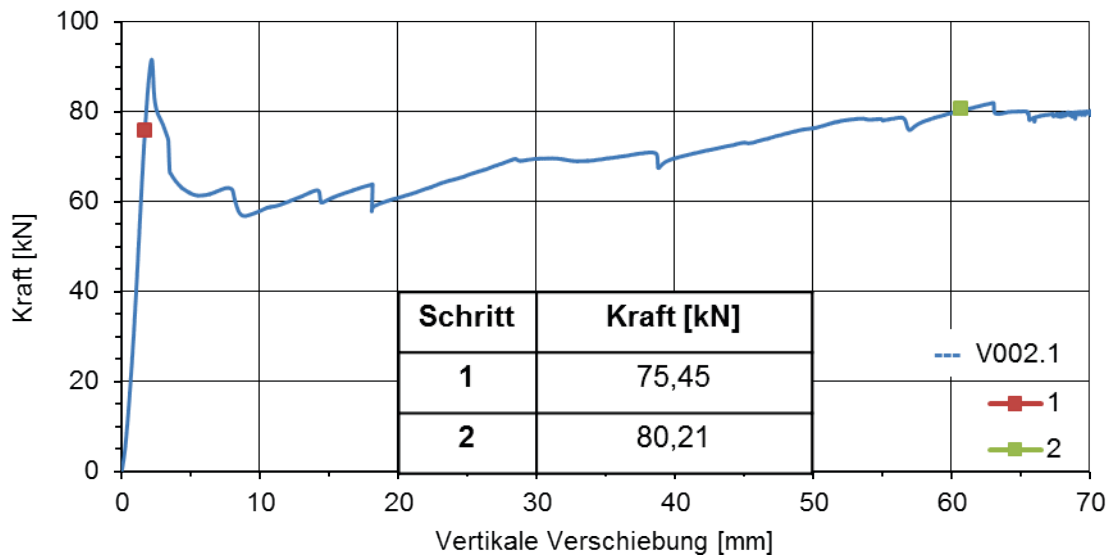


Abbildung 3-17: Beulverlauf und Beulkräfte des Trägers V002.1

3.5.3 Wellstegträger

Ähnlich wie bei den Trapezträgern ist das Versagen von Trägern mit sinusförmigem Steg. Ebenfalls in Nähe des Auflagers versagt lokal der Steg, aber nicht über die gesamte Steghöhe und Breite, sondern wiederum nur über eine Wellenlänge, welches ein Phänomen der Phase 1 ist. Im Anschluss daran mit weiterer Lastaufnahme und plötzlichem Abfall der Lastkurve beginnt die Phase 2. In der Abbildung 3-18 ist beispielhaft das Versagen des Wellstegträgers V03.1 während des Versuchs für beide Phasen dargestellt.

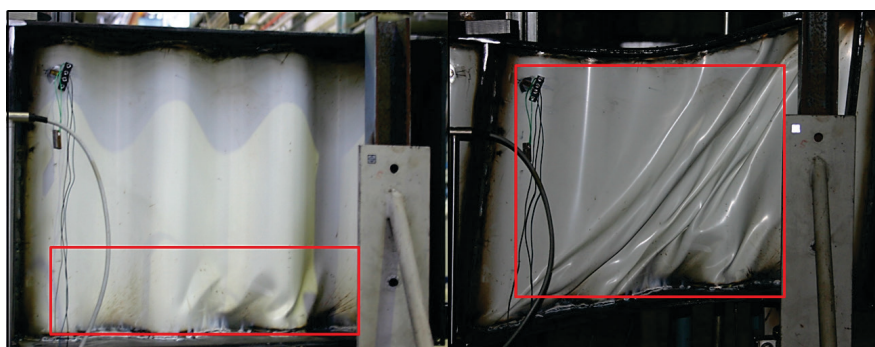


Abbildung 3-18: Darstellung Phase 1(li.) und Phase 2 (re.) eines Wellstegträgers

Dem Diagramm in Abbildung 3-19 sind dann folgende Werte für die kritische Beullast F_{cr} , der maximalen Last F_u weit im plastischen Bereich und den dazugehörigen Verschiebungen in vertikaler Richtung, wie sie in Tabelle 3-6 dargestellt sind, zu entnehmen.

Tabelle 3-6: Zusammenfassung der Versuchsergebnisse – Wellstegträger

Versuch	F_u [kN]	v_u [mm]	F_{cr} [kN]	v_{cr} [mm]
V003.1	66,62	20,50	121,06	2,59
V003.2	78,33	69,69	125,41	2,44
V03.1	78,55	14,09	100,51	2,24
V03.2	71,33	13,41	111,65	2,37
V03.3	74,20	13,54	125,73	2,41

Ebenso wie bei den Trapezträgern tritt ein enormer Lastabfall nach dem plötzlichen lokalen Beulen auf, der ca. 32 % bis 45 % beträgt. Es ist wiederum kein Unterschied, ob eine einfache oder eine doppelte Endsteife verbaut ist.

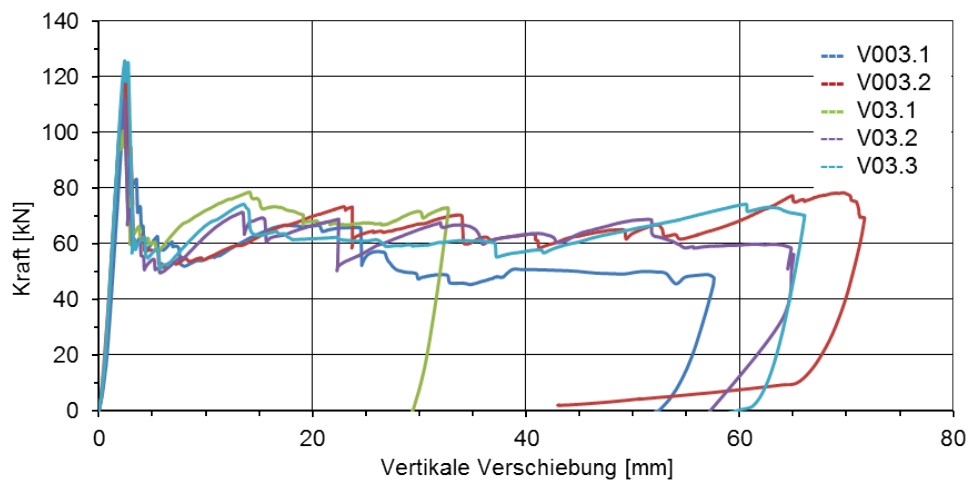


Abbildung 3-19: Lastverformungskurven der Versuchsträger mit Wellsteg

Die kritischen Beullasten liegen alle weit verstreut und haben Differenzen von bis zu 25 %. Dieser Unterschied ist aber nach dem Versuchsaufbau und der Durchführung nicht zu erklären. Zumal für beide Träger V003.1 und V003.2 eine „weichere“ Auflagersituation vorherrschte, große Kräfte übertragen werden konnten und das Versagen des Steges nicht in Auflagernähe, sondern im Bereich der Lasteinleitung geschah. Dies ereignete sich unabhängig davon, ob Loslager oder Festlager dem Schubfeld zugeordnet war, wie in Abbildung 3-20 zu erkennen ist.

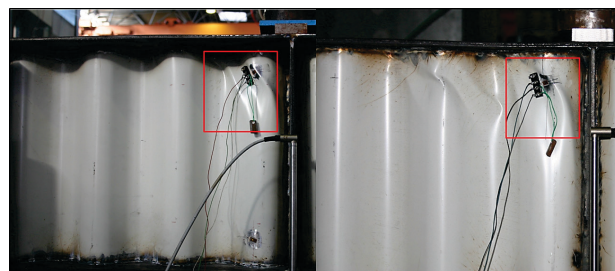


Abbildung 3-20: Lokales Beulen von Träger V003.1 (li.) und V003.2 (re.)

Bei den Trägern mit doppelter Endsteife rutscht der Bereich des lokalen Beulens von Auflagernähe in Richtung Schubfeldmitte (Abbildung 3-21). Generell beult genau das Schubfeld, welches zum Festlager gehört, wenn eine doppelte Endsteife vorhanden ist.

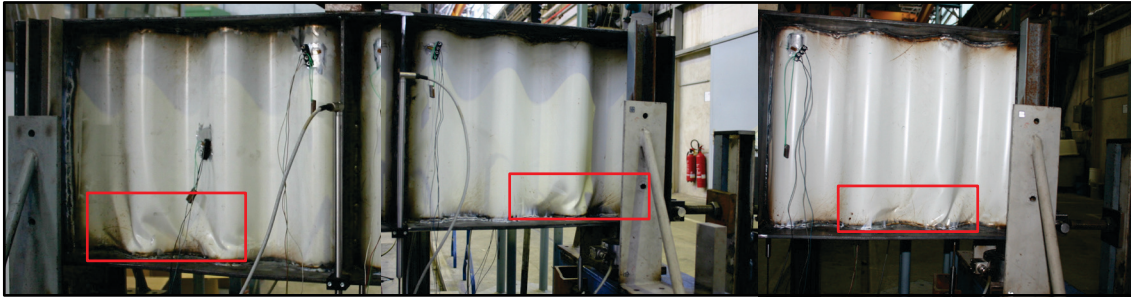


Abbildung 3-21: Lokales Beulen von Träger V03.1 (li.), V03.2 (mi.) und V03.3 (re.)

Ähnlich wie bei den Trapezträgern mit einfacher Endsteife wird während des Versuches nur ein Schubfeld verformt. Das andere wird ohne Verformungen im Stegblech nur verdreht. Dies ist exemplarisch am Träger V003.1 in Abbildung 3-22 gezeigt. Die jeweiligen Kräfte zu den einzelnen Darstellungen sind in Abbildung 3-23 dargestellt.



Abbildung 3-22: Verlauf des Beulens des Trägers V003.1

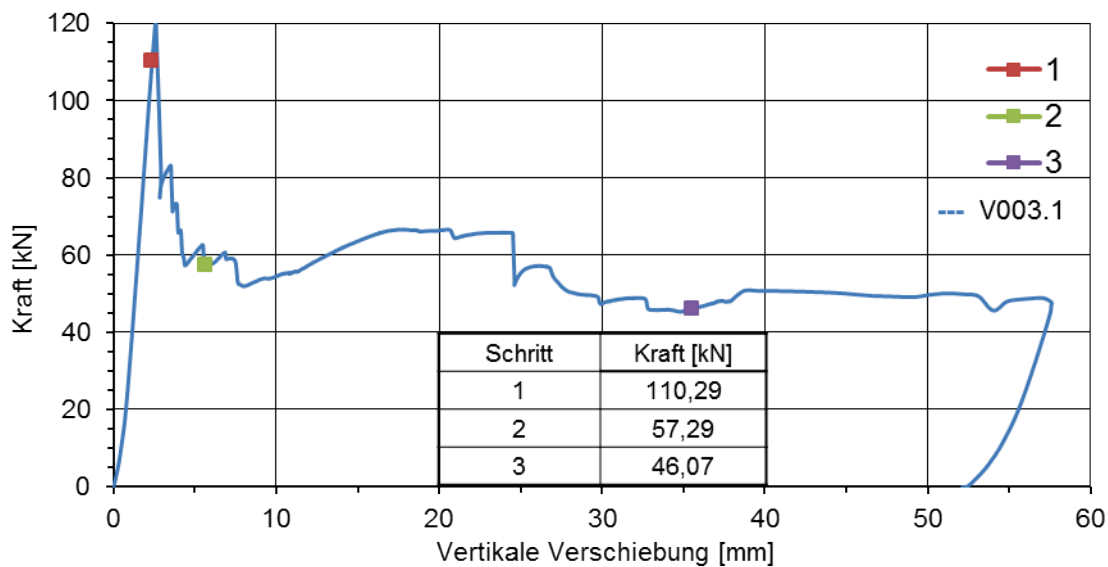


Abbildung 3-23: Beulverlauf und Beulkräfte des Trägers V003.1

Bei Wellstegträgern mit doppelter Endsteife ist entgegen des Tragverhaltens von Trapezstegträgern kein zeitversetztes, lokales und globales Beulen zu erkennen. Genauso wie bei der Versuchsreihe mit einfacher Endsteife verdreht sich das nicht ausgebeulte Schubfeld, was in Abbildung 3-24 für den Träger V03.2 zu sehen ist. Die jeweiligen Kräfte für die gewissen Versuchsschritte sind in Abbildung 3-25 aufgezeigt.

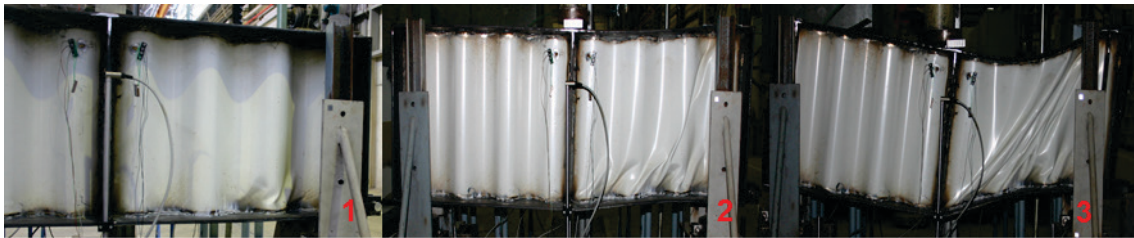


Abbildung 3-24: Verlauf des Beulens des Trägers V03.2

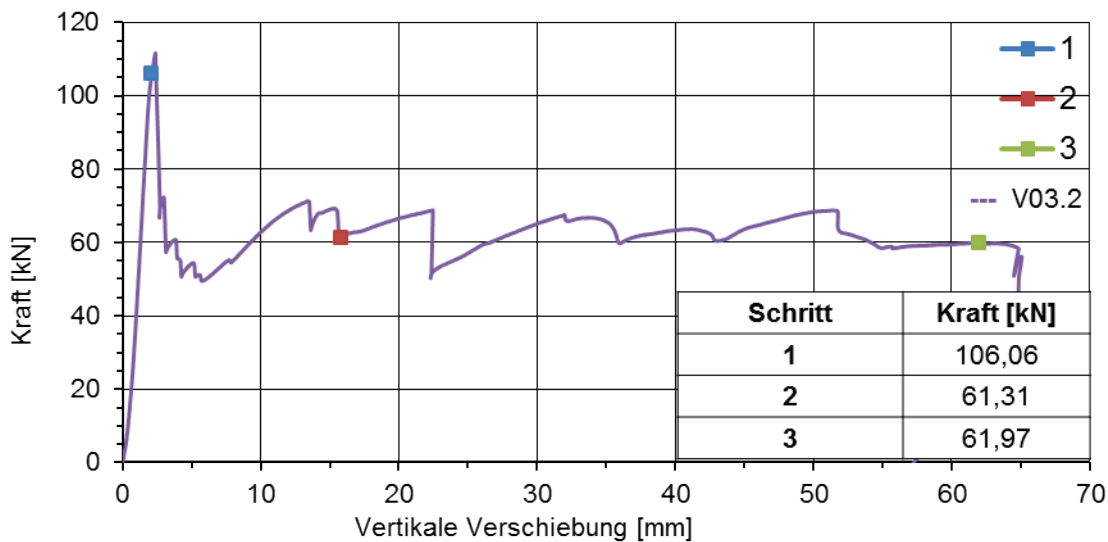
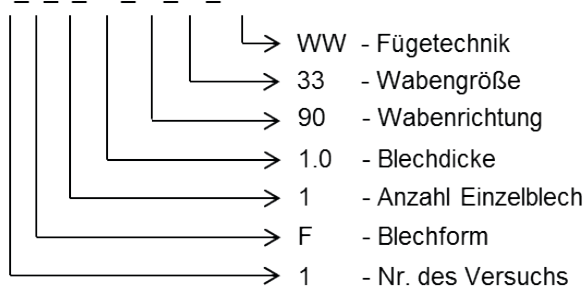


Abbildung 3-25: Beulverlauf und Beulkräfte des Trägers V03.2

3.5.4 Strukturiert

In dieser Arbeit wurden hauptsächlich die Bleche der Firma FQZ[®] untersucht, während zwei Formen der Firma Borit[®] als Vergleichsbleche genutzt, aber nicht in einer FE-Simulation untersucht wurden. Bei der Herstellung der strukturierten Bleche, insbesondere der Bleche der FQZ[®], die an der BTU hergestellt werden, können drei Wabengrößen produziert werden. Dabei gibt es einen weiteren veränderlichen Parameter, die Wabenhöhe. Während der Untersuchungen zu den strukturierten, schlanken Stegen ergab sich, dass auch Sandwichelemente eingesetzt wurden. Somit erklärt sich die Aufstellung und Bezeichnungsnummerierung der Versuchskörper in der Parameteranalyse, welche in Abbildung 3-26 dargestellt ist. Folgende Möglichkeiten, einen Versuchsträger aufzubauen, wurden genutzt und sind in Tabelle 3-7 aufgelistet.

1_F_1_1.0_90_33_WW



Als Erklärung für die Symbolik wird Folgendes definiert:

- F – FQZ Blech
- B – Boritblech
- WW – Wabe auf Wabe
- StS – Steg auf Steg
- KL – geklebt

Abbildung 3-26: Darstellung zur Beschriftung der Versuchskörper

Tabelle 3-7: Versuchsbezeichnungen

Versuchsbezeichnung	Bezeichnung mit Parameter
V04.1	1_F_2_0.5_0_33_WW
V05.1	1_F_2_0.5_90_33_WW
V06.1	1_B_2_0.6_0_4.2_KL
V07.1	1_B_2_0.6_90_4.2_KL
V07.2	2_B_2_0.6_90_4.2_KL
V08.1	1_B_2_0.6_0_9.2_KL
V09.1	1_F_1_1.0_90_33
V10.1	1_F_1_1.0_0_33
V11.1	1_F_2_0.5_90_33_StS
V12.1	1_F_2_0.5_45_33_WW
V13.1	1_F_2_0.5_90_51_WW

Die Versuchsträger V09.1 und V10.1 sind nicht gefügt. Sie bestehen aus einem einzelnen, strukturierten Steg, deshalb ist in der Notation keine Fügetechnik angegeben. Aufgrund der Weiterentwicklung und der Verbesserung der Technologie konnten die Einzelbleche mit einer Stegdicke von 1,0 mm erst nach dem Herstellungsprozess wesentlich dünnerer Bleche (Stegdicke = 0,5 mm) gefertigt werden. Deshalb wurde schon sehr früh an die Fertigung von Sandwichelementen gedacht und dies auch umgesetzt. Die Bleche der Firma Borit® sind bereits als Sandwichplatten geliefert und bereits im Werk mit einem Klebstoff zusammengefügt worden.

Das Tragverhalten der Träger mit strukturiertem Steg ist ähnlich dem der Träger mit ebenem Blech. Dementsprechend konnte auf die zusätzliche horizontale Lagerung, wie sie bei den Trägern mit Trapez- bzw. Wellsteg zum Einsatz kam, verzichtet werden. Anders als bei den ebenen Stegen können tatsächlich kritische Beullasten ausgewiesen werden. Dies ist in einigen Versuchen an der Ausbildung eines Plateaus zu sehen, wobei man beachten sollte, dass ein Fließen des Steges bereits einsetzt, da die Werte im plastischen Bereich der Kraft-Verformungskurve (Abbildung 3-27) liegen. Das kann auch an den hohen horizontalen Verformungen des Steges gezeigt werden, die in Spalte 6 der Tabelle 3-8 aufgelistet sind.

Tabelle 3-8: Versuchsergebnisse für alle Träger mit strukturiertem Steg

Versuch	F_u [kN]	v_u [mm]	min F_{cr} [kN]	u_{cr} [mm]	F_{pl} [kN]	u_{pl} [mm]
V04.1	89,21	65,84	33,62	2,08	36,55	4,92
V05.1	89,76	59,78	49,79	2,08	-	-
V06.1	91,38	72,36	53,41	2,08	54,432	2,99
V07.1	91,778	84,22	24,94	2,08	44,91	9,34
V07.2	87,40	86,25	56,94	2,08	58,48	0,53
V08.1	95,02	85,54	67,04	2,08	-	-
V09.1	95,62	56,70	29,84	2,08	-	-
V10.1	96,62	57,17	28,58	2,08	-	-
V11.1	91,83	67,50	40,13	2,08	54,59	18,89
V12.1	89,98	62,25	46,39	2,08	52,74	5,18
V13.1	86,67	62,01	51,99	2,08	62,15	8,55

Bei den Kurven, bei denen sich kein Plateau ausbildet, wird wieder die Kraft ausgewertet, die bei einer Horizontalverschiebung der Stegmitte von $h/200$ auftritt. Bei den Kurven, die ein Plateau ausbilden, können zusätzlich kritische Lasten ausgewertet werden, bei einer $h/200$ großen horizontalen Verschiebung der Stegmitte. Der große Unterschied zwischen V07.1 und V07.2 ist nicht zu erklären, da beide Träger identisch waren.

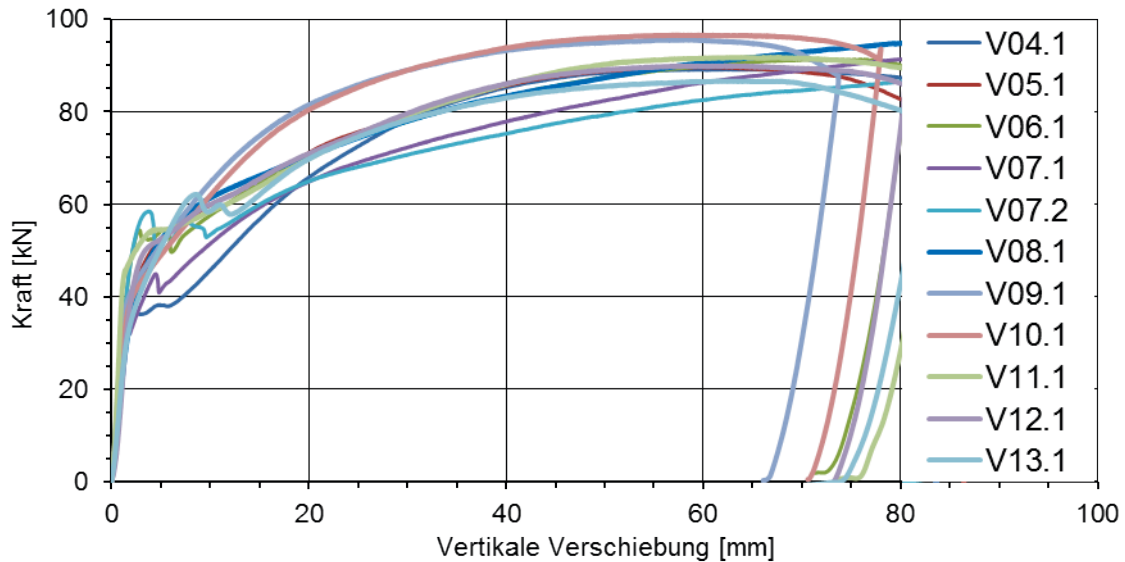


Abbildung 3-27: Kraft-Verformungsdiagramm der Versuche mit strukturiertem Steg

Wie in Abbildung 3-27 dargestellt, hat die Steggeometrie einen großen Einfluss auf das anfängliche Beulverhalten der Träger. Das Ausbilden der Fließplateaus gründet sich auf der Ausbildung bzw. dem Fügen der Sandwichelemente. Im Laufe der Versuche ist das Einebnen bzw. Auseinanderziehen der Strukturen beim Ausbilden des Zugfeldes zu erkennen. Dies ist in Abbildung 3-28 dargestellt. Inwiefern dieses Phänomen ausgeprägt ist, zeigt sich an den einzelnen Strukturen. Einerseits spielt die Wabenrichtung gegenüber der Lastrichtung eine Rolle, andererseits die Größe und Höhe der Wabe. Aber auch das Fügesystem der Sandwichplatten ist mit einzubeziehen.

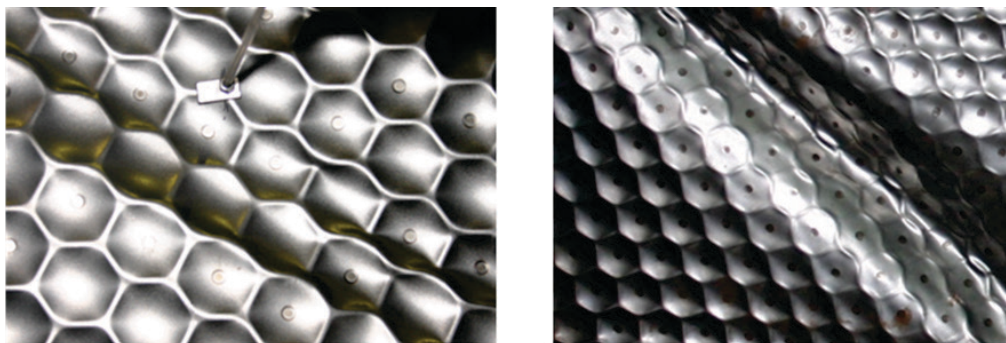


Abbildung 3-28: Auseinanderziehen (li.) und Einebnen (re.) der Strukturen

Beim Versuchskörper V04.1 war nur jede dritte Wabe punktgeschweißt. Dementsprechend war die Ausziehlänge genau das Dreifache der Wabenbreite. Dies bedeutet, dass das Stegblech schneller einebnen kann als das Stegblech, bei dem jede Wabe verschweißt ist.

Ein noch besseres Verhalten zeigen die in sich verzahnten Bleche von Borit[®], wo die Waben nicht aufeinander, sondern nebeneinander liegen. Das funktioniert aber nur, weil die Waben größere Stege besitzen. Vergleicht man nun den Einsatz von Waben mit der Wabenrichtung 0° und 90° zur Lastrichtung bei FQZ[®] Blechen, fällt auf, dass sich mit der Wabenrichtung 90° ebenfalls kein Fließplateau ausbildet, es sei denn, das Fügesystem ist Steg-Steg. Zur besseren Anschaulichkeit wird aus Abbildung 3-27 ein Vergrößerungsausschnitt in Abbildung 3-29 dargestellt.

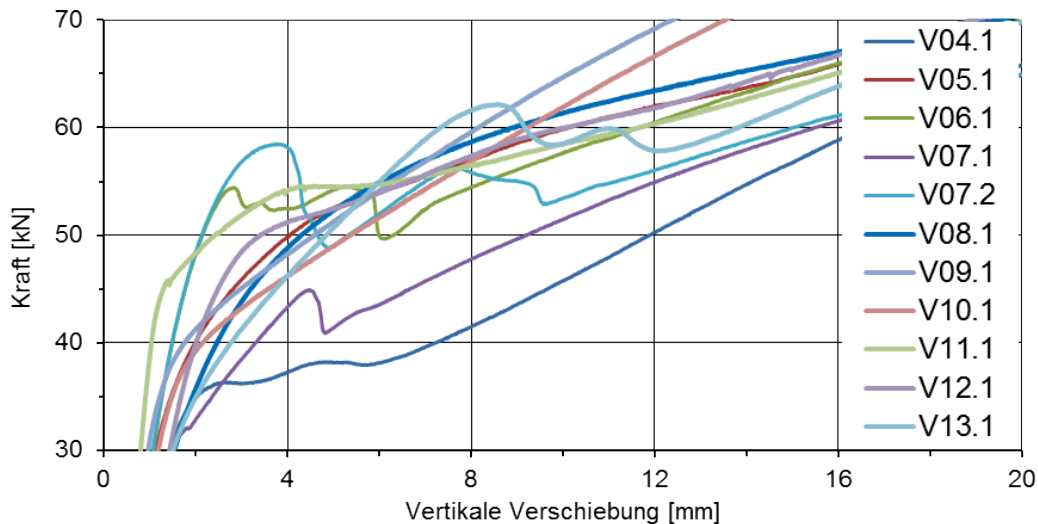


Abbildung 3-29: Kraft-Verformungsdiagramm der Versuche mit strukturiertem Steg in der Beulphase

Weitere Diagramme, in denen nur die jeweiligen Bleche der Hersteller unterteilt aufgeführt werden, können der Anlage B.2 entnommen werden.

In den beiden nachfolgenden Diagrammen ist das Beulverhalten der strukturierten Stege aufgezeichnet, d.h. die Horizontalverschiebung der Stegmitten der Schubfelder 1 und 2 gegenüber der Kraft. Hierin ist deutlich zu erkennen, dass der Träger V09.1 mit einem einzelnen strukturiertem Blech am sensibelsten reagiert und bereits bei kleinen Traglasten ein großes Stegbeulen besitzt.

Für den Träger V10.1 mit einem einzelnen Blech war das für den Anfangsbereich ebenfalls zu beobachten, danach trat für diese Messstelle aber ein Fehler im System für Schubfeld 1 auf, sodass der Graph gänzlich im Diagramm unberücksichtigt bleibt. Einen ähnlichen Fehler gab es für die Messung von horizontalen Verschiebungen für das Schubfeld 2 bei V12.1, sodass in Abbildung 3-30 der Graph ebenfalls unberücksichtigt bleibt. Als Referenzlinie ist die $h/200$ Verformung angegeben.

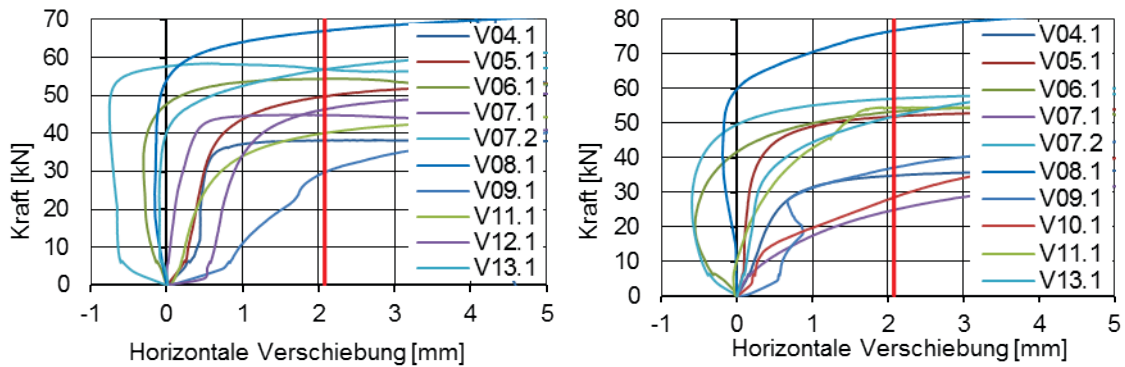


Abbildung 3-30: Kraft-Horizontalverformungsdiagramm Schubfelder 1 (li.) und Schubfelder 2 (re.) der strukturierten Stege

Die größte Last bei gleicher Stegverformung von $h/200$ erreicht die Wabenplatte von Borit[®] mit großer Struktur 9.2. Wie in Abbildung 3-31 zu erkennen, sind die Stegverformungen bis zum Ende des Versuchs von allen Trägern am geringsten, wohingegen das Verformungsbild des Steges bei V05.1 als Sandwichelement von FQZ[®] ein deutlich ausgeprägteres Zugfeld ausbildet, was die Abbildung 3-32 zeigt.



Abbildung 3-31: Träger V08.1 am Ende des Versuchs

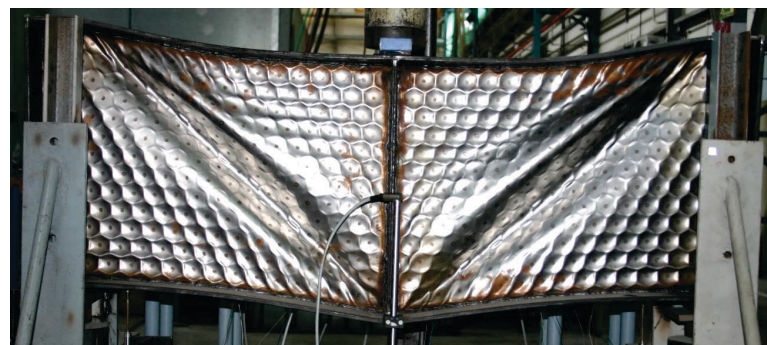


Abbildung 3-32: Träger V05.1 während des Versuchs

Werden die eingesetzten Waben um 90° gedreht, wie es von Träger 05.1 zu 04.1 der Fall war, so ergibt sich ein völlig anderes Verformungsbild. Zwar bildet sich ein Zugfeld aus, wobei dieses aber nicht als durchgängig bezeichnet werden könnte. Es scheint so, als wenn mehrere kleine Zugfelder nebeneinander liegen würden. Dies ist in Abbildung 3-33 dargestellt.



Abbildung 3-33: Träger V04.1 während des Versuchs

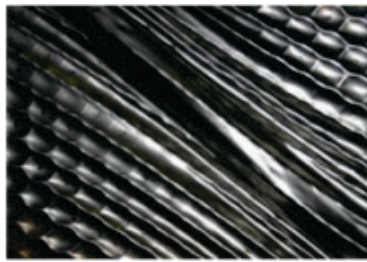
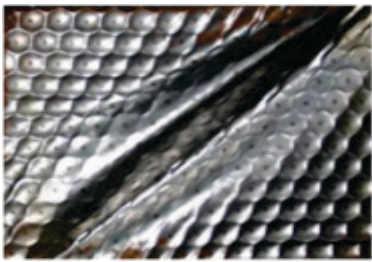
Es trat die Besonderheit beim Träger V04.1 auf, dass in den Randbereichen des Zugfeldes zum oberen Flansch hin die Verformung des Stegbleches so groß war, dass die Schweißnaht riss (Abbildung 3-34).



Abbildung 3-34: Riss des Stegbleches von V04.1 (li.) und Träger V13.1 während des Versuchs (re.)

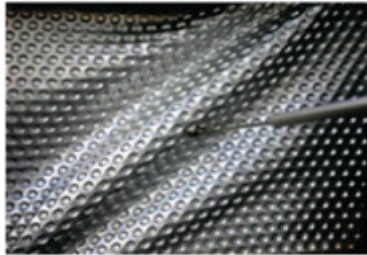
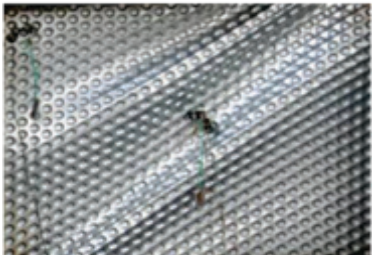
Die größten kritischen Beullasten, abgelesen aus dem Verhältnis Kraft-Horizontalverformung des Steges in der Mitte, bei den FQZ[®] Blechen, werden mit dem Träger V13.1 (1_F_2_0.5_90_51_WW) erreicht. Dabei fällt auf, dass der Träger insgesamt aber eine größere Vertikalverschiebung bei der maximalen Traglast besitzt. Somit ist das Arbeitsvermögen groß. In Abbildung 3-34 ist der Träger während des Versuchs abgebildet.

Wie in der Abbildung 3-35 und Abbildung 3-36 zu sehen, bilden sich für die verschiedenen Strukturen und Strukturrichtungen verschiedene Zugfelder aus. Dabei sind Differenzen in der Richtung und Breite des Zugfeldes zu erkennen. Die Bestimmung dieser Werte kann anhand der Bilder nur überschläglich erfolgen.



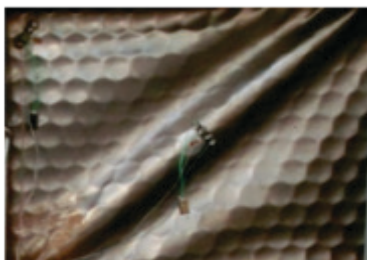
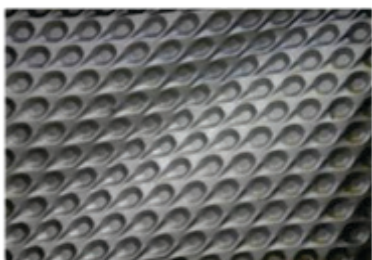
V04.1 (li.)

V05.1 (re.)



V06.1 (li.)

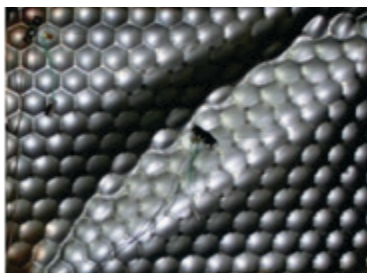
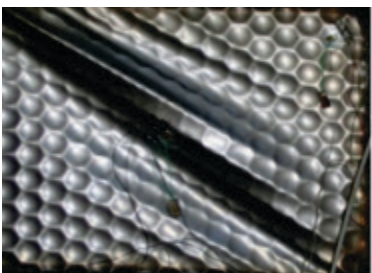
V07.1 (re.)



V08.1 (li.)

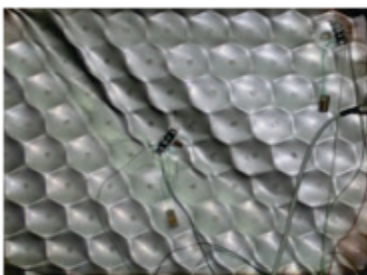
V09.1 (re.)

Abbildung 3-35: Darstellung der Zugfelder V04.1 bis V09.1



V10.1 (li.)

V11.1 (re.)



V12.1 (li.)

V13.1 (re.)

Abbildung 3-36: Darstellung der Zugfelder V10.1 bis V13.1

In allgemeiner Form gilt dann für g_1 , g_2 , g_3 , Θ_d und Θ die Darstellung in Abbildung 3-37 und Abbildung 3-38 für die jeweiligen Versuchsträger.

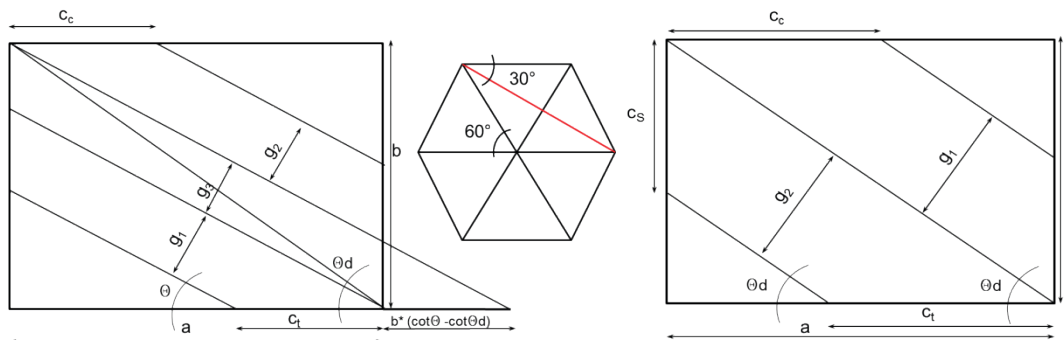


Abbildung 3-37: Darstellung für g (li.) und Skizze zur Ermittlung von Θ für V04.1(mi.) und Darstellung für die Ermittlung von g und Θ_d für V05.1 bis V13.1(re.)

Für V04.1 gilt: $\Theta_d = \text{atan}((b)/a)$; $g_1 = g_2$; $c_c = c_t$; $g_1 = c_t \cdot \sin \Theta$; $g_3 = b \cdot (\cot \Theta - \cot \Theta_d)$;

Der Winkel Θ ergibt sich aus der Hexagonalform der Wabe, was in Abbildung 3-37 zu sehen ist, wenn 2 benachbarte Wabenränder vollständig gestreckt werden.

Es gilt demnach: $\Theta_d = \text{atan}((b)/a)$; $g_1 = c_c \cdot \sin \Theta_d$; $g_2 = c_s \cdot \cos \Theta_d$; $c_c = c_t$;

Die Darstellung der geometrischen Verhältnisse wurde in Anlehnung an [Pasternak1994] durchgeführt. Die für die Struktur spezifischen Parameter wurden ergänzt.

In verformtem Zustand dreht das Zugfeld bei V08.1 und V09.1 mit. Θ_d bleibt aber gleich, so erscheint es nur, dass das Zugfeld nicht über die Schubfelddiagonale des Anfangszustandes beschrieben werden kann.

Für Träger V07.1 und V07.2 ergibt sich anfänglich ein Winkel für das Zugfeld von 30° , was aus der Anordnung der Waben resultiert. Dies wird aber im Laufe des Versuchs geändert, sodass wieder mit der Schubfelddiagonalen gerechnet werden kann.

Für Träger V05.1, V06.1, V10.1 und 12.1 entsteht sowohl für den Anfangszustand als auch für den Endzustand ein Winkel für das Zugfeld von $\Theta_d = \text{atan}((b)/a)$.

Für Träger V13.1 ergibt sich anfänglich ein Winkel für das Zugfeld von 60° , was aus der Anordnung der Waben resultiert. Dies wird aber im Laufe des Versuchs geändert, sodass wieder mit der Schubfelddiagonalen gerechnet werden kann. Ein Überblick über dieses Phänomen ist in Abbildung 3-38 dargestellt.

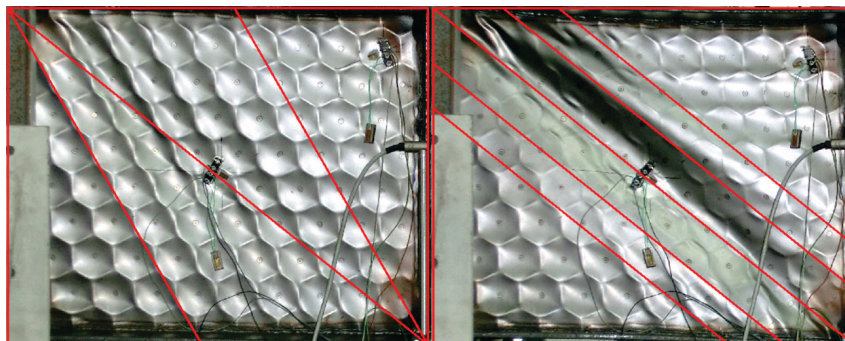


Abbildung 3-38: Zugfeldausbreitung V13.1 Anfang und Ende des Versuchs

c_t und c_c ergeben sich rechnerisch über die Grenzbiegemomente oder Grenznormalkräfte der Gurte. Die Ermittlung erfolgt wie für ebene Stege nach der DAST015.

Da viele verschiedene Strukturen getestet wurden, und entsprechend viele Parameter ausschlaggebend für die Ergebnisse sind, wird exemplarisch eine Gegenüberstellung der Ergebnisse hinsichtlich der Strukturrichtung zur Lastrichtung gemacht. Dabei werden die Träger V04.1, V05.1 und V12.1 miteinander verglichen. Bei diesen Trägern sind die Strukturgröße, Strukturhöhe und die Fügetechnik identisch, nur die Waben werden um jeweils 45° gedreht. Der Einbau der Wabe zum gesamten Träger bzw. zur Lastrichtung gesehen, ist in Abbildung 3-39 zu erkennen.

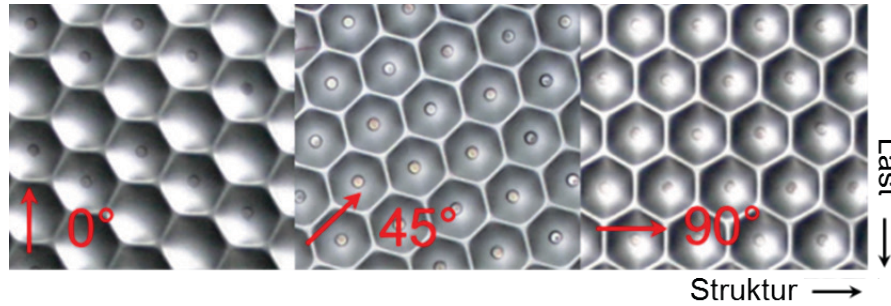


Abbildung 3-39: Strukturrichtung zur Lastrichtung der einzelnen Bleche in Träger V04.1 (li.), V05.1 (re.) und V12.1 (mi.)

Im folgenden Diagramm (Abbildung 3-40) ist dargestellt, wie die Vertikalverschiebung des Trägers durch die Wabenanordnung in der Struktur beeinflusst wird. Dabei weisen alle Träger bis zu einer Kraft von ca. 30 kN ein elastisches Verhalten auf.

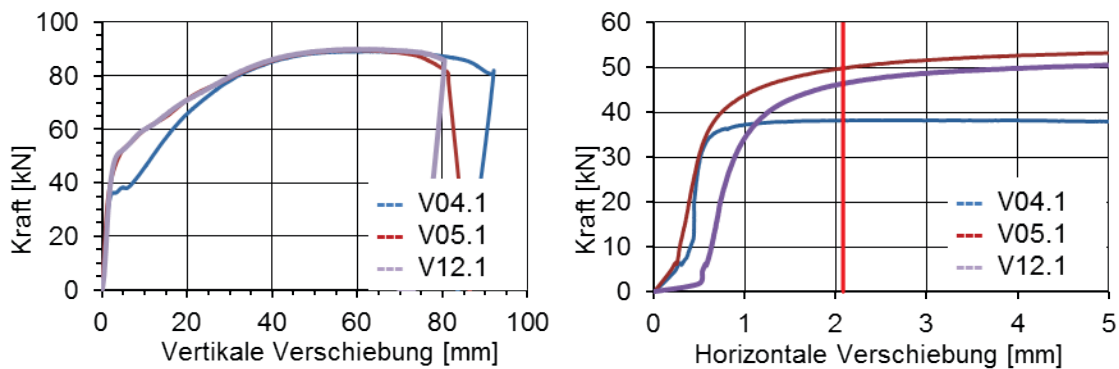


Abbildung 3-40: Kraft-Verschiebungskurve, verschiedene Strukturrichtung (li.) und Kraft-Horizontalverschiebungskurve Schubfeld 1, verschiedene Strukturrichtung (re.)

Der Träger mit der Wabenanordnung 0° zur Lastrichtung bildet dann ein Plateau aus. Während des Auseinanderziehens der Waben nimmt der Träger keine weitere Kraft auf bis zum vollständigen Glattziehen der Waben im Zugfeldbereich. Bei Einbau der Waben in die beiden anderen Richtungen 45° und 90° ist dieses Phänomen nicht zu beobachten. Die beiden Träger sind in der Lage den linearen Anstieg der Kurve beizubehalten bis 40 kN.

Tabelle 3-9: Gegenüberstellung und Lastdifferenzen von Versuchsergebnissen von V04.1, V05.1, V12.1

Versuch	F_u [kN]	ΔF_u [%]	min F_{cr} [kN]	Δ min F_{cr} [%]	F_{pl} [kN]	ΔF_{pl} [%]
V04.1	89,21	-	33,62		36,55	
V05.1	89,76	0,6	49,79	48,09	-	-
V12.1	89,98	0,8	46,39	37,98	52,74	44,29

Die Darstellung der Verschiebung der Schubfeldmitten in horizontaler Richtung gibt an, dass nach kurzem Setzen des Trägers ein kontinuierliches Wachstum der Kraft bei geringen Verformungen bis 30 kN vorhanden ist. Beim Einsetzen vom lokalen Beulen, was beim Träger V04.1 zuerst passiert, bilden alle Graphen ein vermeintliches Plateau aus, was als Grenzwert für die kritische Beullast herangezogen werden könnte. Allerdings liegt dieser außerhalb des Toleranzbereichs von Horizontalverschiebungen von $h/200$ (siehe Abbildung 3-40 (re.)). Eine Gegenüberstellung von Träger V05.1 und V11.1, wo Strukturrichtung, Strukturgröße und Strukturhöhe identisch, aber die Füge-technik verschieden sind, wird in Anlage B.3 in Abbildung B-10 und Abbildung B-11 aufgeführt. Weiterhin gibt es ebenfalls in Anlage B.3 eine Aussage zu den Trägern V05.1 und V13.1, wo Strukturrichtung, Strukturhöhe und Fügetechnik identisch, aber die Strukturgröße verschieden sind (Abbildung B-8 und Abbildung B-9).

3.5.5 Zusammenfassung

In dieser Zusammenfassung werden nur die ebenen Stege mit den strukturierten Blechen der FQZ[®] verglichen. Da das Tragverhalten der Trapez- bzw. Wellstegträger gänzlich verschieden zu dem der Träger mit ebenen Stegen ist, werden die Ergebnisse aus Kapitel 3.5.2 und Kapitel 3.5.3 zum Vergleich nicht mehr herangezogen. Strukturierte Einzelbleche als Steg in Stahlleichtbauträgern haben ein ähnliches Verhalten wie ebene Bleche. Die Träger erreichen somit ebenfalls ähnliche Traglasten. In Tabelle 3-10 sind die Traglasten und die kritischen Beullasten gegenübergestellt. Sogar das Arbeitsvermögen, welches man an den Verschiebungen zu den jeweiligen Traglasten ablesen kann, ist identisch.

Tabelle 3-10: Gegenüberstellung Versuchsträger Einzelbleche eben und strukturiert

Versuch	F_u [kN]	v_u [mm]	F_{cr1} [kN]	F_{cr2} [kN]	u_{cr} [mm]
V01.1	92,56	56,43	30,96	20,22	2,08
V01.2	93,83	56,63	20,79	19,59	2,08
V09.1	95,62	56,70	29,84	37,21	2,08
V10.1	96,62	57,17	28,58	[-]*	2,08

Vergleicht man nun aber die Sandwichelemente mit den dickeren Blechen, die denselben Materialeinsatz von effektiv 1,00 mm besitzen, ergeben sich nicht so große Unterschiede in den Traglasten, aber große Differenzen in den kritischen Beullasten und dem generellen Beulverhalten.

Tabelle 3-11: Gegenüberstellung Versuchsträger Sandwich eben und strukturiert

Versuch	F_u [kN]	v_u [mm]	F_{cr1} [kN]	F_{cr2} [kN]	u_{cr} [mm]
V01.1	92,56	56,43	30,96	20,22	2,08
V01.2	93,83	56,63	20,79	19,59	2,08
V04.1	89,21	65,84	36,55	33,62	2,08
V05.1	89,76	59,78	49,79	50,67	2,08
V11.1	91,83	67,50	54,52	67,50	2,08
V12.1	89,98	62,25	46,39	[-]*	2,08
V13.1	86,67	62,01	56,91	51,99	2,08

*Messfehler, keine Aufzeichnung für die horizontale Verschiebung des Schubfeldes 2.

Tabelle 3-12: Normierte Gegenüberstellung Versuchsträger Sandwich strukturiert

Versuch	F_{u1}/F_{ux}	v_{u1}/v_{ux}	F_{cr11}/F_{cr1x}	F_{cr21}/F_{cr2x}
V01.1	1	1	1	1
V01.2	1,014	1,003	0,671	0,969
V04.1	0,964	1,167	1,181	1,663
V05.1	0,970	1,059	1,608	2,506
V11.1	0,992	1,196	1,761	3,338
V12.1	0,972	1,103	1,498	[-]*
V13.1	0,936	1,099	1,838	2,571

* Wert kann nicht angegeben werden. Messfehler.

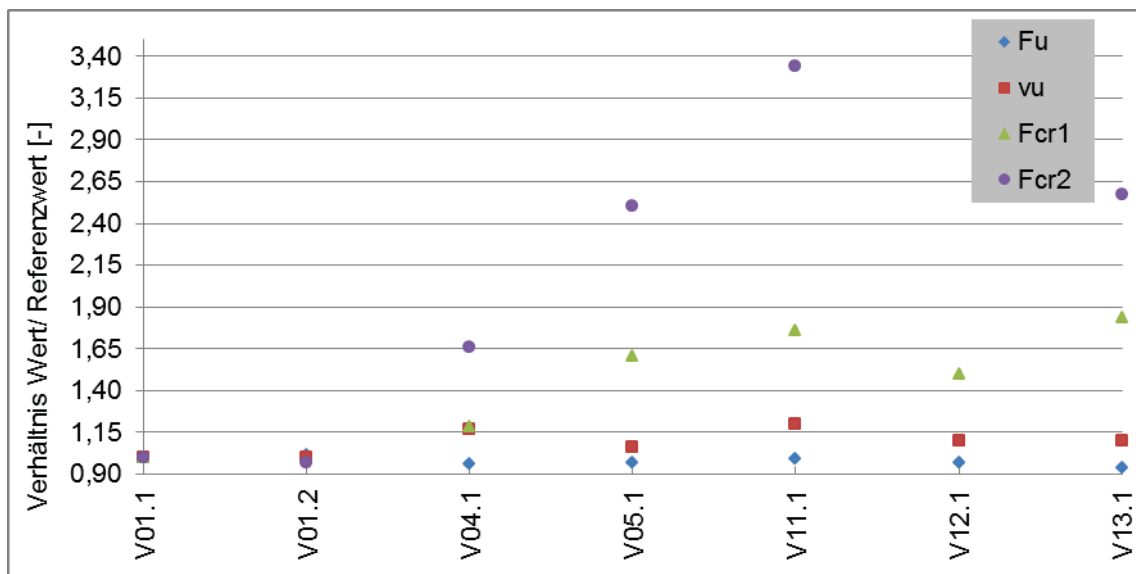


Abbildung 3-41: Darstellung der Versuchsergebnisse normiert gegenüber Referenzwert von V01.1

An Abbildung 3-41 ist deutlich zu erkennen, dass erhebliche Reserven bei den kritischen Beullasten bestehen, was an der höheren Steifigkeit der Träger liegt. Veranschaulichen lassen sich die Steifigkeiten der Träger in Abbildung 3-42 und Abbildung 3-43. Dafür zieht man das Verhältnis von Kraft/Durchbiegung zur Durchbiegung heran. Für alle Träger ist erkennbar, dass nach Erreichen einer maximalen Steifigkeit bei kleiner Verformung, die Steifigkeit stetig sinkt. Daraus lässt sich ableiten, dass nur bis zum Beulen, ein stabiler Zustand des Trägers herrscht. Danach wird das System immer instabiler. Weiterhin ist zu sehen, dass alle strukturierten Sandwichträger die größten Steifigkeiten bieten, was ihre gute Beulsteifigkeit untermauert.

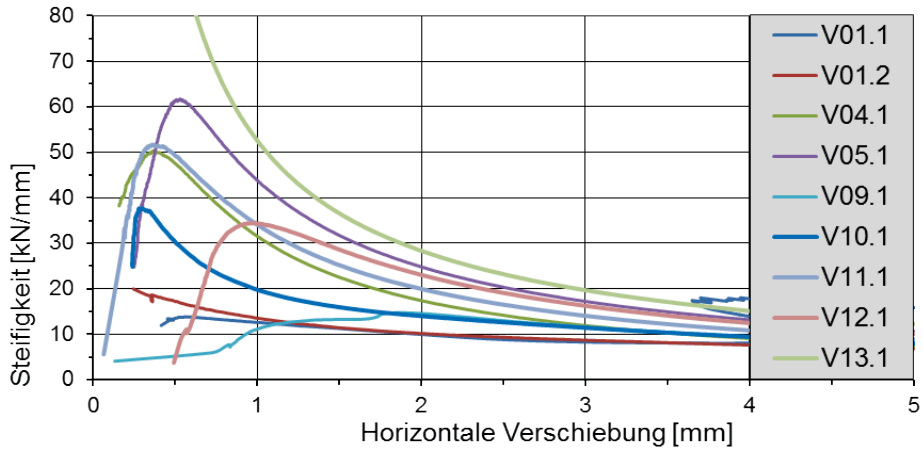


Abbildung 3-42: Horizontale Verschiebung-Steifigkeits-Diagramm

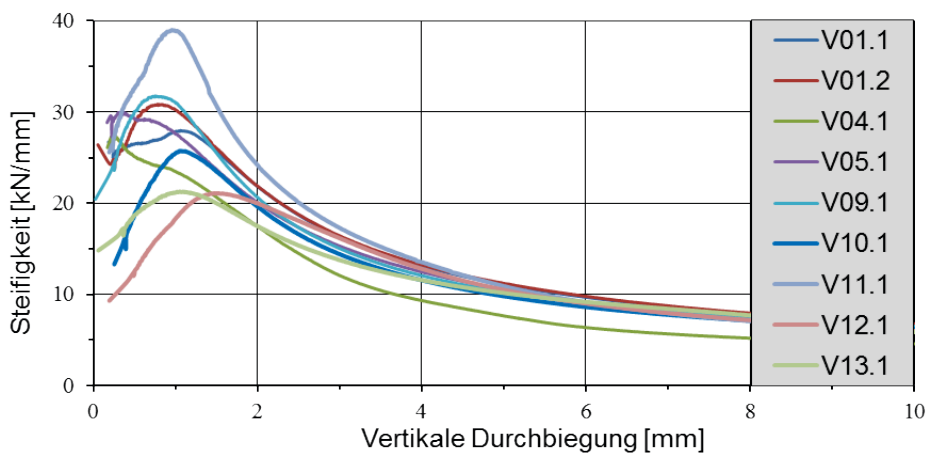


Abbildung 3-43: Vertikale Verschiebung-Steifigkeits-Diagramm

In diesem Diagramm ist abzulesen, dass für die vertikale Steifigkeit des Trägers, die strukturierten Bleche nicht so einen großen Einfluss haben. Das Vermögen einer hohen Ausdehnung hat der Träger V13.1, welcher aber sehr steif in horizontaler Richtung ist. Das spiegelt auch das Verformungsbild des Trägers während des Versuchs wider. Zuerst wird der Träger vertikal verformt, da die Waben bis zur Einebnung (Verkleinerung der Wabenhöhe) keinen Widerstand leisten. Danach kann sich erst das Zugfeld mit lokaler Beule ausbilden. Während des Versuchs ist erkennbar, dass die Struktur der Bleche fast verschwindet (Abbildung 3-44).

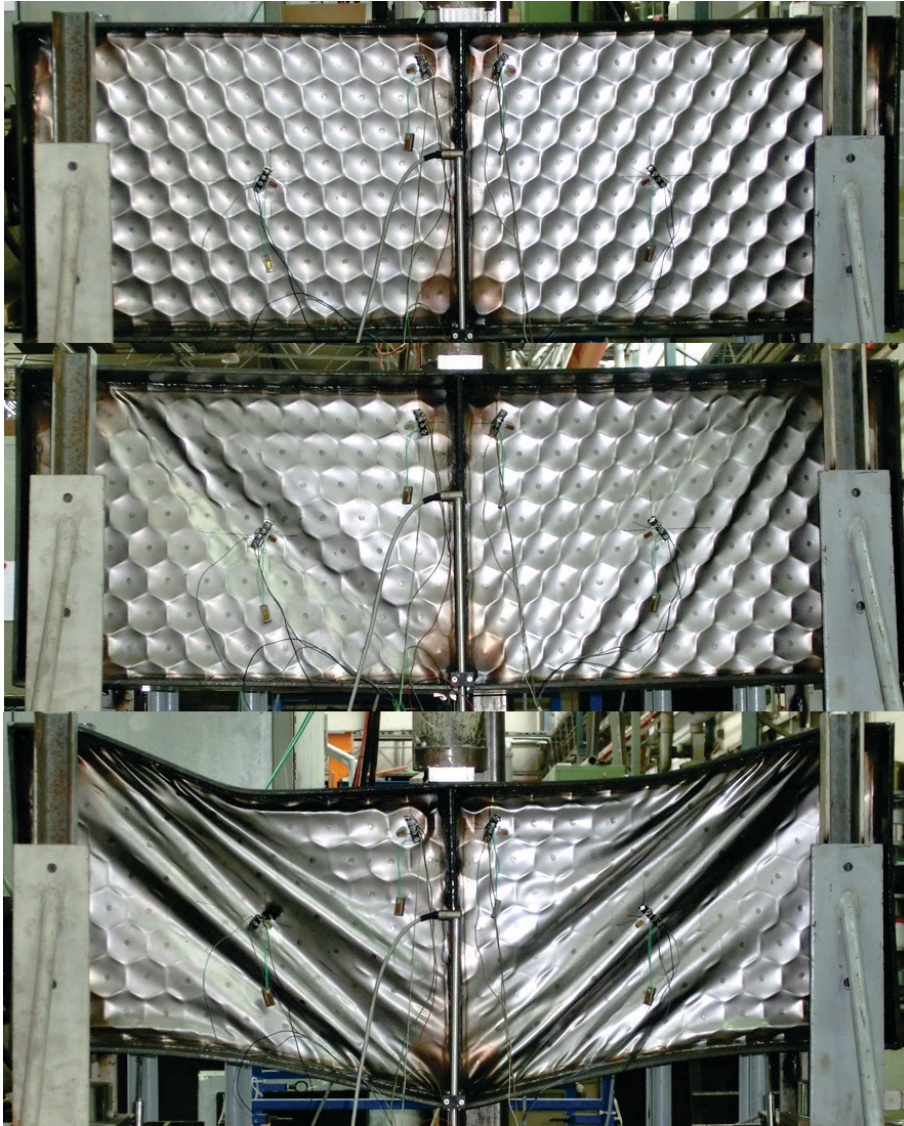


Abbildung 3-44: Auseinanderziehen der Waben (o.), Entstehung lokales Beulen (mi.), Träger kurz vor Ende des Versuchs V13.1(u.)

4 FEM-Berechnung der getesteten Versuchsträger

Mit dem Einzug verbesserter Rechentechnik und der Entwicklung der FEM (Finite Elemente Methode) wird nunmehr eine große Anzahl von ingenieurwissenschaftlichen Problemen bzw. Aufgaben nicht mehr ohne Hilfe von Softwareanwendungen gelöst. Die FEM ist ein numerisches Verfahren, welches zum Lösen von Differentialgleichungen genutzt wird. Dabei wird ein Bauteil in sehr kleine, finite Elemente zerlegt.

Aus jeder Steifigkeitsmatrix eines jeden Elementes wird die Gesamtsteifigkeitsmatrix aufgebaut. Mit Hilfe von Anfangs-, Rand- und Übergangsbedingungen wird das Gleichungssystem $\text{Lastvektor} = \text{Knotenvektor} * \text{Steifigkeitsmatrix}$ gelöst und nach der Berechnung der Differentialgleichungen können die einzelnen Dehnungen bzw. Spannungen über die Knotenverschiebungen und der Elementsteifigkeitsmatrix ausgegeben werden.

Generell wird eine Aufgabe, welche mittels der FEM gelöst werden soll, in drei Teilschritte eingeteilt [Steinbuch1998]:

1. Geometrie, in unserem Fall die der Versuchsträger
2. Werkstoffeigenschaften, Spannungs-Dehnungsbeziehung der verwendeten Materialien
3. Randbedingungen, Lagerungsbedingungen sowie einwirkende Lasten

4.1 Allgemeines

Um die Versuche in ein FE-Modell zu überführen, wurde das Softwarepaket **ABAQUS** Standard Version 6.9-EF1 und 6.11-3 und **Pro Engineer** genutzt. Das Simulationsprogramm ABAQUS ist ein feature-basiertes CAE-Programm. Die grundlegenden Eigenschaften des Bauteils, wie Geometrie, Lagerungsbedingungen und Material werden definiert und den festgelegten Elementen zugeordnet. Für alle Versuche gilt:

Modellierungsraum – 3-Dimensional

Modellierungstyp – verformbare Shell-Elemente

Für jeden relevanten Versuch wurde ein FE-Modell analysiert. Als Vergleichswerte gelten alle Versuchsergebnisse, die kritischen Beullasten und die Traglasten von Versuch und Modell werden verglichen.

4.2 Simulation der Versuchsträger

4.2.1 Kalibrierung der Versuche

4.2.1.1 Eingabedaten für Geometrie und Material

Geometrie

Die Versuchskörper V001.1 bis V13.1 sind mit all ihren Abmessungen nachgebildet und direkt mit der Software aufgebaut worden. Die Stege für die Versuchskörper V002.1 bis V03.3 mit trapezförmigem und sinusförmigem Steg wurden mit Hilfe von

AutoCad in das Programm ABAQUS überführt. Für die Modellierung der Stegbleche der Versuchskörper V04.1 bis V13.1 wurden die Einzelwaben, aus denen alle strukturierten Bleche bestehen, mit der Software ProEngineer erstellt und über das Programm AutoCad in die Software ABAQUS importiert (Abbildung 4-1).

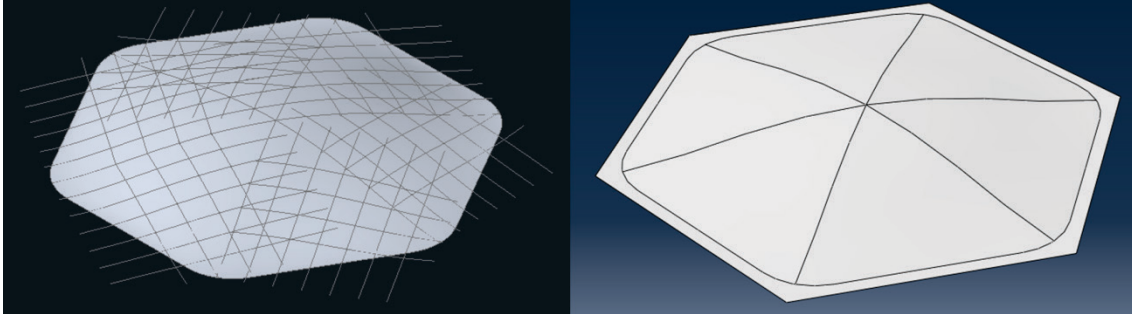


Abbildung 4-1: Geometrie AutoCad (li.) importiert in Abaqus (re.) Wabengröße 33 und 51

Material

Die Kenndaten der verwendeten Materialien wurden in Zugversuchen ermittelt und an die Eingabe in Abaqus mit wahrer Spannungs-Dehnungsbeziehung angepasst sowie implementiert. In Vorversuchen wurden Materialkenndaten als elastisch-plastisch bilineares Materialgesetz verwendet, wobei die Versuchsdaten nur ungenügend nachempfunden werden konnten. An Anlage C.1 sind die Graphen der Spannungs-Dehnungs-Verläufe in der Abbildung C-1 bis Abbildung C-5 dargestellt.

Für die Implementierung der Materialgesetze für die verwendeten Elemente wurde die Integration nach Gauss mit sechs Integrationspunkten über die Dicke gewählt. Das hat zum Vorteil, dass komplexere nicht-lineare Probleme mit höherer Genauigkeit gelöst werden können [Abaqus2013-2].

4.2.1.2 Eingabedaten für Auflager und Lasteinleitung

Lagerungsbedingungen – **Boundary Conditions**

Wie bei der Versuchsdurchführung sind die Auflagerbedingungen im Modell konstruiert. Für das Auflager 1 wurden die Freiheitsgerade 1 bis 3 gehalten, das heißt, die Verschiebungen in x-, y- und z-Richtung sind gesperrt. Die Rotation in alle drei Richtungen ist frei. Für das Auflager 2 wurden nur Freiheitsgerade 2 und 3 gehalten, das heißt, die Verschiebungen in y- und z-Richtung sind gesperrt. Die Rotation in alle drei Richtungen ist ebenfalls frei. Die Kippsicherung wird realisiert, indem die oberen Punkte der Steifen gegen das Ausweichen in z-Richtung gehalten sind. Alle Auflager sind nochmals in Abbildung 4-2 und Tabelle 4-1 dargestellt.

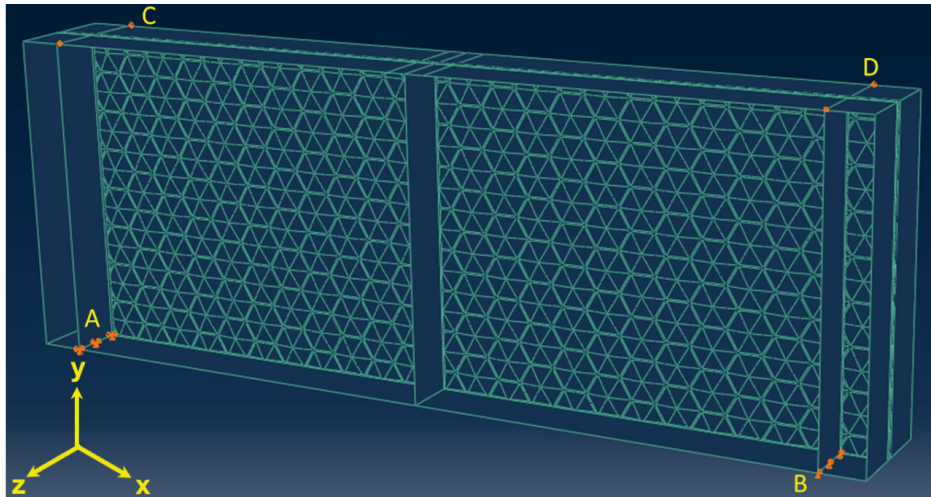


Abbildung 4-2: Übersicht der Auflagerbedingungen am Beispiel eines Trägers mit strukturiertem Steg

Tabelle 4-1: Auflagerbedingungen und deren Freiheitsgrade

Punkte	u_x	u_y	u_z	rot_x	rot_y	rot_z
A	1	1	1	0	0	0
B	0	1	1	0	0	0
C	0	0	1	0	0	0
D	0	0	1	0	0	0

Lasteinleitung

Die aufgebrachte Kraft als Punktlast, welche den Maschinenstempel der Prüfmaschine widerspiegelt, wird über eine Lasteinleitungssteife von 50 mm Breite mittig über die Mittelsteife des Trägers eingebracht. Diese Lasteinleitungssteife wird im Modell ebenfalls erarbeitet. Dabei wird ein mittiger Streifen des obigen Flansches über eine Breite von 50 mm als sehr steif modelliert. Mit der Option **Constraint** und **Coupling** kann nun die Punktlast auf die virtuelle Lasteinleitungssteife aufgebracht und verteilt werden.

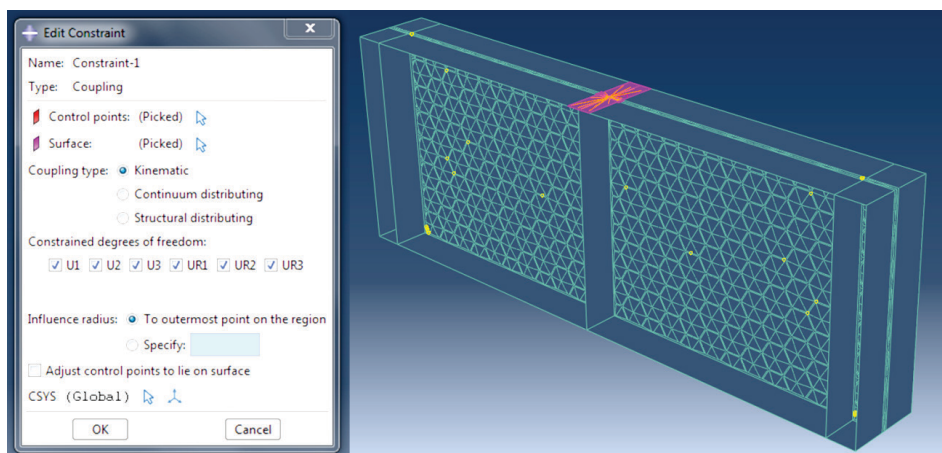


Abbildung 4-3: Darstellung Lasteinleitungsplatte als Fläche

Wie im Versuch wird die Last weggesteuert aufgebracht. Demzufolge wird im **Control point** ein zusätzliches Lager integriert, welches die Verschiebung aufnimmt und über die zuvor modellierte Versteifungsplatte gleichmäßig verteilt.

4.2.1.3 Eingabedaten für die Vernetzung

Netzgeometrie

Die Vernetzung der verschiedenen Modelle variiert in den verwendeten Elementen und Elementgrößen. In Tabelle 4-2 ist aufgezeichnet, für welche Modelle welche Elemente mit den genauen Abmessungen und wie groß die Elementanzahl pro Modell war. Von großer Bedeutung bei den Trägern mit strukturiertem Steg ist eine fehlerlose Netzgenerierung. Dabei kam es darauf an, dass Netzgröße und Schalenelemente trägerbezogen ausgesucht und kleine Bereiche beim Übergang von Stegblech zum Flansch oder zur Mittelsteife individuell vernetzt wurden [Nasdala2012].

Als Elementtyp wurde vorwiegend **S4R5** und **STR13** verwendet. Dabei bedeuten die Abkürzungen folgendes [Khennane2012]:

S – Conventional stress

Das **conventional stress** Element definiert über die ebenen Abmessungen eine Referenzoberfläche.

4 – 4 Knotenpunkte

Die 4 Knotenpunkte werden an einem doppelt gekrümmten, dünnen Schalenelement angeordnet.

R – Reduced Integration mit hourglassing control

Mithilfe der reduzierten Integration wird die Steifigkeitsmatrix mit ihren Stützstellen reduziert und weniger Integrationspunkte werden benötigt. Außerdem kann der shear-locking-Effekt reduziert werden. Damit können in der Berechnung schubweiche Elemente realitätsnaher modelliert werden, da die dünnen Schalenelemente mit ihrer Schubsteifigkeit oft überschätzt werden und das Tragwerk aufgrund der Ansatzfunktionen steifer dargestellt wird, als es in der Realität der Fall ist. Beide Effekte, Ansatzfunktion und reduzierte Integration, heben sich auf und die Ergebnisse der Berechnung sind für das jeweilige Problem exakter.

5 – 5 Freiheitsgrade der Knotenpunkte

Jeder Knoten besitzt 3 Verschiebungs- und 2 Verdrehungsfreiheitsgrade.

STRI – Triangular stress

Das dreiecksförmige, dünne Schalenelement ist ebenfalls, wie das zuvor beschriebene Element ein 3-dimensionales.

3 – 3 Knotenpunkte

Elementdarstellung

Bei den ersten Versuchen mit ebenem Steg wurde ebenfalls die Netzgröße variiert, um herauszufinden, ob das einen Einfluss auf die Ergebnisse hat. Es sind Elementgrößen von 6x6 [mm] ausreichend, um hinreichend genaue Ergebnisse zu erhalten bei vertretbaren Rechenzeiten, die mit größer werdender Elementanzahl schlagartig zunehmen. Für die Träger mit strukturiertem Steg wurde das Netz dahingehend verkleinert, dass mit Elementgrößen von 3x3 [mm] oder 1x1 [mm] gearbeitet werden musste. Dies lag

an der gekrümmten Stegschnittkante an den Flanschen bzw. Steifen. Für diesen Bereich wurde eine **Partition** modelliert, für die veränderte Netzparameter hinterlegt waren.

Bei der Modellierung kommen nur alle Träger mit doppelter Endsteife zum Tragen. Als Ausnahme gilt der Träger mit ebenem Blech. Dieser Träger diente zum Test, inwiefern alle realen Eigenschaften mit größter Genauigkeit in das Modell impliziert werden konnten.

Tabelle 4-2: Übersicht der verwendeten Elemente für die jeweiligen Träger

Bezeichnung	Elementart	Elementgrößen	Elementanzahl
V001.1	S4R5	10x10	10.386
V01.1	STRI3, S4R5	10x10	18, 12.066
V02.1	STRI3, S4R5	20x20	40, 3.277
V03.1	STRI3, S4R5	20x20	118, 3.359
V04.1	STRI3, S4R5	10x10, 7x7	10.344, 93.064
V05.1	STRI3, S4R5	10x10, 7x7, 3x3	11.869, 92.310
V09.1	STRI3, S4R5	10x10, 7x7	5.992, 49.263
V10.1	STRI3, S4R5	10x10, 7x7, 3x3	5.314, 50.246
V11.1	STRI3, S4R5	6x6	11.114, 104.815
V12.1	STRI3, S4R5	12x12, 6x6	26.262, 71.003
V13.1	STRI3, S4R5	12x12, 6x6	8.476, 92.706

4.2.1.4 Weitere Eingabedaten

Besonderheiten

Bei der Modellierung der Träger mit einem Sandwichelement wurden die Verbindungsmittel, einerseits die Punktschweißungen in Wabenmitte und andererseits die Laserschweißungen im Stegmittelpunkt, mit den Elementen **Fastener** (Abbildung 4-4) und **Constraint** erzeugt.

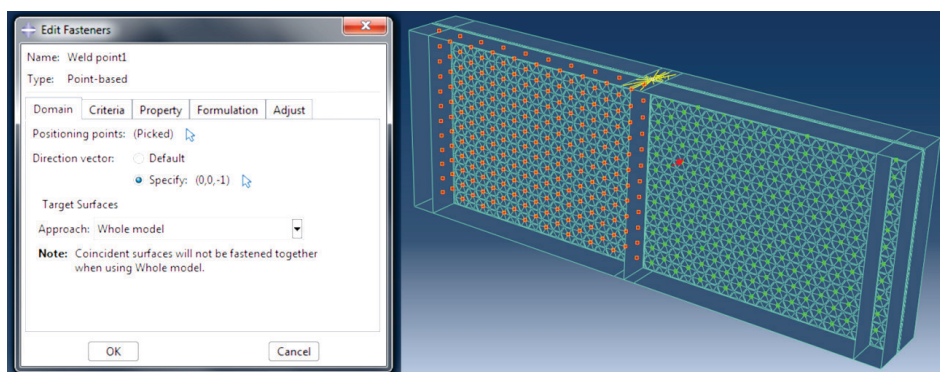


Abbildung 4-4: Darstellung zur Modellierung der Schweißpunkte in Wabenmitte

Mit Hilfe vom Einfügen der Option **Fastener** können die Schweißpunkte in Wabenmitte mit den Eigenschaften der Geometrie, d.h. dem Radius des Schweißpunktes nachempfunden werden. Dabei wird punkt-basiert ein Balkenelement von den zu fügenden Wabenmitten modelliert.

Wird allerdings die Fügetechnologie St-S, gewählt, können die Schweißpunkte nicht implementiert werden. Als Näherung werden beide Wabenstege der Bleche mit der Option **Constraint** gefügt (Abbildung 4-5).

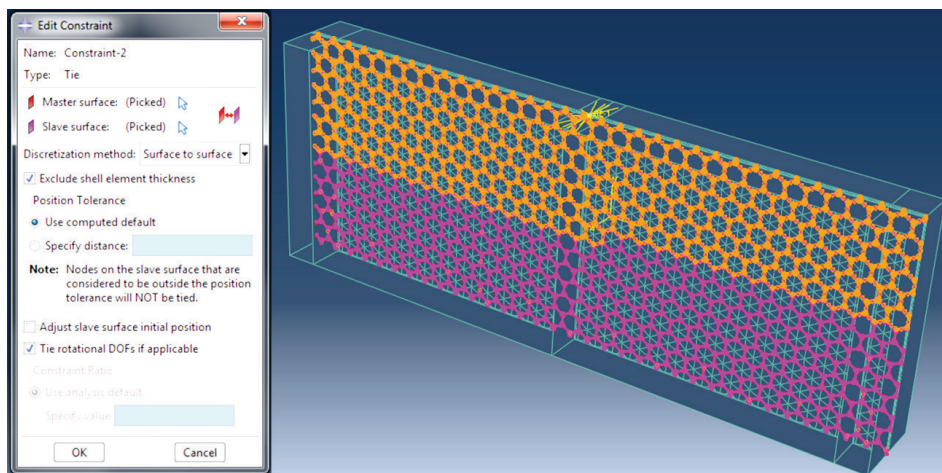


Abbildung 4-5: Darstellung zur Modellierung von Punktschweißverbindungen im Steg

Dabei werden die Wabenstege als Master- bzw. Slave-Oberfläche miteinander verbunden, sodass die Verbindungspunkte in allen Freiheitsgraden dieselben Eigenschaften aufweisen und dementsprechend in der späteren Berechnung als ein Berechnungspunkt aufgefasst werden.

Imperfektionen

Die gemessenen tatsächlichen Imperfektionen der Versuchskörper, geometrische und strukturelle, die aus dem Herstellungsprozess der Träger entstanden, werden als Vorverformung in die Traglastberechnung implementiert. Dabei geht man davon aus, dass diese Vorverformungen als Ersatzimperfektionen affin zur ersten Eigenform im Modell berücksichtigt werden.

In einer vorgeschalteten **Buckling** Analyse wurden für alle Träger die ersten Beulformen bzw. Eigenwerte berechnet. Es wurden die ersten 10 Eigenwerte ausgegeben und später für strukturierte Bleche die ersten 20 Eigenwerte berechnet.

Nach Analyse der Brauchbarkeit von den Eigenwerten wurde für die Kalibrierung der Versuche die tatsächlich ermittelte Vorverformung der Stegbleche als Ansatz für die Implementierung in die spätere Traglastberechnung mittels der Methode **Static General** gewählt.

4.2.1.5 Zwei Berechnungsmethoden

Buckling Analyse

Um das Beulen von schlanken Trägern zu erfassen, werden mit Hilfe einer **Buckling Analyse** Eigenwerte ermittelt. Diese werden dann mit den gemessenen Imperfektionen skaliert und in die **Static General** Analyse integriert.

Die zuvor benannten Eigenformen, die brauchbar für die jeweiligen Träger waren, sind in Anlage C.2 in Abbildung C-6 bis Abbildung C-16 dargestellt. Zur Überleitung in die General Analyse wird in den Eingabequelltext Folgendes implementiert:

- * Imperfection, file=Buckling, step=1
- 1, gemessene Stegaußermittigkeit Schubfeld 1 (100 %)
- 2, gemessene Stegaußermittigkeit Schubfeld 2 (100 %)
- 3, gemessene Stegaußermittigkeit Schubfeld 1 (70 %)
- 4, gemessene Stegaußermittigkeit Schubfeld 2 (70 %)

Dabei stellen 1 bis 4 die jeweiligen Eigenformen dar. Als Ansatz zu den geometrischen Ersatzimperfektionen wird nach [DIN EN 1993-1-5] in Leit- und Begleitimperfektion unterschieden. Dieser Ansatz wurde ebenfalls für die Kalibrierung der Versuchsträger genutzt, wobei nicht immer die 1. und 2. Eigenform die Leitimperfektion und die 3. und 4. Eigenform die Begleitimperfektion war.

In Tabelle C-1 sind alle ermittelten Eigenwerte aufgeführt. Sie repräsentieren die Belastung des Trägers, welche nötig ist, um die jeweilige Eigenform am perfekten System zu erreichen.

$$F_{beul} = \lambda \cdot v \quad (4.1)$$

Als Einheitslast v wurde 1 angesetzt, sodass die als Ergebnis die Kraft in N leicht abzulesen ist.

Dennoch ist bei einigen Eigenwerten zu hinterfragen, ob sie denn tatsächlich so exakt sind. Im negativen Fall werden so hohe Abminderungsfaktoren nötig sein, dass sich ein realitätsnaher Wert für eine kritische Beullast einstellt.

General Analyse

Mit der General Analyse wird die Traglast aus den Versuchsträgern nachgerechnet. Dabei werden alle Effekte von allen Nicht-Linearitäten in dem Modell berücksichtigt. Bei der Konfiguration der Modelle wird von vornherein davon ausgegangen, dass große Verformungen entstehen. Mit der Option **Nlgeom** wird dies berücksichtigt. Während der Berechnung wird mit dem Newton-Raphson-Verfahren iterativ das Gleichungssystem der Elemente gelöst, wobei man als Ergebnis die Traglast erhält.

Zur genaueren Berechnung wird die Durchbiegungsfunktion des Versuchs implementiert. Dabei wird tabellarisch von jedem Versuchsträger die Durchbiegung als **Amplitude** der Versuchsverschiebung eingefügt. Die Berechnung mittels der einfachen Verschiebungssteuerung macht die numerische Analyse stabiler [Rust2009].

4.2.2 Auswertung von Versuch und Simulation

4.2.2.1 Träger mit ebenen Stegblechen

V001.1

Der Träger V001.1 mit ebenem Steg und ohne doppelte Endsteife war das erste Modell, das mit der Software Abaqus® erzeugt wurde. Dabei wurden die verschiedensten Parameter so verändert, dass die Ergebnisse aus Versuch und Simulation weitestgehend übereinstimmen. Mit den Endparametern wurden alle weiteren Modelle, ausgenommen die verschiedenen Steggeometrien, modelliert. Zuerst unterschied sich die Auflagerbedingung dahingehend, dass das Auflager als Fläche oder als Linie modelliert und eingespannt oder nicht eingespannt wurde. Um die Last auf den Träger zu bringen, wurden zwei Verfahren unterschieden: zum einen die Kraftregelung und zum anderen die Wegregelung mit Amplitude, welche nach [Rust2009] die bessere Variante ist und dementsprechend auch gewählt wurde. Des Weiteren wurden die Imperfektionen entweder als die im Versuch gemessenen Werte angenommen oder vereinfacht diejenigen aus DIN EN 1993-1-5 mit $l/200$ angesetzt. Bei der Implementierung des Materials wurde unterschieden, ob nur ein bilineares Materialverhalten (BM) vom Stahl DC01 bzw. S355 oder die true stress-plastic strain (TSPS) Kurven der Materialien DC01 bzw. S355 eingesetzt wurden.

Die Eigenwerte, die genutzt und auf die die Imperfektionen skaliert wurden, waren bei allen Modellen die ersten zwei bzw. vier brauchbaren Eigenformen. In Tabelle C-2 und der Abbildung C-17 der Anlage C.3 sind nochmals alle Veränderungen der Parameter dargestellt und die Simulation V001.1_FEM*8 als genauestes Modell deklariert.

Wie im Diagramm in Abbildung 4-6 zu erkennen, nähern sich die Graphen für den Versuch und der FEM-Analyse 8 sehr gut an. Die Abweichung beträgt für die Traglast weniger als 1 %. Das Lastmaximum der FE-Berechnung wurde bei ähnlicher Vertikalverschiebung im Versuch erreicht.

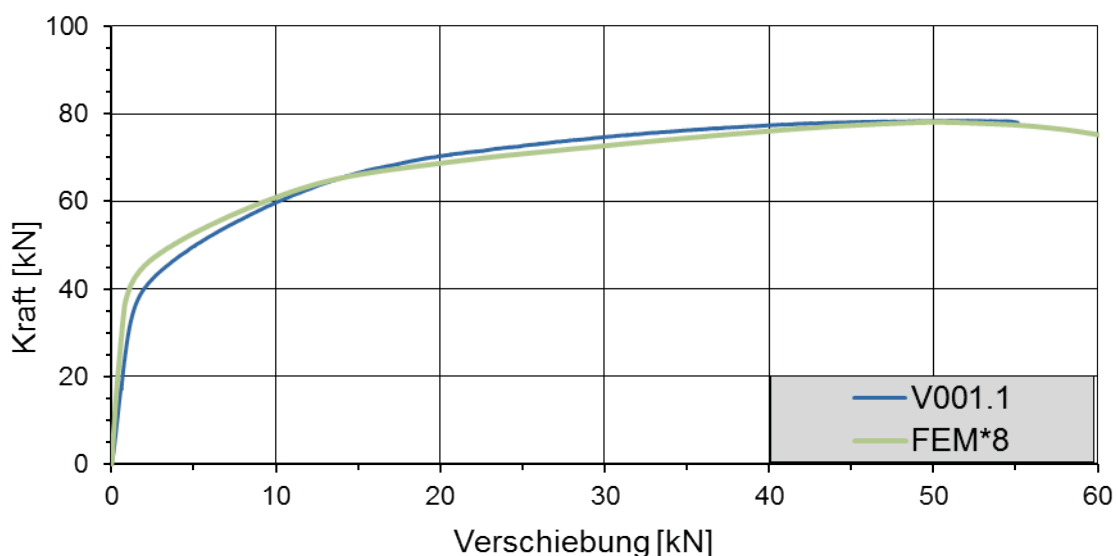


Abbildung 4-6: Kraft-Verschiebungsdiagramm des Versuchsträgers V001.1 und des FE-Modells

Tabelle 4-3: Gegenüberstellung Versuch und Modell V001.1

Versuch	F_U [kN]	v_u [mm]	F_{cr1} [kN]	F_{cr2} [kN]	u_{cr} [mm]
V001.1	78,48	52,09	17,83	22,21	2,08
V001.1_FEM*8	78,08	50,27	14,89	39,48	2,08
Differenz [%]	0,51	3,6	19,74	43,74	-

Bei der Gegenüberstellung der Werte für die horizontale Stegmittenverschiebung des Schubfeldes 1 ergeben sich annehmbare Werte. Jedoch ist das Schubfeld 2 im FE-Modell viel steifer, was in Abbildung 4-7 zu sehen ist.

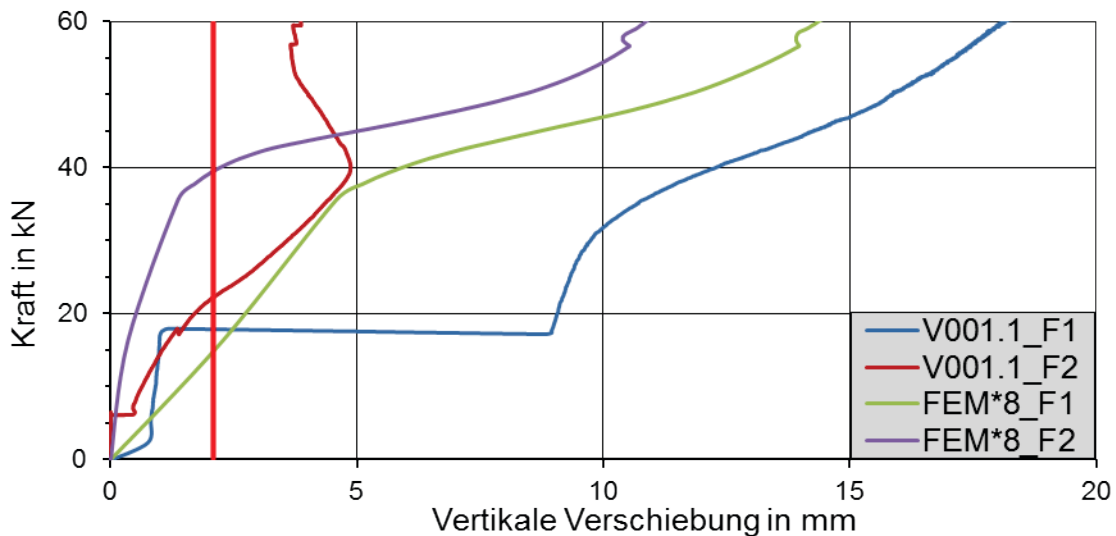


Abbildung 4-7: Kraft-Horizontalverschiebungsdiagramm des Versuchsträgers V001.1 und des FE-Modells

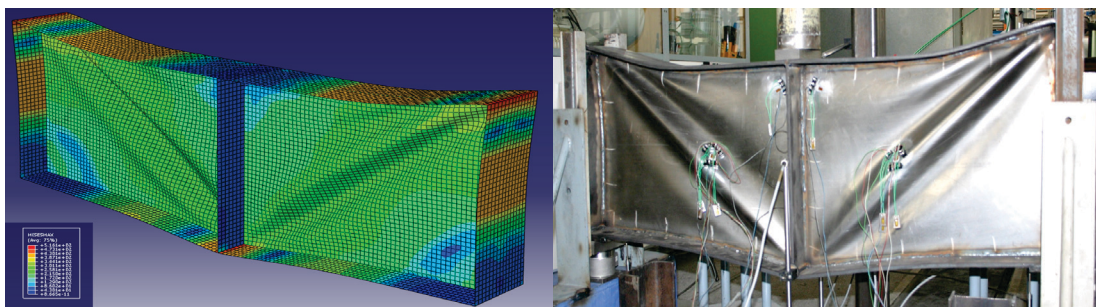


Abbildung 4-8: FE-Modell – Mises Spannung von V001.1 (li.) und Versuch V001.1

Vergleicht man die Bildaufnahmen (Abbildung 4-8) aus dem Versuch mit denen der Spannungsdarstellung aus der Simulation zum Zeitpunkt der maximalen Traglast, so ist zu erkennen, dass das Verhalten identisch abgebildet wird. Das belegen ebenfalls die Zahlenwerte mit einer Genauigkeit von kleiner als 1 %.

Mit diesen Modelleigenschaften wurde der Träger V01.1 mit doppelter Endsteife ebenso aufgebaut, wobei die Geometrie angeglichen wurde.

V01.1

Für die Nachrechnung des Trägers V01.1 wurden 4 verschiedene Modelle generiert. Die Unterschiede sind in Tabelle C-3 und Abbildung C-18 in Anhang C.3 aufgelistet. Es ergibt sich eine Übereinstimmung für die Traglast, mit weniger als 1 % Unterschied. Ebenso wie im Vorgängermodell ist das Tragverhalten der FE-Modelle immer steifer als die der Versuchsträger. Aus diesem Grund ergeben sich die Differenzen im Beulbereich. Erhöht man die zu implementierenden Imperfektionen, wäre das FE-Modell weiterhin steifer und nur die Traglast würde vermindert werden. In untenstehender Tabelle sind die Ergebnisse der Berechnung denen des Versuchs gegenübergestellt. Das Diagramm in Abbildung 4-9 verdeutlicht die gute Übereinstimmung von Versuch und Modell.

Tabelle 4-4: Gegenüberstellung Versuch und Modell V01.1

Versuch	F_U [kN]	v_u [mm]	F_{cr1} [kN]	F_{cr2} [kN]	u_{cr} [mm]
V01.1	92,55	56,43	30,97	20,22	2,08
V01.1_FEM4	92,69	50,03	49,79	43,29	2,08
Differenz [%]	0,15	12,79	37,8	53,29	-

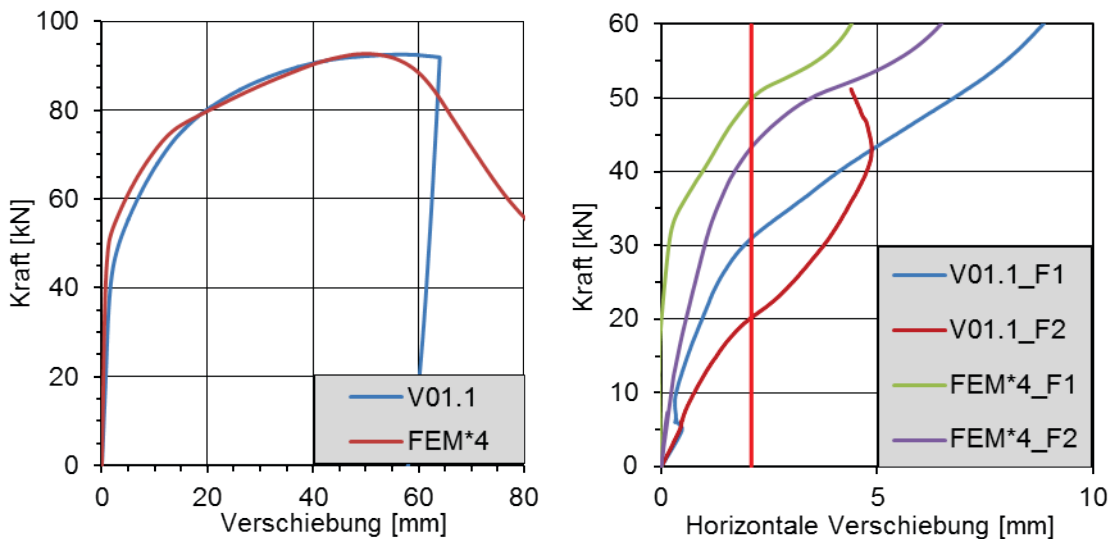


Abbildung 4-9: Kraft-Verschiebungsdiagramm des Versuchsträgers V01.1 und des FE-Modells (li.) und Kraft-Horizontalverschiebungsdiagramm des Versuchsträgers V01.1 und V01.1_FEM*4 (re.)

Das Lastmaximum der FE-Berechnung wurde bei ähnlicher Vertikalverschiebung im Versuch erreicht. Das Schubfeld 1 und 2 der Simulation ist viel steifer als im Versuch.

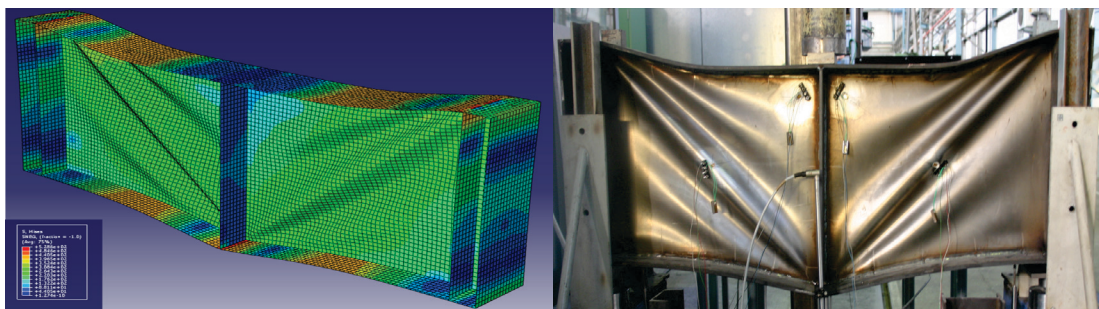


Abbildung 4-10: FE-Modell – Mises Spannung von V01.1 (li.) und Versuch V01.1

Vergleicht man die Bildaufnahmen (Abbildung 4-10) aus dem Versuch mit denen der Spannungsdarstellung aus der Simulation zum Zeitpunkt der maximalen Traglast, so ist zu erkennen, dass das Verhalten identisch abgebildet wird. Das belegen ebenfalls die Zahlenwerte mit einer Genauigkeit von kleiner als 1 %.

4.2.2.2 Trapezstegträger

V002.1

Im Großen und Ganzen ließ sich der Versuch mit zwei FE-Modellen qualitativ sehr gut simulieren, wobei das letztere das genaueste war. Eine kritische Beullast mit schlagartig fallender Kraftaufnahme des Trägers ist zu erkennen. Allerdings zeigt das FE-Modell keine weitere Kraftzunahme nach dem Beulversagen, was im Versuch zu bemerken war.

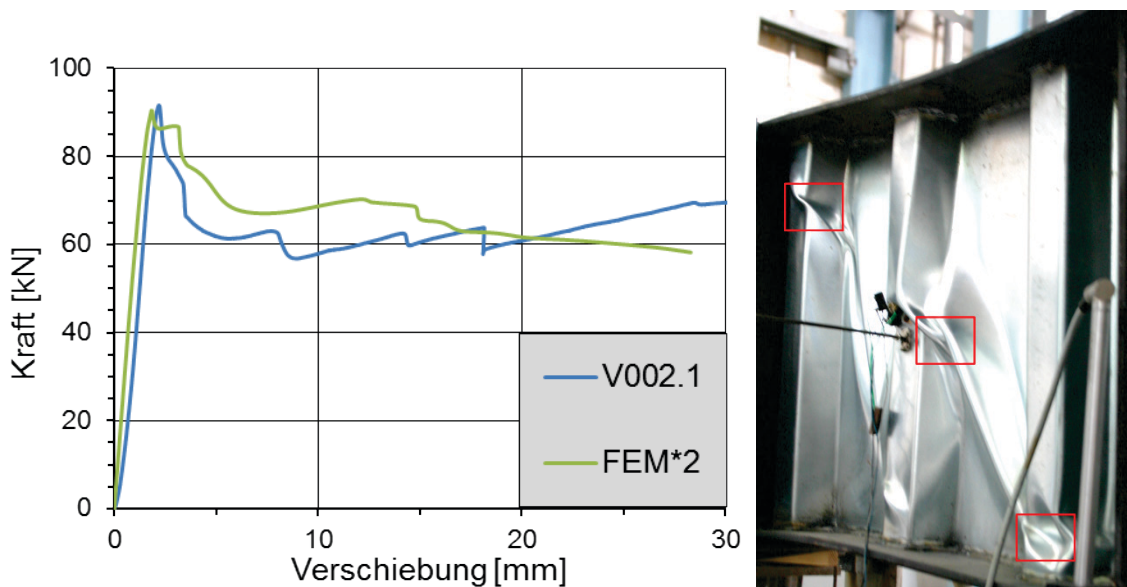


Abbildung 4-11: Kraft-Verschiebungsdiagramm des Versuchsträgers V002.1 und des FE-Modells (li.), Ausbildung Stützstellen am Steg (re.)

Wie in Abbildung 4-11 (li.) und Tabelle 4-5 zu sehen, stimmt die kritische Beullast mit ca. 1 % Abweichung überein, die Lasten im weit plastischen Bereich aber nur mit 14 % Abweichung. Das liegt daran, dass der reale Versuchskörper nach dem Verformen, Stützstellen (Abbildung 4-11 (re.)) bildet und somit wieder Kraft aufnehmen kann. Im Modell, also der FE-Modellierung kommt es zu einem Durchdringen der Flächen, was nicht als Widerstand in die Nachrechnung eingeht.

Tabelle 4-5: Gegenüberstellung Versuch und Modell für V002.1

Versuch	F_u [kN]	v_u [mm]	F_{cr} [kN]	v_{cr} [mm]
V002.1	81,98	63,05	91,59	2,19
V002.1FEM*2	70,31	5,25	90,43	1,83
Differenz [%]	-14,24	nicht vergleichbar	-1,27	-16,44

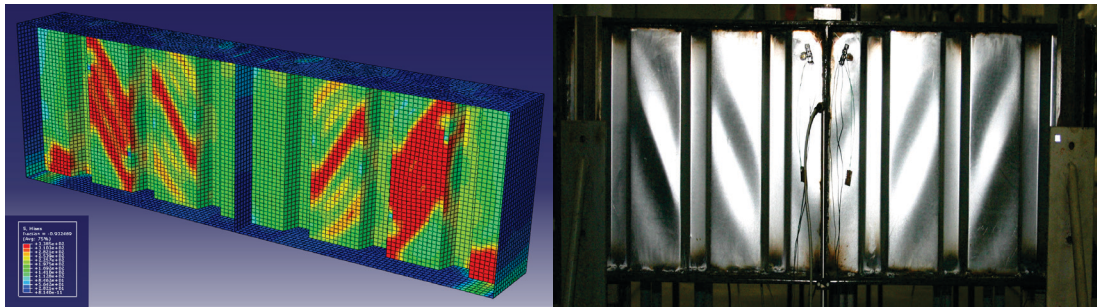


Abbildung 4-12: FE-Modell – Mises Spannung (oben) und Versuch V002.1 (unten)

Vergleicht man die Bildaufnahmen aus dem Versuch mit denen der Spannungsdarstellung aus der Simulation (Abbildung 4-12) zum Zeitpunkt der maximalen Beullast, so ist zu erkennen, dass das Verhalten identisch abgebildet wird. Das belegen ebenfalls die Zahlenwerte mit einer Genauigkeit von ca. 1 %. Dennoch ist an der kleinen vertikalen Verschiebung erkennbar, dass der Versuch weicher reagiert als das FE-Modell.

V02.1

Für die Nachrechnung des Versuchs V02.1 wurden insgesamt 12 Modelle aufgebaut. Es war vorher nicht abzusehen, welche Parameter bei der Berechnung am günstigsten sind. In

Tabelle C-4 in Anlage C.4 sind die Veränderungen tabellarisch aufgelistet. Zum Schluss war die Übereinstimmung zufriedenstellend. Sehr entscheidend in der Modellierung sind tatsächlich die Materialdaten, die für die ersten Versuchsmodelle nicht korrekt implementiert wurden. Im nachstehenden Diagramm (Abbildung 4-14) sind der Versuch und die Simulation gegenübergestellt. Im Anhang C.4 in Abbildung C-19 sind alle Simulationsergebnisse als Übersicht dargestellt. Außerdem ist zu bemerken, dass ebenfalls die Netzgröße einen entscheidenden Einfluss auf die Simulationsergebnisse hat. In Anlage C.4 sind in Abbildung C-20 die drei verschiedenen Varianten der Netzgröße bei gleichen Parametern gegenübergestellt.

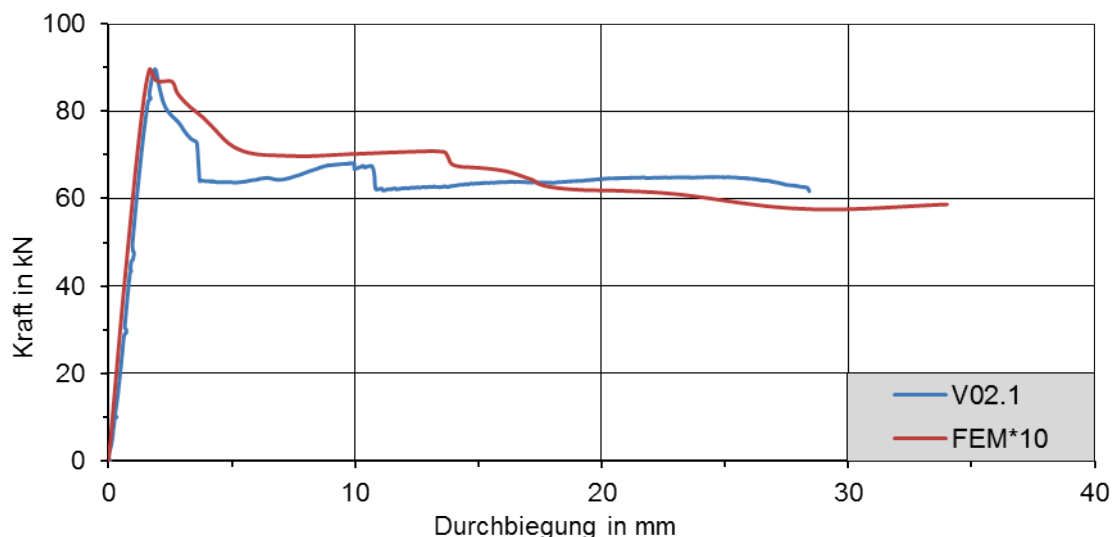


Abbildung 4-13: Kraft-Verschiebungsdiagramm des Versuchsträgers V02.1 und des FE-Modells

Tabelle 4-6: Gegenüberstellung Versuch und Modell für V02.1

Versuch	F_u [kN]	v_u [mm]	F_{cr} [kN]	v_{cr} [mm]
V02.1	64,98	24,57	89,67	1,89
V02.1FEM*10	70,86	13,12	89,75	1,67
Differenz [%]	9,05	-46,88	0,09	-11,64

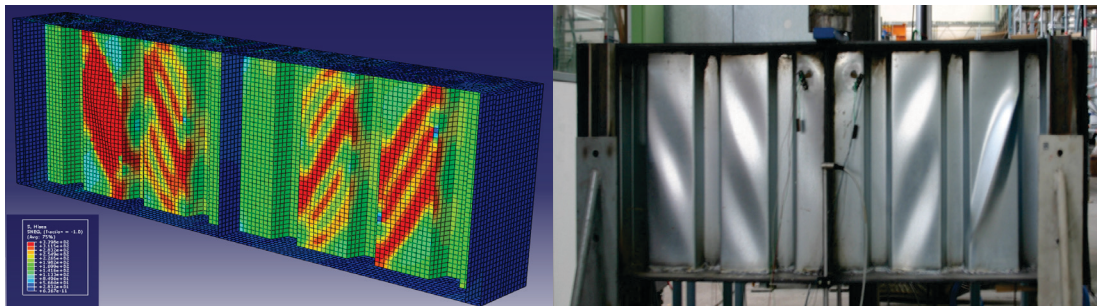


Abbildung 4-14: FE-Modell – Mises Spannung (oben) und Versuch V02.1 (unten)

Vergleicht man die Bildaufnahmen (Abbildung 4-14) aus dem Versuch mit denen der Spannungsdarstellung aus der Simulation zum Zeitpunkt der maximalen Beullast, so ist zu erkennen, dass das Verhalten identisch abgebildet wird. Das belegen ebenfalls die Zahlenwerte mit einer Genauigkeit von kleiner als 1 %. Dennoch ist an der kleinen vertikalen Verschiebung erkennbar, dass der Versuch weicher reagiert als das FE-Modell.

4.2.2.3 Wellstegträger

V003.1

Bei der Nachrechnung des Versuchs V003.1 konnte das Tragverhalten zwar quantitativ sehr gut nachempfunden werden, dennoch liegen die Ergebnisse für die kritische Beullast bei einer Differenz größer als 10 %.

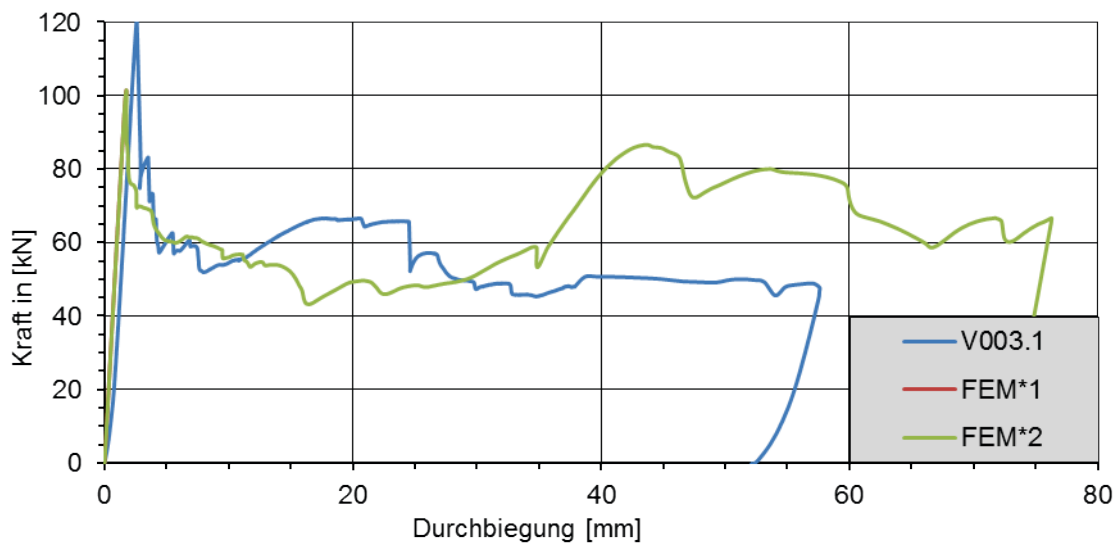


Abbildung 4-15: Kraft-Verschiebungsdiagramm des Versuchsträgers V003.1 und des FE-Modells

Ebenfalls kann dem Diagramm in Abbildung 4-15 entnommen werden, dass sich bei einer vertikalen Verschiebung von mehr als 40 mm eine Laststeigerung im Simulati-

onsmodell einstellt, was in der Realität nicht erkennbar war. Dies liegt aber an dem verschobenem Festauflager im Versuch.

Tabelle 4-7: Gegenüberstellung Versuch und Modell für V003.1

Versuch	F_u [kN]	v_u [mm]	F_{cr} [kN]	v_{cr} [mm]
V003.1	66,62	20,50	121,06	2,59
V003.1FEM2	86,59	43,67	101,45	1,75
Differenz [%]	29,98	113,02	-16,19	-32,43

In Abbildung 4-16 ist die gute Übereinstimmung von Simulation und Versuch bildlich dargestellt.

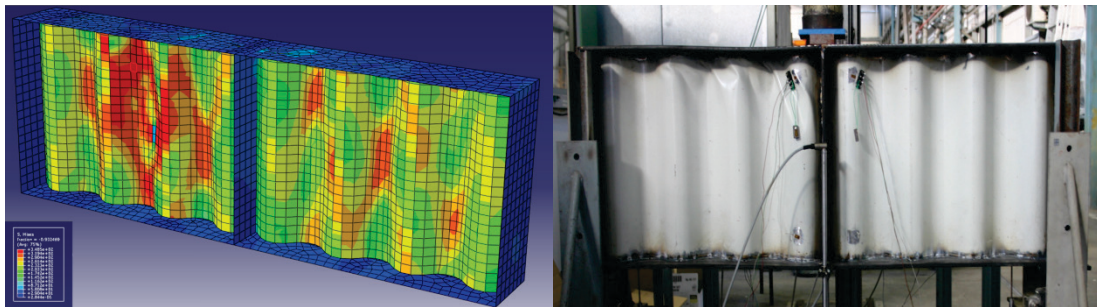


Abbildung 4-16: FE-Modell – Mises Spannung (links) und Versuch V003.1 (rechts)

V03.1

Ebenfalls ist bei diesem Modell dargestellt, dass die kritischen Beullasten eine Differenz größer als 10 % besitzen. Das Tragverhalten kann nachgebildet werden, die maximale Last im plastischen Bereich wird wieder größer eingeschätzt als im Versuch.

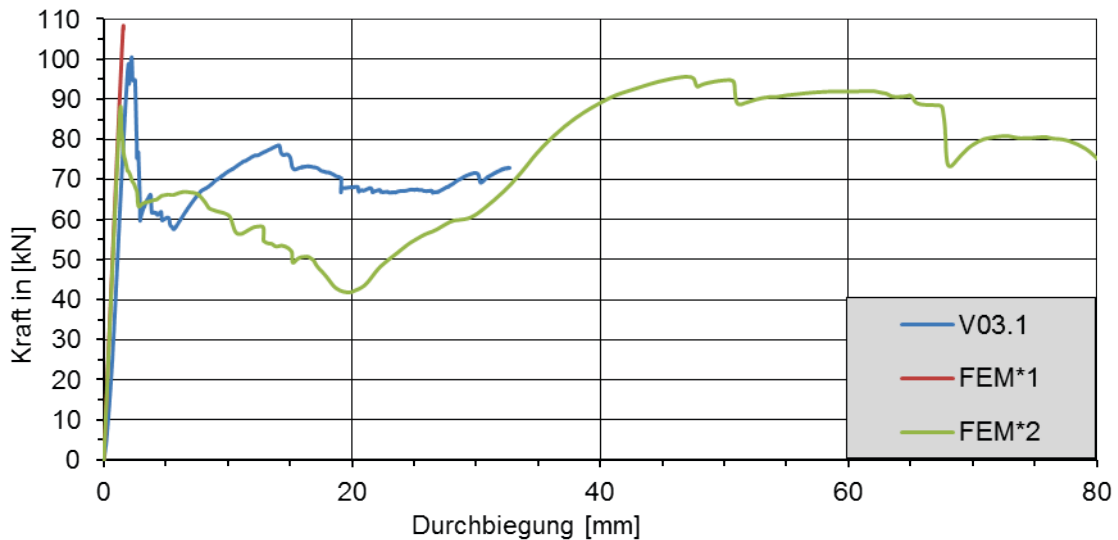


Abbildung 4-17: Kraft-Verschiebungsdiagramm des Versuchsträgers V03.1 und des FE-Modells

Das Verhalten (Abbildung 4-18) aus dem Versuch kann mit denen der Spannungsdarstellung aus der Simulation zum Zeitpunkt der maximalen Beullast identisch abgebildet werden.

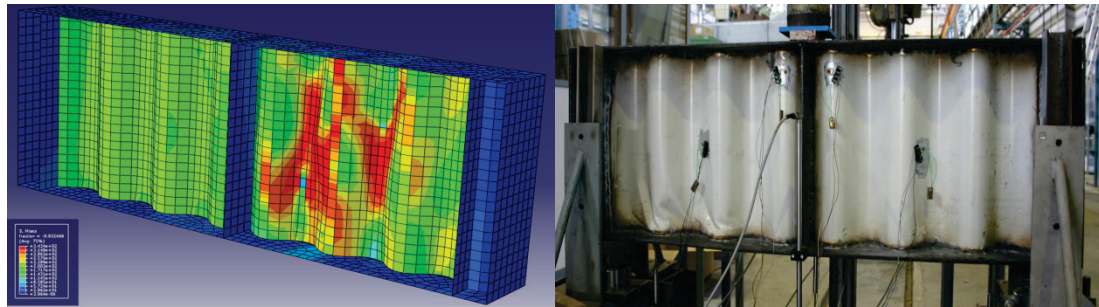


Abbildung 4-18: FE-Modell – Mises Spannung (links) und Versuch V03.1 (rechts)

Tabelle 4-8: Gegenüberstellung Versuch und Modell für V03.1

Versuch	F_u [kN]	v_u [mm]	F_{cr} [kN]	v_{cr} [mm]
V03.1	78,55	14,09	100,51	2,24
V03.1FEM2	95,64	46,92	88,18	1,36
Differenz [%]	21,75	233,00	-12,27	-39,29

4.2.2.4 Träger mit strukturierten Stegblechen

V04.1

Das FE-Modell ist genau genug, um das Tragverhalten abzubilden. Es ist, wie in den Versuchen ein Traglastplateau im Beulbereich zu erkennen. Da das Simulationsmodell wieder steifer (steilerer Anstieg der Kurve) in der Nachrechnung ist, sind die kritischen Beullasten ein wenig höher. Bei der Gegenüberstellung der horizontalen Verschiebung in Stegmitte (Schubfeld 1) erkennt man, dass das Verhalten fast identisch wiedergegeben werden kann (siehe Abbildung 4-19 (re.)).

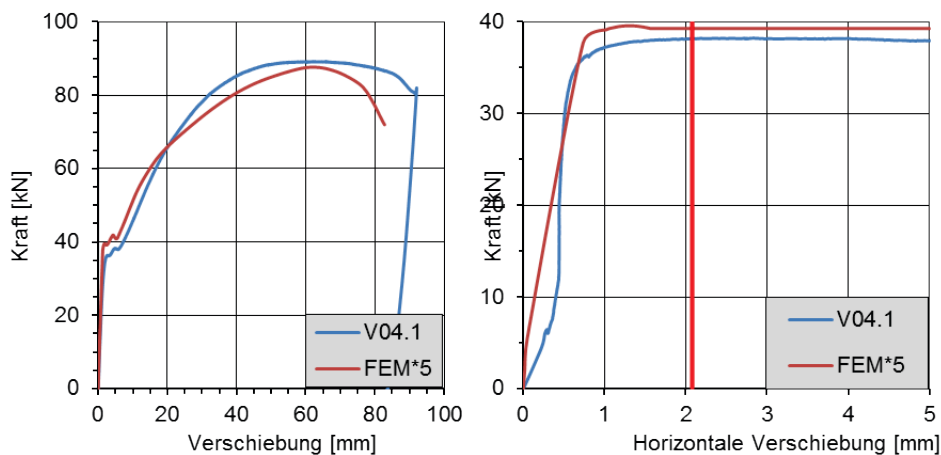


Abbildung 4-19: Kraft-Verschiebungsdiagramm des Versuchsträgers V04.1 und des FE-Modells *5 (li.), Kraft-Horizontalverschiebungsdiagramm des Versuchsträgers V04.1 und des FE-Modells *5 (re.)

Tabelle 4-9: Gegenüberstellung Versuch und Modell V04.1

Versuch	F_u [kN]	v_u [mm]	F_{cr} [kN]	u_{cr} [mm]	F_{pl} [kN]	v_{pl} [mm]
V04.1	89,21	65,84	38,21	2,08	36,38	2,64
V04.1FEM5	87,67	62,39	39,28	2,08	39,58	1,87
Differenz [%]	-1,73	-5,24	2,80	-	8,79	-29,17

In Anlage C.3 in Tabelle C-5 ist eine Übersicht über alle Veränderungen der untersuchten Modelle dargestellt. Weiterhin ist in Abbildung C-21 in Anlage C.3 das Kraft-Verschiebungsdiagramm aller sechs Simulationen dem Versuch gegenübergestellt.

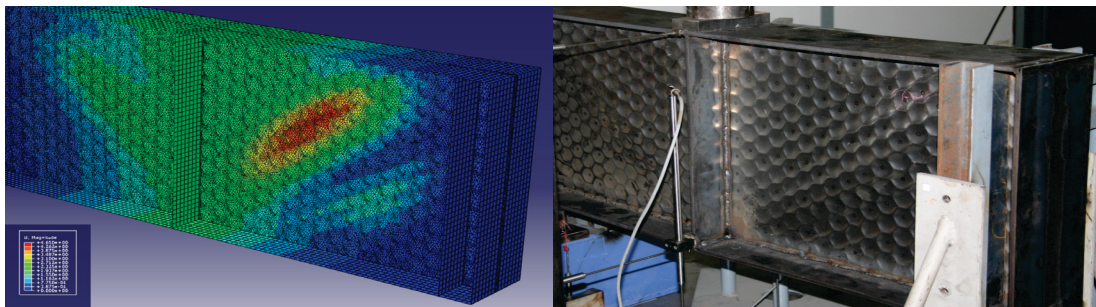


Abbildung 4-20: FE-Modell – Verschiebungen (links) und Versuch V04.1 (rechts)

V05.1

Der einzige Unterschied zwischen V04.1 und V05.1 ist die eingesetzte Wabenrichtung. Deshalb wurden die gleichen Parameter für die Simulation genutzt wie für das Modell V04.1. Die Varianten ohne Stegverbindungen wurden nicht mehr berücksichtigt. Es ist aber zu erkennen, dass das vermeintlich beste Ergebnis mit der ersten Simulation entsteht. Hierbei sind aber die Materialdaten nicht vom strukturierten Ausgangsmaterial DC04 implementiert, sondern vom DC04 für ein normales ebenes Blech. Aus diesem Grund ist die Simulation FEM*4 für die Gegenüberstellung und die Stegblechfügeoption **Fastener** genutzt worden (siehe Abbildung 4-21).

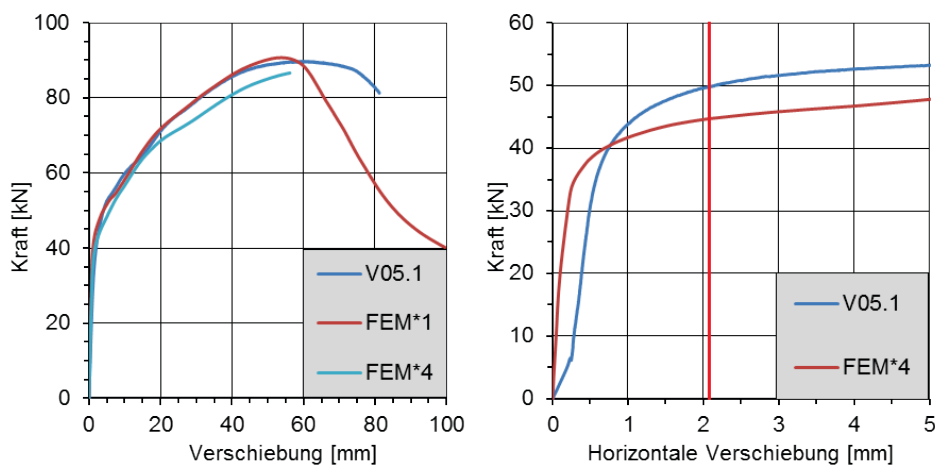


Abbildung 4-21: Kraft-Verschiebungsdiagramm des Versuchsträgers V04.1 und der FE-Modelle (li.), Kraft-Horizontalverschiebungsdiagramm des Versuchsträgers V04.1 und des FE-Modells *4 (re.)

Tabelle 4-10: Gegenüberstellung Versuch und Modell V05.1

Versuch	F_u [kN]	v_u [mm]	F_{cr} [kN]	u_{cr} [mm]
V05.1	89,86	59,78	49,79	2,08
V05.1FEM*4	86,63	56,18	44,69	2,08
Differenz [%]	-3,59	-6,02	-10,24	-

Im Anlage C.3 in Tabelle C-6 ist die Übersicht über alle Veränderungen der untersuchten Modelle dargestellt. Weiterhin ist in Abbildung C-22 in Anlage C.3 das Kraft-Verschiebungsdiagramm aller vier Simulationen dem Versuch gegenübergestellt.

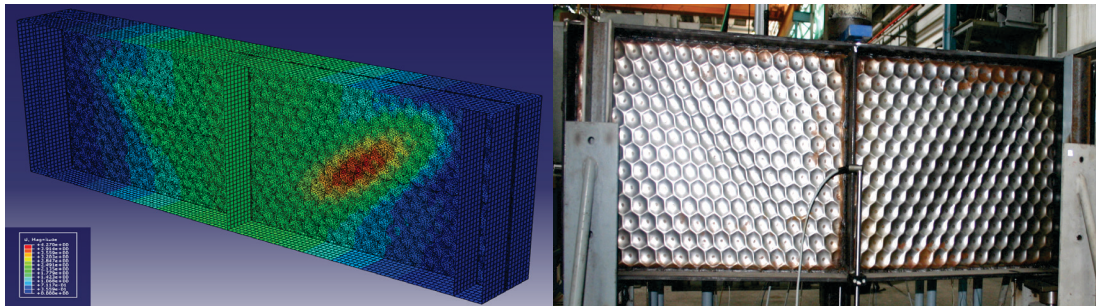


Abbildung 4-22: FE-Modell – Verschiebungen (links) und Versuch V05.1 (rechts)

Vergleicht man die Bildaufnahmen (Abbildung 4-22) aus dem Versuch mit denen der Verschiebungsdarstellung aus der Simulation zum Zeitpunkt der kritischen Beullast, so ist zu erkennen, dass das Verhalten sehr gut abgebildet wird.

V09.1

Die Simulation für die Nachrechnung des Versuchs V09.1 ist hinreichend genau (siehe Abbildung 4-23 und Abbildung 4-24). Es ergibt sich eine Übereinstimmung der Traglast von ca. 96 %. Im elastischen Bereich liegen die Kurven sehr genau übereinander, was eine gute Implementierung der Materialdaten bedeutet.

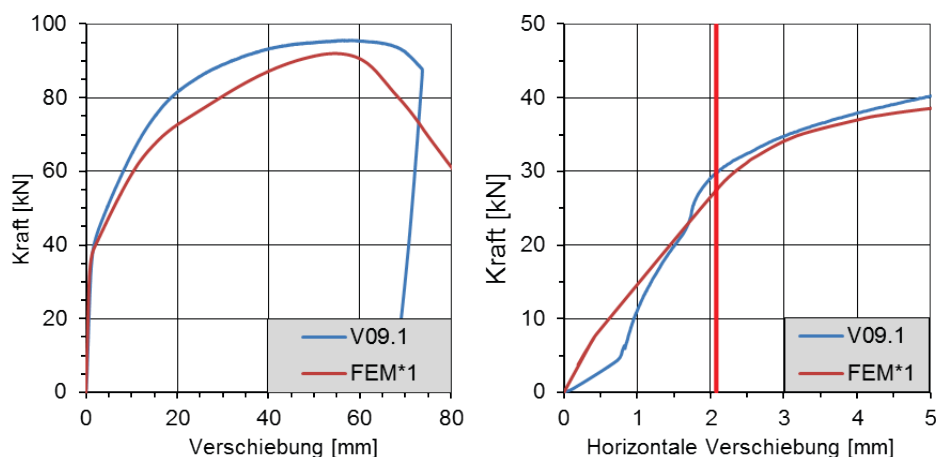


Abbildung 4-23: Kraft-Verschiebungsdiagramm des Versuchsträgers V09.1 und des FE-Modells *1 (li.), Kraft-Horizontalverschiebungsdiagramm des Versuchsträgers V09.1 und des FE-Modells *1 (re.)

Der einzelne, strukturierte Steg lässt sich im Vergleich zu den Vorgängermodellen gut modellieren, denn keine zusätzlichen Parameter wie die Fügetechnologie müssen be-

rücksichtigt werden. Für die Bestimmung der kritischen Beullast aus der horizontalen Verschiebung der Stegmitte erhält man ebenfalls gute, übereinstimmende Werte. In Tabelle 4-11 sind die Ergebnisse im Vergleich von Simulation und Versuch dargestellt.

Tabelle 4-11: Gegenüberstellung Versuch und Modell V09.1

Versuch	F_u [kN]	v_u [mm]	F_{cr} [kN]	u_{cr} [mm]
V09.1	95,62	56,70	29,83	2,08
V09.1FEM*1	92,02	54,83	27,44	2,08
Differenz [%]	-3,76	-16,54	-8,01	-

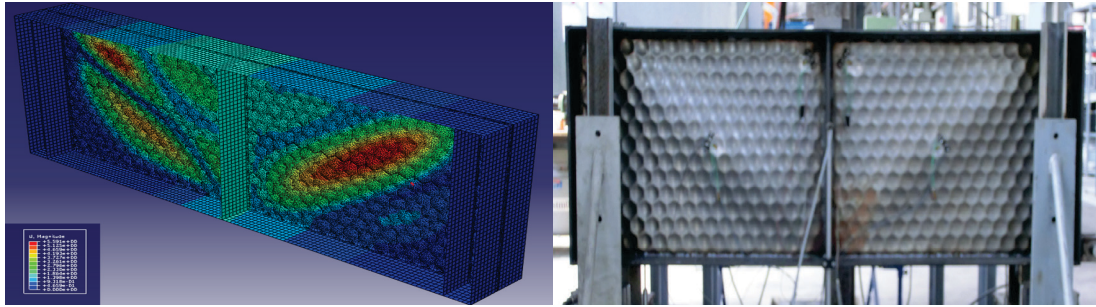


Abbildung 4-24: FE-Modell – Verschiebungen (links) und Versuch V09.1 (rechts)

V10.1

Der einzige Unterschied zwischen V09.1 und V10.1 ist die eingesetzte Wabenrichtung. Deshalb wurden dieselben Parameter für die Simulation genutzt wie zuvor für das Modell V09.1. Alle miteinander verglichenen Werte für Traglast, kritische Beullast und deren Verschiebungen haben Differenzen unter 5 %.

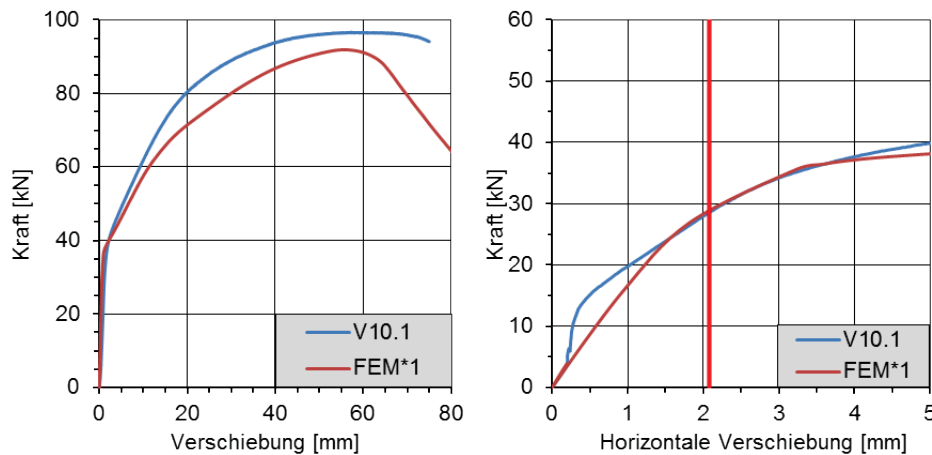


Abbildung 4-25: Kraft-Verschiebungsdiagramm des Versuchsträgers V10.1 und des FE-Modells *1 (li.), Kraft-Horizontalverschiebungsdiagramm des Versuchsträgers V10.1 und des FE-Modells *1 (re.)

Tabelle 4-12: Gegenüberstellung Versuch und Modell V10.1

Versuch	F_u [kN]	v_u [mm]	F_{cr} [kN]	u_{cr} [mm]
V10.1	96,62	57,17	28,58	2,08
V10.1FEM*1	91,89	55,31	28,52	2,08
Differenz [%]	-4,89	-3,25	-0,21	-

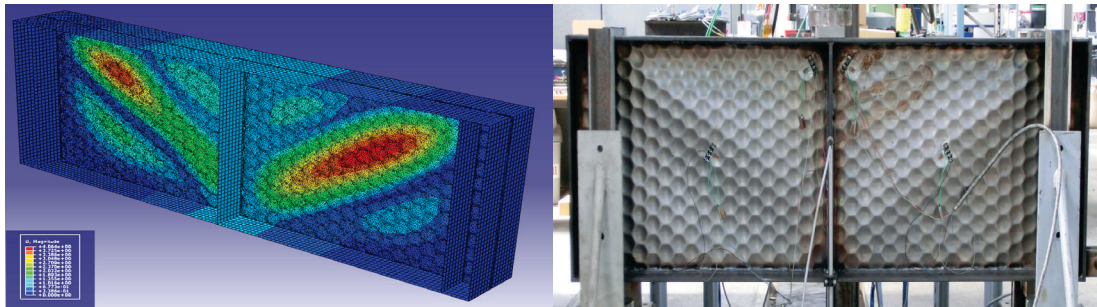


Abbildung 4-26: FE-Modell – Verschiebungen (links) und Versuch V10.1 (rechts)

V11.1

Die beiden FE-Modelle unterscheiden sich nur dahingehend, dass die Punktschweißungen einmal mit der Option **Constraint** und im zweiten Modell mit der Option **Fastener** simuliert wurden. Es ist zu erkennen, dass das fast vollflächige Verbinden der beiden Stegbleche zwischen den Waben den Effekt eines Fließplateaus, wie er in der Kraft-Verschiebungskurve des Versuches erreicht wurde, besitzt. Allerdings liegen die erreichten Werte für die Traglast und die kritische Beullast unterhalb des Versuches.

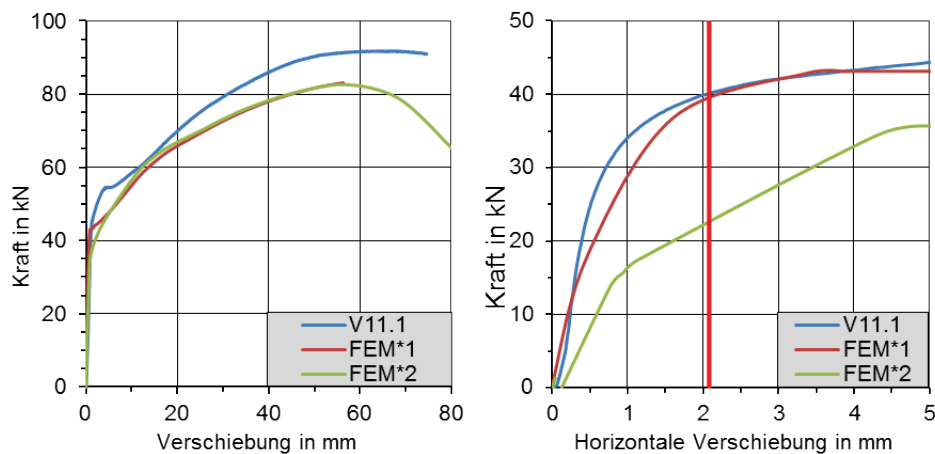


Abbildung 4-27: Kraft-Verschiebungsdiagramm des Versuches V11.1 und der FE-Modelle*1 und *2 (li.), Kraft-Horizontalverschiebungsdiagramm des Versuches V11.1 und der FE-Modelle *1 und *2(re.)

Tabelle 4-13: Gegenüberstellung Versuch und Modell V11.1

Versuch	F_u [kN]	v_u [mm]	F_{cr} [kN]	u_{cr} [mm]	F_{pl} [kN]	u_{pl} [mm]
V11.1	91,83	67,50	40,13	2,08	54,59	18,89
V11.1FEM*1	83,09	56,33	38,46	2,08	43,15	4,47
Differenz [%]	-9,52	-16,55	-4,16	-	-20,96	-76,34

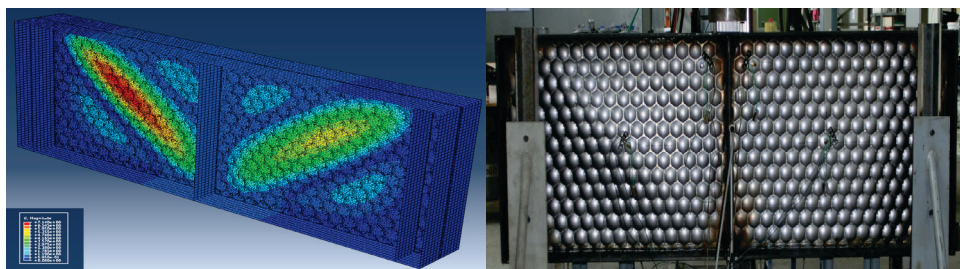


Abbildung 4-28: FE-Modell – Verschiebungen (links) und Versuch V11.1 (rechts)

V12.1

Die Traglasten sind sehr gut abgebildet. Im Beulbereich ist das FE-Modell steifer als der Versuchsträger. Der elastische Bereich der Traglastkurve geht nur bis ca. 40 kN, beim Versuch kann er aber bis ca. 50 kN gehalten werden.

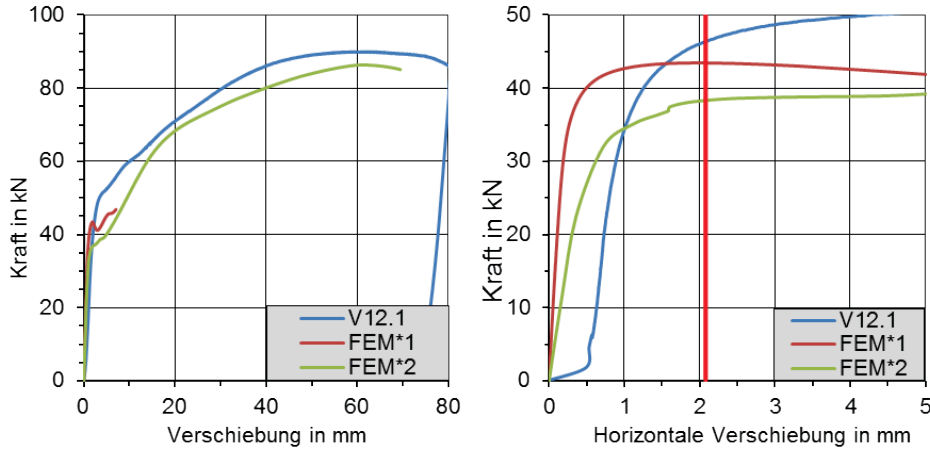


Abbildung 4-29: Kraft-Verschiebungsdiagramm des Versuches V12.1 und der FE-Modelle*1 und *2 (li.), Kraft-Horizontalverschiebungsdiagramm des Versuches V12.1 und der FE-Modelle *1 und *2(re.)

Bei der kritischen Beullast kann nur ein Schubfeld gegenübergestellt werden, da beim Versuch ein Fehler beim Messen der Horizontalverschiebung im Schubfeld 2 auftrat. Aus diesem Grund ist das Schubfeld 1 zum Vergleich herangezogen worden.

Tabelle 4-14: Gegenüberstellung Versuch und Modell V12.1

Versuch	F_u [kN]	v_u [mm]	F_{cr} [kN]	u_{cr} [mm]
V12.1	89,98	62,25	46,39	2,08
V12.1FEM*2	86,36	61,46	38,29	2,08
Differenz [%]	-4,02	-1,27	-17,46	-

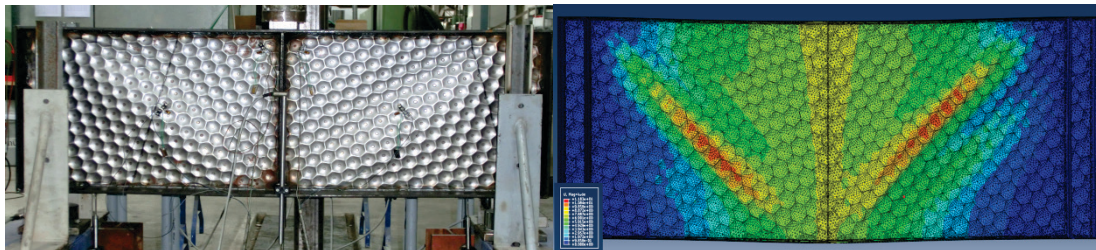


Abbildung 4-30: FE-Modell – Verschiebungen (rechts) und Versuch V12.1 (links)

V13.1

Wie bereits beim Träger V04.1 zu erkennen war, bildet sich im Versuch und ebenfalls in der Simulation ein Fließplateau im Beulbereich aus. Qualitativ ist der Versuch aber gut abgebildet. Ebenfalls stimmen die Horizontalverschiebungen der Stegmitten bis zu einer Kraft von 30 kN überein, obwohl danach das Verhalten des Versuchs ein steiferes Doppelstegblech gegenüber Schubbeulen erahnen lässt. Die früher einsetzende Instabilität des Systems in der Simulation bewirkt das frühere Abfallen der Kraft-Horizontalverschiebungskurve in Abbildung 4-31 (re.).

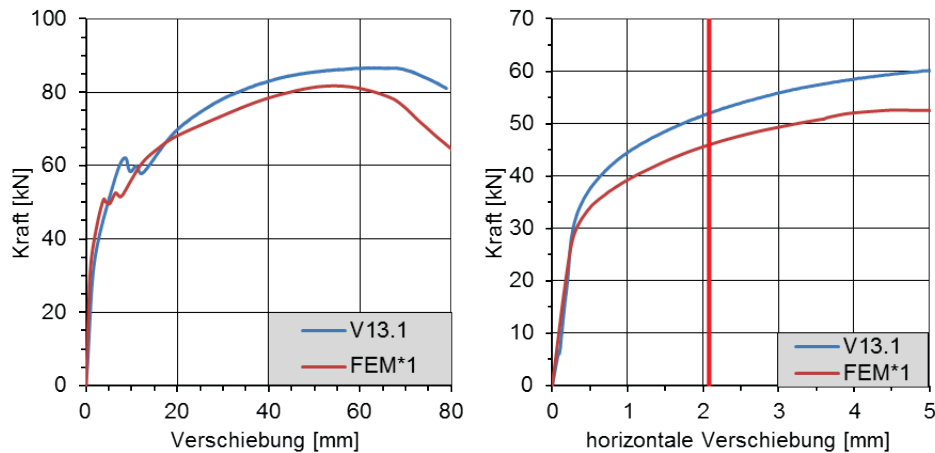


Abbildung 4-31: Kraft-Verschiebungsdiagramm des Versuchsträgers V13.1 und des FE-Modells *1 (li.), Kraft-Horizontalverschiebungsdiagramm des Versuchsträgers V13.1 und des FE-Modells *1 (re.)

Tabelle 4-15: Gegenüberstellung Versuch und Modell V13.1

Versuch	F_u [kN]	v_u [mm]	F_{cr} [kN]	u_{cr} [mm]	F_{pl} [kN]	v_{pl} [mm]
V13.1	86,67	62,01	51,99	2,08	62,15	8,55
V13.1FEM1	81,75	53,59	45,94	2,08	50,93	3,97
Differenz [%]	-5,68	-13,58	-11,64	-	-18,05	-53,58

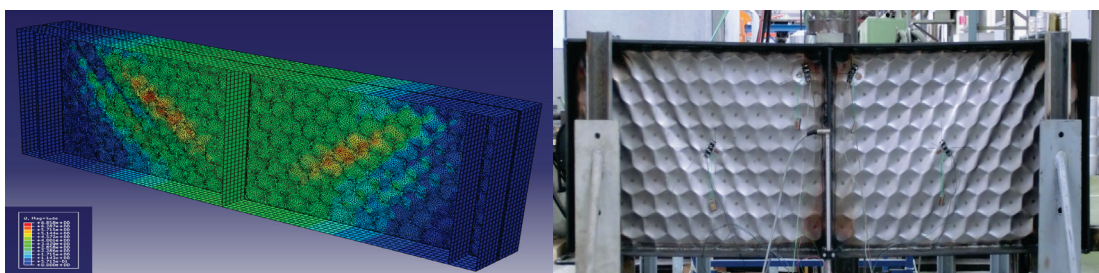


Abbildung 4-32: FE-Modell – Verschiebungen (links) und Versuch V13.1 (rechts)

4.3 Parameterstudie zu schlanken Stegen

4.3.1 Allgemeines

Für die analytische Berechnung der Tragfähigkeit von schlanken Trägern gilt die DAST015 und die DIN EN 1993-1-5. Dabei gehen in die Berechnung verschiedene geometrische Größen ein, die die Tragfähigkeit beeinflussen. Aus diesem Grund wurden diese Größen bei der Parameteranalyse berücksichtigt und verändert. Um die verschiedenen Trägergeometrien und Stegformen vergleichen zu können, werden für alle Träger einheitliche Materialdaten des Stahls DC01 genutzt.

4.3.2 Veränderung der Trägergeometrie

4.3.2.1 Allgemeines

Für die Auswahl, inwiefern welche Parameter verändert werden müssen, wurde anhand der verschiedenen Normen analysiert, welche Werte zwingend in die Berechnung mit eingehen. Daran anschließend wurde untenstehende Matrix (Tabelle 4-16) erstellt. Vorweg muss bemerkt werden, dass aber nicht die kompletten acht Parameteranalysen für die strukturierten Bleche dargestellt werden können. Es werden nur zwei Analysen für eine Struktur, aber unterschiedliche Wabenrichtung, dargestellt. Dennoch gibt es insbesondere für die Trapez- und Sinusträger für Stegdicken bis 1 mm neue Erkenntnisse. In der Anlage C.4 sind in Abbildung C-7 und Tabelle C-7 bis Tabelle C-18 alle Varianten der Parameteranalysen aufgezeigt.

Tabelle 4-16: Matrix der veränderten Parameter pro Analyse

Parameterstudie	Länge	Höhe	Dicke	Schubfeldverhältnis	Dicke / Höhe
1	G	G	V	G	V
2	V	G	G	V	G
3	G	V	G	V	V
4	V	V	V	G	G
5	V	V	G	G	V
6	V	G	V	V	V
7	G	V	V	V	G
8	V	V	V	V	V

G = gleichbleibend, V = verändert

Die ersten vier Parameterstudien wurden für die Stegformen ebenes Blech, Trapezblech und Wellblech durchgeführt.

4.3.2.2 Beullastberechnung

4.3.2.2.1 Allgemeines

Anders als für die Beullastberechnung der tatsächlich durchgeführten Versuche werden die Eigenwerte mit Imperfektionen aus der Literatur nach [Beg2010] skaliert. Die Vorgehensweise zur Ermittlung der Eigenwerte mit der **Buckling Analysis** ist identisch.

Die Ergebnisse aus der **Buckling Analyse** sind nicht immer repräsentativ. Es gibt Unterschiede zu den analytischen Ergebnissen, denn die kritische Beulspannung kann durchaus auch höher sein als die Streckgrenze des Materials.

Beulformen

Für die einzelnen Träger ergeben sich nach der Beulanalyse brauchbare und unbrauchbare Beulformen, die die Eigenwerte repräsentieren. Es kann ebenfalls angenommen werden, dass für die jeweilige Beulform der Eigenwert dargestellt wird, der die Kraft repräsentiert, die genau dann erreicht wird, wenn der Träger beult. Genau diese Verschiebungsfigur stellt dar, dass keine Schubkraft mehr vom Steg aufgenommen werden kann. Negative Eigenwerte bleiben unberücksichtigt, obwohl diese nur aussagen, dass bei umgekehrtem Lastangriff, sich eben die ermittelte Beulform ergibt [Abaqus2013-2].

4.3.2.2.2 Auswertung

Die ermittelten Eigenwerte können mit den kritischen Beullasten gleichgesetzt werden. Der **Loadfactor** (Eigenwert) wird mit der aufgebrachten Last multipliziert, welche in unserem Fall aber einfach mit 1 deklariert wurde.

Die Interpretation der Werte in den einzelnen Parameterstudien lässt die Aussage zu, dass für die Trapez- und Sinusträger die Werte der Beullasten nicht korrekt ausgegeben werden bzw. als eine Art ideale Beullast zu sehen sind, die nie erreicht werden kann, da bei später durchgeführter Traglastanalyse die Imperfektionen und Nichtlinearitäten dem idealen Zustand entgegenwirken. Des Weiteren sind sehr große Unterschiede der Beullasten bei unterschiedlicher Netzgröße von einzelnen Trägern zu erkennen.

Der Software ABAQUS® ist für die **Buckling Analyse** die allgemeine Plattentheorie nach Tetmajer hinterlegt, welche nicht für die Trapez- und Sinusträger gilt. Daraus resultierend wird auf die Auswertung der einzelnen Eigenwerte verzichtet. Vielmehr wird das Augenmerk auf die Traglastberechnung mit der **Riks**-Methode gelegt.

Die Ergebnisse der Eigenwerte für die ersten beiden Parameteranalysen sind tabellarisch in Tabelle 4-17 und Tabelle 4-19 angegeben.

Für die Werte der Trapezträger erscheinen die Werte durchaus realistisch, aber auch hier gibt es das gleiche Problem wie bei den Sinusträgern, dass die kritischen Lasten nach der Eulerhyperbel berechnet werden und diese für kleine Schlankheiten ungenaue Werte für die Trapezträger ergeben. Die qualitative Aussage, ob lokales oder globales Beulen auftritt, ist nach der Beulanalyse korrekt [Abaqus2006].

Tabelle 4-17: Eigenwerte der Parameteranalyse 1

Bezeichnung	Eigenwerte = Beullasten				
	Eben	Trapez	Sinus	Struktur0	Struktur90
1-05	1,339	13,35	116,83	5,19	5,132
1-10	10,435	107,12	496,58	23,646	23,26
1-15	34,364	359,01	1137,69	59,66	59,79
1-20	79,529	839,32	2101,03	117,12	115,74
1-25	151,63	1060,01	3431,7	200,43	198,60
1-30	255,56	2527,19	4243,05	313,83	311,62

Die Werte der kritischen Beullasten für die Trapez- und Sinusträger werden in der Parameteranalyse 1 im Vergleich zu den berechneten Werten nach DASt015 nicht korrekt ausgegeben. Die Gegenüberstellung der Ergebnisse aus FEM und Analytik für Träger mit ebenem Steg sind in Tabelle 4-18 zu sehen. Hier ist zu erkennen, dass die Beullasten aus der Ableitung der Eigenwerte nicht übereinstimmen. Aus diesem Grund wird dieser Ansatz nicht weiter verfolgt.

Tabelle 4-18: Gegenüberstellung der Beulwerte der Parameteranalyse 1

Bezeichnung	Eigenwerte = Beullasten		
	Eben _{FEM}	Eben _{CAL}	Eben _{FEM} / Eben _{CAL}
1-05	1,339	0,898	1,491
1-10	10,435	7,18	1,453
1-15	34,364	24,23	1,418
1-20	79,529	57,434	1,385
1-25	151,63	112,176	1,352
1-30	255,56	189,74	1,32

Die Werte der kritischen Beullasten für die Trapez- und Wellstegträger werden ebenfalls wie bei der Parameteranalyse 1 in der Parameteranalyse 2 nicht korrekt ausgegeben.

Der Eigenwert für den Träger 2-2794 mit Trapezsteg müsste normalerweise ein wenig geringer sein als der Wert vom Träger 2-2624, da aber bei dieser Länge, der Trapezsteg an die Mittelsteife bzw. Endsteife mit einem größeren Versatz anschließt, wirkt das daraus resultierende Versatzmoment positiv (Tabelle 4-19).

Der Eigenwert für den Träger 2-5330 mit Trapezsteg ist sehr viel kleiner als zum Träger zuvor. Es ist eindeutig ein globales Versagen des Obergurtes vorhanden, somit ist der Beulfaktor für globales Beulen angegeben.

Für die drei längsten Wellstegträger ist eindeutig ein globales Versagen des Obergurtes vorhanden. Der Beulfaktor für globales Beulen ist angegeben.

Tabelle 4-19: Eigenwerte der Parameteranalyse 2

Bezeichnung	Eigenwerte = Beullasten				
	Eben	Trapez	Sinus	Struktur0	Struktur90
2-986	11,92	90,27	496,75	26,83	27,03
2-1168	10,61	90,01	459,13	24,04	23,60
2-1352	10,05	89,84	491,7	22,67	22,07
2-1528	9,76	89,57	489,8	21,77	21,33
2-1708	9,3	89,41	487,7	20,67	20,32
2-1888	9,04	89,09	489,1	20,14	20,19
2-2068	8,91	88,88	475,9	19,8	19,22
2-2248	8,84	88,62	450,5	19,6	-
2-2430	8,72	88,35	463,8	19,324	-
2-2624	8,62	87,00	484,8	19,068	-
2-2794	8,56	87,76	456,8	19,39	-
2-3640	8,37	86,43	206,8	-	-
2-4484	8,25	84,75	112,4	-	-
2-5330	8,14	70,24	69,0	-	-

4.3.2.3 Traglastberechnung

4.3.2.3.1 Allgemeines

Im Gegensatz zur Nachrechnung bzw. Kalibrierung der Versuche wird zur allgemeinen Traglastberechnung die **Riks**-Methode angewendet. Dabei werden zwar weggeregelte Versuche simuliert, aber keine Durchbiegungsfunktion implementiert. Allen Trägern werden zur besseren Gegenüberstellung bzw. zum Vergleich der Ergebnisse dieselben Materialdaten für Flansch (S355), Steife (S355) und Steg (DC01) hinterlegt.

4.3.2.3.2 Parameter der Profilierungen

Wie bereits erwähnt, sind alle Profildaten der verschiedenen Parameteranalysen in der Anlage C.4 in Tabelle C-7 bis Tabelle C-18 aufgezeigt.

Für die ersten vier Parameteranalysen sind die Ergebnisse für die ebenen Bleche, die Trapezbleche und die Wellbleche in den nachfolgenden Tabellen und Diagrammen aufgeführt.

Aufgrund der hohen Fehlerquote bei größeren Trägerabmessungen und der intensiven Rechenleistung konnten innerhalb dieser Arbeit nur die ersten beiden Parameteranalysen für die strukturierten Bleche durchgeführt werden. Mit der handelsüblichen, zur Verfügung gestellten Rechentechnik ist es nicht möglich, in angemessenem Zeitrahmen akzeptable Ergebnisse zu erhalten.

4.3.2.3.3 Auswertung der Traglastberechnung

Parameteranalyse 1 und 2

Mit steigender Stegdicke nimmt die aufnehmbare Traglast linear zu. Einzig für den Wellsteg trifft das erst ab einer Stegdicke von 1,0 mm zu. Außerdem ist zu sehen, dass das Verhalten der strukturierten Stege mit denen der ebenen Stege fast identisch ist. Der Einfluss der Stegdicke ist in allen drei Stegvarianten gleich. Den stärksten Einfluss bzw. das sensibelste Verhalten besitzen die Trapezstege, da der Anstieg der Kurve im Diagramm (Abbildung 4-33) am höchsten ist.

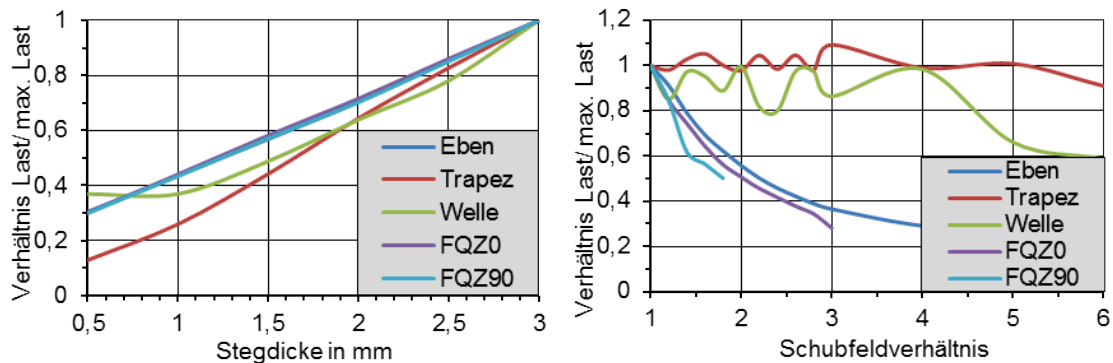


Abbildung 4-33: Parameteranalyse 1 – Einfluss der Stegdicke (li.) und Parameteranalyse 2 – Einfluss des Schubfeldverhältnisses (re.)

Die Traglast für die Träger mit ebenem und strukturiertem Steg nimmt bei steigendem Schubfeldverhältnis ab (Abbildung 4-33 (re.)). Den größeren Einfluss auf die Traglast übt das Schubfeldverhältnis auf die Träger mit strukturiertem Steg aus, da deren Traglastkurve unterhalb der ebenen Stege verläuft und einen steileren Anstieg bei größerem Schubfeldverhältnis besitzt. Völlig anders ist das Verhalten der Trapez- und Wellstege. Die Traglasten nehmen immer um die 80 % bis 100 % der Traglast bei kleinstem Schubfeldverhältnis ein, was sich erst ab einem Schubfeldverhältnis von 5 verändert.

Während die Art der Profilierung einen Einfluss hat, gilt dies nicht für das globale Schubfeldverhältnis. Bei einem Schubfeldverhältnis von 5 versagt der Träger mit Trapez- bzw. Wellsteg global. Mit veränderlicher Trägerlänge sind die Anschlüsse der Trapez- oder Wellstege an die Steifen mit unterschiedlichem Versatz angeordnet, sodass ein Versatzmoment entsteht, das einerseits positiv, aber andererseits auch negativ auf die Traglast wirken kann.

Für die Parameteranalysen 1 und 2 sind für die jeweiligen Steggeometrien die Traglastkurven für jede Trägervariante in Anlage C.4 in Abbildung C-23 bis Abbildung C-32 aufgeführt.

Parameteranalyse 3 und 4

Die Parameteranalyse 3 konnte nur für die ebenen Stege, Trapezstege und Wellstege durchgeführt werden. Es ist erkennbar, dass mit steigendem Schubfeldverhältnis die Traglasten abnehmen. Bei den ebenen Trägern wird ein Minimalwert vom Lastverhältnis von 0,3 nicht unterschritten. Viel größer ist der Einfluss bei Schubfeldverhältnissen größer als 5 bei den profilierten Trägern (Abbildung 4-34 (li.)).

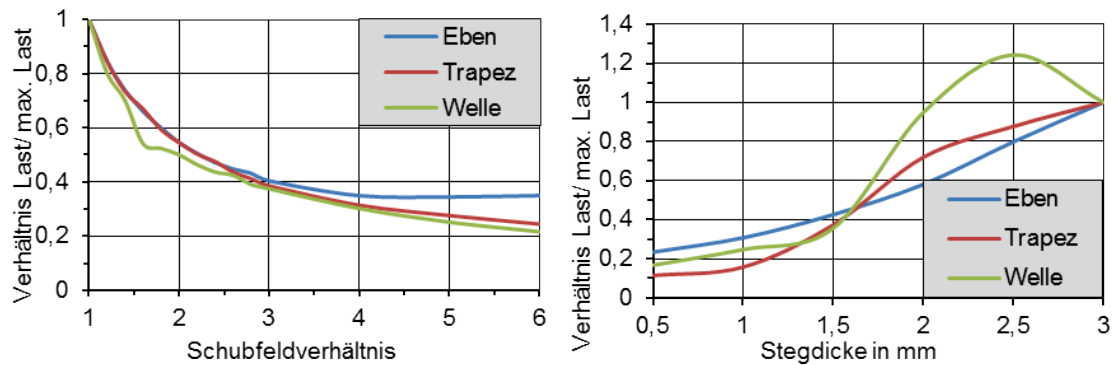


Abbildung 4-34: Parameteranalyse 3 – Einfluss des Schubfeldverhältnisses (li.) und Parameteranalyse 4 – Einfluss der Stegdicke (re.)

Bei der Parameteranalyse 4 sieht man den deutlichen Einfluss der Stegdicke auf die Traglast. Allein bei den Wellstegträgern ab einer Stegdicke größer als 2,5 mm ist ein Abfall der maximalen Traglasten zu erkennen, da sich als Versagen das globale Beulen des Obergurtes einstellt (Abbildung 4-34 (re.)).

Für die Parameteranalysen 3 und 4 sind für die jeweiligen Steggeometrien die Traglastkurven für jede Trägervariante in Anlage C.4 in Abbildung C-33 bis Abbildung C-38 aufgeführt.

4.3.3 Veränderung der Steggeometrie – Strukturveränderung

4.3.3.1 Allgemeines

In den Realbauteilversuchen wurden insgesamt nur sieben Träger mit den strukturierten Blechen von FQZ[®] getestet. Da es aber noch viele weitere Trägervarianten geben kann, bei Veränderung von Wabengröße, Wabenrichtung und Fügetechnologie, wurden die folgenden Versuchsträger in ein FE-Modell überführt, um eine Aussage zu treffen, welcher Parameter sich auf welche Weise auf das Versuchsergebnis auswirkt. Die Darstellung der Versuchsbezeichnung ist anlehnd an Kapitel 3.5.4.

Die Trägersimulation ab FEM50.1 wird für eine Wabenhöhe von 6,0 mm durchgeführt.

Entscheidend für den Vergleich sind die Traglastberechnungen. Deshalb wird auf eine explizite Darstellung der **Buckling Analyse** verzichtet.

Tabelle 4-20: Darstellung Versuchbezeichnung

Versuchsbezeichnung	Bezeichnung mit Parameter
FEM04.1	2_0.5_0_33_WW
FEM05.1	2_0.5_90_33_WW
FEM09.1	1_1.0_90_33
FEM10.1	1_1.0_0_33
FEM11.1	2_0.5_90_33_StS
FEM12.1	2_0.5_45_33_WW
FEM13.1	2_0.5_90_51_WW
FEM14.1	1_1.0_45_33
FEM15.1	2_0.5_0_33_StS
FEM16.1	2_0.5_45_33_StS
FEM17.1	2_0.5_0_51_WW
FEM18.1	2_0.5_45_51_WW
FEM19.1	2_0.5_0_51_StS
FEM20.1	2_0.5_45_51_StS
FEM21.1	2_0.5_90_51_StS
FEM22.1	1_1.0_0_51
FEM23.1	1_1.0_45_51
FEM24.1	1_1.0_90_51
FEM50.1	2_0.5_0_33_WW_6.0
FEM51.1	1_1.0_0_33_6.0

4.3.3.2 Traglastberechnung

Für alle Träger wird als Referenzwert zur Gegenüberstellung der Traglasten, kritischen Beullasten bzw. auch der Aufführung der Kraft beim Erreichen des ersten Fließplateaus die Simulation FEM01.1 gewählt. Wie in Kapitel 4.2.2 beschrieben, fällt die kritische Beullast aus der Simulation um 53 % höher aus. Deshalb wird der Wert für die kritische Beullast aus dem Versuch V01.1 gewählt. Das gleiche Material, Stahl DC01, wurde für die Simulation aller Träger wie vom Referenzträger verwendet.

Tabelle 4-21: Ergebnisse FEM des Referenzträgers

Versuch	F_u [kN]	v_u [mm]	F_{cr} [kN]	u_{cr} [mm]	F_{pl} [kN]	v_{pl} [mm]
FEM01.1	92,69	50,03	20,22	2,08	-	-

4.3.3.2.1 Einfluss Wabengröße

Vergleich von 1_1.0_0_33 und 1_1.0_0_51

Beim Einsatz eines Einzelbleches mit der Strukturrichtung 0° und einer Wabengröße von 33,0 mm ist der Unterscheid bei der erreichten Traglast gegenüber der Wabengröße 51,0 mm nur sehr gering. Ebenfalls liegen bei den kritischen Beullasten die Werte nur wenige Prozentpunkte auseinander. Das Verhalten ist ähnlich. Nach gleichmäßigem Anstieg verändert sich der Anstiegswinkel. Danach beginnt der Bereich der plastischen Tragreserve. Im Kraft-Horizontalverschiebungs-Diagramm wird weit nach dem Toleranzwert von $h/200$ ein Grenzwert bzw. Maximum erreicht, der auf den Steigungswechsel im Kraft-Horizontalverschiebungs-Diagramm hindeutet (Anlage C.5.1 Abbildung C-39, Tabelle C-19 und Tabelle C-20).

Vergleich von 1_1.0_45_33 und 1_1.0_45_51

Verändert sich die Wabenrichtung um 45° , so bildet sich bei der Wabengröße 51,0 mm ein Fließplateau, das bei der Wabengröße 33,0 mm nicht erzeugt wird. Für die kritischen Beullasten ergeben sich gute Übereinstimmungen, d.h. dass bei Einsatz von einem Einzelblech mit Wabenrichtung 45° die Wabengröße keinen nennenswerten Einfluss auf die Traglast bzw. kritische Beullast besitzt (Anlage C.5.1 Abbildung C-40, Tabelle C-21 und Tabelle C-22).

Vergleich von 1_1.0_90_33 und 1_1.0_90_51

Vergleicht man nun die Wabengröße 33,0 mm und 51,0 mm im Hinblick auf die Strukturrichtung 90° , so liegen die Traglastkurven fast übereinander. Dasselbe gilt für die Kurven im Kraft-Horizontalverschiebungs-Diagramm (Anlage C.5.1 Abbildung C-41, Tabelle C-23 und Tabelle C-24).

Für alle Strukturrichtungen beim Einzelblech gilt: Im Kraft-Horizontalverschiebungs-Diagramm wird weit nach dem Toleranzwert von $h/200$ ein Grenzwert bzw. Maximum erreicht, der auf den Steigungswechsel im Kraft-Horizontalverschiebungs-Diagramm hindeutet. Im Vergleich zum Referenzträger mit ebenem Stegblech sind im Durchschnitt Traglastminderungen von 1,4 % und erhöhte kritische Beullasten von 24,8 % zu verzeichnen.

Vergleich von 2_0.5_0_33_WW und 2_0.5_0_51_WW

Beim Einsetzen von größeren Strukturen im Sandwich mit einer Wabenausrichtung von 0° und der Fügetechnologie W-W sinken die kritische Beullast und die Kraft beim Erreichen des ersten Fließplateaus. Für die kritische Beullast von Träger 2_0.5_0_33_WW erreicht die Horizontalverformung nicht den Toleranzwert, weil ein Umschlagen von Beulform 1 zur Beulform 2 stattfindet und die Stegmitte am Messpunkt zurückrutscht. Deshalb wird das Maximum der Kurve vor dem Toleranzwert genutzt (Anlage C.5.1 Abbildung C-42, Tabelle C-25 und Tabelle C-26).

Vergleich von 2_0.5_45_33_WW und 2_0.5_45_51_WW

Bei Wabenrichtung 45° eines Sandwichsteges sind ebenfalls unterschiedliche Kräfte beim Ausbilden des Fließplateaus, bzw. vermeintlichen Plateaus, zu erkennen. Bei der kritischen Beullast gibt es für die Strukturgröße 51,0 mm eine Minderung von ca. 25 %. Es kann keine Aussage für die Traglast getätigt werden, da es nicht möglich war, die

Simulation des Trägers 2_0.5_45_51_WW zu vollenden. Es wird aber davon ausgegangen, dass die Traglasten sich nicht deutlich ändern im Gegensatz zum Referenzträger (Anlage C.5.1 Abbildung C-43, Tabelle C-27 und Tabelle C-28).

Vergleich von 2_0.5_90_33_WW und 2_0.5_90_51_WW

Wird die Struktur mit 90° eingesetzt, bildet sich bei der Strukturgröße 51,0 mm ein Fließplateau während des Beulens aus, welches nicht bei der Strukturgröße 33,0 mm zu verzeichnen ist. Die Traglasten liegen nur bei der Strukturgröße 51,0 mm wieder unterhalb der des Referenzträgers. Die kritischen Beullasten aber erhöhen sich um mehr als 110 % (Anlage C.5.1 Abbildung C-44, Tabelle C-29 und Tabelle C-30).

Vergleich von 2_0.5_0_33_StS und 2_0.5_0_51_StS

Das Verhalten bei der Füge­technologie StS, einer Waben­richtung von 0° und dem Ein­satz von verschiedenen Waben­größen ist ähnlich. Die kritischen Beullasten sind fast identisch und sind mehr als 40 % höher im Vergleich zum Referenzträger. Die Traglasten können nicht ausgegeben werden, da die Simulation nicht vollständig durchgeführt werden konnte (Anlage C.5.1 Abbildung C-45, Tabelle C-31 und Tabelle C-32).

Vergleich von 2_0.5_45_33_StS und 2_0.5_45_51_StS

Wird die Struktur­richtung um 45° zu den zuvor genannten Trägern verdreht, so sind die erreichten kritischen Beullasten ebenfalls um ca. 50 % höher als die des Referenzträgers. Die Kraft, die beim Ausbilden des Fließplateaus auftritt, verändert sich nur gering. Die Traglasten liegen im ähnlichen Wertebereich wie beim Referenzträger (Anlage C.5.1 Abbildung C-46, Tabelle C-33 und Tabelle C-34).

Vergleich von 2_0.5_90_33_StS und 2_0.5_90_51_StS

Dreht man die Struktur um 90° und ersetzt die kleinere Wabe mit einer Wabe von 51,0 mm Größe, so unterscheiden sich die kritischen Beullasten um ca. 25 %. Dennoch besitzen die Träger höhere Beullasten im Vergleich zum Referenzträger. Die Kräfte des Fließplateaus liegen um 17,5 % auseinander. Die Traglasten sind leider nicht vergleichbar, da die FE-Modellierung nicht für beide Träger vollständig ausgeführt werden konnte. Es wird aber davon ausgegangen, dass die Traglasten nicht mehr als 10 % auseinanderliegen (Anlage C.5.1 Abbildung C-47, Tabelle C-35 und Tabelle C-36).

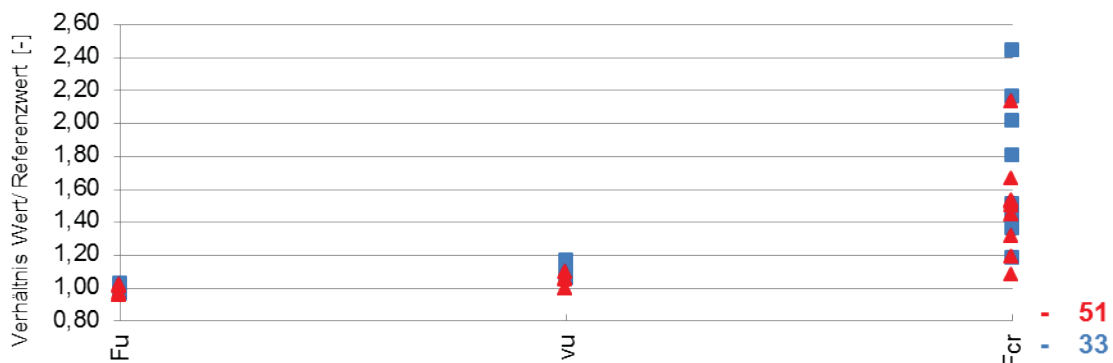


Abbildung 4-35: Einfluss Waben­größe (Bezeichnungen siehe S.82)

Zusammenfassend zeigt dies, dass die Strukturgröße 33 in den Vergleichswerten überwiegend positivere Ergebnisse erreicht als die Strukturgröße 51. Dies ist an der

Verteilung der Punkte für die Wabengröße 33 in Abbildung 4-35 zu erkennen. Für die kritischen Beullasten sind die Werte durchweg höher im Gegensatz zur Wabengröße 51. Die Verschiebung in Trägermitte liegt für die Wabengröße 33 bis auf einen Träger im Bereich der Wabengröße 51.

4.3.3.2.2 Einfluss Wabenrichtung

Vergleich von 1_1.0_0_33, 1_1.0_45_33 und 1_1.0_90_33

Beim Einsatz eines Einzelbleches mit einer Wabengröße von 33,0 mm ist der Unterschied bei den erreichten Traglasten nur sehr gering. Sie nehmen ungefähr dieselben Werte des Referenzträgers an. Ebenfalls liegen bei den kritischen Beullasten die Werte nur wenige Prozent auseinander, aber um ca. 30 % höher als beim Träger mit ebenem Stegblech. Somit ist der Einfluss der Wabenrichtung für ein Einzelblech mit der Strukturgröße 33,0 mm unerheblich (Anlage C.5.2 Abbildung C-48, Tabelle C-37 und Tabelle C-38).

Vergleich von 2_0.5_0_33_WW, 2_0.5_45_33_WW und 2_0.5_90_33_WW

Vergleicht man nun ein Sandwich mit der Strukturgröße 33,0 mm, so stellt man fest, dass die Wabenrichtung keinen Einfluss auf die Traglast hat. Wohl aber auf das Beulverhalten, denn es bilden sich bei 0° und 45° Fließplateaus aus, die bei der Strukturrichtung von 90° nicht vorhanden sind. In diesem Fall sind sogar die kritischen Beullasten fast identisch mit den Kräften des Fließplateaus. Was aber auffällt ist, dass alle kritischen Beullasten über 100 % größer sind als die des Referenzträgers (Anlage C.5.2 Abbildung C-49, Tabelle C-39 und Tabelle C-40).

Vergleich von 2_0.5_0_33_StS, 2_0.5_45_33_StS und 2_0.5_90_33_StS

Zwischen der Strukturrichtung 0° und 45° gibt es keinen Unterschied bei der kritischen Beullast und dem Ausbilden eines Fließplateaus während des Beulens. Der Einsatz der Strukturrichtung von 90° ergibt eine Steigerung der Beullast von ungefähr 20 %. Für nicht alle Träger können Traglasten aufgeführt werden. Generell liegen alle Beullasten mehr als 95 % über dem Referenzwert (Anlage C.5.2 Abbildung C-50, Tabelle C-41 und Tabelle C-42).

Vergleich von 1_1.0_0_51, 1_1.0_45_51 und 1_1.0_90_51

Vergleicht man die Strukturgröße 51,0 mm als Einzelblech in ihren drei verschiedenen Strukturrichtungen miteinander, so stellt man fest, dass die kritischen Beullasten von 0° und 90° ähnlich sind und ebenso eine Steigerung gegenüber dem ebenen Referenzträger von rund 30 % besitzen. Dahingegen zieht der Einsatz mit der Richtung von 45° ein Fließplateau mit sich. Die kritische Beullast unterscheidet sich nur 6 % vom Träger mit ebenem Steg. Die Traglasten liegen alle nur wenige Prozent auseinander (Anlage C.5.2 Abbildung C-51, Tabelle C-43 und Tabelle C-44).

Vergleich von 2_0.5_0_51_WW, 2_0.5_45_51_WW und 2_0.5_90_51_WW

Für einen Sandwichsteg mit der Fügetechnologie WW gefertigt ergeben sich keine Unterschiede bei den Traglasten. Das Verhalten im Beulbereich verändert sich nicht, sodass für die Wabenrichtung 0° und 45° die Kräfte am Fließplateau nahezu gleich sind. Dasselbe gilt für die kritischen Beullasten. Einzig die Wabenrichtung 90° zeigt einen großen Einfluss auf die kritische Beullast, die ca. 170 % höher ausfällt als die des Referenzträgers (Anlage C.5.2 Abbildung C-52, Tabelle C-45 und Tabelle C-46).

Vergleich von 2_0.5_0_51_StS, 2_0.5_45_51_StS und 2_0.5_90_51_StS

Leider kann für die Kombination Fügetechnologie StS und Wabengröße 51,0 mm für keine der drei Strukturrichtungen eine Traglast ausgewiesen werden. Dennoch ist ersichtlich, dass es keinen Unterschied in Bezug auf die kritische Beullast gibt. Es ist erstaunlich, wie nahezu deckungsgleich die Horizontalverschiebungskurven übereinander liegen. Vergleicht man die Kräfte beim Fließplateau, dann ist zu erkennen, dass mit größer werdender Gradzahl auch die Kraft bei ähnlicher Vertikalverschiebung steigt (Anlage C.5.2 Abbildung C-53, Tabelle C-47 und Tabelle C-48).

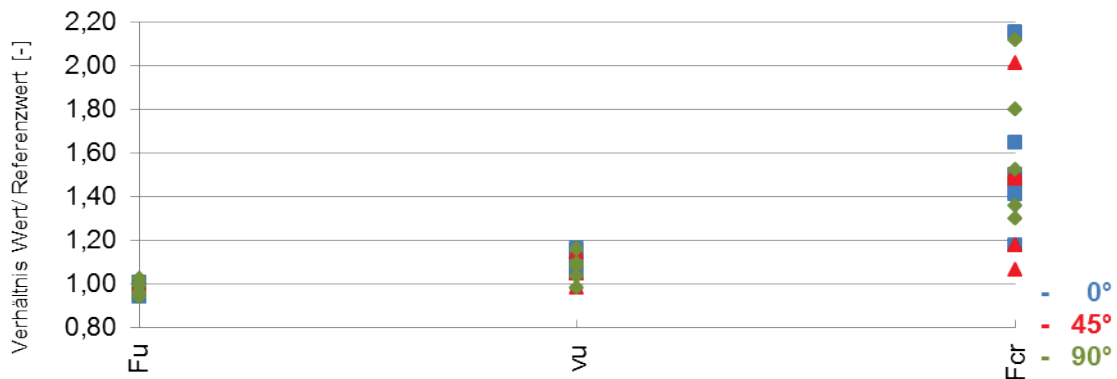


Abbildung 4-36: Einfluss Wabenrichtung

In Abbildung 4-36 ist ersichtlich, dass die mehrheitlich höchsten Werte für die kritische Beullast mit der Strukturrichtung 90° erreicht wird. Die Traglasten unterscheiden sich nicht nennenswert und liegen mehrheitlich im Bereich von 0,9 und 1,0 im Vergleich zum Träger mit ebenem Steg.

4.3.3.2.3 Einfluss Einzelblech und Sandwich

Vergleich von 1_1.0_0_33, 2_0.5_0_33_WW und 2_0.5_0_33_StS

Im Vergleich von Einzelblech und Sandwichsteg mit der Strukturrichtung 0° erkennt man, dass sich die Traglasten nicht merklich unterscheiden. Für das Einzelblech und das Sandwich, gefügt mit der Technologie StS, liegen auch die kritischen Beullasten sehr nahe beieinander. Allein für die Fügetechnologie WW erhöht sich die kritische Beullast um ca. 50 % gegenüber dem Einzelblech. Insgesamt liegen alle drei Träger mit den kritischen Beullasten von 40 % bis 115 % über dem Referenzwert des Trägers mit ebenem Steg (Anlage C.5.3 Abbildung C-54, Tabelle C-49 und Tabelle C-50).

Vergleich von 1_1.0_45_33, 2_0.5_45_33_WW und 2_0.5_45_33_StS

Wird die Wabenstruktur mit der Richtung 45° eingesetzt, so unterscheiden sich die kritischen Beullasten untereinander um ca. 20 % von Einzelblech zum Sandwich mit der Fügetechnik StS. Wird das Sandwich Wabe auf Wabe gefügt, so ist die Differenz sogar bei 50 %. Die Traglasten liegen im Bereich des Referenzträgers (Anlage C.5.3 Abbildung C-55, Tabelle C-51 und Tabelle C-52).

Vergleich von 1_1.0_90_33, 2_0.5_90_33_WW und 2_0.5_90_33_StS

Vergleicht man das Einzelblech mit dem Sandwich, wenn die Waben um 90° gedreht sind, erreichen die Traglast und kritische Beullast wieder bei der Fügetechnologie Wabe-Wabe die höchsten Werte. Alle Traglasten liegen in einem Differenzbereich von ca. 7 %. Die kritische Beullast vom Träger mit dem Sandwichelement Wabe auf Wabe geschweißt ist um über 140 % höher als die des Referenzträgers (Anlage C.5.3 Abbildung C-56, Tabelle C-53 und Tabelle C-54).

Vergleich von 1_1.0_0_51, 2_0.5_0_51_WW und 2_0.5_0_51_StS

Bei der Wabengröße 51 hat das Einzelblech im Vergleich zu den Sandwichelementen die größte Traglast, aber die kleinste kritische Beullast. Außerdem ist zu erkennen, dass kein Fließplateau ausgebildet wird. Beide strukturierte Sandwichstege besitzen eine kritische Beullast, die um mehr als 65 % höher ausfällt als beim Referenzträger (Anlage C.5.3 Abbildung C-57, Tabelle C-55 und Tabelle C-56).

Vergleich von 1_1.0_45_51, 2_0.5_45_51_WW und 2_0.5_45_51_StS

Für die Wabengröße 51,0 mm und der Strukturrichtung 45° bilden das Einzelblech sowie die Sandwichplatten Fließplateaus im Beulbereich aus. Die größte Kraft für diesen Bereich liefert das Einzelblech bei einer hohen vertikalen Durchbiegung. Im Vergleich dazu sind die Fließplateaukräfte der gefügten Sandwichelemente bei kleineren Gesamtdurchbiegungen um 35 % bis 73 % geringer.

Stellt man die Horizontalverschiebungen gegenüber, so erkennt man, dass das Wabe auf Wabe gefügte Sandwich den größten Anstieg besitzt, aber bereits vor Erreichen des Toleranzwertes ein Plateau ausbildet, was angibt, dass ohne weitere Kraftsteigerung die Beulverschiebung des Steges zunimmt. Somit liegen die kritischen Beullasten bei den Sandwichplatten im selben Bereich und sind um ca. 50 % höher als beim ebenen Träger (Anlage C.5.3 Abbildung C-58, Tabelle C-57 und Tabelle C-58).

Vergleich von 1_1.0_90_51, 2_0.5_90_51_WW und 2_0.5_90_51_StS

Beim Einsatz von um 90° gedrehte Strukturen der Größe 51,0 mm ergeben sich ähnlich große Traglasten, wobei für die Simulation vom Sandwich mit der Fügetechnologie StS die Traglast im Bereich der Vergleichsträger liegt. Für das Einzelblech erhält man die geringste kritische Beullast und es wird kein Fließplateau ausgebildet. Mit dem Sandwichelement Wabe-Wabe gefügt wird die größte kritische Beullast ausgewiesen (Anlage C.5.3 Abbildung C-59, Tabelle C-59 und Tabelle C-60).

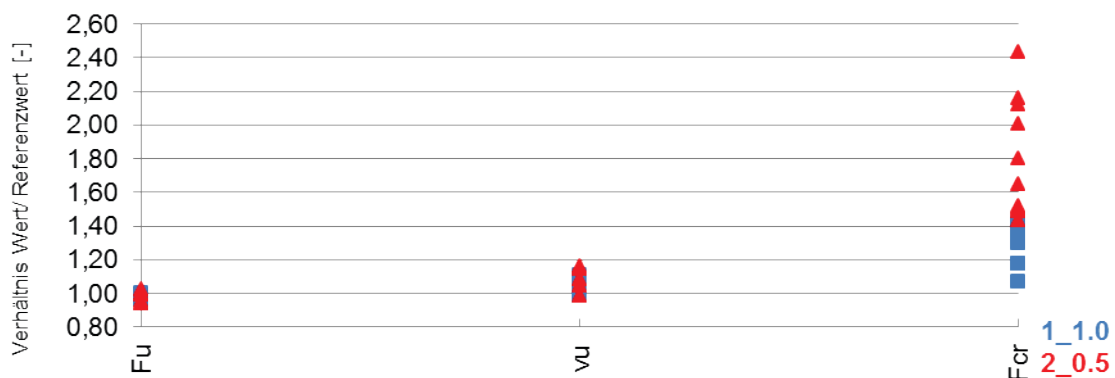


Abbildung 4-37: Einfluss Einzelblech bzw. Sandwichelement

In Abbildung 4-37 ist dargestellt, dass für alle Sandwichelemente die kritischen Beullasten am größten sind.

4.3.3.2.4 Einfluss Fügetechnologie

Vergleich von 2_0.5_0/45/90_33_WW und 2_0.5_0/45/90_33_StS

Bei der Gegenüberstellung der Fügetechnologie ist für die Wabengrößen 33,0 mm und 51,0 mm erkennbar, dass die Wabe-Wabe-Punktschweißung steifere Platten erzeugt. Das ist an den steileren Anstiegen bei der Messung der Horizontalverschiebungen in Stegmitte und den daraus erreichten kritischen Beullasten zu sehen. Die erreichten Traglasten liegen auf demselben Niveau (Anlage C.5.4 Abbildung C-60 und Abbildung C-61 sowie Tabelle C-59 bis Tabelle C-64).

4.3.3.2.5 Einfluss Wabenhöhe

Vergleich von 2_0.5_0_33_WW und 2_0.5_0_33_WW_6.0

Es fällt deutlich auf, dass die Stege mit größeren Wabenhöhen kleinere Traglasten bei viel größeren Vertikalverschiebungen erreichen, wenn ein Sandwichelement eingesetzt ist. Ein vermeintliches Fließplateau ist nur annähernd erkennbar, aber erstreckt sich auf eine große, vertikale Verschiebung, was viel deutlicher bei den kleineren Wabenhöhen ausgeprägt ist. Bei der horizontalen Stegmittenmessung erkennt man eine ähnliche Steifigkeit gegenüber dem Beulen bei beiden Wabenhöhen (Anlage C.5.5 Abbildung C-62 sowie Tabelle C-65 und Tabelle C-66).

Vergleich von 1_1_0_33_WW und 1_1_0_33_WW_6.0

Setzt man nun die verschiedenen Wabenhöhen bei Einzelblechen ein, so fällt auf, dass ebenfalls kleinere Traglasten erreicht werden, aber ebenso vergleichbar niedrige kritische Beullasten in Bezug auf den Referenzträger. Der Träger mit dem Einzelblech und der Wabenhöhe 6,0 mm erreicht bei kleinerer Traglast eine fast doppelt so große Vertikalverschiebung des Trägers. Das ist dem Auseinanderziehen der Waben geschuldet (Anlage C.5.5 Abbildung C-63 sowie Tabelle C-67 und Tabelle C-68).

5 Analytische Untersuchungen von Stahlleichtbauträgern

5.1 Berechnungsmodelle für Träger mit schlanken Stegen

5.1.1 Ebener Steg

5.1.1.1 Verschiedene Modelle

In dieser Arbeit werden schlanke Stahlleichtbauträger nach drei Verfahren berechnet. Dabei handelt es sich um das Cardiff-Modell, welches die Grundlage für die DAST015 bildet, die bereits 1990 mit einer Fassung zur Verfügung stand. In den darauffolgenden Jahren setzte sich in der Normungslandschaft das Höglund-Modell durch, welches jetzt in DIN EN 1993-1-5 eingebettet ist. Zur Ergänzung wird noch kurz auf das Modell von Basler im ANSI AISC360-10 und AASHTO2010 eingegangen.

5.1.1.2 Cardiff-Modell

Schubfeldanteil

Das Moment $M_{c,r}$ wird in Normalkräfte $N_{c,r}$ und $N_{t,r}$ über die Steghöhe b_w aufgeteilt. Wenn die Schubspannung τ unterhalb der kritischen Schubspannung τ_{cr} bleibt, verteilt sich die Schubspannung τ auch gleichmäßig im Stegblech. Wie die Verteilung der Schubspannung ist, hängt vorwiegend vom Verhältnis $\alpha = \frac{a_w}{b_w}$ ab. Der Abstand der Quersteifen wird durch den Ausdruck a_w beschrieben.

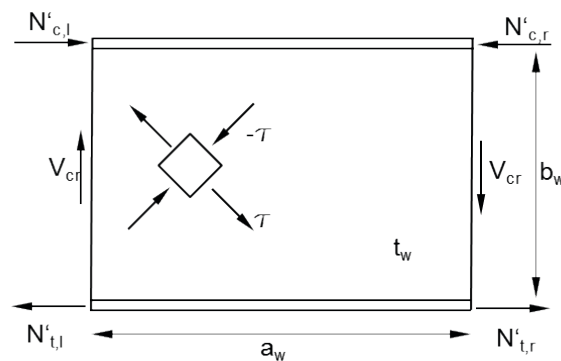


Abbildung 5-1: Darstellung des Schubfeldes [DAST015]

Die rechnerische Schubtragfähigkeit, auch als Grenztragfähigkeit des Schubfeldes benannt, errechnet sich dann wie folgt:

$$V_{cr} = \tau_{cr} \cdot b_w \cdot t_w \quad (5.1)$$

$$V_{cr} = \kappa_\tau \cdot b_w \cdot t_w \cdot \tau_{y,w} \quad (5.2)$$

Daraus erkennt man, dass eigentlich $\tau_{cr} = \kappa_\tau \cdot \tau_{y,w}$ ist. (5.3)

Zugfeldanteil

Ist die Belastung des Trägers so groß, dass die Schubspannung τ größer als die kritische Schubspannung τ_{cr} ist, dann bildet sich ein so genanntes Zugfeld aus. Die Zugfeldrichtung ist abhängig vom Seitenverhältnis $\alpha = \frac{a_w}{b_w}$ und orientiert sich an der Zugfelddiagonalen. Tatsächlich wird sie aber mit $2/3$ des Winkels der Stegblechdiagonalen angenommen. Abbildung 5-2 zeigt das Zugfeld eines Endfeldes mit Endsteife. In der Abbildung ist b_w mit h ersetzt worden und c_1 , c_2 und c_s stellen die Fließgelenkabstände dar.

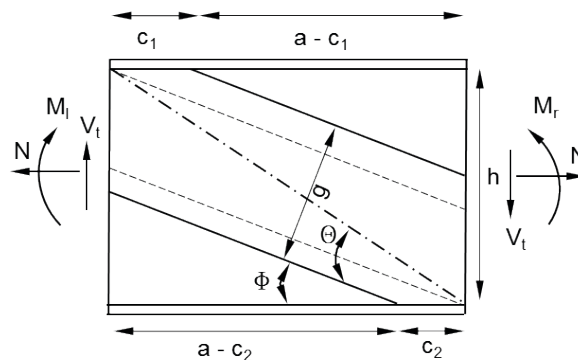


Abbildung 5-2: Zugfeld, Transformation τ_{cr} , Zugfeldbreite g [DASt015]

Die Zugspannungen treten laut Annahme nur im Zugfeld mit der Breite g auf. Zwar werden die Gleichgewichts- bzw. Verformungsbedingungen an den Längsrändern nicht mehr eingehalten, aber mit dem vereinfachten Ansatz nimmt man dies als hinreichend genau an. Mit der Transformation der kritischen Schubspannung τ_{cr} in ein Bezugssystem nach Abbildung 5-2 kann die Zugspannung und daraus resultierend der Anteil aus Zugfeldwirkung wie folgt berechnet werden:

$$V_t = g \cdot t_w \cdot \sigma_z \cdot \sin(\Phi) \quad (5.4)$$

Rahmenwirkung

Durch die Überlagerung des Biegeträgermechanismus mit einem Vierendeelrahmen-Mechanismus entsteht im Cardiff-Modell ein Gurtgelenkmechanismus. Eine Fließgelenkkette mit vier Fließgelenken, wie in Abbildung 5-3 zu sehen, bildet sich aus. Durch Umformen der Arbeitsgleichung nach dem Prinzip der virtuellen Verrückungen kann aus der Rahmenwirkung des Schubfeldes die Querkrafttragfähigkeit, wie unten aufgeführt, berechnet werden [Pasternak1994].

$$V_f = \frac{2 \cdot M_{pl}}{c_c} + \frac{2 \cdot M_{pl}}{c_t} \quad (5.5)$$

$$\text{Wenn } \frac{h_w}{t_w} \leq 1,1 \cdot \sqrt{\frac{k_v \cdot E_w}{F_{yw}}} \text{ dann ist } C_v = 1. \quad (5.10)$$

Diese Eingrenzung geht auf Cooper (1978) zurück, indem er die kritische Schubbeulspannung der Streckgrenze des Steges gleichgesetzt hat.

$$\text{Wenn } 1,1 \cdot \sqrt{\frac{k_v \cdot E_w}{F_{yw}}} \leq \frac{h_w}{t_w} \leq 1,37 \cdot \sqrt{\frac{k_v \cdot E_w}{F_{yw}}} \text{ dann ist } C_v = \frac{1,1 \cdot \sqrt{\frac{k_v \cdot E_w}{F_{yw}}}}{\frac{h_w}{t_w}}. \quad (5.11)$$

Basler formulierte als Proportionalitätsgrenze 80 % der Streckgrenze, was für das zweite Abgrenzungskriterium genutzt wird und das Beulen des Steges beachtet.

$$\text{Wenn } \frac{h_w}{t_w} > 1,37 \cdot \sqrt{\frac{k_v \cdot E_w}{F_{yw}}} \text{ dann ist } C_v = \frac{1,51 \cdot k_v \cdot E_w}{\left(\frac{h_w}{t_w}\right)^2 \cdot F_{yw}}. \quad (5.12)$$

Hierin wird die elastische Beulspannung berücksichtigt. Die Gleichung geht auf Cooper (1978), Timoshenko und Gere (1961) zurück.

Für den reinen Schubanteil wird nun folgende Formel betrachtet.

$$V_{n,s} = 0,6 \cdot F_y \cdot A_w \cdot C_v \quad (5.13)$$

Für beide Anteile, Schub und Zug, wird bei einem Stegdickenverhältnis größer als $1,1 \cdot \sqrt{\frac{k_v \cdot E}{F_y}}$ die Schubbeanspruchbarkeit mit Zugfeldausnutzung nach unten aufgeführter Gleichung ermittelt:

$$V_n = 0,6 \cdot F_y \cdot A_w \cdot \left(C_v + \frac{1 - C_v}{1,15 \cdot \sqrt{1 + \left(\frac{a}{h}\right)^2}} \right) \quad (5.14)$$

[ANSI AISC360-10 und AASHTO2010]

Vergleicht man die drei Modelle, dann ist erkennbar, dass jedes Modell immer aus zwei Anteilen besteht, wobei die Tragwirkungen Schubfeld, Zugfeld und Rahmenwirkung verschieden „kombiniert“ werden. In Abbildung 5-4 ist ebenfalls dargestellt, welches Modell für welches Regelwerk genutzt wird.

	zugrunde liegendes Modell	Schubfeld	Zugfeld	Fließgelenkmechanismus
DAST 015	Cardiff	Schubfeldwirkung	Zugfeldwirkung	Zugfeldwirkung aufgeführt - nicht berücksichtigt
DIN EN 1993-1-5	Höglund	Beitrag Stegblech		Beitrag Flansch
ANSI AISC 360, AASHTO	Basler	Schubfeldwirkung	Zugfeldwirkung	

Abbildung 5-4: Übersicht über Zugfeldmodelle und Normen

5.1.2 Trapezsteg

5.1.2.1 Modell nach Lindner [DAST015]

Entgegen den ebenen Blechen wird definiert, dass über die Flansche nur die Biegemomente bzw. Normalkräfte abgetragen werden. Daraus resultiert, dass die Querkräfte dem Steg zugeordnet werden und ein einzelner Anteil für die Aufnahme der Schubkraft berechnet wird. Außerdem wird die Grenzquerkraft nicht durch auftretende Biegemomente bzw. Normalkräfte rechnerisch beeinflusst, wenn alle Einflüsse im selben Querschnitt wirken.

Allgemein gilt:

$$V_{R,d} = 0,35 \cdot \frac{f_{yw}}{\gamma_{M1}} \cdot h_w \cdot t \quad (5.15)$$

Dabei müssen aber noch verschiedene geometrische Kriterien berücksichtigt und eingehalten werden:

$$b_t \leq \frac{b_1}{3} \text{ und } b_t \leq \frac{b_2}{3} \quad (5.16)$$

$$a_2 = \frac{a_1}{2} \quad (5.17)$$

$$\frac{a_1}{t} \leq 2,7 \cdot \sqrt{\frac{E}{f_{yw}}} \quad (5.18)$$

$$h \leq 0,6 \cdot \sqrt{a_1^3 \cdot t} \cdot \sqrt{\frac{E}{f_{yw}}} \quad (5.19)$$

Ist dies nicht der Fall, so wird unterschieden, ob die Trapezfaltung lokal versagt, also beult, oder das Stegblech über die gesamte Höhe ausweicht. Deshalb unterscheidet man:

$$V_{R,l,d} = 0,35 \cdot \kappa_{\tau,l} \cdot \frac{f_{yw}}{\gamma_{M1}} \cdot h_w \cdot t \quad (5.20)$$

$$V_{R,g,d} = 0,35 \cdot \kappa_{\tau,g} \cdot \frac{f_{yw}}{\gamma_{M1}} \cdot h_w \cdot t \quad (5.21)$$

wobei die Abminderungsfaktoren $\kappa_{\tau,l}$ und $\kappa_{\tau,g}$ vom bezogenen Plattenschlankheitsgrad $\bar{\lambda}_p$ abhängen.

5.1.2.2 Modell nach Höglund [DIN EN 1993-1-5 Annex D]

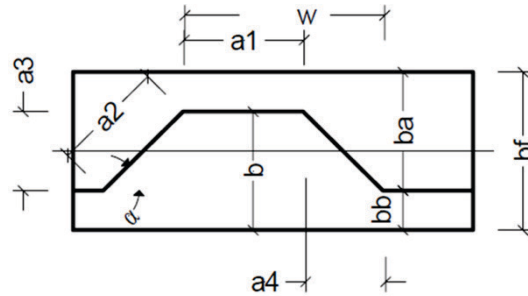


Abbildung 5-5: Abmessung der trapezförmigen Profilierung

Das Modell, welches in DIN EN 1993-1-5 Annex D verankert ist, gibt wieder an, dass der Trapezstegträger zwei Bauteile, nämlich den Flansch und den Steg, zum Abtragen der Querkraft besitzt. Dies ist wie bei ebenen Trägern das Höglund-Modell, nur dass die Faltung Einfluss auf die Abminderungsfaktoren hat. Das Trapezfeld zwischen zwei Faltungen kann mit Zwischensteifen bei ebenen Blechen verglichen werden.

Weiterhin wird unterschieden, ob für den Anteil des Stegbleches ein lokales oder globales Versagen berücksichtigt werden muss.

Allgemein gilt:

$$V_{b,Rd} = V_{bw,Rd} + V_{bf,Rd} \quad (5.22)$$

Dabei wird als Beitrag des Flansches folgender Ausdruck angenommen:

$$V_{bf,Rd} = \frac{b_f \cdot t_f^2 \cdot f_{yf}}{c_f \cdot \gamma_{M1}} \cdot \left(1 - \left(\frac{M_{Ed}}{M_{f,Rd}} \right)^2 \right) \quad (5.23)$$

Der Beitrag des Steges berechnet sich wie folgt:

$$V_{bw,Rd} = \frac{X_c \cdot f_{yw} \cdot h_w \cdot t_w}{\sqrt{3} \cdot \gamma_{M1}} \quad (5.24)$$

Dabei hängt X_c von der kritischen Beulspannung und dem bezogenen Plattenschlankheitsgrad ab.

$$\tau_{cr,l} = 4,83 \cdot E_w \cdot \left(\frac{t_w}{a_{max}} \right)^2 \quad \text{oder} \quad \tau_{cr,g} = \frac{32,4}{t_w \cdot h_w^2} \cdot \sqrt[4]{D_x D_z^3} \quad (5.25)$$

$$\bar{\lambda}_{c,l/g} = \sqrt{\frac{f_{yw}}{\sqrt{3} \cdot \tau_{cr,l/g}}} \quad (5.26)$$

5.1.3 Wellsteg

5.1.3.1 Modell nach Lindner [DAS015]

Das Modell, welches für die Trapezstegträger nach Lindner (siehe Kapitel 5.1.2.1) angewendet wird, kann ebenfalls für Wellstegträger genutzt werden. Dabei geht man davon aus, dass in eine Wellenlänge des sinusförmig profilierten Steges ein Ersatztrapez eingesetzt werden kann. Dennoch hat sich in der Vergangenheit gezeigt, dass man mit dem Modell unwirtschaftliche Ergebnisse erhält. Aus diesem Grund wurde das Modell durch **Pasternak und Branka** verändert. Außerdem wurde in vorangegangenen Arbeiten festgestellt, dass mit dem Modell nach Lindner die Interaktion von lokalem und globalem Beulen berücksichtigt wird, die aber nicht für Wellstegträger gilt. In den nachfolgenden Berechnungen wurde dieses Modell nicht genutzt.

5.1.3.2 Modell nach Pasternak und Branka [Pasternak1998, Branka2000]

In Folge von Versuchen und FE-Analysen wurde der Abminderungsfaktor verändert. Zur Berechnung ergibt sich nun:

$$V_{R,d} = \kappa_{\tau,g} \cdot \frac{f_{yw}}{\sqrt{3 \cdot \gamma_{M1}}} \cdot h_w \cdot t_w \quad (5.27)$$

Hingegen aber für $\kappa_{\tau,g}$ andere Bereichseingrenzungen anzunehmen sind:

$$\kappa_{\tau} = \frac{1}{\bar{\lambda}_p^{1,5}} \text{ für } \bar{\lambda}_p > 1 \text{ oder } \kappa_{\tau} = 1 \text{ für } \bar{\lambda}_p \leq 1 \quad (5.28)$$

Des Weiteren wird in lokales und globales Beulen unterschieden, wobei die kritische lokale Beulspannung sich nunmehr zu

$$\tau_{cr,l} = \left(5,34 + \frac{a_3 \cdot s}{h_w \cdot t_w} \right) \cdot \frac{\pi^2 \cdot E_w}{12(1 - \mu^2)} \cdot \left(\frac{t_w}{s} \right)^2 \quad (5.29)$$

ergibt.

5.1.3.3 Modell nach [DIN EN 1993-1-5 Annex D]

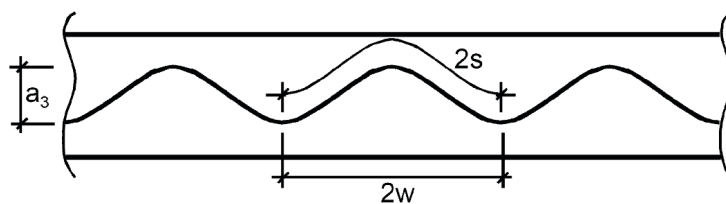


Abbildung 5-6: Abmessung der sinusförmigen Profilierung

Die definierte kritische Beulspannung von Branka wurde übernommen. Die kritische globale Beulspannung wird wieder wie bei trapezförmig profilierten Stegen angegeben.

5.1.4 Andere Stegformen

Es gibt noch kein Berechnungsverfahren für Stahlleichtbauträger mit strukturierten Blechen. Als einzelnes Blech, also Halbzeug, sind zwar Daten bei verschiedenen Herstellern angegeben, die aber noch keine Rückschlüsse auf das Tragverhalten von schlanken Trägern der Querschnittsklasse 4 geben. So gibt z.B. die Dr. Mirtsch GmbH an, dass bei kleinen Biegeversuchen von strukturierten Platten eine Erhöhung der Steifigkeit um den Faktor 5 bis 7 im Vergleich zu Glattblechen erzeugt wird [Kunke1999]. In [Sedlacek2003] werden Versuche zum Biegeverhalten erläutert und Ergebnisse dargestellt. Dabei handelt es sich um mit verschiedenen Klebstoffen gefügte Platten, die einen monoton steigenden Kraft-Durchbiegungsgraphen zeigen, woraus zu schließen ist, dass lokales Beulen die Steifigkeit der Strukturplatte nur wenig beeinflusst. Bereits [Schiefenbusch1992] gibt an, dass die Biegesteifigkeit von verschiedenen Höckerblechen um ein Vielfaches höher ausfällt als bei einem glatten Feinblech. Dennoch ließen sich keine konkreten Werte für Beulfaktoren bzw. Abminderungsfaktoren finden, die zur Bauteilbemessung von schlanken Trägern mit strukturierten Stegen notwendig sind.

Aus diesem Grund wird in nachfolgendem Kapitel 5.2. versucht, mit Hilfe der vorhandenen Analytik, den durchgeführten Versuchen und der FEM einen Berechnungsalgorithmus abzuleiten, bzw. die vorhandenen Normen zu nutzen.

5.2 Analytische Berechnung der Versuchsträger mit Hilfe verschiedener Regelwerke

Für die Berechnung nimmt man an, dass die Sicherheitsbeiwerte zu 1,0 gesetzt werden. Man geht davon aus, dass der Versagenszustand bei einer Tragfähigkeit von 100 % erreicht wird. Somit können alle Versuchsergebnisse mit denen der analytischen Betrachtung verglichen werden.

5.2.1 In Anlehnung an die DAST-Richtlinie 015

Ebene Träger

Für die Träger, die bereits im Kapitel 3 und 4 beschrieben und für die Versuche durchgeführt wurden, werden die maximalen Traglasten analytisch ermittelt. Nur in Anlehnung an die DAST015 werden die Träger mit ebenem und trapezförmigem Steg berechnet, da das Kriterium der minimalen Stegdicken von 1,5 mm mit allen eingesetzten Blechen nicht eingehalten ist. Für die ebenen Stege, aber nicht für Trapezstege, ist die getrennte Ausgabe von den einzelnen Anteilen möglich. Als Vergleichswerte dienen die Ergebnisse der Versuche und der FEM-Simulation.

Schubfeldanteil

Variante 1: Für die Träger mit ebenem Steg konnte direkt aus der **FE-Analyse** der Wert für den Schubfeldanteil aus der Darstellung **AC Yield** (siehe Abbildung 5-7 und Abbildung 5-8) abgelesen werden. Dahinter verbirgt sich, dass in dieser Anzeige die Querschnitte dargestellt werden, bei denen die Streckgrenze des Materials erreicht wird. In Abbildung 5-7 ist genau der Rechenschritt mit hinterlegter Kraft dargestellt, wo

noch kein Plastizieren des Steges erkennbar ist. Somit ist das der theoretisch maximale Wert für die Kraft des Schubfeldes, welches in Spalte 2 (V_{FEM_1}) der Tabelle 5-1 aufgeführt ist.

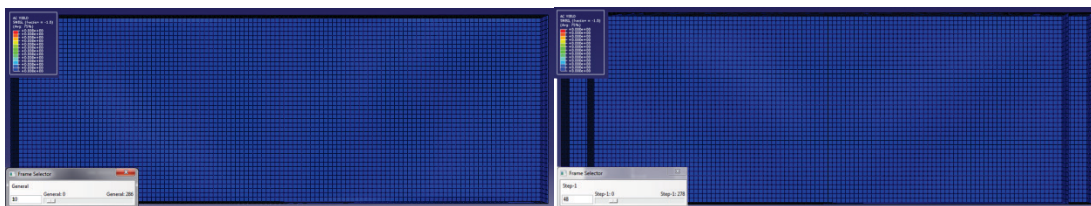


Abbildung 5-7: V001.1 Step 10 (li.) und V01.1 Step 48, noch kein Fließen des Steges

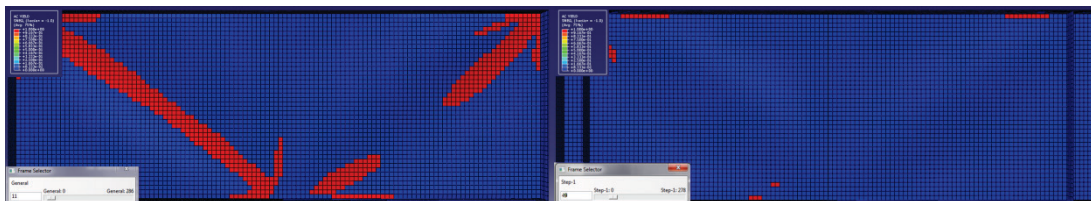


Abbildung 5-8: V001.1 Step 11(li.) und V01.1 Step 49, Beginn des Fließens des Steges

Variante 2: Für die Einteilung des **Versuches** in Schubfeld, Zugfeld und Rahmenwirkung kann man nur die Kraft-Verschiebungskurve auswerten. Mittels optischer Dehnungsmessung könnte man die Dehnungen und die Spannungen im Schub- bzw. Zugfeld auswerten. Nun werden aber die kritischen Beullasten anders definiert. Dabei geht man davon aus, dass die Last, bei der eine horizontale Verschiebung der Stegmitte von $h/200$ erreicht wird, als kritische Beullast genutzt wird. Dies wurde bereits bei der Auswertung der Versuche in Kapitel 3.5.1 angedeutet. Die Begrenzung $h/200$ der Stegmittenverformung wird auf die Gebrauchstauglichkeit zurückgeführt. Dieser Wert wird ebenfalls für die FE-Berechnung in Spalte 3 (V_{FEM_2}) der Tabelle 5-1 festgehalten.

Tabelle 5-1: Ergebnisse zum Schubfeldanteil

Bezeichnung	V_{CAL} [kN]	V_{FEM_1} [kN]	V_{FEM_2} [kN]	V_{Exp} [kN]
V001.1	6,68	16,18	14,89	17,83
V01.1	7,18	19,05	43,29	22,20

Zugfeldanteil

Rechnerisch ist es der größte Anteil, der in die Traglastberechnung eingeht. Wobei eine Abgrenzung aus den Versuchen bzw. der FE-Simulation schwierig ist. Es wird angenommen, dass bis zur Ausbildung der Fließgelenke das Zugfeld aktiv ist.

Variante 1: Für die weitere Identifizierung des Zugfeldanteils mittels der **AC Yield** Analyse, wie in Abbildung 5-9 und Abbildung 5-10 gezeigt, kann das Zugfeld für die FE-Simulation eingegrenzt werden.

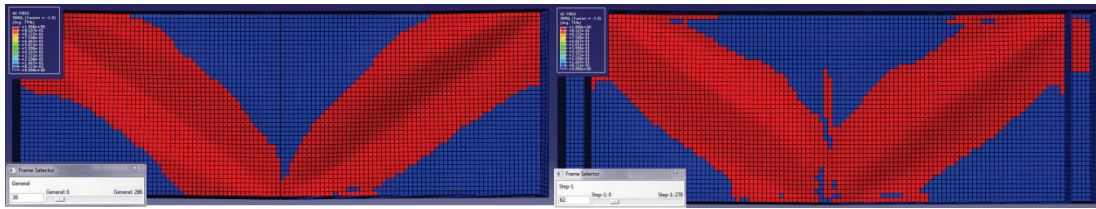


Abbildung 5-9: V001.1 Step 30 und V01.1 Step 62, noch kein Fließen des Flansches, aber Zugfeld bildet sich weiter aus

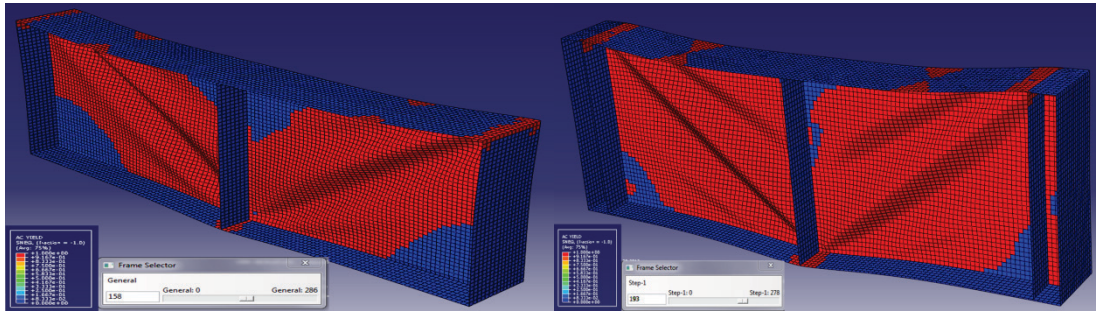


Abbildung 5-10: V001.1 Step 158 und V01.1 Step 193 → Ausbildung der Fließgelenke, Beginn der Rahmenwirkung

Variante 2: Mit größer werdender Stegtauslenkung (außerhalb des Toleranzwertes von $h/200$) wird auch die Durchbiegung des gesamten Trägers bestimmt. Das erste Anzeichen dafür ist der erste größere Steigungswechsel in der Lastverformungskurve, welcher allerdings noch nicht das Ende des Zugfeldes bedeutet. In diesem Bereich hängt sich das Zugfeld weiter an den Gurten an und der Bereich endet mit der vollständigen Ausbildung der Fließgelenke sowie dem Auftreten des zweiten Steigungswechsels.

Beim Versuch V01.1 mit doppelter Endsteife ist der Übergang von Zugfeldanteil zur Rahmenwirkung fließender und ein zweiter Steigungswechsel ist nicht sehr deutlich ausgeprägt. Dennoch wird dieser Wert als Grenzwert zwischen Schubfeldanteil und Rahmenwirkung festgelegt.

Tabelle 5-2: Ergebnisse zum Zugfeldanteil

Bezeichnung	V_{CAL} [kN]	V_{FEM_1} [kN]	V_{FEM_2} [kN]	V_{Exp} [kN]
V001.1	60,628	56,92	47,01	51,71
V01.1	62,744	67,23	32,31	55,28

Rahmenanteil

Nach der DAST015 wird dieser Anteil berechnet, bleibt aber später im Nachweis wieder unberücksichtigt. Da er aber mit in der Gesamttraglast der Versuche und der FE-Simulation integriert ist, muss er mit angegeben werden, um alle Berechnungswerte aus der DAST015, der FE-Modellierung und den Versuchen vergleichen zu können. Man kann ihn als Differenz der maximalen Traglast mit den zuvor angegebenen Anteilen aus Schub- und Zugfeldanteil des Versuches und der FE-Simulation berechnen:

$$V_f = V_{ges} - V_{cr} - V_t \quad (5.31)$$

Eine zweite Möglichkeit zur Berechnung des Rahmenanteils ist eine eigenständige FE-Simulation eines Rahmens ohne ein eingesetztes Stegblech. Dabei wird angenommen, dass die erreichte Traglast den Anteil aus Rahmenwirkung darstellt. Dieses Ergebnis war viel zu hoch, sodass dieser Ansatz verworfen wurde.

Tabelle 5-3: Ergebnisse zum Rahmenanteil

Bezeichnung	V _{CAL} [kN]	V _{FEM_1} [kN]	V _{FEM_2} [kN]	V _{Exp} [kN]
V001.1	19,918	4,98	9,32	8,94
V01.1	21,552	6,41	17,09	15,07

Gesamttraglasten

In den Grafiken im Anhang D.1 (siehe Abbildung D-1 bis Abbildung D-6) sind alle Varianten anhand der Traglastkurven für die Träger V001.1 und V01.1 grafisch dargestellt. Zuerst erfolgt die Versuchsauswertung mittels Stegmittenauslenkung und zweitem Steigungswechsel zwischen Bereich Zugfeld und Rahmenwirkung. Die Auswertung der Traglastkurve aus der FE-Simulation kann zuerst mit Hilfe der **AC Yield** Analyse durchgeführt werden.

Eine geometrische Betrachtung der Traglastkurve zur Änderung von Neigungswinkeln der Kurve und daran angelehnt die Auswertung zu den einzelnen Anteilen mit der mit-tigen Stegtauslenkung als Begrenzung des Schubfeldanteils folgt im Anschluss.

In untenstehender Tabelle 5-4 sind alle Einzelanteile nochmals aufgeführt. Es ist deutlich zu erkennen, dass die Werte aus der FE-Simulation und dem Experiment für den Schubfeldanteil höher ausfallen. Dahingegen nimmt die Rahmenwirkung der Flansche weniger als 50 % der Berechnung an.

Tabelle 5-4: Vergleich Traglastanteile für Berechnung, Simulation und Versuch

Bezeichnung		V _{CAL} [kN]	V _{FEM_1} [kN]	V _{FEM_2} [kN]	V _{Exp} [kN]
V001.1	V _{cr}	6,68	16,18	14,89	17,83
	V _t	60,63	56,92	53,87	51,71
	V _f	19,92	4,98	9,32	8,94
V01.1	V _{cr}	7,18	19,05	43,29	22,20
	V _t	65,744	67,23	32,31	55,28
	V _f	21,552	6,41	17,09	15,07

Wie bereits in der DAST015 beschrieben, werden die Träger mit Rahmenanteil zu hoch ausgelastet, was die Gegenüberstellung in Tabelle 5-5 zeigt. Werden alle drei Anteile addiert (Gleichung 5.6), so werden die Tragfähigkeiten womöglich überschätzt. Die nach Gleichung 5.6 ermittelten Traglasten aus der FE-Simulation und des Versuches liegen alle unter denen nach Norm ermittelten Traglasten.

Vergleicht man aber den Wert ohne Rahmenwirkung (Gleichung 5.14), dann stellt man fest, dass alle Werte auf der sicheren Seite liegend größer sind als der berechnete Wert V_{CAL}.

$$V_{ges} = V_{cr} + V_t + V_f \quad (5.6)$$

$$V_{ges_{of}} = V_{cr} + V_t \quad (5.14)$$

Tabelle 5-5: Vergleich berechnete Traglast (mit und ohne Rahmenanteil) und Traglast aus Versuch und Experiment

Bezeichnung		F _{CAL} [kN]	F _{FEM_1} [kN]	F _{FEM_2} [kN]	F _{Exp} [kN]
V001.1	F _{ges}	87,23	78,08	78,08	78,48
	Δ [%]	-	-10,49	-10,49	-10,03
	F _{ges_of}	67,31	73,1	68,76	69,54
V01.1	F _{ges}	94,48	92,69	92,69	92,55
	Δ [%]	-	-1,89	-1,89	-2,04
	F _{ges_of}	72,92	86,28	75,6	77,48
	Δ [%]	-	18,32	3,68	6,25

Trapezstegträger

Für die Trapezträger ist keine Unterteilung in Schub- und Zugfeldanteil bzw. Rahmenwirkung möglich. Dort wird nach Norm in lokales und globales Versagen des Steges unterschieden und damit ein Steganteil ermittelt. In Tabelle 5-6 sind die Ergebnisse der Gesamttraglasten und der jeweilige lokale bzw. globale Berechnungswert gegenübergestellt. Wie bereits im Versuch zu erkennen, ist es im Falle eines Trapezträgers nicht erheblich, ob eine doppelte Endsteife oder eine einfache Endsteife vorhanden ist. Dieser Unterschied geht nicht in die Bemessung mit ein. Dennoch ist zu erkennen, dass das lokale Versagen bei einer höheren Traglast auftritt und erst beim globalen Versagen sich eine geringere, aber dann maßgebende Größe einstellt.

Beitrag Stegblech lokal bzw. global	
$\tau_{pi.l} = 4,83 \cdot E_w \cdot \left(\frac{t_w}{a_1}\right)^2 \quad (5.25)$	$\tau_{pi.g} = \frac{32,4}{t_w \cdot h_w^2} \cdot \sqrt[4]{D_x D_z^3} \quad (5.25)$
$\bar{\lambda}_{pi.l} = \sqrt{\frac{f_{yw}}{\sqrt{3} \cdot \tau_{pi.l}}} \quad (5.31)$	$\bar{\lambda}_{pi.g} = \sqrt{\frac{f_{yw}}{\sqrt{3} \cdot \tau_{pi.g}}} \quad (5.32)$
$\kappa_{\tau,l}$	$\kappa_{\tau,g}$
$V_{R,l,d} = 0,35 \cdot \kappa_{\tau,l} \cdot \frac{f_{yw}}{\gamma_{M1}} \cdot h_w \cdot t \quad (5.20)$	$V_{R,g,d} = 0,35 \cdot \kappa_{\tau,g} \cdot \frac{f_{yw}}{\gamma_{M1}} \cdot h_w \cdot t \quad (5.21)$

Weiterhin ist im Berechnungskonzept nach Norm kein Anteil für die Querkraft aus den Flanschen berücksichtigt, dementsprechend ist kein Rahmenanteil vorhanden und die Flansche nehmen nur Normalkräfte bzw. Momente auf.

Tabelle 5-6: Vergleich der Traglast für V002.1 und V02.1 aus DASt015, FEM und Versuch in kN

Bezeichnung	V _{CAL_l}	V _{CAL_g}	V _{FEM_l}	V _{FEM_g}	V _{EXP_l}	V _{EXP_g}
V002.1	36,43	53,29	90,43	70,31	91,59	81,98
Δ [%]	—	-	148,22	31,94	151,41	53,84
V02.1	36,43	53,29	89,75	70,86	89,67	64,98
Δ [%]	-	-	146,36	32,97	146,41	21,94

Wellstegträger

Für die Wellstegträger gibt es keine Berechnung nach der DASt015. Ein Berechnungskonzept ist nur in der Dokumentation von Zeman [Zeman1999, Pasternak1998] enthalten.

5.2.2 In Anlehnung an DIN EN 1993-1-5

Ebene Träger

Für Träger mit ebenem Stegblech wird das Bemessungskonzept allgemein wie folgt dargestellt:

Beitrag Stegblech		Beitrag Flansch	
$\sigma_e = \frac{\pi^2 \cdot E}{12 \cdot (1 - \mu^2)} \cdot \left(\frac{t}{b}\right)^2 \quad (5.33)$		$c_f = a_w \left(0,25 + \frac{1,6 \cdot b_f \cdot t_f^2 \cdot f_{yf}}{t h_w^2 f_{yw}}\right) \quad (5.34)$	
$\tau_{cr} = k_\tau \cdot \sigma_e \quad (5.36)$		$W_{eff,f} = A_{ceff,f} (h_w + t_f) \quad (5.37)$	
$\lambda_w = 0,76 \sqrt{\frac{f_{yw}}{\tau_{cr}}} \quad (5.38)$	$\bar{\lambda}_w = \frac{h_w}{37,4 \cdot t \cdot \varepsilon \cdot \sqrt{k_\tau}} \quad (5.39)$	$M_{f,Rd} = \frac{f_{yf} W_{eff,f}}{\gamma_{M0}} \quad (5.40)$	
χ_w			

$V_{bw,Rd} = \frac{\chi_w f_{yw} h_w t}{\sqrt{3} \gamma_{M1}} \quad (5.9)$	$V_{bf,Rd} = \frac{b_f t_f^2 f_{yf}}{c_f \gamma_{M1}} \left[1 - \left(\frac{M_{Ed}}{M_{f,Rd}}\right)^2\right] \quad (5.8)$
--	--

$V_{b,Rd} = V_{bw,Rd} + V_{bf,Rd} \leq \frac{\eta f_{yw} h_w t}{\sqrt{3} \gamma_{M1}} \quad (5.7)$
--

$\eta_3 = \frac{V_{Ed}}{V_{b,Rd}} \leq 1,0 \quad (5.41)$
--

Dabei ist zu beachten, dass für den Beitrag des Flansches ein Moment aus einer Einwirkung benannt ist, die so für eine Berechnung vorab nicht zur Verfügung steht. Deshalb kann für M_{ED} angenommen werden, dass

1. Fall: $M_{ED} = 0$; 2. Fall: $M_{Ed} = M_{f,Rd}$; 3. Fall: $M_{Ed} = M_{b,Rd}$ ist.

Für den ersten Fall wird keine Untersuchung getätigt, da dieser Fall in der Realität nie auftritt, obwohl dies mit dem Grenzfall gleichzusetzen ist, bei dem der Flanschanteil am größten ist, da 100 % des Flansches für den Flanschanteil zur Verfügung stehen. Der zweite Fall wird aufgeführt, um zu zeigen, dass für diesen Fall nach der Formel (5.8) der Flanschanteil den kleinsten Wert annimmt - nämlich 0. Somit wird für die Traglast nur der Steganteil in Rechnung gebracht. Aber auch dieser Fall ist nicht realitätsnah, dennoch liegt der Bemessungswert auf der sicheren Seite.

Der dritte Fall wird nur durch Umstellen und Einsetzen von $M_{b,Rd}$ in Gleichung 5.8. erzeugt, wobei man davon ausgeht, dass das Moment durch eine Einzelkraft (nur Schubbeulen) entsteht:

$$M_{b,Rd} = \frac{2 \cdot V_{b,Rd} \cdot l}{4} \quad (5.42)$$

$$V_{bf,Rd} = \frac{b_f t_f^2 f_{yf}}{c \gamma_{M1}} \left[1 - \left(\frac{2 \cdot V_{b,Rd} \cdot l}{4 M_{f,Rd}} \right)^2 \right] \quad (5.43)$$

$$V_{bf,Rd} = \frac{b_f t_f^2 f_{yf}}{c \gamma_{M1}} \left[1 - \left(\frac{2 \cdot V_{b,Rd} \cdot l}{4 M_{f,Rd}} \right)^2 \right] \quad (5.44)$$

$$V_{b,Rd} = V_{bw,Rd} + \frac{b_f t_f^2 f_{yf}}{c \gamma_{M1}} \left[1 - \left(\frac{2 \cdot V_{b,Rd} \cdot l}{4 M_{f,Rd}} \right)^2 \right] \quad (5.45)$$

$$0 = \frac{\chi_w f_{yw} h_w t}{\sqrt{3} \gamma_{M1}} + \frac{b_f t_f^2 f_{yf}}{c \gamma_{M1}} \left[1 - \left(\frac{2 \cdot V_{b,Rd} \cdot l}{4 M_{f,Rd}} \right)^2 \right] - V_{b,Rd} \quad (5.46)$$

Nach Auflösen dieser quadratischen Gleichung erhält man eine Lösung für $V_{b,Rd}$, von der man nun den Steganteil $V_{bw,Rd}$ subtrahiert und eine Lösung für den Flanschanteil $V_{bf,Rd}$ erhält. Für die Träger mit ebenem Steg sind die Ergebnisse in Tabelle 5-7 aufgeführt.

Tabelle 5-7: Anteile für Steg und Flansch sowie Gesamttraglast für alle 3 Fallunterscheidungen nach DIN EN 1993-1-5 in kN

Bezeichnung		$V_{bw,Rd}$	$V_{bf,Rd}$	$V_{b,Rd}$	F_{Tr}
V001.1	1. Fall	13,92	14,36	28,28	56,56
	2. Fall	13,92	0	13,92	27,84
	3. Fall	13,92	14,25	28,17	56,35
V01.1	1. Fall	14,34	15,81	30,15	60,30
	2. Fall	14,34	0	14,34	28,68
	3. Fall	14,34	16,01	30,35	60,70

Die Traglasten aus Fall 1 und Fall 3 liegen weniger als 1 % für die Versuchsträger auseinander, dennoch wird in der weiteren Arbeit mit dem Fall 3, dem genaueren Berechnungsansatz, gerechnet. Gegenüber gestellt werden die Einzelanteile auf einen Gesamtträger bezogen, sodass der Steg- bzw. Flanschanteil doppelt in die Vergleichsrechnung eingeht.

Tabelle 5-8: Vergleich Traglast gesamt für V001.1 und V01.1 aus DIN EN 1993-1-5, FEM und Versuch

Bezeichnung		V_{CAL} [kN]	V_{FEM_1} [kN]	V_{FEM_2} [kN]	V_{Exp} [kN]
V001.1	$F_{bw,Rd}$	27,84	73,1	68,76	69,54
	$F_{bf,Rd}$	28,30	4,98	9,32	8,94
	F_{Tr}	56,35	78,08	78,08	78,48
	Differenz F_{Tr} [%]	-	38,56	38,56	39,27
V01.1	$F_{bw,Rd}$	28,68	86,28	75,60	78,37
	$F_{bf,Rd}$	32,02	6,41	17,09	14,18
	F_{Tr}	60,70	92,69	92,69	92,55
	Differenz F_{Tr} [%]	-	52,70	52,70	52,47

Trapezstegträger

Für Träger mit einem Trapezsteg wird das Bemessungskonzept allgemein wie folgt dargestellt:

Beitrag Stegblech	
$\tau_{cr,l} = 4,83 \cdot E_w \cdot \left(\frac{t_w}{a_{max}}\right)^2$ (5.25)	$\tau_{cr,g} = \frac{32,4}{t_w \cdot h_w^2} \cdot \sqrt[4]{D_x D_z^3}$ (5.25)
$\bar{\lambda}_{c,l} = \sqrt{\frac{f_{yw}}{\sqrt{3} \cdot \tau_{cr,l}}}$ (5.31)	$\bar{\lambda}_{c,g} = \sqrt{\frac{f_{yw}}{\sqrt{3} \cdot \tau_{cr,g}}}$ (5.32)
$\chi_c = \min(\chi_{c,l}, \chi_{c,g})$	

Beitrag Flansch	
$c_f = a_w \left(0,25 + \frac{1,6 \cdot b_f t_f^2 f_{yf}}{t h_w^2 f_{yw}}\right)$ (5.34)	
$W_{eff,f} = A_{ceff,f} (h_w + t_f)$ (5.37)	
$M_{f,Rd} = \min\left(\frac{\kappa_k f_{yf} W_{eff,f}}{\gamma_{M0}}, \frac{f_{yf} W_{eff,f}}{\gamma_{M0}}\right)$ (5.40)	

$V_{bw,Rd} = \frac{\chi_c f_{yw} h_w t}{\sqrt{3} \gamma_{M1}}$ (5.8)	$V_{bf,Rd} = \frac{b_f t_f^2 f_{yf}}{c_f \gamma_{M1}} \left[1 - \left(\frac{M_{Ed}}{M_{f,Rd}}\right)^2\right]$ (5.9)
--	--

$V_{b,Rd} = V_{bw,Rd} + V_{bf,Rd} \leq \frac{\eta f_{yw} h_w t}{\sqrt{3} \cdot \gamma_{M1}}$ (5.7)
--

$\eta_3 = \frac{V_{Ed}}{V_{b,Rd}} \leq 1,0$ (5.41)
--

Analog wie zum Träger mit ebenem Blech wird für den Beitrag des Flansches das Moment aus Einwirkung angenommen mit:

1. Fall: $M_{Ed} = M_{Rd}$ maximale Momententragfähigkeit
2. Fall: $M_{Ed} = M_{b,Rd}$ genauso wie bei ebenem Steg

Der zweite Fall wird nur durch Umstellen und Einsetzen von $M_{b,Rd}$ in Gleichung 5.8. erzeugt, wobei man davon ausgeht, dass das Moment durch eine Einzelkraft (nur Schubbeulen) entsteht. Der Algorithmus ist derselbe, wie er bei den ebenen Stegblechträgern beschrieben ist.

Es wird nicht explizit der Steganteil berechnet bzw. dargestellt, bei dem ein globales Versagen auftreten wird, da dies nicht im Versuch als erster Versagenszustand zu erkennen war.

Tabelle 5-9: Anteile für Steg und Flansch sowie Gesamttraglast für alle 2 Fallunterscheidungen nach DIN EN 1993-1-5 in kN

Bezeichnung		$V_{bw,Rd,l}$	$V_{bf,Rd}$	$V_{b,Rd}$	V_{CAL}
V002.1	1. Fall	22,89	14,28	37,16	74,32
	2. Fall	22,89	14,17	37,06	74,12
V02.1	1. Fall	22,89	16,01	38,90	77,80
	2. Fall	22,89	15,92	38,81	77,62

Die Traglasten aus Fall 1 und Fall 2 liegen weniger als 1% für die Versuchsträger auseinander, dennoch wird in der weiteren Arbeit mit dem Fall 2, dem genaueren Berechnungsansatz, gerechnet.

Wie in Tabelle 5-10 zu erkennen, liegen die berechneten Werte unterhalb der Werte für das lokale Beulen aus FEM und dem Experiment. In die Berechnung geht für den Steganteil auch das lokale Abgrenzungskriterium ein. Stellt man allerdings die Werte des Globalen Beulens aus Rechnung, FEM und Experiment gegenüber, so würde der Träger nach der Berechnung überschätzt werden. Die einzelnen Anteile für Steg und Flansch können nicht aus dem Experiment heraus bestimmt werden, sodass zur Gegenüberstellung der Resultate des Versuches nur die kritische Traglast aus dem lokalen und die Gesamttraglast aus dem globalen Versagen genutzt werden können.

Der Anteil für die Rahmenwirkung aus der FEM wird bei den Trapezträgern doch über die gesonderte FE-Analyse eines Rahmens ohne Stegblech angenommen.

Tabelle 5-10: Vergleich Traglast für V002.1 und V02.1 aus DIN EN 1993-1-5, FEM und Versuch in kN

Bezeichnung		V_{CAL}	$V_{FEM,l}$	$V_{FEM,g}$	$V_{Exp,l}$	$V_{Exp,g}$
V002.1	$V_{bw,Rd}$	45,78	74,25	54,13	-	-
	$V_{bf,Rd}$	28,34	16,18	16,18	-	-
	V_{Tr}	74,12	90,43	70,31	91,59	81,98
	$\Delta V_{Tr} [\%]$	-	22,00	-5,14	23,57	10,60
V02.1	$V_{bw,Rd}$	45,78	71,80	52,91	-	-
	$V_{bf,Rd}$	31,84	17,95	17,95	-	-
	V_{Tr}	77,62	89,75	70,86	89,67	68,17
	$\Delta V_{Tr} [\%]$	-	15,63	-8,71	15,52	-12,17

Wellstegträger

Für Träger mit einem Wellsteg wird das Bemessungskonzept allgemein wie folgt dargestellt:

Beitrag Stegblech	
$\tau_{cr,l} = \left(5,34 + \frac{a_3 \cdot s}{h_w \cdot t_w}\right) \cdot \frac{\pi^2 \cdot E_w}{12(1-\mu^2)} \cdot \left(\frac{t_w}{s}\right)^2 \quad (5.47)$	$\tau_{cr,g} = \frac{32,4}{t_w \cdot h_w^2} \cdot \sqrt[4]{D_x D_z^3} \quad (5.25)$
$\bar{\lambda}_{c,l} = \sqrt{\frac{f_{yw}}{\sqrt{3} \cdot \tau_{cr,l}}} \quad (5.31)$	$\bar{\lambda}_{c,g} = \sqrt{\frac{f_{yw}}{\sqrt{3} \cdot \tau_{cr,g}}} \quad (5.32)$
$\chi_c = \min(\chi_{c,l}, \chi_{c,g})$	

Beitrag Flansch	
$c_f = a_w \left(0,25 + \frac{1,6 \cdot b_f t_f^2 f_{yf}}{t h_w^2 f_{yw}}\right) \quad (5.34)$	
$W_{eff,f} = A_{ceff,f} (h_w + t_f) \quad (5.37)$	
$M_{f,Rd} = \min\left(\frac{\kappa_k f_{yf} W_{eff,f}}{\gamma_{M0}}, \frac{f_{yf} W_{eff,f}}{\gamma_{M0}}\right) \quad (5.40)$	

$V_{bw,Rd} = \frac{\chi_c f_{yw} h_w t}{\sqrt{3} \gamma_{M1}} \quad (5.8)$	$V_{bf,Rd} = \frac{b_f t_f^2 f_{yf}}{c_f \gamma_{M1}} \left[1 - \left(\frac{M_{Ed}}{M_{f,Rd}}\right)^2\right] \quad (5.9)$
--	--

$V_{b,Rd} = V_{bw,Rd} + V_{bf,Rd} \leq \frac{\eta f_{yw} h_w t}{\sqrt{3} \cdot \gamma_{M1}} \quad (5.7)$
--

$\eta_3 = \frac{V_{Ed}}{V_{b,Rd}} \leq 1,0 \quad (5.41)$
--

Analog wie zum Trapezstegträger werden für die Momente aus Einwirkung die zwei Fallunterscheidungen getroffen.

Es wird nicht explizit der Steganteil berechnet bzw. dargestellt, bei dem ein globales Versagen auftreten wird, da dies nicht im Versuch als erster Versagenszustand zu erkennen war.

Der Anteil für die Rahmenwirkung aus der FEM wird bei den Wellstegträgern ebenso über die gesonderte FE-Analyse eines Rahmens ohne Stegblech angenommen.

Tabelle 5-11: Anteile für Steg und Flansch sowie Gesamttraglast für alle 2 Fallunterscheidungen nach DIN EN 1993-1-5 in kN

Bezeichnung		$V_{bw,Rd}$	$V_{bf,Rd}$	$V_{b,Rd}$	V_{CAL}
V003.1	1. Fall	28,16	13,495	41,655	83,31
	2. Fall	28,16	13,35	41,51	83,02
V03.1	1. Fall	28,16	15,13	43,29	86,58
	2. Fall	28,16	14,99	43,16	86,32

Die Traglasten aus Fall 1 und Fall 2 liegen weniger als 1 % für die Versuchsträger auseinander, dennoch wird in der weiteren Arbeit mit dem Fall 2, dem genaueren Berechnungsansatz, gerechnet.

Tabelle 5-12: Vergleich Traglast für V003.1 und V03.1 aus DIN EN 1993-1-5, FEM und Versuch in kN

Bezeichnung		V_{CAL}	V_{FEM_I}	V_{FEM_g}	V_{Exp_I}	V_{Exp_g}
V003.1	$V_{bw,Rd}$	56,32	85,27	70,41	-	-
	$V_{bf,Rd}$	26,70	16,18	16,18	-	-
	V_{Tr}	83,02	101,45	86,59	121,06	66,62
	$\Delta V_{Tr} [\%]$	-	21,66	4,30	45,82	-19,75
V03.1	$V_{bw,Rd}$	56,32	70,23	77,69	-	-
	$V_{bf,Rd}$	29,98	17,95	17,95	-	-
	V_{Tr}	86,32	88,18	95,64	100,51	78,55
	$\Delta V_{Tr} [\%]$	-	2,15	10,79	16,44	-9,00

Ähnlich wie bei den Trapezstegträgern werden im Vergleich der Werte für die Querkraftbeanspruchung für lokales Beulen die Wellstegträger unterschätzt, da im Versuch und in der FEM höhere Werte erzielt werden. Dahingegen wären die Werte für das globale Stegblechversagen in der Berechnung zu hoch, womit eine Überschätzung der Träger erzielt würde.

5.2.3 In Anlehnung an die Zeman Dokumentation

Wellstegträger

In dem Berechnungskonzept, welches in der Zeman Dokumentation berücksichtigt wird [Pasternak1998], geht man davon aus, dass keine Interaktion von globalem und lokalem Beulen auftritt. Dementsprechend wird nur der globale Steganteil für die Quertragfähigkeit angegeben. Außerdem wird dem Flansch nur die Normaltragfähigkeit zugewiesen.

Beitrag Stegblech
$\tau_{cr,g} = \frac{32,4}{t_w \cdot h_w^2} \cdot \sqrt[4]{D_x D_z^3}$
$\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{f_{yw}}{\sqrt{3} \cdot \tau_{cr,g}}}$
$\kappa_\tau = \frac{1}{\bar{\lambda}_p^{1,5}}$

$V_{bw,Rd} = \frac{\kappa_\tau f_{yw} h_w t}{\sqrt{3} \gamma_{M1}}$

$\eta_3 = \frac{V_{Ed}}{V_{bw,Rd}} \leq 1,0$
--

Bereits bei den Versuchen wurde gezeigt, dass es doch ein lokales Versagen bei Wellstegträgern mit einer Stegdicke $\leq 1,0$ mm gibt. Alle ermittelten Werte aus Experiment und FEM für das lokale Versagen sind größer als die berechneten globalen Querttragfähigkeiten nach der Zeman Dokumentation. Bei der Gegenüberstellung des Berechnungswertes aus dem globalen Versagen erkennt man, dass er größer als der Versuchswert für den globalen Versagenszustand bei einem Wellstegträger ohne doppelte Endsteife ist.

Tabelle 5-13: Vergleich Traglast für V003.1 und V03.nach Zeman Dokumentation, FEM und Versuch in kN

Bezeichnung		V _{CAL}	V _{FEM_l}	V _{FEM_g}	V _{Exp_l}	V _{Exp_g}
V003.1	V _{bw,Rd}	77,36	85,27	70,41	-	-
	V _{bf,Rd}	-	16,18	16,18	-	-
	V _{Tr}	77,36	101,45	86,59	121,06	66,62
	Δ V _{Tr} [%]	-	31,14	11,19	56,49	-13,88
V03.1	V _{bw,Rd}	77,36	70,23	77,69	-	-
	V _{bf,Rd}	-	17,95	17,95	-	-
	V _{Tr}	77,36	88,18	95,64	100,51	78,55
	Δ V _{Tr} [%]	-	13,98	23,63	29,93	1,47

5.2.4 In Anlehnung an ANSI AISC360-10

Ebene Stegträger

Im ANSI AISC360-10 sind Berechnungsmethoden aufgeführt. Einerseits werden nur die Schubtragfähigkeit und andererseits die Schubtragfähigkeit mit der Zugfeldausbildung betrachtet.

Beitrag Stegblech – ohne Zugfeldwirkung
$k_v = 5 + \frac{5}{\left(\frac{a_w}{h_w}\right)^2}; k_v = 5 \text{ wenn } \frac{a_w}{h_w} > 3 \text{ oder } \frac{a_w}{h_w} > \frac{260^2}{\frac{h_w}{t_w}}$
$\frac{h_w}{t_w} \leq 1,1 \cdot \sqrt{\frac{k_v \cdot E_w}{F_{yw}}}; 1,1 \cdot \sqrt{\frac{k_v \cdot E_w}{F_{yw}}} \leq \frac{h_w}{t_w} \leq 1,37 \cdot \sqrt{\frac{k_v \cdot E_w}{F_{yw}}}; \frac{h_w}{t_w} > 1,37 \cdot \sqrt{\frac{k_v \cdot E_w}{F_{yw}}}$
$C_v = 1; \frac{1,1 \cdot \sqrt{\frac{k_v \cdot E_w}{F_{yw}}}}{\frac{h_w}{t_w}}; \frac{1,51 \cdot k_v \cdot E_w}{\left(\frac{h_w}{t_w}\right)^2 \cdot F_{yw}}$
$V_{n,s} = 0,6 \cdot F_{y,w} \cdot A_w \cdot C_v \text{ (nominal shear strength)}$
Beitrag Stegblech – mit Zugfeldwirkung
$V_{n,t} = 0,6 \cdot F_{y,w} \cdot A_w \cdot \left[C_v + \frac{1 - C_v}{1,15 \cdot \sqrt{1 + \left(\frac{a_w}{h_w}\right)^2}} \right]; V_{n,t} = 0,6 \cdot F_{y,w} \cdot A_w \cdot C_v$
$V_{d,s} = V_{n,s} \cdot \phi_v \quad V_{a,s} = \frac{V_{a,s}}{\Omega_v} \text{ (Sicherheitsfaktoren nach LRFD bzw. ASD)}$

Um die Zugfeldwirkung nutzen zu können, müssen vier Bedingungen erfüllt sein:

1. Es handelt sich nicht um ein Endfeld.
2. Das Verhältnis a_w/h_w ist nicht größer als 3.
3. Das Verhältnis der doppelten Stegfläche zur Flanschfläche ist nicht größer als 2,5.
4. Das Verhältnis von Steghöhe zur Flanschbreite ist kleiner als 6.

Im Fall des Trägers ohne doppelte Endsteife darf das Zugfeld nicht mit angerechnet werden, weil es sich bei beiden Blechfeldern um Endfelder handelt. Aus diesem Grund wird nur die kritische Schubspannung aus der Schubfeldwirkung berechnet. Für die Träger mit doppelter Endsteife wird angenommen, dass das Endfeld zwischen den beiden Endsteifen liegt und dass sich das Zugfeld zwischen Mittelsteife und Auflagersteife ausbilden kann. Eine Rahmenwirkung wird generell nicht berücksichtigt. In Tabelle 5-14 wird der reine Zugfeldanteil V_t als Differenz von $V_{n,t} - V_{n,s}$ dargestellt.

Tabelle 5-14: Darstellung aller Einzelanteile für die Gesamttraglast aus Schubbeanspruchung in kN

Bezeichnung		V _{CAL}	V _{FEM_1}	V _{FEM_2}	V _{Exp}
V001.1	V _{n,s}	2,277	16,18	14,89	17,83
	V _t	-	56,92	53,87	51,71
	V _f	-	4,98	9,32	8,94
	V _{ges}	4,55	78,08	78,08	78,48
V01.1	V _{n,s}	2,277	19,05	43,29	22,20
	V _{n,t}	25,85	-	-	-
	V _t	23,575	67,23	32,31	55,28
	V _f	-	6,41	17,09	15,07
	V _{ges}	51,705	92,69	92,69	92,55

Es ist anzumerken, dass obwohl für Träger V001.1 beide Blechfelder als Endfelder eingestuft werden müssen, diese ein Zugfeld ausbilden. Deshalb wäre es zur Optimierung der Berechnung notwendig, auch für den Fall Endfeld, das Zugfeld mit zu berücksichtigen. Außerdem ist in Tabelle 5-15 zu erkennen, dass alle Träger im Versuch und nach der FE-Simulation höhere Traglasten erreichen.

Tabelle 5-15: Gegenüberstellung von Gesamttraglast aus AISC, FEM und Versuch für V001.1 und V01.1

Bezeichnung		V _{CAL} [kN]	V _{FEM_1/2} [kN]	V _{Exp} [kN]
V001.1	V _{ges}	4,55	78,08	78,48
	Δ [%]	-	1616	1624
V01.1	V _{ges}	51,705	92,69	92,55
	Δ [%]	-	79,27	78,99

5.2.5 In Anlehnung an AASHTO2010

Ebenfalls wie im ANSI AISC360-10 wird beim Modell, welches im AASHTO2010 verankert ist, unterteilt, um was für ein Schubfeld es sich handelt: versteift, unausgesteift, Endfeld oder Innenfeld. Im dargestellten Struktogramm in Abbildung 5-11 wird der Berechnungsalgorithmus aufgeführt.

Die Ergebnisse sind gleich der Berechnung des ANSI AISC360-10, da der einzige Unterschied in der Berechnung des Plattenbeulkoeffizienten k_v besteht, dieser aber so angeglichen wurde, dass im ANSI AISC360-10 und im AASHTO2010 gilt: Für Träger ohne Vertikalsteifen ist $k_v = 5$ und für Träger mit Vertikalsteifen ist $k_v = 5 + \frac{5}{\left(\frac{a_w}{h_w}\right)^2}$, es sei denn, das Schubfeldverhältnis ist größer als 3, dann wird $k_v = 5$ gesetzt.

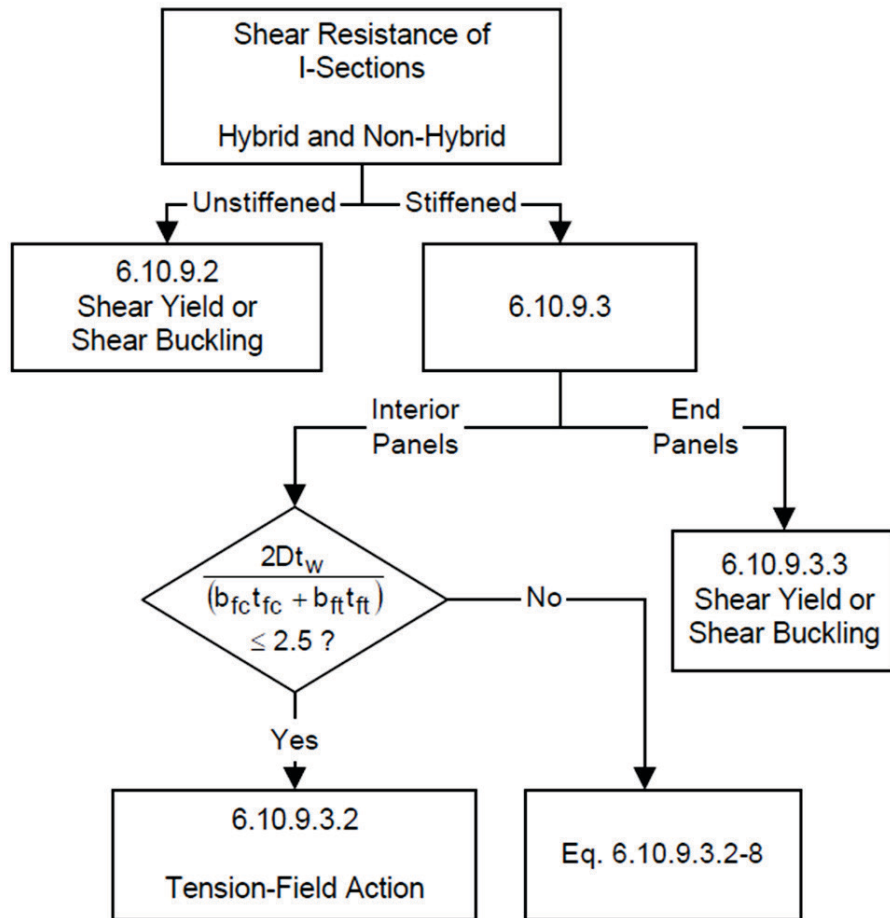


Abbildung 5-11: Struktogramm für die Querkraftberechnung im AASHTO2010 [nach AASHTO2010]

5.2.6 Zusammenfassung zur Berechnung der Versuchsträger in Anlehnung an die bestehenden Normen

DASt015 – Ebene Träger und Trapezträger

Es fällt auf, dass die Ergebnisse für ebene Träger aus der Berechnung nach der DASt015, der FEM und den Experimenten übereinstimmen (Abbildung D-7), so lange man, wie in der Norm beschrieben, den Rahmenanteil vernachlässigt. Der Zugfeldanteil wird bei der Gegenüberstellung mit 100 % in Rechnung gestellt. Demnach ist das Bemessungskonzept für die untersuchten Träger mit Stegdicken kleiner 1,5 mm anwendbar.

Generell ist für die Trapezstegträger aus dem Versuch mit doppelter Endsteife anzumerken, dass die nach Norm erhaltenen Traglasten weitaus auf der sicheren Seite liegen und erhebliche Reserven zur Optimierung des Bemessungskonzept bestehen, um die Träger mit einem sehr schlanken Steg kleiner als 1,5 mm Dicke effizient nachzuweisen (siehe Anhang D2, Abbildung D-8 und Abbildung D-9). Es kann für eine optimierte Ausnutzung für den Steganteil mit dem globalen Abminderungsfaktor gerechnet werden. Außerdem sollte weiter untersucht werden, ob ebenso wie bei ebenen Trägern genutzt, der Rahmenanteil mit in die Berechnung einfließen kann. Wie in den Versuchen und in der FE-Analyse zu erkennen, bilden sich Fließgelenke aus, die dafür notwendig sind, eine Rahmenwirkung zu aktivieren.

Für die zusätzliche Darstellung der Rahmenwirkung aus dem Versuch für die Trapezstegträger ohne Endsteife wird angenommen, dass nach dem plötzlichen Versagen, also dem lokalen Stegversagen, die Differenz zwischen dem deutlichen Lastabfall und der globalen Traglast (Abbildung 4-11) als Rahmenanteil definiert wird. Für den Träger mit Endsteife ist nach dem plötzlichen Lastabfall unmittelbar nach dem lokalen Beulen keine wesentliche Laststeigerung sichtbar (Abbildung 4-14). Der berechnete Rahmenanteil V_{CAL} wird aus der Berechnung eines Trägers mit ebenem Steg (Annahme) entnommen, da die geometrischen Größen der Flansche und Steifen identisch sind, obwohl das Zugfeld anders ausgebildet wird.

Wie in Tabelle D-7 zu erkennen ist, liegen die Werte für lokales Beulen aus der FE-Analyse und dem Experiment mehr als 50 % über den Normwerten, wenn man die Rahmenwirkung berücksichtigt. Dahingegen liegen die Werte für globales Beulen mit Berücksichtigung der Rahmenwirkung in beiden Fällen knapp auf der unsicheren Seite, verglichen mit dem Normwert. Eine grafische Darstellung dazu wird im Anhang D.2 (siehe Abbildung D-10 und Abbildung D-11) angegeben. Dementsprechend wäre eine weitere Überlegung, eine neue Interaktion von lokalem und globalem Beulen mit in das Nachweiskonzept zu integrieren. Diese Überlegung wurde bereits in [Lindner1988] für verschiedene Ansätze dargelegt.

DIN EN 1993-1-5 - Ebene Träger, Trapezstegträger und Wellstegträger

Wenn man die Zahlenwerte von Berechnung, Simulation und Experiment bei den Trägern mit ebenem Steg vergleicht, fällt auf, dass sich die Berechnungswerte ca. 40 % unterhalb der erreichten Traglasten aus Versuch und Simulation befinden. Aber man erkennt auch, dass der Flanschanteil im Versuch und in der Simulation deutlich geringer ausfällt. Diese Werte betragen nur ca. 1/3 des Berechnungswertes. Wobei der Steganteil aus der Berechnung nur ca. 40 % der Steganteile aus Simulation und Versuch erreicht. Allgemein kann nun für die Versuchsträger mit einem Schubfeldverhältnis von 1,25 bzw. 1,4 gesagt werden, dass der Abminderungswert χ_w vergrößert werden kann, aber der Flanschanteil verringert werden müsste (siehe Tabelle 5-8).

Für die Trapezstegträger gilt nach Norm, dass zur Berechnung des Stegbleches ebenfalls das lokale Versagen im Vordergrund steht. Aus diesem Grund werden hier auch nur alle lokal ermittelten Traglasten aus Versuch und Simulation der Berechnung gegenübergestellt. Es ist auffällig, dass im Versuch und in der FE-Analyse ca. 20 % höhere Gesamtlasten erreicht werden. Der Steganteil allein ist in der Berechnung ca. 40 % kleiner als im Vergleich zur FEM. Der Flanschanteil hingegen wird in der Berechnung um ca. 40 % größer angegeben als für die FE-Analyse ermittelt. Eine grafische Gegenüberstellung der Gesamttraglasten ist im Anhang D.3 (Abbildung D-12 bis Abbildung D-14) zu finden.

Ebenso gilt für die Wellstegträger, dass zuerst das lokale Versagen des Steges auftritt, was nach der Norm auch durch den lokalen Beulfaktor ausgedrückt ist. Dennoch ist zu erkennen, dass der Steganteil in der Berechnung ca. 30 % geringer ist als in der FE-Analyse. Für den Versuch konnte dieser Anteil nicht explizit betrachtet werden. Vergleicht man allerdings wieder die Flanschanteile, so fällt auf, dass die Berechnungswerte um ca. 40 % höher sind als in der Simulation.

Zeman Dokumentation

Laut Zeman Dokumentation, die eine Berechnung von Wellstegträgern beinhaltet, wird ein lokales Beulen von Wellstegträgern ausgeschlossen. Dabei ist aber eine Stegdickenbegrenzung von 2,0 mm angegeben. Mit den in dieser Arbeit untersuchten Trägern unterschreitet man diese Begrenzung. Das lokale Versagen der Wellstegträger tritt auf und erst in Phase zwei versagen die Träger global. Generell müsste aber an weiteren Trägern überprüft werden, ob der Ansatz, eine lokale Berechnungsmethode zu integrieren, sinnvoll ist. In der grafischen Darstellung (Anhang D.4 - Abbildung D-15 und Abbildung D-16) ist deutlich zu sehen, dass die globalen Ergebnisse aus Versuch und FE-Analyse eher den Normwerten entsprechen bzw. auch unterschätzen. Allerdings muss dazu erläutert werden, dass sich diese globalen Traglasten erst kurz vor dem Trägerversagen bei sehr hohen vertikalen Durchbiegungen einstellen.

ANSI AISC360-10 und AASHTO2010

Es wäre sinnvoll, das Bemessungsprinzip des ANSI AISC360-10 für Endfelder eines Trägers mit ebenem Stegblech zu optimieren. Dieses wurde bereits in [Lee2012] vorgeschlagen. Ebenfalls 2013 wurde in [Boakye2013] festgestellt, dass die Bemessung eines Endfeldes nach AASHTO2010 zu konservativ ist.

Die Änderung des Steganteils mit berücksichtigter Zugfeldwirkung für den Träger V001.1 ist im Anhang D.5 (Abbildung D-17) grafisch aufgezeichnet. In Tabelle D-8 im Anhang D.5 ist eine aktualisierte Darstellung der Berechnungswerte den Versuchs- und Simulationsergebnissen gegenübergestellt.

Für alle Träger sind in Anhang D.6 (

Abbildung D-18 bis Abbildung D-20) nochmals im Kraft-Verschiebungsdiagramm die Grenzwerte der Berechnung eingetragen. Es ist deutlich erkennbar, dass beide Regelwerke ohne Änderungsvorschlag für den Nachweis der untersuchten Versuchsträger geeignet sind.

Die zuvor genannten Ausführungen sind bisher nur auf die untersuchten Träger im Versuch anwendbar. Um eine globale Aussage zu treffen, müssen weitere geometrische Verhältnisse untersucht werden, was in einer Parameterstudie durchgeführt wurde.

5.3 Analytische Berechnung der Träger der Parameterstudie

5.3.1 Allgemeines

Wie bereits in Kapitel 4 beschrieben, wurden zwei Parameteranalysen vollständig mit der FE-Analyse durchgeführt. Für die Parameteranalyse Trägergeometrie konnten alle Werte mit 8 Parameteranalysen rechnerisch ermittelt werden. Diese sind mit der [DAS015], nach [DIN EN 1993-1-5], dem [ANSI AISC360-10] und der [Zeman1999] Dokumentation bestimmt worden. Allerdings werden alle Berechnungen zu 100 % ohne Abminderung durch Sicherheitskoeffizienten bzw. Empfehlungen der Normen getätigt. So wird beispielsweise die Abminderung des Zugfeldanteils von 15 % nach der DAS015 vernachlässigt. Für die Parameteranalyse Strukturgeometrie werden anhand der FE-Simulation Annahmen getroffen und diese mit den ausgewiesenen Traglasten so umformuliert, dass die einzelnen Anteile aus den Normen DAS015 und DIN EN 1993-1-5 abgeleitet werden können. Alle Berechnungswerte der einzelnen Parameteranalysen sind im Anhang D.7 tabellarisch aufgeführt. Die geometrischen Veränderungen sind tabellarisch für jede einzelne Parameteranalyse dem Anhang C.4 zu entnehmen.

5.3.2 Parameteranalyse Trägergeometrie

5.3.2.1 Parameteranalyse 1

Für die einzelnen Träger können anhand der verschiedenen Modelle die Ergebnisse nach Steganteil und Flanschanteil einzeln dargestellt werden. Dabei ist bei der Parameteranalyse 1 ersichtlich, dass mit zunehmender Stegdicke der Einfluss des Flansches nicht weiter steigt und sich einem Grenzwert nähert. Allerdings wird in der DAS015 die Rahmenwirkung, also der Flanschanteil, vernachlässigt und wird dementsprechend zu Null.

Für alle Träger gilt, dass mit steigender Stegdicke ein fast linearer Anstieg der Querkrafttragfähigkeit besteht. Den größten Einfluss besitzt die Stegdicke bei den ebenen Stegen, nach DIN EN 1993-1-5 berechnet, wobei aber die niedrigste aller Querkrafttragfähigkeiten für die Stegdicke 0,5 mm erreicht wird (Abbildung 5-12).

Betrachtet man nun die absoluten Werte aus Simulation (blau), DAS015 (rot), DIN EN 1993-1-5 (grün) und ANSI AISC360-10 (lila) in Abbildung 5-13 für die jeweiligen Stegvarianten, so ist zu erkennen, dass der Einfluss der Stegdicke auf die Querkraft für alle Stegprofilierungen ersichtlich ist.

Allerdings ist anzumerken, dass nicht immer die Simulationsergebnisse die größeren Werte ergeben, sondern in bestimmten Stegdickenbereichen, die Berechnungsergebnisse größer sind. Was zu Folge hat, dass die bestimmten Träger auf der unsicheren Seite liegend berechnet werden.

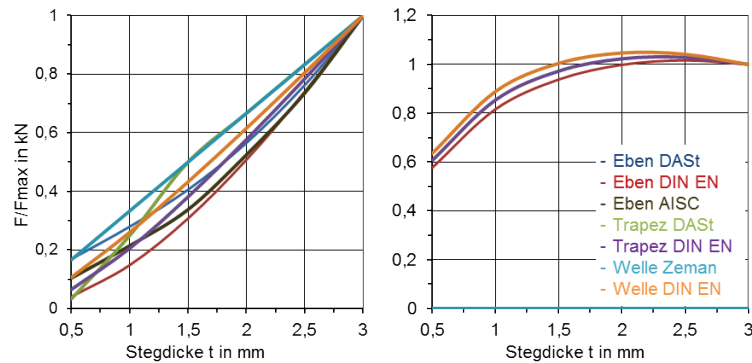


Abbildung 5-12: Einfluss der Stegdicke auf Steganteil (li.) und Flanschanteil (re.) der Traglast der Parameteranalyse 1

Dazu zählen die ebenen Träger mit einer Stegdicke größer als 2,5 mm, verglichen mit den Ergebnissen der DAST015, alle Trapezstegträger verglichen mit DIN EN 1993-1-5 und die Wellstegträger mit einer Stegdicke größer als 1,0 mm verglichen mit der DAST015 und DIN EN 1993-1-5.

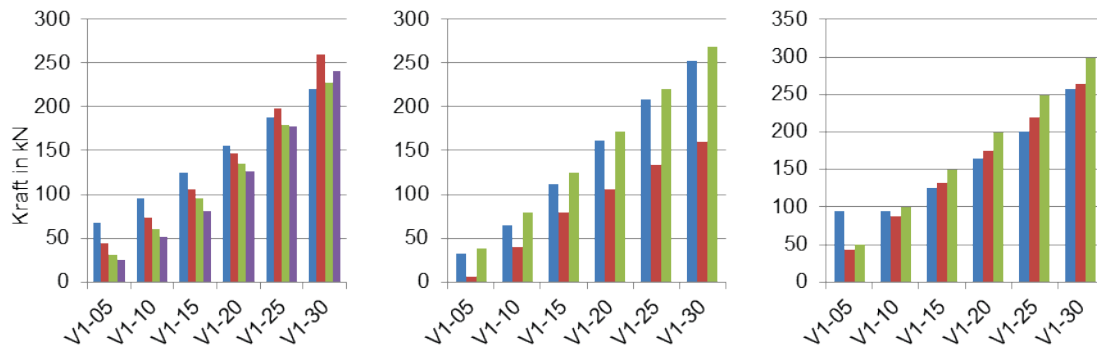


Abbildung 5-13: Entwicklung der aufnehmbaren Querkraft bei verschiedenen Stegdicken für ebener Steg (li.), Trapezsteg (mi.) und Wellsteg (re.) der Parameteranalyse 1

Diese Aussagen spiegeln sich in der Gegenüberstellung des Abminderungsfaktors zur bezogenen Schlankheit λ_p wieder. Es konnte für alle Simulationsergebnisse rückrechend auf den Abminderungsfaktor κ_T , χ_c bzw. C_v geschlossen werden. Auf κ_T kann sofort über die Simulationsergebnisse aus der kritischen Traglast ($h/200$) für ebene und strukturierte Stege geschlossen werden. Für die Ableitung von κ_T für Trapez- bzw. Sinusträger können die Gesamttraglasten aus der Simulation angenommen werden. Für χ_c muss berücksichtigt werden, dass von der Simulationstraglast der berechnete Flanschanteil abgezogen werden muss. Für C_v werden ebenfalls die kritischen Traglasten herangezogen.

In Abbildung 5-14 sind für die ebenen Träger alle Abminderungskurven der jeweiligen Normen mit den Ergebnissen aus der Simulation dargestellt. Es fällt auf, dass alle Ergebnisse in der Nähe der Abminderungskurve liegen, aber dennoch auch unterhalb, sodass für diese Träger der Abminderungsfaktor verringert werden müsste. Alleine die Rückrechnung nach ANSI AISC360-10 ergibt bis auf die Stegdicke 3,0 mm sichere Werte. Die nach allen Normen rückgerechneten Simulationsergebnisse für die strukturierten Stege reihen sich in die der ebenen Stege ein, sodass man erklären kann, dass

eine Berechnung für strukturierte Stege nach DAST015, DIN EN 1993-1-5 und ANSI AISC360-10 für die geometrischen Verhältnisse der Parameteranalyse 1 möglich ist.

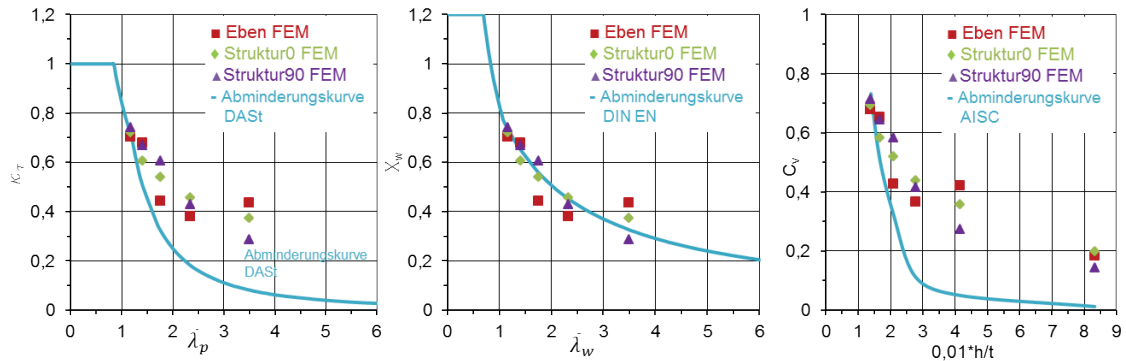


Abbildung 5-14: Darstellung der Abminderungskurven für ebene Stege der Parameteranalyse 1

Untenstehende Diagramme zeigen, dass die untersuchten Geometrien für Trapezstegträger auf der sicheren Seite liegende Ergebnisse nach der DAST015 liefern. Alle nach DIN EN 1993-1-5 rückgerechneten Simulationsergebnisse liegen jedoch unterhalb der Abminderungskurve (Abbildung 5-15).

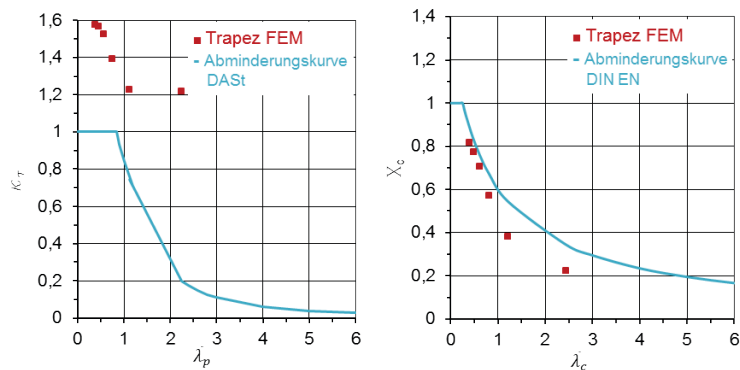


Abbildung 5-15: Darstellung der Abminderungskurven für Trapezstege der Parameteranalyse 1

Es wird empfohlen, dass nur die Trapezträger nach der DAST015 für die vorgestellten Träger der Parameteranalyse 1 berechnet werden sollten. Mit DIN EN 1993-1-5 werden alle Trapezstegträger überschätzt und die Abminderungskurve müsste in diesem Fall angeglichen werden.

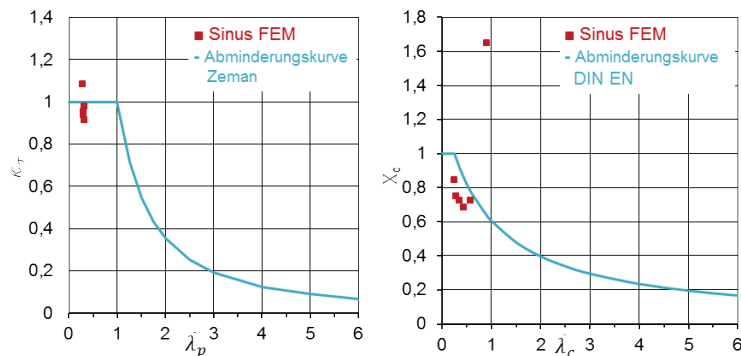


Abbildung 5-16: Darstellung der Abminderungskurven für Wellstegträger der Parameteranalyse 1

In Abbildung 5-16 ist zu erkennen, dass die Wellstegträger nach der Berechnung mit der Zeman Dokumentation und nach DIN EN 1993-1-5 überschätzt werden. Außer bei einem geometrischen Verhältnis liegen die Werte oberhalb der Abminderungskurve.

5.3.2.2 Parameteranalyse 2

Mit steigendem Schubfeldverhältnis verändern sich die Steganteile bei den ebenen Trägern erheblich. Den größten Rückgang erfahren diese Träger bei der Berechnung mit der DAST015, den kleinsten Einfluss besitzen die Träger nach DIN EN 1993-1-5 berechnet für den Steganteil. Keinen Einfluss des Schubfeldverhältnisses haben alle profilierten Träger, da in der Berechnung die Breite einer Trapezwelle bzw. Sinuswelle eingeht (Abbildung 5-17 (li.)).

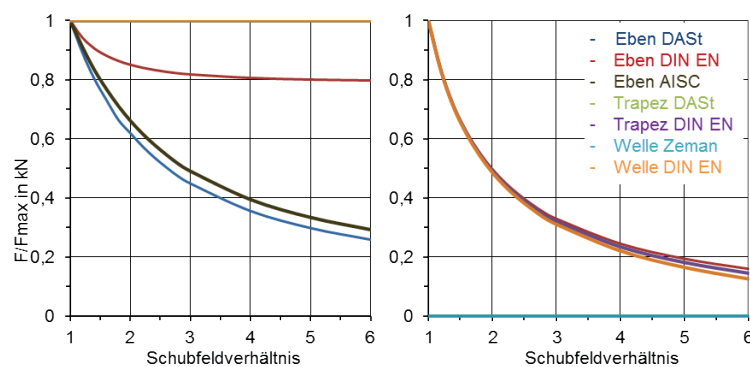


Abbildung 5-17: Einfluss der Stegdicke auf Steganteil (li.) und Flanschanteil (re.) der Traglast der Parameteranalyse 2

Das Schubfeldverhältnis hat ebenso einen großen Einfluss auf die Größe des Flanschanteils. Für die Träger, bei denen er ausgewiesen bzw. angegeben ist, ist der Einfluss nahezu gleich, da die Kurven fast identisch übereinander liegen (Abbildung 5-17 (re.)).

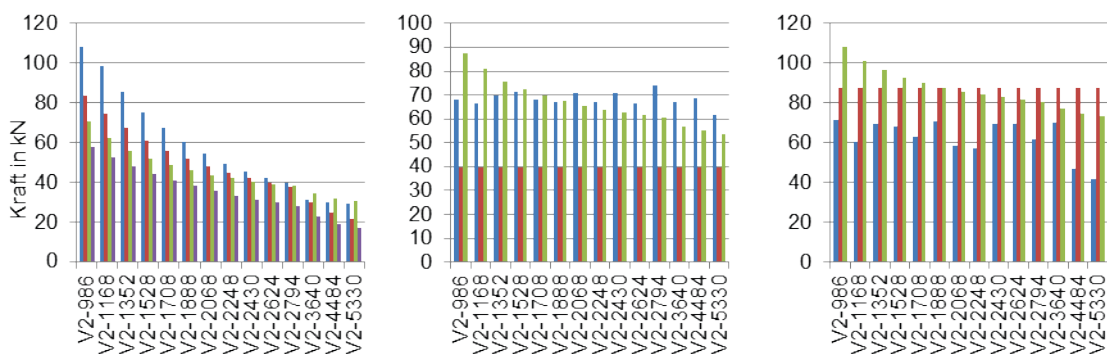


Abbildung 5-18: Entwicklung der aufnehmbaren Querkraft bei verschiedenen Stegdicken für ebener Steg (li.), Trapezsteg (mi.) und Wellsteg (re.) der Parameteranalyse 2

Bei der Gegenüberstellung der Berechnungswerte und der Simulationsergebnisse fällt auf, dass für alle ebenen Stege die Simulationsergebnisse größer als die Berechnungswerte der DAST015 sind. Allerdings sind die Berechnungswerte nach DIN EN 1993-1-5 ab einem Schubfeldverhältnis größer als 3,0 höher als die Simulationsergebnisse.

Ab diesem Schubfeldverhältnis herrscht ein globales Versagen des Obergurtes vor und beeinflusst die Größe der Quertragfähigkeit.

Die Abminderungsfaktoren sind den Diagrammen der Abbildung 5-19 zu entnehmen. Für alle Träger, die nach der DAST015 und dem ANSI AISC360-10 berechnet sind, liegen die Simulationsergebnisse auf der sicheren Seite. Dies ist ebenfalls für die strukturierte Stege der Fall.

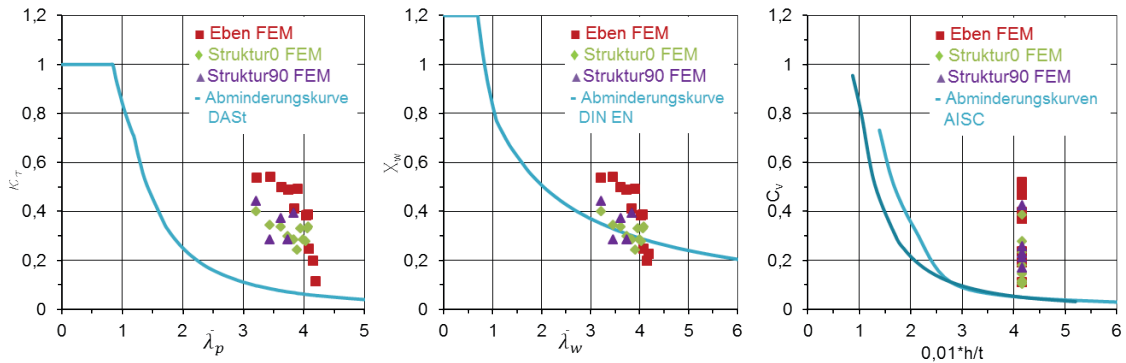


Abbildung 5-19: Darstellung der Abminderungskurven für ebene Stege der Parameteranalyse 2

Wie bereits bei der Parameteranalyse 1 ersichtlich war, können für die Trapezstege nur sichere Werte nach der DAST015 in der Parameteranalyse 2 ausgegeben werden. Da in der DAST015 die lokalen bezogenen Schlankheiten berücksichtigt werden, ergibt sich für alle Schubfeldverhältnisse die gleiche Quertragfähigkeit.

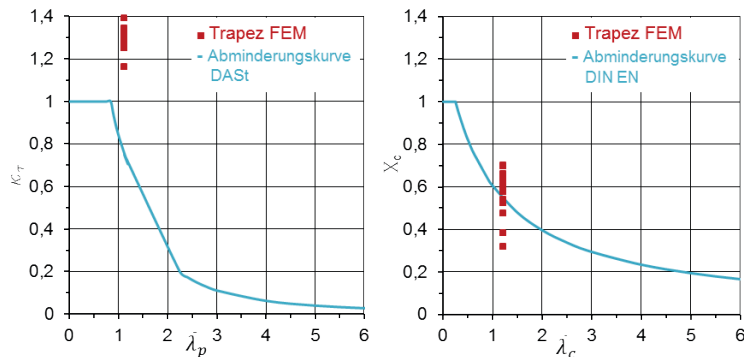


Abbildung 5-20: Darstellung der Abminderungskurven für Trapezstege der Parameteranalyse 2

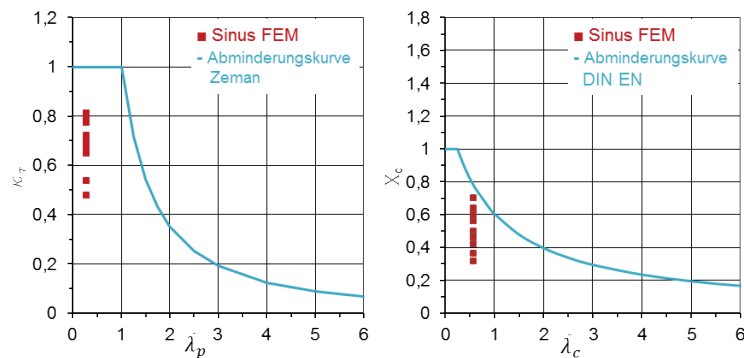


Abbildung 5-21: Darstellung der Abminderungskurven für Wellstegträger der Parameteranalyse 2

Die Ergebnisse nach DIN EN 1993-1-5 liegen teilweise unterhalb der Abminderungskurve für die Trapezträger mit kleinen Schubfeldverhältnissen von 1,0 bis 2,0.

Nach Abbildung 5-18 liegen alle Berechnungswerte über den Simulationsergebnissen. Ab einem Schubfeldverhältnis größer als 3,0 kommt hinzu, dass ein Ausweichen des Obergurtes die Quertragfähigkeit erheblich mindert, was aber so nicht in der DAST015 berücksichtigt wird. Die Abnahme der Quertragfähigkeit der nach DIN EN 1993-1-5 berechneten Werte basiert auf dem Rückgang des Flanschanteils, da der Steganteil für alle Schubfeldverhältnisse gleich ist (Abbildung 5-17).

Im obenstehenden Diagramm (Abbildung 5-21) ist zu erkennen, dass bei der Parameteranalyse 2 für alle Wellstege unsichere Werte bei der Rückrechnung der Simulationsergebnisse, verglichen mit der nach Norm erzeugten Abminderungskurve, entstehen.

5.3.2.3 Parameteranalyse 3

Bei dieser Parameteranalyse, bei der die Höhe der Träger verkleinert wird, aber die Länge und die Dicke des Steges gleich bleibt, nimmt mit steigendem Schubfeldverhältnis der Anteil des Steges an der Querkrafttragfähigkeit für alle Träger stark ab, wobei für die ebenen Träger, nach DIN EN 1993-1-5 gerechnet, der Einfluss nicht so stark ist. Der Einfluss auf den Flanschanteil ist für alle Träger, bei denen der Anteil mit in die Berechnung eingeht, gleich groß (Abbildung 5-22).

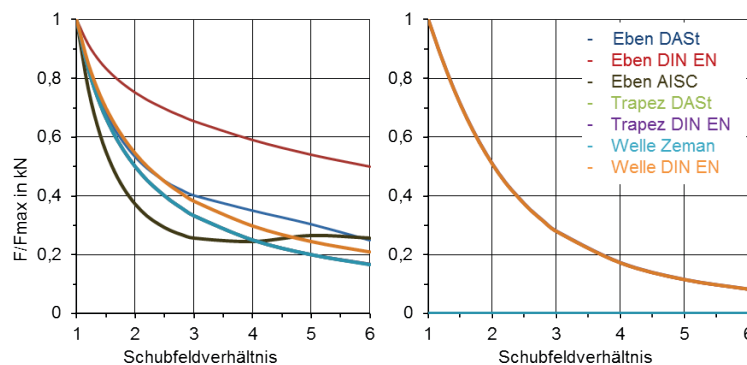


Abbildung 5-22: Einfluss der Stegdicke auf Steganteil (li.) und Flanschanteil (re.) der Traglast der Parameteranalyse 3

Bei der Betrachtung der Abbildung 5-23 ist zu erkennen, dass mit Abnahme der Höhe der Träger, aber größer werdendem Schubfeldverhältnis, die Gesamtquertragfähigkeiten ebenso abnehmen. Diese Tendenz ist für alle Steggeometrien und für alle Simulations- bzw. Berechnungsergebnisse ersichtlich. Dabei sind aber nur für die ebenen Stege die Simulationsergebnisse größer als die nach den Normen berechneten Daten.

Dennoch liegen für die drei größten Schubfeldverhältnisse die Abminderungsfaktoren unterhalb der nach der DAST015 berechneten. Für die Berechnung nach DIN EN 1993-1-5 und dem ANSI AISC360-10 kann für die Parameteranalyse 3 für die ebenen Stege sichere Ergebnisse aufgeführt werden (Abbildung 5-24).

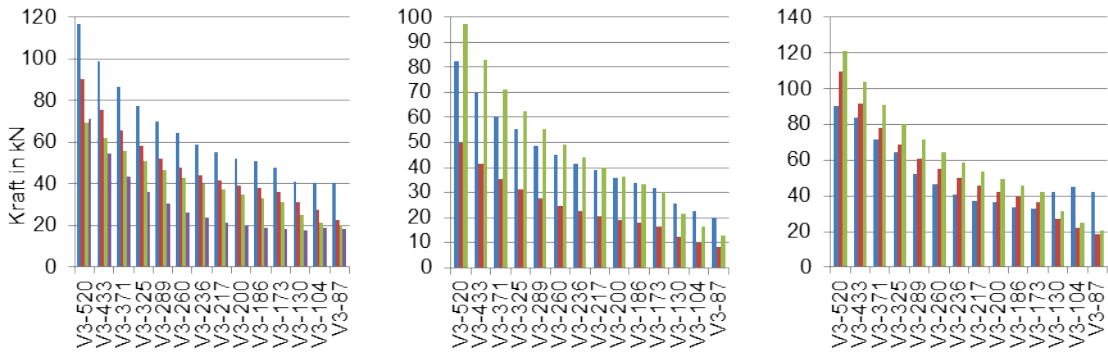


Abbildung 5-23: Entwicklung der aufnehmbaren Querkraft bei verschiedenen Stegdicken für ebener Steg (li.), Trapezsteg (mi.) und Sinussteg (re.) der Parameteranalyse 3

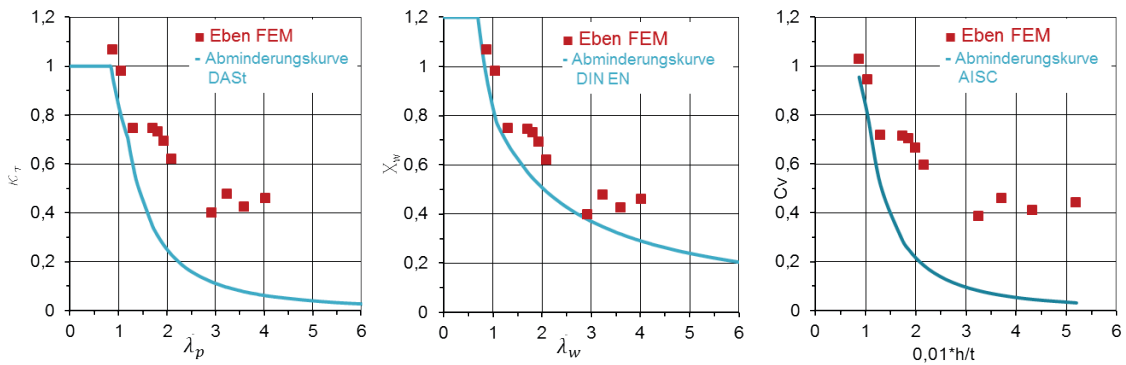


Abbildung 5-24: Darstellung der Abminderungskurven für ebene Stege der Parameteranalyse 3

Die Auswertung der Parameteranalyse 3 für die Trapezstege fällt ebenso aus, wie die für die Parameteranalyse 1 und 2. Die Berechnung nach der DAST015 liefert sichere Ergebnisse, wobei für einen Teil der Träger die rückgerechneten Simulationsergebnisse auf der unsicheren Seite im Vergleich mit DIN EN 1993-1-5 liegen.

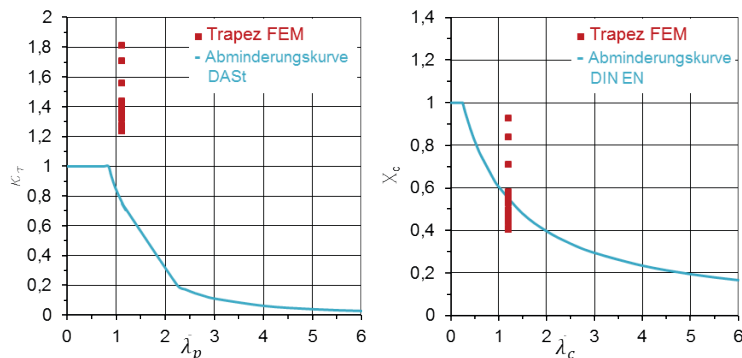


Abbildung 5-25: Darstellung der Abminderungskurven für Trapezstege der Parameteranalyse 3

In Abbildung 5-26 wird dargestellt, dass nur für die drei größten Schubfeldverhältnisse die Ergebnisse für die aus den Simulationsergebnissen berechneten Abminderungsfaktoren über den nach den Normen gerechneten Abminderungskurven liegen. Das liegt eher daran, dass bei diesem geometrischen Verhältnis die Steghöhe kleiner als die Flanschbreite ist. In der Simulation ist der Rahmenanteil bzw. Flanschanteil (nach DAST015 nicht berechnet) größer als in den zuvor untersuchten Trägern, was in der Berechnung nicht der Fall ist. Dennoch wird auch hier wieder deutlich, dass eine Be-

rechnung von global bezogenen Schlankheiten bzw. eine Interaktion von lokalem und globalem Beulen sinnvoll ist.

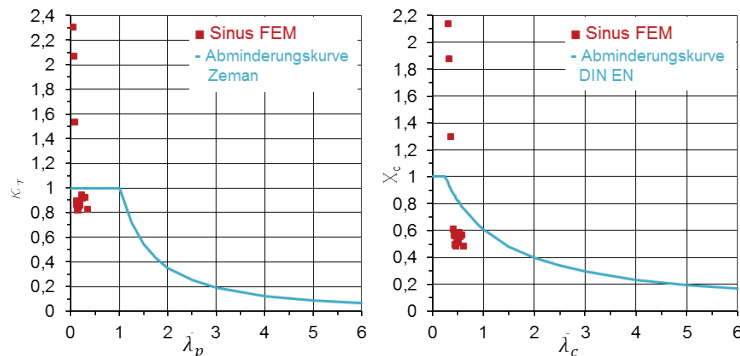


Abbildung 5-26: Darstellung der Abminderungskurven für Wellstegträger der Parameteranalyse 3

5.3.2.4 Parameteranalyse 4

Wie bereits in Parameteranalyse 1 zu erkennen war, steigt der Einfluss auf die Tragfähigkeit mit zunehmender Stegdicke für den Steganteil, obwohl entgegen der Parameteranalyse 1 für veränderte Stegdicken das Höhe-Stegdicken-Verhältnis identisch bleibt. Dabei werden für die Parameteranalyse 4 geringere Anfangswerte von F/F_{\max} im Vergleich zur Parameteranalyse 1 erzielt. Der Einfluss auf den Flanschanteil ist von Stegdicke 0,5 bis 1 steigend und danach stark fallend.

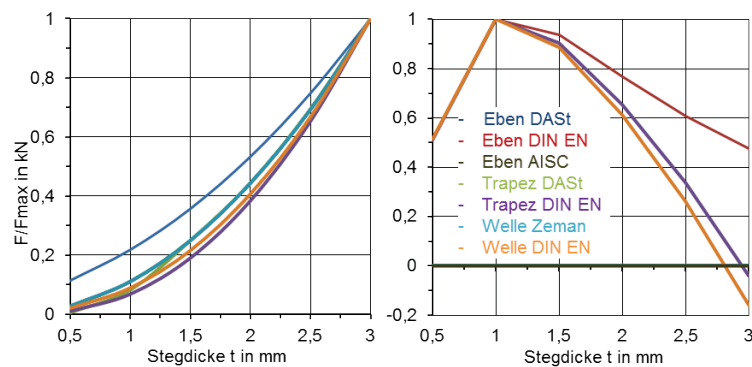


Abbildung 5-27: Einfluss der Stegdicke auf Steganteil (li.) und Flanschanteil (re.) der Traglast der Parameteranalyse 4

Sogar negative Flanschanteile werden rechnerisch ermittelt, wie für die Trapez- und Wellstegträger nach DIN EN 1993-1-5 in Abbildung 5-27 (re.) aufgezeigt ist.

Die Gesamtquertragfähigkeiten sind in Abhängigkeit der Stegdicke in Abbildung 5-28 für alle drei Steggeometrien aufgezeichnet.

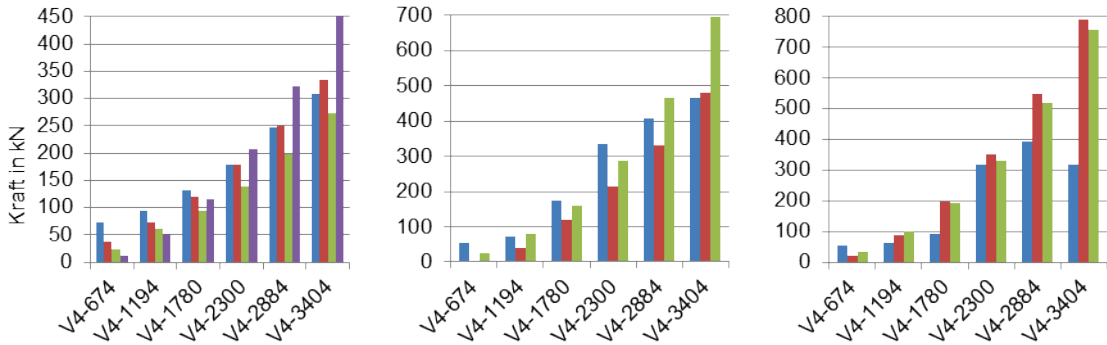


Abbildung 5-28: Entwicklung der aufnehmbaren Querkraft bei verschiedenen Stegdicken für ebener Steg (li.), Trapezsteg (mi.) und Sinussteg (re.) der Parameteranalyse 4

Mit größer werdenden Stegdicken nehmen die Quertragfähigkeiten linear zu. Dabei ist der größte Einfluss für die ebenen Stege nach dem ANSI AISC360-10, für die Trapezstege nach DIN EN 1993-1-5 und für die Sinusstege nach der Zeman Dokumentation zu erkennen. Bei dem höchsten und längsten Trapezträger bzw. Wellstegträger nimmt bei der Simulation die Quertragfähigkeit ab, da globales Beulen des Obergurtes auftritt.

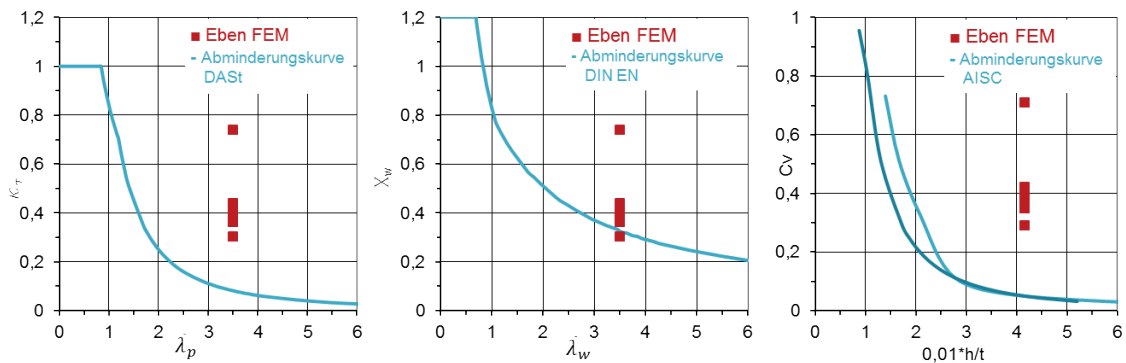


Abbildung 5-29: Darstellung der Abminderungskurven für ebene Stege der Parameteranalyse 4

Wie in Abbildung 5-29 zu erkennen, liegen alle rückgerechneten Simulationsergebnisse über den Abminderungskurven aus den Normen. Der Träger mit der Stegdicke 2,0 mm bildet dabei eine Ausnahme.

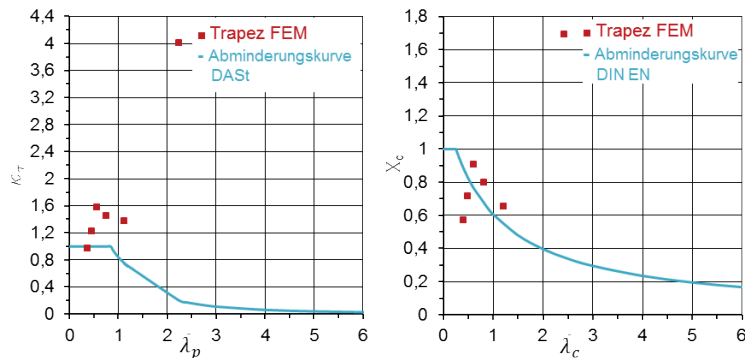


Abbildung 5-30: Darstellung der Abminderungskurven für Trapezstege der Parameteranalyse 4

Beim Trapezträger und Sinusträger, der durch globales Beulen des Obergurtes versagt, liegt der Simulationswert für den Abminderungsfaktor unterhalb der Normkurve

der DAST015. Für die Gegenüberstellung mit DIN EN 1993-1-5 gilt, dass ebenso ab einer Stegdicke von 2,0 mm der Abminderungsfaktor aus der Simulation für den Trapezsteg unterhalb der Kurve liegt (siehe Abbildung 5-30(re.)).

Für die Wellstege der Parameteranalyse ist erkennbar, dass für die Berechnung nach Zeman und DIN EN 1993-1-5 höhere Werte bereits ab einer Stegdicke von 1,0 mm vorherrschen und sich dementsprechend die rückgerechneten Simulationswerte des Abminderungsfaktors unterhalb der Normkurven befinden, was in Abbildung 5-31 dargestellt ist.

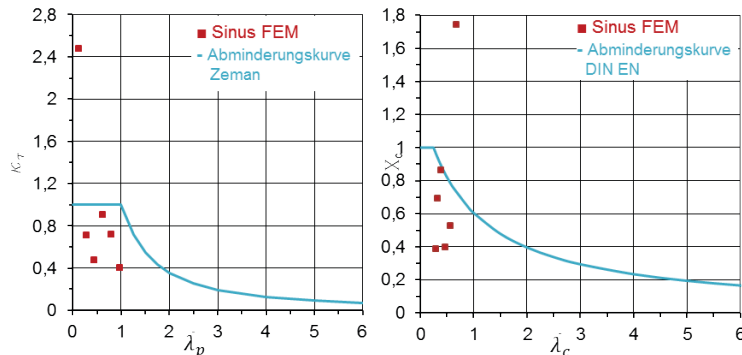


Abbildung 5-31: Darstellung der Abminderungskurven für Wellstegträger der Parameteranalyse 4

Ab Parameteranalyse 5 sind nur noch Berechnungswerte nach der Norm dargestellt. Eine Simulation wurde für die ebenen Plattenträger, Trapezstegträger und Sinusträger nicht durchgeführt. Aus diesem Grund werden die ausgewerteten Diagramme nur im Anhang D.8 (Abbildung D-21 bis Abbildung D-24) dargelegt. Weiterhin werden die Einflüsse nach Flanschenteil und Steganteil getrennt in den jeweiligen Grafiken aufgeführt. Eine Einschätzung, ob die Berechnungswerte genutzt werden können oder aber sich Ausnahmen ergeben, kann nicht abgeschätzt werden, da numerische Simulationsergebnisse nicht gegenübergestellt werden können.

Die aufgezeigten Ergebnisse für die Parameteranalyse 1 bis 4 ergeben unzureichend sichere Abminderungsfaktoren. Demnach sind speziell die Trapez- und Wellstegträger mit Stegdicken kleiner als 2,0 mm nicht mit den vorhandenen Normen nachweisbar.

5.3.2.5 Zusammenfassung

In der abschließenden Zusammenfassung wird kompakt dargestellt, wie mit schlanken Trägern und einer Stegdicke von $1,0 \text{ mm} \leq t < 3,0 \text{ mm}$ im Hinblick auf die vorhandenen Berechnungsmethoden der aktuellen Normen umgegangen werden kann.

Ebene und strukturierte Blechträger

In Abbildung 5-32 ist zu erkennen, dass alle Werte der verschiedenen Träger der Parameteranalyse 1 bis 4 die Beulkurve nicht unterschreiten. Die DAST015 sollte für Träger mit ebenen und strukturierten Stegen insofern für die Stegdickenbegrenzung verändert werden, sodass der Anwendungsbereich für Stegdicken von 1,5 mm um Stegdicken gleich **1,0 mm** erweitert wird.

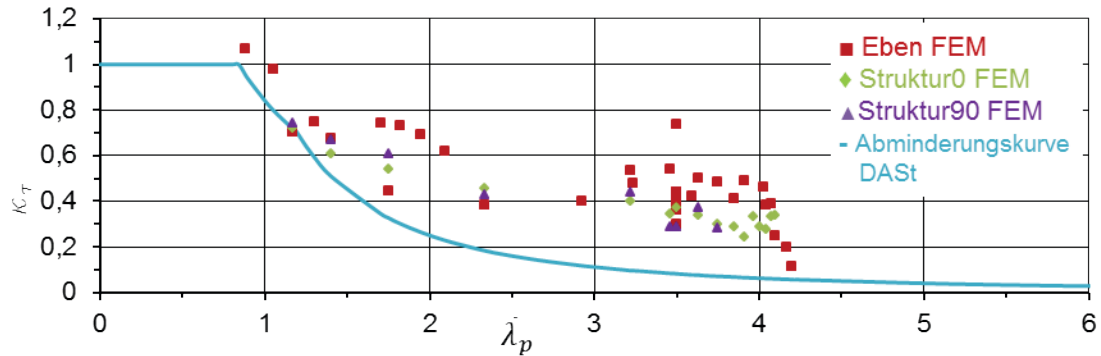


Abbildung 5-32: Beulkurve und Einordnung aller Träger mit ebenem und strukturiertem Steg der Parameteranalyse 1 bis 4 für die DAST015

Die Berechnung nach DIN EN 1993-1-5 für ebene Stege erfordert eine Neuorientierung der Beulkurve für Stegdicken kleiner gleich 1,0 mm. Obwohl in DIN EN 1993-1-3 der Anwendungsbereich auf eine Stahlkerndicke von 0,45 bis 3,0 mm festgelegt ist, wird für den Abminderungsfaktor X_w folgende Berechnung vorgeschlagen:

$$X_w = \eta \text{ wenn } \bar{\lambda}_w \leq \frac{0,83}{\eta} \text{ und } X_w = \frac{0,8}{\bar{\lambda}_w} \text{ wenn } \bar{\lambda}_w > \frac{0,83}{\eta}.$$

Dies gilt für die neuen Stegdicken von $1,0 \text{ mm} \leq t \leq 1,5 \text{ mm}$. Für $t > 1,5 \text{ mm}$ wird X_w weiterhin nach DIN EN 1993-1-5 berechnet.

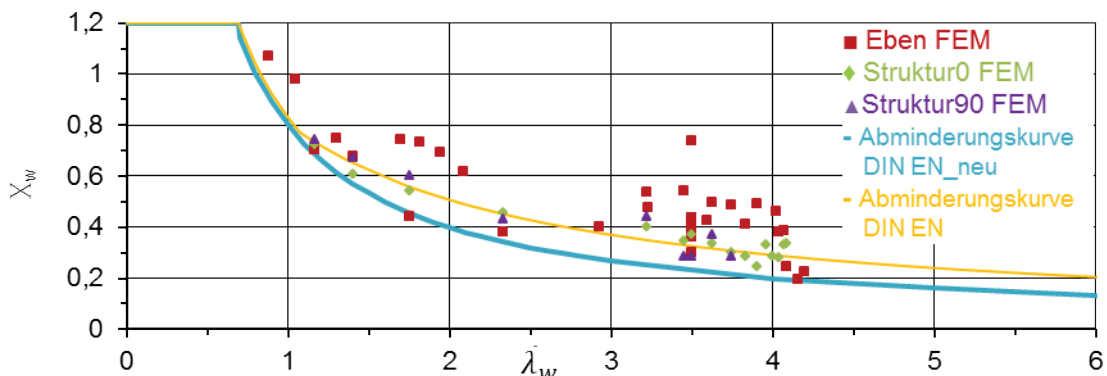


Abbildung 5-33: Beulkurve und neue Einordnung aller Träger mit ebenem und strukturiertem Steg der Parameteranalyse 1 bis 4 für die DIN EN 1993-1-5

Ebenso reihen sich die untersuchten Träger mit ebenem und strukturiertem Steg in den ANSI AISC360-10 ein, sodass dieser für Stegdicken kleiner als 1,0 mm rechenbar ist. In Abbildung 5-34 ist dargestellt, wie die rückgerechneten Abminderungsfaktoren C_v über der Beulkurve des ANSI AISC360-10 liegen. Allerdings wird darauf hingewiesen, dass die Nutzung der Zugfeldwirkung bei Endfeldern erlaubt wird. Weiterhin wird empfohlen, dass für die Berechnung vom Beulfaktor k_v das Begrenzungskriterium von

$\frac{a_w}{h_w} > \frac{260^2}{\frac{h_w}{t_w}}$ sowie $\frac{a_w}{h_w} > 3$ nicht mehr gilt und nur noch unterschieden wird nach:

$$k_v = 5 + \frac{5}{\left(\frac{a_w}{h_w}\right)^2}.$$

Was aber bei der Findung der Abminderungsfaktoren C_v auffällt, ist, dass die Gleichung von dem Material abhängig ist. Besser wäre es tatsächlich, wie in der DAST015 bzw. DIN EN 1993-1-5, die bezogenen Plattenschlankheitsgrade dem Abminderungsfaktor C_v gegenüberzustellen. Somit wäre die Beulkurve materialunabhängig aufgezeichnet. Deshalb wird vorgeschlagen, $\bar{\lambda}_c$ mit Hilfe von dem zuvor berechneten Beulfaktor k_v und den Materialeigenschaften zu kalkulieren, damit sich folgender Wert für C_v ergibt:

$$C_v = 1 \text{ für } \bar{\lambda}_c \leq \sqrt{1,51} \text{ bzw. } \frac{1,51}{\bar{\lambda}_c^2} \text{ für } \bar{\lambda}_c > \sqrt{1,51} \text{ mit } \bar{\lambda}_c = \frac{h_w}{t_w} \cdot \sqrt{\frac{F_{yw}}{k_v \cdot E_w}}$$

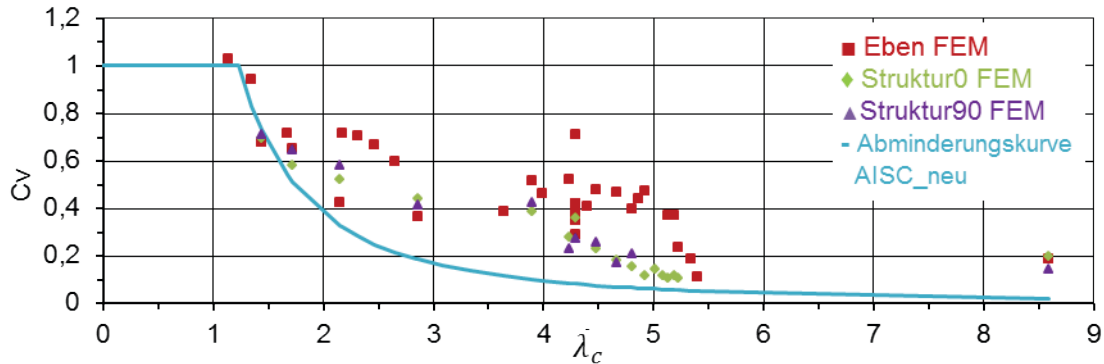


Abbildung 5-34: Neue Beulkurve und neue Einordnung aller Träger mit ebenem und strukturiertem Steg der Parameteranalyse 1 bis 4 für den ANSI AISC360-10

Trapezstegträger

Wie bereits im vorangegangenen Kapitel gezeigt, können nicht alle Trapezstegträger mit einer Stegdicke von kleiner als 1,0 mm mit Hilfe der vorhandenen Normen berechnet werden. Dies gilt speziell nur für die Berechnung nach DIN EN 1993-1-5.

Für die Nachrechnung mittels der DAST015 (Abbildung 5-35) sind alle rückgerechneten Werte oberhalb der vorgeschriebenen Beulkurve zu finden. Aus diesem Grund wird nahegelegt, die Stegdickenbegrenzung von einer Mindestdicke von 1,5 mm auf einen Anwendungsbereich von Stegdicken größer gleich 1,0 mm zu erweitern.

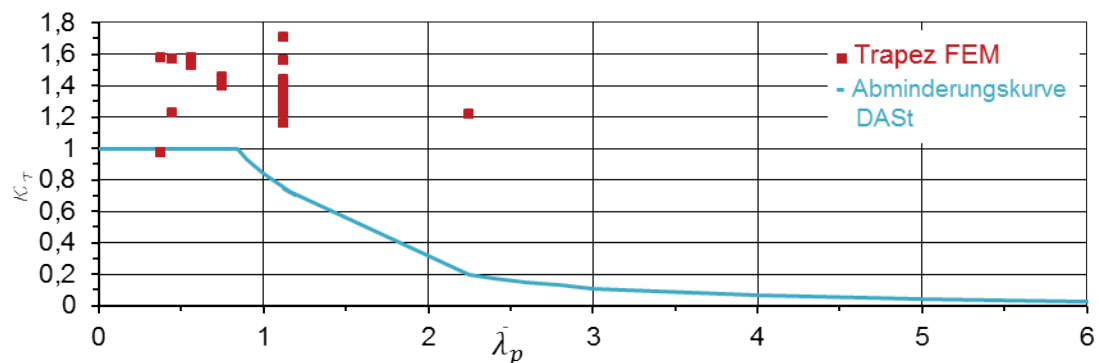


Abbildung 5-35: Beulkurve und Einordnung aller Träger mit trapezförmigem Steg der Parameteranalyse 1 bis 4 für die DAST015

DIN EN 1993-1-5: Demnach wird empfohlen (siehe Abbildung 5-12), da das Verhältnis von minimaler Quertragfähigkeit aus dem Flanschanteil zum maximal erreichbaren Flanschanteil nicht unter 0,6 fällt, dass der Flanschanteil maximal zu 60 % zur Schubtragfähigkeit des Steges genutzt wird. Daraus kann das folgende Diagramm in Abbil-

dung 5-36 erzeugt werden. Trotz der Minderung des Flanschanteils liegen die rückgerechneten Werte einiger Träger unterhalb der vorhandenen Beulkurve. Aus diesem Grund wird vorgeschlagen, die Minstdickenforderung von kaltgeformten Blechen als Steg für diese Träger von $0,45 \text{ mm} < t \leq 3,0 \text{ mm}$ [DIN EN 1993-1-1 und DIN EN 1993-1-3] neu auf $1,5 \text{ mm} < t \leq 3,0 \text{ mm}$ zu begrenzen und für die Implementierung in [DIN EN 1993-1-5] vorzuschlagen. Weiterhin könnte die Beulkurve für noch geringere Stegdicken angepasst werden, $X_c = 0,6$ wenn $\bar{\lambda}_c \leq 1$. Dies erscheint aber nicht mehr wirtschaftlich.

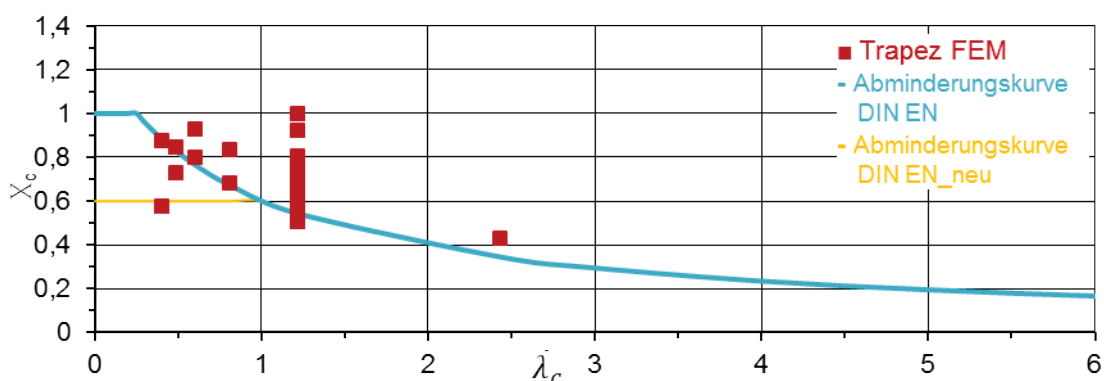


Abbildung 5-36: Beulkurve und Einordnung aller Träger mit trapezförmigem Steg der Parameteranalyse 1 bis 4 für die DIN EN 1993-1-5

Wellstegträger

Es zeigt sich ganz klar, dass für alle Parameterstudien der Wellstegträger der größte Teil der Simulationenwerte unterhalb der Berechnungswerte nach Zeman und DIN EN 1993-1-5 liegen.

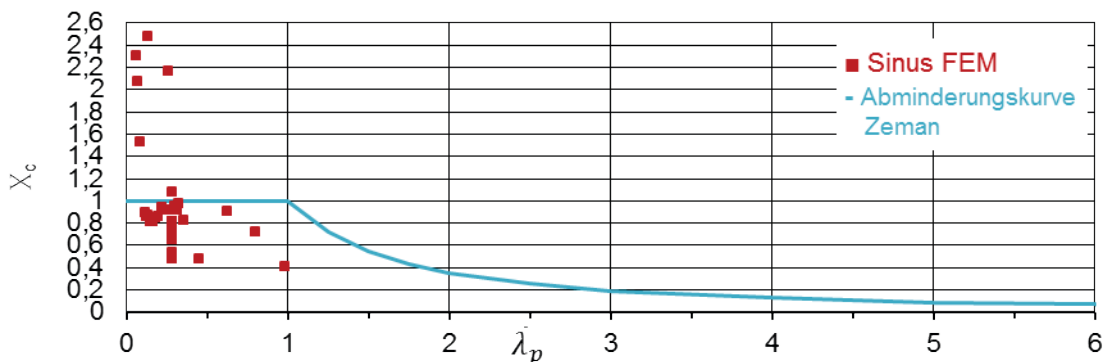


Abbildung 5-37: Beulkurve und Einordnung aller Träger mit sinusförmigem Steg der Parameteranalyse 1 bis 4 für die Zeman Dokumentation

Alle Wellstegträger der Versuche und der FE-Simulationen versagen durch lokales Beulen mit einer Stegdicke von kleiner gleich 2,0 mm. In der Zeman Dokumentation ist kein Nachweis für lokales Beulen enthalten. Somit ist für Sinusträger mit Stegdicken kleiner als die geforderten Minstdicken von 2,0 mm eine Berechnung mit der Zeman Dokumentation nicht realisierbar. Dies ist in Abbildung 5-37 dargestellt, wo fast alle rückgerechneten Simulationenwerte für die Abminderungsfaktoren unterhalb der geforderten Beulkurve liegen.

Stichprobenartig wurde untersucht, inwiefern das Implementieren des Ansatzes zum Modell von Pasternak und Branka [Branka2000] zu lokalem Beulen für Stegdicken kleiner als 2,0 mm sinnvoll ist. Dabei hat sich gezeigt, dass sich die bezogenen Schlankheiten vergrößern, aber weiterhin unterhalb der Abminderungskurve liegen. Es wäre sinnvoll, die Tragfähigkeiten aus dem lokalen Versagen, die wesentlich höher bei einigen Trägern sind als beim globalen Versagen (im weit plastischen Bereich), für die Rückrechnung zu nutzen.

Bei der Unterscheidung von lokalem oder globalem Versagen wird stets das lokale Versagen maßgebend, dementsprechend beziehen sich die bezogenen Schlankheiten immer auf eine Wellenlänge und sind immer kleiner 1. Fast alle berechneten Abminderungsfaktoren aus der Simulation liegen unterhalb der Beulkurve aus der Norm. Aus diesem Grund ist es nicht möglich, Wellstegträger mit Stegdicken kleiner als 2,0 mm nach DIN EN 1993-1-5 zu berechnen. In Abbildung 5-38 sind nochmals alle Abminderungsfaktoren aus der Simulation für die Beulkurve nach DIN EN 1993-1-5 dargestellt.

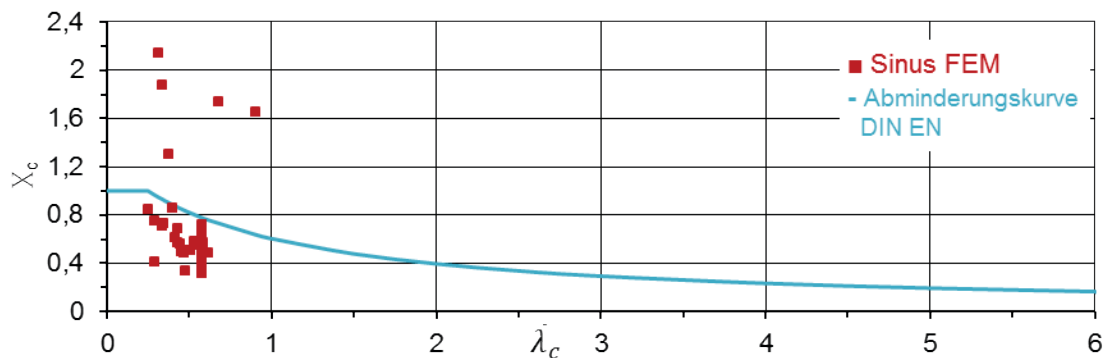


Abbildung 5-38: Beulkurve und Einordnung aller Träger mit sinusförmigem Steg der Parameteranalyse 1 bis 4 für die DIN EN 1993-1-5

5.3.3 Parameteranalyse Strukturgeometrie

5.3.3.1 Allgemeines

Bei der Parameteranalyse Strukturgeometrie sind alle geometrischen Abmessungen wie beim Versuchskörper V01 (ebener Steg) gleich, aber die Stege sind durch unterschiedliche strukturierte Bleche aufgebaut. Dabei wurde wie in Kapitel 4.3.3 unterschieden. Für die Berechnung bzw. Simulation wurden, wie in Kapitel 4.2.2 und 4.3.3 dargestellt, die Materialien DC01 und DC04 verwendet. Alle Simulations- und Versuchsergebnisse werden mit den vorhandenen Normen rückgerechnet, um auf die Abminderungsfaktoren zu schließen. Näher gehen aber die bereits gewonnenen Erkenntnisse und Veränderungsvorschläge aus Kapitel 5.3.2 mit ein. In Tabelle D-17 und im Anhang D.9 sind alle Beullastwerte und Traglastwerte für die strukturierten Träger aus Versuch, Simulation bzw. der Berechnung nach Norm kompakt aufgeführt.

5.3.3.2 Beullast

Für die kritischen Beullasten wurden die Traglasten bei einer horizontalen Verschiebung der Stegmitte von $h/200$ genutzt. Für alle ebenen Träger können direkt aus der Beullast die Abminderungsfaktoren bestimmt werden, was für die strukturierten Bleche adaptiert wird. Ein Vorschlag, die kritischen Beullasten aus auftretenden Lasten beim Ausbilden eines Lastplateaus zu verwenden, wird verworfen, da diese Lasten immer

(einzige Ausnahme ist V04.1) größer als die Beullast bei Stegaußermittigkeiten von $h/200$ liegen. Alle untersuchten Träger aus Versuch und FEM liegen auf der sicheren Seite. Dementsprechend können sie nach der DAST015 berechnet werden. In Abbildung 5-39, Abbildung 5-40 und Abbildung 5-41 sind für alle drei Normen jeweils für Simulation und Versuch die Abminderungskurven dargestellt. Anzumerken ist jedoch, dass für die DIN1993-1-5 der Vorschlag für $\chi_w = \frac{0,8}{\lambda_w}$ angesetzt wurde.

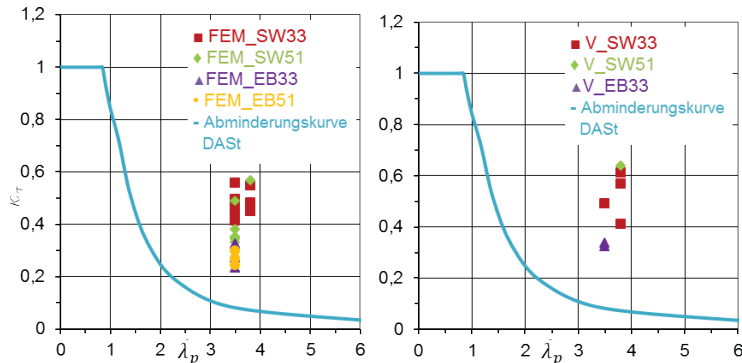


Abbildung 5-39: Beulkurve und Einordnung aller Träger mit strukturiertem Steg der berücksichtigten Parameteranalysen für die DAST-Richtlinie 015

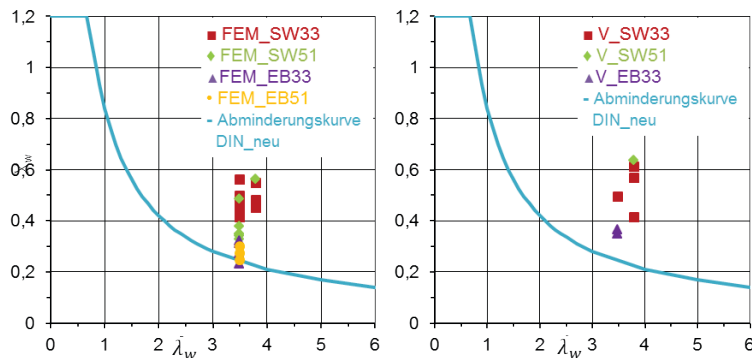


Abbildung 5-40: Beulkurve und Einordnung aller Träger mit strukturiertem Steg der berücksichtigten Parameteranalysen für den Vorschlag für DIN EN 1993-1-5

Für die Berechnung nach ANSI AISC360-10 wurde ebenfalls davon ausgegangen, wie bereits beschrieben, dass die Zugfeldwirkung genutzt wird, obwohl es sich klassisch um ein Endfeld handelt. Dennoch liegen alle Ergebnisse weit über der neu angepassten materialunabhängigen Beulkurve und dementsprechend auf der sicheren Seite.

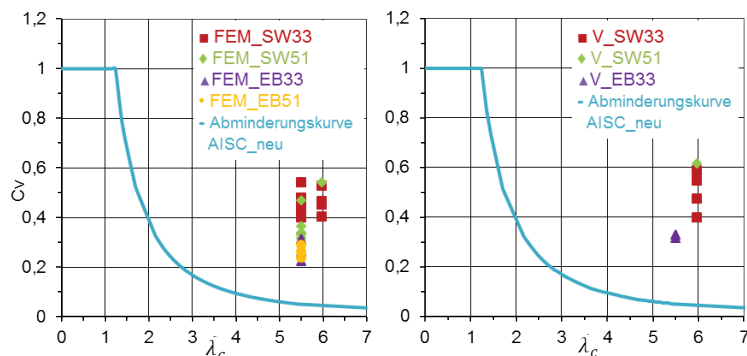


Abbildung 5-41: Beulkurve und Einordnung aller Träger mit strukturiertem Steg der berücksichtigten Parameteranalysen für den ANSI AISC360-10

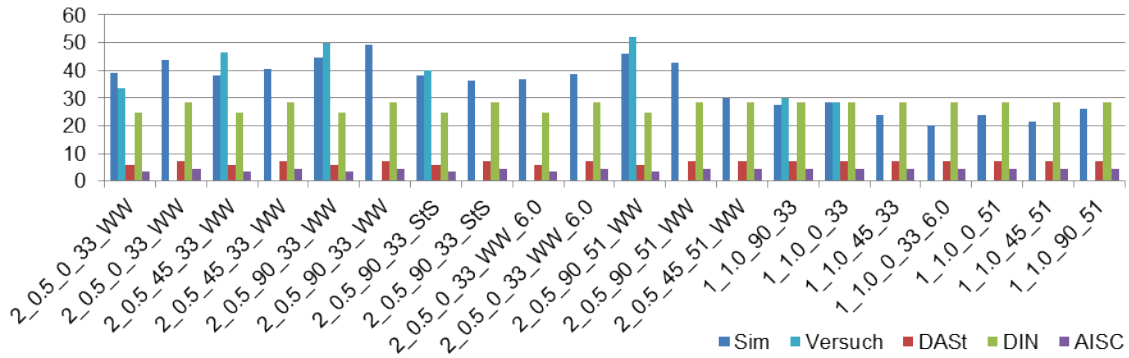


Abbildung 5-42: Beullasten [kN] für alle Träger mit strukturiertem Steg nach Simulation, Versuch bzw. Norm

5.3.3.3 Traglast

Wie im vorangegangenen Kapitel gezeigt, können alle Träger mit strukturiertem Steg nach DASt015, DIN EN 1993-1-5 und ANSI AISC360-10 berechnet werden. Unterschiedliche, bzw. größere Stegdicken könnten nochmals untersucht werden, obwohl eine Strukturierung ab Stegdicken größer als 1,0 mm nicht mehr effizient in der Produktion ist. Mittels der verschiedenen Füge-technologien können aber mehrere Einzelbleche zu einem Sandwich (SW) gefertigt werden. Diese weisen günstigere Trageigenschaften als Einzelbleche (EB) auf und erzielen höhere Schubtragfähigkeiten. Die Gesamttraglasten liegen aber im selben Niveau, was in Abbildung 5-43 zu erkennen ist.

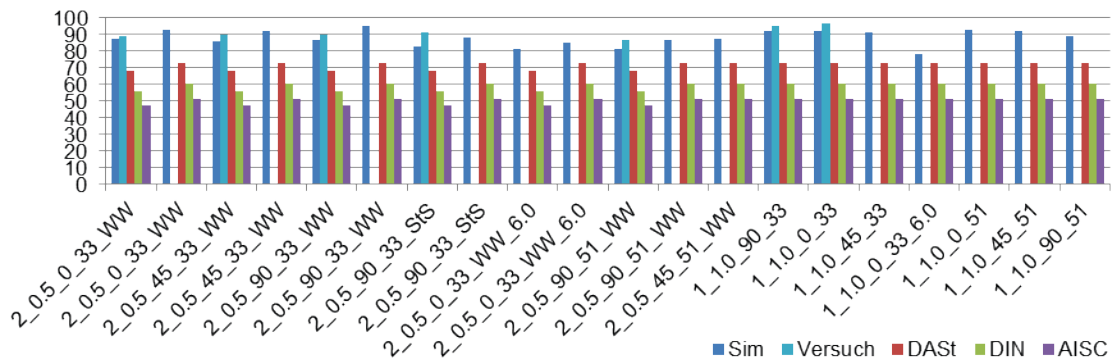


Abbildung 5-43: Gesamttraglasten [kN] für alle Träger mit strukturiertem Steg nach Simulation, Versuch bzw. Norm

6 Einsatz von strukturierten Blechen – Schlussfolgerung, Zusammenfassung und Ausblick

Anhand der Versuchsergebnisse der strukturierten Stege und der Parameteranalyse (allerdings nur für ein Einzelblech) kann man auf eine optimale Struktur schließen. Bereits in Kapitel 4.3.3.2 wurden die Einflüsse von Wabengröße, Wabenhöhe, Wabenrichtung, Fügetechnologie und Blechart untersucht. Dabei fällt auf, dass die Strukturgröße von **SW33** bessere Ergebnisse als die Strukturgröße SW51 lieferte.

Ebenfalls wird auf **Sandwichelemente** verwiesen, da Einzelbleche weniger effizient gegenüber dem Beulen sind.

Weiterhin ist anzumerken, dass sich bei der Fügetechnologie **Wabe-Wabe-Punktschweißung** im Gegensatz zur Steg-Steg-Fügung bessere Resultate ergeben.

Bei der Lastrichtung zur Wabenrichtung gibt es zwar minimale Unterschiede in den Ergebnissen für die Gesamttraglast, aber diese sind so gering, dass sie weniger ins Gewicht fallen. Bei der Ableitung der Beullast ergeben sich Vorteile für die 90°-Richtung der Wabe, sodass **2_t_90_33_WW_3.1** als optimale Struktur zum Einsatz in Leichtbauträgern gilt (mit t als individuelle Größe für die Stegdicke bis maximal 1,0 mm). Als Wabenhöhe wird die kleinere der untersuchten Tiefen von 3,1 mm gewählt.

Die strukturierten Bleche als Stege in Stahlbauträgern sind ohne Veränderung der vorliegenden, aktuellen DAST015 mit ausreichender Sicherheit berechenbar. Die höhere Beulstabilität kann für die Sandwichelemente nicht in die Berechnung integriert werden. Somit kann aber mit der effektiven Stegdicke ($2 \times 0,5 \text{ mm} = 1,0 \text{ mm}$) gerechnet werden. Allerdings können sich die Berechnungswerte ändern, wenn in die DAST015 die Vorschläge aus dem Kapitel 3.5.4 über die geometrischen Verhältnisse angewendet werden.

Für die Implementierung in DIN EN 1993-1-5 werden neue Abminderungsfaktoren X_w (siehe S. 124) für ebene Stege vorgeschlagen. Es kann ebenso ein Nachweis der Tragfähigkeit für Träger mit strukturierten Stegen durchgeführt werden.

Ebenfalls können die strukturierten Stege mit Hilfe des ANSI AISC360-10 berechnet werden. Es gibt keine Einschränkung für die Stegdicke. Bei der Berechnung sollte die Schubfeldwirkung und die Zugfeldwirkung in End- und Innenfeldern genutzt werden. Dabei werden die Träger auf sicherer Seite liegend immer noch effizient ausgenutzt, im Gegensatz zum aktuellen Nachweis des ANSI AISC360-10, bei dem keine Zugfeldwirkung genutzt wird, wenn es sich um Endfelder handelt.

Die Versuche zur Ermittlung der Tragfähigkeit von Stahlleichtbauträgern mit strukturierten Stegblechen zeigten, dass das Tragverhalten vergleichbar mit Blechträgern mit ebenem Steg ist. Es wird grundsätzlich bei sehr dünnen Stegen und einer Schubbelastung ein Zugfeld ausgebildet. Der Steg weicht aus seiner ursprünglichen Lage aus. Nach allmählicher Laststeigerung wird sichtbar, dass diese Leichtbauträger plastische Reserven nutzen, bis das vollständige Versagen eintritt.

Der größte Unterschied zwischen ebenen und strukturierten Blechen als Steg besteht darin, dass beim Ausbilden vom Zugfeld mit den Zugspannungen im Steg die Strukturen verändert werden: entweder werden sie eingeebnet oder auseinandergezogen.

Trotz der komplexen Struktur der verschiedenen strukturierten Bleche kann man mit Hilfe der FEM die Träger korrekt simulieren und Aussagen über kritische Beullasten und Gesamttraglasten tätigen.

Strukturierte Blechträger verhalten sich verschieden, wenn man das Beulen betrachtet. Dennoch sind strukturierte Einzelbleche für den Einsatz als Stegblech nicht weiter zu verfolgen, da sie im Gegensatz zu den Sandwichelementen geringere Steifigkeiten besitzen und die Verformungen während des Beulens viel größer sind. Sandwichplatten dagegen sind eine lohnende Alternative aufgrund ihrer großen Beulsteifigkeit, so dass bei einigen untersuchten Trägern bis zu dreimal höhere Beullasten auftraten.

Die durchgeführten FE-Analysen reichen aus, um eine vorläufige Aussage über einen Bemessungsvorschlag zu geben. Es zeigt sich, dass mit dem Angleichen der DAST015 für die geometrischen Veränderungen, speziell die Zugfeldrichtung und die Zugfeldbreite, ähnliche Tragfähigkeiten erreicht werden. Aus diesem Grund wird angenommen, dass für alle Strukturen eine Berechnung mit der DAST015 möglich ist und trotz eines Sandwichelementes die effektive Stegdicke berücksichtigt werden kann. Im Anhang D.10 in Tabelle D-19 sind neue Berechnungswerte für die Traglasten mit den veränderten Koeffizienten aus DAST015 und DIN EN 1993-1-5 aufgeführt. Für die strukturierten Stege gilt weiterhin der Vorschlag, den Anteil aus Schubfeld- und Zugfeldwirkung zu 100 % anzunehmen und die Berechnung mit den vorgeschlagenen Änderungen für die DAST015 durchzuführen.

Mit dem Bereitstellen eines Bemessungsvorschlages könnte der Einsatz strukturierter Bleche in Stahlbauträgern erhöht werden. Aber die Produktion von verschiedenen Blechdicken, Blechbreiten und Längen ist noch nicht möglich. Bisher sind nur Blechdicken von 1,0 mm zum Umformen genutzt worden. Weiterhin ist die Herstellungstechnologie nur zur Fertigung von quadratischen, strukturierten Halbzeugplatten von 600 mm x 600 mm ausgereift. Andere Strukturen von bereits industriell genutzten Blechen weisen dahingehend Vorteile auf. Eine Veränderung des Herstellungsprozesses kann eine zukunftsweisende Richtung zum Einsatz von strukturierten Blechen in den verschiedensten Industriezweigen geben.

7 Literatur

NORMEN UND VORSCHRIFTEN

- [DIN EN 1990] **DIN EN 1990:2010-12:** Grundlagen der Tragwerksplanung
- [DIN EN 1993-1-1] **DIN EN 1993-1-1:2010-12:** *Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten- Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau.*
- [DIN EN 1993-1-3] **DIN EN 1993-1-3:2010-12:** *Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten- Teil 1-3: Allgemeine Regeln – Ergänzende Regeln für kaltgeformte Bauteile und Bleche.*
- [DIN EN 1993-1-5] **DIN EN 1993-1-5:2010-12:** *Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten- Teil 1-5: Plattenförmige Bauteile.*
- [DIN 50125] **DIN 50125:2008-10:** *Prüfung metallischer Werkstoffe- Zugproben.*
- [DIN EN ISO 6892-1] **DIN EN ISO 6892:2007-05:** *Metallische Werkstoffe- Zugversuch- Prüfverfahren bei Raumtemperatur.*
- [DASt015] **DASt Richtlinie 015:** *Träger mit schlanken Stegen, 1990.*
- [DASt016] **DASt Richtlinie 016:** *Bemessung und konstruktive Gestaltung von Tragwerken aus dünnwandigen kaltgeformten Bauteilen, 1992.*
- [Zeman1999] **Wellstegträger – Technische Dokumentation, Zeman& Co. Gesellschaft mbH, Wien, 1999.**
- [ANSI AISC360-10] **ANSI/AISC 360-10:** *Specification for Structural Steel Buildings, 2010*
- [AASHTO2010] **American Association of State Highway and Transportation Officials: AASHTO LRFD Bridge – Design Specification. 5th Edition, Washington, 2010.**

WEITERFÜHRENDE LITERATUR

- [Ajam1986] **Ajam, W.:** *Finite element study of the post-buckling behaviour of plate girder panels under shear load*, Doctoral Thesis, Centre of Building Studies, Concordia University Montréal, Québec, 1986.
- [Alinia2009] **Alinia, M.M.; Shakiba, M.; Habashi, H.R.:** *Shear failure characteristics of steel plate girders*, Thin-Walled Structures 47, S.1498-1506, 2009.
- [Alinia2011] **Alinia, M.M.; Gheitasi, A.; Shakiba, M.:** *Postbuckling and ultimate state of stresses in steel plate girders*, Thin-Walled Structures 49, S.455-464, 2011.
- [Anil2013] **Anil, L.:** *Strength of welded plate girder with corrugated web plate*, Dissertation, Department of Civil Engineering, University of Pune, 2013.
- [Aschinger1991] **Aschinger, R.; Beljaev, V.F.; Mikhailova, T.V.:** *Zur Querkrafttragfähigkeit von I- Trägern mit verschiedenen Stegprofilierungen.* Stahlbau 60, 1999, Heft 10, S.314.

- [Basler1960-1] **Basler, K.; Yen, B.T.; Müller, J.A.; Thürlimann, B.:** *Web buckling tests on welded plate girders – Part 1*, Fritz Engineering Laboratory Report, Report No. 251.11, Lehigh University, Bethlehem, 1960.
- [Basler1960-2] **Basler, K.; Yen, B.T.; Müller, J.A.; Thürlimann, B.:** *Web buckling tests on welded plate girders – Part 2*, Fritz Engineering Laboratory Report, Report No. 251.12, Lehigh University, Bethlehem, 1960.
- [Basler1960-3] **Basler, K.; Yen, B.T.; Müller, J.A.; Thürlimann, B.:** *Web buckling tests on welded plate girders – Part 3*, Fritz Engineering Laboratory Report, Report No. 251.13, Lehigh University, Bethlehem, 1960.
- [Basler1960-4] **Basler, K.:** *Strength of plate girders in shear*, Fritz Engineering Laboratory Report, Report No. 251.20, Lehigh University, Bethlehem, 1960.
- [Beg2010] **Beg D. et al.:** *ECCS Eurocode Design Manuals - Design of plated structures*, 2010.
- [Behrens2002] **Behrens, A.; Ellert, J.:** *FE-Analyse des wirkmedienbasierten Wölbstrukturierungsprozesses von Feinblechen und seine Auswirkungen auf das Verhalten charakteristischer Leichtbauwerkstücke*. 2.Kolloquium zum DFG-Schwerpunktprogramm SPP-1098, S.80-86.
- [Belyaev1990] **Belyaev, V.; Mikhailova, T.:** *Optimal orientation of corrugation in beam webs*, Proceedings of the 10th Specialty Conference on cold-formed steel structures, St. Louis, Missouri, S. 723-728, 1990.
- [Bergfelt1973] **Bergfelt, A.:** *Profilés minces formés à froid*, Bulletin technique de la Suisse romande, Band 99, Heft 17, S.363-368, 1973.
- [Bergfelt1975] **Bergfelt, A.; Edlund B.; Larsson, H.:** *Experiments on trapezoidal steel sheets in bending*, Proceedings of the 3rd Specialty Conference on cold-formed steel structures, St. Louis, Missouri, S. 285-314, 1975.
- [Boakye2013] **Boakye, J.:** *Analysis of shear strength in the end panels of steel bridge plate girders*. University of Massachusetts Amherst, 2013.
- [Branka2000] **Branka, P.:** *Tragverhalten von Trägern mit schlanken ebenen und profilierten Stegen*, Doktorarbeit, Brandenburgische Technische Universität Cottbus, 2000.
- [Bräunlich2005] **Bräunlich, Hans:** *Innenhochdruck- Umformen von Al- und Mg-Legierungen*, Workshop Leichtbau, Bautzen, 2005.
- [Buchmayr2007] **Buchmayr, Bruno:** *Anforderungen an die Umformtechnik durch neue Werkstoffe im Automobilbau*, Werkstoffkongress, s.l., 2007.
- [Cafolla1995] **Cafolla, J.:** *Corrugated Webs and Lateral Restraints in Plate Girders for Bridges*, Doctoral Thesis, Department of Engineering, University of Warwick, 1995.

- [Clarín2007] **Clarín, Mattias:** *Plate buckling resistance – patch loading of longitudinally stiffened webs and local buckling*. Doctoral Thesis, Department of Civil, Mining and Environmental Engineering Lulea University of Technology: s.n., 2007.
- [Davidson1965] **Davidson, H.L.:** *Post-Buckling behaviour of long rectangular plates*, Master thesis, Fritz Engineering Laboratory, Lehigh University, Bethlehem, 1965.
- [Davies1999] **Davies, A.W.; Griffith, G.:** *Shear Strength of steel plate girder*. Proceedings of the Institution of Civil Engineers Structures & Buildings, 134, S.157-164, 1999.
- [Degischer2009] **Degischer, H.P.; Lüftl, S.:** *Leichtbau*, WILEY-VCH, Weinheim, 2009.
- [Denan2013] **Denan, F.; Mustar, M.; Hassan, A.; Omar, N.:** *Effect of Triangular web Profile on the Shear Behaviour of Steel I-Beam*, Iranica Journal of Energy & environment, Vol. 4, S.219-222, 2013.
- [Dubas1974] **Dubas, P.:** *Zur Erschöpfungslast schubbeanspruchter Stehbleche*. In: Möhler, K.; Valtinat, G. (Hrsg.): *Theorie und Berechnung von Tragwerken, Aktuelle Forschungsbeiträge, Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine der Universität Fridericiana (TH) Karlsruhe*, S.58-68, Springer Verlag, Berlin, 1974.
- [Dubas1985] **Dubas, P.; Maquoi, R.; Massonnet, C.:** *Behaviour and design of steel plated structures*. IABSE surveys, Band 9, Heft S-31, S.17-44, 1985.
- [Edlund1996] **Edlund, B.; Luo, R.:** *Shear Capacity of Plate Girders with Trapezoidally Corrugated Webs*, Thin-Walled Structures, Vol. 26, No. 1, S.19-44, 1996.
- [Elamary2013-1] **Elamary, A.S.:** *Ultimate Shear Resistance of Plate Girders: Part 1- Cardiff Theory*. Journal of American Science, No. 9, S.157-165, 2013.
- [Elamary2013-2] **Elamary, A.S.:** *Ultimate Shear Resistance of Plate Girders: Part 2- Höglund Theory*. International Journal of Civil, Architectural Science and Engineering, Vol. 7, No. 2, S.226-234, 2013.
- [Elgaaly1996] **Elgaaly, M.; Hamilton, R.W.:** *Shear Strength of beams with Corrugated Webs*, Journal of Structural Engineering, Vol. 122, No. 4, S.390-398, 1996.
- [Elgaaly1998] **Elgaaly, M; Seshadri, A.:** *Depicting the behavior of girders with corrugated webs up to failure using non-linear finite element analysis*, Advances in Engineering Software, Vol. 29, No. 3-6, S.195-208, 1996.
- [Estrada2007-1] **Estrada, I.; Real, E.; Mirambell, E.:** *General behavior and effect of rigid and non-rigid end post in stainless steel plate girders loaded in shear. Part I: Experimental study*, Journal of Constructional Steel Research 63, S.970-984, 2007.
- [Estrada2007-2] **Estrada, I.; Real, E.; Mirambell, E.:** *Shear response of stainless steel plate girders*, Engineering Structures 29, S.1626-1640, 2007.

- [Estrada2008] **Estrada, I.; Real, E.; Mirambel, E.:** *A new developed expression to determine more realistically the shear buckling stress in steel plate structures*, Journal of Constructional Steel Research 64, S.737-747, 2007.
- [Evans1978] **Evans, H.R; Porter, D.M.; Rockey, K.C.:** *The collapse behaviour of plate girders subjected to shear and bending*, IABSE proceedings P-18/78, Vol. 2, S.1-20, London, 1978.
- [Fritzsche2011] **Fritzsche S.; Ossenbrink R.; Michailov V.:** *Experimental Characterisation of Structured Sheet Metal*. Key Engineering Materials Vol.473, S.404-411, Trans Tech Publications, 2011.
- [Fujii1967] **Fujii, T.:** *Minimum Weight Design of Structures based on Buckling Strength and Plastic Collapse (3rd report) : An Improved Theory on Post-buckling Strength of Plate Girders in Shear*, The Japan Society of Naval Architects and Ocean Engineers, Journal of Zosen Kiokai (122), 119-128, 1967.
- [Gachon1985] **Gachon, H.; Zoratti, J.-C.:** *Panneaux à âme mince plissée comportement et résistance à des forces de cisaillement*, Ingénieurs et architectes suisses, Band 111, Heft 1-2, S.19-22, 1985.
- [Graf2011] **Graf, Katrin; Schleuß, R.; Ossenbrink, R.; Michailov, V.:** *Auswirkungen von strukturierten Fügepartnern auf geklebte Verbindungen*, DVS-Berichte Band 265, S.472-477, Düsseldorf, 2011.
- [Grote2003] **Grote, H.:** *Zum Einfluss des Beulens auf die Tragfähigkeit von Walzprofilen aus hochfestem Stahl*, Dissertation, Fakultät für Bauingenieurwesen der Ruhr-Universität Bochum, 2003.
- [Hannebauer2008] **Hannebauer, D.:** *Zur Querschnitts- und Stabtragfähigkeit von Trägern mit profilierten Stegen*, Dissertation, Brandenburgische Technische Universität, Lehrstuhl Stahl- und Holzbau, Cottbus, 2008.
- [Hassanein2013] **Hassanein, M.F.; Kharoob, O.F.:** *Behavior of bridge girders with corrugated webs: (II) Shear strength and design*, Engineering Structures, Vol. 57, S.544-553, 2013.
- [Henning2011] **Henning, Frank; Moeller, Elvira:** *Handbuch Leichtbau – Methoden, Werkstoffe, Fertigung*. München: Hanser Verlag, 2011.
- [Herzog1973] **Herzog, M.:** *Ultimate static strength of plate girders from tests*, Journal of the structural division, Proceedings of the American Society of Civil Engineers, Vol. 100, 1974.
- [Herzog1974] **Herzog, M.:** *Die Traglast unversteifter und versteifter, dünnwandiger Blechträger unter reinem Schub und Schub und Biegung nach Versuchen*, Der Bauingenieur 49, S.382-389, Springer Verlag, Düsseldorf, 1974.
- [Herzog1988] **Herzog, M.:** *Leichtträger mit Faltensteg*, Stahlbau 57, Heft 8, S. 246-249, Berlin, 1988.
- [Hlavacek1972] **Hlavacek, V.:** *The effect of support conditions on the stiffness of corrugated sheets subjected to shear*, Acta technica CSAV, Vol. 2, S.209-236, 1972.

- [Hoffmann1987] **Hoffmann, Karl:** *Eine Einführung in die Technik des Messens mit Dehnungsmeßstreifen*, Hottinger Baldwin Messtechnik (Hrsg.), Darmstadt, 1987.
- [Höglund1973] **Höglund, Torsten:** *Design of thin plate I-girders in shear and bending with special reference to web buckling*, Institutionen för byggnadsstatik kungl. Tekniska Högskolan, Stockholm, 1973.
- [Höglund1997] **Höglund, Torsten:** Shear buckling resistance of steel and aluminium plate girders, Thin-Walled structures, Vol. 29, Nos. -1-4, pp. 13-30, Elsevier Science, Amsterdam, 1997.
- [Hoppe2002] **Hoppe, Marion:** *Umformverhalten strukturierter Feinbleche*. Dissertation Lehrstuhl Konstruktion und Fertigung BTU Cottbus: s.n., 2002.
- [Hufenbach1996] **Hufenbach, W; Adam, F.:** *Strukturierung und Klassifizierung von Stahlblech-Mehrschichtverbunden*, Forschungsbericht P307 Studiengesellschaft Stahlanwendung e.V., Düsseldorf, 1996.
- [Hufenbach2003] **Hufenbach, W.; Adam, F.; Lepper, M.:** *Ultraleichtbau - Chancen für neue Lösungen*, Fachtagung Baumaschinentechnik, Dresden, 2003.
- [Johnson1997] **Johnson, R.P.; Cafolla, J.:** *Corrugated webs in plate girders for bridges*, Proceedings of the Institution of Civil Engineers Structures & Buildings, Vol. 123, S.157-164, 1997.
- [Kähönen1988] **Kähönen, A.:** *Zur Einleitung von Einzellasten in I-Träger mit trapezförmig profilierten Stegen*, Stahlbau 57, Heft 8, S.250-252, Berlin, 1988.
- [Kàrmàn1932] **von Karman,T., Ef Sechler and Donnel, L.H.:** *The strength of thin plates in compression*, Trans ASME, Vol. 54, pp. 53–57, 1932.
- [Khennane2012] **Khennane, Amar:** *Finite Element analysis using Matlab and Abaqus*, CRC Press, Boca Raton FL, 2012.
- [Kiyamaz2010] **Kiyamaz, G.; Coskun, E.; Cosgun, C.; Seckin, E.:** *Transverse load carrying capacity of sinusoidally corrugated steel web beams with web openings*, Steel and Composite Structures, Vol. 10, No. 1, S.69-85, 2010.
- [Klein2009] **Klein, Bernd:** *Leichtbau- Konstruktion, Berechnungsgrundlagen und Gestaltung*. Wiesbaden: Vieweger und Teubner, 2009.
- [Klöppel1966] **Klöppel, K.; Schmied, R.; Schubert, J.:** *Die Traglast mittig und außermittig gedrückter dünnwandiger Kastenträger unter Verwendung der nichtlinearen Beultheorie*, Der Stahlbau, Jahrgang 35, Heft 11, S.321-337, Berlin, 1966.
- [Komatsu1971] **Komatsu, S.:** *Ultimate strength of stiffened plate girders subjected to shear*, IABSE reports of working commissions, Vol. 11, S.49-65, 1971.
- [Kornienko2011] **Kornienko, E.; Ossenbrink, R.; Michailov, V.:** *Corrosion properties of structured sheet metals in salt environment Engineering Review 31, Issue 2, pp.97-104, 2011.*

- [Kunke1999] **Kunke, E; Mirtsch, F.:** *Neuartige wölbstrukturierte Bleche – Einsatzpotential für den Leichtbau.* Blech Rohre Profile, Heft 3, S.34-37, 1999.
- [Lee1998] **Lee, S.C.; Yoo, C.H.:** *Strength of plate girder eb panels under pure shear,* Journal of Structural Engineering, Vol. 124, No.2, S.184-194, 1998.
- [Lee1999] **Lee, S.C.; Yoo, C.H.:** *Experimental study on ultimate shear strength of web panels,* Journal of Structural Engineering, Vol. 125, No.8, S.838-846, 1999.
- [Lee2006] **Lee, S.C.; Yoo, C.H.:** *Mechanics of Web Panel Postbuckling Behavior in Shear,* Journal of Structural Engineering, Vol. 132, No. 10, S.1580-1589, 2006.
- [Lee2008] **Lee, S.C.; Doo, S.L.; Yoo, C.H.:** *Ultimate shear strength of long web panels,* Journal of Constructional Steel Research, Vol. 64, S.1357-1365, 2008.
- [Lee2009-1] **Lee, S.C.; Doo, S.L.; Yoo, C.H.:** *Further Insights into Postbuckling of Web Panels. I: Review of Flange Anchoring,* Journal of Structural Engineering, Vol. 135, No. 1, S.3-10, 2009.
- [Lee2009-2] **Lee, S.C.; Doo, S.L.; Yoo, C.H.:** *Further Insights into Postbuckling of Web Panels. II: Experiments and Verification of New Theory,* Journal of Structural Engineering, Vol. 135, No. 1, S.11-18, 2009.
- [Lee2012] **Lee, S.C.; Doo, S.L.; Yoo, C.H.:** *New shear design criteria for plate girders.* Proceedings of the Annual Stability Conference Structural Stability Research Council, Grapevine, Texas, 2012.
- [Levy1942] **Levy, S.:** *Bending of rectangular plates with large deflections,* Technical note no. 846, National advisory committee for aeronautics, Washington, 1942.
- [Libove1971] **Libove, Charles; Chuan-ju Lin.:** *Theoretical study of corrugated plates: Shearing of a trapezoidally corrugated plate with trough lines permitted to curve.* Nasa Contractor Report 1750. National Aeronautics and space administration, Washington, 1971.
- [Libove1973] **Libove, C.:** *On the Stiffness, Stresses and Buckling analysis of corrugated shear webs,* Proceedings of the 2nd Specialty Conference on cold-formed steel structures, St. Louis, Missouri, S. 259-306, 1973.
- [Lindner1988] **Lindner, J; Aschinger, R.:** *Grenzschertragfähigkeit von I-Trägern mit trapezförmig profilierten Stegen,* Stahlbau 57, Heft 12, S.377-380, Berlin, 1988.
- [Lindner1992] **Lindner, J.:** *Zur Bemessung von Trapezstegträgern,* Stahlbau 61, Heft 10, S.311-318, Berlin, 1992.
- [Lindner1995] **Lindner, J.; Huang, B.:** *Beulwerte für trapezförmig profilierte Bleche unter Schubbeanspruchung,* Stahlbau 64, Heft 12, S.370-374, Berlin, 1992.

- [Malikov2011] **Malikov, V.; Ossenbrink R.; Viehweger, B.; Michailov V.:** *Analytical and numerical calculation of the force and power for air bending of structured sheet metals.* Key Engineering Materials Vol.473, S.602-609, Trans Tech Publications, 2011.
- [Marsh1982] **Marsh, C.:** *Theoretical Model for collapse of shear webs,* Journal of the engineering mechanics division, Vol. 108, S.819-832, New York, 1982.
- [Marsh1988] **Marsh, C.; Ajam, W.; Ha H.K.:** *Finite element analysis of post-buckled shear webs,* Journal of Structural Engineering, Vol. 114, S.1571-1587, 1988.
- [Marsh1991] **Marsh, C.; Ajam, W.:** *Simple model for shear capacity of webs,* Journal of Structural Engineering, Vol. 117, S.410-422, 1991.
- [Massonnet1968] **Massonnet, C.:** *Dünnwandige hohe Blechträger.* IABSE Congress report, No. 8, S.178-193, New York, 1968.
- [Metwally1998] **Metwally, A.S.:** *Prestressed Composite Girders with Corrugated Steel Webs,* Master Thesis, Depart of Civil Engineering, University of Calgary, Calgary, Alberta, 1998.
- [Nasdala2012] **Nasdala, L.:** *FEM – Formelsammlung Statik und Dynamik, Hintergrundinformationen, Tipps und Tricks.* München: Springer Vieweg, 2012.
- [Nie2013] **Nie, J.G; Zhu, L.; Tao, M.-X.; Tang, L.:** *Shear strength of trapezoidal corrugated steel web,* Journal of Constructional Steel Research, Vol. 85, S.105-115, 2013.
- [Nishino1966] **Nishino, F.; Ueda, Y.; Tall, L.:** *Experimental investigation of the buckling of plates with residual stresses,* Fritz Engineering Laboratory Report, Report No. 290.3, Lehigh University, Bethlehem, 1966.
- [Olbrich2012] **Olbrich, S.; Viehweger, B.; Schölzke, T.:** *Prozesssichere Herstellung von FQZ-Wabenstrukturen durch Hydroforming, Bänder Bleche Rohre,* Jahrgang 53, S.66-67, 2012.
- [Ostapenko1969] **Ostapenko, A.; Chern, C.:** *Ultimate strength of plate girders under shear,* Fritz Engineering Laboratory Report, Report No. 328.7, Lehigh University, Bethlehem, 1969.
- [Pasternak1994] **Pasternak, Hartmut:** *Zur Tragfähigkeit und Gebrauchstauglichkeit von Stahlträgern mit schlanken ausgesteiften Stegen. Eine kritische Bestandsaufnahme,* Habilitationsschrift, Technische Universität Carolo-Wilhelmina zu Braunschweig, Braunschweig, 1994.
- [Pasternak1997] **Pasternak, H.; Branka, P.:** *Durchlaufträger ohne Durchlaufwirkung? – Untersuchungen an Stahlträgern mit schlanken Stegen.* Bauingenieur 72, S.385-391, Springer Verlag, Düsseldorf, 1997.
- [Pasternak1998] **Pasternak, H.; Branka, P.:** *Zum Tragverhalten von Wellstegträgern,* Bauingenieur 75, Nr. 10, S.437-444, Springer Verlag, Düsseldorf, 1998.

- [Pasternak2009] **Pasternak, H.; Robra, J.; Bachmann, V.:** *Wellstegträger mit größeren Stegblechdicken*, Fertigungstechnologie und Tragverhalten. Bauingenieur 84, Nr. 10, S. 415-419, Springer Verlag, Düsseldorf, 2009
- [Pasternak2010] **Pasternak, H.; Kubieniec, G.:** *Plate Girders with Corrugated Webs*, Journal of Civil Engineering and Management, Vol. 16, No. 2, S.166-171, 2010.
- [Pasternak2011] **Pasternak, H.; Bartholomé, S.:** *Girders with "honey-comb" structured web - ongoing research*, Proceedings of the 10th International Conference on Steel, Space & Composite Structures, pp. 259-266, Gazimagusa, North Cyprus, 2011.
- [Pasternak2012-1] **Pasternak H., Bartholomé S.:** *Girders with profiled and structured web - ongoing research*. 12th International Scientific Conference VSU 2012, Vol. III, Part 1 pp. 1-6, Part 2 pp. 7-12, Sofia, 2012.
- [Pasternak2012-2] **Pasternak, H.; Bartholomé, S.:** *Girders with profiled and structured web - ongoing research*, Proceedings of the 13th Symposium on Stability of Structures 2012, pp. 547-560, Zakopane, 2012.
- [Pasternak2012-3] **Pasternak, H.; Bartholomé, S.:** *Versuche zu Stahlträgern mit strukturiertem Steg*. Bauingenieur 87 (2012), S. 417-422.
- [Pasternak2012-4] **Pasternak, H.; Bartholomé, S.:** *Eine neue Idee: Stahlträger mit strukturiertem Steg*. 18. DAST-Kolloquium, Seite 131 - 136, Deutscher Ausschuß für Stahlbau DAST, Aachen 2012, ISBN: 978-3-929371-26-0.
- [Pasternak2013-1] **Pasternak, H.; Bartholomé, S.:** *Girders with structured web - ongoing research*, ISEC-7, The Seventh International Structural Engineering and Construction Conference, pp. 551-556, Honolulu, Hawaii, 2013.
- [Pasternak2013-2] **Pasternak, H.; Bartholomé, S.:** *Girders with structured web - ongoing research*. SSRC, Proceedings of the Annual Stability Conference, pp. 696-709, St. Louis, 2013.
- [Peterson1960] **Peterson, James P.; Card, Michael F.:** *Investigation of the buckling strength of corrugated webs in shear*. Nasa Technical Note D424. National Aeronautics and space administration, Washington, 1960.
- [Pohl2005] **Pohl, Fred- Roderich:** *Blaue "Schildkröte" am Schwarzen Meer*. Pohl Consult international Ltd. & Co. KG, Bovenden, 2005.
- [Porter1975] **Porter, D.M.; Rockey, K.C.; Evans, H.R.:** *The collapse behaviour of plate girders loaded in shear*, The structural Engineer, No.8, Vol. 53, S.313-325, London, 1975.
- [Protte1998] **Protte, W.:** *Zur Beulung der periodisch sich wiederholenden Zweifeldplatte mit unterschiedlichen Stützweiten unter Schub – Modell eines trapezförmig profilierten Steges eines Trägers*, Stahlbau 67, Heft 11, S.864-869, Berlin, 1998.

- [Rahal1989] **Rahal, K.:** *The behaviour and design of transverse web stiffeners in bridge girders*, Doctoral Thesis, Department of Civil engineering University of Sydney, 1989.
- [Rhodes2003] **Rhodes, J.:** *Some observations on the post-buckling behaviour of thin plates and thin-walled members*, Thin-Walled Structures 41, S.207-226, 2003.
- [Rockey1972] **Rockey, K.C.; Skaloud, M.:** *The ultimate load behaviour of plate girders in shear*, The structural engineer, No. 1, Vol. 50, S. 29-47, 1972.
- [Rode1916] **Rode, H.H.:** *Beitrag zur Theorie der Knickerscheinungen*. Der Eisenbau, Band 7, S.210-218, Leipzig, 1916.
- [Ruga1995] **Ruga, J.:** *Zum Tragverhalten von Kasten- und Vollwandträgern mit schlanken Stegen*, Doktorarbeit, Technische Universität Carolo-Wilhelmina zu Braunschweig, 1995.
- [Rust2009] **Rust, W.:** *Nichtlineare Finite-Elemente-Berechnungen*. Wiesbaden: Vieweg+Teubner, 2012.
- [Sause2011] **Sause, R.; Braxtan, T.N.:** *Shear strength of trapezoidal corrugated steel web*, Journal of Constructional Steel Research, Vol. 67, S.223-236, 2011.
- [Scheer1989] **Scheer, J.; Pasternak, H.:** *Zum Nachweis von Vollwandträgern mit dünnen Stegen und Quer- sowie auch Längssteifen in Regelwerken*. Bauingenieur 64, S.121-133, Springer Verlag, Düsseldorf, 1989.
- [Scheer1993] **Scheer, J.; u.a.:** *Trapezstegträger geschweißt*, Bericht Nr. 6203/2, Technische Universität Braunschweig, Institut für Stahlbau, Oktober 1993.
- [Schiefenbusch1992] **Schiefenbusch, J.:** *Das Höckerblech, ein universelles Bauelement*. In: Kleiner, M.; Schilling, R. (Hrsg.): *Umformtechnik. Ideen, Konzepte und Entwicklungen*. S.17-26, Stuttgart, 1992 .
- [Seydel1933] **Seydel, E.:** *Über das Ausbeulen von rechteckigen, isotropen oder orthogonaonal-anisotropen Platten bei Schubbeanspruchung*, 313. Bericht der Deutschen Versuchsanstalt für Luftfahrt e.V., IV. Band, S.169-191 Berlin-Adlershof, 1933.
- [Schleuß2010] **Schleuß L.; Ossenbrink R.; Michailov V.:** *Widerstandspunktschweißen strukturierter Bleche - Schweißbereiche, Prüfung, Anwendung*, Vortragsband 12. Kolloquium „Widerstandsschweißen und alternative Verfahren“, S.54-59, Halle (Saale), 2010.
- [Sedlacek1972] **Sedlacek, G.:** *Die Höckerplatte Krupp – ein neues Plattensystem*. Technische Mitteilungen Krupp-Werkberichte, Band 30, H.4, Essen, 1972.
- [Sedlacek2003] **Sedlacek, G.; Bohmann, D.; Völling, B.:** *Strukturoptimierung und Erprobung von Leichtbauplatten für den Einsatz in Schienenfahrzeugen*. ZEVrail Glasers Annalen 127, S.504-510, 2003.
- [Siokola1997] **Siokola, W.:** *Wellstegträger. Herstellung und Anwendung von Trägern mit profiliertem Steg*, Stahlbau 66, Heft 9, S.594-605, Berlin, 1997.

- [Stabil2000] **Bmbf, Referat 423 – Integrierter Umweltschutz in der Wirtschaft (Hrgs.):** *Leicht und ansprechend – stabil verpackt.* Berlin, 2000.
- [Steinbuch1998] **Steinbuch, R.:** *Finite Elemente – Ein Einstieg,* Springer-Verlag, Berlin, 1998.
- [Sterzing2005-1] **Sterzing, Andreas:** *Bewertung von Leichtbaupotenzial und Einsatzfähigkeit wölbstrukturierter Feibleche.* Dissertation Fraunhofer Institut für Werkzeugmaschinen und Umformung Chemnitz, s.n., 2005.
- [Sterzing2005-2] **Sterzing, Andreas:** *Bleche mit Wölbstruktur: Wie praxistauglich sind sie?,* *Blech InForm*, 3, pp.28-31, Carl Hanser Verlag, München, 2005.
- [Thomson2006] **Thomson, N.:** *A Study of early corrugated iron buildings in rural Scotland,* Second International Congress on Construction History, Vol. 3, S.3097-3116, Cambridge, 2006.
- [Tschamper1989] **Tschamper, H.:** *Interaktion zwischen Biegung und konzentrierter rippenloser Lasteinleitung an schlanken Trägern,* Doktorarbeit, Eidgenössische Technische Hochschule Zürich, 1989.
- [Ueda1962] **Ueda, Y.:** *Elastic, elastic-plastic and plastic buckling of plates with residual stresses,* Doctoral Thesis, Fritz Engineering Laboratory, Lehigh University, Bethlehem, 1962.
- [Valtinat1975] **Valtinat, G.:** *Theorie und Berechnung beulgefährdeter Vollwand- und Kastenträger.* In: Scheer, J. (Hrgs.): *Vier Vorträge zum Plattenbeulproblem,* Schriftenreihe Heft 9, Technische Universität Hannover, Lehrstuhl für Stahlbau, S.41-68, Hannover, 1975.
- [Vilnay1990] **Vilnay, O.:** *The Behaviour of a Web Plate Loaded in Shear,* Thin-Walled Structures, Vol. 10, No. 2, S.161-174, 1990.
- [Wagner1929] **Wagner, H.:** *Ebene Blechwandträger mit sehr dünnen Stegblechen,* Zeitschrift für Flugtechnik und Motor-Luftschiffahrt, Band 20, S.200-207, S.227-233, S.256-262, Berlin, 1929.
- [White2008] **White, D.W.; Barker, M.G.:** *Shear Resistance of Transversely Stiffened Steel I-Girders.* Journal of Structural Engineering, Vol. 134, S.1425-1436, 2008.
- [Wiedemann1996] **Wiedemann, Johannes:** *Leichtbau, Band1: Elemente.* Berlin: Springer Verlag, 1996.
- [Winter1968] **Winter, G.:** *Theoretische Lösungen und Versuchsergebnisse – Dünnwandige Konstruktionen,* IABSE congress report, Vol. 8, S.125-136, 1968.

LITERATUR ZU SOFTWARE

- [Abaqus2010] *Abaqus Analysis User's Manual,* Version 6.9-EF1, Dassault Systems, 2010.
- [Abaqus2013-1] *Abaqus/CAE User's Manual,* Version 6.11-3, Dassault Systems, 2013.
- [Abaqus2013-2] *Abaqus Analysis User's Manual,* Version 6.11-3, Dassault Systems, 2013.

- [Abaqus2013-3] *Abaqus Example Problems Manual*, Version 6.11-3, Dassault Systems, 2013.
- [Abaqus2006] *Abaqus Lecture*, University of Sydney 2006.
- [ProE2011] *ProEngineer Tutorial 1 to 6*, pro-e-tut1.html, 2011.
- [Aramis2013] <http://www.gom.com/de/messsysteme/systemuebersicht/aramis.html>

INTERNETQUELLEN

- [Borit2012] Abbildung 17: Borit- Wabenplatte [Zeit: 15.08.2012, Adresse: <http://www.borit.de/>]
- [fremdwort2013] [Zeit: 28.11.2013, Adresse: <http://www.fremdwort.de/suchen/bedeutung/Struktur>]
- [HBM2013] [Zeit: 06.12.2013, Adresse: <http://www.hbm.com/de/menu/produkte/dehnungsmessstreifen-zubehoer/dehnungsmessstreifen-fuer-die-spannungsanalyse/ry-rosette/>]
- [Hydro2013] Chiesa, Luigi: Abbildung Hydroforming. [Zeit: 06.08.2013, Adresse: http://de.wikipedia.org/wiki/Datei:Idroformatura_animata.gif]
- [IWO2013] Abbildung Waschtrommel [Zeit: 29.11.2013, Adresse: http://www.iw-online.de/dokumente/bilder_gross/05_2009_a1_5_2427.jpg]
- [Kleiner2013] Kleiner, Matthias: Fertigungstechnik und Leichtbau.[Zeit: 23.08.2013, Adresse: www.leichtbau.de]
- [Maydl2012] [Zeit: 06.01.2013, Adresse: <http://www.axis.at/de/axis/galerie/die-zukunft-des-bauens-h%C3%B6her-weiter-leichter-oder-doch-nachhaltig>]
- [Mirtsch2012] Abbildung 17: Wölbstruktur [Zeit: 15.08.2012, Adresse: <http://www.woelbstruktur.de/materialien.html>]
- [Rüter2008] Rüter, Martina: Wabenstrukturen, Leicht und gleichzeitig stabil. [Zeit:23.11.2013, Adresse: <http://suite101.de/article/wabenstrukturen-a46666>]
- [Woelb2013] Abbildung Hexal- Leuchte [Zeit: 29.11.2013, Adresse: http://www.woelbstruktur.de/bilder/entwickeln_siteco.jpg]

Anlagen

A: Messstellenpläne

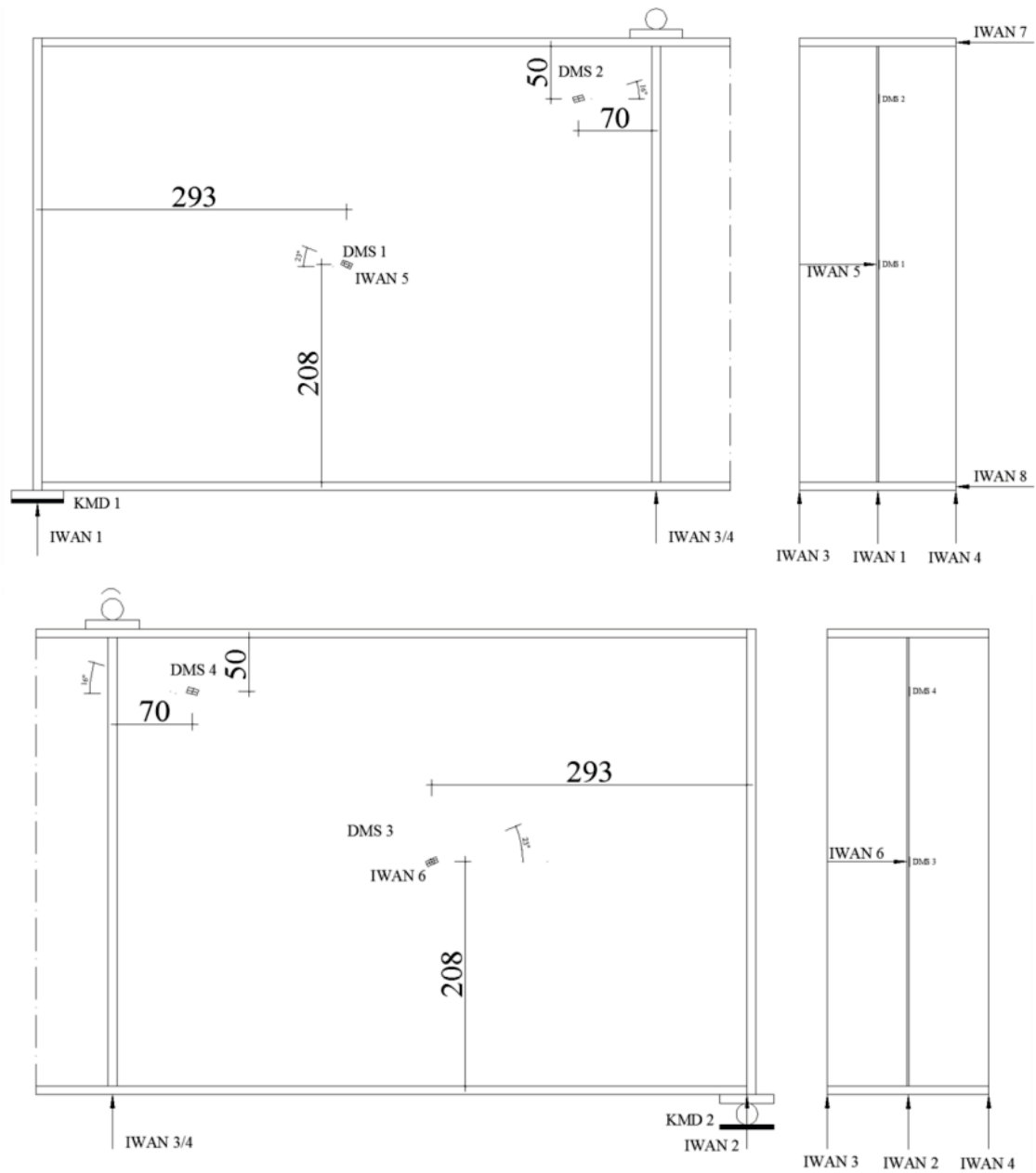


Abbildung A-1: Messstellen für den Träger mit ebenem Steg V001.1 - Schubfeld 1 (o.) und 2 (u.)

Für alle Träger mit einfacher Endsteife gelten diese Angaben über die Messinstrumente. Außer für V002.1 bis V003.2 entfallen die Messstellen IWAN5 und 6.

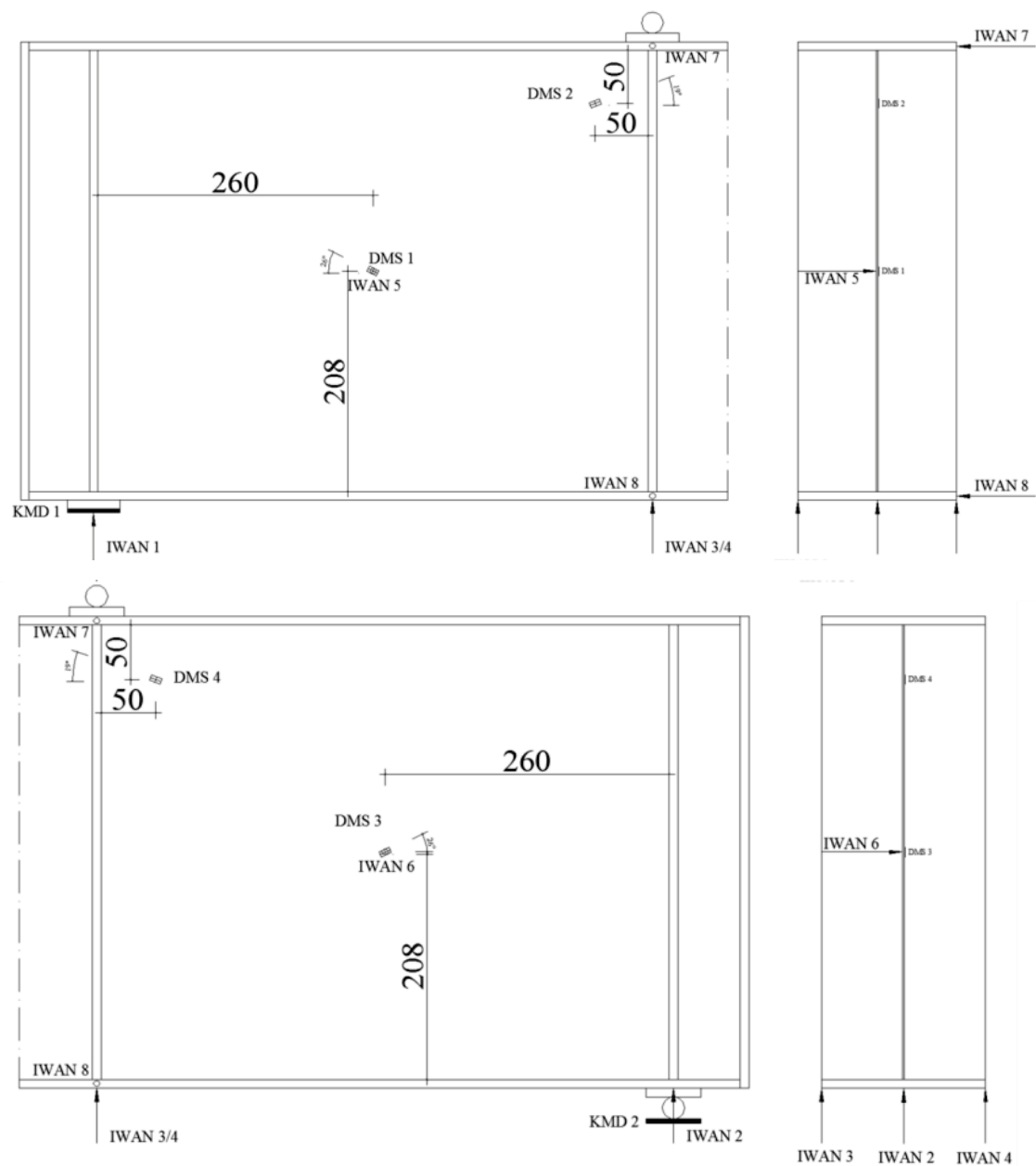


Abbildung A-2: Messstellen für den Träger mit ebenem Steg V01.1 - Schubfeld 1 (li.) und 2 (re.)

In Tabelle A-1 sind die Messstellen beschrieben und welche Größe während des Versuchs aufgezeichnet wurde. Für alle Träger mit doppelter Endsteife gelten diese Angaben über die Messinstrumente, außer für V02.1 bis V03.3. Dort entfallen die Messstellen IWAN5 und IWAN6.

Tabelle A-1: Erklärung zu den Messstellen

Bezeichnung Messstelle	Messobjekt Nach Plan	Messgröße	Beschreibung
K1	KMD1	Kraft in kN	Auflager fest
K2	KMD2	Kraft in kN	Auflager lose
A1	IWAN1	Weg vertikal in mm	Verschiebung Auflager lose
A2	IWAN2	Weg vertikal in mm	Verschiebung Auflager fest
DB3	IWAN3	Weg vertikal in mm	Durchbiegung Trägermitte vorn
DB4	IWAN4	Weg vertikal in mm	Durchbiegung Trägermitte hinten
DO	IWAN7	Weg horizontal in mm	Drehung Trägermitte oben
DU	IWAN8	Weg horizontal in mm	Drehung Trägermitte unten
FM1	IWAN5	Weg horizontal in mm	Verschiebung Feldmitte 1
FM2	IWAN6	Weg horizontal in mm	Verschiebung Feldmitte 1
DMS1_1	DMS1	Dehnung in mm/mm	Zugspannung Schubfeld 1
DMS1_2	DMS2	Dehnung in mm/mm	Druckspannung Schubfeld 1
DMS2_1	DMS3	Dehnung in mm/mm	Zugspannung Schubfeld 2
DMS2_2	DMS4	Dehnung in mm/mm	Druckspannung Schubfeld 2

B: Untersuchungen zu Kapitel 3

B.1 Ermittlung der Materialkennwerte

Die Daten aus den Zugversuchen für die einzelnen Komponenten Flansch, Steg und Steife sind folgende:

Flansch und Steife - Es wurden 20 Zugproben aus einem Bandstahl S355 gefertigt. Nach statistischer Auswertung ergaben sich folgende charakteristische Größen.

Tabelle B-1: Materialdaten für Flansch und Steife in N/mm²

E-Modul	215.228
R_m	531,28
R_{eH}	397,11
R_{eL}	380,69

Steg (eben) - Es wurden 40 Zugproben aus dem kaltgewalzten Stahl DC01 gefertigt. Da es sich um eine 1,0 mm dicke Platte handelte, wurden 20 Zugproben quer und 20 Zugproben längs zur Plattenrichtung hergestellt. Nach statistischer Auswertung ergaben sich folgende charakteristische Größen. Für die FEM-Simulation wurde auch eine ganzheitliche Betrachtung ausgewertet.

Tabelle B-2: Materialdaten für ein ebenes Blech in Längs- und Querrichtung in N/mm², sowie Materialdaten längs und quer zusammen ausgewertet

E-Modul_{längs}	208.137	E-Modul_{quer}	210.145	E-Modul_{mix}	209.252
R_{p0.2_längs}	172,67	R_{p0.2_quer}	166,29	R_{p0.2_mix}	167,49
R_{m_längs}	317,00	R_{m_quer}	304,63	R_{m_mix}	310,12

Steg (trapezförmig) – Es wurden nur 10 Zugproben aus den zur Verfügung gestellten Trapezblechen gefertigt. Wie in Abbildung B-1 dargestellt, wurden die Zugproben aus

allen Bereichen des Bleches entnommen. Normalerweise ist für diese Probenverteilung kein 5 %-Fraktilwert ausweisbar, aber dennoch wurden zuverlässige statistische Ergebnisse geliefert [DIN EN 1990]. Weiterhin wurden nur Proben längs zum Blech gefertigt, da der Einbau in den Träger auch nur so erfolgte.

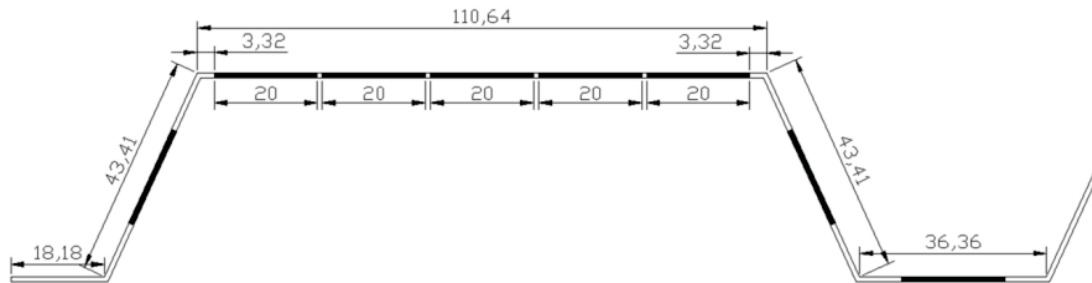


Abbildung B-1: Zugprobenentnahme aus dem Trapezblech

Tabelle B-3: Materialdaten für ein Trapezblech in N/mm²

E-Modul	180.963
R_m	351,00
R_{eH}	297,96
R_{eL}	287,69

Steg (sinusförmig) - Es wurden nur 10 Zugproben aus den zur Verfügung gestellten Wellblechen gefertigt. Wie in Abbildung B-2 dargestellt, wurden die Zugproben aus den ebenen Bereichen des Bleches zwischen den gekrümmten Bereichen entnommen. Normalerweise ist für diese Probenverteilung kein 5%-Fraktilwert ausweisbar, aber dennoch wurden zuverlässige statistische Ergebnisse geliefert [DIN EN 1990]. Weiterhin wurden nur Proben längs zum Blech gefertigt, da der Einbau in den Träger auch nur so erfolgte.



Abbildung B-2: Zugprobenentnahme aus dem Wellblech

Tabelle B-4: Materialdaten für ein Wellblech in N/mm²

E-Modul	178.686
R_m	328,05
R_{eH}	315,52
R_{eL}	294,64

Steg (eben, als Ausgangsmaterial vor der Umformung und strukturiert) – Die Ermittlung der Materialkenndaten für 0,5 mm dicke Stahlbleche DC04 wurde komplett am Lehrstuhl für Füge- und Schweißtechnik der BTU Cottbus-Senftenberg getätigt. Die

Ergebnisse bzw. Herangehensweise zur Ermittlung von Materialdaten für strukturierte Bleche sind im Kapitel 2.4 gezeigt.

Tabelle B-5: Materialdaten für ein strukturiertes Blech vor und nach der Umformung in N/mm²

E-Modul	165.000	E-Modul	Kein offizieller Wert
R_{p0.2_eben}	170	R_{plocal}	65
R_{m_eben}	295	R_{pglobal}	240
		R_{m_struktur}	305

Für die bessere Einordnung aller Werte werden aus DIN EN ISO 6892-1 die allgemeingültigen Diagramme für alle auswertbaren Materialparameter aus Stahlzugversuchen in Abbildung B-3 dargestellt.

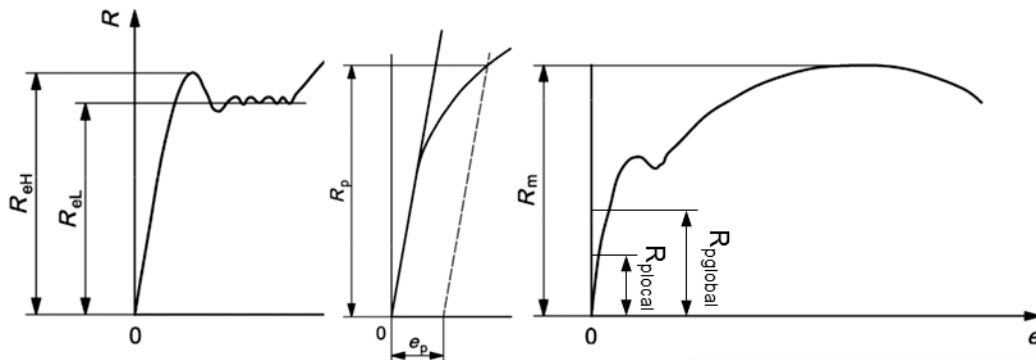


Abbildung B-3: Schematische Darstellung der Materialkennwerte von verschiedenen Stahlzugproben nach [DIN EN ISO 6892-1]

B.2 FQZ[®] Bleche und Borit[®] Wabenplatte

In den Abbildung B-4 und Abbildung B-5 sind explizit nur die Kraft-Verschiebungskurven für die FQZ[®] Bleche dargestellt. In Abbildung B-5 ist der kritische Beulbereich dieser Bleche dargestellt.

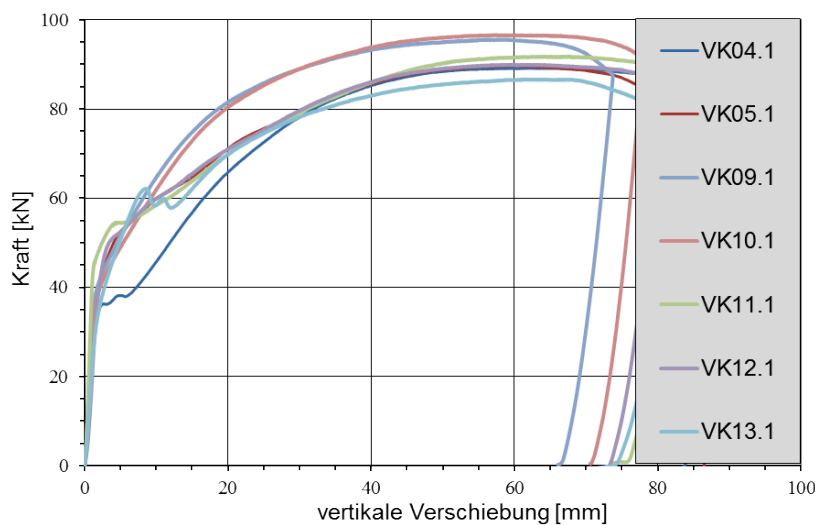


Abbildung B-4: Kraft-Verschiebungskurven für die FQZ[®] Bleche

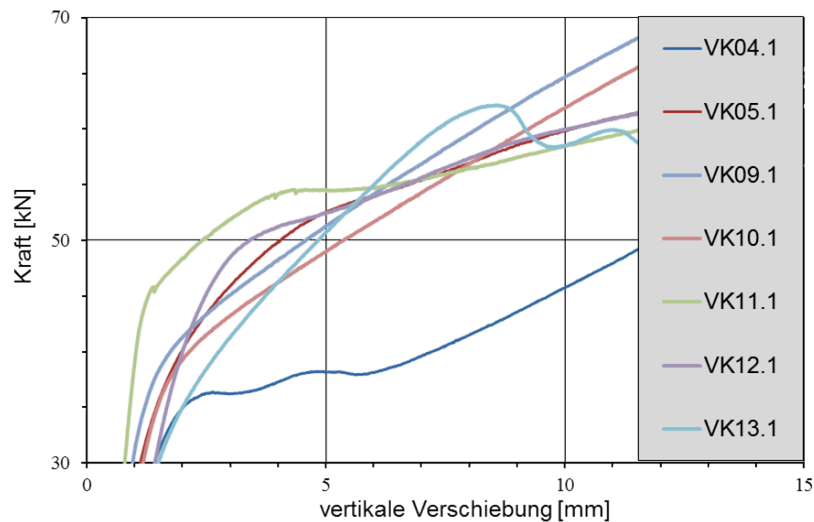


Abbildung B-5: Ausschnitt aus Kraft-Verschiebungs-Diagramm für die FQZ® Bleche

In den Abbildung B-6 und Abbildung B-7 sind explizit nur die Kraft-Verschiebungskurven für die Borit® Bleche dargestellt. In Abbildung B-7 ist der kritische Beulbereich dieser Bleche dargestellt.

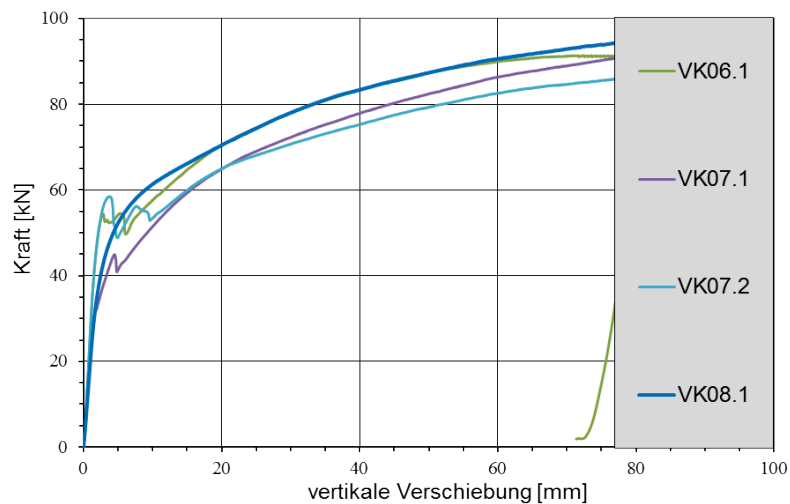


Abbildung B-6: Kraft-Verschiebungskurven für die Borit® Bleche

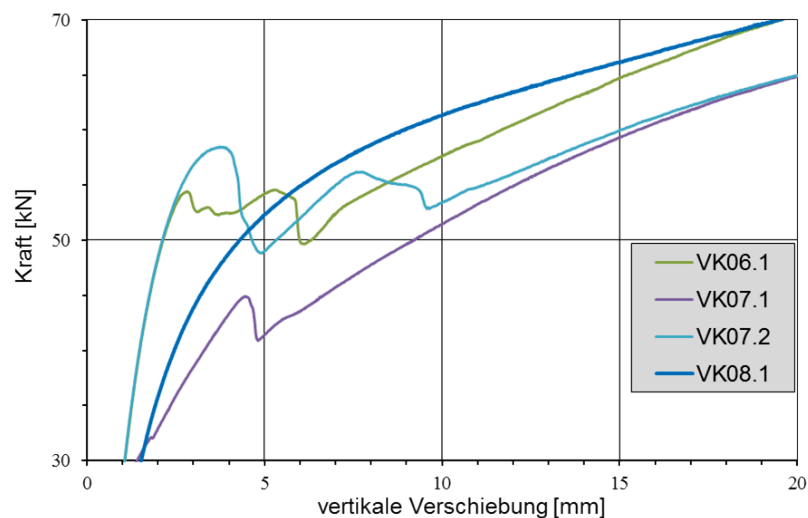


Abbildung B-7: Ausschnitt aus Kraft-Verschiebungs-Diagramm für die Borit® Bleche

B.3 Einfluss Strukturgröße und Fügetechnologie

Einfluss Strukturgröße

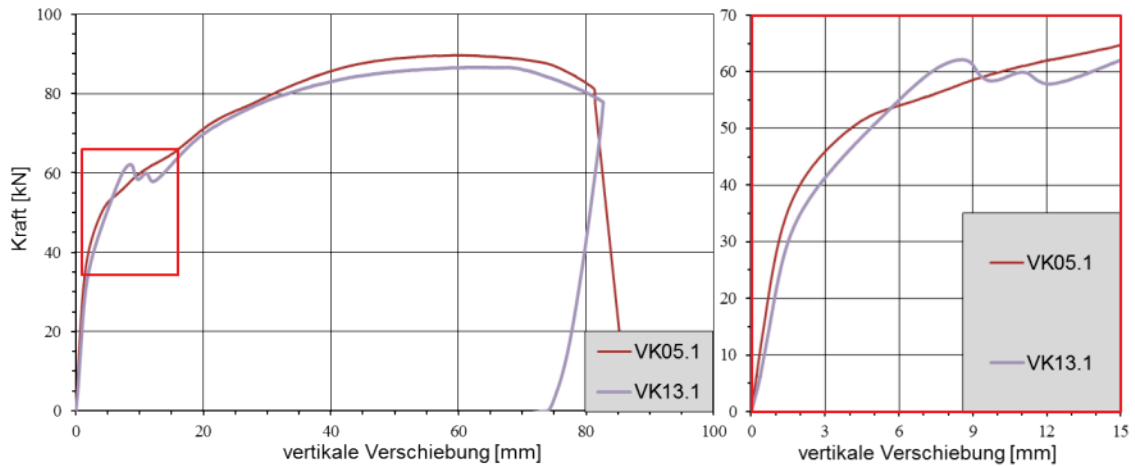


Abbildung B-8: Kraft-Verschiebungskurve, verschiedene Strukturgröße (li.) und Vergrößerungsausschnitt

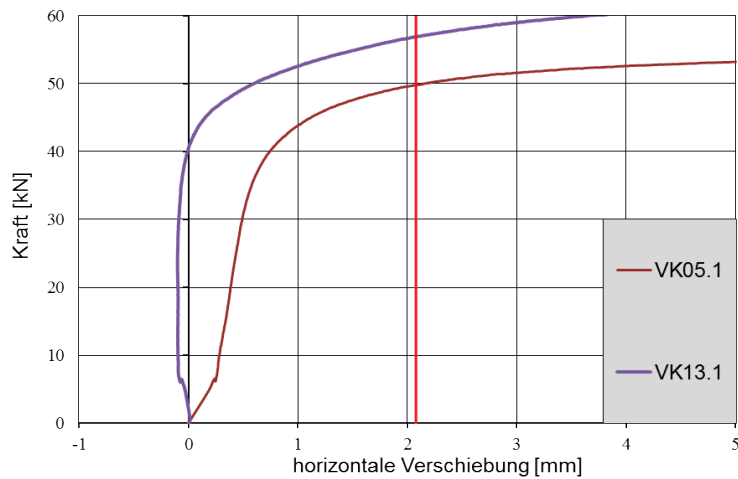


Abbildung B-9: Kraft-Horizontalverschiebungskurve, verschiedene Strukturgröße

Tabelle B-6: Ergebnisse zur Strukturgröße

Versuch	F_u [kN]	$D F_u$ [%]	min F_{cr} [kN]	D min F_{cr} [%]
V05.1	89,76	-	49,79	-
V13.1	86,67	-3,44	51,99	4,42

Einfluss Füge­technologie

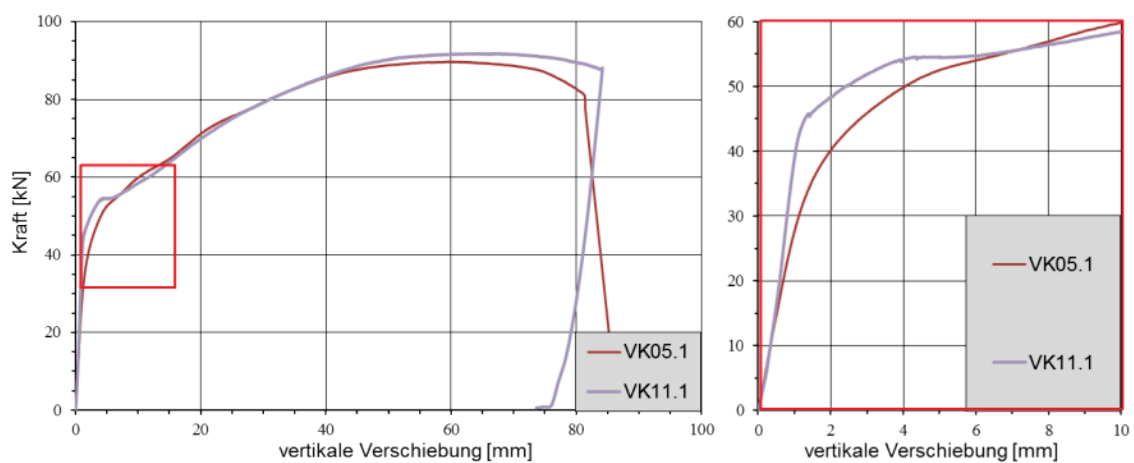


Abbildung B-10: Kraft-Verschiebungskurve, verschiedene Füge­technologien (li.) und Vergrößerungsaus­schnitt

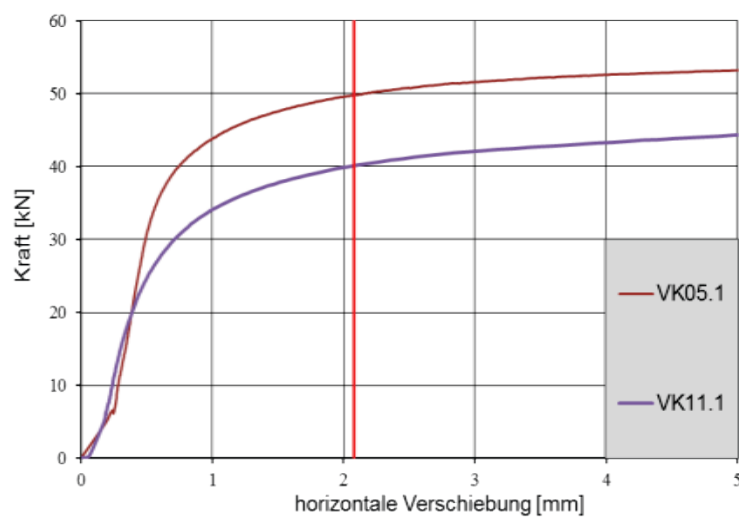


Abbildung B-11: Kraft-Horizontalverschiebungskurve, verschiedene Füge­technologien

Tabelle B-7: Ergebnisse zur Füge­technologie

Versuch	F_u [kN]	D F_u [%]	min F_{cr} [kN]	D min F_{cr} [%]
V05.1	89,76	-	49,79	-
V11.1	91,83	2,31	40,13	-19,40

C: Untersuchungen zu Kapitel 4

C.1 Kennwerte der verwendeten Materialien

Technische Spannungs-Dehnungskurven und wahre Spannungs-Dehnungskurven

S355

Die technische Spannungs-Dehnungskurve wurde direkt aus den Zugversuchen ermittelt, welche näher in Anlage B.1 aufgeführt ist. Für die Umwandlung in die wahre Spannungs-Dehnungskurve nutzt man:

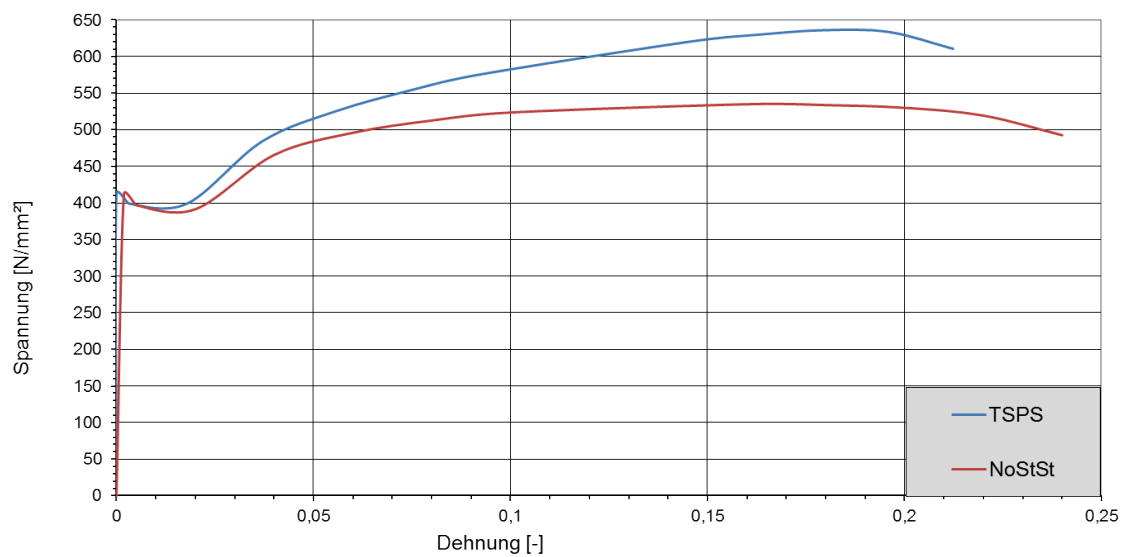


Abbildung C-1: Technische Spannungs-Dehnungskurve und wahre Spannungs-Dehnungskurve S355

$$\sigma_t = \sigma_n \cdot (1 + \varepsilon_n) \quad (\text{C.1})$$

$$\varepsilon_t = LN(1 + \varepsilon_n) \quad (\text{C.2})$$

$$\varepsilon_e = \frac{\varepsilon_t}{E} \quad (\text{C.3})$$

$$\varepsilon_p = \varepsilon_t - \varepsilon_e \quad (\text{C.4})$$

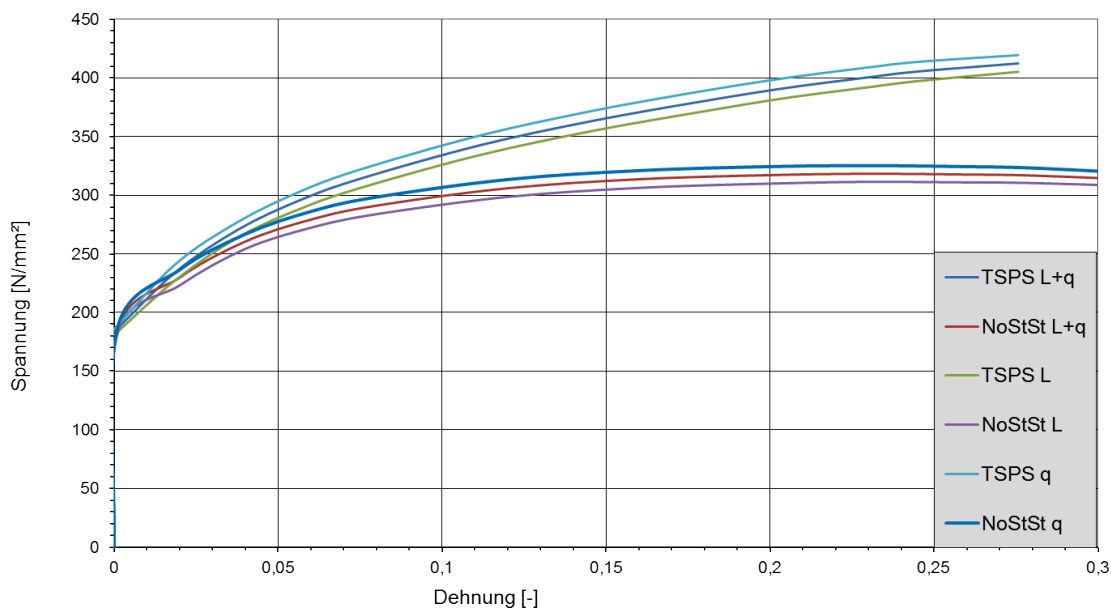


Abbildung C-2: Technische Spannungs-Dehnungskurve und wahre Spannungs-Dehnungskurve DC01

DC04

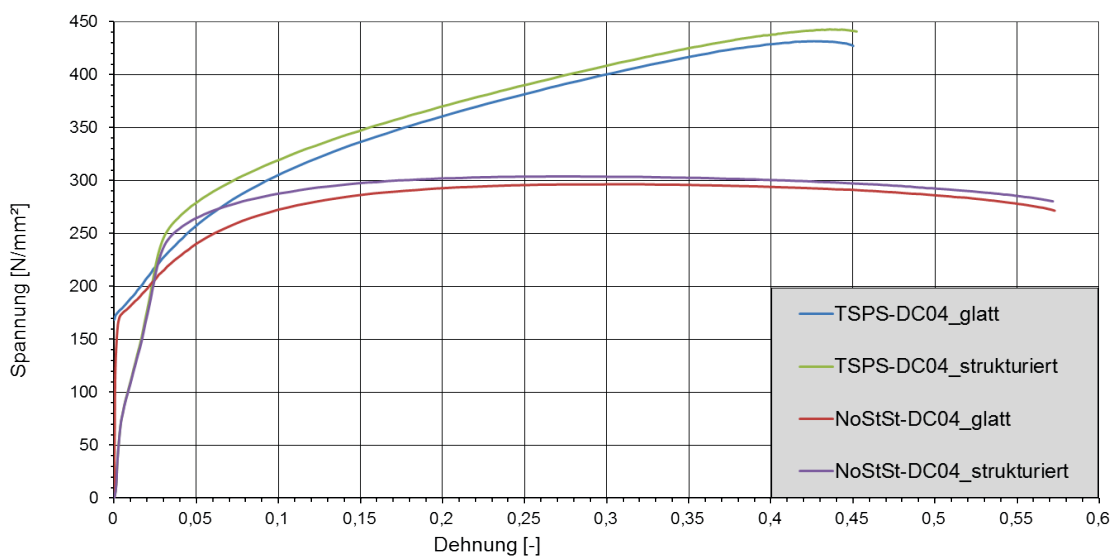


Abbildung C-3: Technische Spannungs-Dehnungskurve und wahre Spannungs-Dehnungskurve DC04 eben und strukturiert

Bilineares Materialgesetz

Nach [Beg2010] ist es ebenso möglich, ein bilineares Werkstoffgesetz in die FEM-Berechnung zu implementieren. Dennoch waren die Ergebnisse nicht hinreichend genau im Vergleich zu den Testergebnissen, so dass die wahren Spannungen und die plastischen Dehnungen als Werkstoffeigenschaften genutzt wurden. Dies gilt für alle anderen eingesetzten Materialien ebenso.

Trapezblech

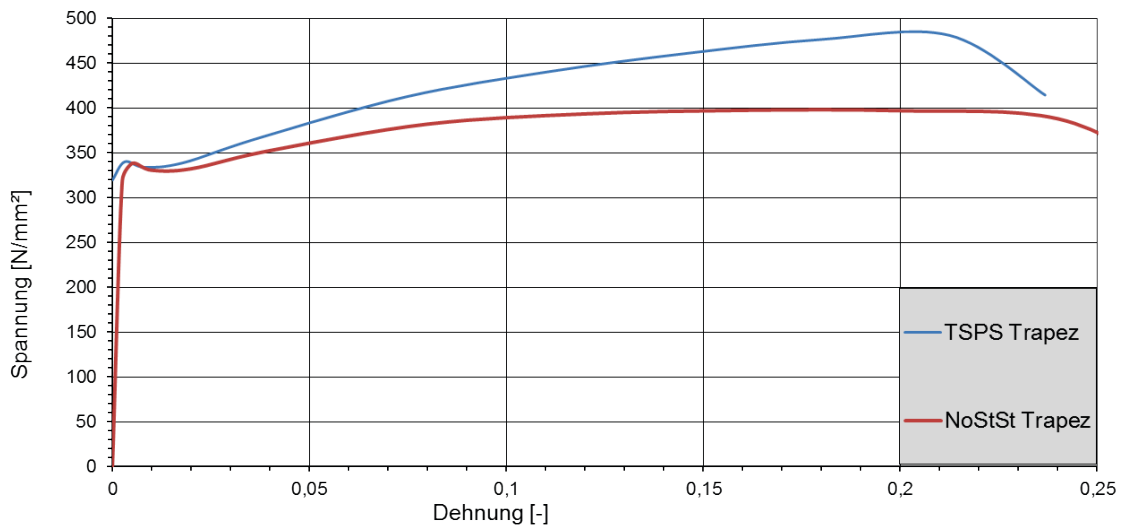


Abbildung C-4: Technische Spannungs-Dehnungskurve und wahre Spannungs-Dehnungskurve des Trapezbleches

Wellblech

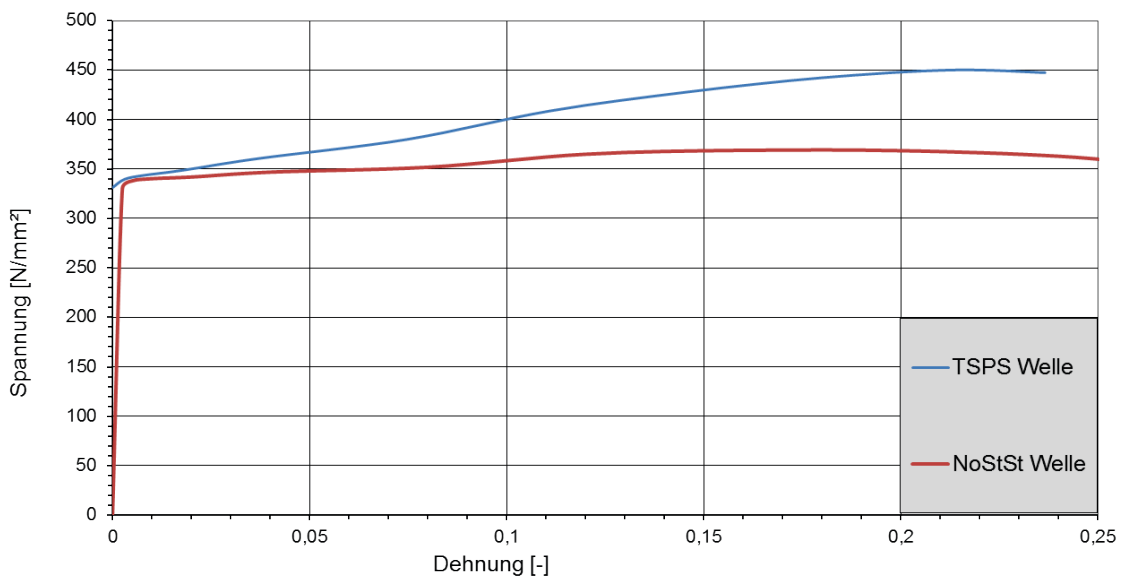


Abbildung C-5: Technische Spannungs-Dehnungskurve und wahre Spannungs-Dehnungskurve des Wellbleches

C.2 Beulformen der Träger

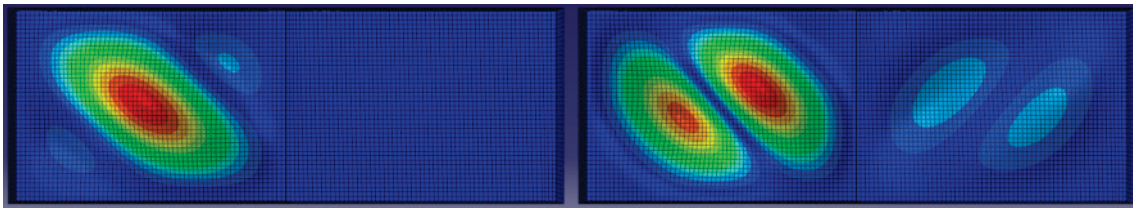


Abbildung C-6: 1. Eigenform (li.) und 3. Eigenform (re.); 2. und 4. Eigenform sind analog im anderen Schubfeld für Träger V001.1

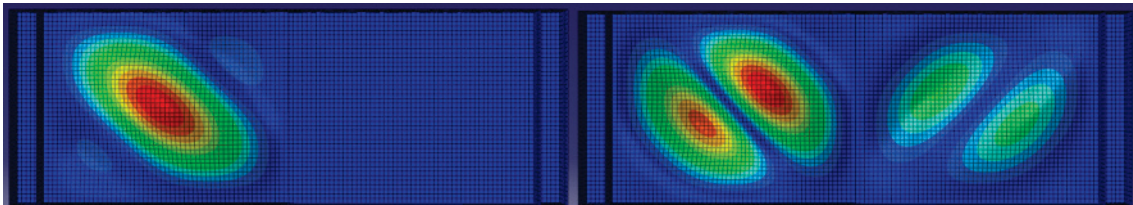


Abbildung C-7: 1. Eigenform (li.) und 3. Eigenform (re.); 2. und 4. Eigenform sind analog im anderen Schubfeld für Träger V01.1

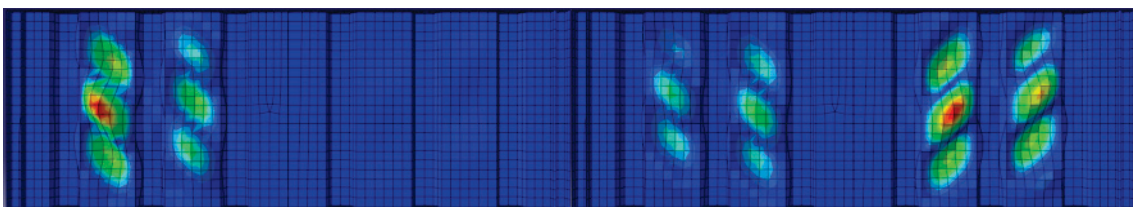


Abbildung C-8: 1. Eigenform (li.) und 5. Eigenform (re.); 2. und 6. Eigenform sind analog im anderen Schubfeld für Träger V02.1

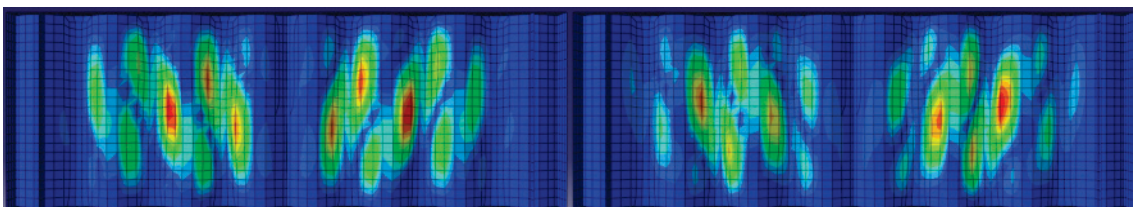


Abbildung C-9: 1. Eigenform (li.) und 3. Eigenform (re.); 2. und 4. Eigenform sind analog im anderen Schubfeld für Träger V03.1

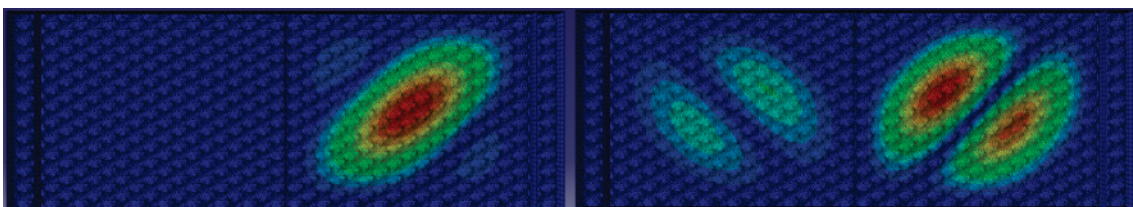


Abbildung C-10: 1. Eigenform (li.) und 4. Eigenform (re.); 2. und 6. Eigenform sind analog im anderen Schubfeld für Träger V04.1

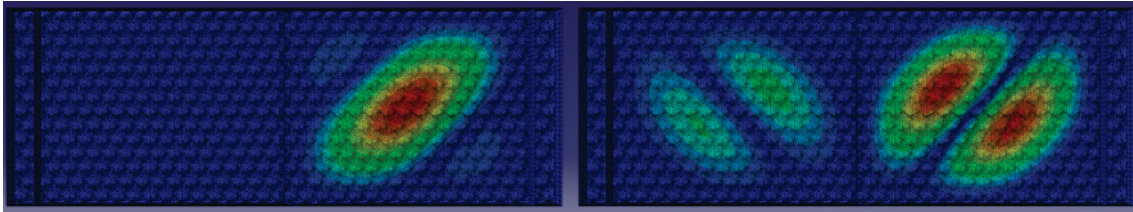


Abbildung C-11: 1. Eigenform (li.) und 5. Eigenform (re.); 2. und 6. Eigenform sind analog im anderen Schubfeld für Träger V05.1

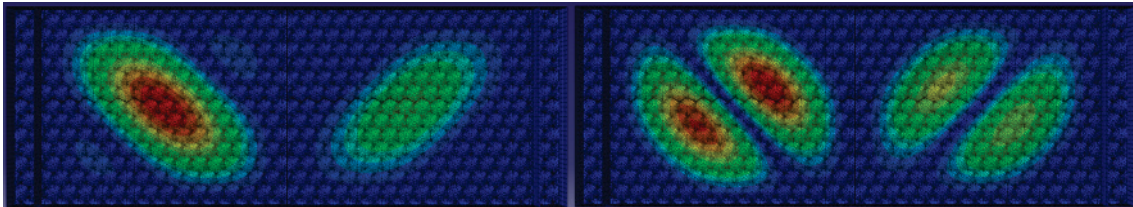


Abbildung C-12: 1. Eigenform (li.) und 5. Eigenform (re.); 2. und 6. Eigenform sind analog im anderen Schubfeld für Träger V09.1

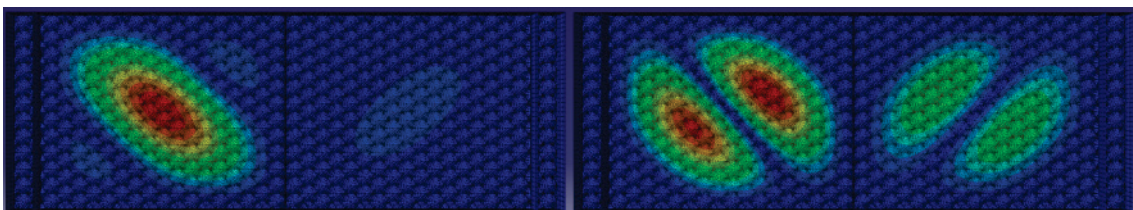


Abbildung C-13: 1. Eigenform (li.) und 5. Eigenform (re.); 2. und 6. Eigenform sind analog im anderen Schubfeld für Träger V10.1

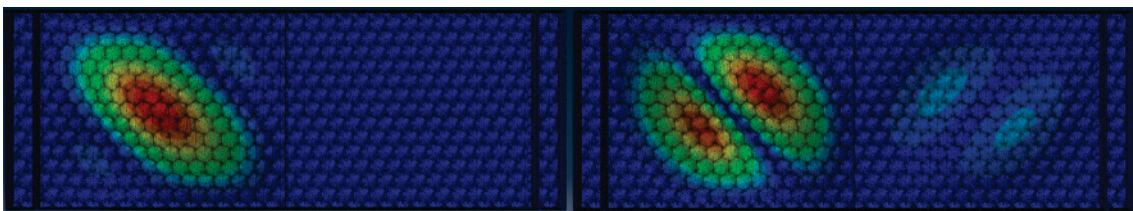


Abbildung C-14: 1. Eigenform (li.) und 5. Eigenform (re.); 2. und 6. Eigenform sind analog im anderen Schubfeld für Träger V11.1

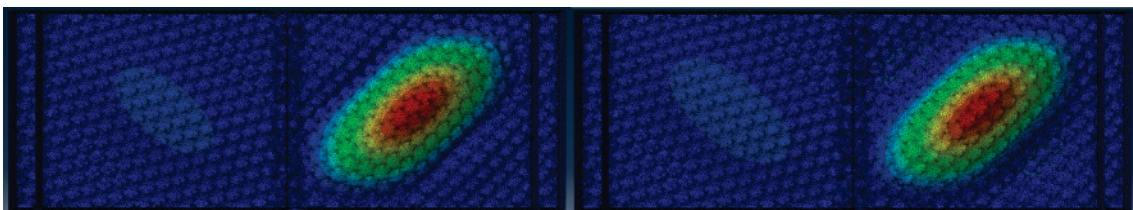


Abbildung C-15: 1. Eigenform (li.) und 3. Eigenform (re.); 2. und 4. Eigenform sind analog im anderen Schubfeld für Träger V12.1

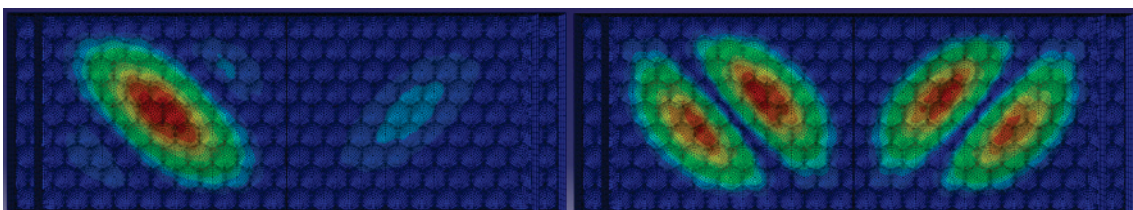


Abbildung C-16: 1. Eigenform (li.) und 3. Eigenform (re.); 2. und 4. Eigenform sind analog im anderen Schubfeld für Träger V13.1

Tabelle C-1: Eigenwerte der Träger

Bezeichnung	1. Eigenwert	2. Eigenwert	3. Eigenwert	4. Eigenwert
V001.1	9834,5	9839,9	10.326	10.332
V01.1	10.251	10.254	11.224	11.230
V02.1	92.547	92.586	92.947 (5.)	92.949 (6.)
V03.1	384.423	386.612	388.306	388.997
V04.1	191.445	194.200	207.516 (4.)	209.640 (6.)
V05.1	150.476	151.861	162.397 (5.)	163.537 (6.)
V09.1	23.453	23.488	25.983 (5.)	26.061 (6.)
V10.1	23.724	23.743	25.896 (5.)	25.928 (6.)
V11.1	29.104	29.167	32.181 (5.)	32.276 (6.)
V12.1	8.334	8.352	8355	8372
V13.1	144.333	144.354	150.529	151.027

Weichen gegebenenfalls die Eigenformen ab, so sind die Maßgebenden in Klammern hinter dem Eigenwert markiert.

C.3 Veränderungsparameter für die Kalibrierung der FE-Modelle

Tabelle C-2: Übersicht der Veränderung von Versuchsträger V001.1 in der FEM

VK001.1_FEM	Auflager	Last	Imperfektion	Material	Eigenwerte
*=1	Fläche, eingespannt	kraftgeregelt	h/ 200	BM DC01 S355	2
*=2	Linie, nicht eingespannt	kraftgeregelt	h/ 200	BM DC01 S355	2
*=3	Linie, nicht eingespannt	kraftgeregelt	gemessen	BW DC01 S355	2
*=4	Linie, nicht eingespannt	weggeregelt, Amplitude	gemessen	BW DC01 S355	2
*=5	Fläche, eingespannt	weggeregelt, Amplitude	gemessen	TSPS DC01 S355	2
*=6	Fläche, nicht eingespannt	weggeregelt, Amplitude	gemessen	TSPS DC01 S355	2
*=7	Linie, eingespannt	weggeregelt, Amplitude	gemessen	TSPS DC01S355	2
*=8	Linie, nicht eingespannt	weggeregelt, Amplitude	gemessen	TSPS DC01 S355	2

Tabelle C-3: Übersicht der Veränderung von Versuchsträger V01.1 in der FEM

VK01.1_FEM	Auflager	Last	Imperfektion	Material	Eigenwerte
*=1	Linie, nicht eingespannt	weggeregelt, Amplitude	gemessen	TSPS DC01 (MW L+q) und S355	2
*=2	Linie, nicht eingespannt	weggeregelt, Amplitude	gemessen	TSPS DC01 (q) und S355	2
*=3	Linie, nicht eingespannt	weggeregelt, Amplitude	gemessen	TSPS DC01 (L) und S355	2
*=4	Linie, nicht eingespannt	weggeregelt, Amplitude	gemessen	TSPS DC01 (MW L+q) und S355	4

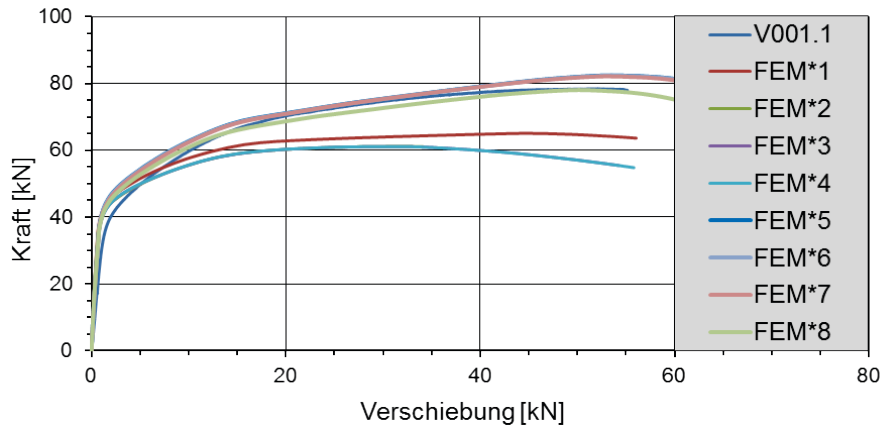


Abbildung C-17: Kraft-Verschiebungsdiagramm des Versuchsträgers V001.1 und der FE-Modelle

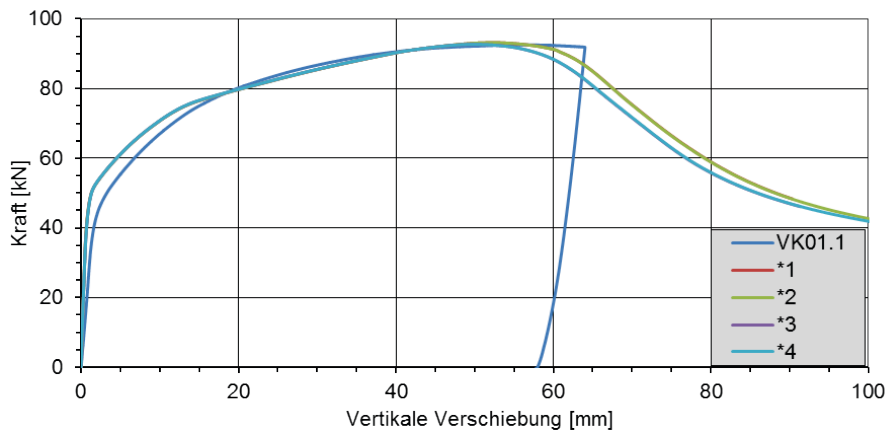


Abbildung C-18: Kraft-Verschiebungsdiagramm des Versuchsträgers V01.1 und der FE-Modelle

Tabelle C-4: Übersicht der Veränderung von Versuchsträger V02.1 in der FEM

V02.1_FEM	Mesh	Last	Methode	Imperfektion	Material	Eigenwerte
*=1	20	kraftgeregelt	General	h/200 = 2,08	TSPS Trapez S355	2
*=2	20	kraftgeregelt	Riks			
*=3	20	weggeregelt	General			
*=4	20	weggeregelt	Riks			
*=5	20	weggeregelt, Amplitude 11	General			
*=6	20	weggeregelt, Amplitude 28	General			
*=7	10	kraftgeregelt	Riks			
*=8	10	weggeregelt	Riks			
*=9	10	weggeregelt	General			
*=10	10	weggeregelt, Amplitude 11	General			
*=11	5	weggeregelt	Riks			
*=12	5	weggeregelt	General			

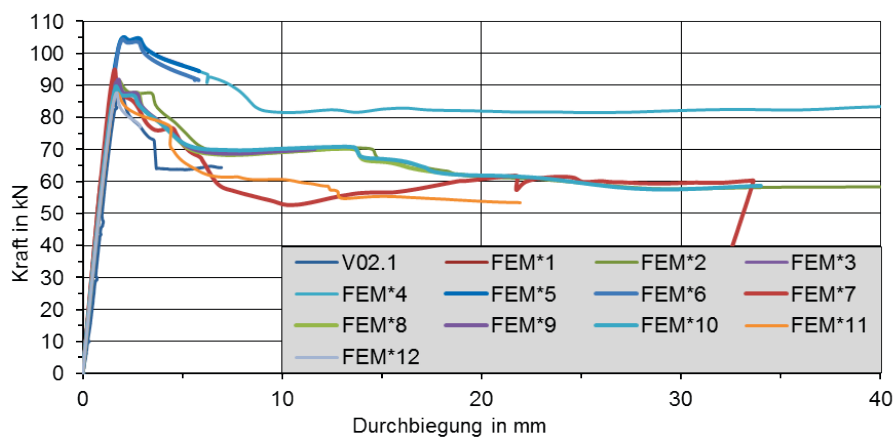


Abbildung C-19: Kraft-Verschiebungsdiagramm des Versuchsträgers V02.1 und aller betrachteten FE-Modelle

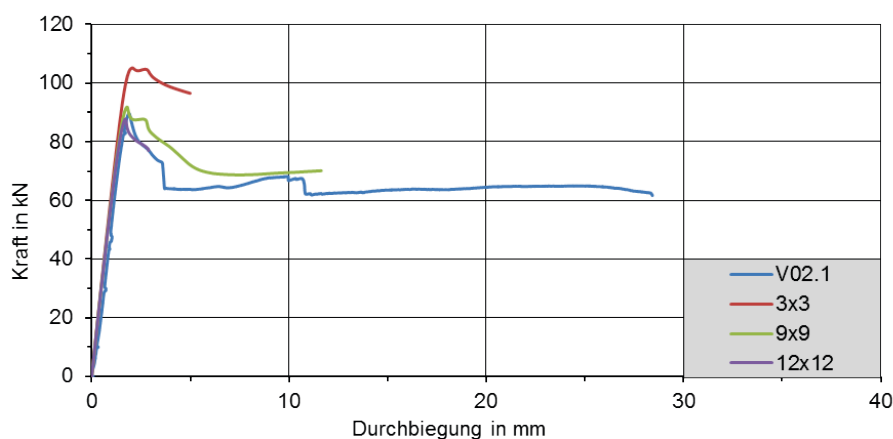


Abbildung C-20: Kraft-Verschiebungsdiagramm des Versuchsträgers V02.1 und der FE-Modelle für verschiedene Netzgrößen

Tabelle C-5: Übersicht der Veränderung von Versuchsträger V04.1 in der FEM

V04.1_FEM	Last	Methode	Imperfektion	Material	Eigenwerte
*=1	wegeregelt, Amplitude	General	gemessene	TSPS DC01 S355	2
*=2		Riks	gemessene	TSPS DC01 S355	2
*=3	wegeregelt, Amplitude	General, Constraint	gemessene	TSPS DC01 S355	2
*=4	wegeregelt, Amplitude	General, Fastener	gemessene	TSPS DC01,S355	2
*=5	wegeregelt, Amplitude	General, Fastener	gemessene	TSPS DC04e,S355	2
*=6	wegeregelt, Amplitude	General, Fastener	gemessene	TSPS DC04s,S355	2

Tabelle C-6: Übersicht der Veränderung von Versuchsträger V05.1 in der FEM

VK05.1_FEM	Last	Methode	Imperfektion	Material	Eigenwerte
*=1	wegeregelt, Amplitude	General, Constraint	gemessene	TSPS DC01 S355	2
*=2	wegeregelt, Amplitude	General, Fastener	gemessene	TSPS DC01 S355	2
*=3	wegeregelt, Amplitude	General, Constraint	gemessene	TSPS DC04e,S355	2
*=4	wegeregelt, Amplitude	General, Fastener	gemessene	TSPS DC04e,S355	2

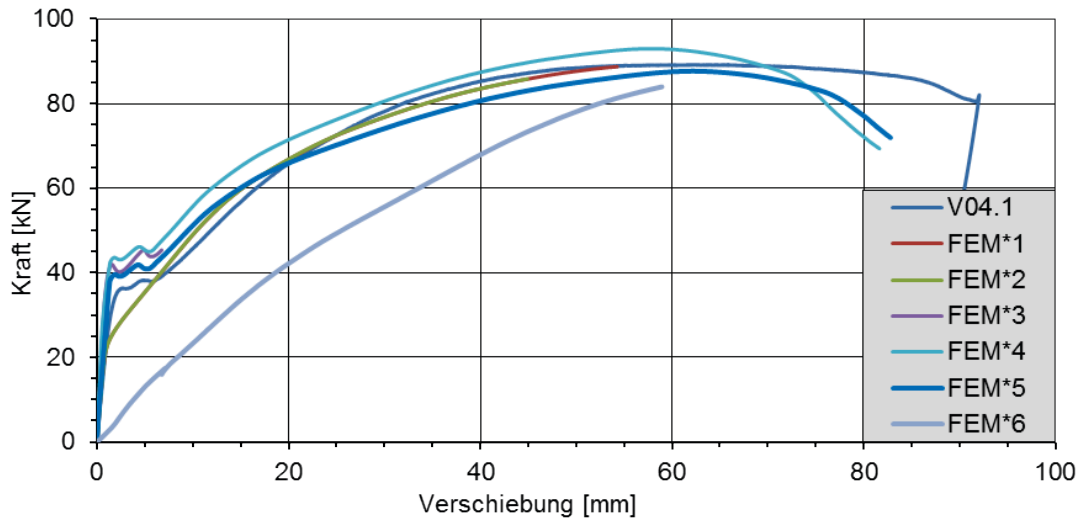


Abbildung C-21: Kraft-Verschiebungsdiagramm des Versuchsträgers V04.1 und der FE-Modelle

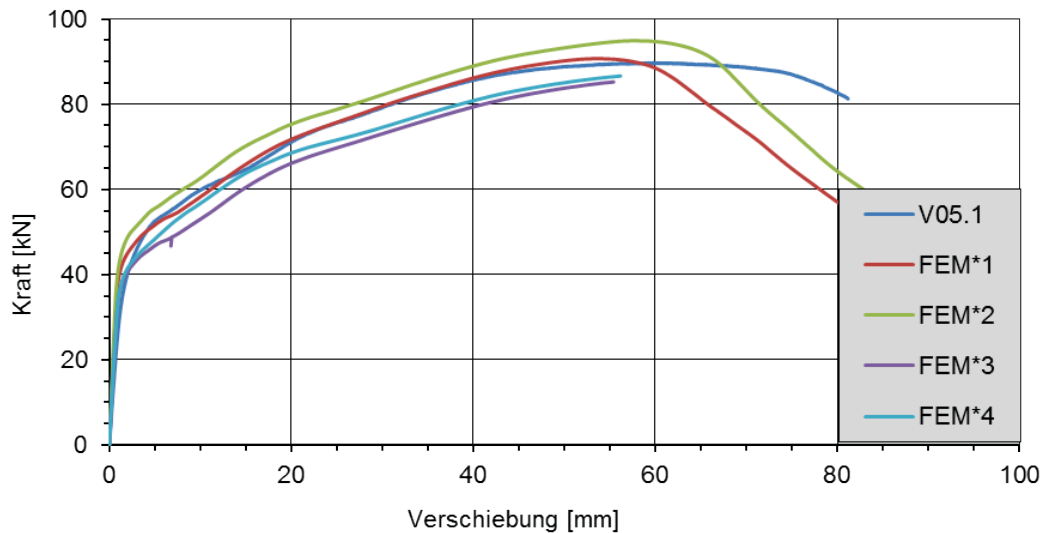


Abbildung C-22: Kraft-Verschiebungsdiagramm des Versuchsträgers V05.1 und der FE-Modelle

C.4 Variantendarstellung für Parameterstudie Trägergeometrie

Tabelle C-7: Geometrische Varianten (Werte in mm) der Träger Parameterstudie 1

Bezeichnung	Länge	Höhe	Dicke	Schubfeldverhältnis	Dicke / Höhe
1-05	1194	416	0,5	1,25	832
1-10			1,0		416
1-15			1,5		277
1-20			2,0		208
1-25			2,5		166
1-30			3,0		139

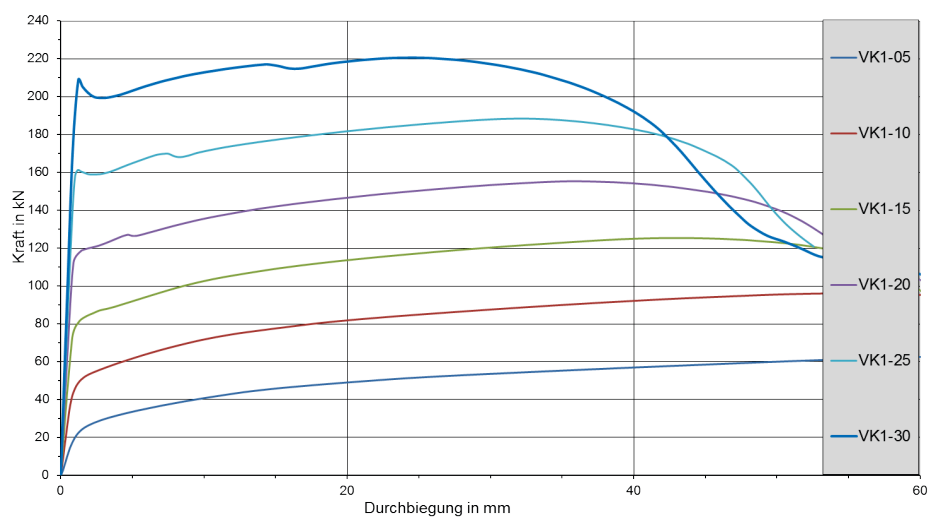


Abbildung C-23: Traglastkurven Parameteranalyse 1 – Ebener Steg

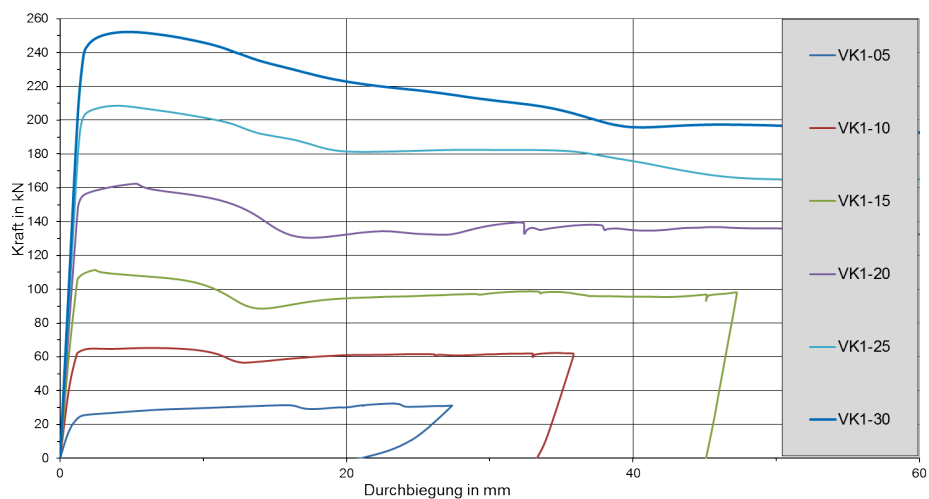


Abbildung C-24: Traglastkurven Parameteranalyse 1 – Trapezsteg

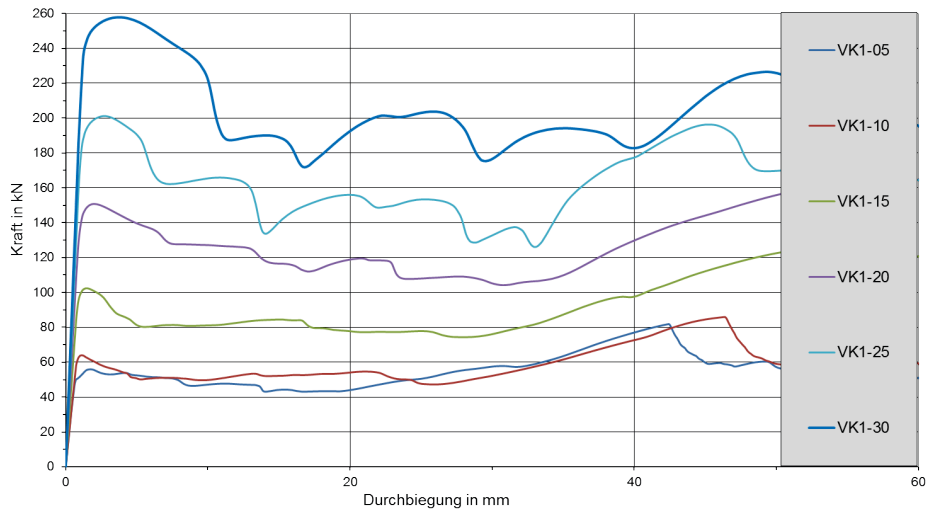


Abbildung C-25: Traglastkurven Parameteranalyse 1 – Wellsteg

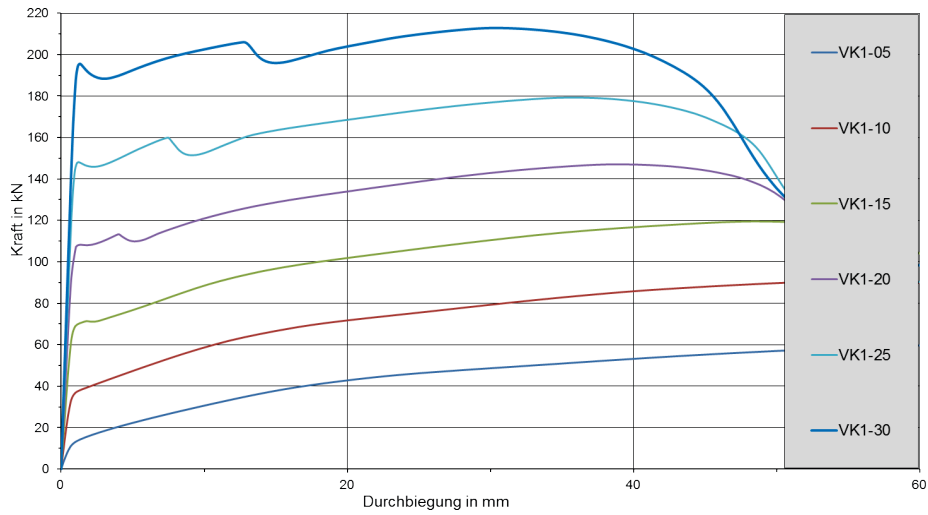


Abbildung C-26: Traglastkurven Parameteranalyse 1 – strukturierter Steg (90°)

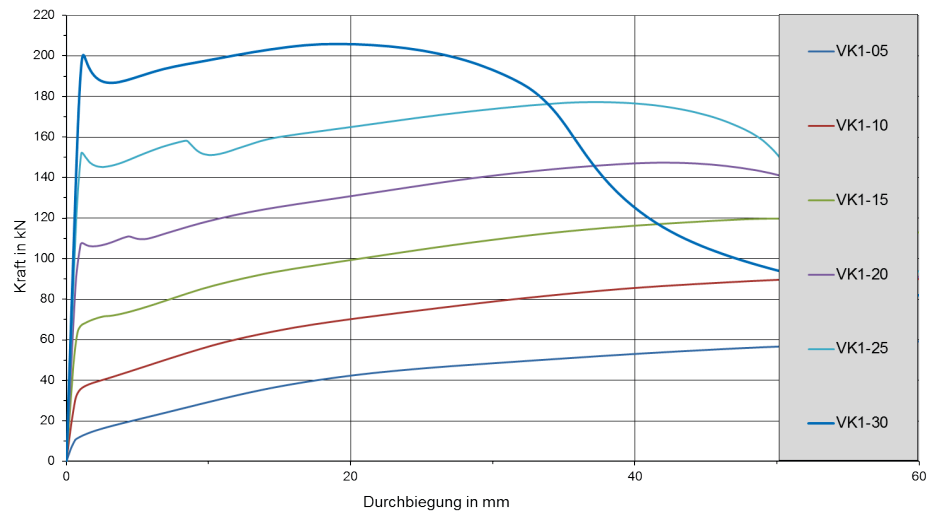


Abbildung C-27: Traglastkurven Parameteranalyse 1 – strukturierter Steg (0°)

Tabelle C-8: Traglasten (in kN) Parameteranalyse 1

	Eben	Trapez	Wellsteg	strukturiert 90°	strukturiert 0°
1-05	67,10	32,42	95,08	62,57	61,92
1-10	96,09	65,28	95,12	90,74	90,68
1-15	125,35	111,42	125,76	119,48	119,80
1-20	155,19	162,43	164,71	147,03	147,36
1-25	188,40	208,59	201,18	178,00	177,24
1-30	220,57	252,22	257,77	209,28	205,91

Tabelle C-9: Geometrische Varianten (Werte in mm) der Träger Parameterstudie 2

Bezeichnung	Länge	Höhe	Dicke	Schubfeldverhältnis	Dicke / Höhe
2-986	986	416	1,0	1,0	416
2-1168	1168			1,2	
2-1352	1352			1,4	
2-1528	1528			1,6	
2-1708	1708			1,8	
2-1888	1888			2	
2-2068	2068			2,2	
2-2248	2248			2,4	
2-2430	2430			2,6	
2-2624	2624			2,8	
2-2794	2794			3,0	
2-3640	3640			4,0	
2-4484	4484			5,0	
2-5330	5330			6,0	

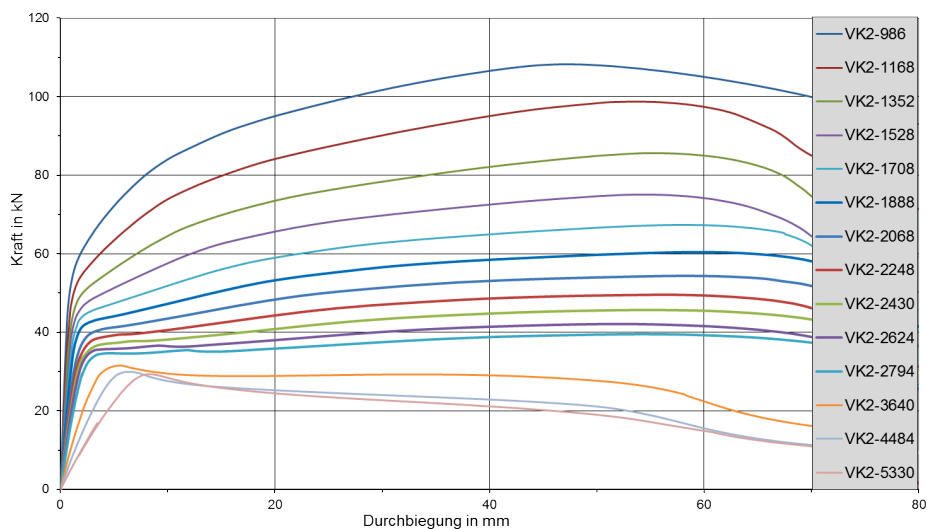


Abbildung C-28: Traglastkurven Parameteranalyse 2 – Ebener Steg

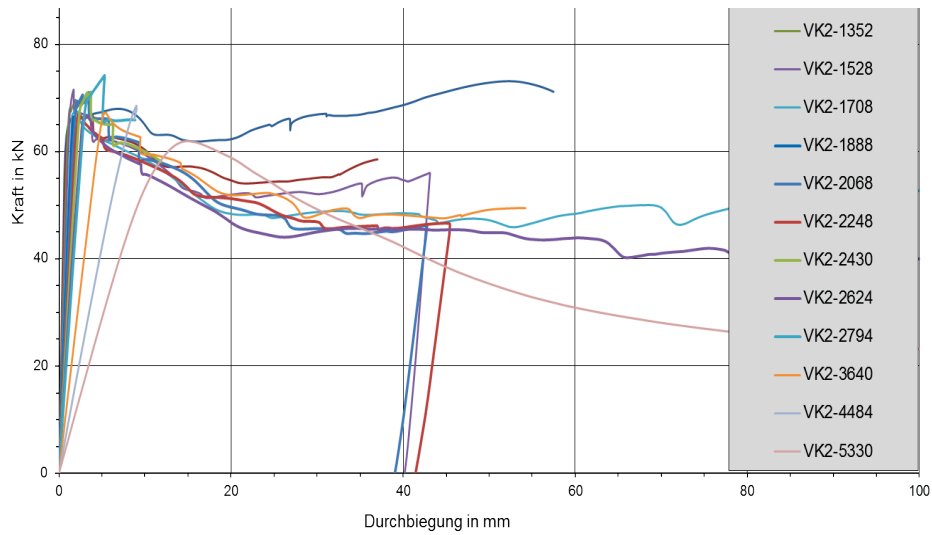


Abbildung C-29: Traglastkurven Parameteranalyse 2 – Trapezsteg

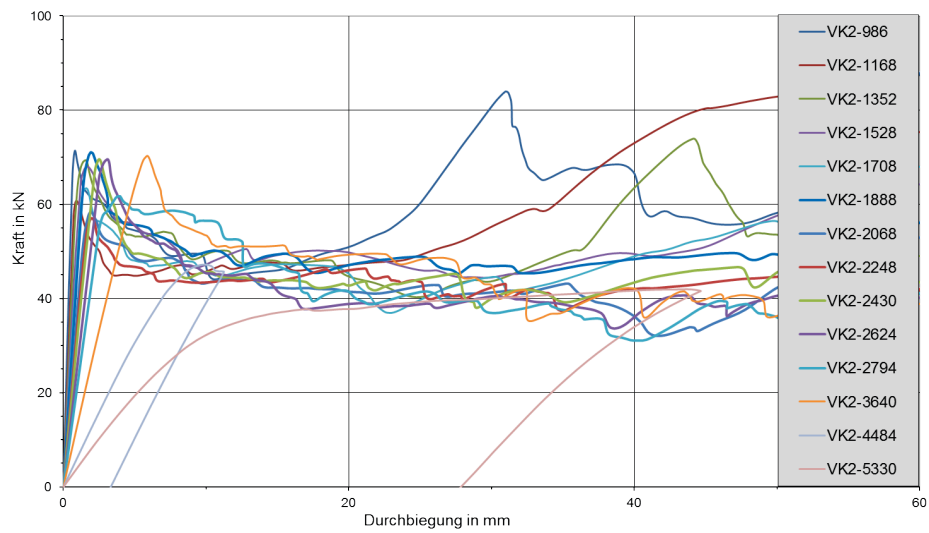


Abbildung C-30: Traglastkurven Parameteranalyse 2 – Wellsteg

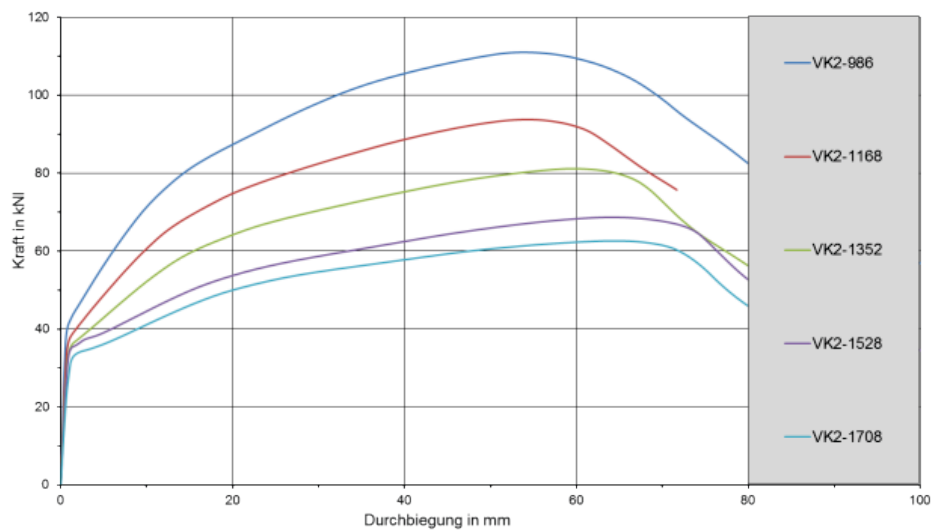


Abbildung C-31: Traglastkurven Parameteranalyse 2 – strukturierter Steg (90°)

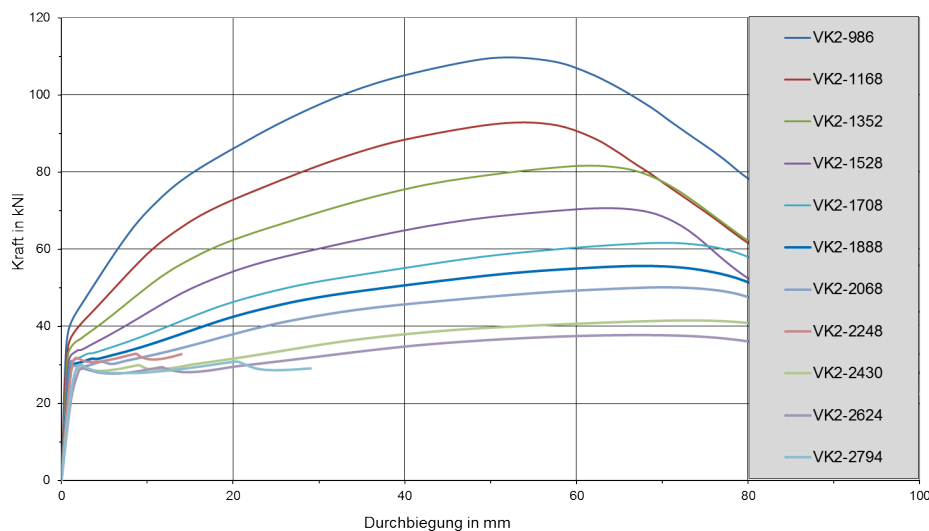


Abbildung C-32: Traglastkurven Parameteranalyse 2 – strukturierter Steg (0°)

Tabelle C-10: Traglasten (in kN) Parameteranalyse 2

	Eben	Trapez	Wellsteg	strukturiert 90°	strukturiert 0°
2-986	108,25	68,00	71,40	111,06	109,74
2-1168	98,74	66,65	60,74	93,78	92,87
2-1352	85,60	69,92	69,37	68,69	81,66
2-1528	75,07	71,57	68,00	62,64	70,65
2-1708	67,35	68,10	63,41	55,66	61,65
2-1888	60,43	66,52	71,06	-	55,67
2-2068	54,37	71,07	58,39	-	50,13
2-2248	49,56	66,92	57,04	-	-
2-2430	45,68	71,13	69,58	-	41,54
2-2624	42,11	66,69	69,56	-	37,75
2-2794	39,51	74,23	61,73	-	30,90
2-3640	31,54	67,29	70,27	-	-
2-4484	29,94	68,58	47,20	-	-
2-5330	29,34	61,86	41,96	-	-

Tabelle C-11: Geometrische Varianten (Werte in mm) der Träger Parameterstudie 3

Bezeichnung	Länge	Höhe	Dicke	Schubfeldverhältnis	Dicke / Höhe
3-520	1194	520	1,0	1,0	520
3-433		433		1,2	433
3-371		371		1,4	371
3-325		325		1,6	325
3-289		289		1,8	289
3-260		260		2	260
3-236		236		2,2	236
3-217		217		2,4	217
3-200		200		2,6	200
3-186		186		2,8	186
3-173		173		3,0	173
3-130		130		4,0	130
3-104		104		5,0	104
3-87		87		6,0	87

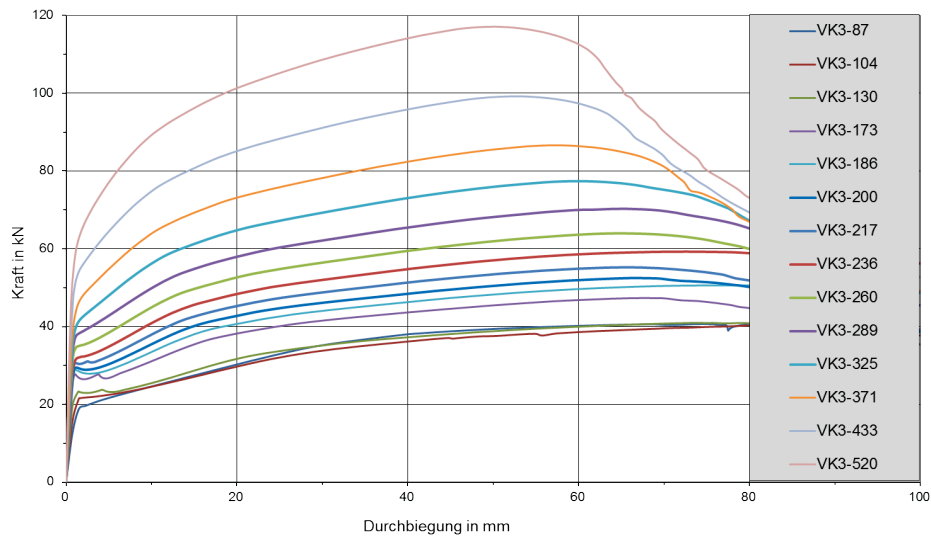


Abbildung C-33: Traglastkurven Parameteranalyse 3 – Ebener Steg

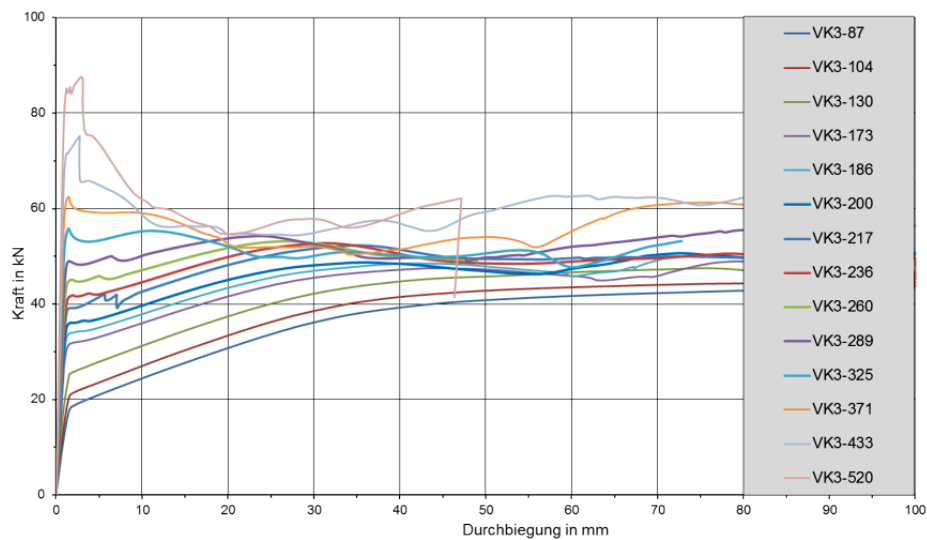


Abbildung C-34: Traglastkurven Parameteranalyse 3 – Trapezsteg

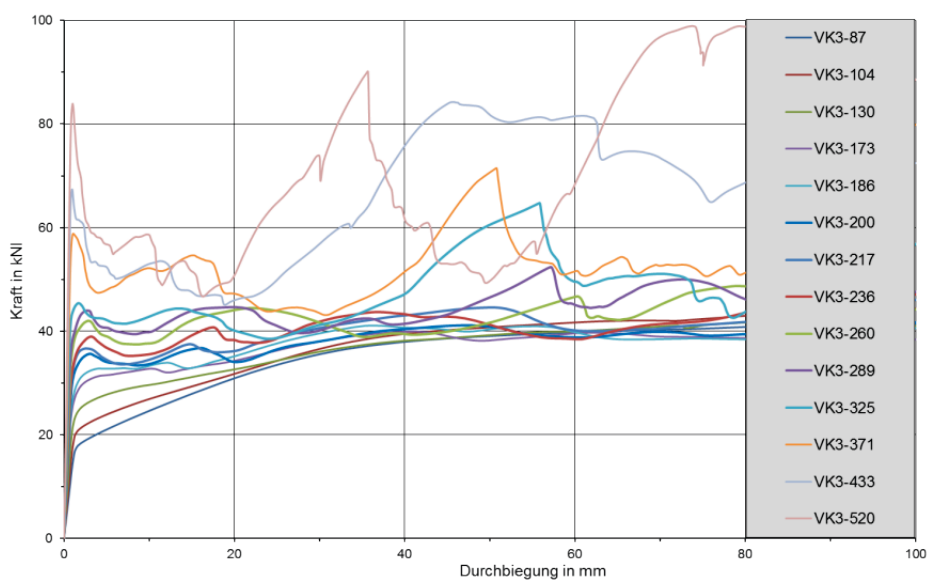


Abbildung C-35: Traglastkurven Parameteranalyse 3 – Wellsteg

Tabelle C-12: Traglasten (in kN) Parameteranalyse 3

	Eben	Trapez	Wellsteg
3-520	117,12	82,41	83,92
3-433	99,21	69,77	67,38
3-371	86,62	60,56	58,84
3-325	77,40	55,23	45,42
3-289	70,28	48,92	43,99
3-260	63,98	44,97	42,02
3-236	59,27	41,49	38,96
3-217	55,24	39,16	36,66
3-200	52,48	36,00	35,65
3-186	50,61	33,97	32,80
3-173	47,34	31,79	31,46
3-130	40,95	25,91	25,36
3-104	40,36	22,76	21,13
3-87	40,97	20,17	18,16

Tabelle C-13: Geometrische Varianten (Werte in mm) der Träger Parameterstudie 4

Bezeichnung	Länge	Höhe	Dicke	Schubfeldverhältnis	Dicke / Höhe
4-674	674	208	0,5	1,25	416
4-1194	1194	416	1,0		
4-1780	1780	624	1,5		
4-2300	2300	832	2,0		
4-2884	2884	1040	2,5		
4-3404	3404	1248	3,0		

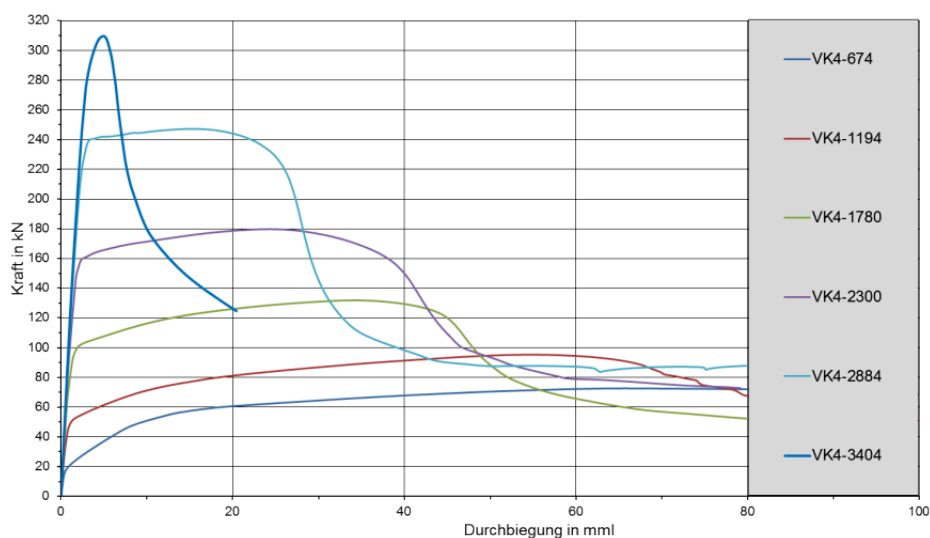


Abbildung C-36: Traglastkurven Parameteranalyse 4 – Ebener Steg

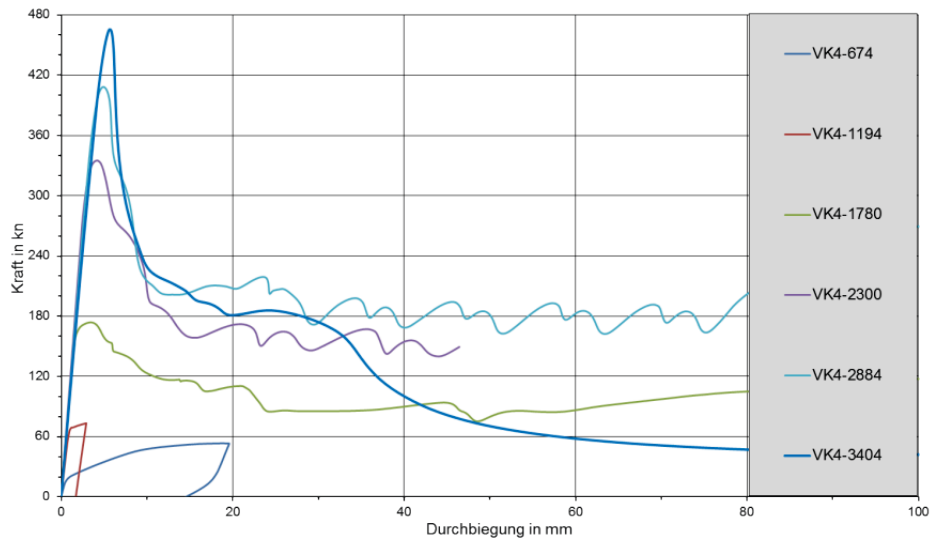


Abbildung C-37: Traglastkurven Parameteranalyse 4 – Trapezsteg

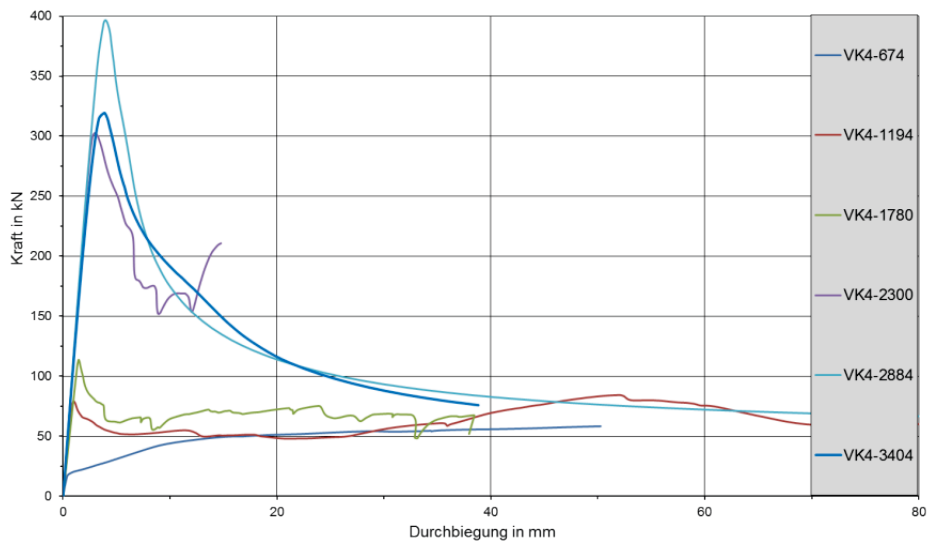


Abbildung C-38: Traglastkurven Parameteranalyse 4 – Wellsteg

Tabelle C-14: Traglasten (in kN) Parameteranalyse 4

	Eben	Trapez	Wellsteg
4-674	72,63	53,42	53,57
4-1194	95,30	73,46	79,00
4-1780	131,92	173,92	113,62
4-2300	179,75	335,01	302,69
4-2884	247,26	408,30	396,68
4-3404	309,66	465,56	319,25

Tabelle C-15: Geometrische Varianten (Werte in mm) der Träger Parameterstudie 5

Bezeichnung	Länge	Höhe	Dicke	Schubfeldverhältnis	Dicke / Höhe
5-1000	1000	352	1,0	1,25	352
5-1200	1200	428			428
5-1400	1400	504			504
5-1600	1600	576			576
5-1800	1800	652			652
5-2000	2000	724			724
5-2200	2200	800			800
5-2400	2400	872			872
5-2600	2600	948			948
5-2800	2800	1020			1020
5-3000	3000	1096			1096
5-4000	4000	1464			1464
5-5000	5000	1832			1832
5-6000	6000	2204			2204

Tabelle C-16: Geometrische Varianten (Werte in mm) der Träger Parameterstudie 6

Bezeichnung	Länge	Höhe	Dicke	Schubfeldverhältnis	Dicke / Höhe
6-1000	1000	500	1,0	0,86	500
6-1200	1200		1,2	1,06	416
6-1400	1400		1,4	1,26	357
6-1600	1600		1,6	1,46	312
6-1800	1800		1,8	1,66	277
6-2000	2000		2	1,86	250
6-2200	2200		2,2	2,06	227
6-2400	2400		2,4	2,26	208
6-2600	2600		2,6	2,46	192
6-2800	2800		2,8	2,66	178
6-3000	3000		3,0	2,86	166
6-4000	4000		4,0	3,86	125
6-5000	5000		5,0	4,86	100
6-6000	6000		6,0	5,86	83

Tabelle C-17: Geometrische Varianten (Werte in mm) der Träger Parameterstudie 7

Bezeichnung	Länge	Höhe	Dicke	Schubfeldverhältnis	Dicke / Höhe
7-500	1000	500	1,0	0,86	500
7-625		625	1,25	0,66	
7-750		750	1,5	0,54	
7-875		875	1,75	0,44	
7-1000		1000	2,0	0,38	
7-1125		1125	2,25	0,32	
7-1250		1250	2,5	0,28	
7-1375		1375	2,75	0,24	
7-1500		1500	3,0	0,22	
7-1625		1625	3,25	0,19	
7-1750		1750	3,5	0,17	
7-1875		1875	3,75	0,15	
7-2000		2000	4,0	0,14	
7-2125		2125	4,25	0,12	

Tabelle C-18: Geometrische Varianten (Werte in mm) der Träger Parameterstudie 8

Bezeichnung	Länge	Höhe	Dicke	Schubfeldverhältnis	Dicke / Höhe
8-1000	1000	430	1,0	1,0	430
8-1200	1200	441,5	1,2	1,2	368
8-1400	1400	450	1,4	1,4	321
8-1600	1600	456,25	1,6	1,6	285
8-1800	1800	461	1,8	1,8	256
8-2000	2000	465	2	2	232
8-2200	2200	468,25	2,2	2,2	212
8-2400	2400	470,75	2,4	2,4	196
8-2600	2600	473	2,6	2,6	181
8-2800	2800	475	2,8	2,8	169
8-3000	3000	476,6	3,0	3,0	158
8-4000	4000	482,5	4,0	4,0	120
8-5000	5000	486	5,0	5,0	97
8-6000	6000	488,3	6,0	6,0	81

C.5 Variantendarstellung für Parameterstudie Strukturveränderung

C.5.1 Einfluss Wabengröße

Vergleich von 1_1.0_0_33 und 1_1.0_0_51

Tabelle C-19: Ergebnisse Träger Wabengröße 33 und 55 mit Einzelblech (0°)

Versuch	F_u [kN]	v_u [mm]	F_{cr} [kN]	u_{cr} [mm]
1_1.0_0_33	91,89	55,31	28,52	2,08
1_1.0_0_51	93,06	54,23	23,81	2,08

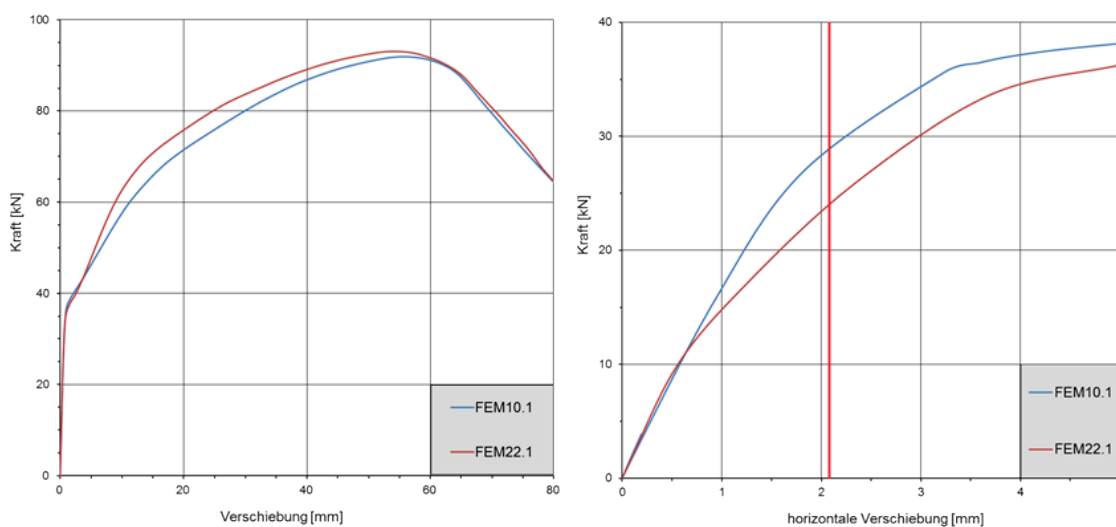


Abbildung C-39: Kraft-Verschiebungsdiagramm der Träger mit Wabengröße 33 und 55 - Einzelblech (0°)

Tabelle C-20: Vergleich mit Referenzträger

Vergleich	$F_u / F_{u,1}$ [-]	$v_u / v_{u,1}$ [-]	$F_{cr} / F_{cr,1}$ [-]	$u_{cr} / u_{cr,1}$ [-]
1_1.0_0_33	0,991	1,106	1,410	1
1_1.0_0_51	1,004	1,084	1,178	1

Vergleich von 1_1.0_45_33 und 1_1.0_45_51

Tabelle C-21: Ergebnisse Träger Wabengröße 33 und 55 mit Einzelblech (45°)

Versuch	F_u [kN]	v_u [mm]	F_{cr} [kN]	u_{cr} [mm]	F_{pl} [kN]	v_{pl} [mm]
1_1.0_45_33	91,38	52,52	23,82	2,08	-	-
1_1.0_45_51	92,24	49,28	21,56	2,08	52,26	5,18

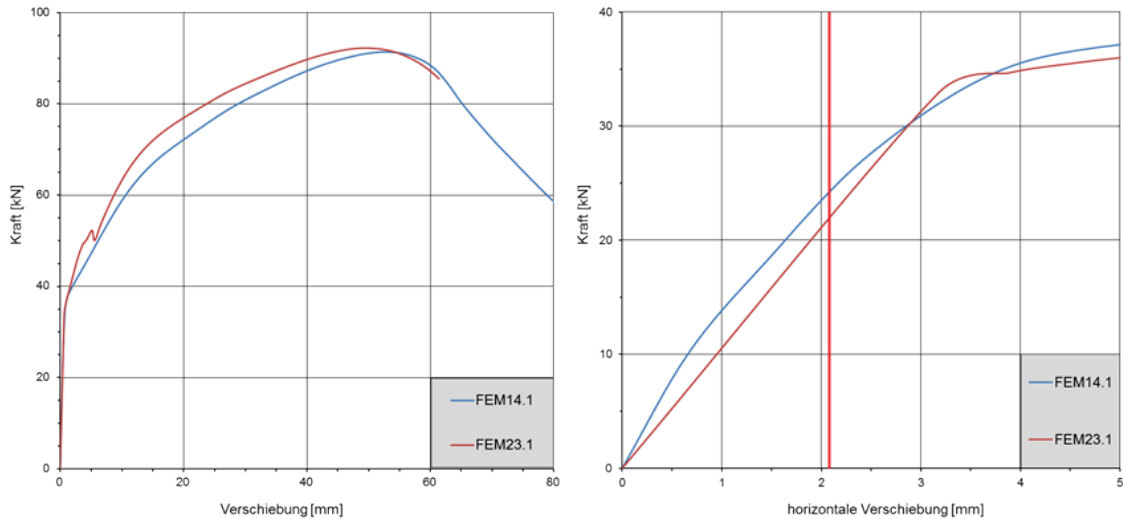


Abbildung C-40: Kraft-Verschiebungsdiagramm der Träger mit Wabengröße 33 und 55 - Einzelblech (45°)

Tabelle C-22: Vergleich mit Referenzträger

Vergleich	$F_u / F_{u.1}$ [-]	$v_u / v_{u.1}$ [-]	$F_{cr} / F_{cr.1}$ [-]	$u_{cr} / u_{cr.1}$ [-]
1_1.0_45_33	0,986	1,050	1,178	1
1_1.0_45_51	0,995	0,985	1,066	1

Vergleich von 1_1.0_90_33 und 1_1.0_90_51

Tabelle C-23: Ergebnisse Träger Wabengröße 33 und 55 mit Einzelblech (90°)

Versuch	F_u [kN]	v_u [mm]	F_{cr} [kN]	u_{cr} [mm]
1_1.0_90_33	92,02	54,83	27,44	2,08
1_1.0_90_51	89,22	51,76	26,30	2,08

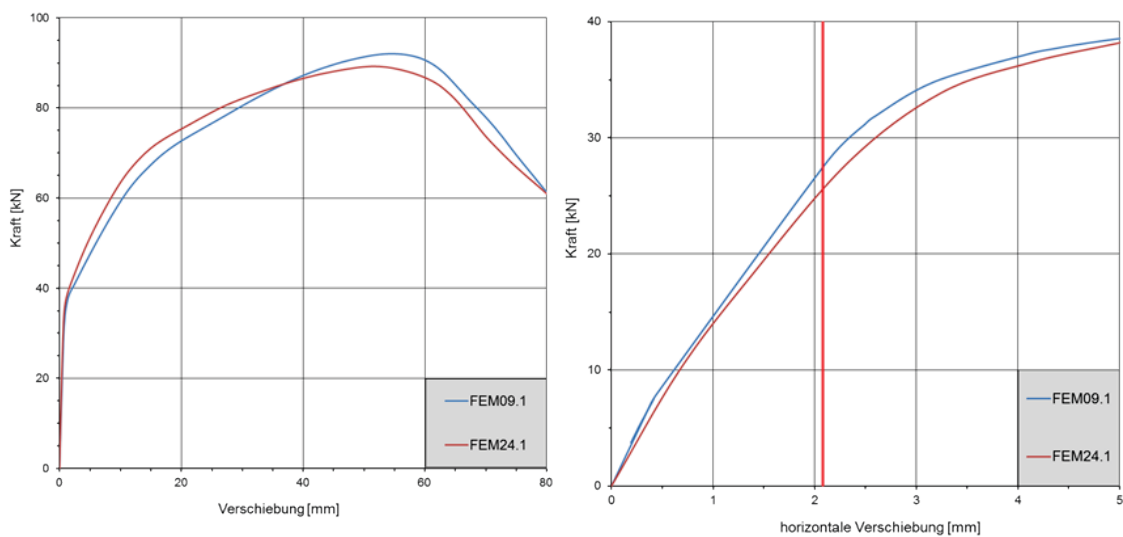


Abbildung C-41: Kraft-Verschiebungsdiagramm der Träger mit Wabengröße 33 und 55 - Einzelblech (90°)

Tabelle C-24: Vergleich mit Referenzträger

Vergleich	$F_u / F_{u,1}$ [-]	$v_u / v_{u,1}$ [-]	$F_{cr} / F_{cr,1}$ [-]	$u_{cr} / u_{cr,1}$ [-]
1_1.0_90_33	0,993	1,096	1,357	1
1_1.0_90_51	0,963	1,035	1,301	1

Vergleich von 2_0.5_0_33_WW und 2_0.5_0_51_WW

Tabelle C-25: Ergebnisse Träger Wabengröße 33 und 55 mit WW (0°)

Versuch	F_u [kN]	v_u [mm]	F_{cr} [kN]	u_{cr} [mm]	F_{pl} [kN]	v_{pl} [mm]
2_0.5_0_33_WW	92,99	57,86	43,60	2,08	43,60	1,82
2_0.5_0_51_WW	87,30	52,24	33,32	2,08	33,86	1,157

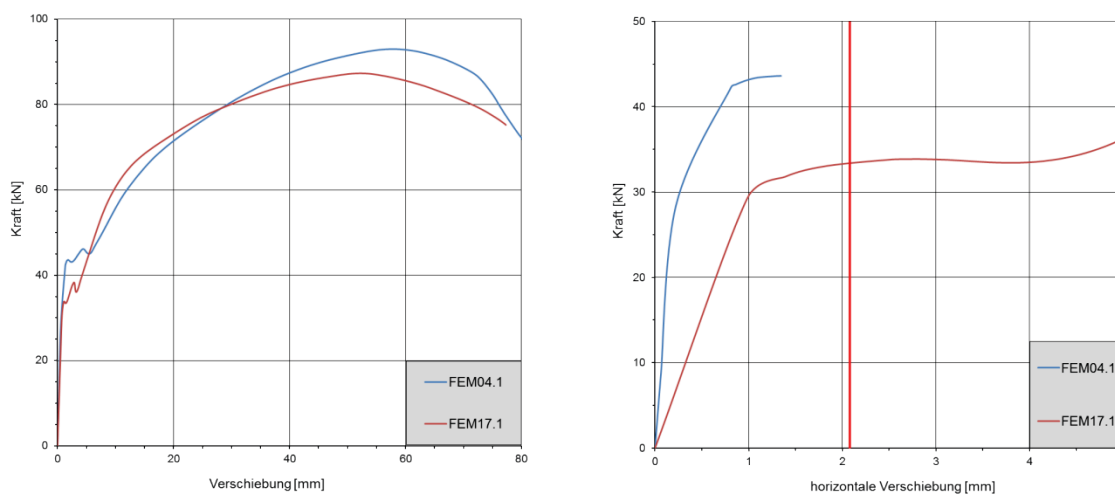


Abbildung C-42: Kraft-Verschiebungsdiagramm der Träger mit Wabengröße 33 und 55 mit WW (0°)

Tabelle C-26: Vergleich mit Referenzträger

Vergleich	$F_u / F_{u,1}$ [-]	$v_u / v_{u,1}$ [-]	$F_{cr} / F_{cr,1}$ [-]	$u_{cr} / u_{cr,1}$ [-]
2_0.5_0_33_WW	1,003	1,157	2,156	1
2_0.5_0_51_WW	0,942	1,044	1,648	1

Vergleich von 2_0.5_45_33_WW und 2_0.5_45_51_WW

Tabelle C-27: Ergebnisse Träger Wabengröße 33 und 55 mit WW (45°)

Versuch	F_u [kN]	v_u [mm]	F_{cr} [kN]	u_{cr} [mm]	F_{pl} [kN]	v_{pl} [mm]
2_0.5_45_33_WW	92,39	57,38	40,64	2,08	-	-
2_0.5_45_51_WW	-	-	30,034	2,08	30,046	1,12

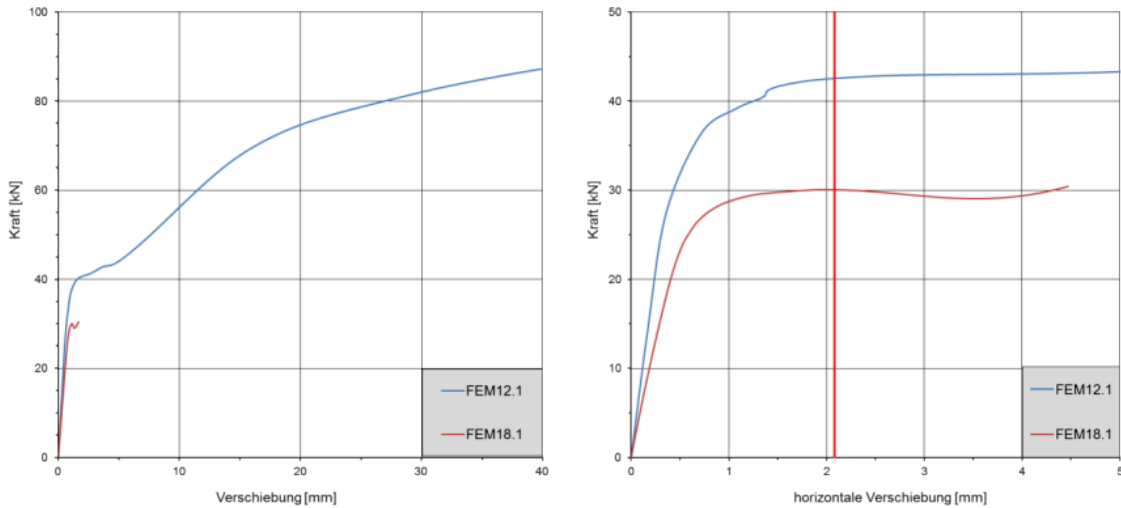


Abbildung C-43: Kraft-Verschiebungsdiagramm der Träger mit Wabengröße 33 und 55 mit WW (45°)

Tabelle C-28: Vergleich mit Referenzträger

Vergleich	$F_u / F_{u,1}$ [-]	$v_u / v_{u,1}$ [-]	$F_{cr} / F_{cr,1}$ [-]	$u_{cr} / u_{cr,1}$ [-]
2_0.5_45_33_WW	0,997	1,147	2,01	1
2_0.5_45_51_WW	-	-	1,485	1

Vergleich von 2_0.5_90_33_WW und 2_0.5_90_51_WW

Tabelle C-29: Ergebnisse Träger Wabengröße 33 und 55 mit WW (90°)

Versuch	F_u [kN]	v_u [mm]	F_{cr} [kN]	u_{cr} [mm]	F_{pl} [kN]	v_{pl} [mm]
2_0.5_90_33_WW	94,92	57,93	49,27	2,08	-	-
2_0.5_90_51_WW	87,13	49,24	42,89	2,08	55,02	4,08

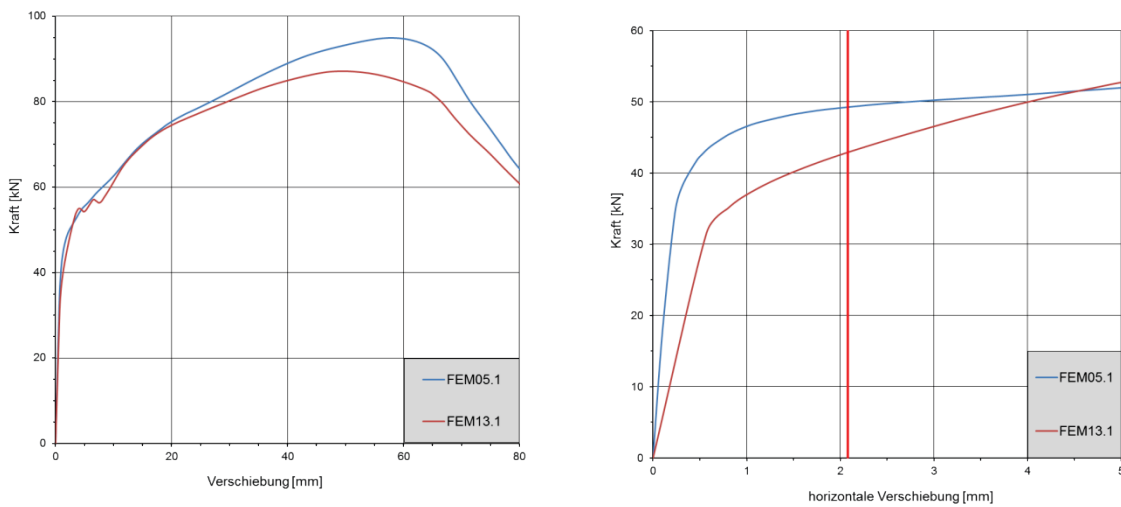


Abbildung C-44: Kraft-Verschiebungsdiagramm der Träger mit Wabengröße 33 und 55 mit WW (90°)

Tabelle C-30: Vergleich mit Referenzträger

Vergleich	$F_u / F_{u,1} [-]$	$v_u / v_{u,1} [-]$	$F_{cr} / F_{cr,1} [-]$	$u_{cr} / u_{cr,1} [-]$
2_0.5_90_33_WW	1,024	1,158	2,437	1
2_0.5_90_51_WW	0,940	0,984	2,121	1

Vergleich von 2_0.5_0_33_StS und 2_0.5_0_51_StS

Tabelle C-31: Ergebnisse Träger Wabengröße 33 und 55 mit StS (0°)

Versuch	F_u [kN]	v_u [mm]	F_{cr} [kN]	u_{cr} [mm]	F_{pl} [kN]	v_{pl} [mm]
2_0.5_0_33_StS	-	-	30,31	2,08	39,68	0,89
2_0.5_0_51_StS	-	-	29,00	2,08	37,02	0,75

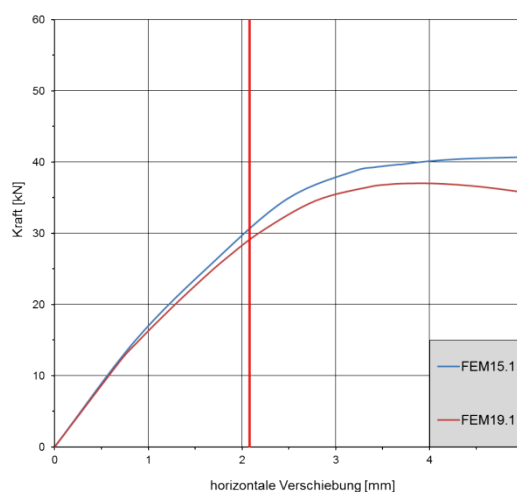
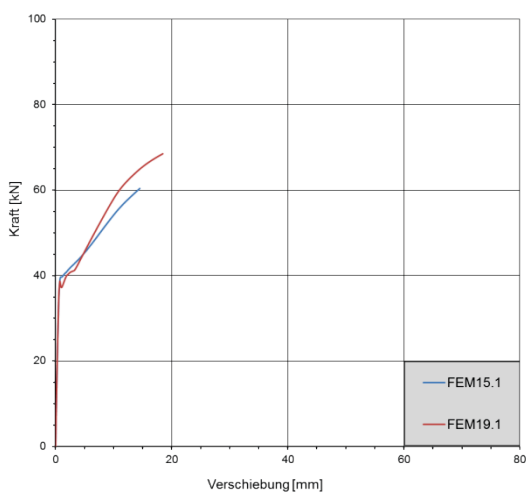


Abbildung C-45: Kraft-Verschiebungsdiagramm der Träger mit Wabengröße 33 und 55 mit StS (0°)

Tabelle C-32: Vergleich mit Referenzträger

Vergleich	$F_u / F_{u,1} [-]$	$v_u / v_{u,1} [-]$	$F_{cr} / F_{cr,1} [-]$	$u_{cr} / u_{cr,1} [-]$
2_0.5_0_33_StS	-	-	1,499	1
2_0.5_0_51_StS	-	-	1,434	1

Vergleich von 2_0.5_45_33_StS und 2_0.5_45_51_StS

Tabelle C-33: Ergebnisse Träger Wabengröße 33 und 55 mit StS (45°)

Versuch	F_u [kN]	v_u [mm]	F_{cr} [kN]	u_{cr} [mm]	F_{pl} [kN]	v_{pl} [mm]
2_0.5_45_33_StS	-	-	30,39	2,08	40,33	0,89
2_0.5_45_51_StS	-	-	30,63	2,08	38,70	0,72

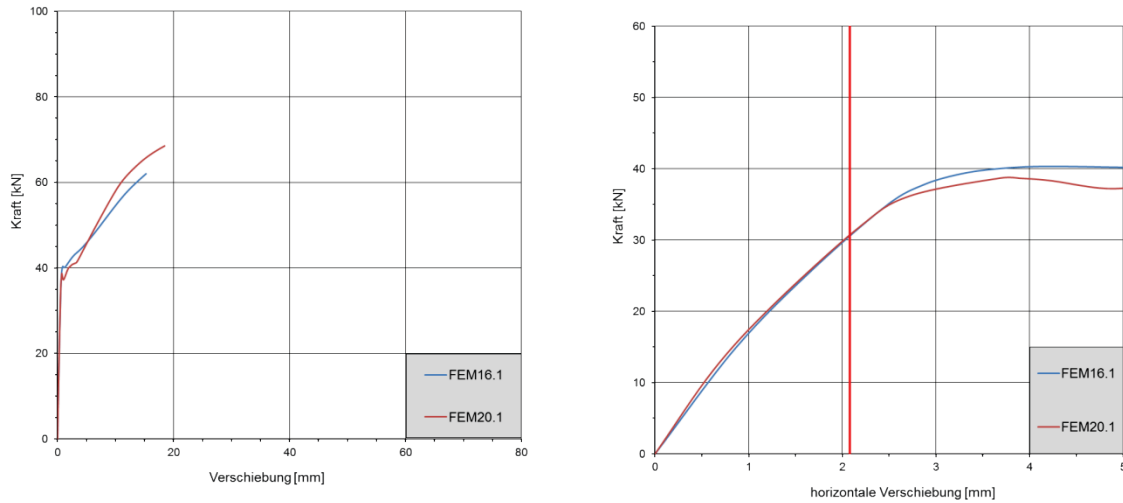


Abbildung C-46: Kraft-Verschiebungsdiagramm der Träger mit Wabengröße 33 und 55 mit StS (45°)

Tabelle C-34: Vergleich mit Referenzträger

Vergleich	$F_u / F_{u,1}$ [-]	$v_u / v_{u,1}$ [-]	$F_{cr} / F_{cr,1}$ [-]	$u_{cr} / u_{cr,1}$ [-]
2_0.5_45_33_StS	-	-	1,503	1
2_0.5_45_51_StS	-	-	1,515	1

Vergleich von 2_0.5_90_33_StS und 2_0.5_90_51_StS

Tabelle C-35: Ergebnisse Träger Wabengröße 33 und 55 mit StS (90°)

Versuch	F_u [kN]	v_u [mm]	F_{cr} [kN]	u_{cr} [mm]	F_{pl} [kN]	v_{pl} [mm]
2_0.5_90_33_StS	88,73	54,16	36,35	2,08	47,06	0,91
2_0.5_90_51_StS	-	-	30,78	2,08	40,02	0,88

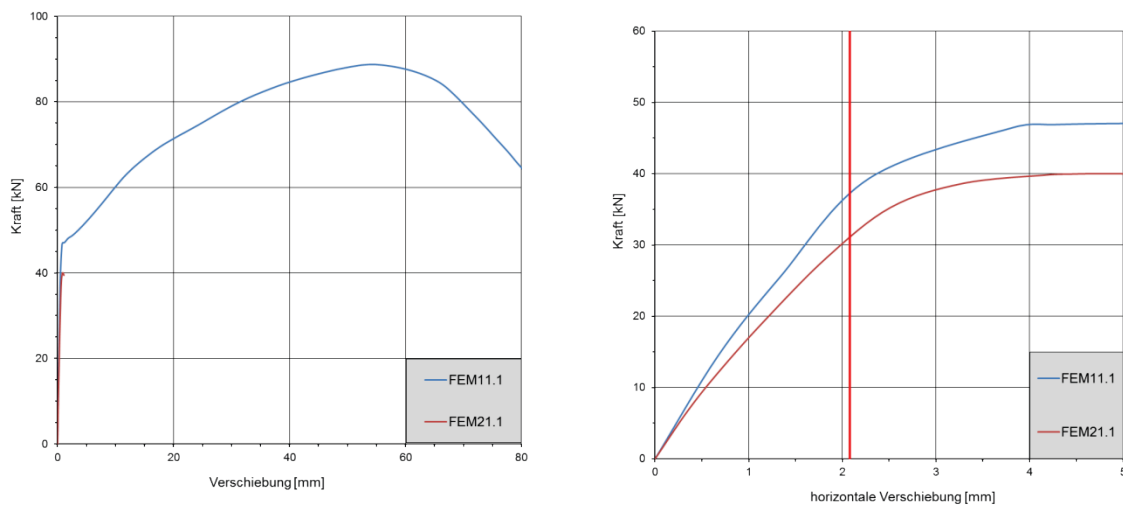


Abbildung C-47: Kraft-Verschiebungsdiagramm der Träger mit Wabengröße 33 und 55 mit StS (90°)

Tabelle C-36: Vergleich mit Referenzträger

Vergleich	$F_u / F_{u,1}$ [-]	$v_u / v_{u,1}$ [-]	$F_{cr} / F_{cr,1}$ [-]	$u_{cr} / u_{cr,1}$ [-]
2_0.5_90_33_StS	0,957	1,083	1,798	1
2_0.5_90_51_StS	-	-	1,522	1

C.5.2 Einfluss Wabenrichtung

Vergleich von 1_1.0_0_33, 1_1.0_45_33 und 1_1.0_90_33

Tabelle C-37: Ergebnisse Träger Wabengröße 33 Einzelblech

Versuch	F_u [kN]	v_u [mm]	F_{cr} [kN]	u_{cr} [mm]
1_1.0_0_33	91,89	55,31	28,52	2,08
1_1.0_45_33	91,38	52,52	23,82	2,08
1_1.0_90_33	92,02	54,83	27,44	2,08

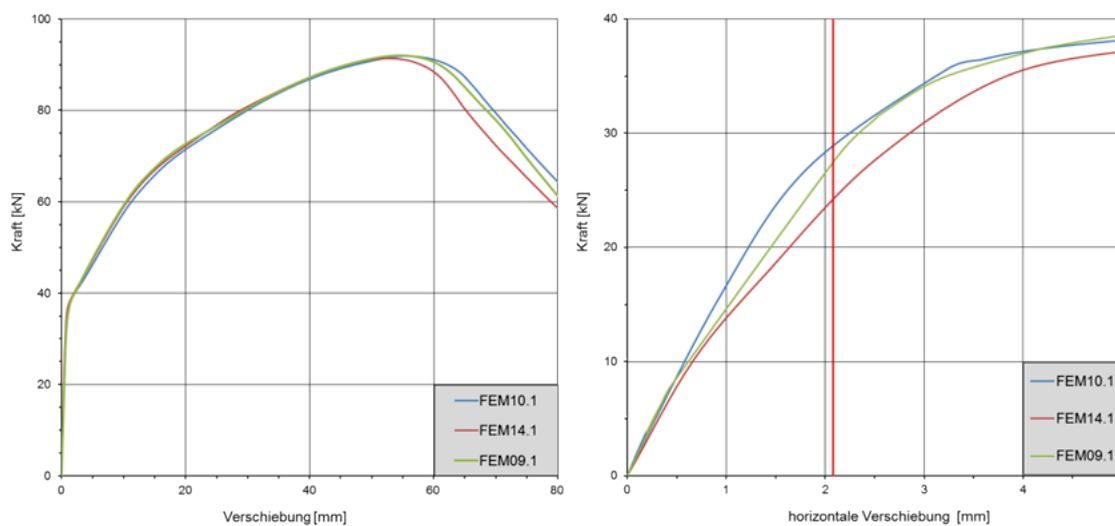


Abbildung C-48: Kraft-Verschiebungsdiagramm der Träger mit Wabengröße 33 mit Einzelblech

Tabelle C-38: Vergleich mit Referenzträger

Vergleich	$F_u / F_{u,1}$ [-]	$v_u / v_{u,1}$ [-]	$F_{cr} / F_{cr,1}$ [-]	$u_{cr} / u_{cr,1}$ [-]
1_1.0_0_33	0,991	1,106	1,410	1
1_1.0_45_33	0,986	1,050	1,178	1
1_1.0_90_33	0,993	1,096	1,357	1

Vergleich von 2_0.5_0_33_WW, 2_0.5_45_33_WW und 2_0.5_90_33_WW

Tabelle C-39: Ergebnisse Träger Wabengröße 33 WW

Versuch	F_u [kN]	v_u [mm]	F_{cr} [kN]	u_{cr} [mm]	F_{pl} [kN]	v_{pl} [mm]
2_0.5_0_33_WW	92,99	57,86	43,60	2,08	43,60	1,82
2_0.5_45_33_WW	92,39	57,38	40,64	2,08	-	-
2_0.5_90_33_WW	94,92	57,94	49,26	2,08	-	-

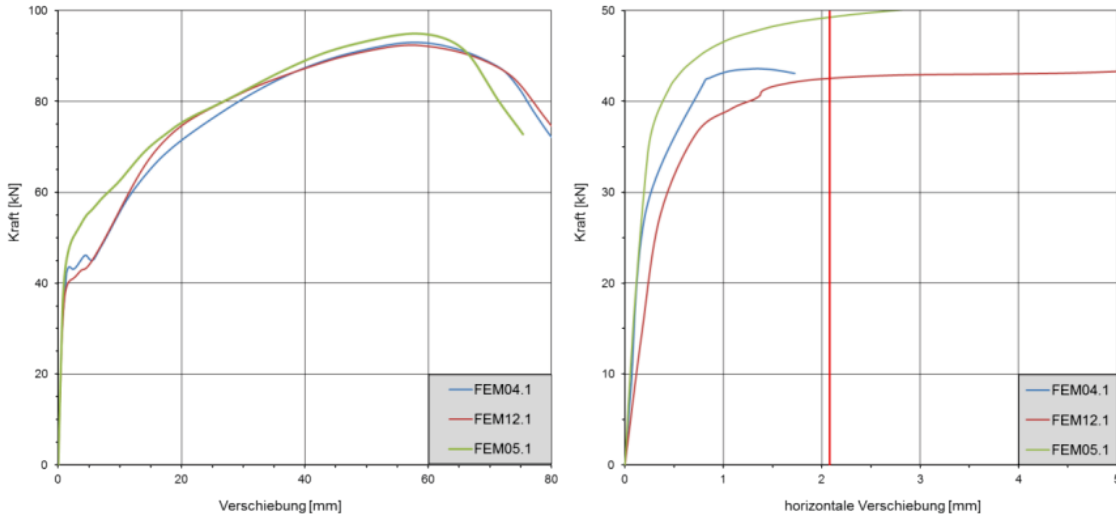


Abbildung C-49: Kraft-Verschiebungsdiagramm der Träger mit Wabengröße 33 WW

Tabelle C-40: Vergleich mit Referenzträger

Vergleich	$F_u / F_{u,1}$ [-]	$v_u / v_{u,1}$ [-]	$F_{cr} / F_{cr,1}$ [-]	$u_{cr} / u_{cr,1}$ [-]
2_0.5_0_33_WW	1,003	1,157	2,156	1
2_0.5_45_33_WW	0,997	1,147	2,01	1
2_0.5_90_33_WW	1,024	1,158	2,437	1

Vergleich von 2_0.5_0_33_StS, 2_0.5_45_33_StS und 2_0.5_90_33_StS

Tabelle C-41: Ergebnisse Träger Wabengröße 33 StS

Versuch	F_u [kN]	v_u [mm]	F_{cr} [kN]	u_{cr} [mm]	F_{pl} [kN]	v_{pl} [mm]
2_0.5_0_33_StS	-	-	30,31	2,08	39,68	0,89
2_0.5_45_33_StS	-	-	30,39	2,08	40,33	0,89
2_0.5_90_33_StS	88,73	54,16	36,35	2,08	47,06	0,91

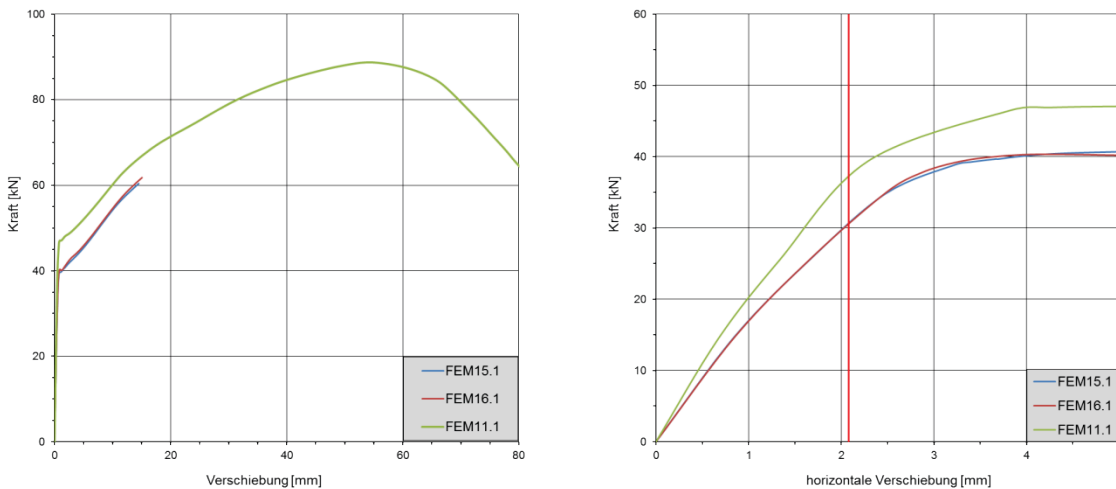


Abbildung C-50: Kraft-Verschiebungsdiagramm der Träger mit Wabengröße 33 StS

Tabelle C-42: Vergleich mit Referenzträger

Vergleich	$F_u / F_{u,1}$ [-]	$v_u / v_{u,1}$ [-]	$F_{cr} / F_{cr,1}$ [-]	$u_{cr} / u_{cr,1}$ [-]
2_0.5_0_33_StS	-	-	1,499	1
2_0.5_45_33_StS	-	-	1,503	1
2_0.5_90_33_StS	0,957	1,083	1,798	1

Vergleich von 1_1.0_0_51, 1_1.0_45_51 und 1_1.0_90_51

Tabelle C-43: Ergebnisse Träger Wabengröße 51

Versuch	F_u [kN]	v_u [mm]	F_{cr} [kN]	u_{cr} [mm]	F_{pl} [kN]	v_{pl} [mm]
1_1.0_0_51	93,06	54,23	23,81	2,08	-	-
1_1.0_45_51	92,24	49,28	21,56	2,08	52,26	5,18
1_1.0_90_51	89,22	51,76	26,29	2,08	-	-

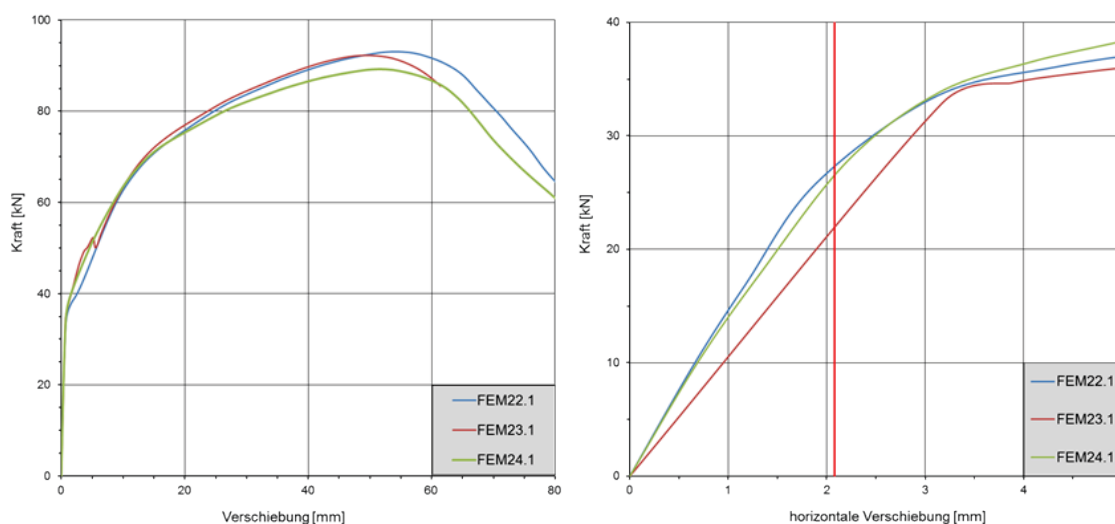


Abbildung C-51: Kraft-Verschiebungsdiagramm der Träger mit Wabengröße 51

Tabelle C-44: Vergleich mit Referenzträger

Vergleich	$F_u / F_{u,1}$ [-]	$v_u / v_{u,1}$ [-]	$F_{cr} / F_{cr,1}$ [-]	$u_{cr} / u_{cr,1}$ [-]
1_1.0_0_51	1,004	1,084	1,178	1
1_1.0_45_51	0,995	0,985	1,066	1
1_1.0_90_51	0,963	1,035	1,301	1

Vergleich von 2_0.5_0_51_WW, 2_0.5_45_51_WW und 2_0.5_90_51_WW

Tabelle C-45: Ergebnisse Träger Wabengröße 51 WW

Versuch	F_u [kN]	v_u [mm]	F_{cr} [kN]	u_{cr} [mm]	F_{pl} [kN]	v_{pl} [mm]
2_0.5_0_51_WW	87,31	52,24	33,32	2,08	33,86	1,157
2_0.5_45_51_WW	-	-	30,035	2,08	30,047	1,12
2_0.5_90_51_WW	87,13	49,24	42,89	2,08	55,02	4,08

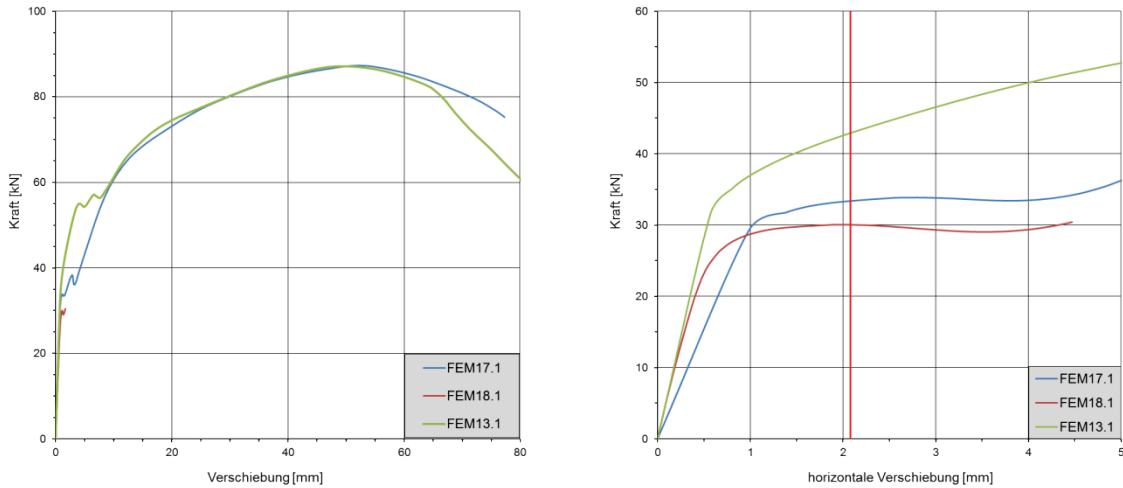


Abbildung C-52: Kraft-Verschiebungsdiagramm der Träger mit Wabengröße 51 WW

Tabelle C-46: Vergleich mit Referenzträger

Vergleich	$F_u / F_{u,1}$ [-]	$v_u / v_{u,1}$ [-]	$F_{cr} / F_{cr,1}$ [-]	$u_{cr} / u_{cr,1}$ [-]
2_0.5_0_51_WW	0,942	1,044	1,648	1
2_0.5_45_51_WW	-	-	1,485	1
2_0.5_90_51_WW	0,940	0,984	2,121	1

Vergleich von 2_0.5_0_51_StS, 2_0.5_45_51_StS und 2_0.5_90_51_StS

Tabelle C-47: Ergebnisse Träger Wabengröße 51 StS

Versuch	F_u [kN]	v_u [mm]	F_{cr} [kN]	u_{cr} [mm]	F_{pl} [kN]	v_{pl} [mm]
2_0.5_0_51_StS	-	-	29,00	2,08	37,02	0,76
2_0.5_45_51_StS	-	-	30,63	2,08	38,70	0,72
2_0.5_90_51_StS	-	-	30,79	2,08	40,02	0,88

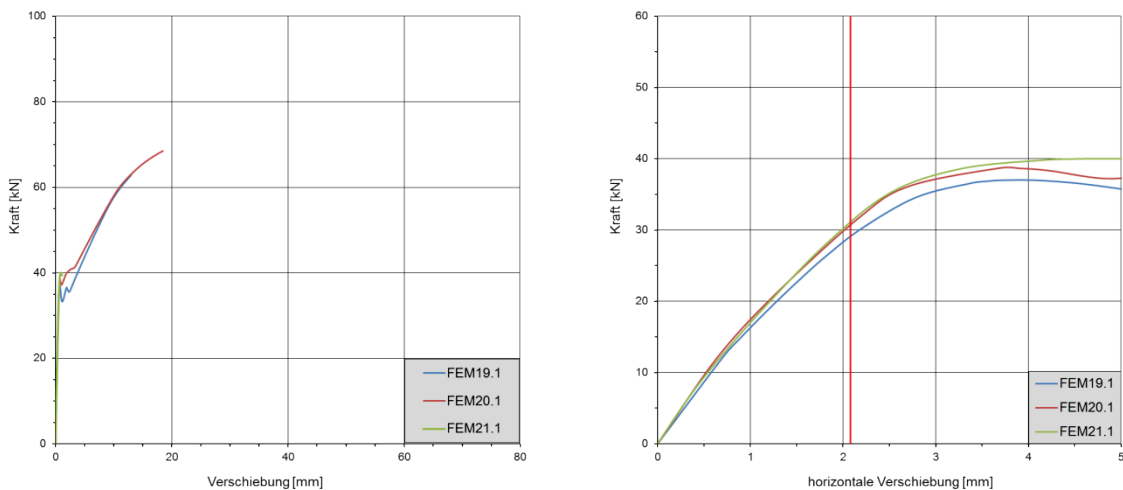


Abbildung C-53: Kraft-Verschiebungsdiagramm der Träger mit Wabengröße 51 StS

Tabelle C-48: Vergleich mit Referenzträger

Vergleich	$F_u / F_{u,1}$ [-]	$v_u / v_{u,1}$ [-]	$F_{cr} / F_{cr,1}$ [-]	$u_{cr} / u_{cr,1}$ [-]
2_0.5_0_51_StS	-	-	1,434	1
2_0.5_45_51_StS	-	-	1,515	1
2_0.5_90_51_StS	-	-	1,522	1

C.5.3 Einfluss Einzelblech und Sandwichelement

Vergleich von 1_1.0_0_33 und 2_0.5_0_33_WW und 2_0.5_0_33_StS

Tabelle C-49: Ergebnisse Träger Wabengröße 33 (0°)

Versuch	F_u [kN]	v_u [mm]	F_{cr} [kN]	u_{cr} [mm]	F_{pl} [kN]	v_{pl} [mm]
1_1.0_0_33	91,89	55,31	28,52	2,08	-	-
2_0.5_0_33_WW	92,99	57,86	43,60	2,08	43,60	1,82
2_0.5_0_33_StS	-	-	30,31	2,08	39,68	0,89

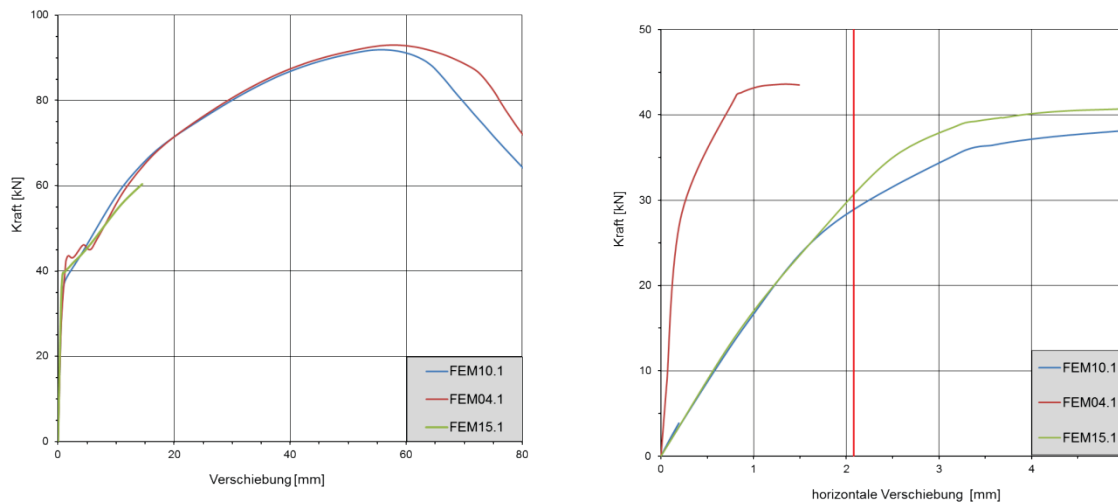


Abbildung C-54: Kraft-Verschiebungsdiagramm der Träger mit Wabengröße 33 (0°)

Tabelle C-50: Vergleich mit Referenzträger

Vergleich	$F_u / F_{u,1}$ [-]	$v_u / v_{u,1}$ [-]	$F_{cr} / F_{cr,1}$ [-]	$u_{cr} / u_{cr,1}$ [-]
1_1.0_0_33	0,991	1,106	1,410	1
2_0.5_0_33_WW	1,003	1,157	2,156	1
2_0.5_0_33_StS	-	-	1,499	1

Vergleich von 1_1.0_45_33 und 2_0.5_45_33_WW und 2_0.5_45_33_StS

Tabelle C-51: Ergebnisse Träger Wabengröße 33 (45°)

Versuch	F_u [kN]	v_u [mm]	F_{cr} [kN]	u_{cr} [mm]	F_{pl} [kN]	v_{pl} [mm]
1_1.0_45_33	91,38	52,52	23,82	2,08	-	-
2_0.5_45_33_WW	92,39	57,38	40,64	2,08	-	-
2_0.5_45_33_StS	-	-	30,39	2,08	40,33	0,89

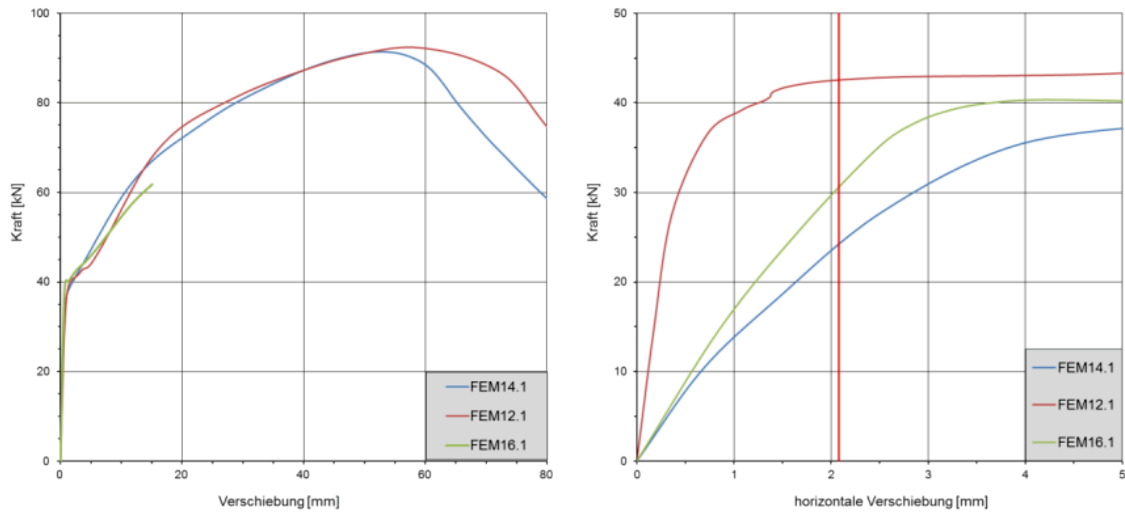


Abbildung C-55: Kraft-Verschiebungsdiagramm der Träger mit Wabengröße 33 (45°)

Tabelle C-52: Vergleich mit Referenzträger

Vergleich	$F_u / F_{u,1}$ [-]	$v_u / v_{u,1}$ [-]	$F_{cr} / F_{cr,1}$ [-]	$u_{cr} / u_{cr,1}$ [-]
1_1.0_45_33	0,986	1,050	1,178	1
2_0.5_45_33_WW	0,997	1,147	2,01	1
2_0.5_45_33_StS	-	-	1,503	1

Vergleich von 1_1.0_90_33 und 2_0.5_90_33_WW und 2_0.5_90_33_WW

Tabelle C-53: Ergebnisse Träger Wabengröße 33 (90°)

Versuch	F_u [kN]	v_u [mm]	F_{cr} [kN]	u_{cr} [mm]	F_{pl} [kN]	v_{pl} [mm]
1_1.0_90_33	92,02	54,83	27,44	2,08	-	-
2_0.5_90_33_WW	94,92	57,94	49,26	2,08	-	-
2_0.5_90_33 StS	88,73	54,16	38,46	2,08	47,06	0,91

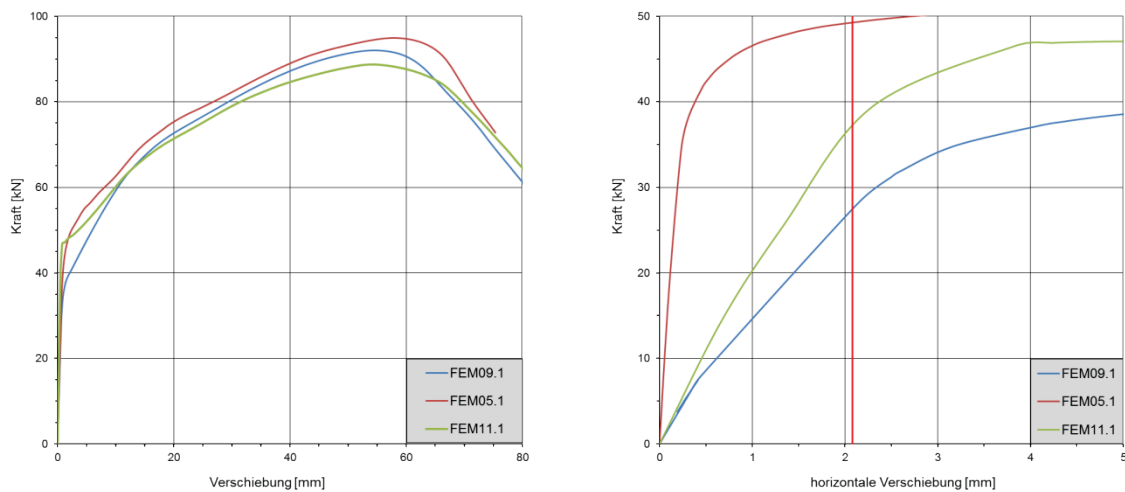


Abbildung C-56: Kraft-Verschiebungsdiagramm der Träger mit Wabengröße 33 (90°)

Tabelle C-54: Vergleich mit Referenzträger

Vergleich	$F_u / F_{u,1}$ [-]	$v_u / v_{u,1}$ [-]	$F_{cr} / F_{cr,1}$ [-]	$u_{cr} / u_{cr,1}$ [-]
1_1.0_90_33	0,993	1,096	1,357	1
2_0.5_90_33_WW	1,024	1,158	2,437	1
2_0.5_90_33_StS	0,957	1,083	1,798	1

Vergleich von 1_1.0_0_51 und 2_0.5_0_51_WW und 2_0.5_0_51_StS

Tabelle C-55: Ergebnisse Träger Wabengröße 51 (0°)

Versuch	F_u [kN]	v_u [mm]	F_{cr} [kN]	u_{cr} [mm]	F_{pl} [kN]	v_{pl} [mm]
1_1.0_0_51	93,06	54,23	23,81	2,08	-	-
2_0.5_0_51_WW	87,31	52,25	33,32	2,08	33,86	1,16
2_0.5_0_51_StS	-	-	29	2,08	37,02	0,75

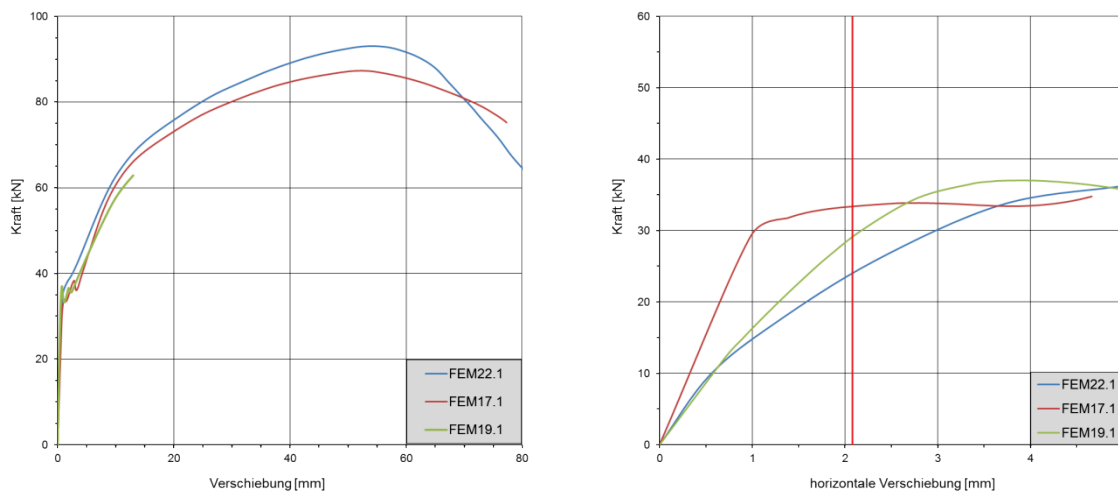


Abbildung C-57: Kraft-Verschiebungsdiagramm der Träger mit Wabengröße 51 (0°)

Tabelle C-56: Vergleich mit Referenzträger

Vergleich	$F_u / F_{u,1}$ [-]	$v_u / v_{u,1}$ [-]	$F_{cr} / F_{cr,1}$ [-]	$u_{cr} / u_{cr,1}$ [-]
1_1.0_0_51	1,004	1,084	1,178	1
2_0.5_0_51_WW	0,942	1,044	1,648	1
2_0.5_0_51_StS	-	-	1,434	1

Vergleich von 1_1.0_45_51 und 2_0.5_45_51_WW und 2_0.5_45_51_StS

Tabelle C-57: Ergebnisse Träger Wabengröße 51 (45°)

Versuch	F_u [kN]	v_u [mm]	F_{cr} [kN]	u_{cr} [mm]	F_{pl} [kN]	v_{pl} [mm]
1_1.0_45_51	92,24	49,28	21,56	2,08	52,26	5,18
2_0.5_45_51_WW	-	-	30,034	2,08	30,046	1,12
2_0.5_45_51_StS	-	-	30,63	2,08	38,7	0,72

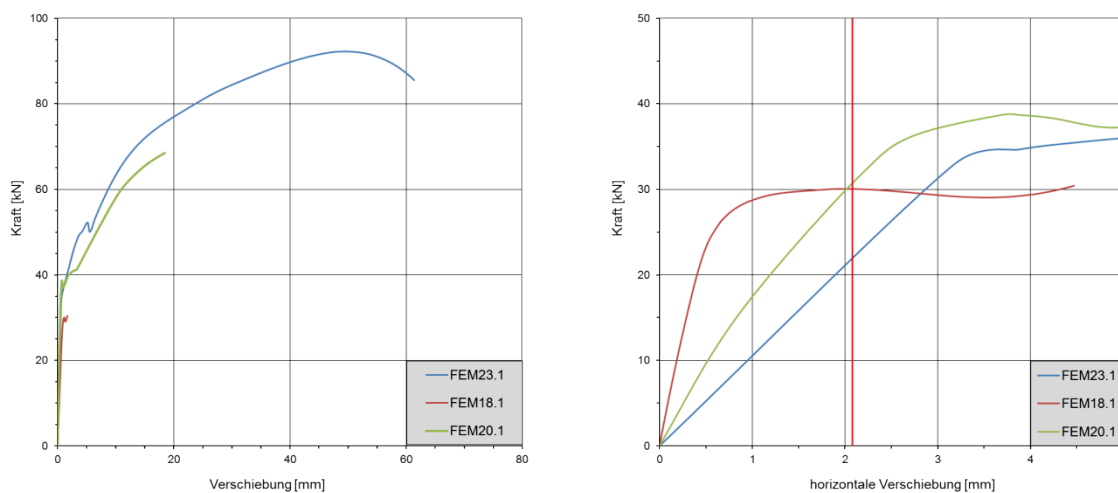


Abbildung C-58: Kraft-Verschiebungsdiagramm der Träger mit Wabengröße 51 (45°)

Tabelle C-58: Vergleich mit Referenzträger

Vergleich	$F_u / F_{u,1}$ [-]	$v_u / v_{u,1}$ [-]	$F_{cr} / F_{cr,1}$ [-]	$u_{cr} / u_{cr,1}$ [-]
1 1.0 45 51	0,995	0,985	1,066	1
2 0.5 45 51 WW	-	-	1,485	1
2 0.5 45 51 StS	-	-	1,515	

Vergleich von 1_1.0_90_51 und 2_0.5_90_51_WW und 2_0.5_90_51_StS

Tabelle C-59: Ergebnisse Träger Wabengröße 51 (90°)

Versuch	F_u [kN]	v_u [mm]	F_{cr} [kN]	u_{cr} [mm]	F_{pl} [kN]	v_{pl} [mm]
1 1.0 90 51	89,22	51,76	26,3	2,08	-	-
2 0.5 90 51 WW	87,13	49,24	42,89	2,08	55,02	4,08
2 0.5 90 51 StS	-	-	30,78	2,08	40,02	0,88

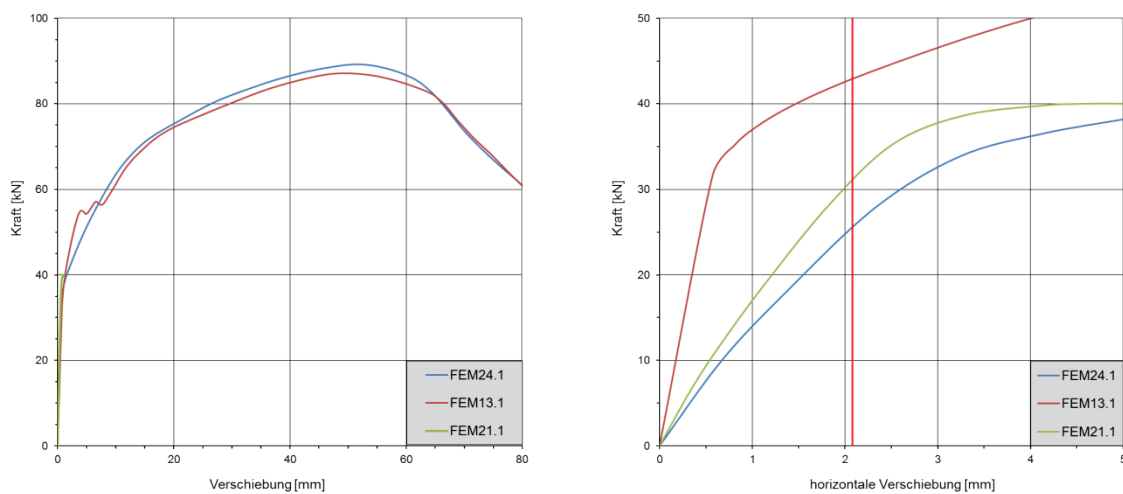


Abbildung C-59: Kraft-Verschiebungsdiagramm der Träger mit Wabengröße 51 (90°)

Tabelle C-60: Vergleich mit Referenzträger

Vergleich	$F_u / F_{u,1}$ [-]	$v_u / v_{u,1}$ [-]	$F_{cr} / F_{cr,1}$ [-]	$u_{cr} / u_{cr,1}$ [-]
1 1.0 90 51	0,963	1,035	1,301	1
2 0.5 90 51 WW	0,940	0,984	2,121	1
2 0.5 90 51 StS	-	-	1,522	1

C.5.4 Einfluss Fügetechnologie

Vergleich von 2_0.5_0/45/90_33_WW und 2_0.5_0/45/90_33_StS

Tabelle C-61: Ergebnisse Träger Wabengröße 33 und Fügetechnologie WW und StS

Versuch	F_u [kN]	v_u [mm]	F_{cr} [kN]	u_{cr} [mm]	F_{pl} [kN]	v_{pl} [mm]
2 0.5 0 33 WW	92,99	57,86	43,60	2,08	43,60	1,82
2 0.5 45 33 WW	92,39	57,38	40,64	2,08	-	-
2 0.5 90 33 WW	94,92	57,94	49,26	2,08	-	-
2 0.5 0 33 StS	-	-	30,31	2,08	39,68	0,89
2 0.5 45 33 StS	-	-	30,39	2,08	40,33	0,89
2 0.5 90 33 StS	88,73	54,16	36,34	2,08	47,06	0,91

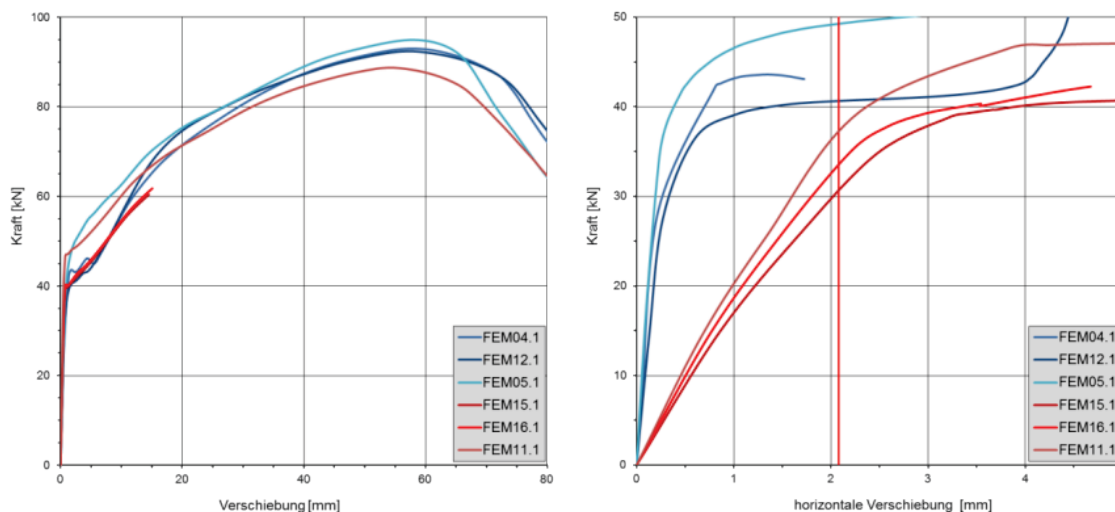


Abbildung C-60: Einfluss Fügetechnologie bei FQZ® Blechen mit SW=33

Tabelle C-62: Vergleich mit Referenzträger

Vergleich	$F_u / F_{u,1} [-]$	$v_u / v_{u,1} [-]$	$F_{cr} / F_{cr,1} [-]$	$u_{cr} / u_{cr,1} [-]$
2_0.5_0_33_WW	1,003	1,156	2,156	1
2_0.5_45_33_WW	0,997	1,147	2,009	1
2_0.5_90_33_WW	1,024	1,158	2,436	1
2_0.5_0_33_StS	-	-	1,499	1
2_0.5_45_33_StS	-	-	1,503	1
2_0.5_90_33_StS	0,957	1,082	1,797	1

Vergleich von 2_0.5_0/45/90_51_WW und 2_0.5_0/45/90_51_StS

Tabelle C-63: Ergebnisse Träger Wabengröße 51 und Fügetechnologie WW und StS

Versuch	F_u [kN]	v_u [mm]	F_{cr} [kN]	u_{cr} [mm]	F_{pl} [kN]	v_{pl} [mm]
2_0.5_0_51_WW	87,31	52,25	33,32	2,08	33,86	1,16
2_0.5_45_51_WW	-	-	30,03	2,08	30,05	1,12
2_0.5_90_51_WW	87,13	49,24	42,89	2,08	55,02	4,08
2_0.5_0_51_StS	-	-	29,00	2,08	37,02	0,76
2_0.5_45_51_StS	-	-	30,63	2,08	38,70	0,72
2_0.5_90_51_StS	-	-	30,79	2,08	40,02	0,88

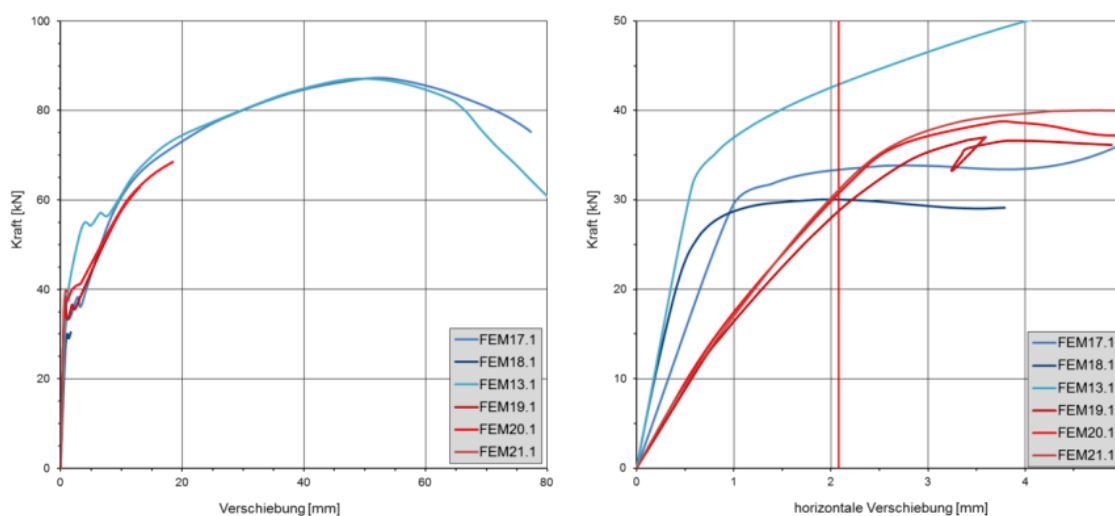


Abbildung C-61: Einfluss Fügetechnologie bei FQZ® Blechen mit SW=51

Tabelle C-64: Vergleich mit Referenzträger

Vergleich	$F_u / F_{u,1}$ [-]	$v_u / v_{u,1}$ [-]	$F_{cr} / F_{cr,1}$ [-]	$u_{cr} / u_{cr,1}$ [-]
2_0.5_0_51_WW	0,942	1,04	1,648	1
2_0.5_45_51_WW	-	-	1,485	1
2_0.5_90_51_WW	0,940	0,984	2,121	1
2_0.5_0_51_StS	-	-	1,434	1
2_0.5_45_51_StS	-	-	1,515	1
2_0.5_90_51_StS	-	-	1,523	1

C.5.5 Einfluss Wabenhöhe

Vergleich von 2_0.5_0_33_WW und 2_0.5_0_33_WW_6.

Tabelle C-65: Ergebnisse Träger Wabenhöhe 3.1 und 6.0 beim Sandwichblech

Versuch	F_u [kN]	v_u [mm]	F_{cr} [kN]	u_{cr} [mm]	F_{pl} [kN]	v_{pl} [mm]
2_0.5_0_33_WW	92,99	57,86	43,60	2,08	43,60	1,82
2_0.5_0_33_WW_6.0	85,58	91,31	38,67	2,08	-	-

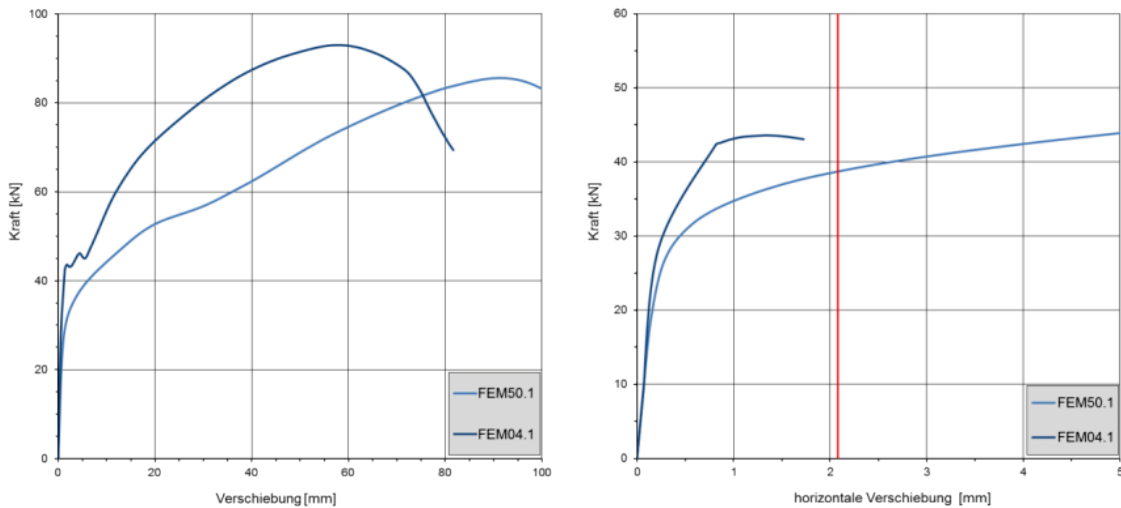


Abbildung C-62: Einfluss Wabenhöhe bei Sandwichblechen von FQZ[®]

Tabelle C-66: Vergleich mit Referenzträger

Vergleich	$F_u / F_{u,1}$ [-]	$v_u / v_{u,1}$ [-]	$F_{cr} / F_{cr,1}$ [-]	$u_{cr} / u_{cr,1}$ [-]
2_0.5_0_33_WW	1,003	1,156	2,156	1
2_0.5_0_33_WW_6.0	0,923	1,825	1,912	1

Vergleich von 1_1_0_33_WW und 1_1_0_33_WW_6.0

Tabelle C-67: Ergebnisse Träger Wabenhöhe 3.1 und 6.0 beim Einzelblech

Versuch	F_u [kN]	v_u [mm]	F_{cr} [kN]	u_{cr} [mm]	F_{pl} [kN]	v_{pl} [mm]
1_1_0_33_WW	91,89	55,31	28,52	2,08	-	-
1_1_0_33_WW_6.0	78,34	90,57	20,33	2,08	-	-

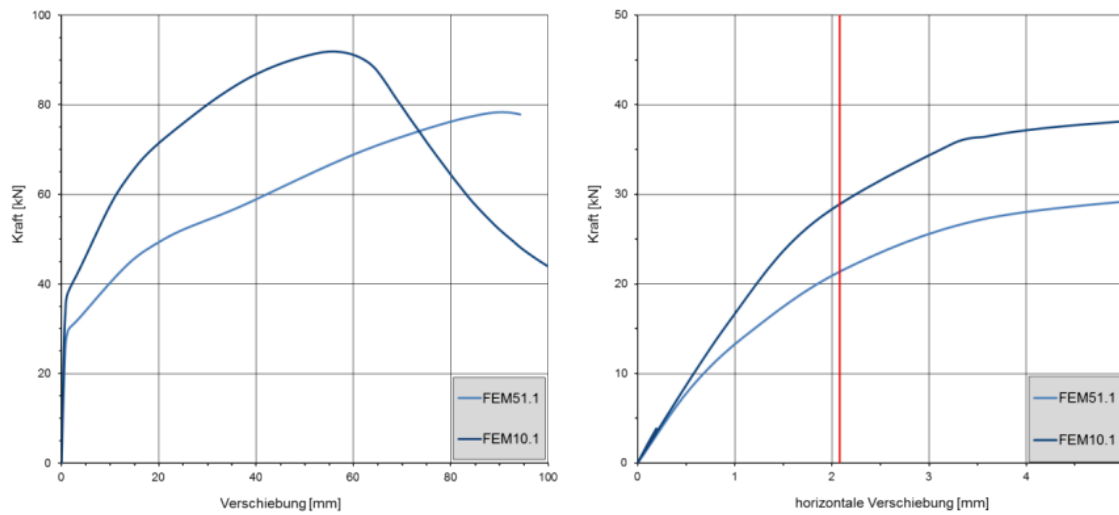


Abbildung C-63: Einfluss Wabenhöhe beim Einzelblech von FQZ[®]

Tabelle C-68: Vergleich mit Referenzträger

Vergleich	$F_u / F_{u.1}$ [-]	$v_u / v_{u.1}$ [-]	$F_{cr} / F_{cr.1}$ [-]	$u_{cr} / u_{cr.1}$ [-]
1_1_0_33_WW	0,991	1,105	1,410	1
1_1_0_33_WW_6.0	0,845	1,810	1,005	1

D: Untersuchungen zu Kapitel 5

D.1 Ergänzung zu 5.2.1 – DAST015

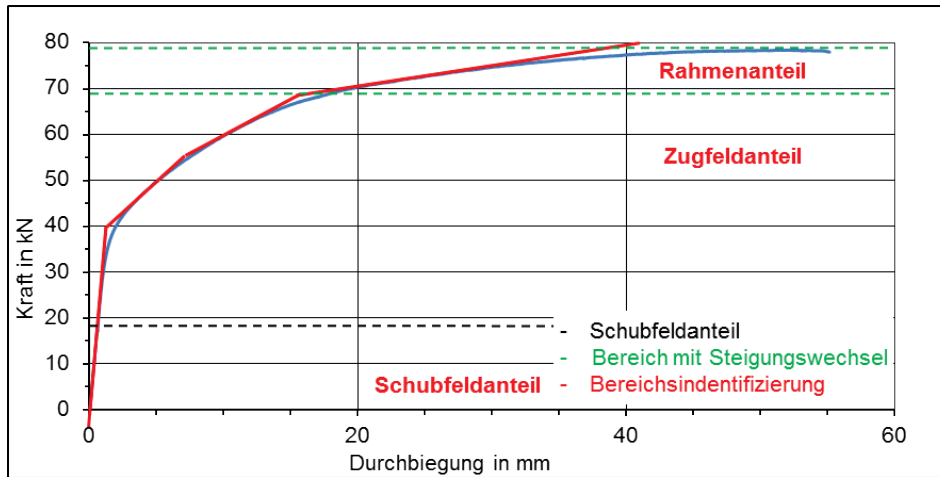


Abbildung D-1: Traglastkurve Versuch V001.1 mit Eingrenzung der Traganteile

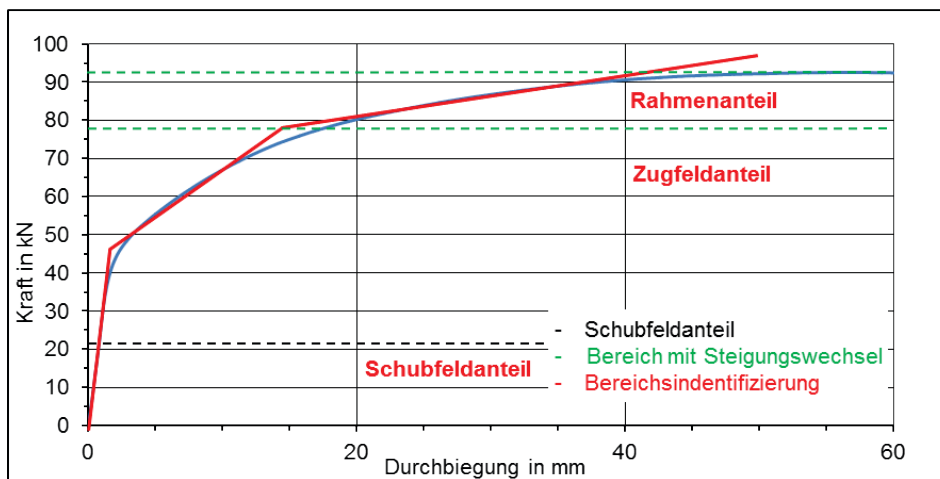


Abbildung D-2: Traglastkurve Versuch V01.1 mit Eingrenzung der Traganteile

Tabelle D-1: Bereichsgrenzen für Versuch V001.1

Versuch	von	bis	Anteil [kN]
Schubfeldbereich	0	17,83	17,83
Zugfeldbereich	17,83	69,54	51,71
Rahmenanteil	69,54	78,48	8,94

Tabelle D-2: Bereichsgrenzen für Versuch V01.1

Versuch	von	bis	Anteil [kN]
Schubfeldbereich	0	22,20	22,20
Zugfeldbereich	22,20	77,48	55,28
Rahmenanteil	77,48	92,55	15,07

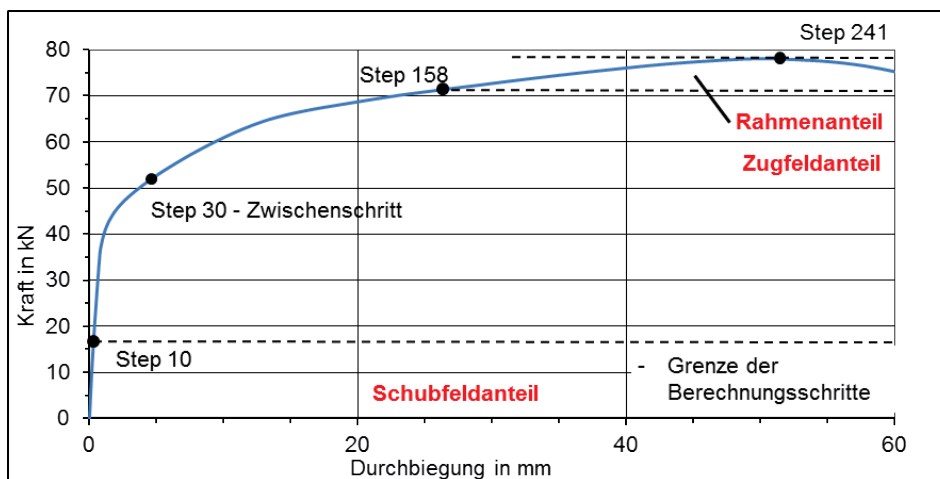


Abbildung D-3: Traglastkurve aus FEM001.1 mit Darstellung der Rechenschritte aus AC Yield

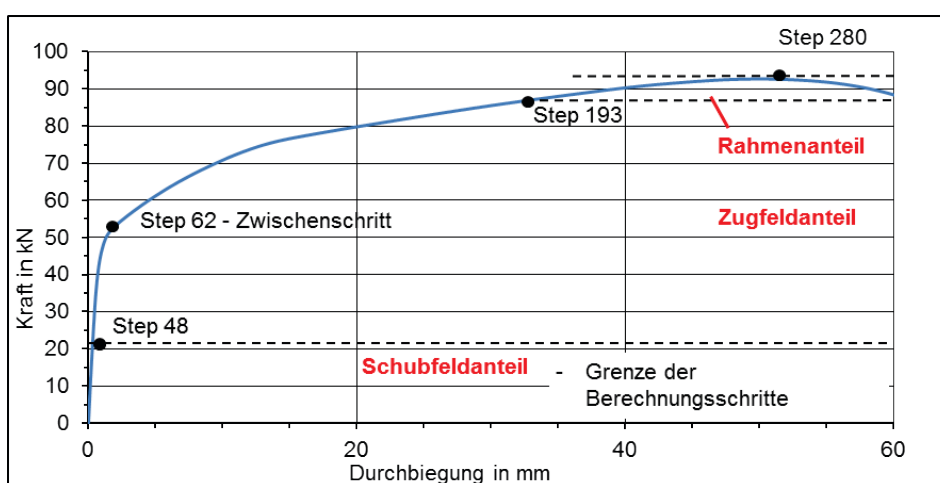


Abbildung D-4: Traglastkurve aus FEM01.1 mit der Darstellung der Rechenschritte aus AC Yield

Tabelle D-3: Bereichsgrenzen für FEM001.1 AC Yield

FEM_1	von	bis	Anteil [kN]
Schubfeldbereich	0	16,18	16,18
Zugfeldbereich	16,18	73,10	56,92
Rahmenanteil	73,10	78,08	4,98

Tabelle D-4: Bereichsgrenzen für FEM01.1 AC Yield

FEM_1	von	bis	Anteil [kN]
Schubfeldbereich	0	19,05	19,05
Zugfeldbereich	19,05	86,28	67,23
Rahmenanteil	86,28	92,69	6,41

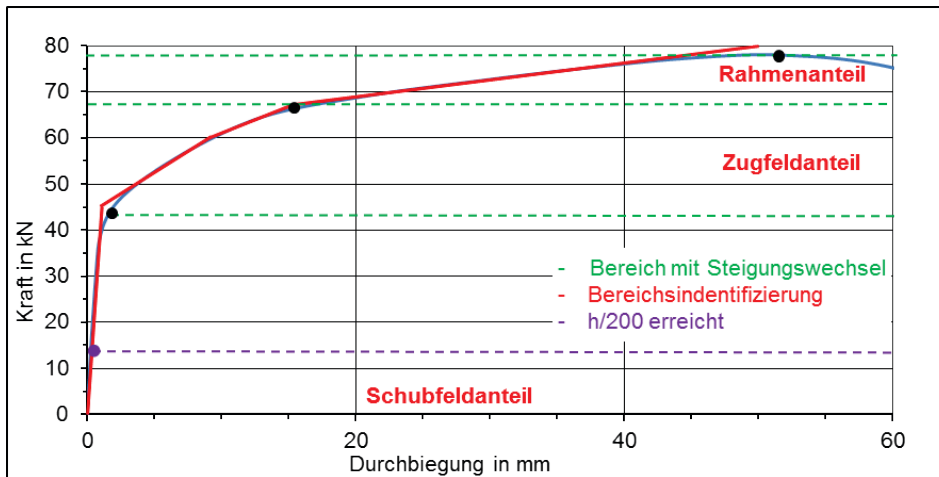


Abbildung D-5: Traglastkurve aus FEM001.1 mit Darstellung der Einteilung der Bereiche mittels $h/200$ Toleranz und 2. Steigungswechsel

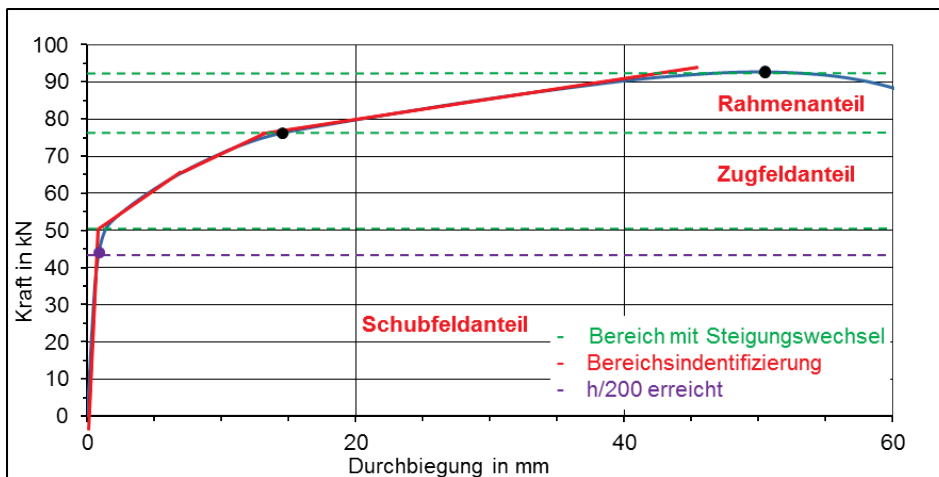


Abbildung D-6: Traglastkurve aus FEM01.1 mit Darstellung der Einteilung der Bereiche mittels $h/200$ Toleranz und 2. Steigungswechsel

Tabelle D-5: Bereichsgrenzen für FEM001.1

FEM_2	von	bis	Anteil [kN]
Schubfeldbereich	0	14,89	14,89
Zugfeldbereich	14,89	68,76	53,87
Rahmenanteil	68,76	78,08	9,32

Tabelle D-6: Bereichsgrenzen für FEM01.1

FEM_2	von	bis	Anteil [kN]
Schubfeldbereich	0	43,29	43,29
Zugfeldbereich	43,29	75,60	32,31
Rahmenanteil	75,60	92,69	17,09

D.2 Ergänzung zu 5.2.6 – DAST015

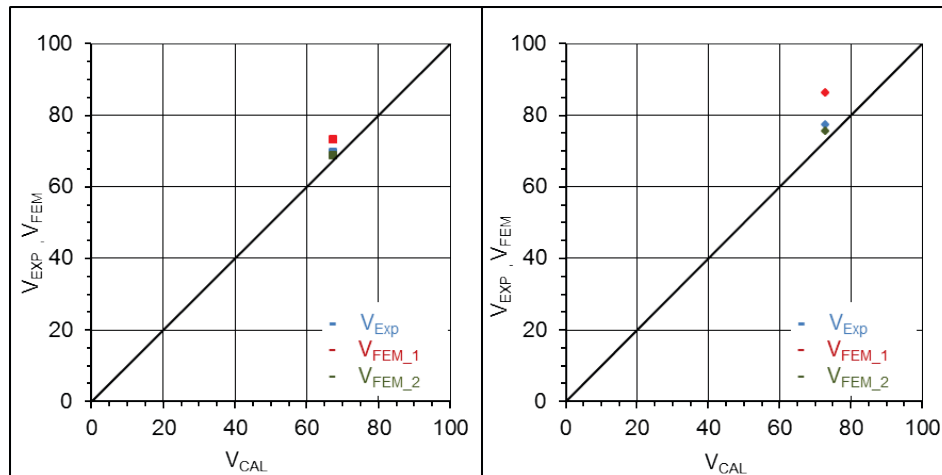


Abbildung D-7: Gegenüberstellung von Norm, Experiment und Versuch von V001.1 (li.), von V01.1 (re.)

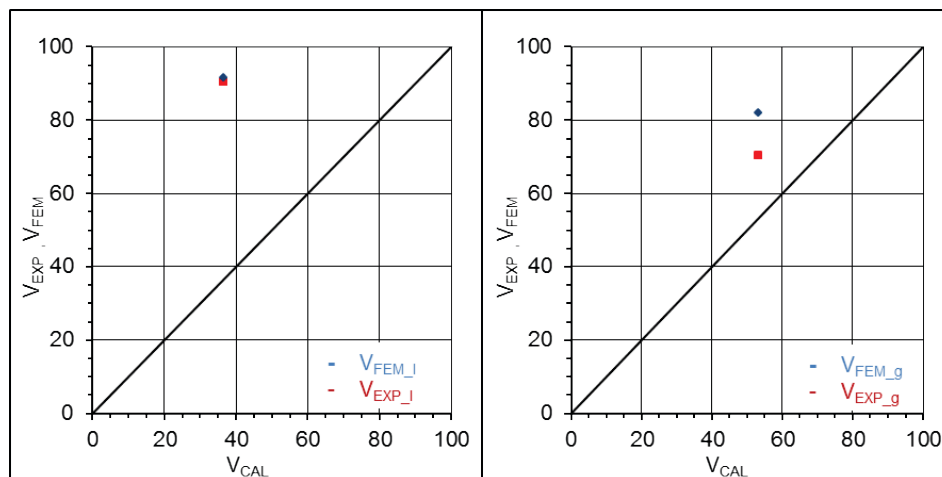


Abbildung D-8: Gegenüberstellung von Norm, Experiment und Versuch von V002.1 (li.) für lokales Versagen, sowie von V002.1 (re.) für globales Versagen

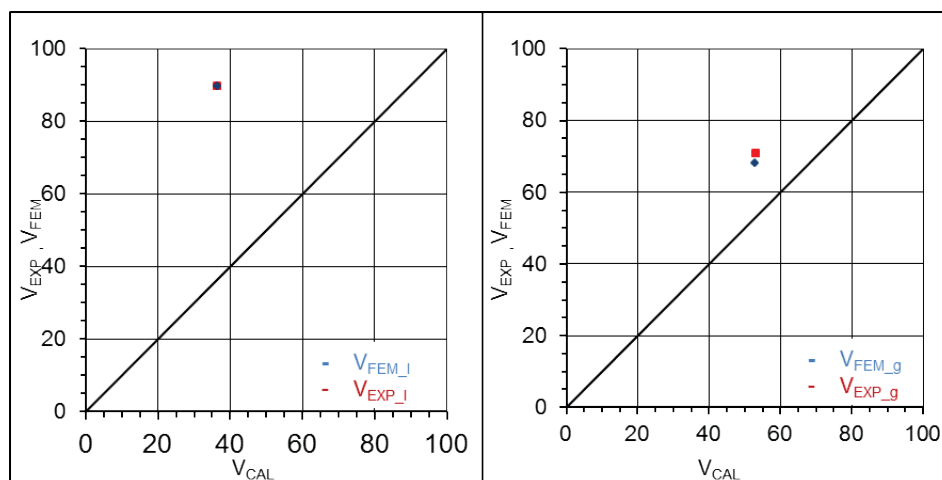


Abbildung D-9: Gegenüberstellung von Norm, Experiment und Versuch von V02.1 (li.) für lokales Versagen, sowie von V02.1 (re.) für globales Versagen

Tabelle D-7: Gegenüberstellung von Gesamttaglast mit Rahmenanteil aus DAST015, FEM und Versuch für V002.1 und V02.1 in kN

Bezeichnung		V _{CAL_l}	V _{CAL_g}	V _{FEM_l}	V _{FEM_g}	V _{EXP_l}	V _{EXP_g}
V002.1	V _{cr}	36,434	53,29	90,43	54,13	91,59	56,78
	V _f	19,918	19,918	-	16,18	-	25,2
	V _{ges}	56,352	73,21	90,43	70,31	91,59	81,98
Δ [%]		-	-	60,48	-3,96	62,53	11,98
V02.1	V _{cr}	36,434	53,29	89,75	52,91	89,67	64,98
	V _f	21,552	21,552	-	17,95	-	-
	V _{ges}	57,986	74,842	89,75	70,86	89,67	64,98
Δ [%]		-	-	54,78	-5,32	54,64	-13,17

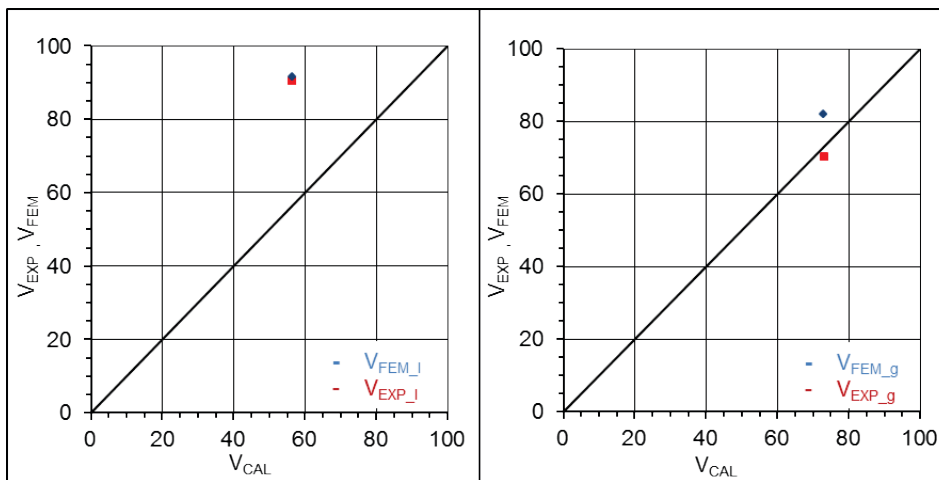


Abbildung D-10: V002.1 lokal (li) und global (re) mit Rahmenanteil

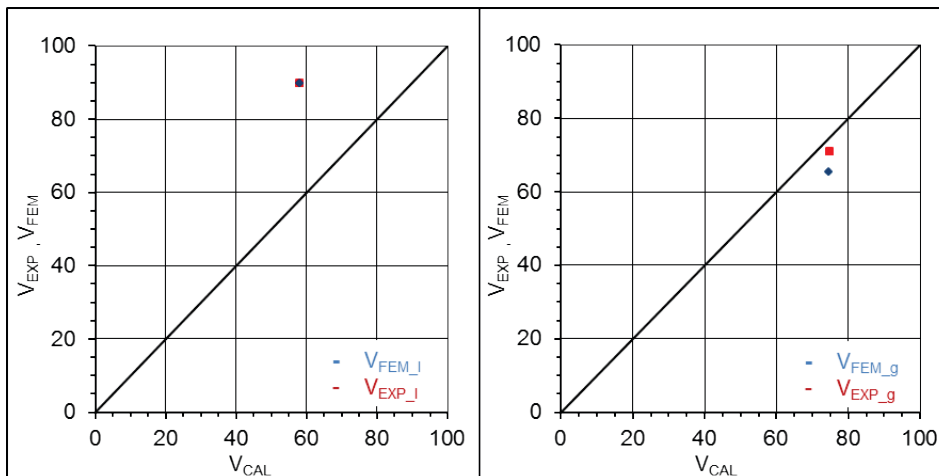


Abbildung D-11: V02.1 lokal (li) und global (re) mit Rahmenanteil

D.3 Ergänzung zu 5.2.6 – DIN EN 1993-1-5

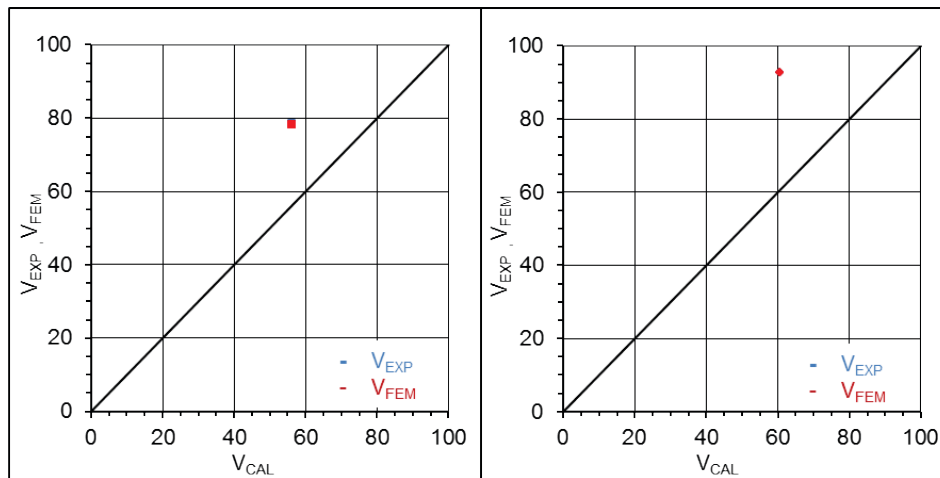


Abbildung D-12: V001.1 (li) und V01.1 (re)

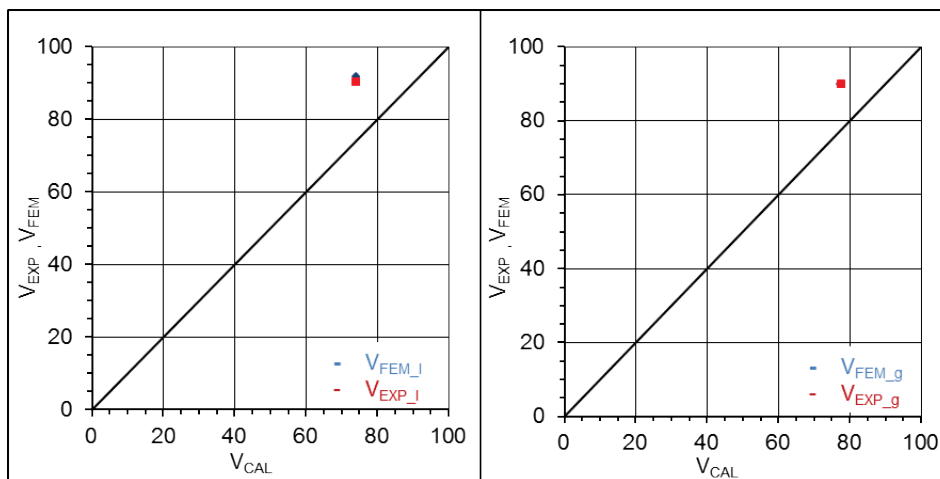


Abbildung D-13: V002.1 (li) und V02.1 (re)

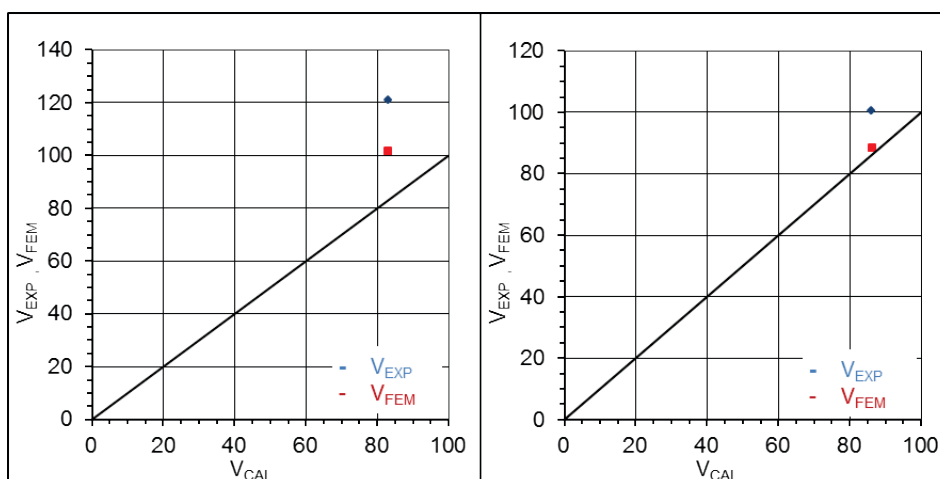


Abbildung D-14: V003.1 (li) und V03.1 (re)

D.4 Ergänzung zu 5.2.6 – Zeman Dokumentation

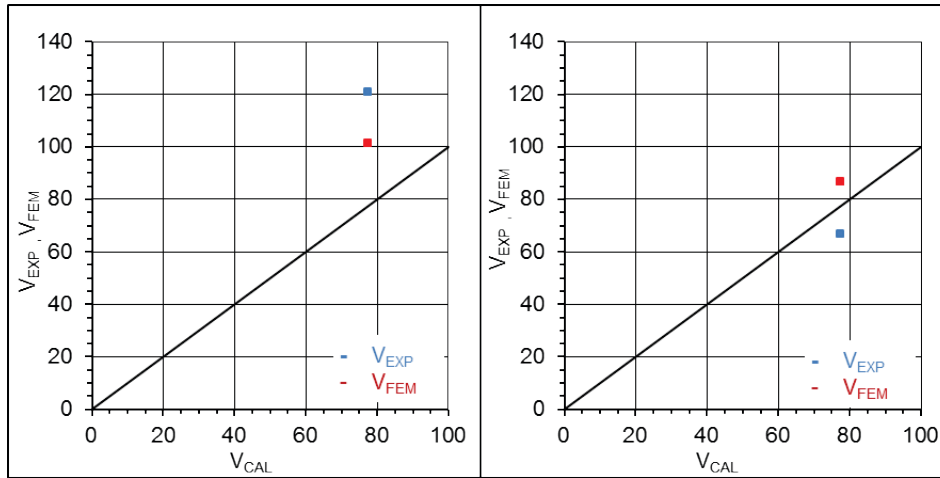


Abbildung D-15: V003.1 lokal (li) und V003.1 global (re)

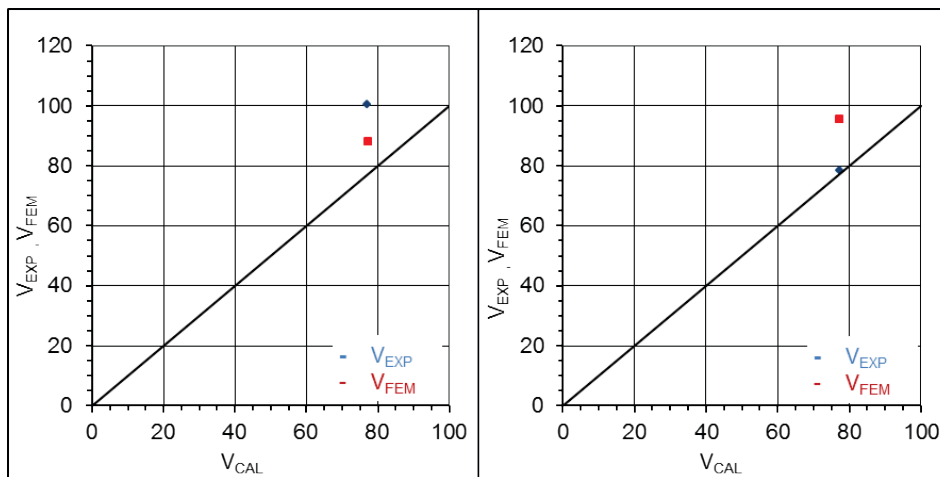


Abbildung D-16: V03.1 lokal (li) und V03.1 global (re)

D.5 Ergänzung zu 5.2.6 – AISC360 und AASHTO2010

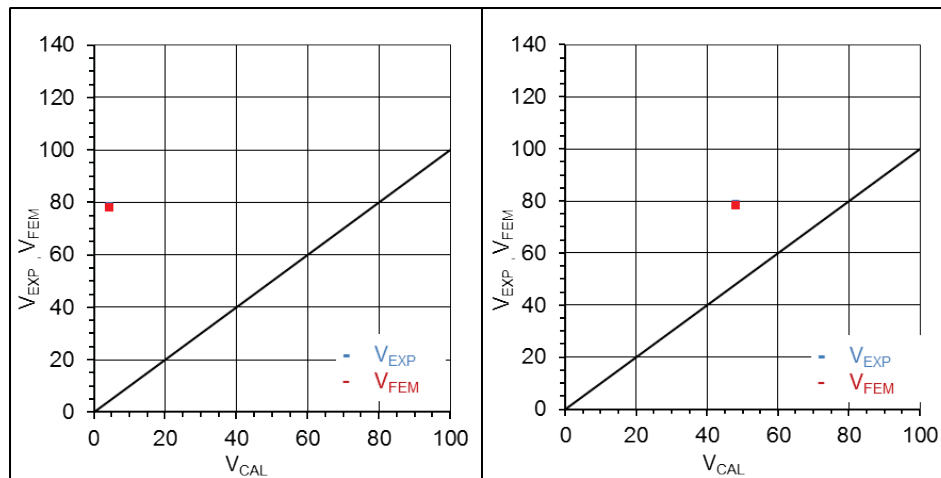


Abbildung D-17: V001.1 ohne (li) und V001.1 mit (re) Zugfeldwirkung

Tabelle D-8: Gegenüberstellung Berechnungswerte mit Zugfeldwirkung, Simulationenwerte und Versuchswerte in kN

Bezeichnung		V_{CAL}	$V_{FEM,1}$	$V_{FEM,2}$	V_{Exp}
V001.1	$V_{n,s}$	4,55	16,18	14,89	17,83
	V_t	43,742	56,92	53,87	51,71
	V_f	-	4,98	9,32	8,94
	V_{ges}	48,296	78,08	78,08	78,48
V01.1	$V_{n,s}$	4,55	19,05	43,29	22,20
	V_t	47,15	67,23	32,31	55,28
	V_f	-	6,41	17,09	15,07
	V_{ges}	51,706	92,69	92,69	92,55

D.6 Ergänzung zu 5.2.6 – Abschluss

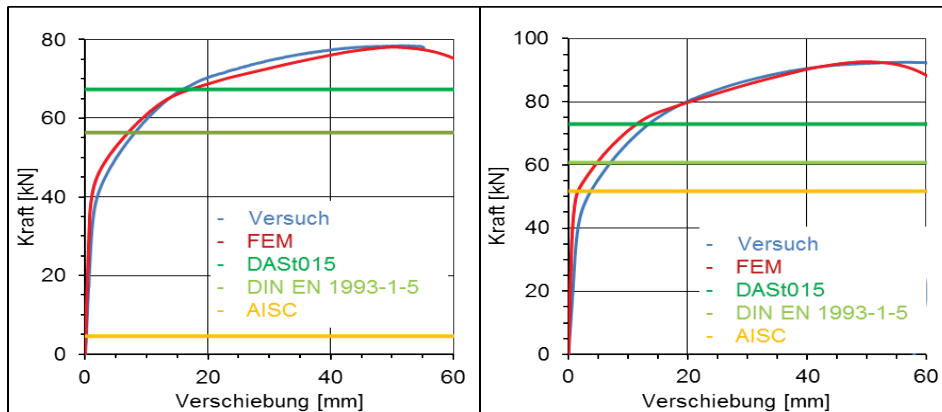


Abbildung D-18: V001.1 (li) und V001.1 (re)

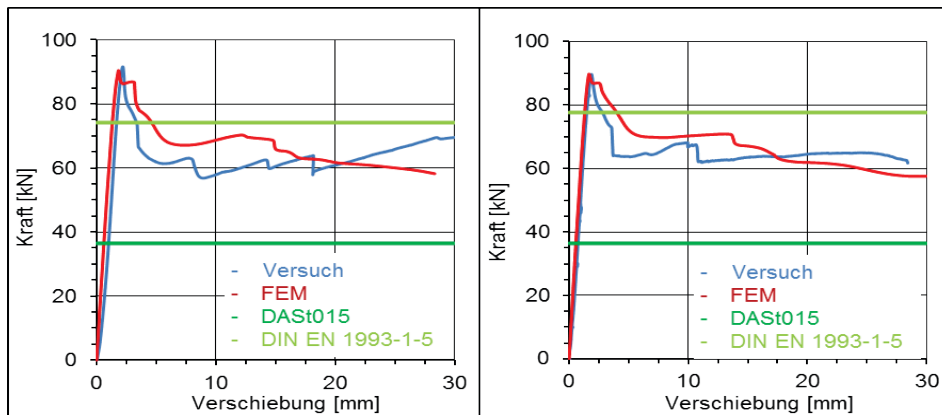


Abbildung D-19: V002.1 (li) und V002.1 (re)

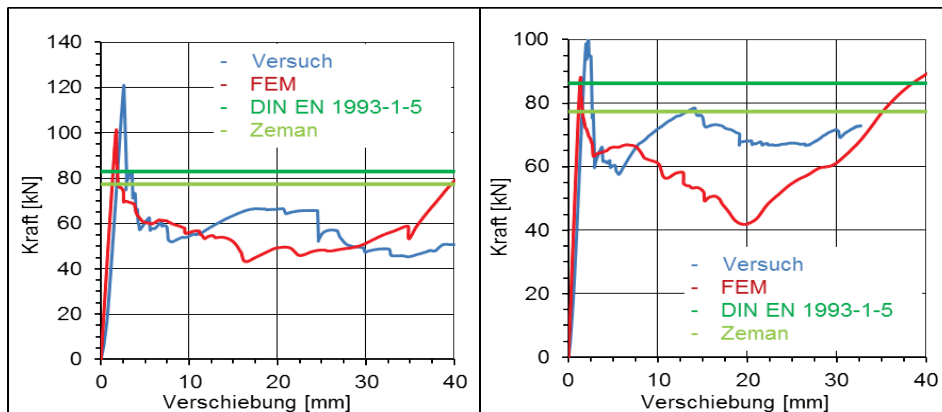


Abbildung D-20: V003.1 (li) und V003.1 (re)

D.7 Ergänzung zu 5.3.2 – Berechnungswerte für die Parameteranalyse 1 bis 8

Tabelle D-9: Berechnungswerte Parameteranalyse 1 in kN

	Eben			Trapez		Wellsteg	
	F _{u-DAST}	F _{u-EC3}	F _{u-AISC}	F _{u-DAST}	F _{u-EC3}	F _{u-Zeman}	F _{u-EC3}
1-05	44,05	30,45	25,07	5,27	37,64	43,95	50,53
1-10	72,92	60,70	51,70	39,80	79,78	87,91	100,51
1-15	105,85	96,36	81,46	79,93	125,91	131,86	151,13
1-20	147,47	137,49	126,55	106,58	174,68	175,81	202,62
1-25	199,06	183,27	177,38	133,22	225,21	219,76	254,93
1-30	260,80	232,81	241,00	159,87	276,94	263,72	307,86

Tabelle D-10: Berechnungswerte Parameteranalyse 2 in kN

	Eben			Trapez		Wellsteg	
	F _{u-DAST}	F _{u-EC3}	F _{u-AISC}	F _{u-DAST}	F _{u-EC3}	F _{u-Zeman}	F _{u-EC3}
2-986	83,80	70,79	57,92	39,80	87,33	87,91	108,07
2-1168	74,81	62,29	52,83	39,80	81,01	87,91	101,75
2-1352	67,31	56,29	48,29	39,80	76,31	87,91	97,05
2-1528	61,36	52,06	44,54	39,80	72,89	87,91	93,63
2-1708	55,67	48,72	41,20	39,80	70,14	87,91	90,87
2-1888	51,90	46,08	38,31	39,80	67,92	87,91	88,66
2-2068	48,19	43,95	35,79	39,80	66,10	87,91	86,84
2-2248	44,99	42,18	33,59	39,80	64,58	87,91	85,32
2-2430	42,18	40,69	31,64	39,80	63,28	87,91	84,01
2-2624	39,61	39,36	29,84	39,80	62,11	87,91	82,85
2-2794	37,61	38,35	28,42	39,80	61,21	87,91	81,95
2-3640	29,82	34,61	22,86	39,80	57,85	87,91	78,59
2-4484	24,99	32,40	19,36	39,80	55,83	87,91	76,57
2-5330	21,70	30,94	16,96	39,80	54,49	87,91	75,23

Tabelle D-11: Berechnungswerte Parameteranalyse 3 in kN

	Eben			Trapez		Wellsteg	
	F _{u-DAST}	F _{u-EC3}	F _{u-AISC}	F _{u-DAST}	F _{u-EC3}	F _{u-Zeman}	F _{u-EC3}
3-520	90,17	69,72	71,62	49,75	97,49	109,88	121,14
3-433	75,72	62,30	54,85	41,43	82,81	91,50	104,05
3-371	65,53	56,18	43,67	35,50	71,46	78,40	90,83
3-325	58,11	51,12	36,04	31,09	62,51	68,68	80,39
3-289	52,45	46,83	30,60	27,65	55,18	61,07	71,83
3-260	48,05	43,18	26,66	24,88	49,11	54,94	64,70
3-236	44,54	40,04	23,77	22,58	44,00	49,87	58,67
3-217	41,87	37,48	21,77	20,76	39,91	45,85	53,82
3-200	39,59	35,15	20,23	19,14	36,24	42,26	49,44
3-186	37,81	33,21	19,17	17,80	33,22	39,30	45,81
3-173	36,23	31,39	18,37	16,55	30,43	36,56	42,44
3-130	31,56	25,29	17,52	12,44	21,43	27,47	31,33
3-104	27,38	21,71	19,01	9,95	16,29	21,98	24,75
3-87	22,45	20,40	18,38	8,32	13,10	18,26	20,55

Tabelle D-12: Berechnungswerte Parameteranalyse 4 in kN

	Eben			Trapez		Wellsteg	
	F _{u-DASt}	F _{u-EC3}	F _{u-AISC}	F _{u-DASt}	F _{u-EC3}	F _{u-Zeman}	F _{u-EC3}
4-674	38,18	23,42	12,93	2,63	22,26	21,98	30,71
4-1194	72,91	60,70	51,70	39,80	79,78	87,91	100,51
4-1780	119,13	94,58	116,34	119,90	163,57	197,79	195,90
4-2300	178,00	139,29	206,82	213,16	293,76	351,62	337,50
4-2884	249,62	198,76	323,16	333,06	477,07	548,41	532,59
4-3404	333,48	273,33	465,35	479,61	715,08	791,15	782,94

Tabelle D-13: Berechnungswerte Parameteranalyse 5 in kN (* globales Beulen)

	Eben			Trapez		Wellsteg	
	F _{u-DASt}	F _{u-EC3}	F _{u-AISC}	F _{u-DASt}	F _{u-EC3}	F _{u-Zeman}	F _{u-EC3}
5-1000	69,13	60,24	44,45	32,78	72,56	74,38	91,32
5-1200	73,50	60,70	53,08	40,95	80,17	90,44	102,12
5-1400	77,29	60,13	61,84	48,22	88,56	106,50	111,79
5-1600	80,97	59,12	70,21	55,11	95,33	121,71	120,44
5-1800	84,91	57,86	79,10	62,38	102,35	137,77	129,35
5-2000	88,69	56,62	87,56	69,27	109,02	152,99	137,73
5-2200	92,73	55,34	96,51	76,54	116,16	169,05	146,60
5-2400	96,58	54,20	105,01	83,43	123,03	184,26	155,06
5-2600	100,68	53,07	114,00	90,70	130,39	200,32	164,06
5-2800	104,58	52,09	122,52	97,59	137,48	215,54	172,67
5-3000	108,71	51,13	131,53	104,86	145,08	231,60	181,82
5-4000	128,87	47,54	175,23	140,07	183,12	307,68	227,10
5-5000	149,16	45,14	219,01	175,28	222,60	275,05	273,44
5-6000	169,70	43,44	263,31	163,17*	263,35	250,77	266,25

Tabelle D-14: Berechnungswerte Parameteranalyse 6 in kN

	Eben			Trapez		Wellsteg	
	F _{u-DASt}	F _{u-EC3}	F _{u-AISC}	F _{u-DASt}	F _{u-EC3}	F _{u-Zeman}	F _{u-EC3}
6-1000	97,16	78,24	73,68	47,84	101,54	105,66	124,65
6-1200	99,97	81,61	81,26	68,89	114,49	126,79	139,96
6-1400	103,14	87,95	87,87	89,67	129,95	147,92	157,34
6-1600	107,18	96,59	94,22	102,48	147,31	169,05	176,28
6-1800	112,57	107,13	100,87	115,29	166,13	190,18	196,42
6-2000	119,49	119,24	108,26	128,1	186,084	211,31	217,48
6-2200	128,35	132,70	116,76	140,91	206,95	232,44	239,28
6-2400	139,29	147,32	126,68	153,72	228,55	253,57	261,69
6-2600	152,53	162,93	138,28	166,53	250,76	274,70	285,00
6-2800	168,22	180,00	151,81	179,34	273,48	295,83	307,92
6-3000	186,53	196,59	167,49	192,15	296,63	316,97	331,60
6-4000	322,41	289,69	285,42	256,2	417,02	422,62	453,81
6-5000	475,62	396,38	472,71	320,25	542,25	528,28	580,10
6-6000	636,21	526,39	657,57	384,3	670,25	633,93	708,77

Tabelle D-15: Berechnungswerte Parameteranalyse 7

	Eben			Trapez		Wellsteg	
	F_{u-DAST}	F_{u-EC3}	F_{u-AISC}	F_{u-DAST}	F_{u-EC3}	$F_{u-Zeman}$	F_{u-EC3}
7-500	97,16	78,24	73,68	47,84	101,54	105,66	124,65
7-625	146,41	114,51	125,91	93,43	155,97	165,09	185,68
7-750	207,12	157,35	191,03	144,11	220,98	237,72	257,23
7-875	283,55	212,86	269,46	196,15	299,86	323,57	342,71
7-1000	375,47	280,56	359,84	256,40	392,42	422,62	442,02
7-1125	489,51	367,74	463,08	324,25	501,03	534,88	557,56
7-1250	623,84	470,48	577,91	400,31	624,46	660,34	688,11
7-1375	784,64	599,03	778,46	484,38	764,86	722,24	821,34
7-1500	952,35	745,02	950,60	576,45	920,48	742,15	850,08
7-1625	1132,19	923,50	1138,36	676,53	1093,56	760,95	873,35
7-1750	1316,31	1146,30	1338,99	784,61	1282,02	778,77	890,36
7-1875	1485,77	1452,27	1544,06	900,70	1488,22	795,75	904,51
7-2000	1690,48	1796,29	1756,8	1019,91	1709,83	811,96	914,29
7-2125	1908,40	2244,28	1983,26	1100,20	1949,35	827,49	922,85

Tabelle D-16: Berechnungswerte Parameteranalyse 8

	Eben			Trapez		Wellsteg	
	F_{u-DAST}	F_{u-EC3}	F_{u-AISC}	F_{u-DAST}	F_{u-EC3}	$F_{u-Zeman}$	F_{u-EC3}
8-1000	84,65	70,76	59,76	41,14	88,81	90,86	109,91
8-1200	88,96	76,05	68,04	60,83	102,60	111,95	125,34
8-1400	93,53	83,47	75,64	80,70	118,35	133,13	142,36
8-1600	98,89	92,73	83,05	93,51	135,67	154,26	160,47
8-1800	105,46	103,58	90,79	106,30	154,28	175,35	179,36
8-2000	113,63	115,87	99,34	119,13	174,04	196,52	198,90
8-2200	123,62	129,39	108,99	131,96	194,67	217,68	218,81
8-2400	135,62	143,96	120,00	144,73	215,96	238,74	238,86
8-2600	149,88	159,49	132,72	157,54	237,92	259,87	259,07
8-2800	166,58	175,83	147,38	170,37	260,43	281,04	279,33
8-3000	186,09	192,84	164,16	183,16	283,32	302,13	299,42
8-4000	326,18	284,85	287,71	247,23	402,78	407,83	396,80
8-5000	471,68	393,99	469,66	311,28	527,31	513,48	485,66
8-6000	619,10	522,87	643,38	375,31	654,75	619,10	564,54

D.8 Ergänzung zu 5.3.2 – Parameteranalyse 5 bis 8

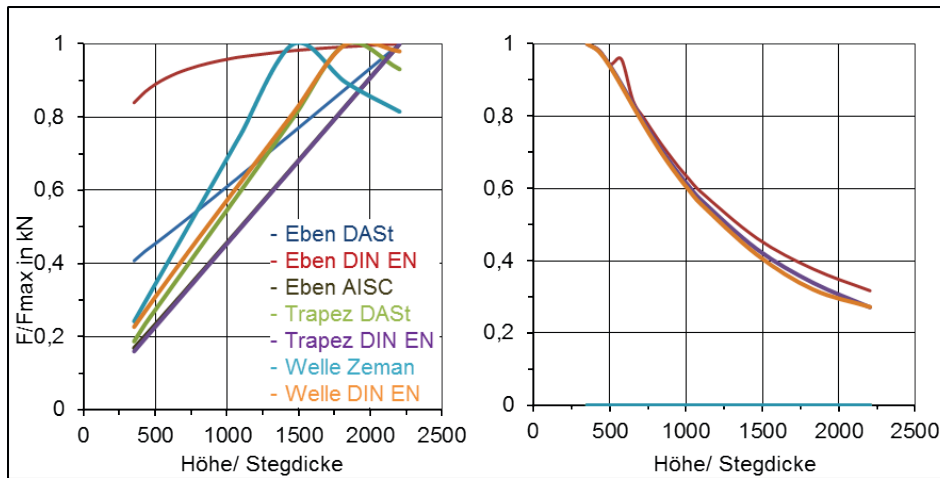


Abbildung D-21: Einfluss des Höhe-Stegdicken-Verhältnisses auf Steganteil (li.) und Flanschanteil (re.) der Traglast der Parameteranalyse 5

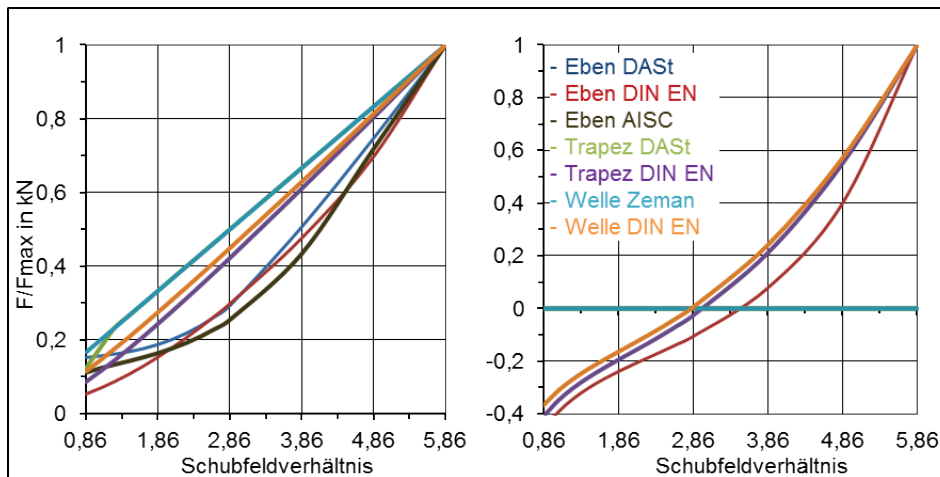


Abbildung D-22: Einfluss des Schubfeldverhältnisses auf Steganteil (li.) und Flanschanteil (re.) der Traglast der Parameteranalyse 6

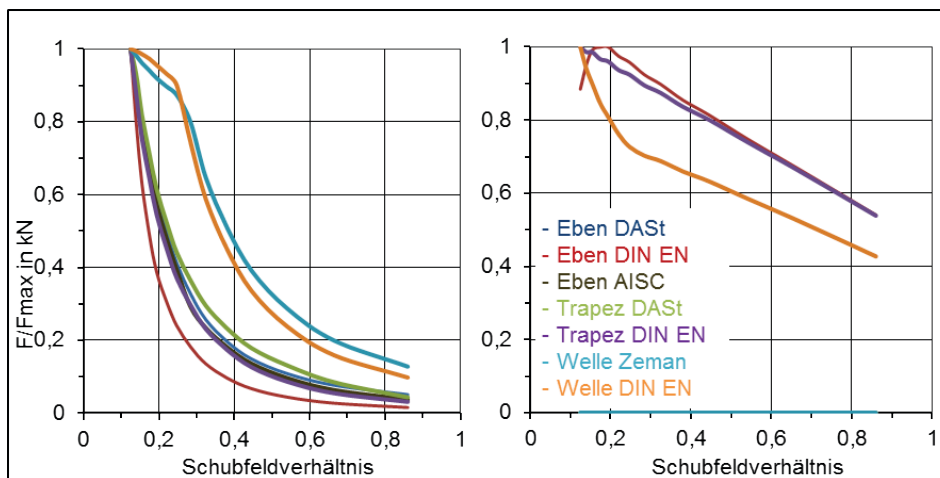


Abbildung D-23: Einfluss des Schubfeldverhältnisses auf Steganteil (li.) und Flanschanteil (re.) der Traglast der Parameteranalyse 7

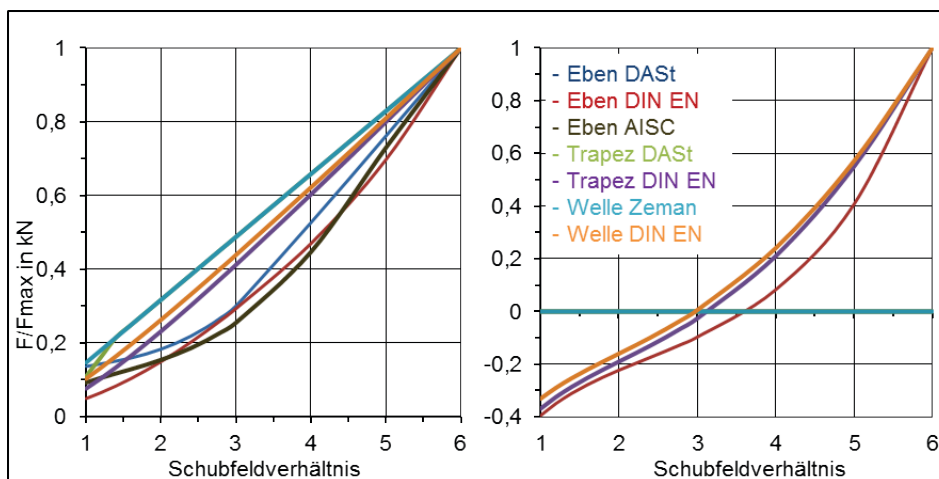


Abbildung D-24: Einfluss des Schubfeldverhältnisses auf Steganteil (li.) und Flanschanteil (re.) der Traglast der Parameteranalyse 8

D.9 Ergänzung zu 5.3.3 – Parameteranalyse Strukturgeometrie

Tabelle D-17: Krit. Beullasten für strukturierte Träger (in kN) aus Simulation, Versuch und Berechnung

Bezeichnung	Material	F_{FEM}	F_{Exp}	F_{DAST}	F_{DIN}	F_{AISC}
2_0.5_0_33_WW	DC04	39,28	33,62	5,66	24,87	3,59
2_0.5_0_33_WW	DC01	43,60	-	7,18	28,68	4,55
2_0.5_90_33_WW	DC04	44,69	49,79	5,66	24,87	3,59
2_0.5_90_33_WW	DC01	49,27	-	7,18	28,68	4,55
1_1.0_90_33	DC01	27,44	29,84	7,18	28,68	4,55
1_1.0_0_33	DC01	28,52	28,58	7,18	28,68	4,55
2_0.5_90_33_StS	DC04	38,46	40,13	5,66	24,87	3,59
2_0.5_90_33_StS	DC01	36,35	-	7,18	28,68	4,55
2_0.5_45_33_WW	DC04	38,29	46,39	5,66	24,87	3,59
2_0.5_45_33_WW	DC01	40,64	-	7,18	28,68	4,55
2_0.5_90_51_WW	DC04	45,94	51,99	5,66	24,87	3,59
2_0.5_90_51_WW	DC01	42,89	-	7,18	28,68	4,55
1_1.0_45_33	DC01	23,82	-	7,18	28,68	4,55
2_0.5_0_33_StS	DC01	30,31	-	7,18	28,68	4,55
2_0.5_0_51_WW	DC01	33,32	-	7,18	28,68	4,55
2_0.5_45_51_WW	DC01	30,03	-	7,18	28,68	4,55
2_0.5_0_51_StS	DC01	29,00	-	7,18	28,68	4,55
2_0.5_45_51_StS	DC01	30,63	-	7,18	28,68	4,55
2_0.5_90_51_StS	DC01	30,78	-	7,18	28,68	4,55
1_1.0_0_51	DC01	23,81	-	7,18	28,68	4,55
1_1.0_45_51	DC01	21,56	-	7,18	28,68	4,55
1_1.0_90_51	DC01	26,30	-	7,18	28,68	4,55
2_0.5_0_33_WW_6.0	DC01	38,67	-	7,18	28,68	4,55
2_0.5_0_33_WW_6.0	DC04	36,79	-	5,66	24,87	3,59
1_1.0_0_33_6.0	DC01	20,33	-	7,18	28,68	4,55
2_0.5_45_33_StS	DC01	40,33	-	7,18	28,68	4,55

Tabelle D-18: Traglasten für strukturierte Träger (in kN) aus Simulation, Versuch und Berechnung

Bezeichnung	Material	F _{FEM}	F _{Exp}	F _{DAST}	F _{DIN}	F _{AISC}
2_0.5_0_33_WW	DC04	87,67	89,21	68,65	55,93	47,74
2_0.5_0_33_WW	DC01	92,99	-	72,91	60,70	51,70
2_0.5_90_33_WW	DC04	86,63	89,76	68,65	55,93	47,74
2_0.5_90_33_WW	DC01	94,92	-	72,91	60,70	51,70
1_1.0_90_33	DC01	92,02	95,62	72,91	60,70	51,70
1_1.0_0_33	DC01	91,89	96,62	72,91	60,70	51,70
2_0.5_90_33_StS	DC04	83,09	91,83	68,65	55,93	47,74
2_0.5_90_33_StS	DC01	88,73	-	72,91	60,70	51,70
2_0.5_45_33_WW	DC04	86,36	89,98	68,65	55,93	47,74
2_0.5_45_33_WW	DC01	92,39	-	68,65	55,93	47,74
2_0.5_90_51_WW	DC04	81,75	86,67	68,65	55,93	47,74
2_0.5_90_51_WW	DC01	87,13	-	72,91	60,70	51,70
1_1.0_45_33	DC01	91,38	-	72,91	60,70	51,70
2_0.5_45_33_StS	DC01	-	-	72,91	60,70	51,70
2_0.5_0_51_WW	DC01	87,30	-	72,91	60,70	51,70
2_0.5_45_51_WW	DC01	87,13	-	72,91	60,70	51,70
2_0.5_0_51_StS	DC01	-	-	72,91	60,70	51,70
2_0.5_45_51_StS	DC01	-	-	72,91	60,70	51,70
2_0.5_90_51_StS	DC01	-	-	72,91	60,70	51,70
1_1.0_0_51	DC01	93,06	-	72,91	60,70	51,70
1_1.0_45_51	DC01	92,24	-	72,91	60,70	51,70
1_1.0_90_51	DC01	89,22	-	72,91	60,70	51,70
2_0.5_0_33_WW_6.0	DC01	85,58	-	72,91	60,70	51,70
2_0.5_0_33_WW_6.0	DC04	81,35	-	72,91	60,70	51,70
1_1.0_0_33_6.0	DC01	78,35	-	72,91	60,70	51,70
2_0.5_45_33_StS	DC01	-	-	72,91	60,70	51,70

D.10 Ergänzung zu 6 – Schlussfolgerungen zum Einsatz strukturierter Bleche

Tabelle D-19: Neue Berechnungswerte (in kN) mit Implementierung neuer Rechenansätze

Bezeichnung	Material	F _{DAST_neu}	F _{DIN_neu}	F _{AISC_neu}	F _{DAST}	F _{DIN}	F _{AISC}
2_0.5_0_33_WW	DC04	70,14	48,49	58,65	68,65	55,93	47,74
2_0.5_0_33_WW	DC01	74,26	52,41	64,29	72,91	60,70	51,70
2_0.5_90_33_WW	DC04	65,95	48,49	58,65	68,65	55,93	47,74
2_0.5_90_33_WW	DC01	69,36	52,41	64,29	72,91	60,70	51,70
1_1.0_90_33	DC01	69,36	52,41	64,29	72,91	60,70	51,70
1_1.0_0_33	DC01	69,36	52,41	64,29	72,91	60,70	51,70
2_0.5_90_33_StS	DC04	65,95	48,49	58,65	68,65	55,93	47,74
2_0.5_90_33_StS	DC01	69,36	52,41	64,29	72,91	60,70	51,70
2_0.5_45_33_WW	DC04	65,95	48,49	58,65	68,65	55,93	47,74
2_0.5_45_33_WW	DC01	69,36	52,41	64,29	68,65	55,93	47,74
2_0.5_90_51_WW	DC04	65,95	48,49	58,65	68,65	55,93	47,74
2_0.5_90_51_WW	DC01	69,36	52,41	64,29	72,91	60,70	51,70
1_1.0_45_33	DC01	69,36	52,41	64,29	72,91	60,70	51,70
2_0.5_45_33_StS	DC01	69,36	52,41	64,29	72,91	60,70	51,70
2_0.5_0_51_WW	DC01	69,36	52,41	64,29	72,91	60,70	51,70
2_0.5_45_51_WW	DC01	69,36	52,41	64,29	72,91	60,70	51,70
2_0.5_0_51_StS	DC01	69,36	52,41	64,29	72,91	60,70	51,70
2_0.5_45_51_StS	DC01	69,36	52,41	64,29	72,91	60,70	51,70
2_0.5_90_51_StS	DC01	69,36	52,41	64,29	72,91	60,70	51,70
1_1.0_0_51	DC01	69,36	52,41	64,29	72,91	60,70	51,70
1_1.0_45_51	DC01	69,36	52,41	64,29	72,91	60,70	51,70
1_1.0_90_51	DC01	69,36	52,41	64,29	72,91	60,70	51,70
2_0.5_0_33_WW_6.0	DC01	69,36	52,41	64,29	72,91	60,70	51,70
1_1.0_0_33_6.0	DC01	69,36	52,41	64,29	72,91	60,70	51,70
2_0.5_45_33_StS	DC01	69,36	52,41	64,29	72,91	60,70	51,70