

Einfluss auf das Beulverhalten längsversteifter Platten unter biaxialer Beanspruchung und exzentrischer Lasteinleitung aus unterschiedlichen Verschublagertypen

Nadine Bettina Melanie Thomas

Vollständiger Abdruck der von der TUM School of Engineering and Design der Technischen Universität München zur Erlangung des akademischen Grades einer Doktorin der Ingenieurwissenschaften genehmigten Dissertation.

Vorsitz: Prof. Dr.-Ing. Oliver Fischer

Prüfer*innen der Dissertation:

1. Prof. Dr.-Ing. Martin Mensinger
2. Prof. Dr.-Ing. Ulrike Kuhlmann
3. Prof. Dr.-Ing. Thomas Ummenhofer

Die Dissertation wurde am 09.06.2022 bei der Technischen Universität München eingereicht und durch die TUM School of Engineering and Design am 23.01.2023 angenommen.

Oft ist es notwendig einen Schritt zurückzugehen,
um das Licht am Horizont zu erkennen.

(Suet Kwan Koh, Malaysia)

Vorwort und Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftliche Mitarbeiterin am Lehrstuhl für Metallbau der Technischen Universität München. Mein ganz besonderer Dank gilt Herrn Professor Martin Mensinger, Leiter des Lehrstuhls, für die Ermöglichung und Förderung meiner Arbeit, das entgegengebrachte Vertrauen während meiner Zeit am Lehrstuhl sowie die zahlreichen Anregungen, fachlichen Diskussionen und der Übernahme des Hauptberichtes. Ebenso möchte ich mich für das vielschichtige Verständnis und die freundschaftliche Atmosphäre bedanken, die sich während der Zusammenarbeit entwickelte.

Frau Professor Ulrike Kuhlmann danke ich sowohl für die Übernahme des Hauptberichtes als auch für die Unterstützung des Forschungsprojektes AiF Nr.: 20455 [58] als Forschungsstelle 1 und der damit verbundenen Diskussionen im Rahmen mehrerer Sitzungen und Vorbereitungen darauf. Danke, dass Sie sich trotz Ihres vollen Terminkalenders immer die Zeit genommen haben mir fachliches Feedback zu geben.

Ein weiterer Dank gilt Herrn Professor Thomas Ummerhofer für die spontane Übernahme des dritten Hauptberichtes. Ich schätze es sehr, dass Sie mir so schnell zugesagt haben.

Mit aller Hochachtung möchte ich mich bei Herrn Professor Lehner bedanken, der leider Anfang dieses Jahres verstarb. Bis zuletzt engagierte er sich mit großem Interesse an der vorliegenden Arbeit und gab mir wertvolle Anregungen.

Ebenso bedanke ich mich von ganzem Herzen bei meinen Kolleg*innen des Lehrstuhls für Metallbau für die schöne gemeinsame Zeit, für die Zusammenarbeit und für das freundschaftliche Verhältnis. Insbesondere möchte ich hier Herrn Joseph Ndogmo, Herrn Mathias Rengstl und Frau Christina Radlbeck namentlich erwähnen. Danke, dass ich mich Tag und Nacht melden durfte und ihr für mich fachlich und privat immer ein offenes Ohr hattet und habt.

Einen weiteren Dank gebe ich an meine studentischen Hilfskräfte, Masteranten und Bacheloranten, die alle durch ihr Engagement im Rahmen ihrer Arbeiten zu den Projekten [32] und [58] zu dem erfolgreichen Abschluss dieser Arbeit beigetragen haben. Mein besonderer Dank gilt hierbei Herrn Enea Tallushi für seinen durchgehend herausragenden Einsatz als studentische Hilfskraft im Rahmen beider Forschungsprojekte und seiner Masterarbeit [44] 2021.

Ein besonderer Dank gilt den Mitarbeitern der Materialprüfanstalt, für die konstruktive und tatkräftige Unterstützung bei der Vorbereitung und Durchführung der Versuche sowie dem Lehrstuhl für Geodäsie für die Durchführung der 3D Scans im Rahmen der experimentellen Untersuchungen. Hier bedanke ich mich insbesondere bei den Kollegen der Meyer Jens Halle, Armin Lachmann, Klaus Zentner und Michi Schulte Wrede, die trotz hoher Auslastung und geringer Mannschaftsstärke für mich immer mit vollem Einsatz da waren und sind.

Dem Ausschuss für industrielle Forschung (AiF) und dem deutschen Ausschuss für Stahlbau (DASt) gilt mein Dank für das Interesse an dem Forschungsprojekt [58] und die finanzielle Unterstützung für die experimentellen und theoretischen Untersuchungen. Hier sei auch der Autobahndirektion Nordbayern gedankt, ohne deren vorhergehendes Forschungsprojekt [32] zum Ersatzneubau der Talbrücke Thulba, der Parameterbereich für die experimentellen Untersuchungen deutlich niedriger ausgefallen wäre. Gleichzeitig möchte ich mich bei allen Teilnehmer*innen des projektbegleitenden Ausschusses im Rahmen der Sitzungen der Fachgemeinschaft Brückenbau des bauforumstahls, als auch bei den Teilnehmern der zusätzlich organisierten Sitzungen der Expert*innen für die gute Zusammenarbeit und die fachlichen Diskussionen bedanken. Weiterhin möchte ich mich bei den Firmen Max Bögl Stahl- und Anlagenbau GmbH & Co. KG, Plauen Stahl Technologie, MCE GmbH, SEH Eiffage und ZSB Zwickauer Sonderstahlbau GmbH für die Fertigung der Versuchskörper bedanken.

An dieser Stelle möchte ich mich besonders bei Herrn Professor Othmar Springer bedanken, der mich von Beginn an dazu ermutigte den akademischen Weg zu wählen und mich im Rahmen dieser Arbeit als Mentor unterstützte. Durch ihn fand ich die Begeisterung am Stahlbau und lernte komplexe Problemstellungen auf einfache Fälle zurückzuführen und somit stets das Wesentliche im Blick zu behalten.

Vielen Dank an meine Freunde, die mich in meinen privaten Situationen stets unterstützen und mir dadurch Halt und Kraft geben. Danke auch an diejenigen, die sich in letzter Sekunde noch kurzfristig als Lektoren einsetzen ließen. Ein ganz besonderer und aufrichtiger Dank gilt meinem Lebensgefährten Moritz Thomas für die stetige Motivation und die Zusprache sowie den Glauben an mich und meiner Familie für ihre Liebe.

Nadine Thomas

München, 08.06.2022

Kurzfassung

Stahl- und Stahlverbundbrückenbau werden häufig im Taktschiebeverfahren errichtet. Bei diesem Bauverfahren tritt jeweils am Pfeiler mit freier Auskragung des Überbaus eine hohe Momentenbeanspruchung und zeitgleich die größte Querdruckbeanspruchung aus der Auflagerreaktion auf. Demzufolge existiert ein bi-axialer Spannungszustand im Brückenüberbau über dem Verschublager dieses Pfeilers. Die Belastung ist, infolge der freien Auskragung, häufig größer als im Endzustand und daher für den Nachweis gegen Beulen meist maßgebend. Der Querschnitt ist in den meisten Fällen als Hohlkasten ausgeführt, dessen Stegbleche durch Längssteifen verstärkt werden. Ein wichtiges Detail ist an dieser Stelle die Lasteinleitung aus dem Verschublager, da dieses durch seine Freiheitsgrade, Lasteinleitungslänge, Steifigkeit und Zentrierbarkeit den Nachweis signifikant beeinflussen kann.

Diese Arbeit hat daher zum Ziel, den Einfluss verschiedener Versuchs-systeme auf das Tragverhalten von längsversteiften Beulfeldern unter bi-axialen Druckspannungen umfassend zu untersuchen. Insbesondere wurden die Untersuchungen auf die exzentrische Lasteinleitung in Brückenquerrichtung und die unterschiedlichen Freiheitsgrade der existierenden Verschublager-typen fokussiert, da diese Parameter signifikanten Einfluss auf den Beulnachweis haben können. Dazu wurden im ersten Schritt experimentelle Untersuchungen an großmaßstäblichen Versuchskörpern unter bi-axialen Beanspruchungen durchgeführt. Die Untersuchungen erfolgten im Rahmen von zwei Forschungsprojekten, die aufeinander aufbauten und gemeinsam eine durchgängige Parameteruntersuchung an 12 Versuchskörper ermöglichen. Für das erste Forschungsprojekt wurde der Lehrstuhl für Metallbau der Technischen Universität München von der Autobahndirektion Nordbayern anlässlich des Ersatzneubaus der Talbrücke Thulba beauftragt sechs experimentelle Untersuchungen durchzuführen [32]. Anschließend erfolgten sechs weitere Versuche im Rahmen des Forschungsprojektes der AiF mit der IGF Nr.: 20455 [58]. Für die Realisierung der Versuche wurde eigens ein Versuchsstand entwickelt. Infolge der Versuchsdurchführung und –auswertung wurde ein numerisches Modell auf Grundlage der Finite-Elemente-Methode (FEM) anhand der Ergebnisse validiert.

Das verifizierte Modell bietet die Möglichkeit den Parameterbereich beliebig zu erweitern. Dies ermöglicht eine allgemeine Aussage zum vorhandenen Sicherheitsniveau des existierenden Beulnachweis nach der Methode der reduzierten Spannungen nach DIN EN 1993-1-5 [1] unter Berücksichtigung auftretender Exzentrizitäten aus der Lasteinleitung während dem Vers Schub mit unterschiedlichen Verschublager-typen. Basierend auf den gewonnenen Erkenntnissen wird

ein Exzentrizitätsbeiwert Ω in das bestehende Nachweisformat nach der Methode der reduzierten Spannungen nach [1] eingeführt. Dieser ermöglicht eine Bemessung mit Berücksichtigung einer exzentrischen Lasteinleitung in Querrichtung. Gleichzeitig kann durch die Berücksichtigung der Randbedingungen eine wirtschaftlichere Ausnutzung der Bauteile bei kleinen Exzentrizitäten als bisher erzielt werden.

Abstract

Steel and steel composite bridges are often built using incremental launching. During this construction method, the highest bending moment and transverse force occur at the last pier with free cantilever of the superstructure. Consequently, this results in a biaxial stress state in the cross section above the launching bearing at this pier. As a result of the free cantilever, this load is often greater than in the final state and is therefore usually decisive for the buckling verification. In most cases, the cross-section is designed as a hollow box section whose webs are stiffened using longitudinal stiffeners. An important factor is the load introduction from the launching bearings, since they can significantly influence the buckling verification due to their degrees of freedom, load introduction length, stiffness and centering.

Therefore, this work investigates the influence from different launching bearings on the buckling behavior of longitudinally stiffened plates under biaxial stresses. In particular, the investigation of the eccentric load introduction in transverse direction of the panels and the different degrees of freedom of the bearing types is focused, since these parameters can have a dominating effect on the buckling verification. For this purpose, experimental investigations on large-scale specimens under biaxial compression are carried out in a first step. The investigations are carried out as part of two research projects, which allow a continuous parameter investigation on 12 specimens, based on each other. For the first research project, the Chair of Metal Construction from the Technical University of Munich was commissioned by the Autobahndirektion Nordbayern to carry out 6 experimental investigations on the occasion of the replacement of the Thulba viaduct [31]. Subsequently, 6 further tests were carried out within the framework of the research project of the AiF with the IGF No.: 20455 [58]. A test setup was specially developed for the realization of this tests. As a result of the experimental execution and evaluation, a numerical model based on the finite element method is validated on the basis of the test results. The verified model offers the possibility to extend the parameter range. This allows a general statement on the existing safety level of the current design of the buckling check based on the reduced stress method according to DIN EN 1993-1-5, taking into account eccentricities that occurs from the load introduction during the launching using different bearing types. Based on the findings, an eccentricity coefficient Ω is introduced into the existing verification format according to the reduced stress method of [1]. This allows a design with consideration of an eccentric load introduction in the transverse direction. At the same time, by considering the boundary conditions, a more economical utilization of the components with small eccentricities than before can be achieved.

Inhaltsverzeichnis

Vorwort und Danksagung	I
Kurzfassung	III
Abstract	V
Inhaltsverzeichnis	VI
Bezeichnungen	XI
Abbildungsverzeichnis	XIII
Tabellenverzeichnis	XIII

Hauptteil

1. Einleitung.....	1
1.1 Überblick.....	1
1.2 Motivation.....	1
1.3 Zielsetzung und Abgrenzung.....	1
1.4 Gliederung.....	2
2. Hintergründe zum Beulnachweis	3
2.1 Überblick.....	3
2.2 Stabilitätsverhalten in Abhängigkeit der Belastung	3
2.2.1 Beulverhalten infolge Längsspannung.....	3
2.2.2 Beulverhalten infolge örtlicher Lasteinleitung.....	4
2.2.3 Stabilitätsverhalten infolge exzentrischer Lasteinleitung	5
2.3 Beulnachweis nach DIN EN 1993-1-5, Abschnitt 10 [1]	6
3. Hintergründe zur Verschiebungssituation	11
3.1 Überblick.....	11
3.2 Taktschiebeverfahren.....	11
3.3 Verschiebungslager.....	13
3.3.1 Verschiebung mit Wippen	14
3.3.2 Verschiebung mit hydraulischen Lagern.....	15

4.	Experimentelle Untersuchungen	17
4.1	Überblick.....	17
4.2	Versuchsaufbau	17
4.3	Versuchsdurchführung.....	19
4.4	Lasteinleitung der Querkraft	20
4.5	Abmessungen der Versuchskörper	22
4.6	Messtechnik.....	24
4.6.1	Messung der Längs- und Querkraft	24
4.6.2	Messung der Dehnungen.....	25
4.6.3	Messung der Verformungen.....	26
4.6.4	Messung der geometrischen Imperfektionen	28
4.7	Material	29
4.8	Versuchsergebnisse.....	31
4.8.1	Auswertung der maximalen Belastung	31
4.8.2	Auswertung der Dehnungen.....	34
4.8.3	Auswertung der Verformungen.....	34
4.8.4	Auswertung der geometrischen Fertigungsimperfektionen	38
5.	Numerische Untersuchungen an Lasteinleitungssystemen.....	45
5.1	Überblick.....	45
5.1.1	Geometrie	45
5.1.2	Elementierung/Elementauswahl	46
5.1.3	Imperfektionen	46
5.1.4	Randbedingungen	48
5.1.5	Kontakte	51
5.1.6	Material	51
5.1.7	Berechnungssteuerung	52
5.2	Versuchsnachrechnung und Validierung des numerischen Modells	54
5.3	Numerische Parameterstudie an Lasteinleitungssystemen	57

5.3.1	Überblick.....	57
5.3.2	Numerisches Modell.....	57
5.3.3	Imperfektionen.....	57
5.3.4	Randbedingungen.....	58
5.3.5	Material.....	59
5.3.6	Gewählter Parameterbereich.....	59
5.3.7	Ergebnisse der Parameterstudie.....	62
5.4	Diskussion der Ergebnisse der Parameteruntersuchung.....	70
5.4.1	Einfluss des Abstandes s der Lasteinleitung und des Freiheitsgrades φ_x	70
5.4.2	Einfluss der bezogenen Steifigkeit γ der Längssteifen.....	72
5.4.3	Einfluss der geometrischen Ersatzimperfektion i	73
5.4.4	Einfluss der Stegblechdicke t_w	73
5.4.5	Einfluss der Flanschdicke t_f	74
5.4.6	Einfluss der Knicklänge des unteren Einzelfeldes.....	75
5.4.7	Überlegungen zu Modell M2.....	76
5.5	Zusammenfassung.....	79
6.	Vergleich mit dem aktuellen Beulnachweis.....	81
6.1	Überblick.....	81
6.2	Verfahren mit exzentrischer Lasteinleitung.....	81
6.3	Ergebnisse mit exzentrischer Lasteinleitung.....	89
6.4	Verfahren mit zentrischer Lasteinleitung.....	91
6.5	Ergebnisse mit zentrischer Lasteinleitung.....	92
6.6	Diskussion der Ergebnisse.....	94
6.6.1	Richtungstreue der Lasteinleitung.....	94
6.6.2	Richtung der Ersatzimperfektion.....	95
6.6.3	Randbedingung des unteren Einzelfeldes.....	96
6.6.4	Schlankheitsgrad $\bar{\lambda}$ für Biegeknicken der Steife.....	98
6.6.5	Mindeststeifigkeit γ der Längssteife.....	99

6.7	Anwendbarkeit des Beulnachweises mit exzentrischer Lasteinleitung	100
7.	Berücksichtigung einer exzentrischen Lasteinleitung im Beulnachweis	103
7.1	Überblick.....	103
7.2	Beulnachweis mit Berücksichtigung einer exzentrischen Lasteinleitung.....	103
7.3	Erläuterungen zum Exzentrizitätsbeiwert Ω	104
7.4	Bestimmung des Momentenanteils im Stegblech.....	106
7.5	Vergleich der Ergebnisse mit Navier`scher Randbedingung	108
7.6	Regressionsanalyse zur Bestimmung des Korrekturwerts K	110
7.7	Ergebnisse der Regressionsanalyse	112
7.8	Vorschlag zur Berücksichtigung der exzentrischen Lasteinleitung	116
8.	Zusammenfassung	119
9.	Ausblick.....	121
	Literaturverzeichnis	123

Anhang

Anhang A	Prüfstand	130
Anhang B	Bilder der Versuchskörper	137
Anhang C	Numerische Untersuchungen	143
Anhang D	Nachrechnung der Versuche	150
Anhang E	Parameteranalyse Modellübersicht	152
Anhang F	Ergebnisse der Parameteranalyse	164
	Systemvergleich M1 – M2	188
	Vergleiche M1-III-950-GF mit M2-III-2000-GF	188
	Vergleiche M1-III-950-EF mit M2-III-2000-EF	188
	Vergleiche der Lasteinleitungslänge c	189
	Vergleiche M1-III-750-GF mit M1-III-950-GF	189
	Vergleiche M1-III-750-EF mit M1-III-950-EF	190
	Vergleiche M2-III-2000-GF mit M2-III-3000-GF	191
	Vergleiche M2-III-2000-EF mit M2-III-3000-EF	191
	Vergleiche der bezogenen Steifigkeit γ	192
	Vergleiche M1-II-950-GF mit M1-III-950-GF	192
	Vergleiche M2-II-2000-GF mit M2-III-2000-GF	192
	Vergleiche M1-II-950-EF mit M1-III-950-EF	193
	Vergleiche M2-II-2000-EF mit M2-III-2000-EF	193
Anhang G	Vergleiche der Ansätze mit der Methode der reduzierten Spannungen nach DIN EN 1993-1-5	194
Anhang H	Ergebnisse der Regressionsanalyse	215
Anhang I	Numerische Untersuchungen am Elastomerlager	221

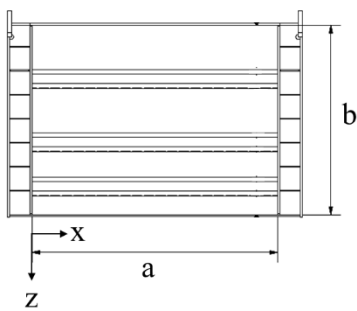
Bezeichnungen

Nachfolgend werden die wichtigsten in dieser Arbeit verwendeten Formelzeichen und Definitionen angegeben. Weitere Variablen werden bei ihrer erstmaligen Verwendung erläutert.

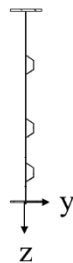
Koordinaten und Bezugspunkte

- x Längsrichtung in Blechebene
- y Querrichtung aus Blechebene
- z Querrichtung in Blechebene

Plattengeometrie



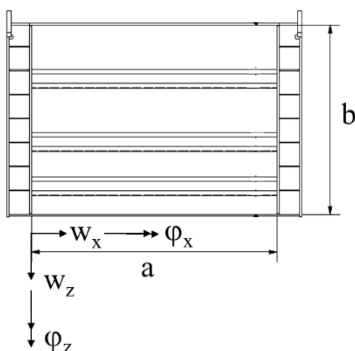
Querschnitt



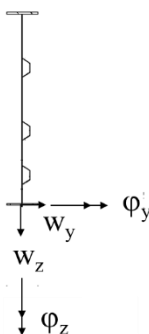
Verformungsgrößen

- w_x Verformung in der Ebene x - Richtung
- w_y Verformung aus der Ebene y - Richtung
- w_z Verformung in der Ebene in z - Richtung
- φ_x Verdrehung um die x - Achse
- φ_y Verdrehung um die y - Achse
- φ_z Verdrehung um die z - Achse

Plattengeometrie



Querschnitt

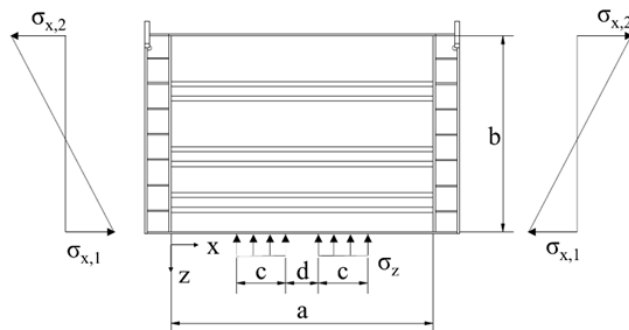


Querschnittskennwerte und Abmessungen

- a Beulfeldlänge
- b Beulfeldhöhe
- c Lasteinleitungslänge
- d Abstand der Lasteinleitungsträger, wenn $n > 1$
- n Anzahl der Vers Schubträger

Lastgrößen

- F₁ Traglast in x – Richtung aus dem Versuch und FEM
- F₂ Traglast in z – Richtung aus dem Versuch und FEM



- $\sigma_{x,1}$ Längsspannungen bei $z = 0$
- $\sigma_{x,2}$ Längsspannungen bei $z = b$
- σ_z Querspannungen bei $z = 0$
- $\sigma_{z,grenz}$ maximal möglicher Bemessungswert der Spannung $\sigma_{z,Ed}$ zur Einhaltung der Bedingung Gl.10.5 [1] = 1,0
- $\sigma_{z,FEM}$ ermittelte Spannung aus der Traglast des numerischen Modells

Werkstoffkennwerte

- E Elastizitätsmodul
- f_y Streckgrenze des Stahls

Abkürzungen

- EF Einzelfeldbeulen
- GF Gesamtfeldbeulen

Sonstige Kennwerte

- $\bar{\lambda}_p$ Beulschlankheitsgrad des Blechfeldes
- γ bezogene Steifigkeit der Längssteife

Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1-1:	Messung an der Talbrücke Thulba, September 2021	2
Abbildung 2-1:	Belastung und Membranwirkung infolge Verformung der Platten [20]	3
Abbildung 2-2:	Versagensmechanismen von Platten [20]	4
Abbildung 2-3:	Versagensmechanismen von Platten mit lokaler Lasteinleitung [19]	5
Abbildung 2-4:	Schnittgrößen durch exzentrische Lasteinleitung am Stabwerksmodell.....	6
Abbildung 2-5:	Flussdiagramm zur Anwendung der DIN EN 1993-1-5 Abschnitt 10 [1]	8
Abbildung 3-1:	Schematische Darstellung eines Einschubs (Talbrücke Thulba 2021)	11
Abbildung 3-2:	Belastung über dem Verschlager und im Querschnitt [8]	12
Abbildung 3-3:	Verschlager mit Seitenführung; Talbrücke Thulba (links), Gottleubatalbrücke (rechts) (2021)	13
Abbildung 3-4:	Überblick der entstehenden Exzentrizitäten am Verschlager.....	14
Abbildung 3-5:	Verschubwippe (links: Skizze, rechts Hydrauliklager der Fa. Max Bögl)	15
Abbildung 3-6:	Hydraulisches Verschlager (links: Skizze, rechts Hydrauliklager der Fa. Max Bögl)	16
Abbildung 4-1:	Versuchsstand mit Abmessungen und Belastung	18
Abbildung 4-2:	Versuchsstand	19
Abbildung 4-3:	schematische Darstellung der Belastung	20
Abbildung 4-4:	allgemeine Darstellung der Lasteinleitung	21
Abbildung 4-5:	Schienenkonstruktion zur Halterung des Lasteinleitungsträgers	21
Abbildung 4-6:	Krafteinleitung in Querrichtung	22
Abbildung 4-7:	Geometrie und Belastung der Prüfkörper	23
Abbildung 4-8:	Position der Messtechnik am Prüfstand	24
Abbildung 4-9:	Position der Dehnmessstreifen auf der Oberseite	25
Abbildung 4-10:	Position der Dehnmessstreifen auf der Unterseite	26
Abbildung 4 11:	Position der Wegaufnehmer, DMS, Kraftmessdosen am Prüfstand	27
Abbildung 4-12:	Position der Wegaufnehmer am Versuchskörper.....	28

Abbildung 4-13:	Positionen der Referenzmessstellen	29
Abbildung 4-14:	Bezeichnung der Hebelarme zur linearen Schnittgrößen- und Spannungsberechnung	32
Abbildung 4-15:	Richtungsdefinition der Rosetten	33
Abbildung 4-16:	Scan der Verformung im Endzustand V1-V6 und D1-D6	37
Abbildung 4-17:	Beispiel eines Nulllagenscans	38
Abbildung 4-18:	Herstelltoleranzen nach DIN EN 1090-2 für ausgesteifte Bleche [25]	39
Abbildung 4-19:	Imperfektionen nach DIN EN 1993-1-5, Abschnitt 9.2.1 [1]	40
Abbildung 4-20:	Ersatzimperfektionen nach DIN EN 1993-1-5 Anhang C [1]	40
Abbildung 4-21:	Nulllagenscans V1-V6 und D1-D6	43
Abbildung 5-1:	Ansatz der Imperfektion zur Nachrechnung der Versuche	47
Abbildung 5-2:	Lage der externen Punkte und deren Kopplung	48
Abbildung 5-3:	Modellierung der Lasteinleitung mit Kalottenlager	49
Abbildung 5-4:	Modellierung der Lasteinleitung mit Kipplager	49
Abbildung 5-5:	Funktionsprinzip der Kontaktsteifigkeit bei ANSYS Workbench [45]	50
Abbildung 5-6:	bilineare Materialkurve	51
Abbildung 5-7:	Verfahren zur Lösung nichtlinearer Gleichungssysteme [52]	52
Abbildung 5-8:	Schienenkonstruktion mit Markierung der möglichen Kippung	54
Abbildung 5-9:	Parameterbezeichnungen an der Plattengeometrie	58
Abbildung 5-10:	Einfluss des Freiheitsgrades φ_x bei GF (links) und EF (rechts)	62
Abbildung 5-11:	Einfluss des Abstands s auf die Traglast	63
Abbildung 5-12:	Einfluss des Spannungsverhältnisses β auf die Traglast	64
Abbildung 5-13:	Einfluss der bezogenen Steifigkeit γ der Trapezsteifen	64
Abbildung 5-14:	Auswirkung auf die Traglast durch Imperfektion i	65
Abbildung 5-15:	Variation der Stegblechdicke t_w ohne Längssteifen	66
Abbildung 5-16:	Variation der Flanschdicke bei einer Stegblechdicke $t_w = 8$ mm....	67
Abbildung 5-17:	Variation der Flanschdicke bei einer Stegblechdicke $t_w = 20$ mm ..	67
Abbildung 5-18:	Einfluss der Lasteinleitungslänge c bei M1 und M2	68
Abbildung 5-19:	Einfluss des Steifenabstandes b_1	69
Abbildung 5-20:	Variation des Abstandes s ; Modell M1-750-GF-s-300-7,5(-)-1-25- 8-30	69
Abbildung 5-21:	Rotation und resultierende Schnittgrößen am Kalottenlager	70

Abbildung 5-22:	Rotation und resultierende Schnittgrößen am Kalottenlager mit exzentrischer Lasteinleitung	70
Abbildung 5-23:	Einfluss der Lastexzentrizität e bei unterschiedlich hohen Steifen für $+e$ links und $-e$ rechts	71
Abbildung 5-24:	Knicklängen in Abhängigkeit der Imperfektion i	72
Abbildung 5-25:	Biegung des Stegbleches infolge exzentrischer Belastung $+e$ links und $-e$ rechts	73
Abbildung 5-26:	Spannungsverteilung bei gleicher Exzentrizität und variierender Stegblechdicke	73
Abbildung 5-27:	Ersatzsystem für den Flansch zur Bestimmung der Torsionssteifigkeit des Flansches	74
Abbildung 5-28:	Verdrehung des Flansches bei sehr weichem Elastomer	76
Abbildung 5-29:	Reduzierung der Lastexzentrizität e infolge einer trapezförmigen Spannungsverteilung	77
Abbildung 5-30:	Verlauf der eingetragenen Exzentrizität e und der Zunahme von e^2	77
Abbildung 5-31:	Torsionswiderstand der einzelnen Bauteile	78
Abbildung 5-32:	Momentenverteilung infolge unterschiedlich steifer Bauteile	78
Abbildung 6-1:	Flussdiagramm für den Beulnachweis nach [1]	84
Abbildung 6-2:	Belastungsschema für Einzelfeldnachweis	85
Abbildung 6-3:	Längssteife mit Stich der Vorverformung nach [9].....	87
Abbildung 6-4:	Bezeichnungen der Spannungen	87
Abbildung 6-5:	Vergleiche der FEM Ergebnisse mit der Methode der reduzierten Spannungen und Ansätzen 1-4	90
Abbildung 6-6:	Bemessungswerte der Spannungen mit MRS (FEM) und MRS (1)	92
Abbildung 6-7:	Ergebnisse mit zentrischer Lasteinleitung und Navier'scher Lagerung bei Gesamtfeldbeulen	93
Abbildung 6-8:	Ergebnisse mit zentrischer Lasteinleitung und Navier'scher Lagerung bei Einzelfeldbeulen	94
Abbildung 6-9:	Vergleiche der Lasteinleitung für Modell M2 (a)) und Modell M1 (b))	95
Abbildung 6-10:	Verdrehung der Steife und Imperfektion für Gesamtfeldbeulen (links) und Einzelfeldbeulen (rechts)	96
Abbildung 6-11:	Zweistabsystem mit Verschiebungsfeder [16]	97

Abbildung 6-12:	Abhängigkeit der Knickspannung vom Schlankheitsgrad λ [57]	99
Abbildung 6-13:	Knicklänge des Einzelfeldes in Abhängigkeit der Nachgiebigkeit der Längssteife	100
Abbildung 7-1:	Stabsystem zu Beschreibung der Einwirkenden Kräfte	105
Abbildung 7-2:	Momentverlauf $M_{x,p}$	105
Abbildung 7-3:	Ersatzsystem zur Berechnung der Steifigkeitsverhältnisse bei $M_{x,p,max}$	107
Abbildung 7-4:	Ersatzsystem zur Bestimmung der Drehfeder k_w	107
Abbildung 7-5:	Übereinstimmung der Ergebnisse mit Navier'scher Lagerung	109
Abbildung 7-6:	Darstellung des Korrekturwerts K	110
Abbildung 7-7:	Streuung der Ergebnisse M1-III-950-GF ohne Parameterselektion .	112
Abbildung 7-8:	Selektion der Ergebnisse M1-III-950-GF	112
Abbildung 7-9:	Regressionsanalyse mit $MRS(1_B)$	115
Abbildung 7-10:	Ergebnisse der Regressionsanalyse für M1-III-950-GF	115
Abbildung 7-11:	Ergebnisse M1-III-950-GF-310-500-(min+/-8)-1-16-20-50	116

Tabellenverzeichnis

Tabelle 3-1:	Zusammensetzung der entstehenden Exzentrizitäten am Verschublager	14
Tabelle 4-1:	allgemeine geometrische Abmessungen	23
Tabelle 4-2:	variierende Parameter der Versuchskörper	23
Tabelle 4-3:	mechanische Kennwerte der Versuchskörper aus Materialzeugnisse ...	30
Tabelle 4-4:	mechanische Kennwerte der Versuchskörper aus Zugversuchen	30
Tabelle 4-5:	maximale Belastung der einzelnen Versuchskörper	31
Tabelle 4-6:	Versagensmodi der einzelnen Versuchskörper	33
Tabelle 4-7:	Vergleich verschiedener Imperfektionsansätze	41
Tabelle 5-1:	Freiheitsgrade der externen Punkte	48
Tabelle 5-2:	Freiheitsgrade der Referenzflächen	48
Tabelle 5-3:	Nachrechnung der Versuche, Imperfektion nach Kapitel 5.1.3; f_y aus Tabelle 4-3.....	55
Tabelle 5-4:	Nachrechnung der Versuche mit Imperfektion nach DIN EN 1993-1- 5 Anhang C [1]	55
Tabelle 5-5:	geometrische Abmessungen der Platten für die Parameteranalyse	58
Tabelle 5-6:	variierende Kenngrößen für die Parameteranalyse	59
Tabelle 6-1:	Belastung und Verzweigungsfaktoren Einzelfeldnachweis EBPlate [48]	85
Tabelle 6-2:	Belastung und Verzweigungsfaktoren Gesamtfeldnachweis EBPlate [48]	86
Tabelle 7-1:	Ergebnisse der Korrekturwerte K und der Residuenquadratsumme	114

1. Einleitung

1.1 Überblick

Dieses Kapitel beschreibt die Motivation, die Zielsetzung und die Gliederung der Arbeit.

1.2 Motivation

Für die Dimensionierung des Brückenquerschnittes wird häufig der Beulnachweis unter der Beanspruchungssituation aus dem Taktschieben maßgebend. Eine örtliche Verstärkung durch Quersteifen, wie sie oft im Hochbau an Auflagerpunkten angewendet wird, ist durch den ständigen Beanspruchungswechsel während des Bauablaufs nicht zielführend. Daher haben sich der Einsatz von Längssteifen, eine stufenartige Erhöhung der Stegblechdicke im Lasteinleitungsbereich und eine Verlängerung der Verschublager als effektive Maßnahmen etabliert. Während dem Schub treten unumgängliche Verschiebungen zwischen den Systemlinien der Stege des Brückenüberbaus und der Verschublager auf. Gründe hierfür sind herstellungsbedingte Toleranzen, der notwendige Luftspalt zur Seitenführung sowie das Wandern der Systemlinie des Steges des Überbaus aufgrund variierender Blechdicken.

Die aktuellen Regelungen der DIN EN 1993-1-5 [1] beinhalten keine Möglichkeit diese Exzentrizitäten aus Querlast im Beulnachweis zu berücksichtigen. Ebenso ist unklar, ob und in welchem Ausmaß diese Exzentrizitäten Einfluss auf den Beulnachweis haben oder, ob diese unter Umständen sogar vernachlässigt werden können. Daher werden aktuell oft zusätzliche Nachweise in der Praxis gefordert, die normativ nicht geregelt sind und demzufolge einen erheblichen Mehraufwand in der Bemessung und Ausführung verursachen. Eine korrekte Erfassung dieses Details kann klare Regeln für die Anwendung in der Praxis schaffen und zu einer wirtschaftlicheren Lösung der gesamten Brückenkonstruktion führen. Durch die unterschiedliche Ausführung der Verschublagerarten, insbesondere hinsichtlich derer Freiheitsgrade, ist es unerlässlich, diese separat zu beurteilen.

1.3 Zielsetzung und Abgrenzung

Ziel dieser Arbeit ist es, den Einfluss aus exzentrischer Lasteinleitung unterschiedlicher Versuchs-systeme auf das Beulverhalten längsversteifter Platten zutreffend zu erfassen. Es wird beurteilt, ob eine exzentrische Lasteinleitung in dem Beulnachweis mit der Methode der reduzierten Spannungen nach DIN EN 1993-1-5 [1] berücksichtigt werden muss. Es sollen dazu klare Abgrenzungskriterien bzw. -fälle für die jeweiligen Versuchs-systeme definiert und Lösungen für eine Berücksichtigung im aktuellen Beulnachweis mit der Methode der

reduzierten Spannungen nach EN 1993-1-5 [1] vorgeschlagen werden. Dies führt zu einer größeren Wettbewerbsfähigkeit sowie einer individuelleren und somit wirtschaftlicheren Umsetzung der einzelnen Bauwerke. Um einen möglichst praxisnahen Parameter- und Belastungsbereich für die experimentellen und numerischen Untersuchungen zu definieren, wurden statische Berechnungen und Ausführungspläne mehrerer Brückenbauwerke und Vershubträger herangezogen und verglichen. Die im Rahmen dieser Arbeit dargestellten Untersuchungen konzentrieren sich auf längsversteifte Beulfelder unter biaxialen Spannungen infolge von Momenten- und Querlastbeanspruchung.



Abbildung 1-1: Messung an der Talbrücke Thulba, September 2021

1.4 Gliederung

Kapitel 2 stellt die Stabilitätsprobleme der betrachteten Belastungen dar und fasst die Entwicklung des Beulnachweises und der darin berücksichtigten Parameter kurz zusammen. In **Kapitel 3** werden Beanspruchungssituationen während dem Vershub sowie wesentliche Unterschiede praxisrelevanter Vershublagertypen erläutert. **Kapitel 4** beschreibt die Durchführung der 12 Großversuche und die daraus resultierenden Erkenntnisse und Ergebnisse. In **Kapitel 5** werden die Grundlagen und die Validierung des numerischen Modells erläutert und der weiterführende Parameterbereich vorgestellt. Die Ergebnisse der numerischen Untersuchungen werden diskutiert. Im Anschluss werden in **Kapitel 6** die Ergebnisse mit dem existierenden Nachweisformat der Methode der reduzierten Spannungen nach DIN EN 1993-1-5 [1] verglichen. Es werden aktuelle Vorschläge für die Interpolationsformel zwischen reinem Plattenbeulen und reinem Knicken aus [58] [59] und [60] berücksichtigt. In **Kapitel 7** wird zur Berücksichtigung einer exzentrischen Lasteinleitung in Querrichtung ein Exzentrizitätsbeiwert Ω in dem aktuellen Nachweisformat nach [1] eingeführt. **Kapitel 8** fasst die wichtigsten Ergebnisse kurz zusammen und **Kapitel 9** gibt Anregungen für weitergehende Untersuchungen in diesem Forschungsbereich.

2. Hintergründe zum Beulnachweis

2.1 Überblick

In diesem Kapitel wird zuerst das Platten- und Stabilitätsverhalten infolge der unterschiedlichen Belastungen dargestellt. Anschließend wird der Beulnachweis nach [1] mit kurzem Bezug auf die Problemstellung der exzentrischen Lasteinleitung erläutert.

2.2 Stabilitätsverhalten in Abhängigkeit der Belastung

2.2.1 Beulverhalten infolge Längsspannung

Im Gegensatz zu gedrückten Stäben können plattenartige Querschnitte unter Längsspannung eine erhebliche überkritische Tragreserve entwickeln, die sich aus günstigen Membranwirkungen senkrecht zur Belastungsrichtung und aus der Lastumlagerung auf weniger beanspruchte Querschnittselemente ergibt.

Sowohl geometrische als auch materielle Imperfektionen können das Einsetzen des Beulens beeinflussen. Eigenspannungen treten in der Regel als Druckspannungen in der Plattenmitte auf, was zusätzlich zu einem Verlust an Steifigkeit führt. Aufgrund der höheren Steifigkeit in Randnähe verteilen sich die aufgetragenen Spannungen nichtlinear und erreichen dort höhere Spannungswerte. Membranspannungen treten senkrecht zur Belastungsrichtung auf, die mit der Theorie der großen Durchbiegung bewertet werden können.

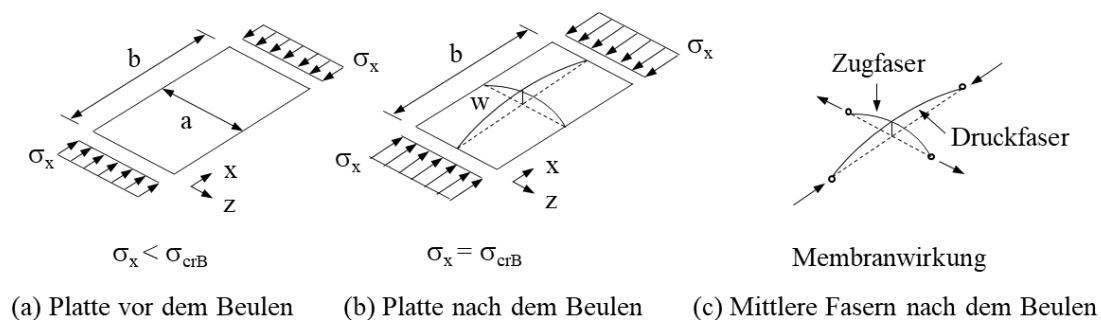


Abbildung 2-1: Belastung und Membranwirkung infolge Verformung der Platten [20]

Bei hohen Schlankheitsgraden hängt die Höhe dieser stabilisierenden Membranspannungen auch von den Randbedingungen ab. In Abbildung 2-2 sind Platten mit unterschiedlichen Randbedingungen dargestellt. Für den rechts dargestellten Fall b gibt es keine Lagerung der Längsränder aus der Ebene und es hängt von der Randsteifigkeit der Platte ab, in welcher Höhe sich Zugspannungen entwickeln. Das globale Beulen wird in zwei Verhaltensformen, die zum Beulen führen, unterschieden, knickstabähnliches oder plattenförmiges Verhalten. Zusätzlich müssen lokale Versagensmechanismen wie das Versagen der Steife und des unausgesteiften

Einzelteles überprüf werden. Das günstige plattenähnliche Verhalten beruht auf der doppelten Krümmung der Platte nach Beginn des Beulens. Wenn jedoch die verformte Plattenkrümmung, d. h. die Gaußsche Krümmung K der Platte gegen Null geht, wird die günstige Wirkung der Zugmembranspannungen verringert. Eine solche einfache Krümmung ist abhängig von der Geometrie der Platte (vgl. Abbildung 2-2) oder dem Steifigkeitsverhältnis zwischen belasteter und unbelasteter Richtung, z. B. durch Versteifung.

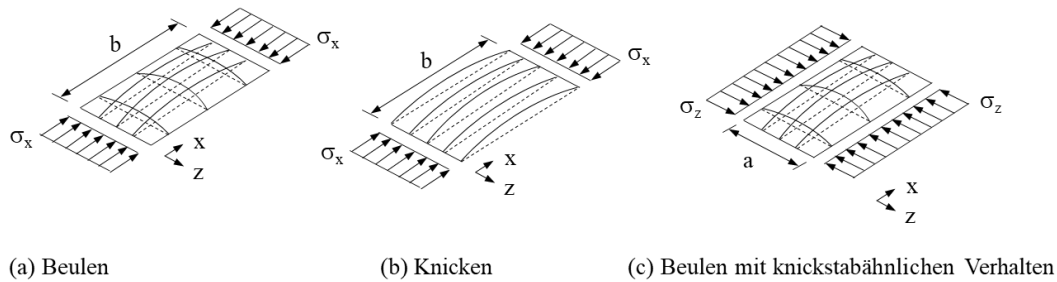


Abbildung 2-2: Versagensmechanismen von Platten [20]

2.2.2 Beulverhalten infolge örtlicher Lasteinleitung

Das Verhalten von Platten unter Querbeanspruchung kann unter der Annahme, dass der gesamte Rand belastet wird, mit denselben Phänomenen wie in Abschnitt 2.2.1 beschrieben werden. Aufgrund des Seiten- und Steifigkeitsverhältnisses der Platte zur Belastungsrichtung neigen solche Bleche häufig zum knickstabähnlichen Beulen. Die Querbelastung kann jedoch auch durch eine einseitig konzentrierte Belastung aufgebracht werden. Im Bauwesen tritt eine solche anspruchsvolle Bemessungssituation zum Beispiel beim Einschieben eines Brückenträgers oder durch Radlasten auf einem Kranbahnträger auf. Da sich die Position der Lasteinleitung dieser Fälle ständig ändert, können nicht an allen Stellen Versteifungen vorgesehen werden, um das Ausbeulen der Platten zu verhindern.

Die Querlast wird häufig über Flansche oder Bodenbleche in das Stegblech eingeleitet. Die Flansche beeinflussen das Tragverhalten in hohem Maße und in einigen Fällen entwickelt sich im belasteten Flansch ein plastischer Mechanismus, der den Widerstand erhöht. Das Versagensverhalten von Trägern unter solchen Lasten kann durch folgende drei Versagensarten charakterisiert werden: Fließen, Stegbeulen oder Stegkrüppeln. In der Realität ist jedoch eine genaue Trennung dieser Phänomene nicht möglich.

Es ist anzumerken, dass die Annahme einer Ebenheit der belasteten Kanten der Flansche oder Bodenbleche im Falle dieser Querschnittsbelastung in der Regel nicht zutrifft, da sich der belastete Flansch durch strukturelle und materielle Imperfektionen und Exzentrizität der Lasteinleitung wie sie u. a. beim Taktschieben auftritt, verformt.

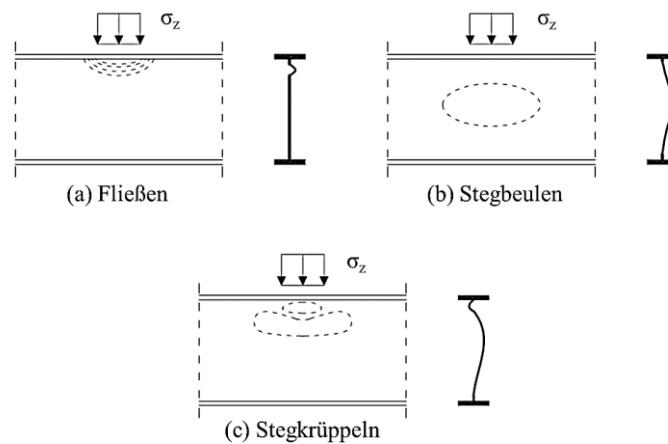


Abbildung 2-3: Versagensmechanismen von Platten mit lokaler Lasteinleitung [19]

2.2.3 Stabilitätsverhalten infolge exzentrischer Lasteinleitung

Eine Berücksichtigung einer exzentrischen Lasteinleitung wurde für das Beulverhalten von Platten noch nicht explizit untersucht und wird im aktuellen Nachweis nach DIN EN 1993-1-5 [1] nicht betrachtet. Bei der Stabilitätsbetrachtung von Stäben werden Exzentrizitätsmomente infolge Vorverformungen berechnet. Den gleichen Effekt erhält man bei der Betrachtung einer unplanmäßigen, nicht zentrisch angreifenden Lasteinleitung. Über Gleichgewichtsbetrachtung am verformten System und den Zusammenhang zwischen Biegemoment und Krümmung ergibt sich für exzentrisch gedrückte Stäbe die Formel:

$$w_x^{II} = \frac{F \cdot (e + w^{(II)})}{E \cdot I_y} \quad \text{Gl. 2-1}$$

Eine exzentrische Belastung wird im Stabilitätsnachweis demzufolge durch eine zusätzliche Ersatzimperfektion berücksichtigt. Diese verursacht eine Erhöhung der Belastung nach Th. II. Ordnung und kann iterativ ermittelt werden (vgl. Abbildung 2-4). Alternativ kann für Stäbe auch das Ersatzstabverfahren angewendet werden. Eine Auswirkung der exzentrischen Lasteinleitung auf das Beulverhalten wurde an Platten noch nicht detailliert analysiert. Nachdem knickstabähnliches Verhalten des belasteten Einzelfeldes unter der einseitigen, lokalen Querlast maßgebend wird, kann die Beschreibung des Problems an einem Stabmodell das Versagen erstmal annähernd gut abbilden.

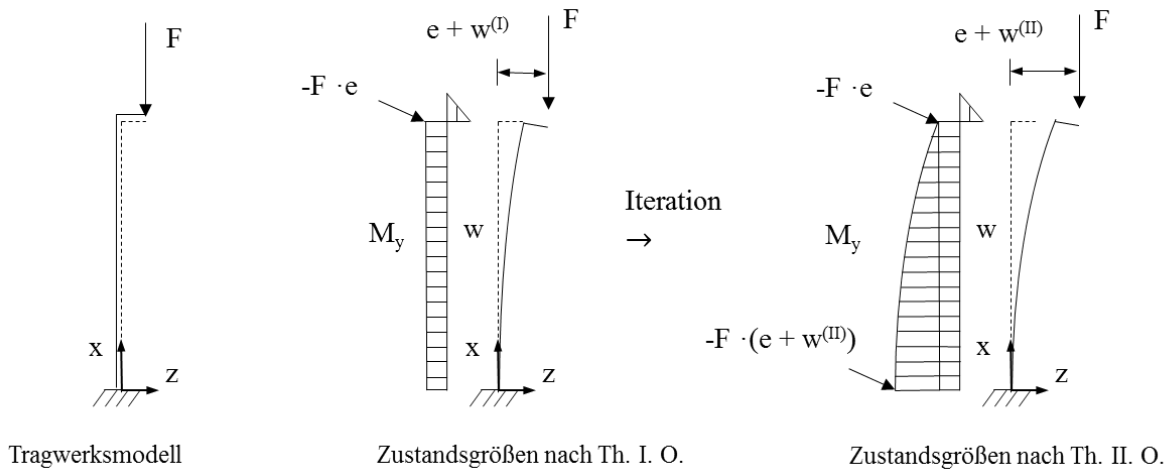


Abbildung 2-4: Schnittgrößen durch exzentrische Lasteinleitung am Stabwerksmodell

2.3 Beulnachweis nach DIN EN 1993-1-5:2019, Abschnitt 10 [1]

Nachweiskonzepte befinden sich durch neue Erkenntnisse und Entwicklungen zum Stand der Technik im stetigen Wandel. Durch den technischen Fortschritt und weiterführenden Untersuchungen spezieller Fälle tragen diese zu wirtschaftlichen und sicheren Weiterentwicklungen oder Ergänzungen bestehender Normen bei.

Während sich Wissenschaftler bereits viel früher mit der Theorie der Durchbiegungen und Schwingungen elastischer Membranen und anderen theoretischen Grundlagen zur Beschreibung von Beulproblemen beschäftigten, wurde der Nachweis gegen Beulen erstmals in der DIN 4114 [12] normativ geregelt. Diese wurde in den Jahren 1939 bis 1952 ausgearbeitet. Bereits zu diesem Zeitpunkt wurde der Nachweis durch die Ermittlung einer idealen Beulvergleichsspannung σ_{VKI} geführt und die Grundlage für den Beulnachweis mit der Bedingung (10.1) in DIN Fachbericht 103 [13] und der DIN 18800-3 [9] geschaffen. In Deutschland wurde für den Beulnachweis im Brückenbau der Nachweis nach der DASt Richtlinie 012 [6] anstatt der DIN 18800-3 [9] gefordert. Mit der Einführung des Eurocodes wurde die Bedingung (10.5) in DIN EN 1993-1-5:2010 [1] zur Erfüllung des Beulnachweises gefordert, die auf dem Nachweiskonzept nach [9] und [13] beruht.

Infolge mehrerer Untersuchungen u.a. in [3], [18], [19], [21], [22], [23] wurde festgestellt, dass diese Bedingung unter biaxialer Druckbeanspruchung Ergebnisse auf der unsicheren Seite liefern kann. Nach umfangreichen numerischen Untersuchungen an unversteiften Platten, die auch in [24] bestätigt sind, schlagen Braun und Kuhlmann die Wiedereinführung des Faktors V in dem Nachweisformat vor. Dieser war in ähnlicher Form bereits in der DIN 18800-3 [9] enthalten.

Der Nachweis führt durch diesen Vorschlag zu folgender Gleichung und stellt bis heute das gültige Nachweisformat gegen Plattenbeulen der DIN EN 1993-1-5:2019 [1] Abschnitt 10 dar.

$$\left(\frac{\sigma_{x,Ed}}{\rho_x f_y / \gamma_{M1}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{z,Ed}}{\rho_z f_y / \gamma_{M1}}\right)^2 - V \left(\frac{\sigma_{x,Ed}}{\rho_x f_y / \gamma_{M1}}\right) \left(\frac{\sigma_{z,Ed}}{\rho_z f_y / \gamma_{M1}}\right) + 3 \left(\frac{\tau_{Ed}}{\chi_w f_y / \gamma_{M1}}\right)^2 \leq 1 \quad \text{Gl. 2-2}$$

Die DIN EN 1993-1-5:2019 [1] mit [2] ist die alleingültige Norm, die sich mit der Bemessung und Konstruktion von plattenförmigen Bauteilen im Stahlbau beschäftigt. Besonders ihre Anwendung im Brückenbau in Deutschland enthält jedoch noch Unklarheiten.

So liegt die Untersuchung von ausgesteiften Beulfeldern unter biaxialer Belastung im Fokus aktueller Forschungsvorhaben, u.a. [32] und [58], mit dem Ziel, bestehende Lücken bisheriger Untersuchungen zur Herleitung des Nachweisformates nach Abschnitt 10 der DIN EN 1993-1-5:2019 [1] zu schließen.

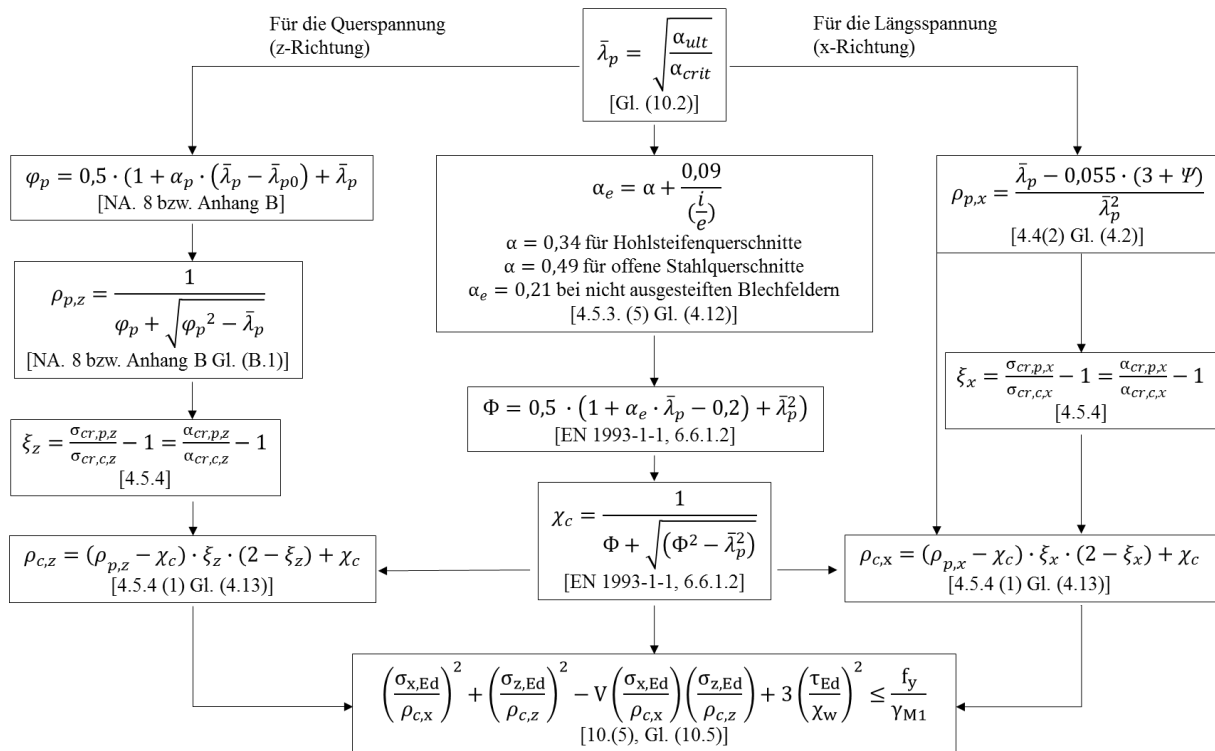
Da die Untersuchungen von Braun, die die Einführung des V-Faktors zur Folge hatte, nur auf unversteiften Platten basierten, wurde die Anwendbarkeit des V-Faktors auf ausgesteifte Platten hinterfragt. Im Rahmen der Versuchsdurchführung und den dazugehörigen Untersuchungen an längsausgesteiften Platten für den Ersatzneubau der Talbrücke Thulba wurde die Notwendigkeit des V-Faktors bereits in [32] und mit weiterführenden Untersuchungen auch in [58] bestätigt.

Insbesondere in Bezug auf die Beanspruchung ausgesteifter Platten unter Querdruck sind zusätzlich einige Fragestellungen hinsichtlich der Anwendbarkeit des Nachweisformates offen. Die Interpolationsformel zur Berücksichtigung des knickstabähnlichen Verhaltens der ausgesteiften Platte wurde z.B. nur für uniaxialen Druck ermittelt und es ist unklar, ob diese auch für den Fall des biaxialen Drucks angewendet werden kann oder ob die Tragfähigkeit mit dieser überschätzt wird. In [58] wurde hier eine neue Interpolationsgleichung vorgeschlagen. In diesem Zusammenhang wurde auch das knickstabähnliche Verhalten unter Querdruck an ausgesteiften Platten untersucht und die Notwendigkeit des geforderten Nachweises der Längssteifen nach Th. II. Ordnung beim Vorhandensein von Querspannungen überprüft. Ebenso bestehen Fragen zum Einfluss bzw. zur Berücksichtigung der Torsionssteifigkeit der Längssteifen. Nach aktueller Regelung in [1] ist die Torsionssteifigkeit der geschlossenen Längssteifen bei der Ermittlung von α_{cr} zu vernachlässigen, wenn die Winterkurve zur Ermittlung des Abminderungsfaktors ρ_x nach Abschnitt 4 angewendet wird, andernfalls muss die etwas konservativere Gleichung B2 des Anhangs B [1] verwendet werden. Im

Zusammenhang mit der Querlastbeanspruchung wurde der Einfluss einer exzentrischen Lasteinleitung noch nicht untersucht. Nachdem das Nachweisformat der oben beschriebenen Methode im Brückenbau in Deutschland Anwendung findet, ist die Untersuchung des Einflusses einer exzentrischen Lasteinleitung des Querdruckes auf das Beulverhalten, wie sie beim Taktschieben auftritt, Inhalt der vorliegenden Arbeit.

Die genannten Fragestellungen wurden zum großen Teil in [58], geklärt und werden im Rahmen der Dissertation von Vahid Pourostad [59] und der vorliegenden Arbeit final abgeschlossen und beurteilt.

Das Vorgehen zum aktuellen Nachweis gegen Beulen nach [1] wird im Folgenden schrittweise erläutert. Um die Ermittlung der einzelnen Abminderungsfaktoren des Beulnachweises mit der Methode der reduzierten Spannung zu erläutern, ist in Abbildung 2-5 ein Flussdiagramm für deren Ermittlung angegeben.



mit $V = \rho_x \cdot \rho_z$

Abbildung 2-5: Flussdiagramm zur Anwendung der DIN EN 1993-1-5 Abschnitt 10 [1]

Bei der Methode der reduzierten Spannungen dürfen die Spannungen unter Verwendung eines einzigen Beulschlankheitsgrades $\bar{\lambda}_p$ durch die Abminderungsfaktoren abgemindert werden. Die Grenzspannungen des schwächsten Querschnittsteils bestimmen die Tragfähigkeit des

gesamten Querschnitts. Der Beulschlankheitsgrad $\bar{\lambda}_p$ wird unter gleichzeitiger Wirkung aller Spannungskomponenten ermittelt. Der Beulschlankheitsgrad hängt von zwei Faktoren ab [1]:

- $\alpha_{ult,k} = \frac{f_y}{\sigma_v}$ kleinster Faktor für die Vergrößerung der Bemessungslasten, um den charakteristischen Wert der Beanspruchbarkeit am kritischen Punkt zu erreichen
- α_{cr} kleinster Faktor für die Vergrößerung der Bemessungslasten, um die elastische Verzweigungsbelastung für das gesamte einwirkende Spannungsfeld zu erreichen.

Wenn die Verzweigungsfaktoren der jeweiligen Spannungskomponenten vorliegen, kann α_{cr} mit Gl. 2-3 bestimmt werden. Andernfalls kann α_{cr} auch numerisch ermittelt werden.

$$\frac{1}{\alpha_{cr}} = \frac{1 + \psi_x}{4 \cdot \alpha_{cr,x}} + \frac{1 + \psi_z}{4 \cdot \alpha_{cr,z}} + \left[\left(\frac{1 + \psi_x}{4 \cdot \alpha_{cr,x}} + \frac{1 + \psi_z}{4 \cdot \alpha_{cr,z}} \right)^2 + \frac{1 - \psi_x}{2 \cdot \alpha_{cr,x}^2} + \frac{1 - \psi_z}{2 \cdot \alpha_{cr,z}^2} + \frac{1}{\alpha_{cr,\tau}^2} \right]^{1/2} \quad \text{Gl. 2-3}$$

- $\psi_x; \psi_z$ Randspannungsverhältnis in x- bzw. z- Richtung
- $\alpha_{cr,x}; \alpha_{cr,z}; \alpha_{cr,\tau}$ Verzweigungsfaktoren der einzelnen Spannungskomponenten

Bei dem Nachweis werden die unterschiedlichen Abminderungsfaktoren für jede Belastungsrichtung separat ermittelt. Dabei ist auch die Versagensart der Platte zu berücksichtigen. Man unterscheidet zwischen plattenartigem, knickstabähnlichem und gemischtem Versagen. Die Interpolationsgleichung zur endgültigen Ermittlung der Abminderungsfaktoren fasst diese drei Versagensarten zusammen.

- $\rho_{p,x}; \rho_{p,z}$ Abminderungsfaktoren in x- bzw. z-Richtung für plattenartiges Versagen
- $\chi_{c,x}; \chi_{c,z}$ Abminderungsfaktoren in x- bzw. z-Richtung für knickstabähnliches Versagen
- $\rho_{c,x}; \rho_{c,z}$ Abminderungsfaktoren in x- bzw. z-Richtung für gemischtes Versagen

Die Abminderungsfaktoren $\rho_{p,x}$ und $\rho_{p,z}$ für plattenartiges Versagen hängen u.a. von der Spannungsverteilung und von dem Beulschlankheitsgrad ab.

Der Wert ξ , der den Bereich zwischen der elastischen Plattenbeulspannung und der elastischen Knickspannung beschreibt, bestimmt, ob knickstabähnliches Verhalten zu berücksichtigen ist.

$\xi \leq 0$	knickstabähnliches Versagen
$0 < \xi < 1$	gemischtes Versagen
$\xi \geq 1$	plattenartiges Versagen

Die elastische kritische Beulspannung $\sigma_{cr,p}$ wird nach Gl. 2-4 bzw. Gl. 2-5 bestimmt.

$$\sigma_{cr,p,x} = k_{\sigma,x} \cdot \sigma_E = \alpha_{cr,x} \cdot \sigma_{x,Ed} \quad \text{Gl. 2-4}$$

$$\sigma_{cr,p,z} = k_{\sigma,z} \cdot \sigma_E = \alpha_{cr,z} \cdot \sigma_{z,Ed} \quad \text{Gl. 2-5}$$

$$\sigma_E = \frac{\pi^2 \cdot E \cdot t^2}{12(1-\nu^2)b^2} \quad \text{Gl. 2-6}$$

Die Beulwerte $k_{\sigma,p}$ können mit Hilfe der Diagramme aus [5] oder numerisch ermittelt werden.

Die elastische kritische Knickspannung wird für ein unausgesteiftes Blechfeld mit Gl. 2-7 bestimmt. Bei einem ausgesteiften Blechfeld wird zuerst die Knickspannung an der höchst belasteten Steife $\sigma_{cr,sl}$ mit Gl. 2-8 ermittelt und anschließend auf den Druckrand für die kritische Knickspannung des versteiften Blechfeldes $\sigma_{cr,c}$ mit Gl. 2-9 extrapoliert.

$$\sigma_{cr,c} = \frac{\pi^2 \cdot E \cdot t^2}{12 \cdot (1-\nu^2) \cdot a^2} \quad (\text{unausgesteiftes Blechfeld}) \quad \text{Gl. 2-7}$$

$$\sigma_{cr,sl} = \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I_{sl,1}}{A_{sl,1} \cdot a^2} \quad \text{Gl. 2-8}$$

$$\sigma_{cr,c} = \sigma_{cr,sl} \cdot \frac{b_c}{b_{sl,1}} \quad \text{Gl. 2-9}$$

Die aktuellen Regelungen der DIN EN 1993-1-5 [1] beinhalten keine Möglichkeit, um Exzentrizitäten aus Querlast im Beulnachweis zu berücksichtigen. Ebenso ist unklar, ob diese überhaupt Einfluss auf den Beulnachweis haben oder ob diese unter Umständen sogar vernachlässigt werden dürfen. Auch die Verwendung unterschiedlicher Versuchs-systeme (hydraulische Verschlusslager, Wippe) und deren unterschiedlichen Randbedingungen der Lasteinleitung sind aktuell in der Norm nicht berücksichtigt.

3. Hintergründe zur Vershubsituation

3.1 Überblick

In diesem Kapitel werden die Ursachen für die auftretende Exzentrizität anhand der Vershubsituation und der verwendeten Vershublagertypen erläutert.

3.2 Taktschiebeverfahren

Das Taktschiebeverfahren ist ein Bauverfahren, das häufig zur Errichtung von Stahl- und Stahlverbundbrücken genutzt wird. Bei diesem Verfahren wird meist unmittelbar hinter den Widerlagern des Bauwerkes ein ortsfester Montageplatz, der auch als Taktkeller bezeichnet wird, errichtet. Hier werden einzelne Bauteile des Brückenquerschnittes angeliefert und zusammgebaut. Sobald ein Abschnitt des Überbaus hergestellt ist, wird dieser mittels einer Vershubeinrichtung aus dem sogenannten Taktkeller herausgeschoben. Anschließend kann der nächste Fertigungsabschnitt im Taktkeller hergestellt werden. Diese Arbeitsfolge wird sooft wiederholt, bis der Überbau seine geplante Länge und Lage erreicht hat. Abbildung 3-1 zeigt ein Beispiel einer Abspannung der Vershubrüstung. Dabei werden die Drahtseile am Ende des Taktes hydraulisch nachgezogen. Durch die feste Verankerung der Drahtseile an der Vorderseite des Widerlagers wird die Brücke nach vorne geschoben.



Abbildung 3-1: Schematische Darstellung eines Einschubs (Talbrücke Thulba 2021)

Das Taktschiebeverfahren stellt eine sehr wirtschaftliche und zeiteffiziente Möglichkeit zur Herstellung eines Brückenbauwerkes dar. Teile des Brückenabschnittes können im Werk gefertigt werden. Dies spart vor Ort Platz und Zeit. Insbesondere bei tiefen und unwegsamen Talbereichen sowie Schutzgebieten und Verkehrswegen unter laufendem Betrieb unterhalb des

Bauwerk ist dieses Bauverfahren geeignet. Im Hinblick auf die Bauwerksgestaltung bieten sich hauptsächlich Brücken mit konstanten Querschnittsabmessungen und konstanten Krümmungsradien für die Anwendung des Taktschiebeprozesses an. Nachteile dieses Montage-Verfahrens bestehen im Bereich von zusätzlichen Beanspruchungen des Querschnittes während der Verschiebungszustände (höherer Materialbedarf) und einer notwendigen Hilfskonstruktion zum Ausgleich der Kragarm-Verformungen im Zuge des Auflaufs auf die Pfeiler während des Vorschubs (Vorbauschubel bzw. Hilfspylon mit Abspannungen).

Im Endzustand entsteht über den Brückenpfeilern ein Stützmoment und eine Querkraft. Zur Aufnahme dieser Kräfte werden die Querschnitte an diesen Stellen in der Regel durch Querstreifen verstärkt. Während des Verschiebens erfährt diese Belastung jedoch jeder Abschnitt des Brückenquerschnittes, daher hat sich eine Aussteifung mit Längstreifen etabliert. Zusätzlich sind die Momenten- und Querkraftbeanspruchung durch die entstehende Auskragung im Bauzustand höher als im Endzustand. Die entstehenden Schnittgrößen sind in Abbildung 3-2 dargestellt. Aus der Einleitung der Verschieblagerkräfte in den Überbau ergeben sich bei schrägen Stegen auch im Bodenblech zusätzlich Querdruckkräfte, siehe Abbildung 3-2 rechts.

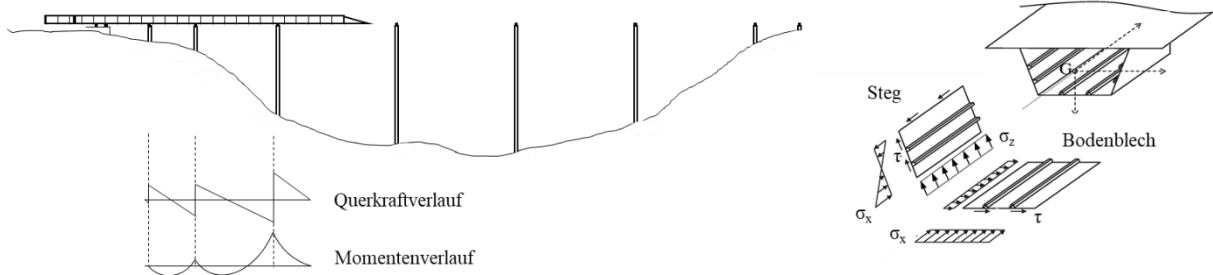


Abbildung 3-2: Belastung über dem Verschieblager und im Querschnitt [8]

Beim Einschub der Brücke werden demzufolge einzelne Beulfelder über den Verschieblagern sowohl im Steg als auch im Bodenblech durch mehrachsige Druckspannungszustände beansprucht. Der Beulnachweis muss in diesem Fall unter Berücksichtigung der kombinierten Beanspruchung aus biaxialem Druck erbracht werden. Während der Längsdruck aus dem Vorschub und aus der Momentenbeanspruchung resultiert, wird der Querdruck aus den Verschieblagern in den Steg eingeleitet. Infolge unerlässlicher herstellungs- und montagebedingter Toleranzen ist eine zentrische Lasteinleitung nicht möglich. Aufgrund verschiedener existierender Verschiebsysteme und Lagertypen müssen Unterschiede in der Lasteinleitung berücksichtigt werden. Es wird daher verglichen, ob eines der existierenden Verschiebsysteme eventuell Vor- oder Nachteile auf das Beulverhalten der Stegbleche ausübt.

3.3 Verschublager

Im Allgemeinen gibt es zwei Verschublagerarten, die aktuell beim Bau von Großbrücken in Stahl- und Stahlverbundbauweise eingesetzt werden. Das sind zum einen Vershubwippen, zum anderen Systeme mit hydraulischen Lagern. Die Vor- und Nachteile der jeweiligen Systeme werden hier gegenübergestellt. Während des Verschubs treten unerlässliche Verschiebungen zwischen den Systemlinien der Stege des Überbaus und des Verschublagers auf. Gründe hierfür sind u.a. herstellungsbedingte Toleranzen, der notwendige Luftspalt zu Seitenführung sowie das Wandern der Systemlinie des Steges und der Bodenbleche des Überbaus aufgrund variierender Blechdicken. In Abbildung 3-3 sind zwei Praxisbeispiele zur Ausführung und Positionierung der Seitenführung und der Vershubträger am Überbau dargestellt. Abbildung 3-4 stellt die Zusammensetzung der Abweichungen schematisch dar und Tabelle 3-1 gibt Anhaltswerte für deren Maße und damit der auftretenden Exzentrizität.



Abbildung 3-3: Verschublager mit Seitenführung; Talbrücke Thulba (links), Gottleubatalbrücke (rechts) (2021)

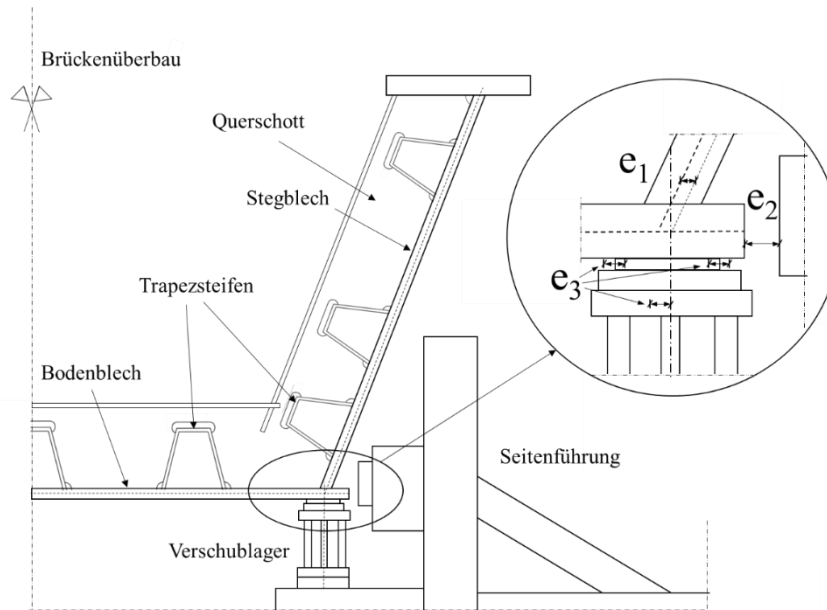


Abbildung 3-4: Überblick der entstehenden Exzentrizitäten am Verschublager

Tabelle 3-1: Zusammensetzung der entstehenden Exzentrizitäten am Verschublager

Parameter	Bauteil	baupraktischer Bereich
e_1	Abweichung der Steg- und Bodenblechachsen planmäßig (bei Blechdickensprung 10 mm)	ca. ± 5 mm
	Stahlüberbauerstellung nach DIN EN 1090-2:2018-09 Tabelle B2, B4	ca. $\pm 2-6$ mm
e_2	Spielraum Seitenführung	ca. ± 20 mm
	Herstelltoleranzen der Seitenführung/Ankerplatten nach DIN EN 1090-2:2018-09 B1, B6, B8, B23	ca. $\pm 1-10$ mm
e_3	Montage der Verschublager nach DIN EN 1090-2:2018-09 Tabelle B16	ca. ± 3 mm
	Herstelltoleranzen der Verschublager nach DIN EN 1090-2:2018-09 Tabelle B4, B13	ca. ± 4 mm
	relative Verschiebung der Gleitschicht	ca. ± 3 mm
	Lage der Drehsteins DIN EN 1090-2:2018-09 Tabelle B10	ca. ± 3 mm

3.3.1 Verschiebung mit Wippen

Beim Einsatz von Wippen soll über eine Seitenführung eine möglichst zentrische Lasteinleitung erreicht werden. Die Konstruktionshöhe der Wippen erfordert allerdings einen überhöhten Einschub des Überbaus. Verdrehungen in Brückenlängsrichtung können über das Kipplager aufgenommen werden. So können Neigungsänderungen am Überbau, zum Beispiel am Vorbauschnabel, gut aufgenommen werden. Durch zwei Hydraulikpressen kann die Neigung eingestellt werden. Eine konstante Lasteinleitung über die Gesamtlänge der Verschiebewippe ist aufgrund unterschiedlicher Steifigkeiten und Verformungen des Überbaus und der Wippe jedoch nicht immer gegeben. In Querrichtung ist die Verschiebewippe hingegen liniengelagert.

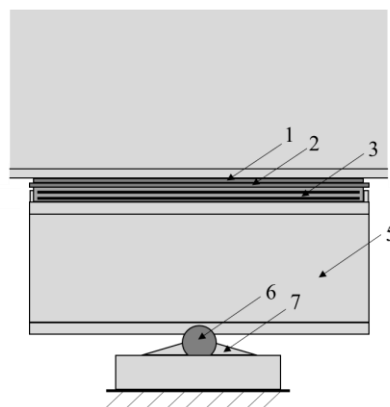
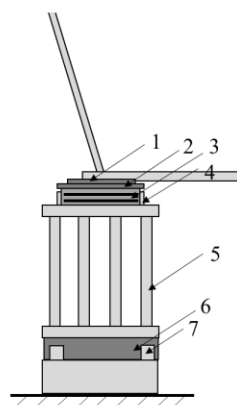
Hierdurch wird eine bessere Aufnahme von Exzentrizitäten aus der Lasteinleitungskonstruktion vermutet. Allerdings führt dies auch dazu, dass kein Lastausgleich in Querrichtung (gekrümmte Brücken) möglich ist.

Aufgrund der hohen Biege – und Rotationsteifigkeit der Vershubträger geht man aktuell davon aus, dass entstehende Imperfektionen keinen Einfluss auf den Überbau und dessen Beulverhalten haben. Um Spannungsspitzen in Längsrichtung auszugleichen, werden auf dem Vershubträger Elastomere verbaut. Es stellt sich die Frage, ob durch deren Einsatz ein Einfluss aus der exzentrischen Lasteinleitung auftreten kann. Die Elastomere werden üblicherweise mit einer Dicke von etwa 30-50 mm ausgeführt. Die Querdehnung dessen wird durch eine seitliche Führung begrenzt, jedoch unter Umständen nicht vollständig verhindert. Abbildung 3-5 zeigt ein Beispiel einer Vershubwippe und dessen schematischen Aufbau.

Vorderansicht

Seitenansicht

Bild



- 1: PTFE Gleitebene
- 2: Stahlplatte
- 3: bewehrtes Elastomer
- 4: Seitenführung
- 5: Vershubträger
- 6: Kipplager
- 7: Führung Kipplager

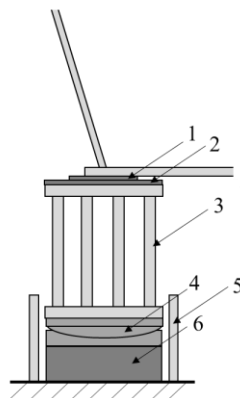
Abbildung 3-5: Vershubwippe (links: Skizze, rechts Hydrauliklager der Fa. Max Bögl)

3.3.2 Vershub mit hydraulischen Lagern

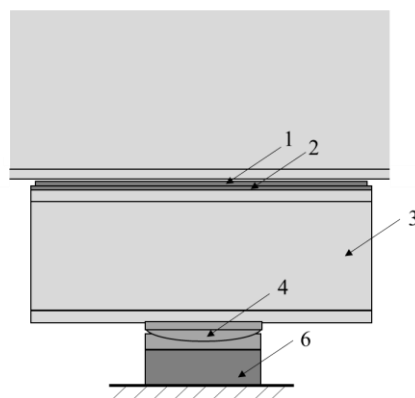
Als Alternative zu Vershubwippen werden Hydrauliklager für den Längseinschub von Stahl- und Stahlverbundbrücken eingesetzt. Im Vergleich zur Vershubwippe wird die Last nicht über ein Bauteil eingeleitet, sondern über mehrere Träger die jeweils auf Hydraulikpressen aufliegen. Dadurch kann das System flexibler eingesetzt und stets die notwendige Lasteinleitungslänge in den Überbau gewährleistet werden. Im Haveriefall können durch eine teilweise Entlastung der Pressen Gleitlager oder auch ganze Hydraulikpressen ausgetauscht werden. Das Taktschieben über Hydrauliklager bietet den großen Vorteil, dass auch während

des Verschubs eine ständige Kraftkontrolle über den Hydraulikdruck möglich ist. Durch das Ein- und Ausfahren der Pressen ist eine Umlagerung der Kräfte in Querrichtung möglich, was u.a. bei im Grundriss stark gekrümmten Brücken wichtig ist. Starke Neigungsänderungen in Längsrichtung nimmt das Hydrauliklager nicht auf. Aus diesem Grund kann zusätzlich eine Schubwippe als Lager am Pfeiler zum Auffahren des Vorbauschnabels genutzt werden. Abbildung 3-6 zeigt das Konstruktionsprinzip eines Hydrauliklagers. Der Träger liegt auf der Hydraulikpresse, wobei direkt über dem Pressenkopf ein Kalottenlager verbaut ist. Das Kalottenlager ermöglicht eine freie Verdrehung in alle Richtungen. Zur Einschränkung der Bewegungen sind zusätzliche Seitenführungen neben der Presse notwendig, wobei in der Regel ein gewisses Spiel für die Verdrehungen bleibt. Dadurch kann es zu unerwünschten Verdrehungen um die Normalenachse des Lagers kommen, die es während des Verschubes zu kontrollieren gilt. Im Gegensatz zur Schubwippe sind die Hydrauliklager, aufgrund der Kalotten am Pressenkopf, in Querrichtung nicht liniengelagert, was teilweise zu der Annahme führt, dass die Exzentrizität aus Lasteinleitung direkt in den Überbau eingeleitet wird und das Beulverhalten dadurch ungünstig beeinflusst wird. Eine wissenschaftliche Klärung dieser Annahme liegt aktuell nicht vor und soll im Rahmen dieser Arbeit diskutiert werden.

Vorderansicht



Seitenansicht



Bild



- 1: PTFE Gleitebene
- 2: Stahlplatte
- 3: Vershubträger
- 4: Kalotte
- 5: Seitenführung
- 6: hydraulischer Zylinder

Abbildung 3-6: Hydraulisches Vershubsystem (links: Skizze, rechts Hydrauliklager der Fa. Max Bögl)

4. Experimentelle Untersuchungen

4.1 Überblick

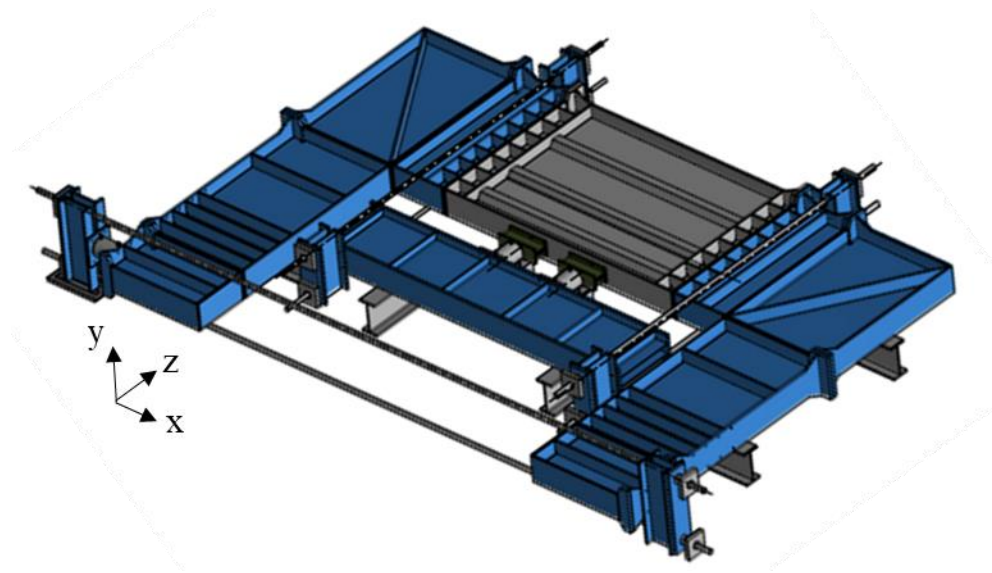
Im Rahmen der Forschungsprojekte [32] und [58], wurden 12 großmaßstäbliche Versuche an längsausgesteiften Platten unter biaxialer Belastung durchgeführt. Im Folgenden werden die Versuche und die daraus erzielten Erkenntnisse zusammengefasst.

4.2 Versuchsaufbau

Der Versuchsstand wurde als modularer U-Rahmen mit den Außenabmessungen 8 m x 12 m konzipiert, auf dessen Längsseite die Versuchskörper mit den Abmessungen 3,0 m x 4,0 m eingebaut wurden. Der Versuchsstand wurde liegend aufgebaut und lagerte auf insgesamt sechs HEB 600 Profilen. Die Biege- und Normalkraftbeanspruchung wurde an den Schenkeln des U-Rahmens mit Hilfe einer auf Druck beanspruchten hydraulischen Presse mit einer Nennkraft von 4,3 MN bei einem Betriebsdruck von 700 bar aufgebracht. Diese Druckkraft wurde mit zwei umlaufenden Zugstangen am unteren Ende der Riegel des Rahmens kurzgeschlossen. Der Abstand l_1 zum Schwerpunkt des Versuchskörpers betrug, je nach gewählten Steifenabständen, ca. 5,6 m. Damit konnte ein äußeres Biegemoment von maximal 24 MNm bei einer äußeren Normalkraft von 4,3 MN in die Versuchskörper eingeleitet werden. Das Verhältnis des Biegemomentes zur Normalkraft kann durch Variation des Hebelarmes zur Lasteinleitung variiert werden. Um dies zu ermöglichen, wurden an definierten Stellen der Schenkel des Versuchstandes Steifen zur Aufnahme der Lasteinleitung geplant. In Abbildung 4-2 ist der Versuchsstand schematisch dargestellt. Der Versuchskörper ist durch den grauen Bereich hervorgehoben. Die Lasteinleitung in Querrichtung erfolgte über zwei hydraulische Pressen mit je einer Nennkraft von 4,3 MN. Diese Querkraft wurde über eine Traverse, die mit dem U-Rahmen mit Hilfe von insgesamt vier umlaufenden Zugstangen verspannt wurde, abgetragen. Die Verspannung mit dem U-Rahmen erfolgte um je 500 mm vom Versuchskörperrand nach außen versetzt. Damit wurde die Einleitung einer Schubbeanspruchung in die Versuchskörper verhindert. Zudem wurden zusätzlich Längssteifen zwischen dem Lasteinleitungspunkt der Querbeanspruchung und dem geprüften Beulfeld angeordnet. Durch den Versatz der Lasteinleitung der Querlasten wurde in der Mitte des Versuchskörpers ein zusätzliches Biegemoment von maximal 10 MNm sowie eine Querkraft, die maximal einen Wert von 8,6 MN annehmen konnte, induziert. Insgesamt konnte dementsprechend ein Biegemoment von 34 MNm bei einer maximalen Querlast von 8,6 MN und einer Normalkraft von 4,3 MN aufgebracht werden. Die Querkraftbelastung wurde über den Schraubstoß (M36/10.9) zwischen

Versuchskörper und Prüfstand übertragen. Damit die Kraftübertragung etwa in Stegmitte erfolgte, wurden die Lochdurchmesser der Verschraubung an den Flanschen mit einem leicht vergrößerten Lochspiel ausgeführt, so dass insbesondere die außenliegenden zugbeanspruchten Schrauben keine zusätzliche Belastung durch Abscheren erfuhren.

Isometrische Ansicht:



Draufsicht:

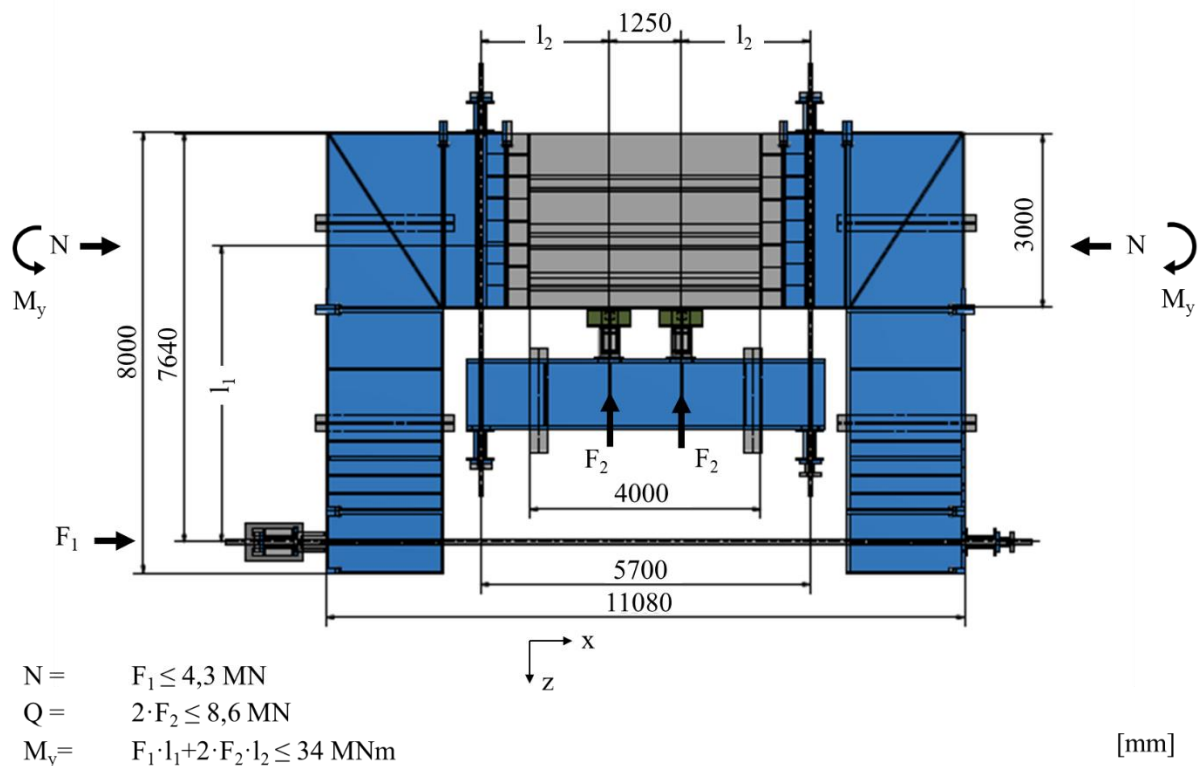


Abbildung 4-1: Versuchsstand mit Abmessungen und Belastung

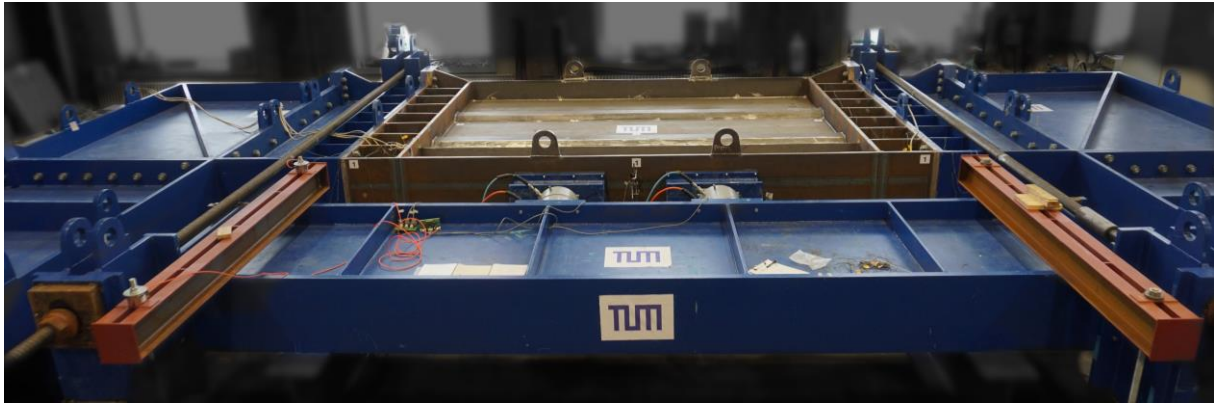


Abbildung 4-2: Versuchsstand

4.3 Versuchsdurchführung

Die Versuche wurden kraftgeregelt gefahren, um ein langsames Aufbringen der Last zu gewährleisten. Dazu wurden zwei Aggregate eingesetzt. Über das Aggregat Nr. 1 wurde die Belastung in x- Richtung (F_1) und über Aggregat Nr. 2 die in z-Richtung (F_2) reguliert. Die beiden Zylinder, die die Belastung in z-Richtung aufbrachten, wurden zu einem Ölkreis zusammengefasst und parallel gesteuert. Der Zylinder in x-Richtung konnte unabhängig von den anderen beiden Zylindern gesteuert werden. Somit war ein flexibles Ansteuern verschiedener Spannungsverhältnisse σ_x/σ_z möglich. Bei den ersten sechs Versuchen wurde im ersten Schritt die Last F_1 über den Zylinder an dem linken Schenkel auf das Niveau gebracht, das rechnerisch für das Versagen des Bauteils bei dem gewünschten Spannungsverhältnis σ_x/σ_z notwendig war. Durch diese Belastung wurde die Normdruckbelastung F_1 und der erste Anteil des Momentes M_y in den Versuchskörper eingeleitet. Nach Erreichen des notwendigen Lastniveaus F_1 wurde in einem zweiten Schritt die Belastung F_2 quer zum Versuchskörper (vgl. Abbildung 4-3) bis zum Versagen schrittweise erhöht. Aufgrund des Hebelarms der Gewindestangen, die mit der Quertraverse verbunden sind, wird durch die Erhöhung der Querlast ebenso die Spannung σ_x erhöht. Dies wurde durch eine reduzierte Einleitung von F_1 bis zum Versagen des Bauteils berücksichtigt. Durch die druckgeregelte Steuerung musste die Kraft F_1 in x-Richtung nicht nachgeregelt werden, da die Belastung, aufgrund des vorgegebenen Druckes, auch bei weiterer Verformung gehalten wurde.

Durch diese Steuerungsvariante konnte mit einer einfachen und klar nachvollziehbaren Krafteinleitung das Verhalten des Bauteils bis zum Versagen geprüft werden. Es wurden dabei insgesamt mehrere Spannungsverhältnisse abgefahren. Das Spannungsverhältnis, das letzten Endes zum Versagen führte, war klar erkennbar. Ebenso wurde diese Steuerung gewählt, um die Verschieblichkeit des Prüfrahmens besser kontrollieren zu können. Allerdings sind für die Belastung in Querrichtung zusätzliche Vorverformungen infolge der vorrausgehenden

Längslast zu berücksichtigen. Dieser Einfluss wurde im Rahmen des Forschungsprojektes [32] überprüft. Es wurde festgestellt, dass sich die Lastfolge kaum auf die Traglast, jedoch auf das Verformungsverhalten auswirkt. Für die sechs folgenden Versuche aus dem Forschungsprojekt [58] wurde eine im Spannungsverhältnis proportionale Laststeigerung gewählt (vgl. Abbildung 4-3).

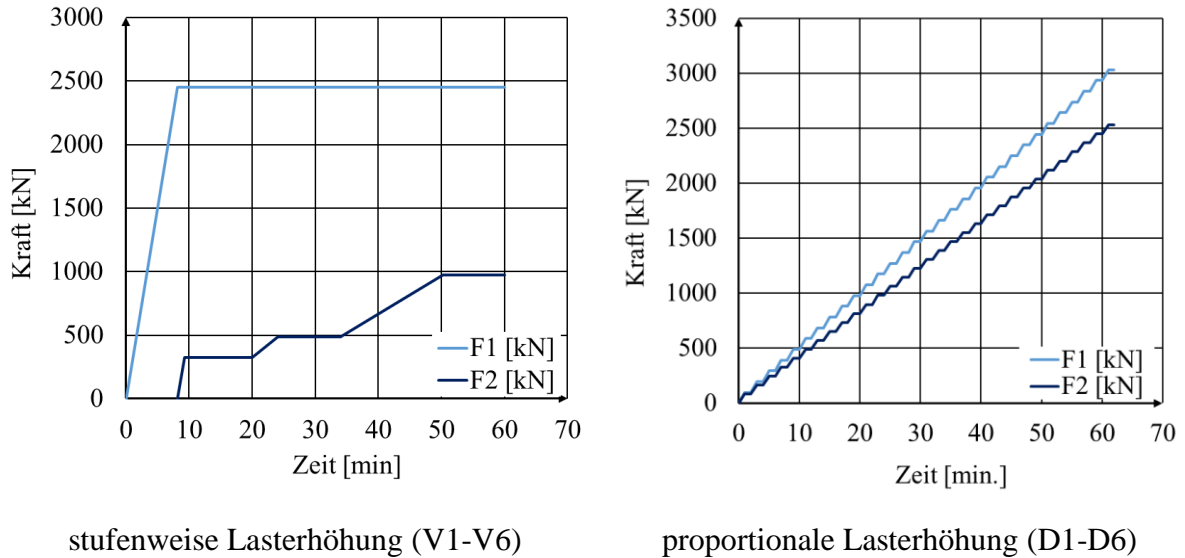


Abbildung 4-3: schematische Darstellung der Belastung

4.4 Lasteinleitung der Querkraft

Die Lasteinleitung der Querlast erfolgte nicht direkt über die hydraulischen Zylinder, sondern über eine Lasteinleitungsstruktur, wie sie auch beim Taktschieben von Stahlbrücken üblicherweise eingesetzt wird. Aufgrund der großen Bedeutung dieses Details wurden für die Planung verschiedene Verschlusslager aus der Praxis zugrunde gelegt. Als Lasteinleitungsträger wurden zwei versteifte HEM260 Profile mit einer Lasteinleitungslänge von 750 mm eingesetzt. Auf den HEM Profilen wurde eine Stahlplatte mit sogenannten Taschen für die Gleitebene, dem PTFE, montiert. Das PTFE wurde vor jedem Versuch gefettet und bei Verschleiß ausgetauscht.

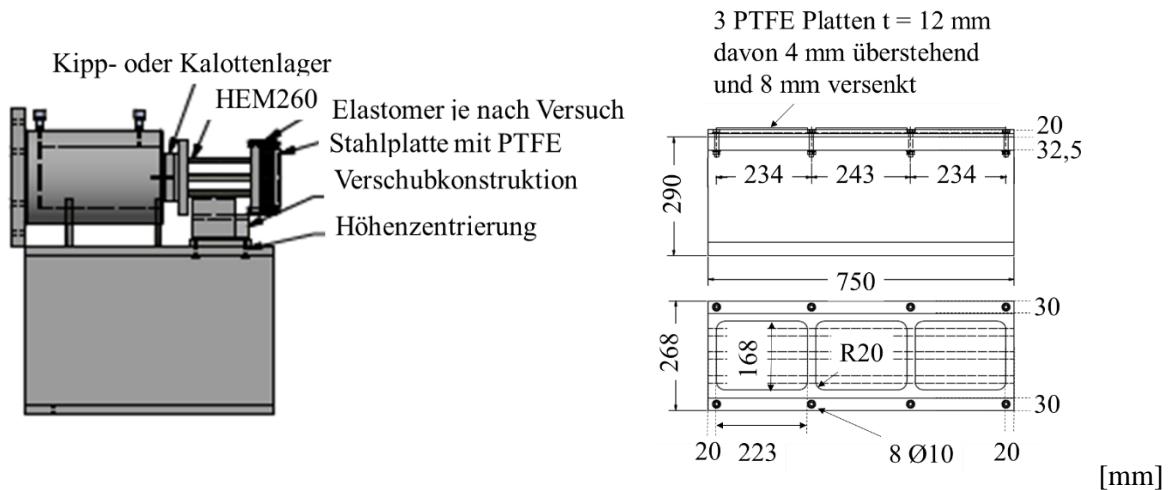


Abbildung 4-4: Allgemeine Darstellung der Lasteinleitung

Um die Verschieblichkeit der Lasteinleitungsträger in z-Richtung ohne Höhenverlust zu ermöglichen, wurde eine Konstruktion mit einer Schwerlastschiene entwickelt (siehe Abbildung 4-5). Für eine genaue und leichte Einstellung der Lasteinleitung sowie deren später gewünschte Exzentrizität wurden in der Bodenplatte dieser Schienenkonstruktion Plansenkungen gebohrt. Die Bohrungen der Träger, auf dessen die Schienenkonstruktion lagerten, wurden dementsprechend an diesen Positionen mit einer Gewindebohrung ausgeführt. Über Schrauben konnte die Bodenplatte mit der gesamten Konstruktion in der Höhe eingestellt werden. Um das Kalotten- oder Kipplager an der Kopfplatte des Zylinders zu fixieren, wurden ebenfalls Kopfplatten mit entsprechenden Bohrungen zur Montage am Zylinderkopf gefertigt (siehe Abbildung A 7, Anhang A). Durch die flexible Planung des Versuchsstandes konnten Versuche mit verschiedenen Lasteinleitungsstrukturen realisiert werden.

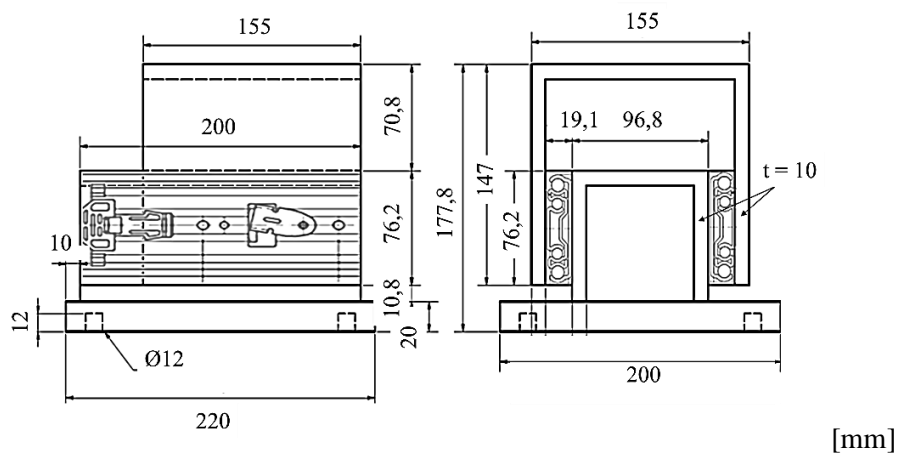
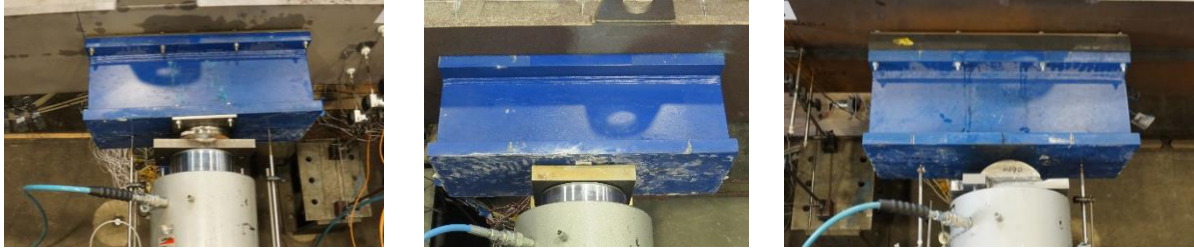


Abbildung 4-5: Schienenkonstruktion zur Halterung des Lasteinleitungsträgers

Im Zuge dieser Arbeit wurden drei unterschiedliche Lasteinleitungen bei insgesamt 12 Versuchen realisiert. Davon fünf mit einem Kipplager, drei mit Kipplager und bewehrtem

Elastomer und vier mit Kalottenlager, davon drei mit exzentrischer Lasteinleitung. Die Realisierung der Lagertypen ist in Abbildung 4-6 dargestellt.



(1) Kalottenlager

(2) Kiplager

(3) Elastomerlager

Abbildung 4-6: Krafteinleitung in Querrichtung

4.5 Abmessungen der Versuchskörper

In dem Forschungsprojekt [32] wurden sechs zum Brückenprojekt Thulba begleitende großmaßstäbliche Beulversuche durchgeführt, um fertigungsspezifische Imperfektionen korrekt abbilden zu können. Zur Vorplanung und Vergleichbarkeit mit dem maßgebenden Beulfeld der Talbrücke Thulba wurden im Rahmen des Forschungsprojektes [32] numerische Berechnungen durchgeführt. Diese führten zu der Festlegung der geometrischen Abmessungen dieser sechs Versuchskörper. Es werden für diese Versuche der Abstand zur ersten Steife, die bezogene Steifigkeit γ , und das Spannungsverhältnis $\beta = \sigma_z/\sigma_x$ untersucht.

Aufbauend auf diesem Parameterbereich wurden weitere sechs Versuche im Rahmen des Forschungsprojektes [58] durchgeführt. Diese wurden bezüglich der Bauteildicken und der Steifenabstände, identisch zu den ersten sechs Versuchen geplant. Neue Parameterbereiche ergaben sich durch die Aufnahme eines weiteren Spannungsverhältnisses $\beta = \sigma_z/\sigma_x$, der Verwendung von offenen Querschnitten der Längssteifen (Flachsteifen) und der damit verbundenen Untersuchung unterschiedlicher Torsionssteifigkeiten sowie der Variation der Lasteinleitungsstruktur und exzentrischer Lasteinleitung der Querlast.

Zusammenfassend wurden im Rahmen der zwei Forschungsprojekte insgesamt folgende Parameter untersucht:

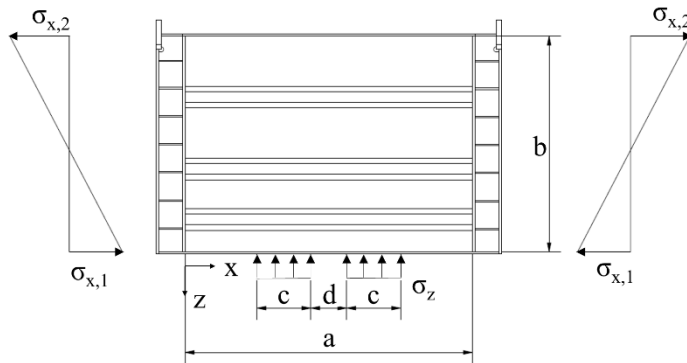
- Biege- und Torsionssteifigkeit der Längssteifen (weiche und steife Trapezsteifen, offene Längssteifen)
- Spannungsverhältnis $\beta = \sigma_z/\sigma_x$
- Position der Steifen (maßgebendes Beulen des Einzel- und Gesamtfeldes)
- Lasteinleitungsstruktur
- Exzentrische Lasteinleitung

Die vorliegende Arbeit konzentriert sich auf die Untersuchung der beiden letzteren Punkte. Der allgemeine Querschnitt der Versuchskörper ist in Abbildung 4-7 dargestellt. In Tabelle 4-1 werden die konstanten, geometrischen Abmessungen dargestellt, während Tabelle 4-2 die variierenden Parameter der einzelnen Versuchskörper zeigt.

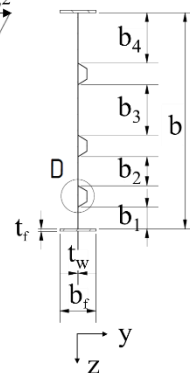
Tabelle 4-1: Allgemeine geometrische Abmessungen

b [mm]	t _w [mm]	a [mm]	b _f [mm]	t _f [mm]	B _{st} [mm]	t _{st} [mm]	c [mm]	d [mm]
3000	8	4000	500	30	300	6	750	500

Ansicht und Belastung

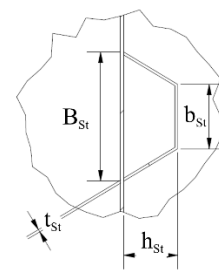


Querschnitt



Detail D:

Trapezsteife



Offene Steife

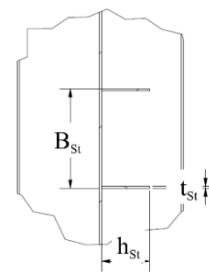


Abbildung 4-7: Geometrie und Belastung der Prüfkörper

Tabelle 4-2: Variierende Parameter der Versuchskörper

	b ₁ [mm]	b ₂ [mm]	b ₃ [mm]	b ₄ [mm]	h _{st} [mm]	b _{st} [mm]	t _{st} [mm]	γ bez. Steifigkeit [-]	β σ _z /σ _{x,1} [-]	e [mm]	Lager
V1	300	400	700	700	125	150	6	105	0.5	0	*1
V2	300	400	700	700	125	150	6	105	1.0	0	*2
V3	300	400	700	700	65	150	6	27	1.0	0	*2
V4	300	400	700	700	65	150	6	27	0.5	0	*2
V5	540	305	695	560	125	150	6	105	0.5	0	*2
V6	540	305	695	560	65	197	6	52	0.5	0	*2
D1	300	400	700	700	145	-	6	2x23	1.0	0	*3
D2	300	400	700	700	125	150	6	105	1.0	0	*3
D3	540	305	695	560	125	150	6	105	2.0	0	*3
D4	540	305	695	560	125	150	6	105	2.0	15	*1
D5	300	400	700	700	88	-	10	2x13,5	1.0	15	*1
D6	300	400	700	700	65	150	6	25	1.0	15	*1

*1 = Kalottenlager; 2 = Elastomerlager

4.6 Messtechnik

4.6.1 Messung der Längs- und Querkraft

Für die Messung der Kraft wurde je ein Öldrucksensor an zwei der drei hydraulischen Zylinder angebracht. Mit diesem konnte die aufgebrachte Last auf das System ermittelt werden. Zusätzlich wurden insgesamt vier Kraftmessdosen eingesetzt, die die Reaktionskraft in den Gewindestangen kontinuierlich gemessen haben. Dies ermöglichte zum einen den Vergleich der Messgenauigkeit und sicherte die weitere Datenerfassung beim Ausfall eines der Messsysteme ab. Zum anderen war es so möglich, Verluste durch Reibung einzuschätzen. Die Kraftmessdosen hatten einen Innendurchmesser von 80 mm und konnten somit über die Gewindestangen gelegt werden. Um eine gleichmäßige Druckbeanspruchung der Kraftmessdosen zu erhalten, wurde jeweils ein Axialgelenklager zwischen Kraftmessdose und Ankerplatte eingebaut. Der Aufbau und die Positionierung der Messtechnik ist in Abbildung 4-8 dargestellt. Aufgrund der Symmetrie des Systems wurden zwei Kraftmessdosen an dem Zugstangensystem der Schenkel und zwei an einer Seite des Zugstangensystems der Quertraverse eingebaut. Falls sich trotz Symmetrie Abweichungen ergeben hätten, konnten die Lasten zusätzlich über die Messung der Dehnungen mittels Dehnmessstreifen (DMS) an den einzelnen Gewindestangen zurückgerechnet werden.

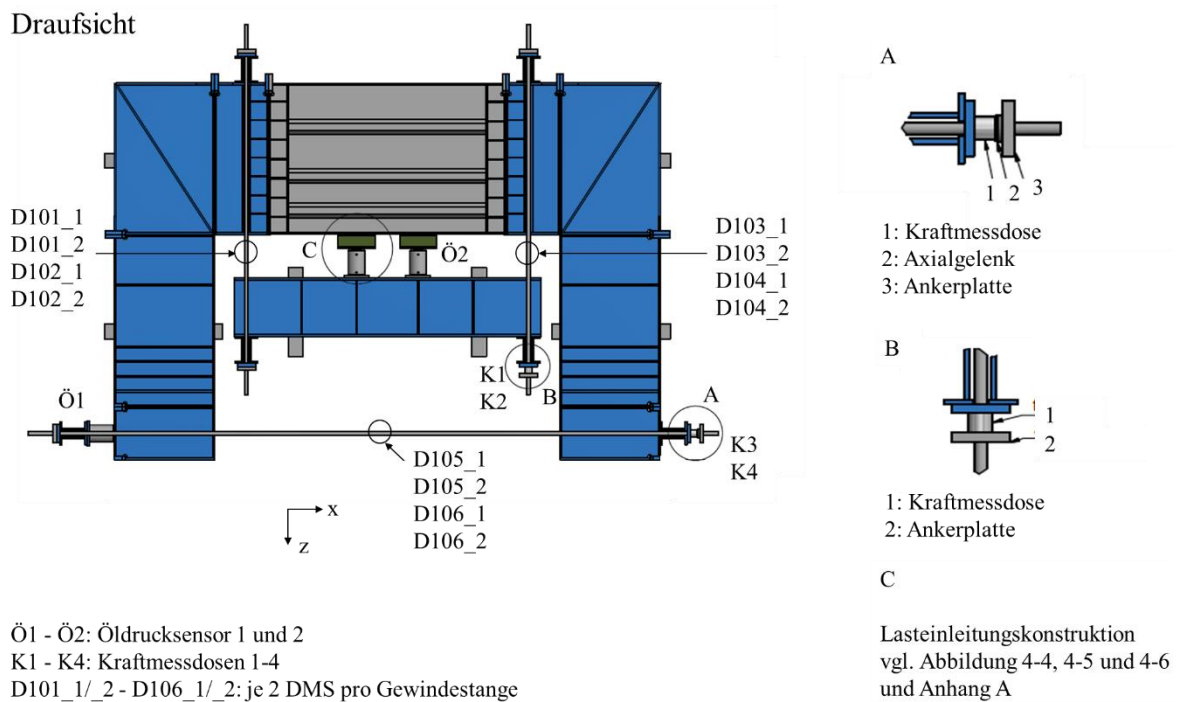


Abbildung 4-8: Position der Messtechnik am Prüfstand

Die Kraftmessdosen konnten bis zu einer Nennkraft von 2 MN belastet werden, dies entsprach auch der maximalen Zugkraft in einer Gewindestange bei maximaler Zylinderdruckkraft. Die

Druckkraftsensoren der Baureihe DK5 wurden gezielt für die Anwendung entwickelt, bei der in rauer Umgebung große Kräfte zuverlässig gemessen werden müssen. Die Sensoren bestehen im Wesentlichen aus einem zylindrischen Stauchkörper, der mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode optimiert wurde. Ein nachgeschalteter Messverstärker verarbeitet die Messsignale und speist die DMS-Vollbrücke. Die Axial-Gelenklager GE80-AW haben ebenfalls einen Innendurchmesser von 80 mm und komplettierten das System. Die Bauteile sind in [32] und [58] dargestellt.

4.6.2 Messung der Dehnungen

Die Dehnungen wurden mittels DMS und Rosetten gemessen. Die DMS und Rosetten wurden an dem Messsystem Peekel angeschlossen.

Im Lasteinleitungs- und maßgeblichen Versagensbereich wurden 45° Rosetten zur Messung des biaxialen Spannungszustandes und der Hauptspannung geklebt. Da sich der biaxiale Spannungszustand nach oben abbaut, wurden die Messstellen ab Höhe der zweiten Steife reduziert. Im Lasteinleitungsbereich wurden erst zwei DMS im 90° Winkel zueinander und schließlich nur noch DMS zur Erfassung der Längsspannungen sowohl im oberen Bereich des Stegbleches als auch am Flansch angebracht. Aufgrund der Symmetrie konnten die Messstellen weiter reduziert werden, lediglich vereinzelte wichtige Kontrollpunkte wurden doppelt gemessen. Die Lage der einzelnen Dehnmessstellen ist schematisch in Abbildung 4-9 und Abbildung 4-10 dargestellt.

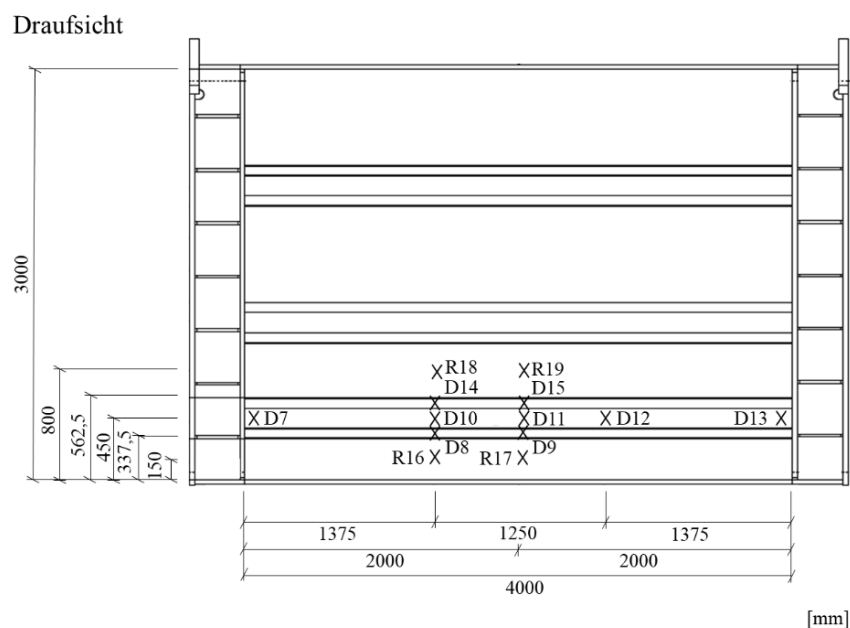


Abbildung 4-9: Position der Dehnmessstreifen auf der Oberseite

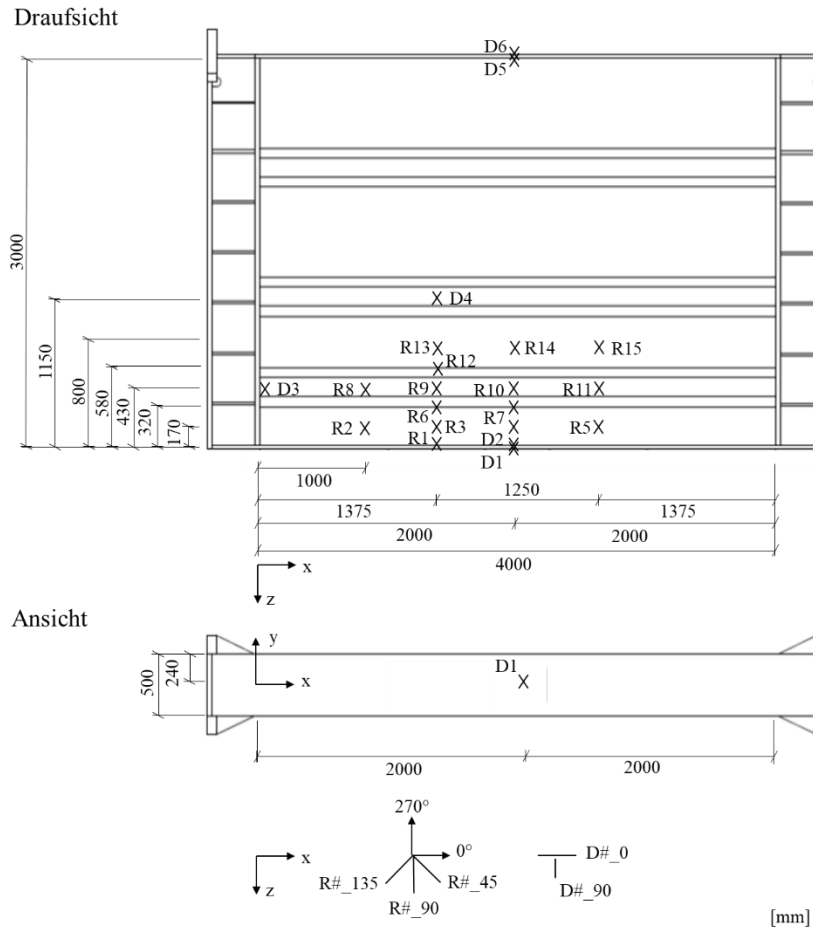


Abbildung 4-10: Position der Dehnmessstreifen auf der Unterseite

4.6.3 Messung der Verformungen

Da der Versuchsstand in alle Richtungen frei verschieblich gelagert war, wurde der Verformungszustand des Versuchsstandes durch Wegaufnehmer kontinuierlich gemessen. Dazu wurden jeweils ein Wegaufnehmer an jedem der Schenkel (WA100) und jeweils zwei Wegaufnehmer an den beiden Rahmenecken (WA20) angebracht. Die gemessenen Verformungen konnten Informationen über die Steifigkeiten des Gesamtmodells geben. Dadurch konnte die korrekte Modellierung der Kopplungsbeziehung durch die Eingabe einer Ersatzsteifigkeit des Prüfstandes für das numerische Teilsystem kontrolliert werden (siehe 5.1.4.)

An den Versuchskörpern selbst wurden die Verformungen aus der Ebene (y-Richtung) gemessen. Dazu wurde eine Unterkonstruktion aus Holz unter dem Versuchskörper errichtet, an der die Wegaufnehmer montiert wurden. Im Bereich des auftretenden Versagens wurden Seilzugsensoren (S1 –S12) angebracht, da diese größere Verformungen messen können. Im Zugbereich des Versuchskörpers wurden kleinere Verformungen aus der Ebene erwartet, weshalb hier induktive Wegaufnehmer mit 50 mm Weg eingesetzt wurden (WA50_1 –

WA50_3). Zudem wurde die Verformung des druckbeanspruchten Flansches durch drei auf der Mittellinie angeordneten Wegaufnehmern gemessen (WA50_6 - WA50_8). Diese wurden jeweils 120 mm von der Ober- und Unterkante (WA50_6 und WA50_8) des Flansches und zentral (WA50_7) positioniert. Hieraus konnte die Verdrehung des Flansches ausgewertet werden, wodurch eine vorhandene Exzentrizität der Lasteinleitung nachvollzogen werden konnte. Zur Kontrolle der gleichmäßigen Lasteinleitung wurden die Wegaufnehmer WA50_4/5 und WA50_9/10 seitlich der Zylinder an den Lasteinleitungsträgern (HEM260) montiert. Die Verformungen in z-Richtung des Versuchskörpers auf der zugbelasteten Seite wurden durch einen mittig angebrachten Wegaufnehmer WA50_10 aufgenommen. Die Lage der Wegaufnehmer ist in Abbildung 4-11 und Abbildung 4-12 dargestellt.

Draufsicht

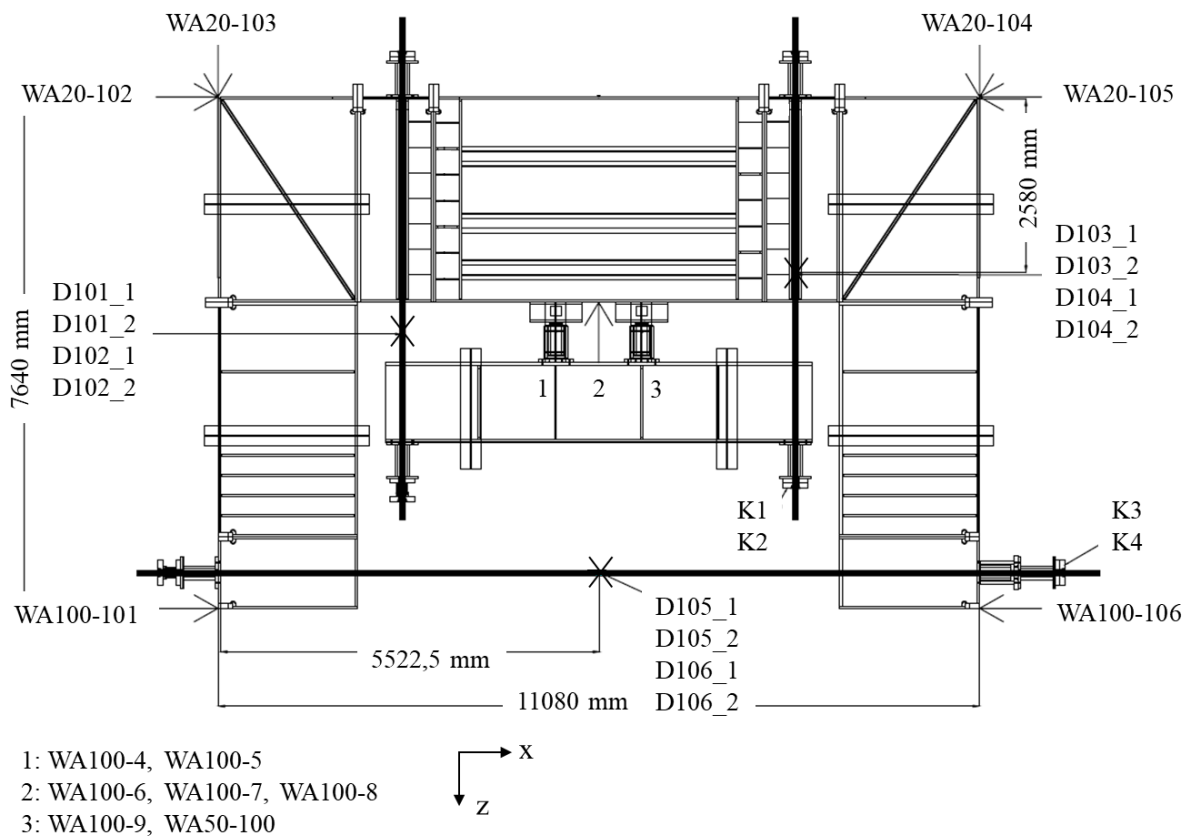


Abbildung 4-11: Position der Wegaufnehmer, DMS, Kraftmessdosen am Prüfstand

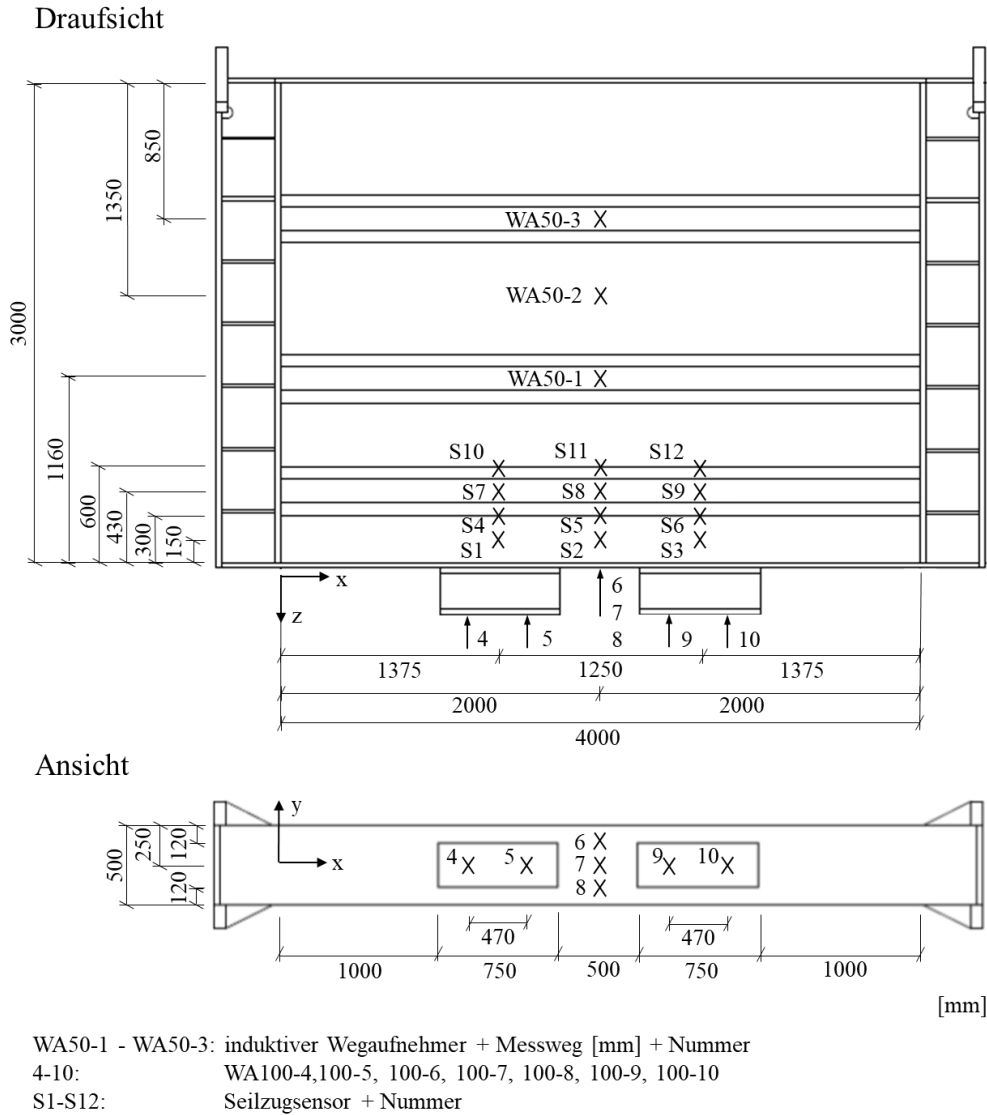


Abbildung 4-12: Position der Wegaufnehmer am Versuchskörper

Zusätzlich zu den Wegaufnehmern an der Unterseite der Versuchskörper wurden die Verformungen der Versuchskörper auf der Oberseite mittels 3D Laserscan erfasst. Die Messungen wurden zur Messung der geometrischen Imperfektionen vor Beginn der Versuche durchgeführt. Im Anschluss wurden die Messungen nach abgeschlossenem Test wiederholt, um die Verformungen im Endzustand zu erhalten. Die Verformungen wurden zwischen dem Sollkörper aus der CAD-Zeichnung und gescannter Punktwolke in vertikaler y-Richtung erfasst.

4.6.4 Messung der geometrischen Imperfektionen

Die Anfangsimperfektionen wurden durch den Lehrstuhl für Geodäsie der TUM mittels 3 D Laserscanning optisch erfasst und aufgenommen. Dazu wurden zwei Stative links und rechts des Versuchskörpers aufgestellt, um möglichst wenig Bereiche mit Verschattungen aufgrund

der Steifen zu erhalten. Die Scans der einzelnen Epochen mussten über idente Punkte registriert werden, da sich Bauteil und Versuchsstand zwischen den Messintervallen deformierte. Dazu wurden 4 Messkugeln auf dem Versuchsträger positioniert, um die beiden Scanwolken innerhalb einer Epoche zusammenzufügen. Zudem wurden drei nicht mit dem Versuch verbundene Kugeln und eine Kugel auf dem zweiten Scannerstandort installiert, um verschiedene Epochen registrieren zu können (vgl. Abbildung 4-13). Die Abweichungen wurden zwischen dem Sollkörper aus der CAD-Zeichnung und gescannter Punktwolke in vertikaler y-Richtung erfasst. Weitere Informationen zu der Messung und Auswertung der Messwerte sind in [54] angegeben.

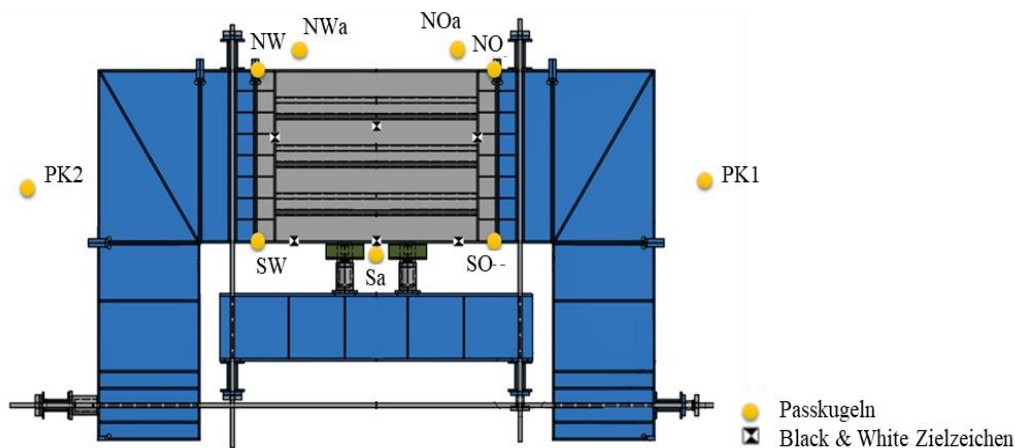


Abbildung 4-13: Positionen der Referenzmessstellen

4.7 Material

Die Versuchskörper wurden aus dem Material S355 J2 hergestellt. Da sich das Material der Steifen, des Steges und des Flansches wesentlich auf das tatsächliche Tragverhalten auswirkt, wurden die Materialkennwerte der Streckgrenze f_y und der Zugfestigkeit f_u zusätzlich zu den Angaben der Materialzeugnisse in eigenen Zugversuchen nach DIN 50125 [30] überprüft. Tabelle 4-3 zeigt die Materialkennwerte aus den Materialzeugnissen, Tabelle 4-4 die Ergebnisse aus den eigenen Zugversuchen. Die Materialwerte wurden in Längs- und Querrichtung überprüft. Dargestellt in Tabelle 4-4 sind die Mittelwerte der durchgeführten Zugversuche in Längsrichtung. Es bestanden jedoch keine signifikanten Unterschiede in den Ergebnissen zwischen den Werten in Längs- und Querrichtung. Die Versuche wurden mit beiden Tabellenwerten nachgerechnet, es konnte keine Tendenz zu einer besseren Übereinstimmung der Ergebnisse durch die Verwendung der einen oder anderen Materialtabelle erkannt werden. Allerdings war durchgehend zu erkennen, dass höhere Materialwerte zu einer höheren Traglast führen. Die Differenz der Traglast beträgt bei den untersuchten Fällen etwa 1 - 6 %.

Tabelle 4-3: Mechanische Kennwerte der Versuchskörper aus Materialzeugnisse

Versuchskörper	Steife		Steg		Flansch	
	f_y [N/mm ²]	f_u [N/mm ²]	f_y [N/mm ²]	f_u [N/mm ²]	f_y [N/mm ²]	f_u [N/mm ²]
V1	431	541	435	558	428	567
V2	431	541	435	558	428	567
V3	431	541	435	558	428	567
V4	431	541	435	558	428	567
V5	383	541	409	537	400	543
V6	383	541	409	537	400	543
D1	427	539	409	568	392	546
D2	479	593,8	457	583,8	392	546
D3	499	615	372	525	392	546
D4	499	615	372	525	392	546
D5	498	594	402	521	392	546
D6	477	577	392	518	392	546

Tabelle 4-4: Mechanische Kennwerte der Versuchskörper aus Zugversuchen

Versuchskörper	Steife		Steg		Flansch	
	f_y [N/mm ²]	f_u [N/mm ²]	f_y [N/mm ²]	f_u [N/mm ²]	f_y [N/mm ²]	f_u [N/mm ²]
V1	382,03	520,4	423,4	552,7	378,5	554
V2	382,03	520,4	423,4	552,7	378,5	554
V3	382,03	520,4	423,4	552,7	378	552
V4	382,03	520,4	423,4	552,7	379	556
V5	362,65	543,13	368,36	551,07	375,5	560,5
V6	362,65	543,13	368,36	551,07	376,5	544
D1	356,6	531,3	374,1	556,5	361	541
D2	432,6	549	398,4	554,6	361	541
D3	473,8	606,7	356,1	529	361	541
D4	473,8	606,7	356,1	529	361	541
D5	t=6 479,5	t=6 587,5	385,1	516,6	361	541
	t=10 402,1	t=10 574,5				
D6	418,4	529,4	371,1	512,5	361	541

4.8 Versuchsergebnisse

4.8.1 Auswertung der maximalen Belastung

Im Folgenden werden die maximalen Lasten aus der Messung der Kraftmessdosen sowie die daraus resultierenden Schnittgrößen und berechneten Spannungen und deren Verhältnis dargestellt. Abbildung 4-14 zeigt den kompletten Prüfstand. Es ist die Lage des Schwerpunktes des Versuchskörper s gekennzeichnet sowie die jeweiligen Hebelarme für die Berechnung des Biegemomentes M_y aufgrund F_1 und F_2 . Die gemessene Belastung und die daraus berechneten Schnittgröße M_y und resultierenden Spannungen sowie deren Verhältnisse bei dem jeweiligen Versagen der Versuchskörper sind der Tabelle 4-5 zu entnehmen. Gleichungen zu den einzelnen Werten folgen im Anschluss an die Tabelle. Der Zeitpunkt des Versagens wurde bei der maximal auftretenden Belastung aus dem Querdruck (F_2) definiert, da diese Last beim Versagen durch die rasche Zunahme der Verformungen am Flansch automatisch zurückgeht. Für diesen Zeitpunkt wurden dann die zugehörige Belastung F_1 tabelliert und weitere Werte berechnet. In Tabelle 4-6 sind die jeweiligen Versagensmodi mit Angabe der Richtung, in der das Beulen auftrat, zusammengestellt. Bilder zum Versagen des jeweiligen Versuchskörper befinden sich im Anhang B.

Tabelle 4-5: maximale Belastung der einzelnen Versuchskörper

Versuch	F_1 [kN]	$2 \cdot F_2$ [kN]	M_y^* [MNm]	$F_{Res..}^*$ [kN]	$\sigma_{x,1}^*$ [N/mm ²]	$\sigma_{x,2}^*$ [N/mm ²]	σ_z^* [N/mm ²]	Ψ^* [-]	β^* [-]
V1	3129,25	1660,84	19,08	3542,68	370,91	-256,47	128,15	-0,69	0,35
V2	1601,73	2241,12	11,32	2754,24	215,94	-156,27	172,93	-0,72	0,80
V3	1575,30	1780,08	9,95	2377,03	194,04	-137,42	137,35	-0,71	0,71
V4	2438,54	1738,52	14,27	2994,82	281,27	-194,11	134,15	-0,69	0,48
V5	2867,10	1809,68	17,81	3390,46	343,59	-247,23	139,64	-0,72	0,41
V6	1916,17	1619,97	11,49	2509,18	224,74	-159,16	147,91	-0,71	0,66
D1	994,39	1695,82	7,37	1965,87	140,96	-104,55	130,85	-0,74	0,93
D2	1479,92	2419,34	10,85	2836,09	206,09	-150,68	186,68	-0,73	0,91
D3	367,09	1863,98	4,10	1899,79	74,37	-61,64	143,83	-0,83	1,93
D4	290,6	1590,68	3,38	1617,01	61,11	-51,01	122,74	-0,83	2,01
D5	919,02	1475,82	6,71	1738,58	128,56	-94,97	113,88	-0,74	0,89
D6	1104,63	1791,50	8,08	2104,68	154,68	-114,49	138,23	-0,74	0,89

* aus Handrechnung

Das Moment und die resultierende Krafteinleitung berechnen sich zu:

$$M_y = F_1 \cdot l_1 + F_2 \cdot l_2$$

Gl. 4-1

$$F_{\text{res}} = \sqrt{F_1^2 + (2 \cdot F_2)^2} \quad \text{Gl. 4-2}$$

Die Spannungen $\sigma_{x,1}$, $\sigma_{x,2}$ und σ_z wurden berechnet mit:

$$\sigma_{x,1} = \frac{F_1}{A_{\text{ges}}} + \frac{M_y}{I_y} \cdot z_u \quad \text{Gl. 4-3}$$

$$\sigma_{x,2} = \frac{F_1}{A_{\text{ges}}} + \frac{M_y}{I_y} \cdot z_o \quad \text{Gl. 4-4}$$

$$\sigma_z = \frac{F_2}{c \cdot t_w} \quad \text{Gl. 4-5}$$

mit:

$c = 750 \text{ mm}$; $l_2 = 2235 \text{ mm}$; $l_1 = l - z_o$; $t_w = 8 \text{ mm}$

z_o und z_u = Lage des Schwerpunktes in Abhängigkeit der Versuchskörpergeometrie

A_{ges} = Querschnittsfläche in Abhängigkeit der Versuchskörpergeometrie

I_y = Flächenträgheitsmoment in Abhängigkeit der Versuchskörpergeometrie

Die Spannungsverhältnisse sind durch folgende Beziehung definiert:

$$\Psi = \frac{\sigma_{x,2}}{\sigma_{x,1}} \quad \text{Gl. 4-6}$$

$$\beta = \frac{\sigma_z}{\sigma_{x,1}} \quad \text{Gl. 4-7}$$

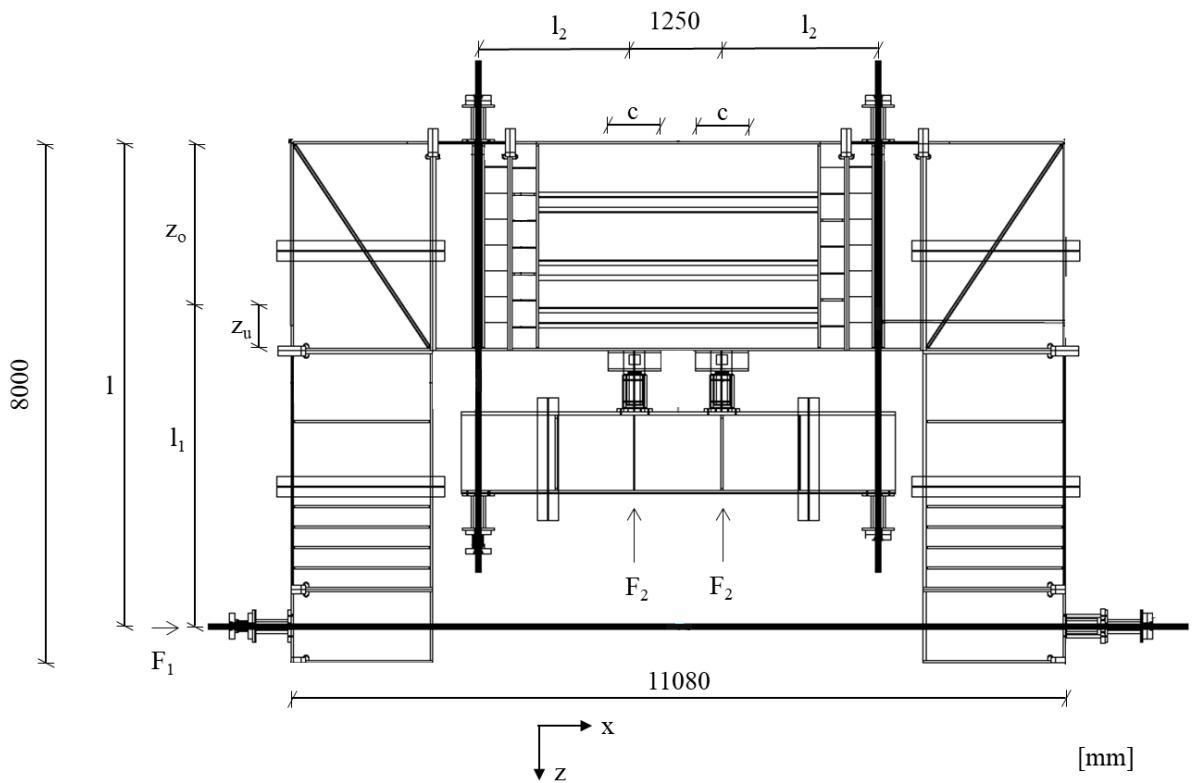


Abbildung 4-14: Bezeichnung der Hebelarme zur linearen Schnittgrößen- und Spannungsberechnung

Tabelle 4-6: Versagensmodi der einzelnen Versuchskörper

Versuch	Versagensmodi
V1	Gesamtfeldbeulen, Verformung in $-y$
V2	Gesamtfeldbeulen, Verformung in $-y$
V3	Gesamtfeldbeulen, Verformung in $-y$
V4	Gesamtfeldbeulen, Verformung in $+y$
V5	beginnendes Einzelfeldbeulen (mehrwellig), Versagen: Gesamtfeldbeulen, Verformung in $+y$
V6	beginnendes Einzelfeldbeulen (mehrwellig), Versagen: Gesamtfeldbeulen, Verformung in $+y$
D1	mehrwelliges Beulen der Längssteifen, Versagen: Gesamtfeldbeulen, Verformung in $-y$
D2	Gesamtfeldbeulen, Verformung in $+y$
D3	Einzelfeldbeulen, Verformung in $+y$
D4	Einzelfeldbeulen, Verformung in $-y$
D5	Gesamtfeldbeulen, Verformung in $-y$
D6	Gesamtfeldbeulen, Verformung in $-y$

4.8.2 Auswertung der Dehnungen

Die Dehnung wurde an verschiedensten Stellen (vgl. Abbildung 4-10 und Abbildung 4-9) gemessen. Eine ausführliche Darstellung der einzelnen Versuchskörper mit Messstellen und Auswertung der Dehnung ist in [32] und [58] abgebildet. Die Dehnung wurde an den Zugstangen ausgewertet, um die Lasten aus der Messung der Kraftmessdosen und Öldrucksensoren zu kontrollieren. Die Messergebnisse aus allen drei Messeinrichtungen stimmten gut überein. Die Auswertung der Rosetten erfolgte über die Darstellung der Hauptdehnung. Diese berechnet sich wie folgt und ist an den Richtungen der einzelnen Dehnmessstreifen der Rosetten (vgl. Abbildung 4-15) orientiert. Der betragsmäßig größere Wert ist maßgebend.

$$\varepsilon_{1/2} = \frac{\varepsilon_{45^\circ} + \varepsilon_{135^\circ}}{2} \pm \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot \sqrt{(\varepsilon_{45^\circ} - \varepsilon_{90^\circ})^2 + (\varepsilon_{135^\circ} - \varepsilon_{90^\circ})^2} \quad \text{Gl. 4-8}$$

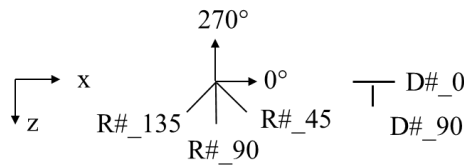


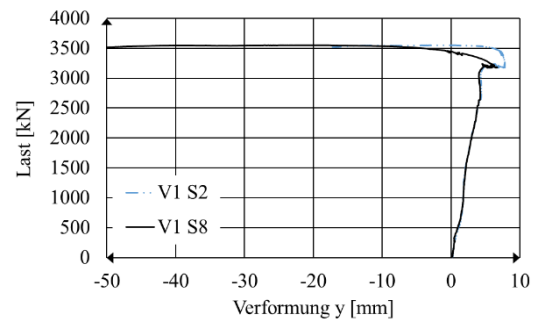
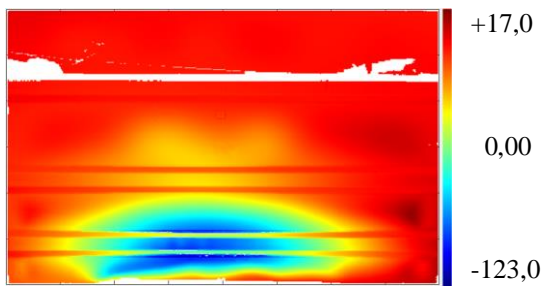
Abbildung 4-15: Richtungsdefinition der Rosetten

4.8.3 Auswertung der Verformungen

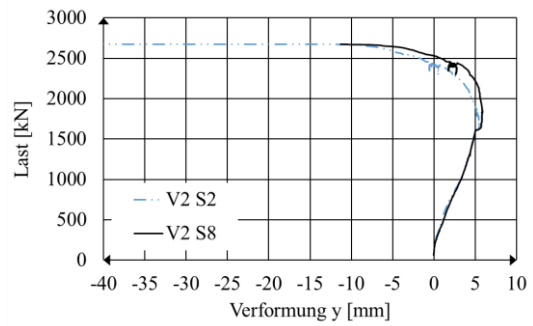
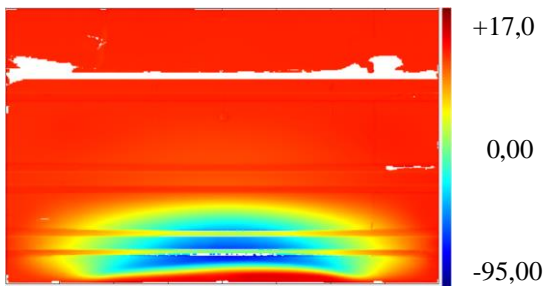
Im Folgenden werden die 3D-Scans aus der Ebene der Versuchskörper V1-V6 und D1-D6 sowie deren Last-Verformungskurven dargestellt. Die Last-Verformungsdiagramme beschränken sich auf die Visualisierung der Verformungen aus der Ebene der Mittellinie ($x=2000$ mm). Dargestellt sind ebenfalls nur aussagekräftige Positionen. Diese wurden für maßgebendes Einzelfeldbeulen bei der Messstelle S2 und bei Gesamtfeldbeulen bei S5, S8 und S11 festgelegt. Die Position der Messstellen kann der Abbildung 4-12 entnommen werden. Eine ausführliche Darstellung der einzelnen Versuchskörper mit Messstellen ist in [32] und [58] abgebildet.

Des Weiteren wurden die gleichmäßige Lasteinleitung über die Betrachtung der Verformung des Flansches über die Versuchskörperlänge sowie über die gemessene Verformung der HEM Träger kontrolliert. Der Flansch wurde auf dessen Verdrehung überprüft.

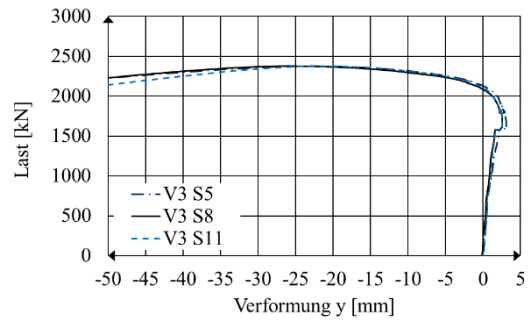
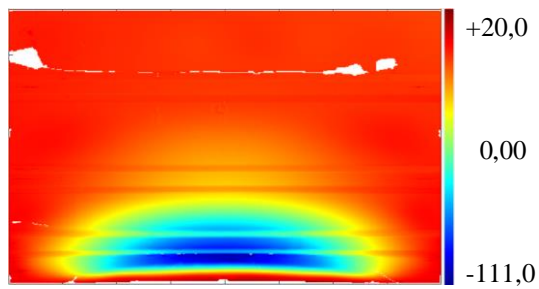
V1:



V2:



V3:



V4:

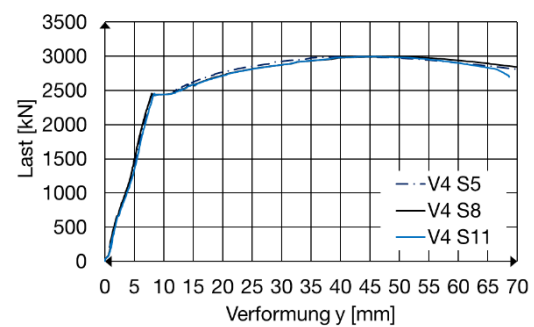
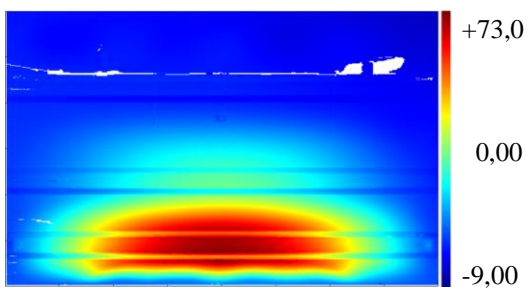
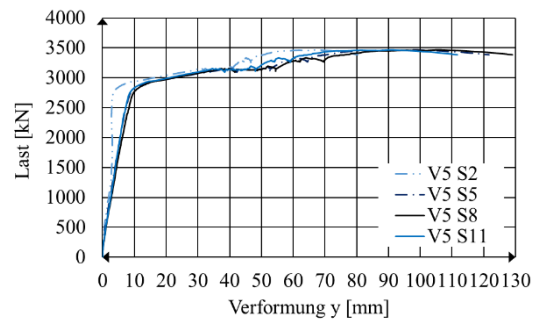
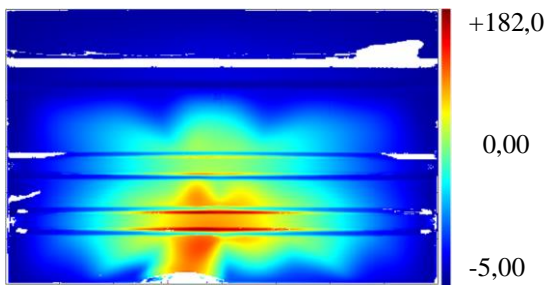
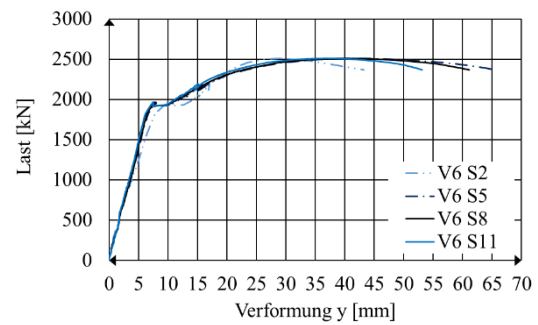
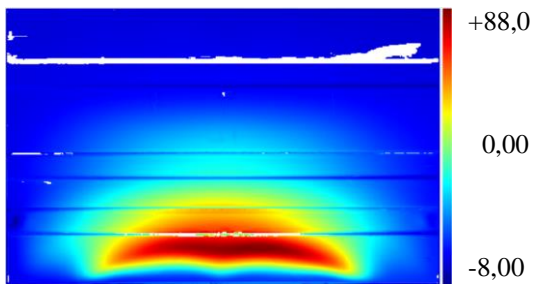


Abbildung 4-16: Scan der Verformung im Endzustand V1-V6 und D1-D6

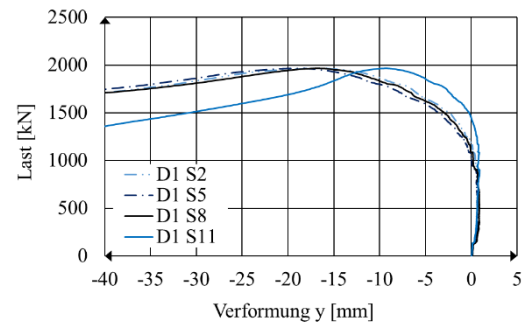
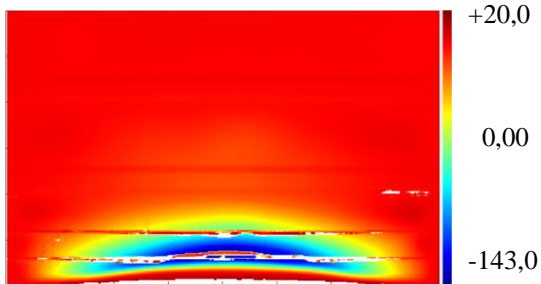
V5:



V6:



D1:



D2:

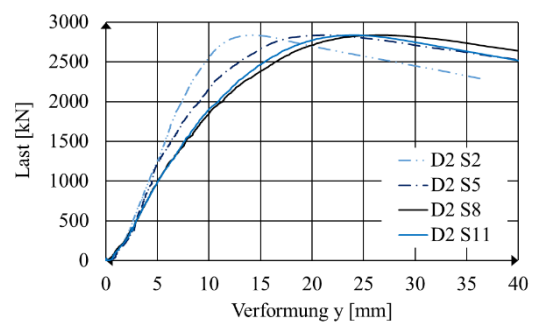
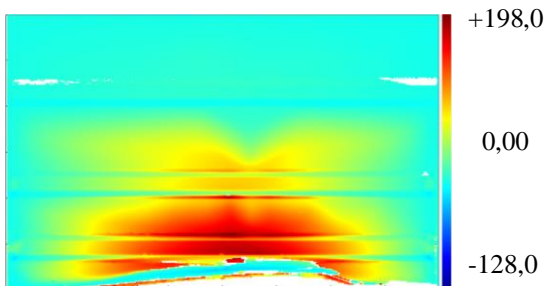
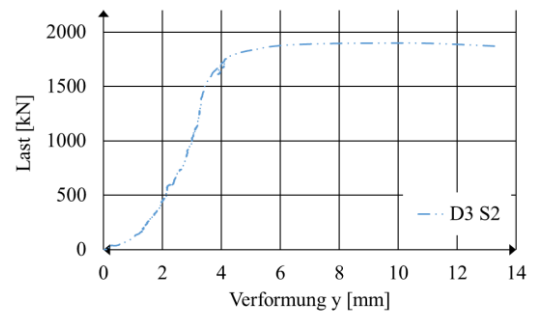
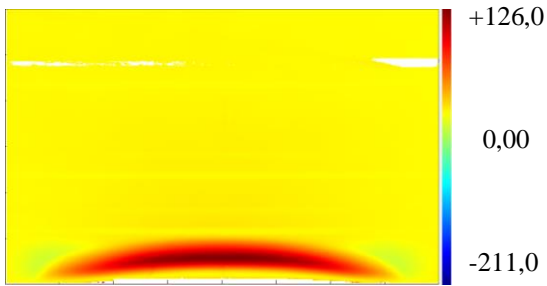
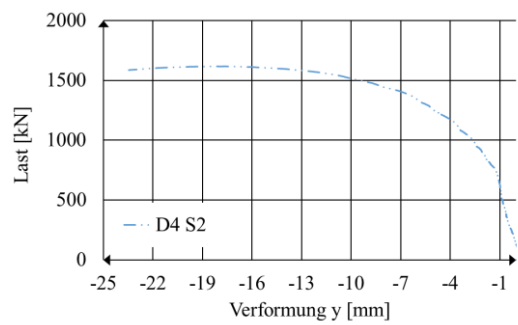
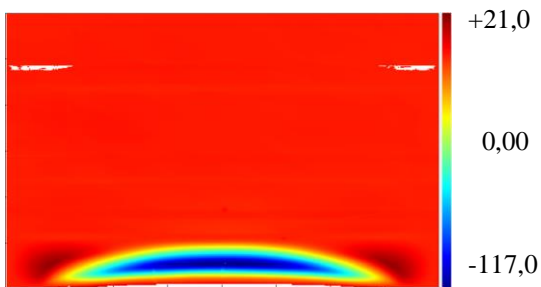


Abbildung 4-16 (Fortsetzung): Scan der Verformung im Endzustand V1-V6 und D1-D6

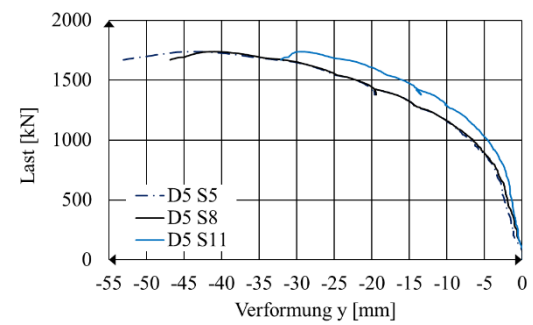
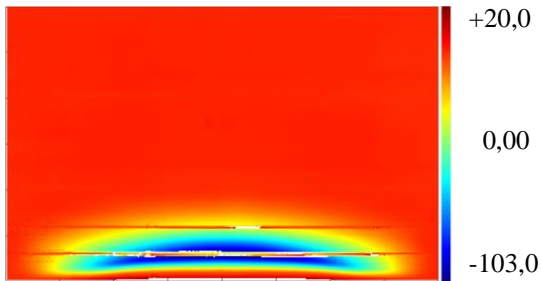
D3:



D4:



D5:



D6:

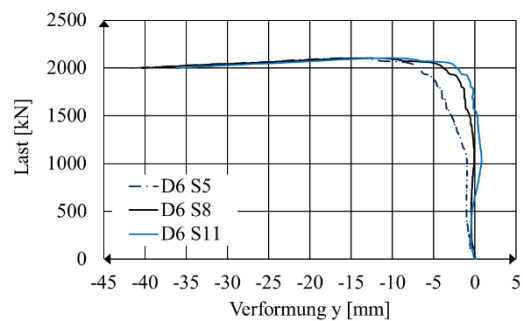
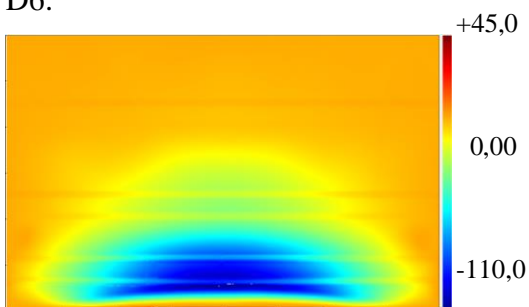


Abbildung 4-16 (Fortsetzung): Scan der Verformung im Endzustand V1-V6 und D1-D6

4.8.4 Auswertung der geometrischen Fertigungsimperfektionen

Die Abweichungen wurden zwischen dem Sollkörper aus der CAD-Zeichnung und gescannter Punktwolke in vertikaler y-Richtung erfasst. Für die Auswertung wurden Werte mit negativer oder positiver Auslenkung unterschiedlichen Farbskalen auf dem Farbbalken zugeordnet. Hierfür wurde gewählt:

- positive Abweichung in y-Richtung: gelb, rot
- negative Werte Abweichung in y-Richtung: blau

Dies ist beispielhaft am Nulllagenscan eines Versuchskörpers in Abbildung 4-17 dargestellt. Die Skala wurde aufgrund der unterschiedlich hohen Imperfektionen bei jedem Versuchskörper angepasst, da sonst bei kleinen Imperfektionen kaum Unterschiede in der Farbverteilung erkannt wurden. Die grauen Stellen waren sogenannte Fehlstellen, die von dem Scan aufgrund einer Verschattung oder Kabelführung nicht erfasst werden konnten. Die lokalen roten Bereiche sind die Verteiler, an denen die Messtechnik zusammengeführt wurde und stellen keine lokalen Abweichungen des Versuchskörpers dar.

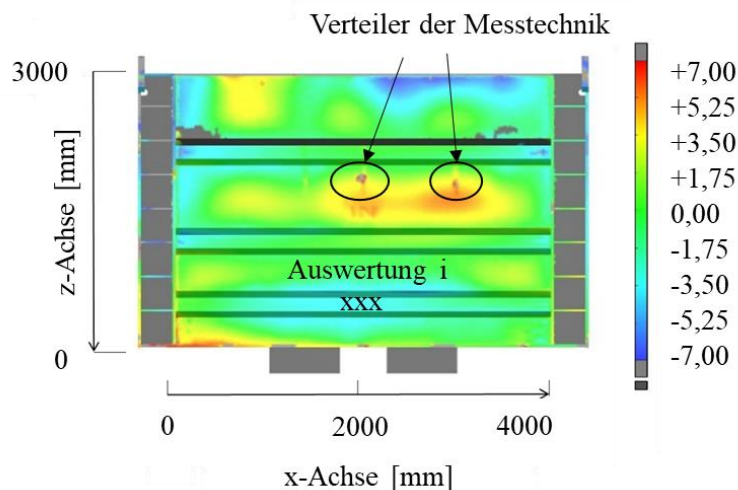


Abbildung 4-17: Beispiel eines Nulllagenscans

Es werden im Folgenden die Nulllagenscans der jeweiligen Versuchskörper dargestellt. Dabei wird jeweils eine Imperfektion i angegeben. Der angegebene Wert i wurde an der Stelle des auftretenden Versagens aus dem Mittel von drei Messwerten gebildet, um lokale Ausreißer durch eine Messung zu verhindern. Es wurden die Stellen bei $x = 1900$ mm, 2000 mm und 2100 mm ausgewertet. Ebenfalls wurde bei der Auswertung der Imperfektion die Position in z -Richtung abhängig vom Versagen des jeweiligen Versuchskörpers gewählt. Bei den Versuchskörpern V1-V4 und V6, D2 und D6 war Gesamtfeldbeulen maßgebend. Das Versagen der untersten Steife war maßgebend für das Beulen des Gesamtfeldes, daher wurde die vorhandene Imperfektion dieser Steife ausgewertet. Diese befand sich, bezogen auf die Lage

des Schwerpunkts der Steife für V1-V4, D2 und D6 bei $z = -450$ mm, für V6 bei -690 mm. Bei den Versuchskörpern mit Flachsteifen wie D1 und D5 wurde die Position der maßgebenden Steife bei $z = -300$ mm ausgewertet. Bei maßgebendem Einzelfeldbeulen wie bei D3, D4 und V5 wurde die Mitte des unteren Einzelfeldes, $z = -270$ mm, betrachtet. Diese Werte können mit den Herstelltoleranzen nach DIN EN 1090-2 Anhang D [25] sowie den anzusetzenden Ersatzimperfectionen nach DIN EN 1993-1-5 Abschnitt 9.2.1 sowie dessen Anhang C [1] und dem BASt Bericht Heft B140 [31] verglichen werden. Auf die Auswertung der minimalen und maximalen Werte wird verzichtet, da sich diese in Randbereichen befinden. Diese Bereiche sind zum einen mit den Angaben aus den genannten Normen nicht vollständig zu vergleichen, zum anderen waren diese Bereiche auch für das Versagen sowie für die Eingabe der Ersatzimperfectionen in den numerischen Modellen nicht maßgebend. Eine genaue Untersuchung dazu wurde im Rahmen der Forschungsprojekte [32] und [58] durchgeführt. Unter der Berücksichtigung der gesamten gescannten Vorverformung war in der Verformungsfigur beim Versagen an diesen Stellen örtlich eine intensivere Verformung beim Versagen zu erkennen. Die Traglast wurde kaum beeinflusst.

Bei allen 12 Versuchskörpern befand sich die maximale Auslenkung in die positive y - Richtung in Feld drei. Dies war bei allen Versuchskörpern das Feld mit dem größten Abstand zwischen den Steifen, was dazu führte, dass sich hier Effekte aus Schweißverzug deutlicher ausbilden konnten. Die maximal auftretende Imperfection wurde bei Versuchskörper drei mit einer maximalen Amplitude von 9,3 mm festgestellt. Zusammenfassend sind folgende Toleranzen, Imperfectionen und Abweichungen erlaubt zu berücksichtigen oder anzusetzen:

Nach DIN EN 1090-2 Anhang D [25] gelten für ausgesteifte Bleche für Imperfectionen aus der Ebene und geschweißte Stege folgende Bedingungen:

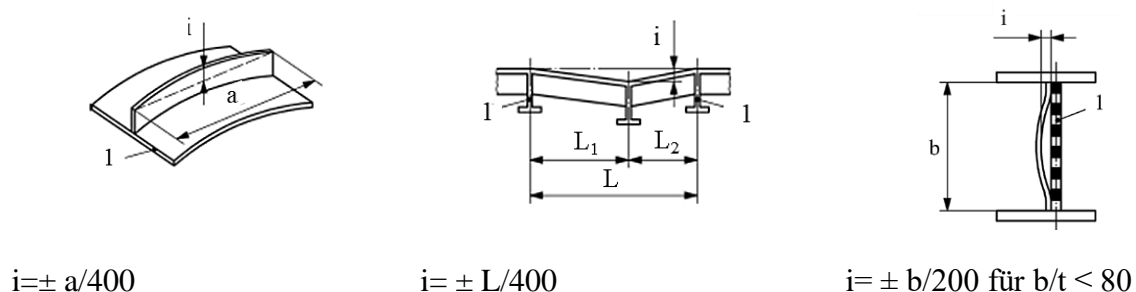


Abbildung 4-18: Herstelltoleranzen nach DIN EN 1090-2 für ausgesteifte Bleche [25]

Nach DIN EN 1993-1-5 Abschnitt 9.2.1 [1] ist für die Abweichung von Quersteifen eine Mindestanforderung von $s/300$ angegeben. Dabei ist für s der kleinere Wert von a_1 , a_2 oder b einzusetzen.

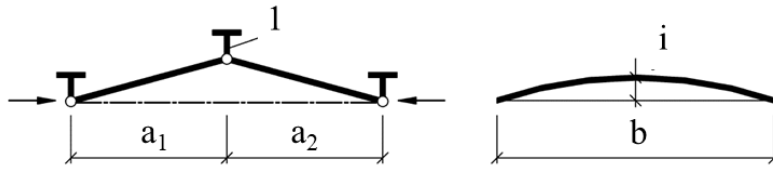


Abbildung 4-19: Imperfektionen nach DIN EN 1993-1-5, Abschnitt 9.2.1 [1]

In DIN EN 1993-1-5 Anhang C.5 [1] sind anzusetzende Ersatzimperfektionen für numerische Modelle geregelt. Es darf die Form der modalen Beulfigur angesetzt werden. Als Amplitude für die Ersatzimperfektion wird auf Tabelle C.2 und Bild C.1 [1] verwiesen.

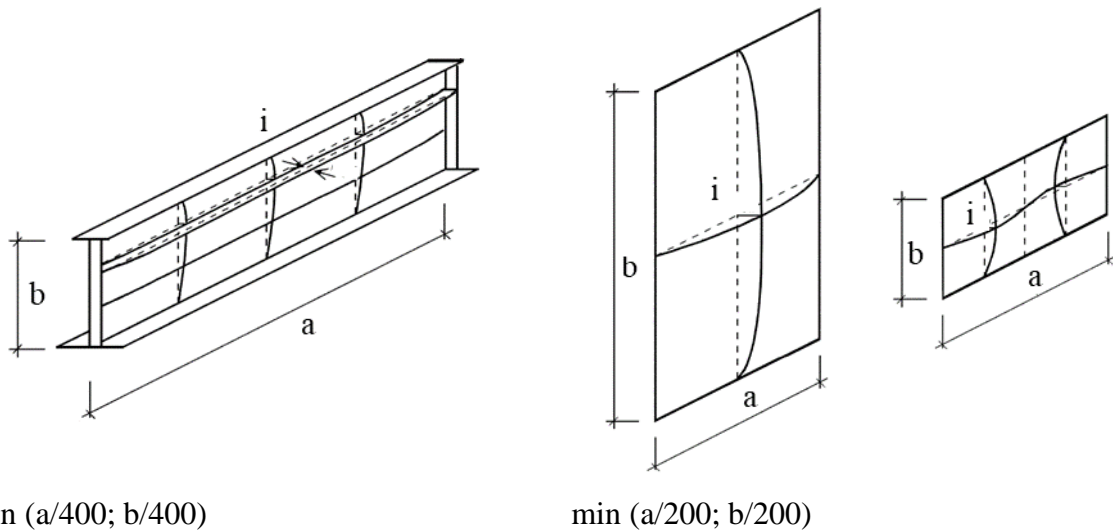


Abbildung 4-20: Ersatzimperfektionen nach DIN EN 1993-1-5 Anhang C [1]

Im BAST Bericht B140 [32], wird die Ermittlung des Stiches der Anfangsimperfektion $w_{0,c}$ in Abhängigkeit vom Divisor d_c und dem Imperfektionsbeiwert α_e ermittelt. Diese sind nach [32] wie folgt definiert:

$$w_{0,c} = a/d_c$$

mit b = Bauteilhöhe

$$d_c = 352,73 \cdot \alpha \cdot e^2 - 626,1 \cdot \alpha \cdot e + 372,1$$

$$\alpha_e = \alpha + 0,09 / (i_T / e)$$

$\alpha = 0,34$ für Hohlsteifenquerschnitte und $\alpha = 0,49$ für offene Steifenquerschnitte

i_T = Trägheitsradius der Steife mit anteiligem Blech

$e = \max(b_1, b_2)$ nach DIN EN 1993-1-5 Anhang A [1], Bild A.1

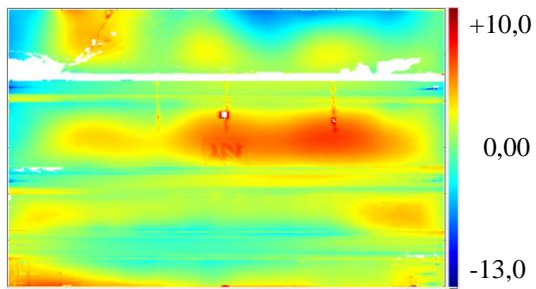
In Tabelle 4-7 ist zu erkennen, dass die gemessene geometrische Imperfektion in fast allen Fällen kleiner als die erlaubte Imperfektion ist. Lediglich die Betrachtung nach DIN EN 1993-1-5 Abschnitt 9.2.1 [1], führt zu deutlich kleineren zugelassenen Imperfektionen. Diese sind kleiner als die zugelassenen Toleranzen nach [25]. Von der Anwendung dieses Abschnittes

wird deshalb abgeraten. Die nach [25] zugelassenen Toleranzen wurden in drei von 12 Fällen überschritten.

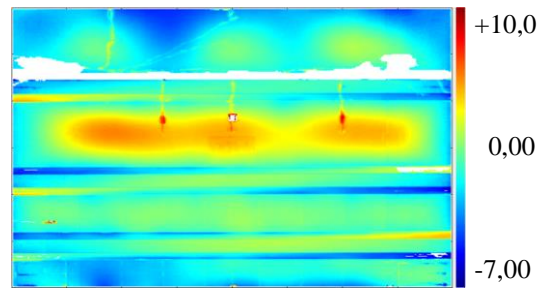
Tabelle 4-7: Vergleich verschiedener Imperfektionsansätze

Versuch	vorh. i [mm]	i nach DIN EN 1090-2 [mm]	i nach DIN EN 1993-1- 5 Abschnitt 9.2.1 [mm]	i nach DIN EN 1993- 1-5 Anhang C [mm]	i nach BAST Heft B 140 [mm]
V1	-2,4	2,5	1,5	7,5	2,44
V2	2	2,5	1,5	7,5	2,44
V3	-1,6	2,5	1,5	7,5	2,45
V4	0,43	2,5	1,5	7,5	2,45
V5	-0,21	2,7	1,52	2,7	2,47
V6	9,3	2,7	1,52	7,5	2,53
D1	-3,9	1,5	1,00	7,5	2,45
D2	-2,4	2,5	1,5	7,5	2,44
D3	-0,89	2,7	1,52	2,7	2,47
D4	-1,45	2,7	1,52	2,7	2,47
D5	-5,3	1,5	1,00	7,5	2,45
D6	-0,92	2,5	1,5	7,5	2,45

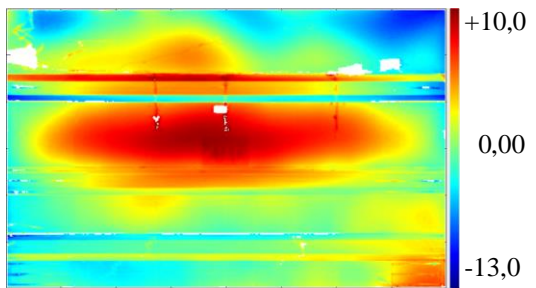
V1: $i = -2,40$ mm



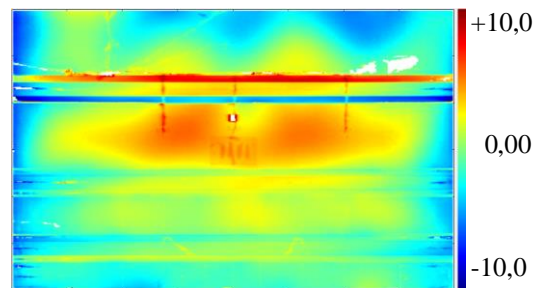
V2: $i = 2,00$ mm



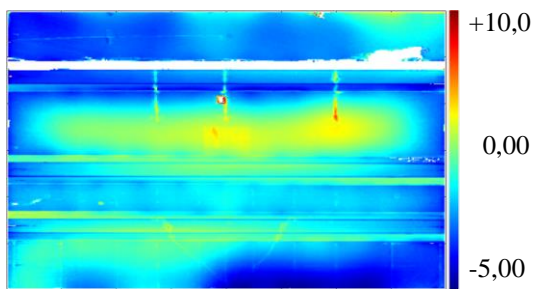
V3: $i = -1,60$ mm



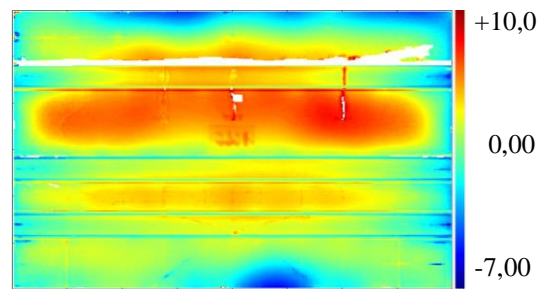
V4: $i = 0,64$ mm



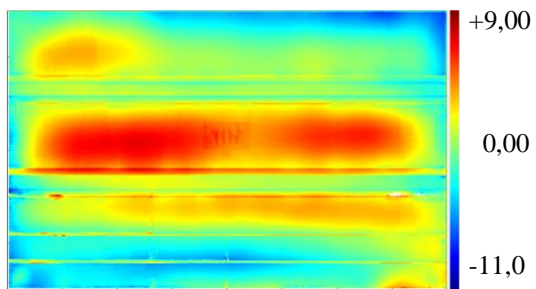
V5: $i = -0,21$ mm, Steife: 1,47 mm



V6: $i = 9,3$ mm



D1: $i = -0,37$ mm



D2: $i = -2,40$ mm

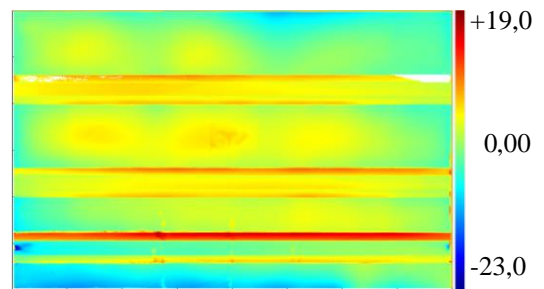
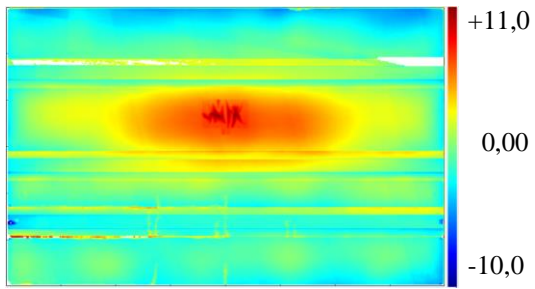
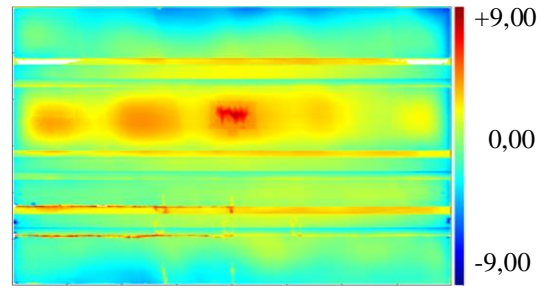


Abbildung 4-21: Nulllagenscans V1-V6 und D1-D6

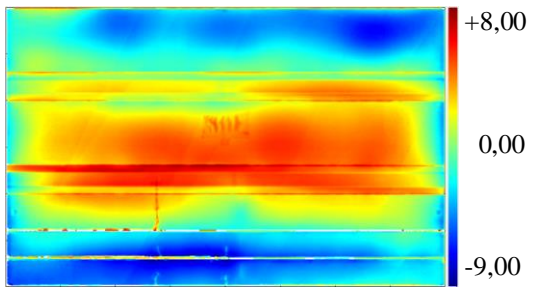
D3: $i = 0,98 \text{ mm}$



D4: $i = -1,45 \text{ mm}$



D5: $i = -5,3 \text{ mm}$



D6: $i = -0,92 \text{ mm}$

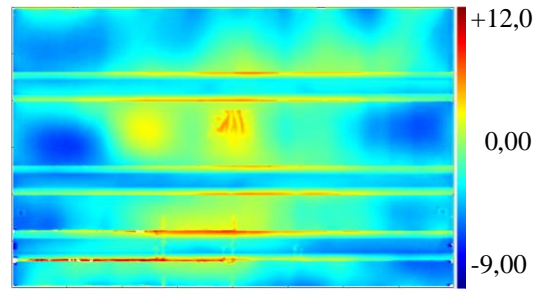


Abbildung 4-21 (Fortsetzung): Nullagenscans V1-V6 und D1-D6

5. Numerische Untersuchungen an Lasteinleitungssystemen

5.1 Überblick

Um die gewonnenen Erkenntnisse aus den experimentellen Untersuchungen nutzen zu können, war eine systematische Erweiterung des Parameterbereichs erforderlich. Hierfür boten sich ergänzende numerische Untersuchungen auf Grundlage der Methode der finiten Elemente (FEM) an. Es wurde daher im ersten Schritt ein numerisches Modell zur Nachrechnung der Versuche erstellt, um Fehler in der Modellbildung auszuschließen. Darauf aufbauend wurde im Anschluss eine weiterführende Parameterstudie durchgeführt. Das numerische Modell wurde in der Finite-Elemente-Software ANSYS Version 19.3 [46] und deren zentralen Simulationsumgebung Workbench Release 19.3 Academic erstellt. Die numerischen Berechnungen wurden materiell und geometrisch nichtlinear durchgeführt.

5.1.1 Geometrie

Die Eingabe der Geometrie erfolgte parametrisiert mit dem DesignModeler der Finite-Elemente-Software ANSYS [46]. Das Ziel der Modellierung war das Erzeugen eines Modells, das einerseits durch die Versuchsergebnisse validiert werden konnte und andererseits wenig rechenintensiv war, um diverse Parameter der Querlasteinleitung unter Berücksichtigung der Lastexzentrizität und verschiedener Randbedingungen der Verschlusslager untersuchen zu können. Aus diesem Grund wurden nur die Versuchskörper selbst modelliert. Auf eine Modellierung des Versuchsstandes wurde verzichtet. Dieser wurde durch entsprechende Randbedingungen (siehe 5.3.4) ersetzt. Die Verschlussträger wurden in der Modellierung berücksichtigt, um den Einfluss der exzentrischen Lasteinleitung untersuchen zu können. Die versteiften Bereiche an den Beulfeldseiten wurden modelliert. Es stellte sich jedoch bei Untersuchungen zu deren Einspanneffekte heraus, dass diese keinen Einfluss auf das Tragverhalten haben. Dies wird in Kapitel 5.1.4 und Anhang C genauer erläutert. Aufgrund geringer Bauteildicken, vor allem in den für das Beulen relevanten Bereichen des Stegbleches und der Trapezsteifen und um die Rechenzeit zu reduzieren, erfolgte die Modellierung als dünnwandige Struktur. Für die weiterführende Untersuchung dicker Stegbleche wurde diese Annahme zur Überprüfung der Ergebnisse geändert. Insgesamt wurden drei Bauteile erzeugt, der Versuchskörper, bzw. die untersuchte Plattengeometrie mit Flanschen, Längs- und Quersteifen und die zwei versteifte Verschlussträger für die Lasteinleitung, deren Flanschflächen über Kontakte mit dem Versuchskörper verbunden wurden.

5.1.2 Elementierung/Elementauswahl

Aufgrund der geringen Blechdicken wurde das Schalenelement Shell181 verwendet, ein 4-Knoten-Element mit 6 Freiheitsgraden pro Knoten. Nach [39] ist das Element für dünne Schalenstrukturen geeignet und berücksichtigt Schubverformungen nach der Reissner-Mindlin Theorie. Über den Aufruf eines Standardbefehls wurde eine volle Integration an diesem Schalenelement durchgeführt (APDL Befehl: `keyopt(3)=2`). Aufgrund der vergleichsweise großen Schlankheit des Stegblechs von $L/t = 500$ in Kombination mit dem 4-knotigen Element bestand die Gefahr, dass die Schubsteifigkeit aufgrund von „shear locking“ überschätzt wird. Eine Möglichkeit, „shear locking“ auch bei Elementen mit wenigen Knoten zu verhindern, ist die sogenannte Unterintegration (APDL Befehl: `keyopt(3)=0`). Die Überschätzung der Schubsteifigkeit durch „shear locking“ wurde in [42] überprüft und hat kaum einen Einfluss auf die Traglast und die Verformungen. Sie nahmen nur um 0,3 % zu. Aus diesem Grund wurde für alle Berechnungen im Rahmen dieser Arbeit mit voller Integration gerechnet.

Die Elementgröße wurde mit einer Konvergenzanalyse überprüft und mit 2,5 cm festgelegt. Mit Hilfe der in ANSYS [47] verfügbaren Netzverfeinerungsmethoden wurde ein regelmäßiges Netz mit hoher Elementqualität erreicht.

5.1.3 Imperfektionen

Die Imperfektionen wurden als geometrische Ersatzimperfektion eingegeben. Bei der Nachrechnung der Versuche wurde die Amplitude der ersten Beulform auf den Messwert des 3D Laser Scans an dieser Stelle des Versuchskörpers skaliert. Dies entspricht der geometrischen Imperfektion. Auf den Ansatz einer zusätzlichen Imperfektion infolge Eigenspannung wird verzichtet. Der Einfluss aus Eigenspannungen wurde bereits in [8] mit Verweis auf [37] und [38] als auch in [32] untersucht und als vernachlässigbar gering eingestuft. Auf eine Kombination mehrerer Beulformen wird verzichtet, da auch dieser Einfluss klein ist. Dieser Einfluss ist zum einen sehr klein (vgl. [41]) und zum anderen ist das maßgebende Versagen bei den Untersuchungen dieser Arbeit durch die Unterteilung der Modelle bereits bekannt. In Abbildung 5-1 ist Anhand eines Beispiels aus den Untersuchungen aus [41] Last-Verformungskurven mit verschiedenen Imperfektionsansätzen dargestellt. Gegenübergestellt wird die Last-Verformungskurve mit der Verwendung der Leitimperfektion zu 100 % auf die erste Beulform (Modus 1), mit den maßgebenden Last-Verformungskurven verschiedener Kombinationen mehrerer Beulformen und jeweils einer Leit- und mehrerer Begleitimperfektionen nach [1], Anhang C. Es ist zu erkennen, dass sich die Traglast nur

geringfügig unterscheidet. Demzufolge kann die erste Beulform als alleinige Imperfektion vereinfacht angesetzt werden.

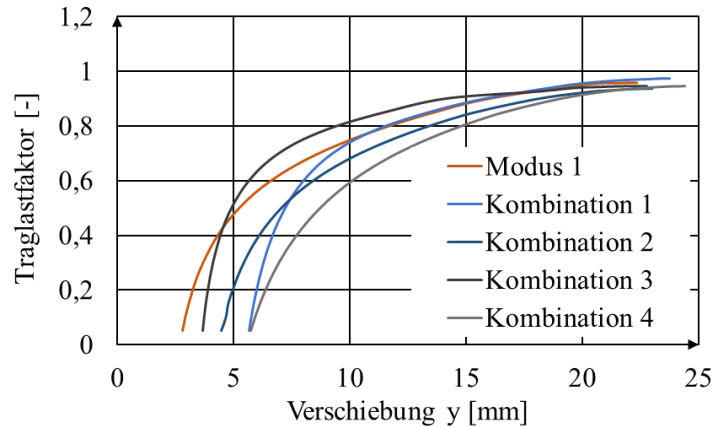
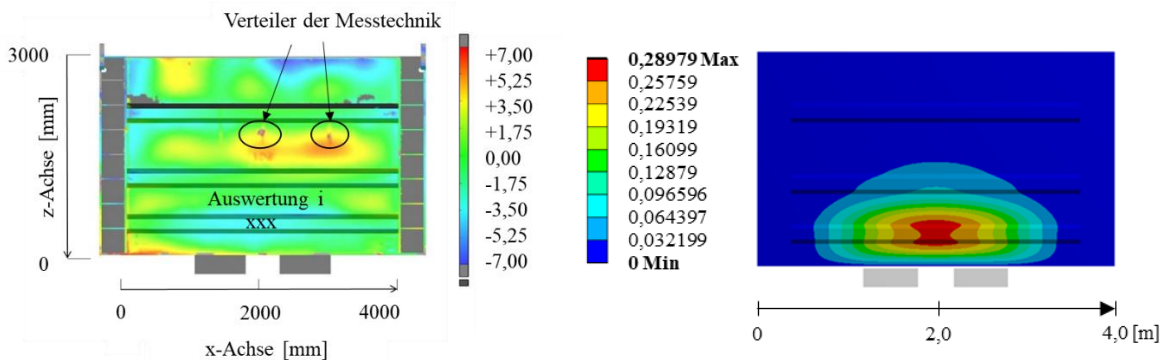


Abbildung 5-1: Last- Verformungskurven mit unterschiedlichen Imperfektionsansätzen

Eine Nachrechnung der Versuchskörper mit Berücksichtigung der realen Imperfektionen wurde in [32] und [43] durchgeführt. Die Differenz der Traglast aus den Berechnungen der gemessenen Imperfektionsfigur zu vereinfachten Annahmen nach DIN EN 1993-1-5 [1], Anhang C, durch die Kombination mehrerer Beulformen, als auch zu der vereinfachten Annahme der skalierten ersten Beulform nach [42] und [43] ist vernachlässigbar gering und wurde daher in den folgenden Berechnungen nicht berücksichtigt. Die folgende Abbildung stellt ein Beispiel zur Berechnung der Skalierung der Amplitude der ersten Beulform am Beispiel eines Versuchskörpers mit Gesamtfeldbeulen dar.

3D Scan Versuch

Erste Beulform FEM



Auswertung i_y		
x [mm]	z [mm]	y = i [mm]
1900	-450	-2,475
2000	-450	-2,308
2100	-450	-2,511
Mittelwert		-2,431

max. y = 0,28979 m

$$\text{Skalierungsfaktor der ersten Beulform: } \frac{-0,002431 \text{ m}}{0,28979 \text{ m}} = -0,0082819$$

Abbildung 5-2: Ansatz der Imperfektion zur Nachrechnung der Versuche

5.1.4 Randbedingungen

Der Versuchskörper und die Lasteinleitungsträger der Querlast wurden unter Berücksichtigung der Randbedingungen des Prüfstands modelliert. Dabei erfolgten die Lasteingabe und Lagerung über externe Punkte. ANSYS Mechanical [47] bietet die Möglichkeit, mit Hilfe von externen Punkten dem FE-Modell zusätzliche Knoten hinzuzufügen. Stellen, an denen im Versuch Lasten entweder direkt über die Hydraulikpressen oder über die Rückkopplung mit Zugstangen eingeleitet wurden, sind durch externe Punkte definiert. Die externen Punkte wurden jeweils mit Flächen des Versuchskörpers verbunden. Um numerische Probleme zu vermeiden, wurden die Knoten nicht starr mit den Flächen gekoppelt, sondern über Balken mit entsprechend berechneter Ersatzsteifigkeit eingegeben und verbunden. Diese Option kann direkt in ANSYS Mechanical [47] ausgewählt werden. Die Balken wirkten aufgrund ihrer hohen Steifigkeit quasi starr, was der Ausführung des Prüfrahmens im entspricht. Auch dort waren die Schenkel des Versuchstandes im Vergleich zum Versuchskörper deutlich steifer. Über die externen Punkte konnten einerseits sowohl Kräfte direkt aufgebracht als auch in ihren Freiheitsgraden entsprechend gelagert werden. Aufgrund identischer Abstände zum Prüfstand entsprachen diese dann den Versuchsstandbedingungen. Abbildung 5-3 zeigt die Lage der externen Punkte und deren Verbindung zum Versuchskörper schematisch.

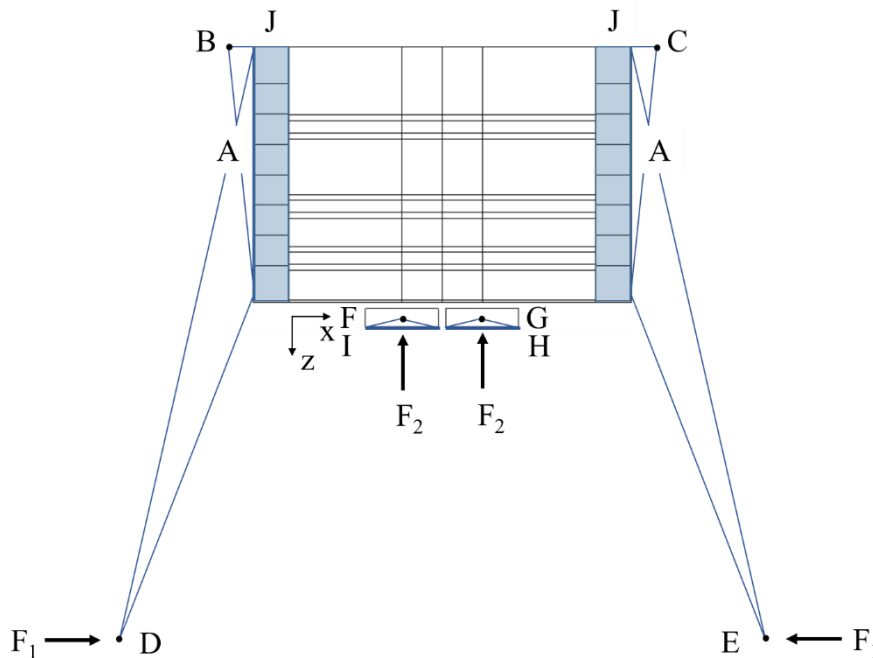


Abbildung 5-3: Lage der externen Punkte und deren Kopplung

Tabelle 5-1: Freiheitsgrade der externen Punkte

externer Punkt	x	y	z	φ_x	φ_y	φ_z	A _{ref.}
B + C	frei	frei	fest	frei	frei	frei	A
D + E	frei	frei	frei	frei	frei	frei	A
F (M1)	fest	frei	frei	frei	frei	fest	I
F (M2)	fest	frei	frei	fest	frei	fest	I
G (M1)	fest	frei	frei	frei	frei	fest	H
G(M2)	fest	frei	frei	fest	frei	fest	H

Tabelle 5-2: Freiheitsgrade der Referenzflächen

Referenz- fläche	Anzahl Flächen	x	y	z	φ_x	φ_y	φ_z
A	2	frei	fest	frei	frei	frei	frei
H	1	frei	frei	frei	frei	frei	frei
I	1	frei	frei	frei	frei	frei	frei

Die Lage der externen Punkte F und G wurde in z-Richtung parametrisiert, um zu unterscheiden, ob die Schubträger auf Kalotten- oder Kipplagern aufliegen. Abhängig davon verschob sich auch der Drehpunkt des Lagers und somit die externen Punkte F und G in z-Richtung. Zusätzlich variiert wurde deren Lage in y-Richtung, um eine exzentrische Lasteinleitung berücksichtigen zu können. Je nach untersuchtem Lagertyp, unterschieden sich ebenso die Freiheitsgrade dieser Punkte. Die Modelle sind im Folgenden beschrieben.

Bei Modell M1 wurde das Kalottenlager berücksichtigt. Dementsprechend wurde die z-Koordinate der externen Punkte F und G zur Lasteinleitung der Querlast F_2 in den Rotationspunkt der Kalotte gelegt. Der sich daraus ergebende Abstand zum Versuchskörper wird im Weiteren „s“ genannt. Die externen Punkte wurden mit den unteren Flächen der Lasteinleitungsträger (hier Längsversteifter HEM260) gekoppelt. Die Rotation φ_x der externen Punkte F und G wurde zugelassen. Der schematische Aufbau der Lasteinleitung während der Versuche und deren Modellierung ist in Abbildung 5-4 dargestellt.

Modell M1: Kalottenlager

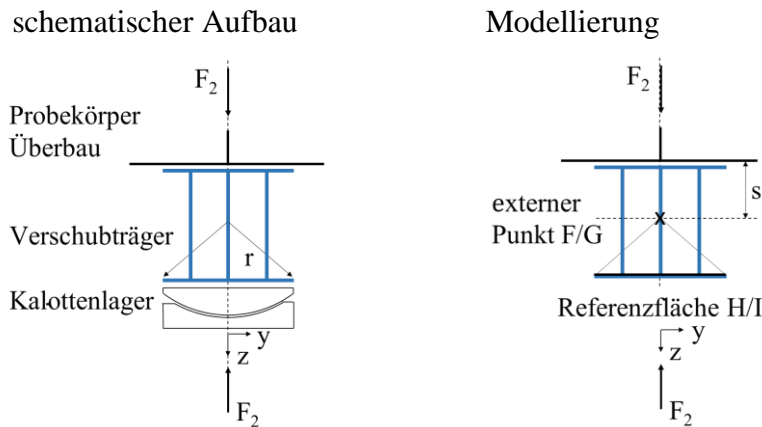


Abbildung 5-4: Modellierung der Lasteinleitung mit Kalottenlager

Bei Modell M2 wird das Kipplager berücksichtigt. Dementsprechend wurde die z -Koordinate der externen Punkte F und G zur Lasteinleitung der Querlast F_2 in den Drehpunkt des Kipplagers gelegt. Die externen Punkte wurden mit den unteren Flächen der Lasteinleitungsträger (hier Längsversteifter HEM260) gekoppelt. Die Rotation φ_x der externen Punkte F und G wurde in diesem Modell festgehalten. Der schematische Aufbau der Lasteinleitung während der Versuche und deren Modellierung ist in Abbildung 5-5 dargestellt.

Modell M2: Kipplager

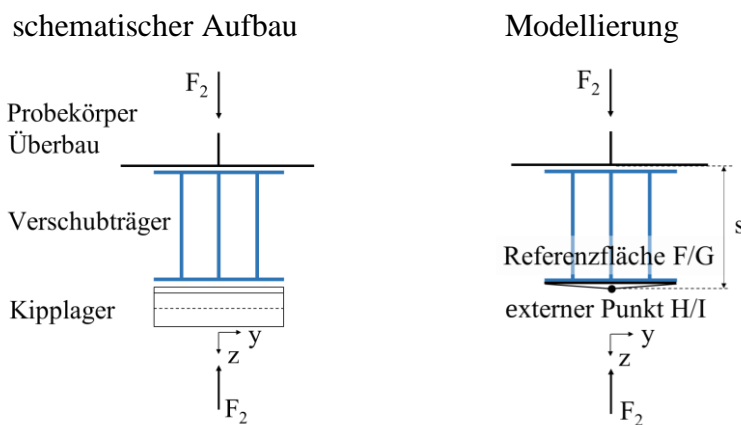


Abbildung 5-5: Modellierung der Lasteinleitung mit Kipplager

Um das Spannungsverhältnis ψ zu steuern, konnten die externen Punkte D und E ebenfalls in ihrer z -Koordinate verschoben werden. Nachdem sich die Schwerpunktlage der Platten mit anderer Plattengeometrie verschiebt, war eine Änderung der z -Koordinate für Untersuchungen mit konstantem Spannungsverhältnis ψ notwendig.

5.1.5 Kontakte

Der Kontakt zwischen den Verschiebeträgern und dem Flansch des Versuchskörpers wurde berücksichtigt. ANSYS Mechanical [47] verbindet die Flächen über nichtlineare Kontaktelemente, die prüfen, ob zugehörige Kontakt-Partner-Flächen durchdrungen werden. Bei einer Durchdringung der Flächen entsteht eine Kontaktsteifigkeit, die mit einer Rückstellfeder vergleichbar ist. Iterativ werden dann die Rückstellkräfte und die äußeren Einwirkungen ins Gleichgewicht gebracht, bis keine Durchdringung mehr vorliegt. [45]

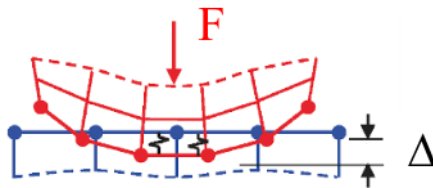


Abbildung 5-6: Funktionsprinzip der Kontaktsteifigkeit bei ANSYS Workbench [45]

Der Kontakt zwischen dem Lasteinleitungsträger und dem unteren Flansch der Platte wurde als Reibung definiert. In Realität ist hier eine PTFE-Lage eingebaut. Die ZTV-Ing. Teil 6 Abschnitt 2 [29] fordert eine Sicherstellung eines Reibbeiwerts zwischen PTFE und Stahl von maximal 0,04. Während des Verschiebs wird die Teflonschicht zusätzlich gefettet, was den Reibbeiwert reduziert, andere Einflüsse wie Alterung und Abrieb erhöhen diesen hingegen. Die Verschiebgeschwindigkeit und Temperatur haben zusätzlich Einfluss auf den tatsächlich vorhandenen Reibbeiwert während des Verschiebs. Es wurde für die weiteren Untersuchungen daher eine Konvergenzanalyse des Reibbeiwertes durchgeführt. Der Reibbeiwert wurde dazu zwischen 0,04 und 0,6 variiert. Die Ergebnisse sind in Anhang C dargestellt. Die Berechnungen ergaben mit der Eingabe des Reibbeiwert größer als 0,08 übereinstimmende Ergebnisse in der Traglast. Bei kleineren Reibbeiwerten begannen die Lasteinleitungsträger stark zu rutschen, das Versagen fand demzufolge nicht mehr infolge des Stegblechbeulens statt. Für die folgenden Untersuchungen wurde daher ein Reibbeiwert von 0,2 gewählt.

5.1.6 Material

Die Modellierung des Baustahls erfolgte als isotropes Material. Das nichtlineare Materialverhalten des Stahls wurde über ein bilineares Spannungs-Dehnungsdiagramm berücksichtigt (siehe Abbildung 5-7). Dabei wurde zur numerischen Stabilität die Verfestigung nach Erreichen der Streckgrenze mit einem Tangentenmodul von 1450 MPa angenommen. Dies entspricht der Voreinstellung des Programms ANSYS [46]. Das Tangentenmodul hat keinen Einfluss auf die Ergebnisse der Traglast. Die Untersuchungen dazu sind in Anhang C dargestellt. Für die in Kapitel 5.2 Tabelle 5-3 und Tabelle 5-4 dargestellten Ergebnisse zur

Validierung der Modellbildung wurde die Fließspannung f_y aus Tabelle 4-3 angesetzt. Eine genaue Untersuchung des Einflusses aus Material wurde u.a. in [32] durchgeführt. Für die anschließende Parameteruntersuchung wurde die Streckgrenze mit 355 N/mm^2 festgelegt. Im Weiteren wurden für alle Berechnungen der E-Modul mit 210.000 N/mm^2 , das Schubmodul mit 80.769 N/mm^2 und die Querdehnzahl mit 0,3 festgelegt.

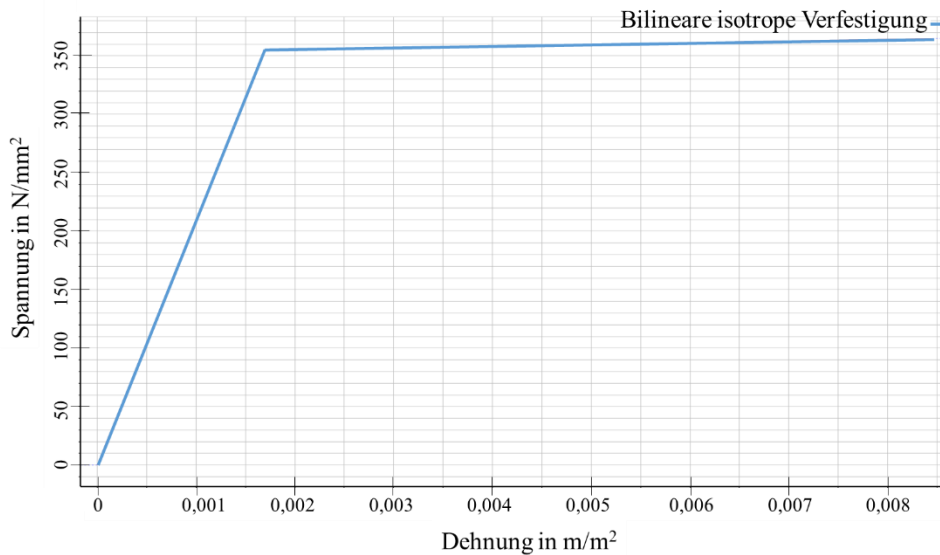


Abbildung 5-7: bilineare Materialkurve

5.1.7 Berechnungssteuerung

Das für die nichtlinearen Berechnungen angewendete Lösungsverfahren ist ein inkrementell-iteratives Verfahren. Das Vorgehen ist grundsätzlich inkrementell, das heißt die Last wird schrittweise aufgebracht und es wird in jedem Lastschritt von einem linearen Systemverhalten ausgegangen. Im Gegensatz zum rein inkrementellen Verfahren wird aber bei jedem Lastschritt eine Iteration nach einem numerischen Iterationsverfahren durchgeführt. So wird vermieden, dass sich Fehler über die Lastschritte summieren. Das rein iterative Verfahren benötigt im Vergleich dazu viele Iterationsschritte und kann die Belastungsgeschichte nicht wiedergeben. Es gibt unterschiedliche inkrementell-iterative Verfahren zur Lösung von nichtlinearen Berechnungen mit unterschiedlichen Vor- und Nachteilen. In ANSYS Workbench [46] wird hierfür als Default das leistungsstärkste Lösungsverfahren, das volle Newton-Raphson-Verfahren verwendet. Mit Hilfe einer adaptiven Steuerung wurden die Lastschritte in der Nähe der Traglast automatisch reduziert. Beim kraftgesteuerten Verfahren wird beim Erlangen der Traglast aufgrund der singulären Tangentensteifigkeitsmatrix keine Konvergenz mehr erreicht, [52].

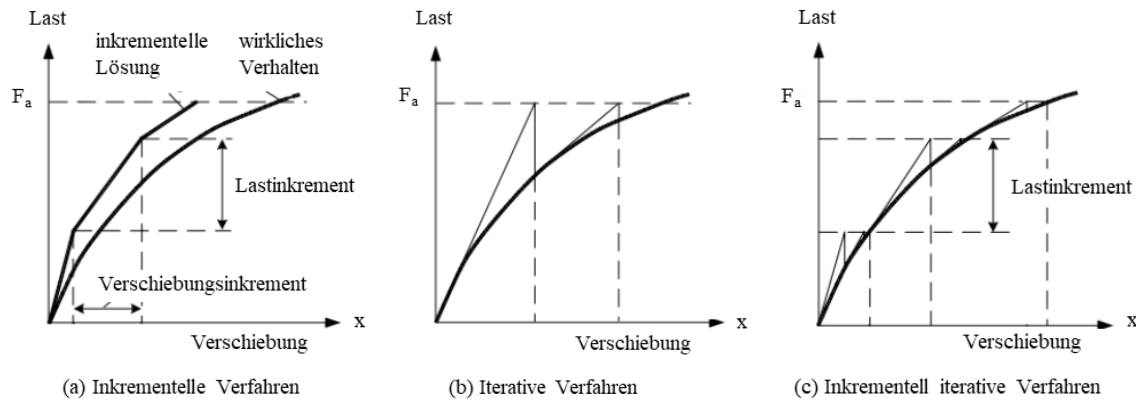


Abbildung 5-8: Verfahren zur Lösung nichtlinearer Gleichungssysteme [52]

Problematisch dabei ist, dass im Allgemeinen eine nichtkonvergierte Lösung nicht zwingend gleichbedeutend mit dem Erreichen der Traglast ist. Auch numerische Instabilitäten können die Ursache dafür sein, [53]. Darüber hinaus kann das kraftgesteuerte Verfahren nicht das Nachbeulverhalten berücksichtigen. Alternativ können das Bogenlängenverfahren oder ein verschiebungsgesteuertes Verfahren auch die Last-Verformungskurve nach dem Erreichen der Traglast abbilden, [52].

Die notwendigen Rahmenbedingungen aus [51] für die Anwendung des Bogenlängenverfahrens umfassen keine nichtlinearen Kontakte, wie sie zwischen der Einleitung der Querlast und dem Versuchskörper teilweise modelliert werden mussten. Schwierigkeiten für das weggesteuerte Verfahren ergaben sich vor allem aus der Abstimmung der aufgebrachten Verschiebungen. Durch Variation der Geometrie war die Steifigkeit und damit die Verschiebung und Belastung nicht immer gleich. Das erschwerte die Eingabe und die Vergleichbarkeit der Ergebnisse. Da insbesondere zusätzlich beim Versagen ein definiertes Spannungsverhältnis aus Quer- und Längslast bestehen sollte, wurde auf diese Steuerung verzichtet. Durch die kraftgesteuerte Durchführung der Versuche, ist der direkte Vergleich mit der Last gegeben.

Aus diesen Gründen wurde im Weiteren zur Ermittlung der Traglast das kraftgesteuerte Verfahren angewendet. Das Ergebnis des Verfahrens wurde an vier unterschiedlichen Modellen mit den Ergebnissen des weggesteuerten Verfahrens verglichen. Diese sind in Anhang C dargestellt und zeigen eine eindeutige Übereinstimmung. Demzufolge war eine Nachrechnung der Versuchskörper und der folgenden Parameterstudie mit dem kraftgesteuerten Verfahren mit diesen Modellen möglich.

Eine weitere Besonderheit bei der Modellierung nichtlinearer Kontakte ist, dass ANSYS Workbench [46] bei einem nichtlinearen Kontakt automatisch die nichtlinear-basierende Bestimmung des Eigenwerts für die lineare Beulanalyse wählt. Die Traglast beider

Berechnungsmethoden unterscheidet sich nicht, jedoch muss darauf geachtet werden, dass sich der Wert des Lastfaktors bei der nichtlinear-basierende Bestimmung des Eigenwerts um 1 abmindert, da die Vorbelastung der linearen Berechnung in der Auswertung berücksichtigt wird. Um den richtigen Verzweigungsfaktor zu erhalten, musste der Wert des Lastfaktors dann wieder um 1 erhöht werden [39]. In dem Konzept der reduzierten Spannungen geht der Lastfaktor aus der linearen Beulanalyse ein, dies musste für die Auswertung nach Kapitel 6 beachtet werden.

5.2 Versuchsnachrechnung und Validierung des numerischen Modells

Für die dargestellten Ergebnisse zur Validierung der Modellbildung wurde die Fließspannung f_y aus Tabelle 4-3 angesetzt. Umfangreichere Untersuchungen zum Einfluss des Materials wurden auch mit den Werten aus Tabelle 4-4 durchgeführt, allerdings war keine eindeutige Verbesserung der Abweichung erkennbar, sodass auf eine Darstellung aller Ergebnisse verzichtet wird.

Es wurde insbesondere in [32] und [43] der Einfluss aus der Reihenfolge der Belastung, der Imperfektionen als auch des Spannungsverhältnisses β untersucht. Aus den Untersuchungen in [32] und [43] ging hervor, dass die Belastungsreihenfolge Einfluss auf das Verformungsverhalten hat, da infolge Erstbelastung zusätzliche geometrische Imperfektionen für Folgelasten existieren. Auf die Traglast hat die Belastungsreihenfolge nur einen untergeordneten Einfluss. Ebenso beeinflussen Abweichungen zwischen dem planmäßigen und dem tatsächlich gemessenen Spannungsverhältnis β sowie gegebenenfalls der vereinfachte Ansatz der vorhandenen Imperfektionen die Verformungsfigur. Ein vereinfachter Ansatz der Imperfektionen beeinflusst jedoch kaum die erreichte Traglast und rechtfertigt den erheblichen Aufwand der Untersuchung nicht, vgl. [32] und [43]. Die Ergebnisse der Nachrechnung sind in der vorliegenden Arbeit daher einheitlich mit proportional gleichzeitiger Laststeigerung der Quer- und Längslast in dem geplanten Spannungsverhältnis β dargestellt. Die geometrische Imperfektion wurde, wie in Kap. 5.1.3 erläutert, als skalierte erste Beulform eingegeben. Abweichungen in den Last- Verformungsdiagrammen sind den oben genannten Ursachen geschuldet. Die Last- Verformungskurven sind in Anhang D dargestellt. Bei der Versuchsdurchführung wurde festgestellt, dass die Lasteinleitungsträger infolge Flanschverdrehung der Versuchskörper auch bei Lasteinleitung mit Wippe kippen konnten. Dies resultierte aus der fehlenden Verschraubung aus der Ebene (y-Richtung) zwischen der Schienenkonstruktion und dem darunter liegendem Träger (siehe Abbildung 5-9). Für die exzentrische Lasteinleitung wurden die Bohrungen in der Grundplatte der

Schienenkonstruktion nicht durchgehend ausgeführt, um eine Höhenverstellbarkeit aus der Ebene (y- Richtung) mit gleichzeitiger Festhalterung der Freiheitsgrade in der Ebene (z- und x- Richtung) zu realisieren.

Eine Nachrechnung mit den Randbedingungen des numerischen Modells 2 des Versuchsbaus mit Wippe lieferte oft Lasten die größer als die Versuchstraglast waren. Für diese Versuche wurde deshalb in der Modellierung ein Kippen der Träger zugelassen, die Lage in z- Richtung des externen Punktes blieb unverändert. In Tabelle 5-3 sind die Ergebnisse aus der Nachrechnung zusammengefasst. Die Ergebnisse stimmen mit den Versuchsergebnissen gut überein. Eine Abweichung größer eins bedeutet, dass die Last aus dem Versuch größer war als die erreichte Traglast des numerischen Modells. Es wurde ohne Teilsicherheitsbeiwert und mit skaliertem Beulform auf den gemessenen Wert gerechnet. Die maximale Abweichung der Lasten beträgt 20 % bei Versuch D1. Dies lag an der fehlenden Imperfektion der offenen Längssteifen, da die erste Beulform globales Versagen der Platte anzeigte. Eine lokale Imperfektion der Steifen fehlte demzufolge. In Versuch D1 trat zuerst ein mehrwelliges Beulen der Längssteifen aufgrund ihrer großen Schlankheit (QKL 4) auf. Diese QKL kam durch einen Fehler in der Werkzeichnung des Versuchskörpers zustande. Infolgedessen verloren die Längssteifen an Tragfähigkeit und wirkten zum Zeitpunkt des Beulens des Gesamtfeldes nicht mehr voll mit. Das Erreichen einer niedrigeren Traglast war die Folge.

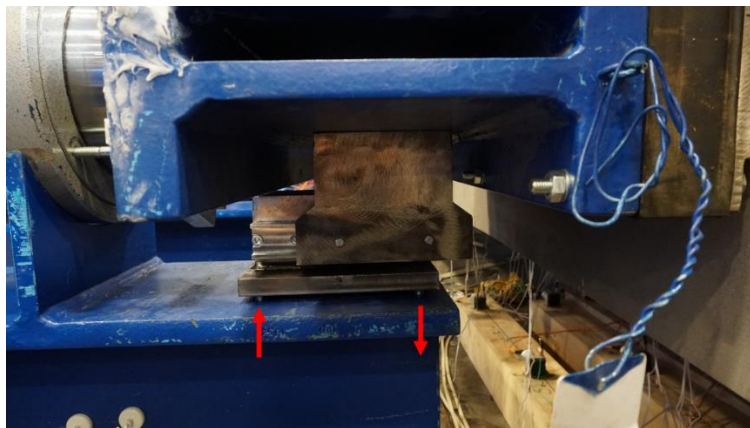


Abbildung 5-9: Schienenkonstruktion zur Lagerung der Lasteinleitungsträger mit Markierung der möglichen Kippung

Tabelle 5-3: Nachrechnung der Versuche, Imperfektion nach Kapitel 5.1.3; f_y aus Tabelle 4-3

	$F_{Res,test}$ [kN]	$F_{Res,num}$ [kN]	$*F_{Res,num}/$ $*F_{Res,test}$ [-]	Last- einleitung	i [mm]	e [mm]	γ [-]	β [-]	s [mm]	FEM Versagen
V1	3543	3802	1,07	*1	-2,4	0	105	0,4	262,5	-global
V2	2755	3216	1,17	*2	2,0	0	105	0,9	290	-global
V3	2377	2481	1,04	*2	-1,6	0	27	0,8	290	-global
V4	2995	3129	1,04	*2	0,6	0	27	0,5	290	+global
V5	3390	3731	1,10	*2	-0,2	0	105	0,5	290	+lokal
V6	2509	2669	1,06	*2	9,3	0	27	0,6	290	+global
D1	1966	2356	1,20	*3	0,4	0	2·23	1	290	-global
D2	2836	2982	1,05	*3	-2,4	0	105	1	290	-global
D3	1900	2127	1,12	*3	-1,3	0	105	2,2	290	-lokal
D4	1617	1777	1,10	*1	-1,5	15	105	2,2	262,5	-lokal
D5	1739	1790	1,03	*1	-5,2	15	2·13	1	262,5	-global
D6	2105	1985	0,94	*1	-0,9	15	27	1	262,5	-global

*1 = Kalottenlager; 2 = Kipplager; 3 = Elastomerlager und $F_{Res,test./num.}$ nach Gl. 4-2

Die Nachrechnung der Versuche nach Anhang C der DIN EN 1993-1-5 [1] ist in Tabelle 5-4 zusammengefasst. Die Traglasten werden in allen Fällen, außer D6, gegenüber den Ergebnissen mit gemessener Imperfektion reduziert. Für die Nachweisführung nach Norm wird zusätzlich noch ein Teilsicherheitsbeiwert von 1,1 berücksichtigt. Eine Beurteilung des vorhandenen Sicherheitsniveaus folgt in Kapitel 6.

Tabelle 5-4: Nachrechnung der Versuche mit Imperfektion nach DIN EN 1993-1-5 Anhang C [1]

	$F_{Res,test}$ [kN]	$F_{Res,num}$ [kN]	$*F_{Res,num,A_C}$ $/*F_{Res,test}$ [-]	Last- einleitung	i [mm]	e [mm]	γ [-]	β [-]	s [mm]	FEM Versagen
V1	3543	2778	0,78	*1	+7,5	0	105	0,4	262,5	+global
V2	2755	2136	0,71	*2	+7,5	0	105	0,9	290	+global
V3	2377	2305	1,01	*2	-7,5	0	27	0,8	290	-global
V4	2995	2600	0,87	*2	7,5	0	27	0,5	290	+global
V5	3390	3638	1,03	*2	2,7	0	105	0,5	290	+lokal
V6	2509	2344	0,91	*2	7,5	0	27	0,6	290	+global
D1	1966	2349	1,19	*3	-7,5	0	2·23	1	290	-global
D2	2836	2136	0,75	*3	7,5	0	105	1	290	-global
D3	1900	2055	1,08	*3	-2,7	0	105	2,2	290	-lokal
D4	1617	1739	1,08	*1	-2,7	15	105	2,2	262,5	-lokal
D5	1739	1626	0,94	*1	-7,5	15	2·13	1	262,5	-global
D6	2105	1877	0,89	*1	-7,5	15	27	1	262,5	-global

*1 = Kalottenlager; 2 = Kipplager; 3 = Elastomerlager und $F_{Res,test./num,A_C}$ nach Gl. 4-2

5.3 Numerische Parameterstudie an Lasteinleitungssystemen

5.3.1 Überblick

Um eine allgemeine Aussage über die Einflüsse der unterschiedlichen Lasteinleitungskonstruktionen treffen zu können, wurden die in Kapitel 5.1.4 beschriebenen Modelle parametrisiert. Die Bauteilabmessungen wurden auf einen praxisrelevanten Bereich erweitert. Diese fanden u.a. in dem projektbegleitenden Ausschuss im Rahmen der Sitzungen der Fachgemeinschaft Brückenbau des bauforumstahls zum Forschungsprojekt [58] Zustimmung. Für die Parameterstudie wird die exzentrische Lasteinleitung zwischen -30 und +30 mm variiert. Im ersten Schritt werden Voruntersuchungen zu einzelnen Parametern durchgeführt und dokumentiert. Auf deren Basis wurde der Parameterbereich für die anschließenden Berechnungen der Parameterstudie und dem Vergleich mit der Methode der reduzierten Spannungen nach DIN EN 1993-1-5 in Kapitel 6 festgelegt. Zuletzt werden die Ergebnisse dargestellt und diskutiert. Es werden im Folgenden die Änderungen zu dem numerischen Modell aus Kapitel 5.2 zusammengefasst.

5.3.2 Numerisches Modell

Das numerische Modell wurde an insgesamt 12 Versuchen validiert und für die folgende Parameterstudie weiterverwendet. Die Freiheitsgrade der unterschiedlichen Modelle zur Lasteinleitung konnten nicht als Parameter definiert werden, deshalb wurden die Modelle für die automatisierte Parameterstudie in verschiedene Gruppen unterteilt. Diese entsprechen den Modellen 1 und 2 aus Kapitel 5.1.4. Das Pre- und Postprocessing des Modells erfolgte über eine Kombination aus der Workbench-Schnittstelle, zusammen mit ANSYS Mechanical APDL-Skripten [47] und Visual Studio mit Python [49] und [50].

5.3.3 Imperfektionen

Die Parameterstudie erfolgte mit der ermittelten Amplitude der Ersatzimperfektionen nach Anhang C der DIN EN 1993-1-5 [1]. Die so ermittelte Amplitude wurde zu 100 % in der ersten Beulform angesetzt. Zu den in Kapitel 5.1.3 erwähnten Hintergründen ist dieser Ansatz zusätzlich für eine Übereinstimmung der Ergebnisse in der nichtlinearen Analyse durch gleichbleibende Imperfektionen notwendig. Die Imperfektionsannahme beeinflusst die Auswirkungen einer exzentrischen Lasteinleitung. Variierende geometrische Parameter führen zu starken Unterschieden der höheren Eigenformen. Würden diese bei der Wahl der Ersatzimperfektion berücksichtigt werden, ergäben sich innerhalb des Parameterraums starke

Abweichungen in der Anfangsimperfektionen, so dass die einzelnen Ergebnisse der Parameterstudie nur eingeschränkt miteinander vergleichbar wären. Aus diesem Grund wurde durch den Imperfektionsansatz der ersten Beulform eine einheitliche Vorverformung in der Traglastberechnung vorausgesetzt. In einer Voranalyse wurden die Systeme durch die Wahl der Steifenabstände in Fälle mit Einzel- und Gesamtfeldbeulen unterteilt, um die Amplitude der Anfangsimperfektion korrekt zu ermitteln.

5.3.4 Randbedingungen

Es wurden die Randbedingungen aus dem Kapitel 5.1.4 für die Parameteruntersuchung beibehalten. Die Modellierung des Flansches war zur Einleitung der exzentrischen Querlast notwendig. Ebenso ist eine Lasteinleitung ohne Verbindung des Stegbleches zu einem Flansch oder Bodenblech bei realen Bauteilen nicht möglich. Die Modellierung des hier verwendeten frei verdrehbaren Flansches liegt für die Auswertung des Einflusses aus der Lastexzentrizität auf der konservativen Seite, da in Hohlkästen das Bodenblech zusätzlich ausgesteift und in Querrichtung mit dem gegenüberliegenden Stegblech verbunden ist. Der Verdrehwiderstand des Bodenbleches ist daher bei realen Brückenbauwerken wesentlich größer als in dem numerischen Modell. Auf Basis der Parameteranalyse in 5.3.7.7 war es möglich, die Flanschdicke so festzulegen, dass ein großer Einfluss aus der exzentrischen Lasteinleitung vorhanden und gleichzeitig das Versagen des Flansches nicht maßgebend war.

Um möglichst wenig Änderung in den Randbedingungen des validierten FE-Modells vorzunehmen, wurde der ausgesteifte Bereich zur Lasteinleitung in Längsrichtung weiter in der Modellierung berücksichtigt (siehe blau markierter Bereich J in Abbildung 5-3). Zum einen sind die Einspanngrade durch die durchlaufenden Längssteifen und zusätzlichen Quersteifen an diesen Stellen bei realen Brückenbauwerken deutlich größer als in dem numerischen Modell, zum anderen hatte diese Randbedingung für die untersuchten Fälle keinen Einfluss auf die Traglast. Die Traglast der Platte wurde in allen untersuchten Fällen in Folge der Querlast erreicht. In Längsrichtung war die Platte nicht vollständig ausgenutzt, wodurch auch die aussteifende Wirkung des Bereichs J keinen Einfluss auf die ermittelte Traglast hatte. Durch den Vergleich des Laststeigerungsfaktors α_{cr} mit jeweils gelenkiger und eingespannter Randbedingung der Referenzflächen A (vgl. Abbildung 5-3) konnte der Einfluss untersucht werden. Der Laststeigerungsfaktor α_{cr} wurde mit biaxialer Belastung in beiden Fällen gleich groß ermittelt. Wurde die Platte nur in Plattenlängsrichtung belastet, wurde eine Steigerung des Laststeigerungsfaktors α_{cr} bei eingespannten Rändern gegenüber gelenkigen Rändern ermittelt. Die Ergebnisse sind in Anhang C Abbildung A 32, Tabelle A 4 und Abbildung A 33 dargestellt.

5.3.5 Material

Die weiterführenden Parameteruntersuchungen wurden wie in Kapitel 5.1.6 jedoch mit der normativen Streckgrenze des Baustahls S355, durchgeführt.

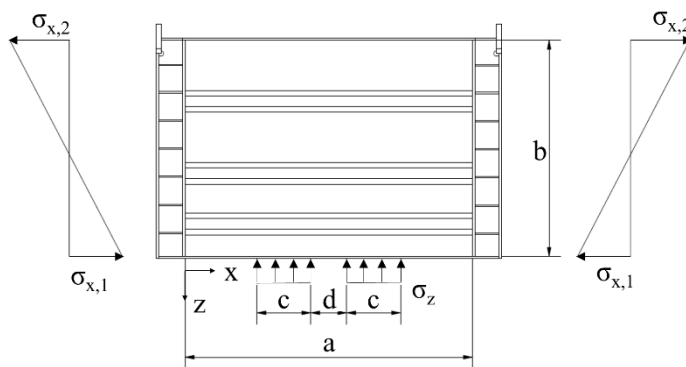
5.3.6 Gewählter Parameterbereich

Die Parameteruntersuchungen wurden zunächst an der Plattengeometrie der Versuchskörper fortgesetzt (vgl. Kapitel 4.5). Für einen Vergleich nach Norm wurden die Parameter im Anschluss an reale Größen aus dem Brückenbau angepasst. Für die Wahl wurden mehrere Versuchssysteme und Brückenquerschnitte verglichen, um den bauüblichen Bereich abzubilden. Die gewählten Geometrien sowie variierende Kenngrößen für die folgende Parameteranalyse sind in Tabelle 5-5 und Tabelle 5-6 zusammengefasst und sind in Abbildung 5-10 dargestellt.

Tabelle 5-5: geometrische Abmessungen der Platten für die Parameteranalyse

Geometrie	b [mm]	a [mm]	a/b [-]	b_{fl} [mm]	t_{fl} [mm]	b_{st} [mm]	B_{st} [mm]	h_{st} [mm]	t_w [mm]	t_{st} [mm]	Y [-]
I	3000	4000	1,33	500	30	150	300	65; 125	8	6	25; 105
II	3200	4000	1,25	500	50	150	300	250	15	8	121
III	3200	4000	1,25	500	50	150	300	140; 200	20	8	16; 35

Geometrie und Belastung



Trapezsteife

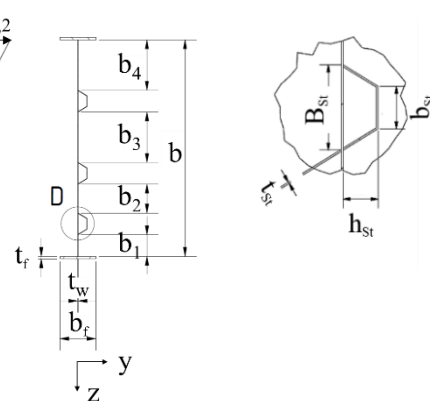


Abbildung 5-10: Parameterbezeichnungen an der Plattengeometrie

Tabelle 5-6: variierende Kenngrößen für die Parameteranalyse

Modell	e [mm]	φ_x [-]	s [mm]	c [mm]	d [mm]	b1 [mm]	i [mm]	Ψ [-]	β [-]
M1-I-750-GF	0; 15; 30; -15; -30	frei	200; 310	2-750	500	400, 500	$\pm b/400$	-0,8	1,0
M1-II-750-GF	0; 15; 30; -15; -30	frei	200; 310	2-750	500	400, 500	$\pm b/400$	-0,8	1,0
M1-II-950-GF	0; 15; 30; -15; -30	frei	200; 310	2-950	100	400, 500	$\pm b/400$	-0,8	1,0
M1-III-950-GF	0; 15; 30; -15; -30	frei	200; 310	2-950	100	400, 500	$\pm b/400$	-0,8	1,0
M1-I-750-EF	0; 15; 30; -15; -30	frei	200; 310	2-750	500	750, 850	$\pm b/200$	-0,8	1,0
M1-II-750-EF	0; 15; 30; -15; -30	frei	200; 310	2-750	500	750, 850	$\pm b/200$	-0,8	1,0
M1-II-950-EF	0; 15; 30; -15; -30	frei	200; 310	2-950	100	750, 850	$\pm b/200$	-0,8	1,0
M1-III-950-EF	0; 15; 30; -15; -30	frei	200; 310	2-950	100	750, 850	$\pm b/200$	-0,8	1,0
M2-II-2000-GF	0; 15; 30; -15; -30	fest	350; 700	2000	0	400, 500	$\pm b/400$	-0,8	1,0
M2-III-2000-GF	0; 15; 30; -15; -30	fest	350; 700	2000	0	400, 500	$\pm b/400$	-0,8	1,0
M2-II-3000-GF	0; 15; 30; -15; -30	fest	350; 700	3000	0	400, 500	$\pm b/400$	-0,8	1,0
M2-II-2000-EF	0; 15; 30; -15; -30	fest	350; 700	2000	0	750, 850	$\pm b/200$	-0,8	1,0
M2-III-2000-EF	0; 15; 30; -15; -30	fest	350; 700	2000	0	750, 850	$\pm b/200$	-0,8	1,0
M2-II-3000-EF	0; 15; 30; -15; -30	fest	350; 700	3000	0	750, 850	$\pm b/200$	-0,8	1,0

Die untersuchten Parameter sind in der Bezeichnung der Modelle aufgenommen und werden in den Diagrammen in folgender Form angegeben:

Modellbezeichnung in Diagrammen:

M1/M2 – I/II/III – c – EF/GF – s – b1 – i(+/-) – β – γ – t_w – t_f

Beispiel:

M1–I–750–GF–262,5–300–7,5(–)–1–105–8–30

Erläuterung der Parameterabkürzungen:

M1	=	Freiheitsgrad der externen Punkte G und F φ_x frei
M2	=	Freiheitsgrad der externen Punkte G und F φ_x fest
I/II/III	=	Geometrie nach Tabelle 5-6
c	=	Lasteinleitungslänge
EF	=	Versagensform maßgebendes Einzelfeldbeulen
GF	=	Versagensform maßgebendes Gesamtfeldbeulen
s	=	Abstand der externen Punkte G und F in z- Richtung (Lasteinleitung der Querlast) zur Flanschunterkante
b1	=	Abstand zur ersten Steife
i	=	Amplitude der ersten Beulform nach DIN EN 1993-1-5 Anhang C [1]
i (+)	=	positive Imperfektion (= Vorverformung in positive y- Richtung)
i (-)	=	negative Imperfektion (= Vorverformung in negative y- Richtung)
β	=	Spannungsverhältnis $\sigma_z/\sigma_{x,1}$
Ψ	=	Spannungsverhältnis $\sigma_{x,2}/\sigma_{x,1}$
γ	=	bezogene Steifigkeit der Längssteifen
t_w	=	Stegblechdicke
t_f	=	Flanschdicke
e	=	Exzentrizität des Lasteinleitungspunktes der Querlast in y- Richtung

Die Ergebnisse der erreichten Traglast der untersuchten Modelle sind mit Hilfe von Graphen darstellt. Alle Modelle beziehen sich auf ein definiertes Referenzmodell, dessen erreichte Traglast bei $e = 0$ mit $F_{2,e=0}$ benannt ist. Die Vergleiche werden über die Ermittlung eines Traglastfaktors durchgeführt. Der Traglastfaktor wird über die Querlast F_2 bestimmt, da die Tragfähigkeit der Platte infolge dieser Last erreicht wurde (siehe Anhang C, Abbildung A 27).

Er bezieht sich jeweils auf das definierte Referenzsystem und berechnet sich wie folgt:

$$\text{Traglastfaktor} = \frac{F_{2,e}}{F_{2,e=0}} \quad \text{Gl. 5-1}$$

$F_{2,e=0}$ ist immer bei $e = 0$ mm definiert und ergibt an dieser Stelle einen Traglastfaktor = 1,0. Die Angabe des exakten Referenzmodells variiert je Parameter und erfolgt jeweils direkt an den untersuchten Stellen.

5.3.7 Ergebnisse der Parameterstudie

In diesem Kapitel werden die Ergebnisse zu einzelnen Parametern kurz zusammengefasst. Alle Ergebnisse sind in Anhang F dargestellt. Die zugehörigen Parameter können aus Anhang E entnommen werden.

5.3.7.1 Untersuchung des Freiheitsgrades φ_x

Zur Untersuchung des Einflusses aus dem Freiheitsgrad φ_x auf das Beulverhalten unter exzentrischer Lasteinleitung wurden die Ergebnisse des Modells M1 mit denen des Modells M2 verglichen. Die externen Punkte F und G wurden für diese Untersuchung mit identischem Abstand $s = 300$ mm gewählt. Die Untersuchung wurde sowohl mit maßgebendem Gesamtfeld- als auch Einzelfeldbeulen durchgeführt (siehe Abbildung 5-11). Aus den Ergebnissen wird für beide Fälle ersichtlich, dass eine exzentrische Lasteinleitung bei Modell M2 keinen Einfluss auf die Traglast hat. Bei Modell M2 wird, unabhängig von der Größe der Exzentrizität e , immer der gleiche Traglastfaktor erreicht. Für Modell M1 nimmt der Traglastfaktor ab, desto größer die Lastexzentrizität wird. Die Differenz zwischen den Systemen resultiert aus den unterschiedlichen Randbedingungen der Lager. Die Randbedingungen des Modells M1 gleichen durch die Lasteinleitung mit dem Kalottenlager einer gelenkigen Lagerung des unteren belasteten Beulfeldrandes. Bei Modell M2 mit den Randbedingungen einer Vershubwippe gleicht die Lagerung des belasteten Beulfeldrandes hingegen einer Einspannung. Dies führt zu unterschiedlichen Knicklängen des ersten Beulfeldes (Bereich b_1 , Abbildung 5-10), was zu unterschiedlich hohen Traglasten führt. Die Einflüsse des Freiheitsgrades des Kalottenlagers auf die entstehenden Schnittgrößen werden in den Kapiteln 5.3.7.1 und 5.4.6 mechanisch erläutert. Weitere Vergleiche der Systeme mit anderen Parametern sind in Anhang F zusammengefasst.

Bezugssystem 1,0: M1-I-750-GF-262,5-300-7,5(-) -1-25-8-30 (links)
M1-I-750-EF-262,5-540-2,7(-) -1-105-8-30 (rechts)

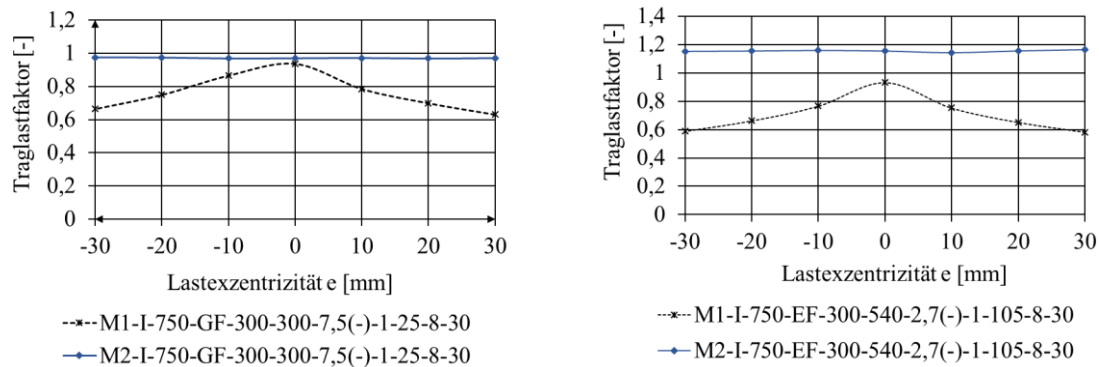


Abbildung 5-11: Einfluss des Freiheitsgrades φ_x bei GF (links) und EF (rechts)

Das Modell M2 wurde in zusätzlichen Berechnungen mit einem Elastomer ergänzt, um einen Einfluss einer Verdrehung durch das Elastomer zu erkennen. Auch mit Elastomer entsteht kein Einfluss aus einer exzentrischen Lasteinleitung bei einem Vershubsystem mit Wippe (M2). Die Ergebnisse sind in Anhang I zusammengefasst.

5.3.7.2 Untersuchung des Abstandes s der Lasteinleitung

Durch den Rotationspunkt der Kalotte und der Rotation des Lagers um diesen Punkt, ergibt sich eine Verschiebung der Lasteinleitung von der Oberfläche des Lasteinleitungsträgers in den Rotationspunkt der Kalotte (siehe Abbildung 5-4). Dadurch wird ein günstigeres Tragverhalten für Modell M1 erreicht. Die Lage der externen Punkte F und G werden für die Modelle M1 und M2 in z-Richtung variiert. Die Ergebnisse sind in Abbildung 5-12 dargestellt. Für das Modell M2 spielt dieser Parameter kaum eine Rolle. Der Traglastfaktor wird bei Modell M2 für die Wahl $s = 300$ mm und $s = 700$ mm fast identisch ermittelt. Bei den Untersuchungen des Modells M1 wird erkannt, dass der Einfluss aus der exzentrischen Lasteinleitung auf den Traglastfaktor abnimmt, je näher der Rotationspunkt der Kalotte an den Flansch rückt. Unterschiede sind hier bereits bei kleiner Änderung des Abstandes s zu erkennen.

Bezugssystem 1,0: Modell M1-I-750-GF-262,5-300-7,5(-)-1-25-8-30

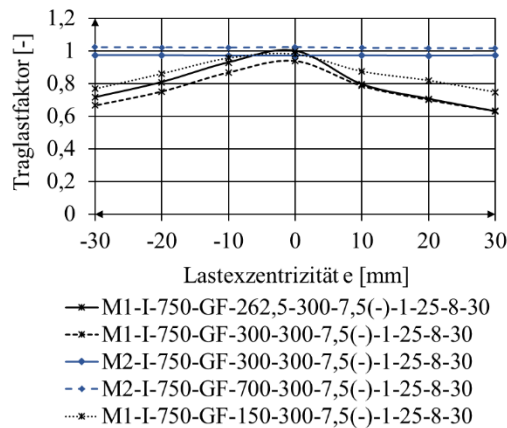


Abbildung 5-12: Einfluss des Abstands s auf die Traglast

5.3.7.3 Untersuchung des Spannungsverhältnisses β

Nachdem unter Querlast meist knickstabähnliches Versagen des belasteten Einzelfeldes auftritt, wird der Einfluss des Spannungsverhältnisses β bei maßgebendem Einzelfeldbeulen mit zwei unterschiedlich gewählten Abständen s (150 mm und 300 mm) zwischen Lasteinleitung und Flansch untersucht. Auf eine Untersuchung dieses Einflusses an Modell M2 wird verzichtet, da an diesem Modell kein Einfluss aus exzentrischer Lasteinleitung existiert. Es werden die beiden Spannungsverhältnisse $\beta = 1,0$ und $\beta = 2,0$ betrachtet. In Abbildung 5-13 links ist zu erkennen, dass bei einem größerem Spannungsverhältnis β die erreichbare Traglast sinkt. Das Versagen wird dabei durch die Querlast eingeleitet. Bei größerem Spannungsverhältnis β ist der Einfluss aus der Querlast dominanter. Das Erreichen der Traglast infolge der Querlast ist auch in Anhang C Abbildung A 27 dargestellt. Ebenso kann der Einfluss des Abstandes s durch zwei zusätzliche Untersuchungen auch für größere Spannungsverhältnisse bestätigt werden. Setzt man die Modelle in Relation zum Einfluss der exzentrischen Last, ist zu erkennen, dass eine exzentrische Lasteinleitung auf die zwei untersuchten Spannungsverhältnisse gleichviel Einfluss hat. Die Linien verlaufen dann deckungsgleich (siehe Abbildung 5-13 rechts). Eine Weiterverfolgung verschiedener Spannungsverhältnisse ist für die Untersuchung des Einflusses aus exzentrischer Lasteinleitung daher nicht interessant. Zusätzlich treten Spannungsverhältnisse größer 1,0 beim Brückenverschub und auch in anderen baupraktischen Bereichen des Hochbaus üblicherweise nicht auf.

Bezugssystem 1,0: M1-I-750-EF-300-540-2,7(-)-1-105-8-30

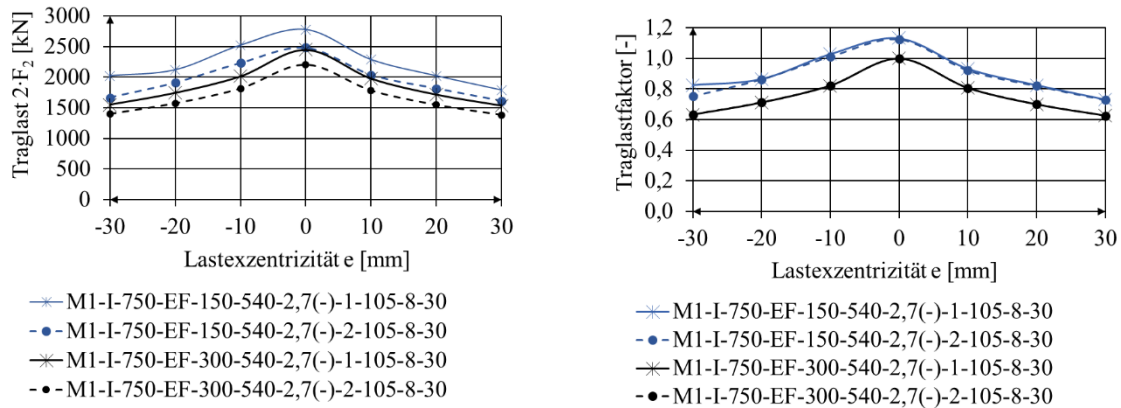


Abbildung 5-13: Einfluss des Spannungsverhältnisses β auf die Traglast

5.3.7.4 Untersuchung der bezogenen Steifigkeit γ der Längssteifen

In Abbildung 5-14 sind die Untersuchungen der Traglast an einer weichen und einer steifen Steife bei maßgebendem Gesamtfeldbeulen dargestellt. Die Untersuchung bei Gesamtfeldbeulen wurde gewählt, da die Steifigkeit der Steife nur bei dieser Versagensform zur Ermittlung der Traglast der gesamten Platte nennenswerten Einfluss hat. Auf der linken Seite sind die erreichten Traglasten dargestellt. Wie erwartet sind die Traglasten mit steiferer Steife höher. Setzt man die Modelle in Relation zum Einfluss der exzentrischen Belastung, liegt der Lastfaktor der weichen Steife unterhalb der der steifen Steife bei positiver Exzentrizität und oberhalb dieser bei negativer Exzentrizität. Einen großen Einfluss hat dieser Parameter auf eine exzentrische Lasteinleitung nicht, die Linien liegen mit einer maximalen Differenz der Traglastfaktoren von 0,07 bei $e = -30$ mm nur dicht unter- bzw. übereinander. In dem dargestellten Beispiel ist die Imperfektion positiv gewählt, weshalb für beide Fälle bei kleiner positiver Exzentrizität der Last eine größere Traglast als mit zentrischer Lasteinleitung erreicht wird.

Die dargestellten Ergebnisse beziehen sich jeweils auf den Fall $e = 0$.

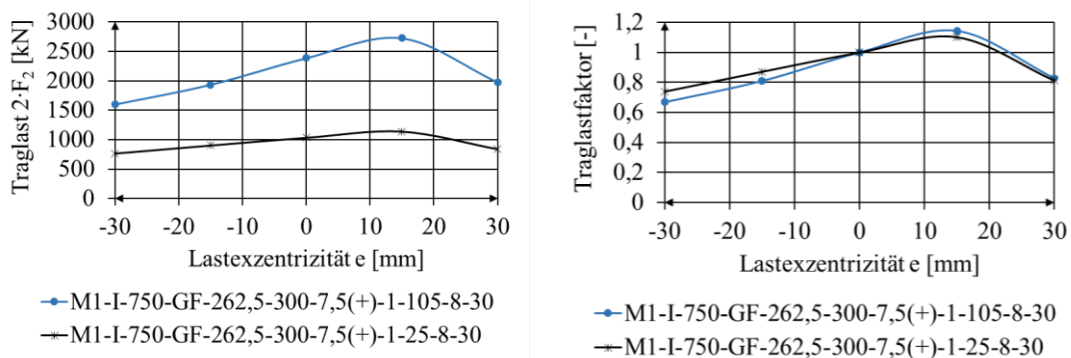


Abbildung 5-14: Einfluss der bezogenen Steifigkeit γ der Trapezsteifen

5.3.7.5 Untersuchung der geometrischen Ersatzimperfektion i

Bei den Untersuchungen in dem vorherigen Kapitel 5.3.7.4 wurde eine höhere Traglast bei gleichzeitig positiver Imperfektion und Lastexzentrizität festgestellt. In Abbildung 5-14 ist die Traglast bei einer Exzentrizität von 15 mm größer als die erreichte Traglast ohne exzentrischer Lasteinleitung. Diese Tendenz kann auch für eine negative Imperfektion mit gleichzeitig negativer Lastexzentrizität (Abbildung 5-12) erkannt werden. Hier übersteigt der Traglastfaktor bei negativer Exzentrizität den Wert 1,0 für $e = 0$ mm zwar nicht, jedoch liegen die Traglastfaktoren der Kombinationen mit negativer Imperfektion und Exzentrizität höher als bei Fällen mit entgegengesetztem Vorzeichen der Imperfektion und der Exzentrizität. Aufgrund des auffälligen asymmetrischen Verlaufs der Linien in Abbildung 5-14 wird eine Traglastanalyse ohne Imperfektionen durchgeführt. Es soll erkannt werden, ob die Ursache des asymmetrischen Verlaufs an der Richtung der geometrischen Ersatzimperfektion oder an der einseitigen Lage der Längssteifen liegt. Die Ergebnisse sind in Abbildung 5-15 dargestellt. Das teilweise günstige Tragverhalten unter exzentrischer Lasteinleitung wird ohne geometrische Imperfektionen aufgehoben. Dadurch wird bestätigt, dass der asymmetrische Verlauf der Diagramme aus der Kombination der Vorzeichen der Ersatzimperfektion und der exzentrischen Lasteinleitung resultiert. Der Verlauf der Traglastkurve ohne Ersatzimperfektionen ist nun fast symmetrisch. Kleine Unterschiede können sich durch die einseitige Lage der Steifen ergeben. Ebenso ist die Traglast ohne Ersatzimperfektion bei $e = 0$ mm nun das Maximum. Der positive Einfluss auf die Traglast resultiert also aus einer vorhandenen Ersatzimperfektion die der Lastexzentrizität entgegenwirkt. Da die Richtung der Imperfektionen bei realen Brückenbauwerken nicht bekannt und steuerbar sind, darf dieser Einfluss nicht berücksichtigt werden. In Kapitel 5.4.3 ist der Einfluss nochmal genauer beschrieben.

Bezugssystem 1,0: M1-I-750-GF-262,5-300-7,5(+)-1-105-8-30

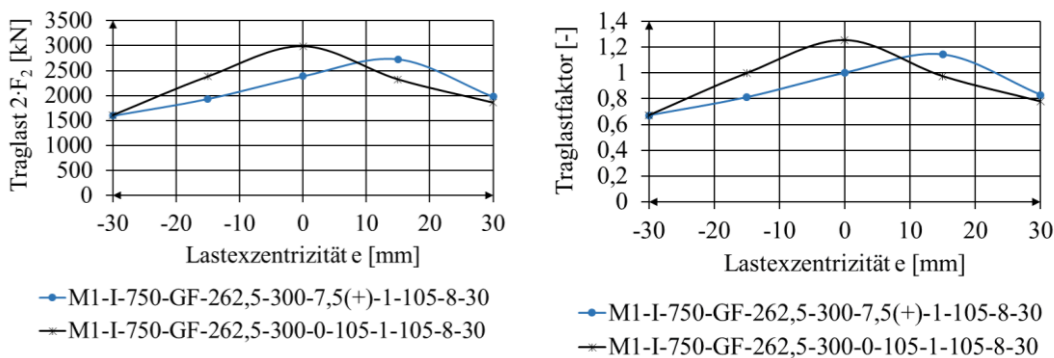


Abbildung 5-15: Auswirkung auf die Traglast durch Imperfektion i

5.3.7.6 Untersuchung zur Stegblechdicke t_w

Im nächsten Schritt wurde der Einfluss der Stegblechdicke untersucht. Bei den Versuchen wurde das Stegblech aus Gründen der Dimensionierung mit $t_w = 8$ mm gewählt. Bei realen Brückenbauwerken sind deutlich größere Stegblechdicken üblich. Um zu erkennen, ob der Einfluss aus exzentrischer Lasteinleitung durch dickere Stegblechdicken minimiert wird, wurde dieser Einfluss genauer untersucht. Bei Untersuchungen mit Variation der Stegblechdicken mit Steifen tritt schnell Flanschversagen auf. Um die Steifigkeit des Stegbleches zu reduzieren und maßgebendes Beulen im Stegblech zu erzeugen, wurde auf die Modellierung der Längssteifen für diese Untersuchungen verzichtet. Ebenso kann durch diese Modellierung kein zusätzlicher Einfluss durch die Längssteifen auftreten. In Abbildung 5-16 links ist eine höhere Traglast bei dickeren Stegblechen erkennbar. Zusätzlich wird ein günstigeres Tragverhalten für den Fall $e = 15$ mm bei $i = 7,5$ mm (+) für $t_w = 40$ mm festgestellt. Dies liegt daran, dass für diesen Fall der Lastangriffspunkt innerhalb des Stegbleches liegt und Biegung entgegen der Vorverformung erzeugt. Dieser Effekt ist in Abbildung 5-26 dargestellt. Setzt man die Modelle in Relation zum Einfluss der exzentrischen Last, ist zu erkennen, dass eine exzentrische Lasteinleitung auf unterschiedliche Stegblechdicken den gleichen Einfluss hat. Durch die Wahl der Flanschdicke zu $t_{fl.} = 50$ mm wird bei einer Stegblechdicke $t_w = 10$ mm kein Einfluss aus exzentrischer Lasteinleitung erkannt. Die Flanschdicke wird daher für diesen Fall auf $t_{fl.} = 30$ mm reduziert. Der Einfluss der Flanschdicke wird im folgenden Kapitel untersucht. Für die weiterführende Parameteruntersuchung wird die Stegblechdicke einheitlich mit $t_w = 20$ mm festgelegt, da diese Dicke für Stegbleche im baupraktischen Bereich liegt.

Die dargestellten Ergebnisse für den Traglastfaktor beziehen sich auf F_2 bei $e = 0$.

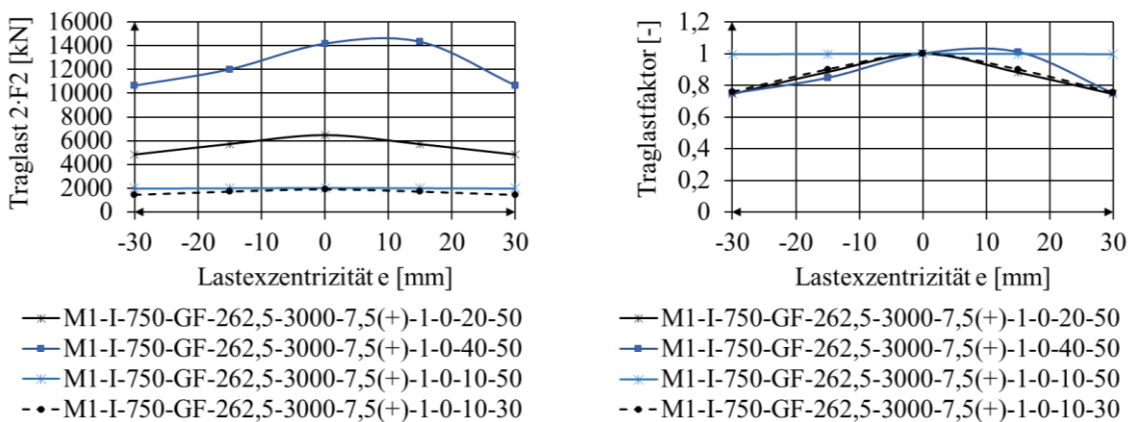


Abbildung 5-16: Variation der Stegblechdicke t_w ohne Längssteifen

5.3.7.7 Untersuchung der Flanschdicke t_f

Wie in 5.3.7.6 festgestellt wurde, verliert die exzentrische Lasteinleitung mit zunehmender Flanschdicke ihren Einfluss auf die Traglast. Die Flanschdicke wurde daher für zwei unterschiedlich starke Stegbleche variiert. Bei einer Stegblechdicke $t_w = 8$ mm ist ab einer Flanschdicke mit $t_f = 35$ mm, bei $t_w = 20$ mm ab $t_f = 70$ mm kein Einfluss aus der exzentrischen Last mehr vorhanden. Für weiterführende Untersuchungen wurde der Flansch so gewählt, dass ein Einfluss aus der exzentrischen Lasteinleitung vorhanden ist, jedoch ist darauf zu achten, den Flansch nicht zu dünn zu wählen, da sonst kein eindeutiges Stegblechbeulen, sondern Flanschversagen durch große Rotation vorliegt. Für die weiterführende Parameteruntersuchung mit dem Stegblech $t_w = 20$ mm wird die Flanschdicke aus den genannten Gründen einheitlich mit $t_f = 50$ mm festgelegt.

Die dargestellten Ergebnisse für den Traglastfaktor beziehen sich für jedes Modell auf $e = 0$.

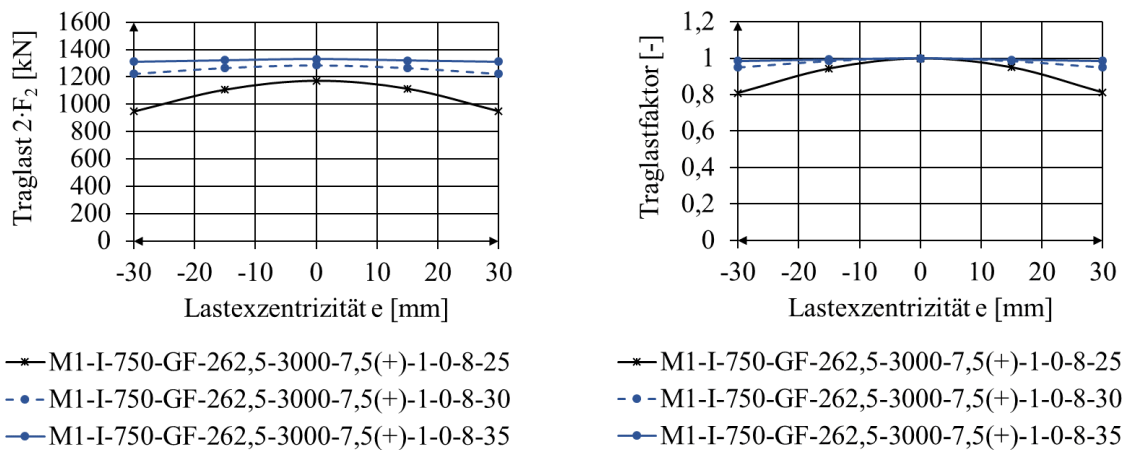


Abbildung 5-17: Variation der Flanschdicke bei einer Stegblechdicke $t_w = 8$ mm

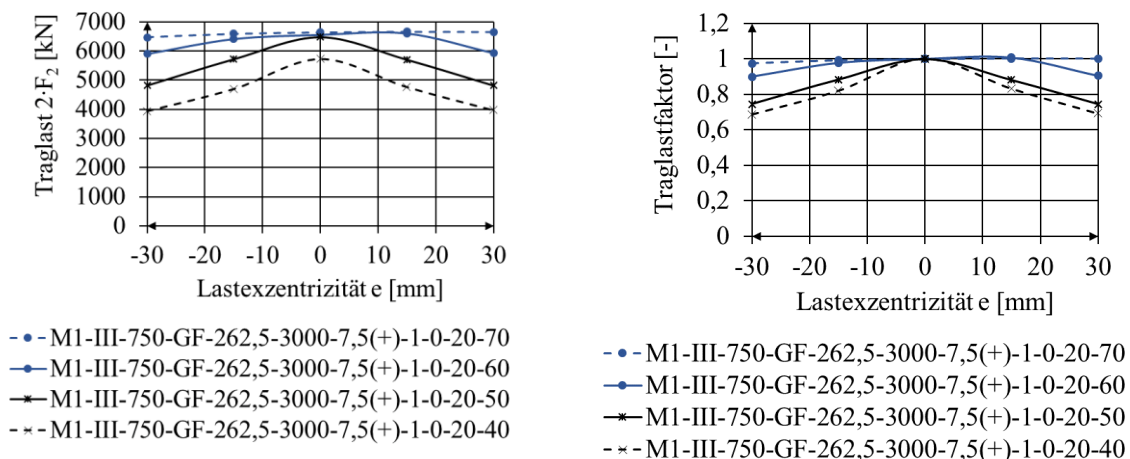


Abbildung 5-18: Variation der Flanschdicke bei einer Stegblechdicke $t_w = 20$ mm

5.3.7.8 Untersuchung zur Lasteinleitungslänge c

Für das Modell M1 wurde die Lasteinleitungslänge zwischen 2·750 mm und 2·950 mm variiert. Es wird dazu der Abstand d zwischen den Trägern geändert. Der geringe Unterschied der mitwirkenden Lasteinleitungslänge führt dazu, dass kaum ein Unterschied in der Traglast erkannt wird (vgl. Abbildung 5-19 links). Die Differenz der wirksamen Lasteinleitungslänge beträgt insgesamt nur 300 mm. Bei Modell M2 wurde die Lasteinleitungslänge stärker variiert, da diese Systeme auch in Realität mit längeren Lasteinleitungsträgern ausgeführt werden. Die Träger wurden daher für dieses System einmal als untere Grenze mit einer Länge von 2000 mm für einen möglichen Vergleich zu dem Modell M1 durch ähnliche Lasteinleitungslängen und mit 3000 mm als obere Grenze der Lasteinleitungslänge gewählt. Durch die Differenz von 1000 mm wurde für das System mit der längeren Lasteinleitung M2-3000-GF eine Erhöhung der Traglast um 40 % erreicht. Die Ergebnisse sind in Abbildung 5-19 rechts dargestellt.

Bezugssystem 1,0: M1-III-950-GF-dp13; M2-III-2000-GF-dp13

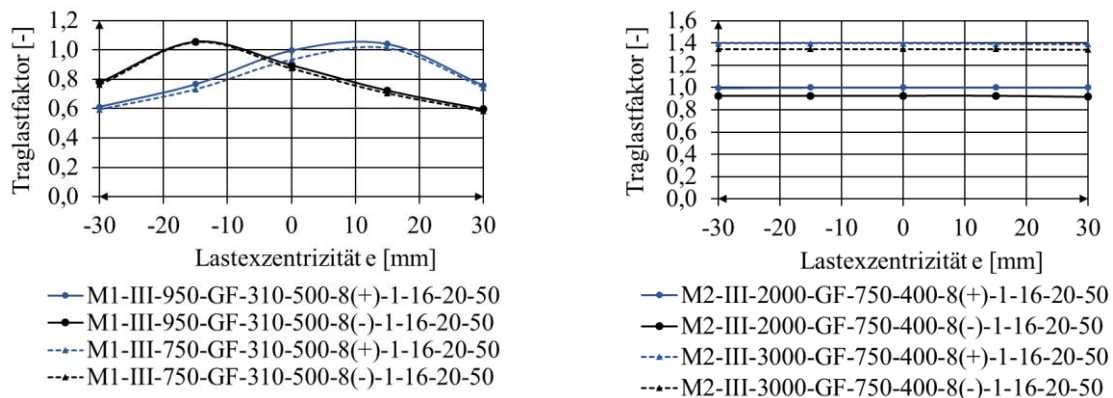


Abbildung 5-19: Einfluss der Lasteinleitungslänge c bei M1 und M2

5.3.7.9 Untersuchung des Steifenabstandes b_1

Für die Variation des Steifenabstandes b_1 wurden zwei Abstände definiert, bei welchen jeweils Gesamtfeld- oder Einzelfeldbeulen auftritt, um den Vergleich innerhalb eines Versagensmechanismus zu beurteilen. Für den Steifenabstand b_1 zur ersten Steife trat der größte Einfluss bei maßgebendem Einzelfeldbeulen ohne exzentrische Lasteinleitung auf. Dies liegt daran, dass das Versagen für diesen Fall wesentlich von der Knicklänge des ersten Einzelfeldes beeinflusst wird. Bei anderen Fällen ist die Lastexzentrizität Ursache für das Versagen, daher spielt der Abstand zur Steife nur eine untergeordnete Rolle. In Abbildung 5-20 sind Beispiele für das Modell M1-950 bei maßgebendem Einzel- und Gesamtfeldbeulen dargestellt. Es ist bei den Untersuchungen mit maßgebendem Einzelfeldbeulen (Abbildung 5-20, rechts) zu erkennen, dass der Einfluss aus dem Steifenabstand b_1 mit steigender Lastexzentrizität kleiner

wird. Für Modell M1 und M2 ist diese Aussage für alle untersuchten Fälle gültig. Diese sind in Anhang F zusammengefasst.

Bezugssystem 1,0: M1-III-950-GF-dp13; M1-III-950-EF-dp13

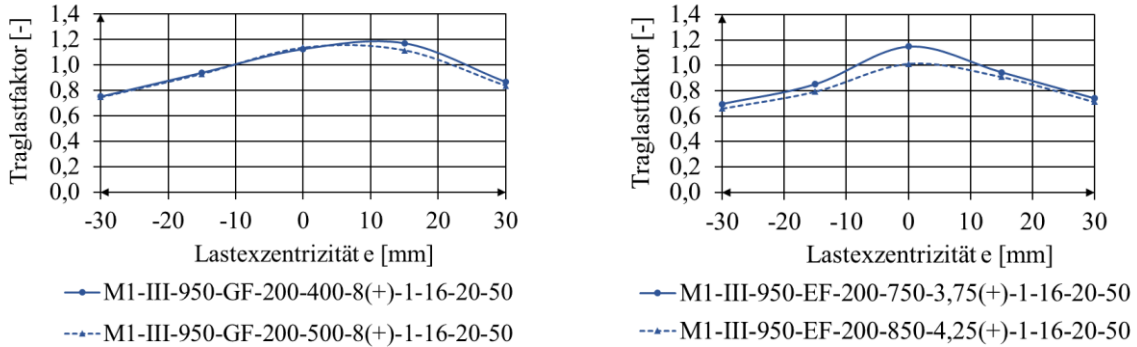


Abbildung 5-20: Einfluss des Steifenabstandes b_1

5.4 Diskussion der Ergebnisse der Parameteruntersuchung

5.4.1 Einfluss des Abstandes s der Lasteinleitung und des Freiheitsgrades φ_x

Im Folgenden wird das Modell M1 näher betrachtet. Der Abstand s wurde zwischen 0 und 300 mm variiert (siehe Abbildung 5-21). Es wird ersichtlich, dass eine exzentrische Lasteinleitung für $s < 75$ mm vernachlässigbar klein wird. Ebenso ist zu erkennen, dass bei Abständen $s > 250$ mm ein Einfluss auf den Traglastfaktor, auch mit zentrischer Lasteinleitung, existiert. Die Ursachen werden im Folgenden diskutiert.

Die Ergebnisse beziehen sich auf M1-750-GF-150-300-7,5(-)-1-25-8-30 mit $e = 0$.

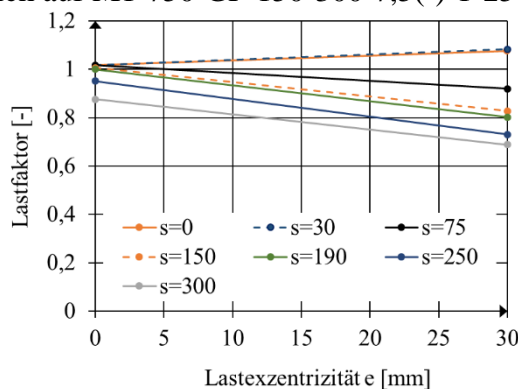


Abbildung 5-21: Variation des Abstandes s; Modell M1-750-GF-s-300-7,5(-)-1-25-8-30

Der zusätzliche Freiheitsgrad φ_x verursacht bei Rotation des Lagers eine zusätzliche horizontale Lastkomponente. Diese begünstigt wiederum die Rotation, wodurch sich der horizontale Lastanteil aus Effekten der Theorie II. Ordnung vergrößert. Auch führt ein größerer Abstand s zu größeren Rotationen, da sich der Hebelarm der horizontalen Lastkomponente dadurch

vergrößert. Das entstehende Moment M_x wird durch die Gleichung Gl. 5-2 beschrieben. Die entstehenden Schnittgrößen infolge einer Lagerung mit Kalotte sind in Abbildung 5-22 dargestellt. Das resultierende Moment M_x wird in den Überbau eingeleitet, da es von dem Kalottenlager nicht aufgenommen werden kann.

$$M_x = F_2 \cdot \varphi \cdot s$$

Gl. 5-2

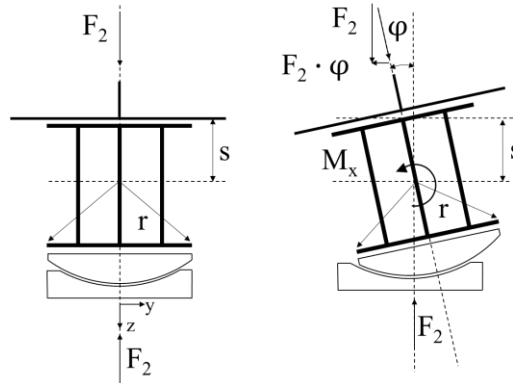


Abbildung 5-22: Rotation und resultierende Schnittgrößen am Kalottenlager

Mit einer zusätzlichen exzentrischen Lasteinleitung e wird das Moment M_x durch die vertikale Last F_2 zusätzlich beeinflusst. Das auftretende Moment M_x mit zusätzlicher Komponente aus der vertikalen Last ist in Gleichung Gl. 5-3 beschrieben. Die entstehenden Schnittgrößen infolge einer Lagerung mit Kalotte sind in Abbildung 5-23 dargestellt. Mit kleiner werdendem s wird der horizontale Anteil $F_2 \cdot \varphi \cdot s$ geringer.

$$M_x = F_2 \cdot \varphi \cdot s + F_2 \cdot (e + \Delta e)$$

Gl. 5-3

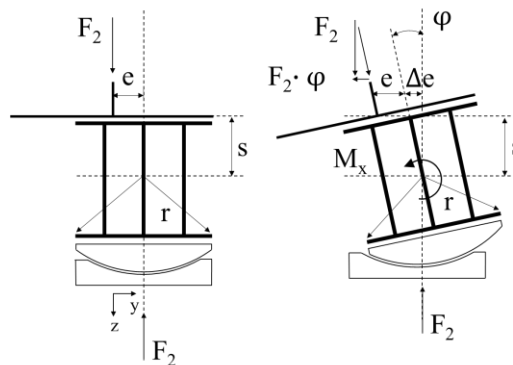


Abbildung 5-23: Rotation und resultierende Schnittgrößen am Kalottenlager mit exzentrischer Lasteinleitung

Es ist demzufolge kein Einfluss aus der exzentrischen Lasteinleitung vorhanden, wenn $M_x = 0$ ist. Dies gilt, wenn:

$$F_2 \cdot \varphi \cdot s + F_2 \cdot (e + \Delta e) = 0$$

Aufgelöst nach dem Abstand s ergibt dies einen erforderlichen Abstand

$$s = -\frac{e}{2\varphi}$$

zwischen dem Flansch und dem Rotationspunkt der Kalotte.

Wird der Abstand s zum Flansch kleiner als die Exzentrizität e definiert, stellen sich stabilisierende Kräfte durch den horizontalen Anteil $F_2 \cdot \varphi$ und der damit verbundenen Änderung der Rotationsrichtung ein. Der Parameter s wurde in die Parameterstudie aufgenommen und mit geschätzten Grenzwerten für Kalottenradien anhand realer Brückenlager festgelegt.

5.4.2 Einfluss der bezogenen Steifigkeit γ der Längssteifen

Mit einer positiven exzentrischen Belastung wurde ein kleinerer Lastfaktor für Längssteifen mit kleiner bezogener Steifigkeit γ als für Längssteifen mit großer bezogener Steifigkeit γ ermittelt. Mit negativer Exzentrizität trat Gegenteiliges auf. Die Ursache liegt in der Lage des Schwerpunktes der Steife, dieser liegt für Längssteifen mit großer bezogener Steifigkeit γ weiter vom Stegblech entfernt, da die Steifigkeit durch die Änderung der Steifenhöhe h_{st} erhöht wurde. Dadurch wird für diese Steifen bei negativer Exzentrizität eine größere Gesamtexzentrizität verursacht (dargestellt in Abbildung 5-24 links). Zusätzlich ist die Imperfektion bei den dargestellten Fällen in Abbildung 5-14 positiv, weshalb für beide Fälle bei kleiner positiver Exzentrizität der Last eine größere Traglast als mit zentrischer Lasteinleitung erreicht wurde.

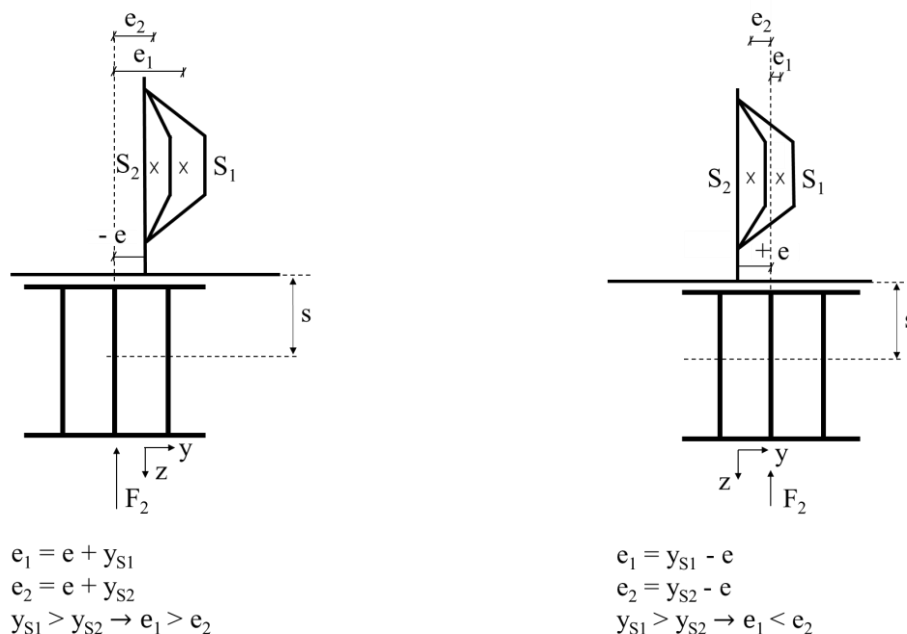


Abbildung 5-24: Einfluss der Lastexzentrizität e bei unterschiedlich hohen Steifen für $+e$ links und $-e$ rechts

5.4.3 Einfluss der geometrischen Ersatzimperfektion i

Die verbesserte Tragfähigkeit infolge gleicher Vorzeichen der exzentrischen Lasteinleitung e und Imperfektion i wurde u.a. in Kapitel 5.3.7.5 festgestellt. Eine entgegengerichtete Imperfektion i zur Exzentrizität e der Last reduziert den Knickwiderstand; die Vorverformung durch die Imperfektion verursacht eine Knicklänge, die größer ist als die Stablänge. Dies führt zu einer kleineren Traglast. Bei gleichgerichteter Imperfektion i zur Exzentrizität e wird die Knicklänge durch die Vorverformung durch die Imperfektion reduziert. Die Systeme mit Vorverformung und daraus resultierender Knicklänge sind in Abbildung 5-25 dargestellt.

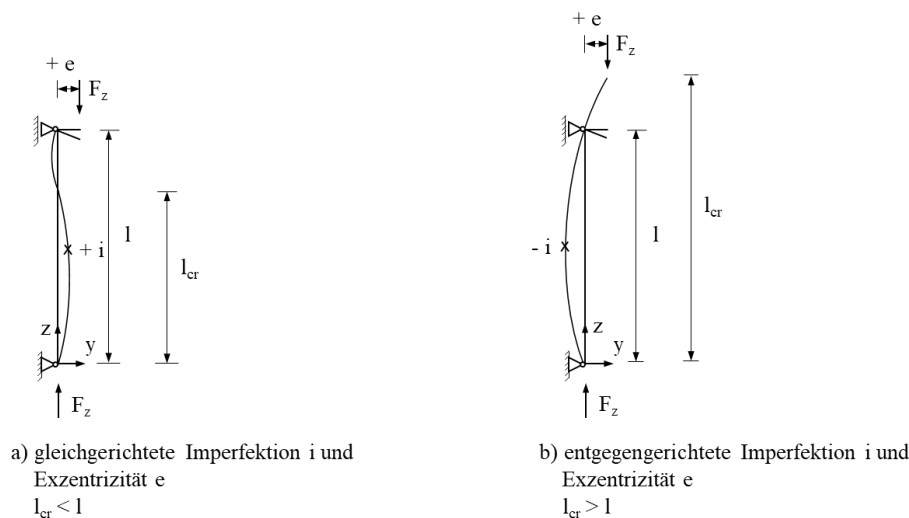


Abbildung 5-25: Knicklängen in Abhängigkeit der Imperfektion i

5.4.4 Einfluss der Stegblechdicke t_w

Abhängig von der Stegblechdicke wurde ein verbessertes Tragverhalten bei dicken Stegblechen für kleine positive exzentrische Lasteinleitungen gegenüber einer zentrischen Lasteinleitung erkannt (vgl. Abbildung 5-16). In Abbildung 5-26 sind die Kombinationen aus exzentrischer Last und Imperfektion dargestellt. Auf der linken Seite sind beide Parameter mit positivem Vorzeichen gewählt. Für Fälle $e > i$ wirkt die exzentrische Last, wie sie in Abbildung 5-26 rechts dargestellt ist, der Biegung des Stegblechs infolge der gewählten Imperfektion entgegen. Dadurch kommt es für diese Fälle zu teilweise größeren Traglasten als für den Fall $e = 0$. Für den Fall $e < i$ ist der Anteil der Biegung infolge $F_2 \cdot e$ in jedem Fall kleiner als für den links dargestellten Fall $-e < i$. Dadurch ist das generell günstigere Tragverhalten für Fälle mit gleichem Vorzeichen gegenüber jenen mit unterschiedlichem Vorzeichen begründet. Gleichzeitig wird die Druckspannung bei dicken Stegen reduziert. Solange $e < t_w/2$ ist, entstehen stabilisierende Zugspannungen infolge $F \cdot e$ auf einer Stegblechseite, deren Anteil durch eine positive Imperfektion vergrößert wird (vgl. Abbildung 5-27).

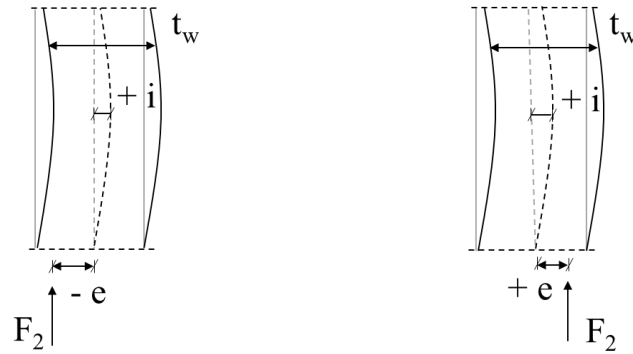


Abbildung 5-26: Biegung des Stegbleches infolge exzentrischer Belastung +e links und -e rechts

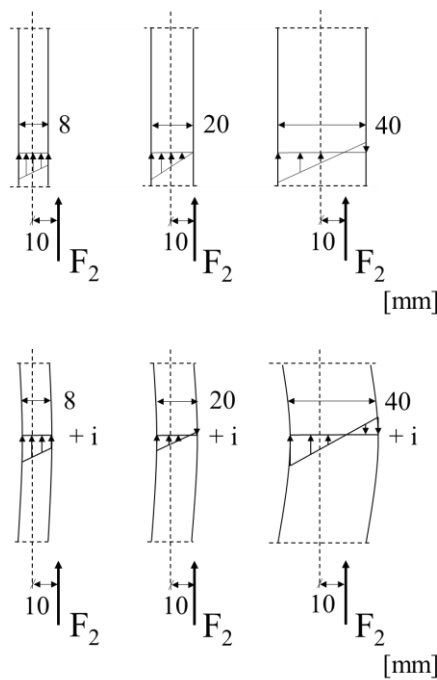


Abbildung 5-27: Spannungsverteilung bei gleicher Exzentrizität und variierender Stegblechdicke

5.4.5 Einfluss der Flanschdicke t_f

Aus den Untersuchungen zur Flanschdicke in Kapitel 5.3.7.7 wird erkannt, dass ein steiferer Flansch den Einfluss aus der exzentrischen Lasteinleitung eliminieren kann. Für dickere Stegbleche werden entsprechend dickere Flansche benötigt. Dies liegt daran, dass die Lasten bei dickeren Stegblechen größer sind. Gedanklich kann der Flansch als Ersatzsystem mit Ersatzfedersteifigkeit des Stegbleches abgebildet werden. Die Vorstellung des Ersatzsystems ist in Abbildung 5-28 dargestellt. Es wurden verschiedene Ansätze verfolgt, um eine notwendige Flanschdicke in Abhängigkeit der Stegblechdicke herzuleiten. Über alleinig dargestellte Beziehung aus Abbildung 5-28 kann der Zusammenhang nicht korrekt erfasst werden, da sich die Verdrehung mit dickerer Stegblechdicke reduziert und daraus eine kleinere Flanschdicke für die Bedingung $\varphi = 0$ ermittelt wird. Es ist noch unklar, wie viel des Stegbleches in die

Ermittlung der Ersatzfeder K_m einfließt. Auch ist unklar, wie die Steifigkeit der Längssteifen in der Ermittlung von K_m berücksichtigt werden kann. Gleichzeitig ist der Zusammenhang des Tragverhaltens des Bodenbleches mit dem Steg eines Brückenquerschnittes anders als bei dem hier frei verdrehbaren Flansch. Durch die unterschiedliche Lastabtragung kann auch nach gelungener Herleitung der Fall eventuell nicht in die Praxis übertragen werden. Nachdem dieser Einfluss nicht genügend durch Versuche abgedeckt ist, wurde auf eine weitere Untersuchung im Rahmen dieser Arbeit verzichtet. Die Ideen sind allerdings vielversprechend und das Problem sollte in Zukunft mit weiteren experimentellen und numerischen Untersuchungen gelöst werden.

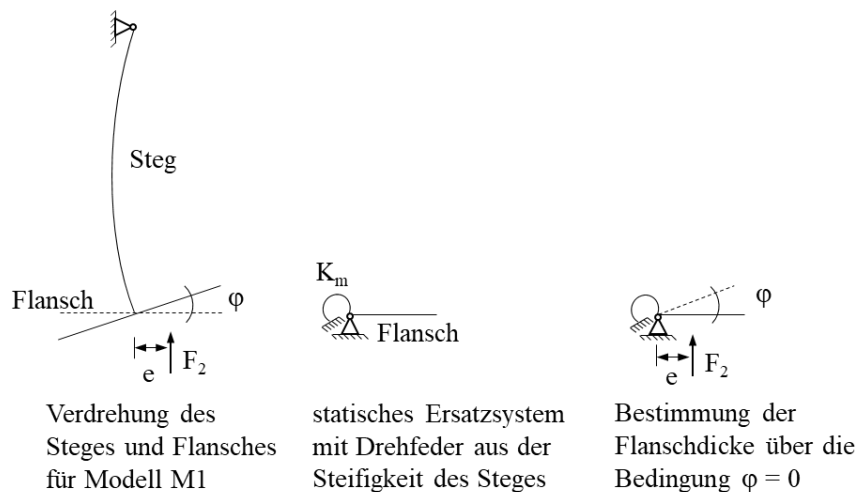


Abbildung 5-28: Ersatzsystem für den Flansch zur Bestimmung der Torsionssteifigkeit des Flansches

5.4.6 Einfluss der Knicklänge des unteren Einzelfeldes

Bei der Gegenüberstellung der beiden Modelle M1 und M2 wird bei maßgebendem Einzelfeldbeulen ersichtlich, dass sich die Traglast bereits ohne Exzentrizität der Lasteinleitung unterscheidet. Dieser Effekt kann auf die unterschiedliche Knicklänge des Einzelfeldes infolge der unterschiedlichen Lagerung zurückgeführt werden. Die Traglast unterscheidet sich bei $e = 0$ um den Lastfaktor 0,22 (vgl. Abbildung 5-11 rechts).

Betrachtet man die Steife als Lagerung, liegen hier bezogen auf einen Knickstab der Eulerfall 2 für das Modell M1 und der Eulerfall 3 für das Modell M2 vor. Die Differenz in der Traglast kann ohne Imperfektion annähernd mit der Differenz aus der Eulerlast verglichen werden. Demzufolge ist am perfekten Stabsystem die kritische Last des Systems M1 mit Kalottenlager um den Faktor 0,3 kleiner, als die der Lagerung mit Vershubwippe M2 (vgl. nachstehende Gleichungen).

$$\text{Eulerfall 2: } F_{\text{cr}} = \frac{EI\pi^2}{l_{\text{cr}}^2} = \frac{EI\pi^2}{1 \cdot L^2} \quad \text{Gl. 5-4}$$

$$\text{Eulerfall 3: } F_{\text{cr}} = \frac{EI\pi^2}{l_{\text{cr}}^2} = \frac{EI\pi^2}{0,7 \cdot L^2} \quad \text{Gl. 5-5}$$

5.4.7 Überlegungen zu Modell M2

Der Einfluss aus der exzentrischen Lasteinleitung resultiert in erster Linie aus der Möglichkeit der Flanschverdrehung. Eine Verdrehung des Flansches ist bei dem Modell M2 nicht möglich, da sich der Flansch in die Lasteinleitungsträger einspannt und sich diese durch deren Lagerung über Kipplager nicht um φ_x verdrehen. Es bestand allerdings die Vermutung, dass eine weiche Wahl des Elastomers eine Verdrehung des Flansches auch bei der Verwendung dieser Art von Verschublagern verursachen könnte. Dies wird im Folgenden genauer betrachtet.

Zur Berücksichtigung des Elastomers wurden zwei Wege verfolgt:

1. Modellierung von linearen Senkfedern mit berechneter Ersatzsteifigkeit nach [28]
2. Modellierung eines Elastomers mit nichtlinearem Materialverhalten

Durch die Modellierung von Senkfedern wird das real existierende Rückstellmoment aus dem nichtlinearen Materialverhalten vernachlässigt. Dies sollte einen negativen Einfluss auf die Rotationsempfindlichkeit des Systems haben. Diese Annahme liegt daher für Einflüsse aus exzentrischer Lasteinleitung auf der sicheren Seite. Der zweite Ansatz wurde gewählt, um eventuell entstehende Einflüsse infolge des nichtlinearen Materialverhaltens zu erkennen.

Die Berücksichtigung des Elastomers in der Modellierung hat in den untersuchten Fällen keinen Einfluss auf die Traglast. Die Ergebnisse dieser Untersuchungen sind im Anhang I dokumentiert.

Mechanisch kann der fehlende Einfluss über drei wesentliche Einflüsse begründet werden:

1. Rotationsmöglichkeit

Bei sehr weichen Senkfedern ist eine Rotation des Flansches zu erkennen. Die Lage der auftretenden Rotation liegt sehr nah am Flansch. Dies entspricht einem sehr klein gewählten Abstand s wie in Abbildung 5-21 dargestellt. Übertragen auf das System mit Elastomer kann die mögliche Rotation wie in folgender Abbildung dargestellt werden:

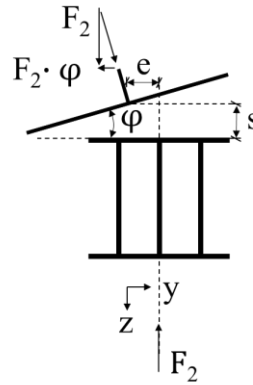


Abbildung 5-29: Verdrehung des Flansches bei sehr weichem Elastomer

Der in Gleichung Gl. 5-3 beschriebene Anteil ($F_2 \cdot \varphi \cdot s$) wird demzufolge sehr klein. Zusätzlich wird dieser Anteil über die Gleitebene der gefetteten PTFE-Platten abgebaut. Die Rotationsmöglichkeit ist an dieser Stelle auch nicht frei, sondern mit einem Widerstand aus dem Elastomer behaftet. Durch das nichtlineare Materialverhalten entsteht zusätzlich ein Rückstellmoment, welches der druckbeanspruchten Seite des Elastomers entgegenwirkt. Die Auswirkungen des nichtlinearen Materialverhaltens sowie der Steifigkeitsverhältnisse von Lager und Überbau werden in den folgenden Punkten erläutert.

2. Einfluss aus dem Druckmodul und dem Drehwiderstand von Elastomeren

Das Druckmodul von Elastomeren ist u.a. abhängig von der Belastung. Das bedeutet, dass das Material in höher belasteten Bereichen steifer antwortet als in weniger belasteten Bereichen, was auch der Grund dafür ist, dass es beim Brückenverschub eingesetzt wird. Es soll Unebenheiten durch eine gleichmäßige Lasteinleitung ausgleichen. Aus diesem Materialverhalten resultiert aus einer Verdrehung ein Rückstellmoment als Materialantwort. Die Last zentriert sich folglich wieder über dem Steg. Dieser Einfluss kann bereits über die Betrachtung des linearen Spannungsverlaufs erkannt werden. In Abbildung 5-30 ist die Reduzierung der Exzentrizität durch einen linearen Ansatz der Spannungsverteilung dargestellt. Er gilt so lange $e < d/6$ und wird über folgende Gleichungen bestimmt:

$$\sigma_1 = \frac{F}{c \cdot f} \cdot \left(1 - \frac{6 \cdot e}{f}\right) \quad \text{Gl. 5-6}$$

$$\sigma_2 = \frac{F}{c \cdot f} \cdot \left(1 + \frac{6 \cdot e}{f}\right) \quad \text{Gl. 5-7}$$

Nachdem die Exzentrizität der Lasteinleitung in Querrichtung auftritt, entspricht c in den gegebenen Gleichungen der Lasteinleitungslänge (hier 750 mm) und f der Lagerbreite (hier 268 mm).

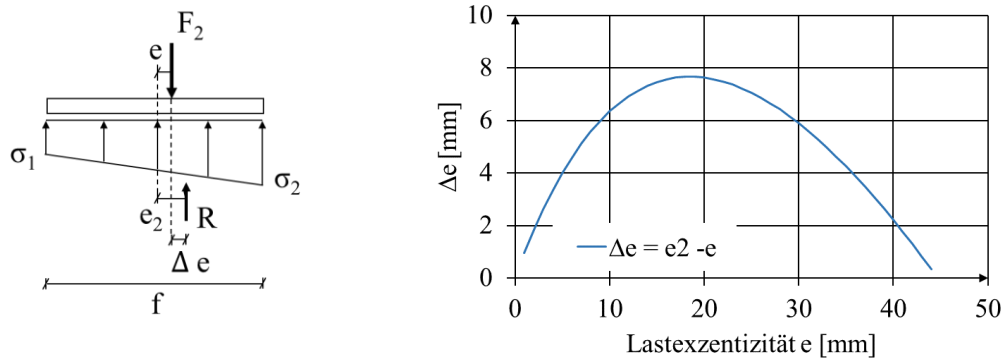


Abbildung 5-30: Reduzierung der Lastexzentrizität e infolge einer trapezförmigen Spannungsverteilung

Die Lage der Resultierenden R ist demzufolge abhängig von der linearen Spannungsverteilung und nimmt bei linearer Erhöhung der Exzentrizität der Belastung nichtlinear zu. Dies ist in der folgenden Abbildung 5-31 nochmals dargestellt. Eine nichtlineare Zu- und Abnahme der resultierenden Exzentrizität Δe ist die Folge. Bei einer Lasteinleitung mit $e = 19$ mm beträgt die Exzentrizität aus der Differenz $e_2 - e$ nur noch 7,66 mm. Die Exzentrizität wird also schon bei linearer Betrachtung der Spannungsverteilung deutlich reduziert.

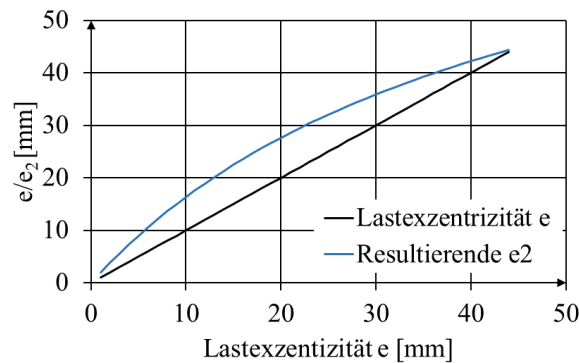


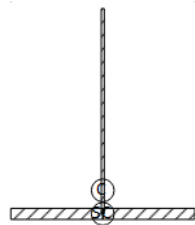
Abbildung 5-31: Verlauf der eingetragenen Exzentrizität e und der Zunahme von e_2

3. Steifigkeitsverhältnisse von Lager und Überbau

Die Wippe muss steif genug ausgeführt werden, um das auftretende Moment M_x , das aus der exzentrischen Lasteinleitung resultiert, aufzunehmen. Für das untersuchte Beispiel wird die Torsionssteifigkeit der Bauteile berechnet, um deren Steifigkeitsverhältnisse zueinander einzuschätzen. Für die Platte wird der Querschnitt des Steges bis zur ersten Steife mit dem Flansch modelliert. Der Lasteinleitungsträger wird im Gesamten betrachtet. Im Anschluss wird ein Stabmodell mit zwei unterschiedlich steifen Stäben modelliert. Die Biegesteifigkeit der Stäbe wird in dem berechneten Verhältnis der Steifigkeiten des Überbaus und des Verschublagers angesetzt (siehe Abbildung 5-33). Zwischen den Stäben greift ein Moment an, das aus der Exzentrizität der Lasteinleitung resultiert. Aus der Schnittgrößenverteilung in

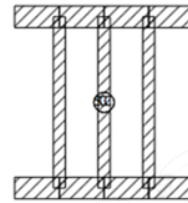
Abbildung 5-33 wird ersichtlich, dass das Moment M_x , von dem verdrehsteiferen Bauteil aufgenommen wird. Wie viel des auftretenden Momentes in den Überbau eingeleitet und abgetragen werden muss, ist von der Ausführung der Verdrehsteifigkeit der Wippe bzw. dem Steifigkeitsverhältnis zwischen Wippe und Überbau abhängig und kann berechnet werden. Für das Beispiel der durchgeführten numerischen Berechnungen ist die Verdrehsteifigkeit der Wippe 30mal höher als die des untersuchten Stegbleches mit Flansch. Dies führt dazu, dass 84 % des Momentes von dem Träger aufgenommen und nur 16 % in den Überbau eingeleitet wird.

Querschnitt und Drehwiderstand des
Stegbleches mit Flansch



$$I_T = 458,6 \text{ cm}^3$$

Querschnitt und Drehwiderstand des
Stegbleches mit Flansch

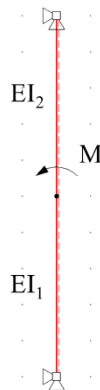


$$I_T = 13680 \text{ cm}^3$$

Abbildung 5-32: Torsionswiderstand der einzelnen Bauteile

Dimensionslose
Eingabewerte

$$\begin{aligned} EI_1 &= 30 \\ EI_2 &= 1 \\ EA &= 1 \\ M &= 1 \end{aligned}$$



Momentenverlauf

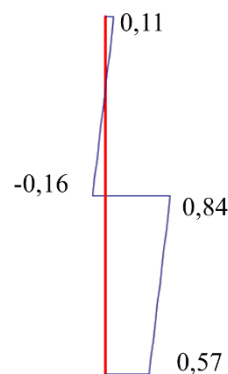


Abbildung 5-33: Momentenverteilung infolge unterschiedlich steifer Bauteile

5.5 Zusammenfassung

Aus den Untersuchungen der Parameterstudie konnten Parameter mit großem Einfluss auf die Traglast unter exzentrischer Last erkannt werden. Wesentliche Einflüsse treten bei Modell M1 vor allem durch die Wahl des Abstandes s zwischen Rotationspunkt und Flansch und der Flanschdicke t_f auf. Durch einen Rotationspunkt der Kalotte nahe am Überbau oder einen rotationssteifen Flansch kann auch für dieses System der Einfluss einer exzentrischen Lasteinleitung eliminiert werden. Die Rotationssteifigkeit des Bodenbleches oder Flansches muss dabei in Abhängigkeit der Steg- und Steifensteifigkeit ermittelt werden. Ein vorzeitiges

Versagen des angeschlossenen Bodenbleches oder Flansches muss geprüft werden. Der teilweise positive Einfluss auf die Traglast durch die Wahl von Imperfektion und Exzentrizität der Querlast in die gleiche Richtung darf bei der Beurteilung der Systemreserven nicht berücksichtigt werden. Diese Parameter sind bei realen Bauwerken zum einen unbekannt und zum anderen schwer steuerbar. Für Modell M2 wird kein Einfluss aus exzentrischer Lasteinleitung festgestellt. Den größten Einfluss auf die Traglast dieses Modells hat die Änderung der Lasteinleitungslänge c . Die Auswirkungen einer exzentrischen Lasteinleitung wird durch Nachrechnung mit der Methode der reduzierten Spannungen nach [1] und verschiedenen neuen Vorschlägen für die Interpolationsformel nach [58] und [60] für beide Modelle der unterschiedlichen Verschublagertypen untersucht.

6. Vergleich mit dem aktuellem Beulnachweis

6.1 Überblick

Aus den Untersuchungen an Platten mit frei verdrehbarem Flansch wird für das Modell M1 eine Reduzierung der Traglast infolge exzentrischer Lasteinleitung erkannt. Für Modell M2 ist dieser Einfluss nicht vorhanden. In diesem Kapitel werden die Ergebnisse, sowohl mit den bestehenden Regeln der Norm [1] als auch mit neu entwickelten Ansätzen für die Interpolationsformel nach [59] und [60], verglichen. Dazu werden die untersuchten Fälle mit der Methode der Reduzierten Spannungen überprüft. Im Anschluss werden die Bemessungswerte der Spannungen für diese Fälle diskutiert. Nachdem eine exzentrische Lasteinleitung nur mit entsprechendem Anschluss eines Flansches oder Bodenbleches möglich ist, deren Berücksichtigung jedoch nicht in den aktuellen Bemessungsregeln inkludiert ist, wird der Vergleich der Bemessungswerte in zwei Schritten, getrennt voneinander, dargestellt. Im ersten Schritt werden die Berechnungen mit exzentrischer Lasteinleitung unter Berücksichtigung des angeschlossenen Flansches durchgeführt und bewertet. Dazu werden die Ergebnisse der Modelle M1 und M2 aus Kapitel 5.3 verwendet. Zusätzlich wird in einem zweiten Schritt der Laststeigerungsfaktor α_{cr} der berechneten Fälle ohne exzentrische Lasteinleitung ($e = 0$) auf eine Platte mit Navier'scher Lagerung an allen Rändern zurückgeführt. Die Ergebnisse dieser Untersuchung werden separat bewertet. Im Folgenden wird das Vorgehen beschrieben.

6.2 Verfahren mit exzentrischer Lasteinleitung

Über die Traglast des validierten FEM Modells wurde die Spannung $\sigma_{z,FEM}$ analytisch mit Gleichung Gl. 4-5 ermittelt. Für den Vergleich mit der Methode der reduzierten Spannungen wurde der maximal mögliche Bemessungswert der Spannung $\sigma_{z,grenz}$ definiert. Dieser wird durch Umformulierung der Gleichung Gl. 2-2 (Gleichung 10.5 aus [1]) bestimmt. Durch das definierte Spannungsverhältnis $\beta = 1$ kann die untenstehende Gleichung nach $\sigma_{z,Ed}$ gelöst werden. Bei dem untersuchten Lastfall treten keine, oder vernachlässigbar geringe, Schubspannungen auf. Diese werden nicht berücksichtigt. Für die Bedingung der Gleichung Gl. 2-2 (Gleichung 10.5 aus [1]) = 1,0 gilt $\sigma_{z,Ed} = \sigma_{z,grenz}$. Die Gleichung ist nochmals dargestellt.

$$\left(\frac{\sigma_{x,Ed}}{\rho_x f_y / \gamma_{M1}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{z,Ed}}{\rho_z f_y / \gamma_{M1}}\right)^2 - \nu \left(\frac{\sigma_{x,Ed}}{\rho_x f_y / \gamma_{M1}}\right) \left(\frac{\sigma_{z,Ed}}{\rho_z f_y / \gamma_{M1}}\right) + 3 \left(\frac{\tau_{Ed}}{\chi_w f_y / \gamma_{M1}}\right)^2 \leq 1$$

Für alle Ansätze wurde

- $\alpha_{cr,p}$ und $\alpha_{cr,c}$ an der gelenkigen gelagerten Platte ohne Flansch nach [1] für jede Beanspruchungsrichtung separat ermittelt,
- $\gamma_{M,1} = 1,0$ verwendet und
- $V = \rho_x \cdot \rho_z$ berücksichtigt.
- Für maßgebendes Einzelfeldbeulen wurde der Nachweis einmal am Gesamtfeld und einmal an dem herausgetrennten Einzelfeld geführt. Der kleinere Laststeigerungsfaktor α_{cr} ist für den Nachweis maßgebend.
- Die Torsionssteifigkeit der Längssteifen wurde berücksichtigt.

Die im Folgenden dargestellten Ansätze unterscheiden sich in erster Linie in der Interpolationsgleichung. Aktuell muss der Beulnachweis mit Berücksichtigung der Torsionssteifigkeiten der Längssteifen mit Ermittlung der Abminderungsfaktoren ρ nach Anhang B [1] geführt werden. Zusätzlich ist der Nachweis der Längssteife nach Theorie II. Ordnung gefordert. Für biaxialen Druck steht zur Diskussion die Interpolationsgleichung aus [1] zu überarbeiten, daher werden die aktuellen Vorschläge dazu in dieser Arbeit beispielhaft an vier ausgewählten Modellen dargestellt. Dadurch wird zum einen deren Auswirkungen auf den Bemessungswert der Spannungen deutlich und zum anderen können deren Unterschiede zueinander erkannt werden.

Die Ansätze werden wie folgt benannt:

Ergebnisse aus FEM zur Ermittlung von σ_z FEM:

- α_{cr} aus FEM (Belastung in beide Richtungen, Flansch wird berücksichtigt)

Ansatz MRS (1) zur Ermittlung von $\sigma_{z,grenz}$ MRS (1):

- α_{cr} der gelenkigen Platte (Belastung in beide Richtungen)
- Abminderungsfaktoren ρ_x und ρ_z nach [1] Anhang B
- Interpolationsgleichung nach [1]

Die Gleichung zur Ermittlung der Abminderungsfaktoren ρ_x und ρ_z nach [1] Anhang B ist im Folgenden angegeben:

$$\rho = \frac{1}{\Phi_p + \sqrt{\Phi_p^2 - \bar{\lambda}_p}} \quad \text{Gl. 6-1}$$

$$\Phi_p = \frac{1}{2} \cdot (1 + \alpha_p \cdot (\bar{\lambda}_p - \bar{\lambda}_{p0}) + \bar{\lambda}_p)$$

Ansatz MRS (1.1) zur Ermittlung von $\sigma_{z,grenz}$ MRS (1.1):

- Nachweis der Längssteife mit Formeln und Imperfektion nach [31] und [36]

Ansatz MRS (2) zur Ermittlung von $\sigma_{z,grenz}$ MRS (2):

- α_{cr} der gelenkigen Platte (Belastung in beide Richtungen)
- Interpolationsgleichung und Abminderungsfaktoren ρ_x und ρ_z nach [58]

Die vorgeschlagene Interpolationsgleichung für das Einzelfeld lautet für den untersuchten Belastungsfall:

$$\rho_c = \chi_c + (\rho_p - \chi_c) \cdot f \quad \text{Gl. 6-2}$$

$$f = (\ln(\xi + 1))^{0,5}$$

$$\rho_z = \chi_c + (\rho_p - \chi_c) \cdot f$$

$$f = (\ln(\xi + 1))^{1,5}$$

Die vorgeschlagene Interpolationsgleichung für das Gesamtfeld lautet:

$$\rho_c = \chi_c + (\rho_p - \chi_c) \cdot f \quad \text{Gl. 6-3}$$

$$f = (\bar{\lambda}_p + 1)^{-2/3} \cdot (\ln(\xi + 1))^{1,5} \quad 0 \leq f \leq 1$$

$$\rho_z = \chi_c$$

Ansatz MRS (3) zur Ermittlung von $\sigma_{z,grenz}$ MRS (3)::

- α_{cr} der gelenkigen Platte (Belastung in beide Richtungen)
- Interpolationsgleichung und Abminderungsfaktoren ρ_x und ρ_z nach [58] (siehe Gleichung Gl. 6-2 und 6-3)

Zusätzlich:

- Erhöhung des Beulschlankheitsgrades mit $1,3 \cdot \bar{\lambda}_p$

Ansatz MRS (4) zur Ermittlung von $\sigma_{z,grenz}$ MRS (4):

- α_{cr} der gelenkigen Platte (Belastung in beide Richtungen)
- Interpolationsgleichung und Abminderungsfaktoren ρ_x und ρ_z nach [60]
- Imperfektionsbeiwert α nach [60]

Die vorgeschlagene Interpolationsgleichung für das Einzelfeld bleibt unverändert zu Gl. 6.2.

Die vorgeschlagene Interpolationsgleichung für das Gesamtfeld lautet nach [60]:

$$\rho_c = \chi_c + (\rho_p - \chi_c) \cdot f \quad \text{Gl. 6-4}$$

$$f = (\bar{\lambda}_p + 1)^{-4/3} \cdot (\ln(\xi + 1))^{0,5}$$

$$\rho_z = \chi_c$$

$$\alpha = 0,34 + (-0,013 \cdot \beta^2 + 0,13 \cdot \beta)$$

Gl. 6-5

$$\beta = \frac{\sigma_z}{\sigma_x}$$

$$\alpha_e = \alpha + \frac{0,09}{i/e}$$

Zum besseren Verständnis des Ablaufs des Beulnachweises mit der Methode der reduzierten Spannung ist das Verfahren in Abbildung 6-1 nochmals als Flussdiagramm dargestellt.

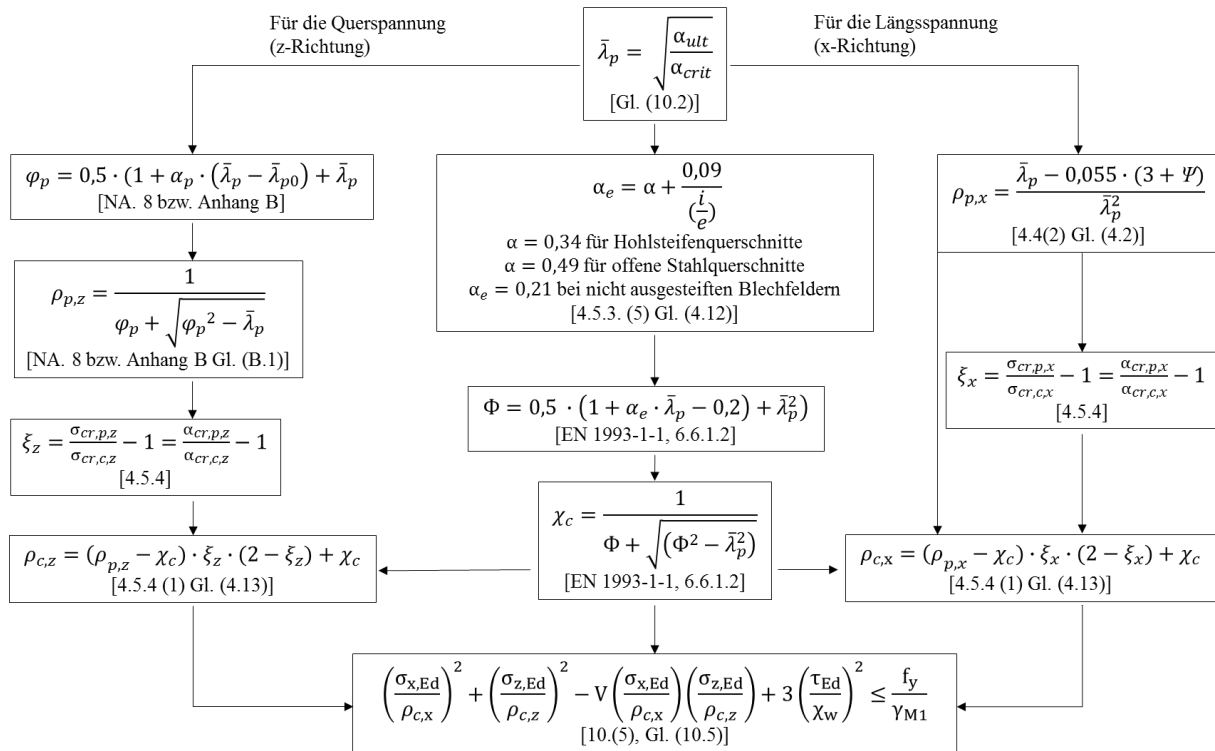


Abbildung 6-1: Flussdiagramm für den Beulnachweis nach [1]

Die Ermittlung des Verzweigungsfaktors α_{cr} aus FEM mit Berücksichtigung des Flansches erfolgt in ANSYS [47] durch die Eigenwert-Beulanalyse. Die Ermittlung der Verzweigungsfaktoren α_{cr} der gelenkigen Platte erfolgt mit Hilfe des Programms EBplate [48]. Dabei wird nur das Stegblech mit den Längssteifen modelliert, der Flansch wird nicht berücksichtigt. Ebenso werden die Verzweigungsfaktoren $\alpha_{cr,p}$ für die jeweils separaten Belastungsrichtungen mit EBplate [48] bestimmt. Für die Lasteingabe in [48] wird die Belastung aus der linearen Analyse des FEM-Modells in Spannungen umgerechnet. Dabei ist zu unterscheiden, ob der Gesamtfeld- oder Einzelfeldnachweis durchgeführt wird. Die notwendigen Formeln zur Umrechnung der Belastung im Fall des Gesamtfeldnachweises sind in 4.8.1 erläutert. Die angesetzten Spannungen für den Gesamtfeldnachweis und die ermittelten Verzweigungsfaktoren α_{cr} sind in Tabelle 6-2 zusammengefasst.

Die notwendigen Formeln zur Umrechnung der Belastung im Fall von maßgebendem Einzelfeldbeulen sind im Folgenden erläutert. Dabei wird sowohl ein Gesamtfeldnachweis als auch ein Einzelfeldnachweis betrachtet. Die Verzweigungsfaktoren für den Einzelfeldnachweis werden für alle Ansätze mit EBPlate [48] am herausgeschnittenen unteren Feld des jeweiligen Modells ermittelt. Dabei ist auch die Querspannung am oberen Rand des ersten Feldes zu ermitteln. Die angesetzten Spannungen für den Einzelfeldnachweis und die ermittelten Verzweigungsfaktoren α_{cr} sind in Tabelle 6-1 und für Gesamtfeldbeulen in Tabelle 6-2 zusammengefasst.

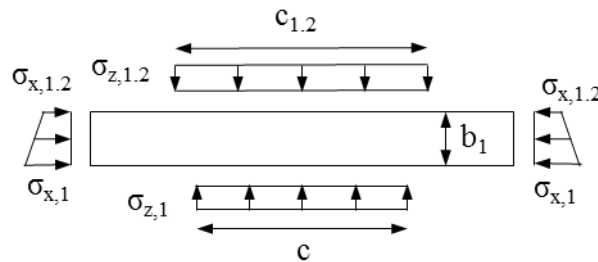


Abbildung 6-2: Belastungsschema für Einzelfeldnachweis

$$\sigma_{z,1} = \frac{\sigma_{z,\text{unten}}}{\pi} \cdot \left[2 \cdot \arctan\left(\frac{c}{2 \cdot b_1}\right) - 2 \cdot \arctan\left(\frac{c}{4 \cdot b - 2 \cdot b_1}\right) + \frac{4 \cdot c \cdot b_1}{c^2 + 4 \cdot b_1^2} - \frac{4 \cdot c \cdot (2 \cdot b - b_1)}{c^2 + (4 \cdot b - 2 \cdot b_1)^2} \right] \quad \text{Gl. 6-6}$$

$$c_1 = \frac{\sigma_{z,\text{unten}}}{\sigma_{z,1}} \cdot c \cdot \left(1 - \frac{b_1}{b} \right) \quad \text{Gl. 6-7}$$

$$h_c = \frac{b \cdot \sigma_{x,\text{unten}}}{(\sigma_{x,\text{unten}} - \sigma_{x,\text{oben}})} \quad \text{Gl. 6-8}$$

$$\sigma_{x,1.2} = \frac{h_c - b_1}{h_c} \cdot \sigma_{x,1} \quad \text{Gl. 6-9}$$

Tabelle 6-1: Belastung und Verzweigungsfaktoren Einzelfeldnachweis EBPlate [48]

Geo.	Modell	b ₁ [mm]	c _{1.2} [mm]	σ _{x,1} [N/mm ²]	σ _{x,2} [N/mm ²]	σ _{z,1} [N/mm ²]	σ _{x,1.2} [N/mm ²]	σ _{z,1.2} [N/mm ²]	α _{cr,EBP} [-]	α _{cr,p,x,EBP} [-]	α _{cr,p,z,EBP} [-]
III	M1-750-EF	750	2268	124,17	-99,33	124,17	71,77	83,81	1,415	5,526	1,497
		850	2291	124,75	-98,70	124,17	65,40	79,60	1,147	4,426	1,224
	M1-950-EF	750	2268	124,17	-99,33	124,17	71,77	83,81	1,415	5,526	1,497
		850	2291	124,75	-98,70	124,17	65,40	79,60	1,147	4,426	1,224
	M2-2000-EF	750	2268	124,17	-99,33	124,17	71,77	83,81	1,415	5,526	1,497
		850	2291	124,75	-98,70	124,17	65,40	79,60	1,147	4,426	1,224
M2-3000-EF	750	2268	124,17	-99,33	124,17	71,77	83,81	1,415	5,526	1,497	
	850	2291	124,75	-98,70	124,17	65,40	79,60	1,147	4,426	1,224	
II	M1-950-EF	750	2268	139,06	-111,25	139,06	80,39	93,88	0,711	2,275	0,752
		850	2291	140,11	-110,13	139,06	73,65	89,15	0,576	2,214	0,752
	M2-2000-EF	750	2268	139,06	-111,25	139,06	80,39	93,88	0,711	2,275	0,752
		850	2291	140,11	-110,13	139,06	73,65	89,15	0,576	2,214	0,752

Tabelle 6-2: Belastung und Verzweigungsfaktoren Gesamtfeldnachweis EBPlate [48]

Geometrie	Modell	b_1 [mm]	$\sigma_{x,1}$ [N/mm ²]	$\sigma_{x,2}$ [N/mm ²]	$\sigma_{z,1}$ [N/mm ²]	$\alpha_{cr,EBP}$ [-]	$\alpha_{cr,p,EBP}$ [-]
III	M1-750-GF	400	105,45	-84,36	105,45	1,554	9,854
		500	106,30	-84,18	105,45	1,503	9,074
	M1-950-GF	400	105,45	-84,36	105,45	1,554	9,854
		500	106,30	-84,18	105,45	1,503	9,074
	M1-750-EF	750	124,17	-99,33	124,17	1,2215	7,958
		850	124,75	-98,70	124,17	1,138	8,534
	M1-950-EF	750	124,17	-99,33	124,17	1,2215	7,958
		850	124,75	-98,70	124,17	1,138	8,534
	M2-2000-GF	400	105,45	-84,36	105,45	1,554	9,854
		500	106,30	-84,18	105,45	1,503	9,074
	M2-3000-GF	400	105,45	-84,36	105,45	1,328	9,855
		500	106,30	-84,18	105,45	1,290	9,073
	M2-2000-EF	750	124,17	-99,33	124,17	1,2215	7,958
		850	124,75	-98,70	124,17	1,138	8,534
M2-3000-EF	750	124,17	-99,33	124,17	1,078	7,962	
	850	124,75	-98,70	124,17	1,024	8,534	
II	M1-950-GF	400	107,96	-86,37	107,96	2,173	12,935
	M1-950-EF	750	139,06	-111,25	139,06	0,92	3,273
		850	140,11	-110,13	139,06	0,753	2,644
	M2-2000-GF	400	107,96	-86,37	107,96	2,171	13,037
		500	109,32	-86,06	107,96	2,121	8,585
	M2-2000-EF	750	139,06	-111,25	139,06	0,92	3,273
850		140,11	-110,13	139,06	0,753	2,644	

Die aktuelle Regelung der DIN EN 1993-1-5[1] fordert den Nachweis der Quersteife nach Theorie II. Ordnung. Mit der Bekanntmachung der Obersten Baubehörde im Bayerischen Staatsministerium des Innern vom 8. Dezember 2016 wird dieser Nachweis in Bayern zusätzlich bei biaxialen Druckspannungen an der am höchsten beanspruchten Längssteife nach [9] gefordert. Bereits in der DIN 18800 [9] und dessen Hintergrundbericht [10] war dieser Nachweis Bestandteil der Norm. Die Arbeit von Seitz [36] und die Untersuchungen des Forschungsprojektes [32] bestätigten dessen Notwendigkeit. Die im Folgenden dargestellten Formeln werden aus den genannten Quellen entnommen. Die Steife wird als gelenkig gelagert angenommen.

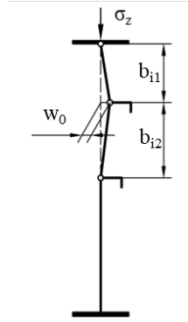


Abbildung 6-3: Längssteife mit Stich der Vorverformung nach [9]

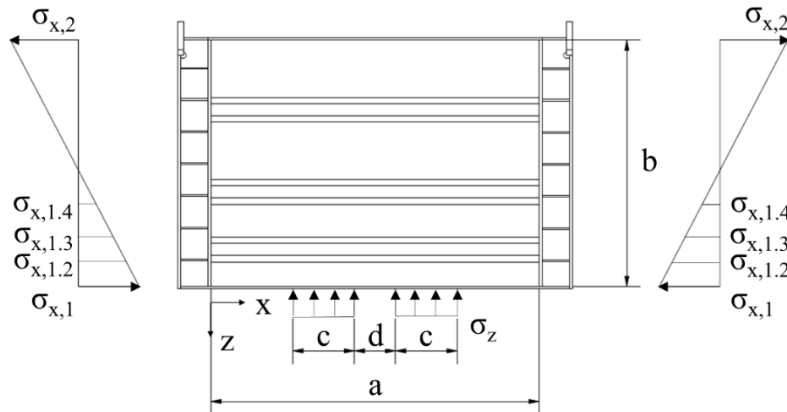


Abbildung 6-4: Bezeichnungen der Spannungen

Im Folgenden werden die verwendeten Formeln für den Nachweis der Längssteife dargestellt. In Abbildung 4-7 sind die Bezeichnungen der geometrischen Parameter und in Abbildung 6-4 die Bezeichnungen der Spannungen dargestellt.

$$\psi_{x,1} = \frac{\sigma_{x,1,2}}{\sigma_{x,1}} \quad \text{Gl. 6-10}$$

$$b_{1,\text{inf}} = \frac{(3-\psi_{x,1})}{(5-\psi_{x,1})} \cdot b_1 \quad \text{Gl. 6-11}$$

$$\sigma_{x,1,3} = (h_c - b_1 - B_{\text{st}}) \cdot \frac{\sigma_{x,1}}{h_c} \quad \text{Gl. 6-12}$$

$$\psi_{x,2} = \frac{\sigma_{x,1,3}}{\sigma_{x,1,2}} \quad \text{Gl. 6-13}$$

$$b_{2,\text{sup}} = \frac{2}{5-\psi_{x,2}} \cdot B_{\text{st}} \quad \text{Gl. 6-14}$$

$$b_{2,\text{inf}} = \frac{(3-\psi_{x,2})}{(5-\psi_{x,2})} \cdot B_{\text{st}} \quad \text{Gl. 6-15}$$

$$\sigma_{x,1,4} = (h_c - b_1 - B_{\text{st}} - b_2) \cdot \frac{\sigma_{x,1}}{h_c} \quad \text{Gl. 6-16}$$

$$\psi_{x,3} = \frac{\sigma_{x,1,4}}{\sigma_{x,1,3}} \quad \text{Gl. 6-17}$$

$$b_{3,\text{sup}} = \frac{2}{5-\psi_{x,3}} \cdot b_2 \quad \text{Gl. 6-18}$$

$$b_p = b_{1,\text{inf}} + b_{2,\text{sup}} + b_{2,\text{inf}} + b_{3,\text{inf}} \quad \text{Gl. 6-19}$$

$$A_p = b_p \cdot t_w \quad \text{Gl. 6-20}$$

$$A_{sl,1} = A_p + A_{st} \quad \text{Gl. 6-21}$$

$$I_p = \frac{b_p \cdot t_w^3}{12} \quad \text{Gl. 6-22}$$

$$e = y_{st} + 0,5 \cdot t_w \quad \text{Gl. 6-23}$$

$$I_{sl,1} = I_p + I_{z,st} + A_p \cdot A_{st} \cdot \frac{e^2}{A_{sl,1}} \quad \text{Gl. 6-24}$$

$$e_1 = h_{st} - y_{st} \quad \text{Gl. 6-25}$$

$$e_2 = y_{st} + t_w \quad \text{Gl. 6-26}$$

$$W_1 = \frac{I_{sl,1}}{e_1} \quad \text{Gl. 6-27}$$

$$W_2 = \frac{I_{sl,1}}{e_2} \quad \text{Gl. 6-28}$$

$$b_{11} = b_1 + 0,5 \cdot B_{st} \quad \text{Gl. 6-29}$$

$$b_{12} = b_2 + B_{st} \quad \text{Gl. 6-30}$$

$$N_x = \sigma_x \cdot [A_{sl,1} + 0,5 \cdot (b_{11} + b_{12}) \cdot t_w] \quad \text{Gl. 6-31}$$

Die elastische Verformung aus der Abtriebslast ist:

$$w_{el}(x) = \frac{5 \cdot a^4}{384 \cdot E \cdot I} \cdot p_a(x) \quad \text{Gl. 6-32}$$

Daraus folgt die elastische Bettung durch die Steife:

$$c_f = \frac{p_a(x)}{w_{el}(x)} = \frac{384 \cdot E \cdot I_{sl,1}}{5 \cdot a^4} \quad \text{Gl. 6-33}$$

Die Normalkraft in der Steife:

$$\sigma_x = \frac{\sigma_1 + \sigma_2}{2} \quad \text{Gl. 6-34}$$

$$N_x = \sigma_x \cdot [A_{sl,1} + A_p] \quad \text{Gl. 6-35}$$

Die Spannung $\sigma_{z,1,2}$ wirkt in der Steife über die Teilstrecke c_1 . Sie wird anhand der Formeln in Gl. 6-6 und Gl. 6-7 ermittelt. Diese Beanspruchung kann mit Gl. 6-36 in eine äquivalente konstante Belastung umgerechnet werden.

$$\overline{\sigma}_z = \sigma_{z,1} \cdot \left(\frac{c_1}{a} + \frac{1}{\pi} \cdot \sin \left(\pi \cdot \frac{c_1}{a} \right) \right) \quad \text{Gl. 6-36}$$

Die Abtriebslasten aus N_x und $\overline{\sigma}_z$ sind:

$$p_a[\overline{\sigma}_z](x) = \overline{\sigma}_z \cdot t_w \cdot \left(\frac{1}{b_{11}} + \frac{1}{b_{12}} \right) \cdot (w_0 + w_{el}) \cdot f(x) \quad \text{Gl. 6-37}$$

$$p_a[N_x](x) = \left(\frac{2,789}{a} \right)^2 \cdot N_x \cdot (w_0 + w_{el}) \cdot f(x) \quad \text{Gl. 6-38}$$

Aus dem Gleichgewicht an der Steife erhält man mit der Abkürzung q die elastische Durchbiegung nach Theorie II. Ordnung.

$$q = \left(\frac{2,789}{a}\right)^2 \cdot N_x + \bar{\sigma}_z \cdot t_w \cdot \left(\frac{1}{b_{11}} + \frac{1}{b_{12}}\right) \quad \text{Gl. 6-39}$$

$$w_{el}^{II} = \frac{q \cdot w_0}{c_f - q} \quad \text{Gl. 6-40}$$

Die Anfangsimperfektion w_0 wird nach DIN EN 1993 1-5 [1] und BASt Bericht 140 [31] ermittelt. Auf der sicheren Seite liegend wird der größere Wert als maßgebend angenommen.

$$w_{0,EC3} = \min\left(\frac{a}{400}; \frac{b}{400}\right) \quad \text{Gl. 6-41}$$

$$d_c = 352,73 \cdot \alpha_e^2 - 626,1 \cdot \alpha_e + 372,1 \quad \text{Gl. 6-42}$$

$$\alpha_e = 0,34 + \left(\frac{0,09}{\frac{i}{e}}\right) \quad \text{Gl. 6-43}$$

$$i = \sqrt{\frac{I_{sl,1}}{A_{sl,1}}} \quad \text{Gl. 6-44}$$

$$w_{0,BAST} = \frac{d_c}{a} \quad \text{Gl. 6-45}$$

$$w_0 = \max(w_{0,EC3}; w_{0,BAST}) \quad \text{Gl. 6-46}$$

Das Biegemoment in der Steife ist:

$$M^{II} = N_x \cdot w_{el}^{II} \quad \text{Gl. 6-47}$$

Der Nachweis ist erfüllt, wenn:

$$\frac{\sigma_x + \frac{M^{II}}{W}}{f_{y,k}/\gamma_{M1}} \leq 1,0 \quad \text{Gl. 6-48}$$

Über das Spannungsverhältnis $\beta = 1,0$ wurde mit Hilfe des Excel Solvers der maximale Bemessungswert der Spannungen am Rand der Platte $\sigma_{z,1}$ berechnet, so dass der Nachweis gerade erfüllt wird.

6.3 Ergebnisse mit exzentrischer Lasteinleitung

Die Ergebnisse sind für je ein Beispiel für Modell M1 und für Modell M2 in Abbildung 6-5 dargestellt. Alle weiteren Diagramme sind in dem Anhang G abgebildet. Für Fälle, in welchen die ermittelte Linie der ermittelten Spannungen nach FEM oberhalb der Linien des Bemessungswerts der maximal möglichen Spannung $\sigma_{z,grenz}$ der unterschiedlich gewählten Ansätze (1-4) liegt, ist eine Berücksichtigung der exzentrischen Lasteinleitung mit diesem Ansatz nicht notwendig, da diese durch ihre Definition keine größere Spannungen zulassen. Es ist in Abbildung 6-5 zu erkennen, dass alle Linien unterhalb der Ergebnisse der FEM liegen. Eine Berücksichtigung einer exzentrischen Lasteinleitung wäre demnach bis zu einer

Exzentrizität $e \leq \pm 30$ mm nicht notwendig, da der Bemessungswert der Spannung unterhalb der ermittelten Spannung aus der Tragfähigkeit des validierten FEM liegt. Bei den Ansätzen MRS (1) und MRS (1.1) ist jeweils der niedrigere Wert maßgebend. Dies ist bei allen untersuchten Fällen MRS (1).

M1-II-950-GF-310-400-8(-)-1-121-15-50

M2-II-2000-GF-350-400-8(+)-1-121-15-50

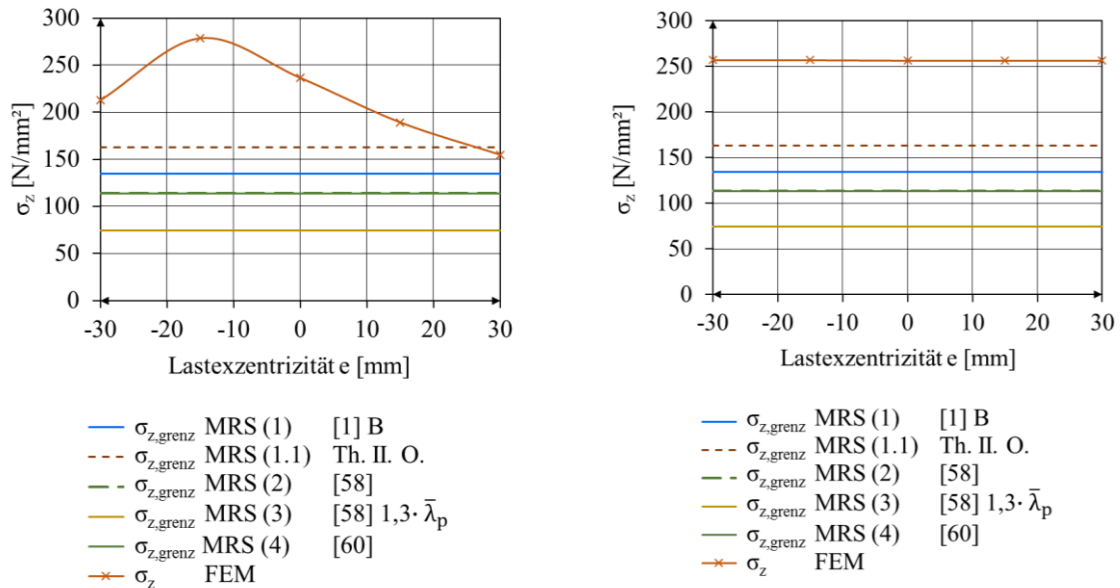


Abbildung 6-5: Vergleiche der FEM Ergebnisse mit der Methode der reduzierten Spannungen und Ansätzen 1-4

Aus den Ergebnissen des Modells M1 werden die schlechtesten Fälle für schwache Steifen mit einer bezogenen Steifigkeit $\gamma = 16$, einer entgegengesetzten Richtung der Exzentrizität e zur Imperfektion und einem Abstand s der Lasteinleitung ≥ 310 mm erkannt (M1-III-950- GF-310-400-8(-+)-1-121-20-50, siehe Anhang G). Für das Modell M2 sind diese Parameter irrelevant.

Der zusätzliche Nachweis der Längssteife ist nicht notwendig. Aus den Auswertungen geht hervor, dass der Bemessungswert der Spannung $\sigma_{z,grenz}$ nach MRS (1.1) nur in seltenen Fällen den Bemessungswert der Spannung $\sigma_{z,grenz}$ nach MRS (1) unterschreitet. Bei der Dimensionierung der Längssteife sollte jedoch auf deren Schlankheit $\bar{\lambda}$, wie in Kapitel 6.6.4 erläutert wird, geachtet werden.

Die neuen Vorschläge MRS (2) bis MRS (4) limitieren den Bemessungswert der Spannungen stark. MRS (2) [58] und MRS (4) [60] führen zu sehr ähnlichen Ergebnissen. Der Bemessungswert der Spannungen reduziert sich durch Anwendung dieser Interpolationsformeln um etwa $30 \frac{N}{mm^2}$ und führt dadurch zu einer Abminderung dessen um

etwa 20 %. Der Vorschlag MRS (3) [58] mit Erhöhung der globalen Schlankheit $\bar{\lambda}_p$ führt zu der konservativsten Lösung. Dieser Vorschlag beschränkt den Bemessungswert in den hier untersuchten Fällen um etwa $60 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$ niedriger als in der MRS (1), was eine Reduzierung des Bemessungswertes um etwa 55 % bedeutet.

Eine Notwendigkeit die aktuell gültige Interpolationsformel zu überarbeiten, kann mit den Ergebnissen der vorliegenden Arbeit nicht erkannt werden.

6.4 Verfahren mit zentrischer Lasteinleitung

Um den Einfluss durch den Flansch aus den numerischen Ergebnissen in der ermittelten Spannung $\sigma_{z,\text{FEM}}$ zu eliminieren, wird der Einfluss aus den Randbedingungen für die Fälle mit zentrischer Lasteinleitung ($e = 0$) über einen zusätzlichen Lösungsweg neu ermittelt. Zur Ermittlung von α_{cr} zur Ermittlung des Beulschlankheitsgrades des Blechfeldes $\bar{\lambda}_p$ wurden zwei unterschiedliche Ansätze gewählt, um den Einfluss der Randbedingung aus dem Flansch zu erkennen.

Ansatz MRS (1) zur Ermittlung von $\sigma_{z,\text{grenz}}$ MRS (1):

- α_{cr} der gelenkigen Platte (Belastung in beide Richtungen)
- Abminderungsfaktoren ρ_x und ρ_z nach [1] Anhang B
- Interpolationsgleichung nach [1]

Ansatz MRS (FEM) zur Ermittlung von $\sigma_{z,\text{grenz}}$ MRS (FEM):

- α_{cr} aus FEM (Belastung in beide Richtungen, Flansch wird berücksichtigt)
- Interpolationsgleichung nach [1]
- Abminderungsfaktoren ρ_x und ρ_z nach [1] Anhang B

Die Differenz der so ermittelten Bemessungswerte der beiden Ansätze bildet den Einfluss des Flansches auf die Spannungen ab. Durch Subtraktion der Differenz von der ermittelten Spannung $\sigma_{z,\text{FEM}}$ kann diese annähernd auf Spannung mit Navier'scher Lagerung modifiziert werden. Die Formel ist wie folgt dargestellt:

$$\sigma_{z,\text{FEMNavier}} = \sigma_{z,\text{FEM}} - (\sigma_{z,\text{grenz,MRS(FEM)}} - \sigma_{z,\text{grenz,MRS(1)}}) \quad \text{Gl. 6-49}$$

In Abbildung 6-6 ist die Differenz der beiden Ansätze sowie die Spannungen aus der FEM Berechnung dargestellt.

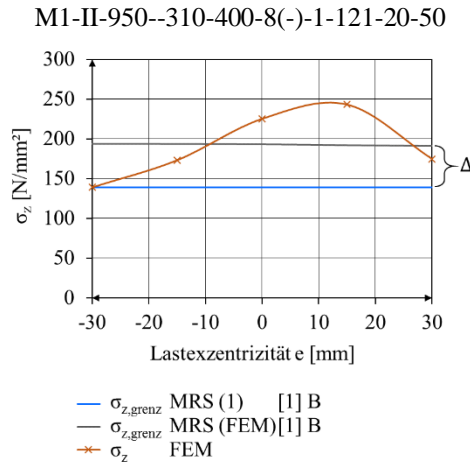


Abbildung 6-6: Bemessungswerte der Spannungen mit MRS (FEM) und MRS (1)

6.5 Ergebnisse mit zentrischer Lasteinleitung

Die Ergebnisse sind in Abbildung 6-7 für Gesamtfeld- und in Abbildung 6-8 für Einzelfeldbeulen dargestellt. Bei der Betrachtung der Ergebnisse $e = 0$ und Navier'scher Lagerung erkennt man zusätzliche Zusammenhänge, die zu einem besseren oder schlechteren Tragverhalten führen. Die Einflüsse werden in Kapitel 6.6 diskutiert.

Bei maßgebendem Gesamtfeldbeulen wird die ermittelte Spannung $\sigma_{z,FEM,Navier}$ in 16 von 44 untersuchten Fällen mit gelenkigen Rändern und zentrischer Lasteinleitung von dem maximal möglichen Bemessungswert der Spannung $\sigma_{z,grenz}$ MRS (1) bzw. MRS (1.1) überschritten. Diese treten bei Modell M2 und kleiner bezogener Steifigkeit der Längssteife ($\gamma = 16$) auf. Für das Modell M2 wurde die ermittelte Spannung $\sigma_{z,FEM}$ bei den vorhergehenden Untersuchungen mit exzentrischer Lasteinleitung (Kapitel 6.3) in keinem Fall überschritten. Durch die Vernachlässigung von Längssteifen mit $\gamma < 25$ nach der Forderung des Nationalen Anhangs der DIN EN 1993-1-5 [1] wird dann auch für diese Fälle der Bemessungswert der Spannungen eingehalten. Interessant ist jedoch an dieser Stelle die Erkenntnis, dass in Fällen einer gelenkigen Platte ohne Flansch mit M1 höhere Bemessungswerte der Spannungen als mit M2 erreicht werden. Dies liegt an der Richtungstreue der Last und wird in Kapitel 6.6.1 erläutert.

Der schlechtere Einfluss auf die ermittelte Spannung $\sigma_{z,FEM,Navier}$ einer negativen im Vergleich zu einer positiven Imperfektion wird in fast allen untersuchten Fällen der Abbildung 6-7 erkannt. Jeder zweite Wert der ermittelten Spannung $\sigma_{z,FEM,Navier}$ (orangefarbene Punkte) wurde

mit negativer Imperfektion ermittelt (siehe auch Parameterdefinition Anhang E). Dieser Einfluss wird in Kapitel 6.6.2 diskutiert.

Die neuen Ansätze MRS (2) bis MRS (4) nach [58] und [60] führen zu Bemessungswerten die unterhalb des ermittelten Bemessungswertes nach [1] mit [2] liegen. Es ist zu erkennen, dass die Ansätze MRS (2) und MRS (4) die Ergebnisse für das Modell M2 mit kleiner bezogener Steifigkeit der Längssteife ($\gamma = 16$) am besten abbilden.

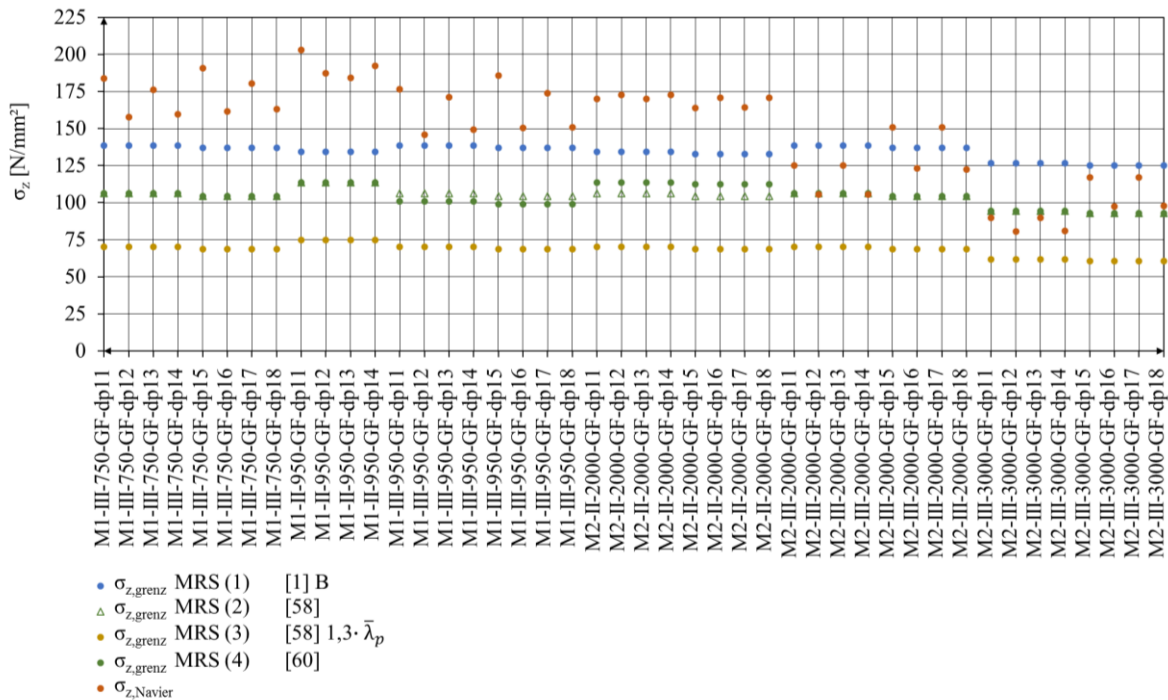


Abbildung 6-7: Ergebnisse mit zentrischer Lasteinleitung und Navier'scher Lagerung bei Gesamtfeldbeulen

Bei den Untersuchungen am maßgebenden Einzelfeld wird die ermittelte Spannung $\sigma_{z,\text{FEM,Navier}}$ mit Annahme gelenkiger Ränder ohne Flansch und zentrischer Lasteinleitung in vier von 40 Fällen von dem maximal möglichen Bemessungswert der Spannung $\sigma_{z,\text{grenz}}$ MRS (1) überschritten. Dies ist für das Modell M2 mit langer Lasteinleitungslänge der Fall. Durch die Einführung einer der neuen Interpolationsformeln nach [58] und [60] sind auch diese vier Fälle gedeckt.

Der ungünstigste Einfluss auf die ermittelte Spannung $\sigma_{z,\text{FEM,Navier}}$ einer negativen Imperfektion im Vergleich zu einer positiven Imperfektion wird auch bei maßgebendem Einzelfeldbeulen in fast allen untersuchten Fällen erkannt. Dies wird durch den Vergleich jedes zweiten Wertes der Spannungen $\sigma_{z,\text{FEM,Navier}}$ in Abbildung 6-8, in der wieder jeder zweite Wert mit einer negativen Imperfektion ermittelt wurde (siehe auch Parameterdefinition Anhang E), ersichtlich. Der Einfluss der negativen Imperfektion wird in Kapitel 6.6.2 erläutert. Das schlechtere

Tragverhalten für das Modell mit Geometrie II resultiert aus der Stegblechdicke. Diese ist bei Geometrie II mit 15 mm und für Geometrie III mit 20 mm festgelegt.

Die Ansätze MRS (2) und MRS (4) nach [58] und [60] begrenzen die Bemessungswerte der Spannungen wieder unterhalb der aktuellen Ermittlung des Bemessungswertes nach MRS (1) und liegen deckungsgleich zueinander. Die MRS (3) ist für Einzelfeldbeulen nach [58] nicht gültig und ist daher in Abbildung 6-8 nicht dargestellt.

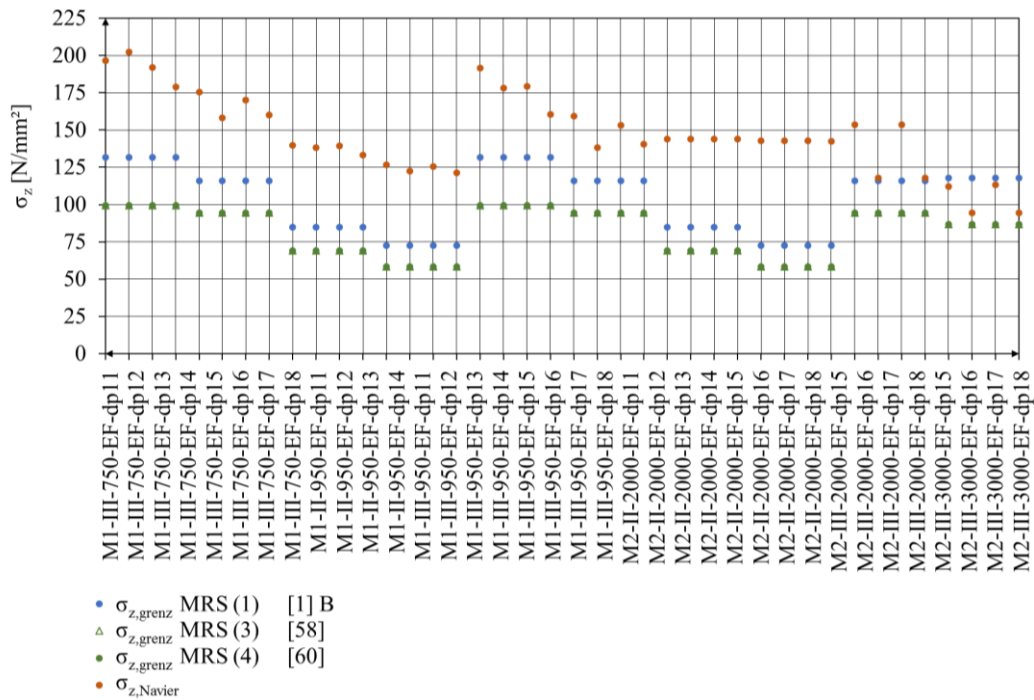


Abbildung 6-8: Ergebnisse mit zentrischer Lasteinleitung und Navier'scher Lagerung bei Einzelfeldbeulen

6.6 Diskussion der Ergebnisse

6.6.1 Richtungstreuung der Lasteinleitung

Es fällt auf, dass ohne Berücksichtigung des Flansches das Modell M2 kleinere Spannungen aufnimmt als Modell M1. Dies liegt an der unterschiedlichen Richtungsorientierung der Lasteinleitung. Bei der Lasteinleitung mit Kalottenlager (Modell M1) dreht sich die Last beim Ausweichen der Platte mit, was die Beulgefahr verringert. Der Knickwert γ_{ki} erhöht sich durch die tangentialtreue Lasteinleitung, da die horizontale Abtriebskraft günstiger wirkt als bei einer richtungstreuen Lasteinleitung. Für eine Lasteinleitung mit einer Verschiebewippe (Modell M2) wirkt die Last richtungstreu in globaler z- Richtung. Die resultierenden Knickwerte und Knicklängenbeiwerte wurden in [17] für Stabsysteme hergeleitet und sind in Abbildung 6-9 für beide Belastungsfälle dargestellt. Nachdem in allen untersuchten Fällen knickstabähnliches Versagen der Platte infolge der Querlast erfolgt, ist die Beschreibung des Problems am Beispiel eines Stabmodells auch eine gute Beschreibung für das vorliegende Plattenbeulen.

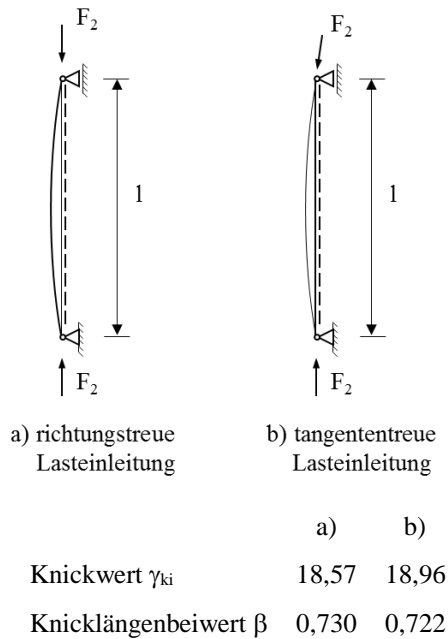
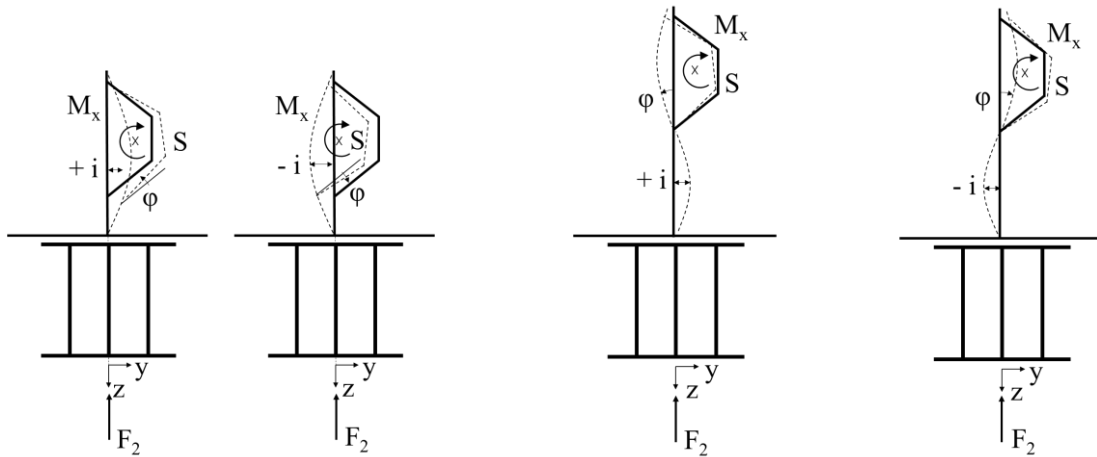


Abbildung 6-9: Vergleiche der Lasteinleitung für Modell M2 (a) und Modell M1 (b)

6.6.2 Richtung der Ersatzimperfektion

Es zeigt sich, dass die Berechnungen mit negativer Imperfektion zu kleineren Traglasten führen. Dies wurde bereits in [36] festgestellt. Ursache ist die Querlast, welche eine Rotation der Steife infolge ihrer ausmittigen Lage zum Schubmittelpunkt der Steife oder des mitwirkenden Steifenquerschnittes bedingt. Die Richtungsdefinition der Imperfektion kann die Rotationsrichtung der Steife infolge der Querlast demzufolge begünstigen oder dieser entgegenwirken. Die Verformung der Platte mit Rotation der Steife ist für negative und positive Imperfektion für Gesamtfeld- und Einzelfeldbeulen schematisch in Abbildung 6-10 dargestellt. Durch eine positive Imperfektion bei Gesamtfeldbeulen (Abbildung 6-10, links) bekommt die Längssteife eine Rotation entgegen dem Moment, das infolge der Querlast und deren Hebelarm zum Schubmittelpunkt resultiert. Die Platte kann daher mehr Last aufnehmen, als im umgekehrten Fall. Da die erste Steife bei auftretender Querlast meist im unteren Bereich der Plattengeometrie angeordnet ist, ist der Zusammenhang aus Imperfektion und Verdrehung der Steife in allen Fällen gleich. Bei maßgebendem Einzelfeldbeulen (Abbildung 6-10, rechts) führt eine positive Imperfektion des ersten Beulfeldes und die Knotennulllinie, die bei Einzelfeldbeulen durch die Steife erzeugt wird, ebenso zu einer Rotation des Steifenquerschnittes, die dem auftretenden Moment M_x entgegenwirkt. Die Rotation wirkt der Vorformung des Einzelfeldes entgegen, wodurch eine höhere Traglast aufgenommen werden kann. Dreht der Steifenquerschnitt mit dem Moment M_x , wird das Versagen durch die zusätzlichen Abtriebskräfte aus der Verdrehung begünstigt.



S = Schwerpunktlage der Plattengeometrie

Abbildung 6-10: Verdrehung der Steife und Imperfektion für Gesamtfeldbeulen (links) und Einzelfeldbeulen (rechts)

6.6.3 Randbedingung des unteren Einzelfeldes

Bei den Untersuchungen zum maßgebenden Einzelfeldbeulen zeigt sich, dass für Abstände $b_1 = 750$ mm bei Modell M2 mit Geometrie III stattdessen Gesamtfeldbeulen auftritt. Die Ergebnisse sind für diese Fälle nicht ausgewertet. Durch die Einspannung des unteren Beulfeldrandes durch die Verschubwippe bei Modell M2 wird eine steifere Steife als für Modell M1 mit Kalottenlagerung benötigt, um Einzelfeldbeulen bei gleichen Abmessungen des belasteten Einzelfeldes zu erzeugen. Alternativ muss ein entsprechend größerer Abstand b_1 zur Steife gewählt werden.

Um Einzelfeldbeulen zu erhalten, muss im Bereich der Steife ein Nulldurchgang in der Beulfigur erzeugt werden. Dadurch wird eine Änderung der Knicklänge erzeugt. Wenn für beide Lagertypen die Knotenlinie in gleicher Lage erreicht werden soll, ist die notwendige Mindeststeifigkeit erster Art der Längssteife für Lagertyp 1 (hydraulisches Lager) und Lagertyp 2 (Wippe) aufgrund der unterschiedlichen Randbedingungen unterschiedlich.

Die Zusammenhänge werden anhand der Mindeststeifigkeit C^* und dem Typ der Knickung nach Petersen [16] beschrieben. Im übertragenen Sinn wird dabei das Beulfeld als Stab und die Steife als Feder abgebildet. In Abbildung 6-11 ist das statische System für den Fall einer Steife als Feder dargestellt.

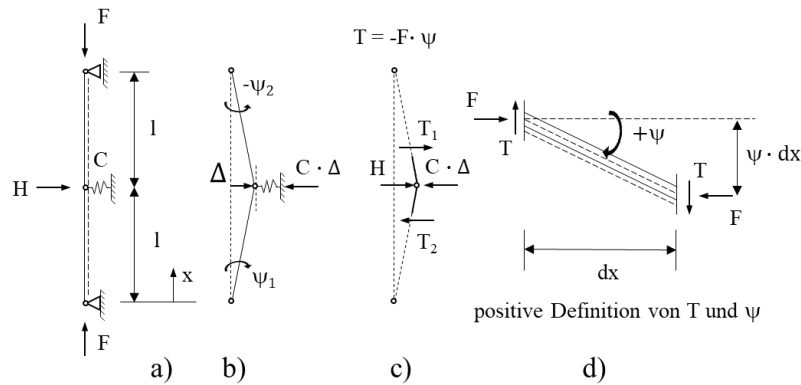


Abbildung 6-11: Zweistabsystem mit Verschiebungsfeder [16]

Das Gleichgewicht kann wie folgt aufgestellt werden:

$$-F \cdot \frac{\Delta}{l} - F \cdot \frac{\Delta}{l} + C \cdot \Delta - H = 0 \quad \text{Gl. 6-50}$$

$$\Delta = \frac{H}{C - 2 \cdot \frac{F}{l}} \quad \text{Gl. 6-51}$$

Für den Fall $H = 0$ liegt ein Stabilitätsproblem vor,

$$\Delta = \frac{0}{C - 2 \cdot \frac{F}{l}} \quad \text{Gl. 6-52}$$

woraus sich zwei Lösungen ableiten lassen:

$$\Delta = 0 \rightarrow \text{Trivillösung} \quad \text{Gl. 6-53}$$

$$C - 2 \cdot \frac{F}{l} = 0 \text{ dann ist } \Delta = \frac{0}{0} \neq 0 \quad \text{Gl. 6-54}$$

Aus der zweiten Lösung ergibt sich:

$$F_{\text{cr}} = \frac{1}{2} C \cdot l \quad \text{Gl. 6-55}$$

Durch Gleichsetzen mit der kritischen Knicklast mit dem Eulerfall II kann die Federkonstante in Abhängigkeit der Knicklänge wie folgt dargestellt werden:

$$F_{\text{cr}} = \frac{E \cdot I \cdot \pi^2}{l_{\text{cr}}^2} \quad \text{Gl. 6-56}$$

$$\frac{1}{2} C \cdot l_{\text{cr}} = \frac{E \cdot I \cdot \pi^2}{l_{\text{cr}}^2} \quad \text{Gl. 6-57}$$

$$C^* := \frac{2 \cdot E \cdot I \cdot \pi^2}{l_{\text{cr}}^3} \quad \text{Gl. 6-58}$$

Ist die Federkonstante kleiner als C^* tritt globales Knicken ein. Eine Steigerung von C über C^* hinaus hat keine Steigerung der globalen Knicklast zur Folge, weil dann lokales Knicken

maßgebend wird. Die Knicklänge hat großen Einfluss auf das Ergebnis der notwendigen Mindeststeifigkeit der Federkonstante (vgl. Gl.6-53). Bei größerer Knicklänge ergibt sich eine kleinere Federkonstante C^* . Bezogen auf die Beobachtung, dass bei den untersuchten Fällen mit gleicher bezogener Steifigkeit $\bar{\lambda}_p$ mit $b_1 = 750$ mm für Modell M1 Einzelfeldbeulen und für Modell M2 Gesamtfeldbeulen maßgebend wird, geht daraus hervor, dass die Einspannung der Wippe die Knicklänge des unteren Einzelfeldes reduziert und daher für dieses System eine größere Steifigkeit der Längssteife bei gleichbleibendem Abstand b_1 oder ein größerer Abstand b_1 bei gleichbleibender Steifigkeit der Steife gewählt werden muss, um maßgebendes Einzelfeldbeulen zu erhalten. Gleiches Vorgehen kann zusätzlich mit der Bestimmung über die Drehfedersteifigkeit oder auch unter Berücksichtigung mehrerer Federn ergänzt werden.

6.6.4 Schlankheitsgrad $\bar{\lambda}$ für Biegeknicken der Steife

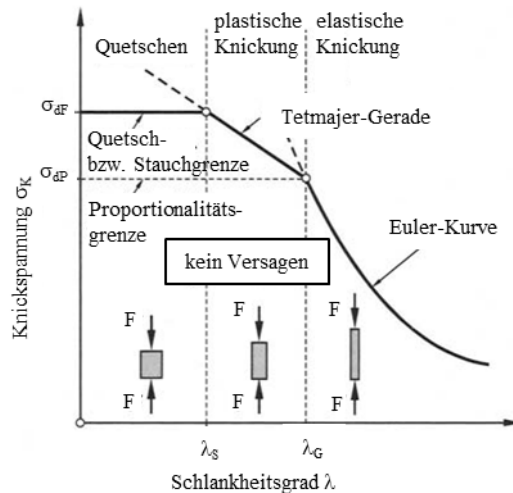
Bei den Vergleichen zwischen dem maximal möglichen Bemessungswert der Spannungen $\sigma_{z,grenz}$ des Nachweises der Längssteife nach Theorie II. Ordnung MRS (1.1) und der MRS (1) fällt auf, dass sich bei kleiner bezogener Steifigkeit γ fast identische Spannungen ergeben. Bei größerer bezogener Steifigkeit γ ist der Bemessungswert der Spannung $\sigma_{z,grenz}$ bei dem Ansatz MRS (1.1) (Nachweis der Längssteife nach Theorie II. Ordnung) größer als bei MRS (1) (Beulnachweis). Die Steifigkeit der Längssteifen wurde durch Modifizierung der Steifenhöhe erhöht, da Längssteifen fast ausschließlich mit einer Blechdicke von 6 mm oder 8 mm ausgeführt werden, um Effekte infolge der Kaltverformung möglichst gering zu halten. Hohe schlanke Träger haben eine größere Knicklast als ein gedrungener Querschnitt mit dickeren Bauteilabmessungen, da die Knicklast maßgeblich durch das Flächenträgheitsmoment I_y generiert wird und dieses in erster Linie über die Bauteilhöhe beeinflusst ist.

Auch über den Schlankheitsgrad $\bar{\lambda}$ für Biegeknicken der Längssteife kann der Einfluss der Querschnittshöhe auf das maßgebende Versagen gut dargestellt werden. Vereinfacht werden die folgenden Gleichungen für einen Rechteckquerschnitt dargestellt. Durch Einsetzen der Gleichungen Gl. 6-59 und Gl. 6-60 in die Gleichung Gl. 6-61 kann der Schlankheitsgrad $\bar{\lambda}$ in Abhängigkeit der Querschnittshöhe dargestellt werden. Die Dicke des Querschnittes kürzt sich hingegen heraus. Der Schlankheitsgrad $\bar{\lambda}$ für Biegeknicken der Längssteife nimmt demzufolge mit zunehmender Bauhöhe ab und der Widerstand gegen Knicken steigt. Der Zusammenhang zwischen dem Schlankheitsgrad $\bar{\lambda}$ und dem maßgebenden Versagen ist auch in Abbildung 6-12 zu erkennen. Die Ergebnisse der Berechnungen sind daher plausibel.

$$N_{pl} = f_y \cdot h_{st} \cdot t_{st} \qquad \text{Gl. 6-59}$$

$$N_{cr} = \frac{E \cdot I_y \cdot \pi^2}{l_{cr}^2} = \frac{E \cdot t_{st} \cdot h_{st}^3 \cdot \pi^2}{12 \cdot l_{cr}^2} \quad \text{Gl. 6-60}$$

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{N_{pl}}{N_{cr}}} = \sqrt{12 \cdot \frac{f_y}{E \pi^2} \cdot \frac{l_{cr}}{h_{st}}} = 1,1 \cdot \sqrt{\frac{f_y}{E} \cdot \frac{l_{cr}}{h_{st}}} \quad \text{Gl. 6-61}$$

Abbildung 6-12: Abhängigkeit der Knickspannung vom Schlankheitsgrad λ [57]

6.6.5 Mindeststeifigkeit γ der Längssteife

In DIN EN 1993-1-5 ist Abschnitt 10 [1] von der Forderung einer Mindeststeifigkeit nicht betroffen, da hier eine pauschale Reduzierung der einwirkenden Spannungen vorgenommen wird. Die Begründung für die Mindeststeifigkeit kommt von der Festlegung der Randbedingungen an den Steifen mit der Methode der mitwirkenden Breiten, bei welcher bei Gesamtfeldbeulen angrenzende gestützte Randbereiche nicht abgemindert werden, [31]. Daher kann die Methode der reduzierten Spannungen auch auf ausgesteifte Beulfelder mit schwachen Steifen mit $\gamma < 25$ angewendet werden, sofern der Abminderungsfaktor ρ nach Anhang B [1] bestimmt wird. Zusätzlich wird in den Untersuchungen dieser Arbeit der Lastverzweigungsfaktor α_{cr} numerisch ermittelt. Bezogen auf Untersuchungen zu Einzelfeldbeulen kann eine Navier'sche Randbedingung am herausgetrennten Einzelfeld angesetzt werden, wenn die Mindeststeifigkeit eingehalten ist. Andernfalls muss deren Nachgiebigkeit berücksichtigt werden [31]. Dies ist durch die Modellierung der Steifen in dem numerischen Modell zur Berechnung der Beulwerte erfüllt. Der Einfluss aus der Nachgiebigkeit der Längssteife aus der Ebene ist durch die getroffene Unterteilung der Modelle M1 und M2 nach deren Versagen in Einzel- und Gesamtfeldbeulen sehr klein. Die Annahme einer gelenkigen Lagerung des Einzelfeldes liegt für die Beurteilung des maximal möglichen

Bemessungswertes der Spannung nach der MRS (1) auf der sicheren Seite. Durch die gelenkige Annahme der Einzelfelder in der MRS (1) wird der Bemessungswert der Spannung größer, da die Knicklänge durch den Nullpunkt der Verformung in der gelenkigen Lagerung reduziert wird (siehe Abbildung 6-13). Bei dem Vergleich der Linien der Diagramme aus Anhang G liegen die ermittelten Spannungen der Bemessungswerte nach MRS (1) trotzdem für alle Fälle unter der ermittelten Spannung $\sigma_{z,FEM}$.

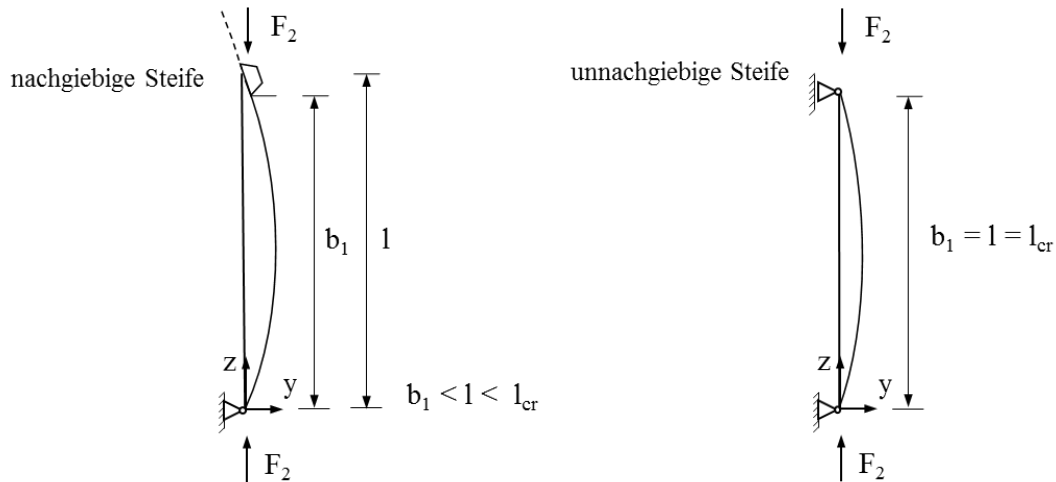


Abbildung 6-13: Knicklänge des Einzelfeldes in Abhängigkeit der Nachgiebigkeit der Längssteife

6.7 Anwendbarkeit des Beulnachweises mit exzentrischer Lasteinleitung

Für die Bewertung des aktuell vorhandenen Sicherheitsniveaus sollten die Ergebnisse der numerischen Berechnungen mit den Ergebnissen des Ansatzes MRS (1) verglichen werden. Es sind in den Auswertungen der numerischen Ergebnisse mit exzentrischer Lasteinleitung zwar die erhöhte Tragfähigkeit infolge der Randbedingungen und des Flansches inkludiert, allerdings ist der Flansch zum einen frei verdrehbar und zum anderen möglichst dünn gewählt. Dies geht aus den Untersuchungen des Einflusses der Flanschdicke (vgl. Kapitel 5.3.7.7) hervor. Noch dünnere Flanschdicken führen zum Versagen des Flansches, die Platte beult nicht. Da in realen Bauwerken der Drehwiderstand des Flansches bzw. des Bodenbleches durch zusätzliche Verbindungen und Aussteifungen deutlich höher ist und zusätzlich eine Biegesteifigkeit des Bodenbleches in Querrichtung erzeugen, die hier nicht berücksichtigt ist, sind die getroffenen Annahmen im Vergleich zu realen Brückenbauwerken auf der sicheren Seite gewählt. Ein größerer Dreh- und Biege­widerstand des Bodenbleches erhöht die Einspannung des Stegbleches und somit dessen Beulwiderstand.

Für alle untersuchten Fälle werden die Spannungen mit dem Nachweis nach der Methode der reduzierten Spannungen nach aktueller Regelung [1] und dessen Anhang B bis zu einer Exzentrizität der Lasteinleitung von ± 30 mm auch ohne zusätzlichen Nachweis der Längssteife

stets unterhalb der ermittelten Spannungen des validierten FEM Modells begrenzt. Eine Berücksichtigung der Exzentrizität bis ± 30 mm aus der Lasteinleitung der Querlast ist daher für beide Modelle nicht notwendig, wenn für Modell M1 ein Abstand s zwischen dem Rotationspunkt der Kalotte und dem Flansch bzw. Bodenblech $s \leq 310$ mm vorhanden ist. Die Einhaltung der Mindeststeifigkeit der Längssteife $\gamma \geq 25$ nach [2] kann empfohlen werden. Es zeigt sich, dass die Differenz zwischen den Spannungen $\sigma_{z,FEM}$ und σ_z MRS (1) mit Abnahme der Steifigkeit γ sinkt. Die Untersuchungen wurden bis zu einer Steifigkeit $\gamma \geq 16$ durchgeführt. Ein ausreichender Drehwiderstand des Flansches bzw. Bodenbleches sollte überprüft werden. Für die Auswertung der numerischen Ergebnisse mit zentrischer Lasteinleitung wird unter Anwendung der Narvier'schen Lagerung bei Modell M2 in einigen Fällen eine Notwendigkeit der Einführung der Interpolationsformel nach [58] oder [60] erkannt. Die Beurteilung dieser Verfahren wird jedoch in [58] und [59] getroffen, da hier nur eine stichprobenartige Überprüfung erfolgte.

Bei der Auswertung wird erkannt, dass auf den Bemessungswert der Spannungen nach DIN EN 1993-1-5 Abschnitt 10 [1] als auch unter Anwendung der neuen Ansätze 2-4 einzig der Steifenabstand und die bezogene Steifigkeit γ als Parameter Einfluss auf den Beulnachweis haben. Wichtige Parameter wie der Abstand s zwischen der Lasteinleitung und dem Flansch oder Bodenblech, die Richtung der Imperfektion und die Exzentrizität e der Lasteinleitung werden nicht berücksichtigt. Ebenfalls wäre es wichtig die Lasteinleitung hinsichtlich ihrer Freiheitsgrade in dem Nachweis zu definieren, da eine Änderung der Freiheitsgrade und damit der Richtungstreue der Last zu Unterschieden im Beulverhalten führt.

7. Berücksichtigung einer exzentrischen Lasteinleitung im Beulnachweis

7.1 Überblick

Zur Berücksichtigung der Exzentrizität e im aktuellen Beulnachweis der DIN EN 1993-1-5 Abschnitt 10 [1] wird im Folgenden ein Exzentrizitätsbeiwert Ω eingeführt. Dieser berücksichtigt die Spannung $\sigma_{z,Ed}$ in Abhängigkeit der Exzentrizität e . Dieses Kapitel beschreibt die notwendige Selektion der Parameter und die mechanischen Hintergründe zur Bestimmung der Gleichung für den Exzentrizitätsbeiwert Ω . Anschließend wird dieser mittels einer Regressionsanalyse modifiziert und ein Korrekturwert K auf der sicheren Seite bestimmt, um zukünftig Einspanngrade aus dem Flansch bzw. Bodenblech berücksichtigen zu können. Dies stellt eine sichere Bemessung von Stahlbrücken mit exzentrischer Lasteinleitung während dem Vers Schub und gleichzeitig eine wirtschaftliche Lösung bei kleinen Exzentrizitäten sicher.

7.2 Beulnachweis mit Berücksichtigung einer exzentrischen Lasteinleitung

Zur Berücksichtigung einer exzentrischen Lasteinleitung wird ein Exzentrizitätsbeiwert Ω in die Gleichung 10.5 der DIN EN 1993-1-5 [1] eingeführt. Die Gleichung lautet dann:

$$\left(\frac{\sigma_{x,Ed}}{\rho_x f_y / \gamma_{M,1}} \right)^2 + \left(\frac{\sigma_{z,Ed} \cdot \Omega}{\rho_z f_y / \gamma_{M,1}} \right)^2 - V \left(\frac{\sigma_{x,Ed}}{\rho_x f_y / \gamma_{M,1}} \right) \left(\frac{\sigma_{z,Ed} \cdot \Omega}{\rho_z f_y / \gamma_{M,1}} \right) \leq 1 \quad \text{Gl. 7-1}$$

Dabei ist der Exzentrizitätsbeiwert Ω :

$$\Omega = \left(\frac{c}{1000} \cdot \frac{3 \cdot |e|}{t_w} \cdot \frac{K_w}{GI_{T,id}} + 1 \right) \cdot K \quad \text{Gl. 7-2}$$

mit:

t_w = Stegblechdicke [mm]

t_f = Flanschdicke [mm]

c = Lasteinleitungslänge [mm]

e = Exzentrizität der Querlast [mm]

K_w = Steifigkeit des Steges am Ersatzsystem nach Kapitel 7.4

$GI_{T,id}$ = ideelle Torsionssteifigkeit von Flansch und Steg am Ersatzsystem nach Kapitel 7.4

K = 0,7; Korrekturwert für Randbedingungen [-]

und $\sigma_{z,Ed} = \sigma_{z,grenz} \text{ MRS (1)}$.

Der maximal mögliche Bemessungswert der Spannung $\sigma_{z,\text{grenz MRS}}(1)$ wird mit Berücksichtigung des eingeführten Exzentrizitätsbeiwerts Ω neu ermittelt und als $\sigma_{z,\text{grenz MRS}}(1_\Omega)$ benannt. Hierzu wird der Ansatz MRS(1) aus Kapitel 6 weiterverfolgt.

Ansatz MRS(1 $_\Omega$) zur Ermittlung von $\sigma_{z,\text{grenz MRS}}(1_\Omega)$:

- Berücksichtigung von $\sigma_{z,\text{Ed}} \cdot \Omega$
- α_{cr} der gelenkigen Platte (Belastung in beide Richtungen)
- Abminderungsfaktoren ρ_x und ρ_z nach [1] Anhang B
- Interpolationsgleichung nach [1]

7.3 Erläuterungen zum Exzentrizitätsbeiwerts Ω

Der aktuelle Beulnachweis nach der Methode der reduzierten Spannungen [1] berücksichtigt nur zentrisch eingeleitete Spannungen $\sigma_{z,\text{Ed}}$. Dies hat zur Folge, dass der Verlauf $\sigma_{z,\text{grenz}}$ des Bemessungswertes der Spannungen in Abhängigkeit von e konstant ist (vgl. Abbildung 6-5 links). Nachdem die Ergebnisse der ermittelten Spannungen σ_z FEM in Abhängigkeit von e abnehmen, wird eine Lösung basierend auf deren Reduktion gesucht.

Die Spannungen $\sigma_{z,\text{Ed,ges.}}$ setzen sich aus dem Spannungsanteil der zentrischen Last $\sigma_{z,\text{F,Ed}}$ und dem Momentenanteil $\sigma_{z,\text{M,Ed}}$, der aus der exzentrischen Lasteinleitung resultiert, zusammen.

Das Biegemoment M_z im Steg, das aus der exzentrischen Lasteinleitung entsteht, entspricht dem über Torsion abgetragenen Moment $M_{x,p}$ im Flansch. Die auftretende Belastung wird über das folgende Stabsystem dargestellt. Der Flansch kann vereinfacht als gabelgelagerter Einfeldträger dargestellt werden. Die Gabellager an den Enden halten den Flansch anstelle der Querschotte im Abstand a und verhindern dort eine Verdrehung des Flansches bzw. des Bodenblechs bei Hohlkastenquerschnitten. Zusätzlich wird dessen Verdrehung durch die Biegesteifigkeit des Stegblechs reduziert. Diese wird durch die Drehfeder k_w , die über die gesamte Systemlänge wirkt, repräsentiert. In Realität würde diese Federsteifigkeit im Auflagerbereich steifer und in der Systemmitte weicher sein, da auch das Stegblech mit den Querschotten verbunden ist. Da das Beulen im Bereich c maßgebend wird, sind die Randsteifigkeiten von untergeordnetem Interesse. Zusätzlich wird eine leicht anwendbare Lösung für die Praxis zur Beschreibung des Problems gesucht und diese vereinfachte Annahme liegt zusätzlich auf der sicheren Seite.

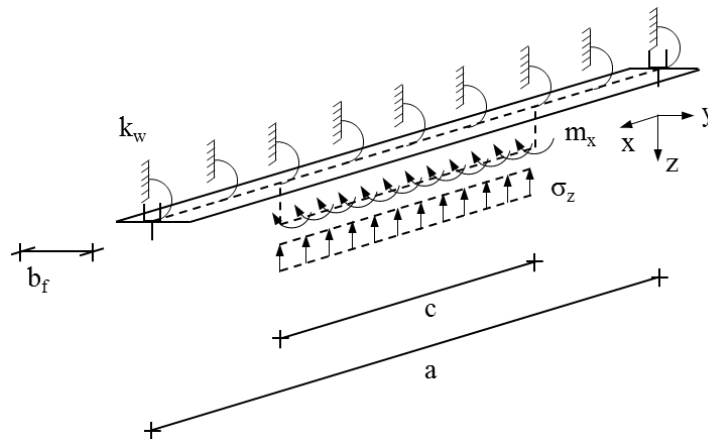


Abbildung 7-1: Stabsystem zur Beschreibung der einwirkenden Kräfte

Der Schnittgrößenverlauf $M_{x,p}$ der sich aus der dargestellten Belastung ergibt, ist in Abbildung 7-2 dargestellt.

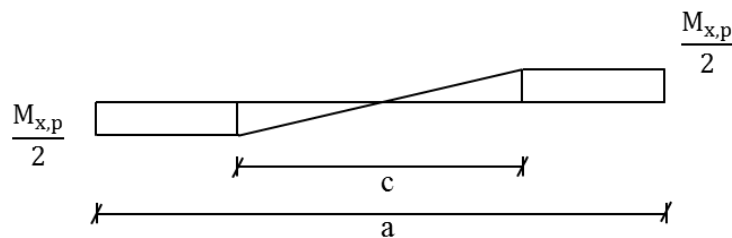


Abbildung 7-2: Momentverlauf $M_{x,p}$

Das Moment nimmt über die Hälfte der Wippenlänge linear zu und erreicht sein Maximum an dessen Ende. Im Bereich der Verschieblager ist, bei Verwendung von Kalottenlagern, wie bei Modell M1, die Verdrehung konstant und nimmt dann bis zum Gabelträger linear ab. Am Gabelträger ist diese 0. Die maßgebenden Stellen zur Berechnung der Momentenbeanspruchung und der Nachweisführung sind daher die Enden der Verschieblager.

Das Moment $M_{x,p}$ ergibt sich an diesen Stellen zu:

$$M_{x,p} = m_x \cdot \frac{c}{2} = \sigma_z \cdot t_w \cdot e \cdot \frac{c}{2} = \frac{F_z}{c \cdot t_w} \cdot t_w \cdot e \cdot \frac{c}{2} = \frac{F_z}{2} \cdot e \quad \text{Gl. 7-3}$$

Dabei ist bezogen auf die Versuche und die numerischen Ergebnisse $F_z = F_2$.

Für das Stegblech gilt:

$$M_{x,p} = M_z$$

Die Spannungen im Stegblech, mit denen der Beulnachweis geführt werden muss, ergeben sich unter Berücksichtigung dieses Momentanteils wie folgt:

$$\sigma_{z,Ed,ges.} = \sigma_{Fz,Ed} + \sigma_{Mz,Ed} \quad \text{Gl. 7-4}$$

$$\sigma_{z,Ed,ges.} = \frac{F_z}{A} + \frac{M_z}{W_z}$$

$$\sigma_{z,Ed,ges.} = \frac{F_z}{c \cdot t_w} + \frac{F_z \cdot |e|}{2 \cdot \frac{1}{6} \cdot t_w^2 \cdot 1000}$$

Der Spannungsanteil der zentrischen Lasteinleitung $\sigma_{Fz,Ed}$ ist in der Spannung $\sigma_{z,Ed}$ nach [1] bereits enthalten. Um die vereinfachte Darstellung in der Form $\sigma_{z,Ed} \cdot \Omega$ zu erhalten, muss dieser Teil dementsprechend gekürzt werden.

$$\sigma_{z,Ed} \cdot \Omega_{Nav} = \frac{F_z}{c \cdot t_w} + \frac{F_z \cdot |e|}{2 \cdot \frac{1}{6} \cdot t_w^2 \cdot 1000}$$

$$\frac{F_z}{c \cdot t_w} \cdot \Omega_{Nav} = \frac{F_z}{c \cdot t_w} + \frac{3 \cdot F_z \cdot |e|}{t_w^2 \cdot 1000} \quad | \cdot \frac{c \cdot t_w}{F_z}$$

Es ergibt sich daraus:

$$\Omega_{Nav} = 1 + \frac{3 \cdot |e| \cdot c}{1000 \cdot t_w} \quad \text{Gl. 7-5}$$

Durch die vorhandene Steifigkeit des Flansches geht der zusätzliche Spannungsanteil aus dem Exzentrizitätsbeiwert Ω_{Nav} jedoch nicht komplett in das Stegblech. Der Momentenanteil, der vom Stegblech aufgenommen wird, ist im folgenden Kapitel beschrieben.

7.4 Bestimmung des Momentenanteils im Stegblech

Die Spannungen, die aus dem Exzentrizitätsmoment resultieren, teilen sich je nach deren Steifigkeit in das Stegblech und den Flansch auf. Demzufolge kann der Exzentrizitätsbeiwert Ω_{Nav} aus Gl. 7-5, der dem Stegblech zugeordnet werden kann, mit folgender Gleichung beschrieben werden:

$$\Omega_{Nav,w} = \frac{3 \cdot |e| \cdot c}{1000 \cdot t_w} \cdot \frac{K_w}{GI_{t,id}} + 1 \quad \text{Gl. 7-6}$$

Dabei ist K_w die Steifigkeit des Stegblechs, die über ein vereinfachtes Federmodell berechnet wird (siehe Abbildung 7-4) und $GI_{t,id}$ die ideale Torsionssteifigkeit des Ersatzmodells nach Abbildung 7-3. Die Steifigkeitsverhältnisse werden am Ersatzmodell beschrieben und dienen vereinfacht als ingenieurmäßige Lösung. Das Ersatzsystem wird aus dem Stabmodell der

Abbildung 7-1 herausgetrennt. Die Steifigkeiten werden bei $x = 1$ bestimmt, da hier Belastung $M_{x,p}$ und Verdrehung ϑ ihr Maximum erreichen.

Ersatzsystem

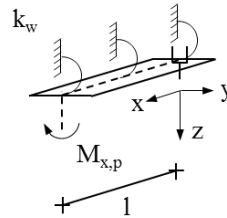


Abbildung 7-3: Ersatzsystem zur Berechnung der Steifigkeitsverhältnisse bei $M_{x,p,max}$

Die Drehfeder k_w wird vereinfacht am Einfeldträger ermittelt. Die Länge des Einfeldträgers ist der Abstand b_1 zur ersten Steife. Dies ist eine Annahme auf der sicheren Seite, da die Steifigkeit des Steges durch die Annahme eines Festlagers anstelle der Längssteife überschätzt wird und somit ein größerer Anteil des Exzentrizitätsmomentes von dem Steg aufgenommen wird. Für eine korrekte Erfassung dieses Details müssten weitere Untersuchungen erfolgen, in denen unterschiedliche Steifigkeiten von Steg, Längssteife und Flansch variiert werden, um z.B. einen Faktor für die Durchlaufwirkung infolge des Ausweichens der Längssteife zu bestimmen. Als ingenieurmäßiger Ansatz für die Anwendung in der Praxis und für den untersuchten Parameterbereich dieser Arbeit ist das Ersatzsystem gut geeignet.

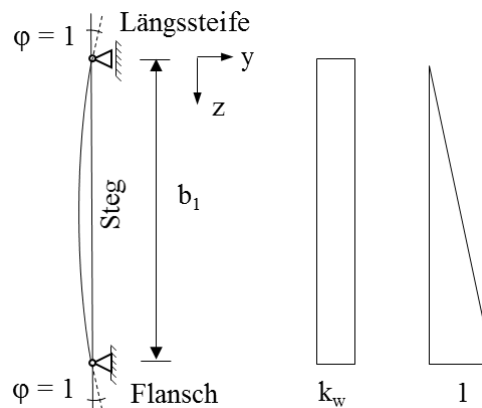


Abbildung 7-4: Ersatzsystem zur Bestimmung der Drehfeder k_w

Über die Verdrehung wird die Drehfederkonstante k_w wie folgt ermittelt:

$$\varphi_w = \int_z^{b_1} \frac{k_w}{EI} dz = \frac{1}{2} \cdot \frac{k_w}{EI} \cdot b_1$$

$$k_w = \frac{1}{\varphi_w} = \frac{2 \cdot EI}{b_1} = \frac{2 \cdot E \cdot t_w^3 \cdot 1000}{12 \cdot b_1} = \frac{E \cdot t_w^3 \cdot 2000}{12 \cdot b_1}$$

Diese Federsteifigkeit k_w erhöht den Verdrehwiderstand des Flansches. Am Ersatzsystem kann dann eine ideale Torsionssteifigkeit $GI_{t,id}$ des Flansches über folgendes Gleichgewicht bestimmt werden:

$$M_{x,p} = GI_t \cdot \vartheta(l) + k_w \cdot l \cdot \frac{\vartheta(l)}{2} \quad \text{Gl. 7-7}$$

mit $l = \frac{a-c}{2}$ und $M_{x,p} = GI_{t,id} \cdot \vartheta(l)$ folgt:

$$GI_{t,id} \cdot \vartheta(l) = GI_t \cdot \vartheta(l) + k_w \cdot \frac{a-c}{2} \cdot \frac{\vartheta(l)}{2}$$

$$GI_{t,id} \cdot \vartheta(l) = GI_t \cdot \vartheta(l) + k_w \cdot \frac{a-c}{4} \cdot \vartheta(l)$$

$$GI_{t,id} = GI_t + k_w \cdot \frac{a-c}{4} \quad \text{Gl. 7-8}$$

Die Torsionssteifigkeit GI_t des Flansches wird dabei wie folgt berechnet:

$$GI_t = \frac{1}{3} \cdot b_f \cdot t_f^3 \quad \text{Gl. 7-9}$$

Die Steifigkeit K_w des Steganteils berechnet sich bei $x = l$ wie folgt:

$$K_w = k_w \cdot \frac{a-c}{4}$$

Dadurch kann der Anteil aus dem Exzentrizitätsmoment, der vom Stegblech aufgenommen wird, durch folgende Gleichung dargestellt werden:

$$\Omega_{Nav,w} = \frac{3 \cdot |e| \cdot c}{1000 \cdot t_w} \cdot \frac{k_w \cdot \frac{a-c}{4}}{GI_t + k_w \cdot \frac{a-c}{4}} + 1 \quad \text{Gl. 7-10}$$

Dies führt zu:

$$\Omega_{Nav,w} = \frac{3 \cdot |e| \cdot c}{1000 \cdot t_w} \cdot \frac{K_w}{GI_{t,id}} + 1 \quad \text{vgl. (Gl. 7-6)}$$

7.5 Vergleich der Ergebnisse mit Navier'scher Randbedingung

Für die Anwendung der Methode der reduzierten Spannungen nach [1] ist eine Navier'sche Lagerung aller Ränder vorausgesetzt. Es wird daher im ersten Schritt, wie in Kapitel 6.4, Gl. 6-49 die Spannung $\sigma_{z,FEM}$ auf eine gelenkige Randbedingung modifiziert, um die Eignung des den Ansatz aus Gl. 7-6 zu überprüfen.

$$\sigma_{z,FEMNav} = \sigma_{z,FEM} - (\sigma_{z,grenz,MRS(FEM)} - \sigma_{z,grenz,MRS(1)}) \quad \text{(vgl. Gl. 6-49)}$$

Zur Bewertung der Gleichung Gl. 7-6 werden aus den Ergebnissen der ermittelten Spannungen σ_{zFEM} und $\sigma_{zFEM,Nav}$ nur die Minima der Kombinationen der Lastexzentrizität e mit der geometrischen Ersatzimperfektion i gewählt. Dies hat den Vorteil, dass der Verlauf der Spannungen über e achssymmetrisch zu $e = 0$ wird. Zusätzlich liegt diese Auswahl auf der sicheren Seite, da ein besseres Tragverhalten durch gleichgerichtete Wirkung der geometrischen Ersatzimperfektion und der Exzentrizität e der Last vermieden wird. Die Ergebnisse werden in Abbildung 7-5 beispielhaft für Modell M1-III-950-GF-200-400-8(-)-1-16-20-50 dargestellt. Es ist zu erkennen, dass der Verlauf der Spannungen σ_z MRS(1_Ω_Nav.) unter Anwendung der Gl. 7-6 nun in Abhängigkeit der Exzentrizität e abnimmt. Ebenso trifft der Ansatz die modifizierte Linie σ_z FEM,Nav. sehr gut. Abweichungen resultieren aus den beschriebenen ingenieurmäßigen Vereinfachungen des Ansatzes. In diesem werden u.a. die Nachgiebigkeit der Längssteifen und deren bezogene Steifigkeit γ , der Abstand s zwischen Lasteinleitung am Rotationspunkt der Kalotte und dem Flansch und der Einspanngrad des Stegblechs in die Querrahmen nicht berücksichtigt. Der Ansatz beschreibt das Problem jedoch ausreichend gut für eine vereinfachte Anwendung in der Praxis. Deutliche Abweichungen werden durch den Versatz bei $e = 0$ zu den numerischen Ergebnissen σ_z FEM erkannt. Nachdem das System stark von dem Einspanngrad des Flansches profitiert, wird im nächsten Kapitel ein Korrekturwert für dessen Berücksichtigung ermittelt, um wirtschaftlichere Ergebnisse zu erzielen.

M1-III-950-GF-200-400-(min+/-8)-1-16-20-50

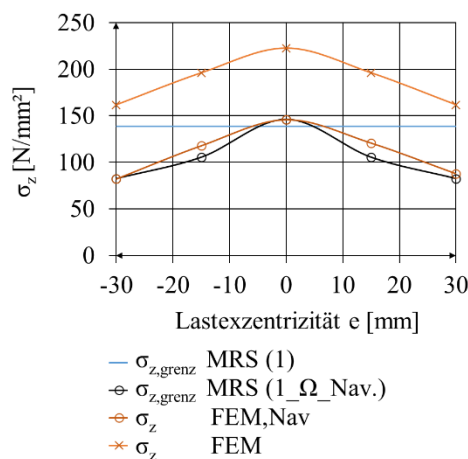


Abbildung 7-5: Übereinstimmung der Ergebnisse mit Navier'scher Lagerung

7.6 Regressionsanalyse zur Bestimmung des Korrekturwerts K

Der Einspanngrad aus dem Flansch sollte dringend berücksichtigt werden, da die Ergebnisse sonst sehr unwirtschaftlich werden, wie Abbildung 7-5 zeigt. Durch Multiplikation des Exzentrizitätsbeiwerts Ω mit $K < 1$ kann der Einspanngrad berücksichtigt werden. Da der Einspanngrad aus dem Flansch auch ohne exzentrische Last vorhanden ist, wird der Korrekturwert K mit beiden Spannungsanteilen $\sigma_{Fz,Ed}$ und $\sigma_{Mz,Ed}$ multipliziert. Es ergibt sich daraus die Gleichung Gl. 7-2. Diese wird hier noch einmal gezeigt. In Abbildung 7-6 wird der Effekt, der durch K erzielt wird dargestellt. Es ist zu erkennen, dass die Linie $\sigma_{z,grenz}$ MRS ($1_{\Omega_Nav.}$) durch Multiplikation mit K auf einen höheren Bemessungswert der Spannungen $\sigma_{z,grenz}$ MRS (1_{Ω}) gebracht werden kann. Das Ergebnis aus dem numerischen Modell σ_z FEM wird nun bei $e = 0$ gut getroffen. Der Verlauf $\sigma_{z,grenz}$ MRS (1_{Ω}) nimmt dann in Abhängigkeit der Exzentrizität e ab, sodass durch dessen Anwendung Bereiche mit kleiner Exzentrizität wirtschaftlicher genutzt werden können und gleichzeitig eine höhere Sicherheit bei größeren Exzentrizitäten besteht.

$$\Omega = \left(\frac{3 \cdot |e| \cdot c}{1000 \cdot t_w} \cdot \frac{K_w}{GI_{t,id}} + 1 \right) \cdot K \quad \text{vgl. (Gl. 7-2)}$$

M1-III-950-GF-200-400-(min+/-8)-1-16-20-50

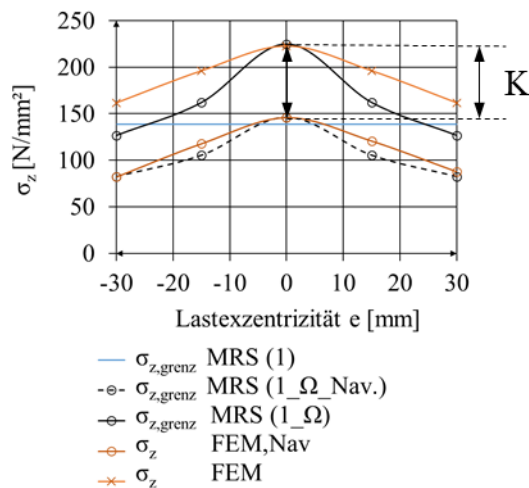


Abbildung 7-6: Darstellung des Korrekturwerts K

Durch die Ermittlung des Korrekturwertes K an dem vorliegenden numerischen Modell M1 und M2, liegt dieser für reale Brückensysteme mit Hohlkastenquerschnitten immer auf der sicheren Seite. Dies liegt an folgenden Annahmen:

Eine exzentrische Lasteinleitung ohne Flansch bzw. Bodenblech ist in Realität nicht möglich. Ein gewisser Einspanngrad ist daher immer vorhanden. Der Flansch ist im Gegensatz zu dem Bodenblech eines Hohlkastens frei verdrehbar gelagert. Demzufolge wird die Biegesteifigkeit des Bodenblechs in Querrichtung vernachlässigt und in Längsrichtung unterschätzt. Der Einspanngrad wird dadurch kleiner. Ein Mitwirken des Flansches ist im Auflagerbereich über dessen Breite durch den Auflagerdruck gewährleistet. Ein Ausbeulen des Bodenbleches muss im Rahmen der Brückenstatik in jedem Fall geprüft und ausgeschlossen werden, ebenso lässt die Methode der Reduzierten Spannungen keine lokal beulenden Bereiche zu. Zusätzlich werden zur Bestimmung des Korrekturfaktors nur die kleineren Werte σ_z FEM aus der Kombination der Vorzeichen der geometrischen Ersatzimperfektion und der Exzentrizität e der Last verwendet. Auch in der analytischen Lösung wird zur Bestimmung der Steifigkeit $GI_{t, id}$ in Gleichung Gl. 7-6 nur die Torsionssteifigkeit des Flansches berücksichtigt. Die Steifigkeit K_w des Stegbleches wird gleichzeitig durch die Herleitung dieser am Einfeldträger überschätzt.

Eine exzentrische Lasteinleitung hat bei Schubwippen wie in Modell M2 keinen Einfluss. Der Anteil aus dem Exzentrizitätsmoment, der zum Exzentrizitätsbeiwert Ω führt, ist daher 0. Der Korrekturwert K darf für den Schub mit Wippen jedoch mit den gleichen Werten berücksichtigt werden, da auch dieses System vom Einspanngrad des Flansches profitiert. Dies ermöglicht eine wirtschaftliche Bemessung durch Ausnutzung der vorhandenen Randbedingungen.

Der Korrekturwert K wird für die Modelle separat über die Minimierung der Summe der Fehlerquadrate ermittelt und ausgewertet, da sich eine Kalibrierung an allen Modellen gleichzeitig als nicht zielführend erwies. Die Streuung der Zielfunktion ist unter Berücksichtigung aller Parameter groß und hängt zu stark von unterschiedlichen Parametern ab. Im ersten Schritt wurden daher die untersuchten Parameter durch getroffene Maßnahmen auf der sicheren Seite liegend selektiert. Die starke Streuung der ermittelten Spannungen $\sigma_{z, FEM}$ ist nicht allein von der Lastexzentrizität e abhängig. In Abbildung 7-7 ist zu erkennen, dass bereits für gleiche Werte der Exzentrizität e innerhalb eines Modellblocks große Abweichungen in den ermittelten Spannungen auftreten. Die Abweichungen resultieren u. a. aus unterschiedlichen Kombinationen der Richtung der Lastexzentrizität e und der geometrischen Ersatzimperfektion i sowie der Variation des Abstands s zwischen dem Rotationspunkt des Kalottenlagers und dem Flansch.

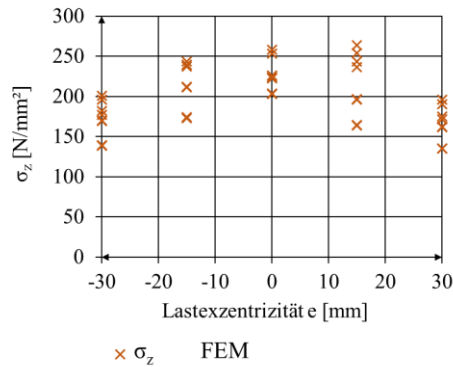
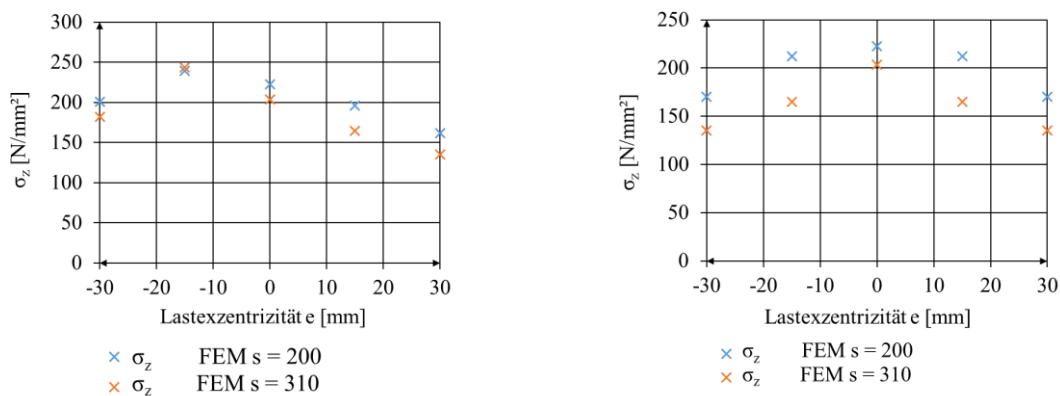


Abbildung 7-7: Streuung der Ergebnisse M1-III-950-GF ohne Parameterselektion

Um eine Verbesserung zu erzielen, wurden die Parameter aus Abbildung 7-7 selektiert. Dazu wurden für das weitere Vorgehen die Minima aus den Kombinationen der Lastexzentrizität e mit der geometrischen Ersatzimperfektion i gewählt und nach dem Abstand s der Rotationspunkte der Kalottenlager zum Flansch sortiert. Eine Verbesserung ist in Abbildung 7-8 zu erkennen. Da der Abstand s in dieser Arbeit nur numerisch untersucht wurde und ein Einfluss dessen nicht ausreichend genau erfasst werden kann, wird K im folgenden Kapitel unabhängig von diesem Wert auf der sicheren Seite bestimmt.



Selektion nach Abstand s

Selektion nach Abstand s und min. $\pm e; \pm i$

Abbildung 7-8: Selektion der Ergebnisse M1-III-950-GF

7.7 Ergebnisse der Regressionsanalyse

Im ersten Schritt wurde die Residuenquadratsumme minimiert. Der Korrekturwert K wird dazu bis zum Erreichen des Minimums der Fehlerquadrate variiert. Die Ergebnisse sind in Tabelle 7-1 zusammengefasst. Es konnten mit Gleichung Gl. 7-1 und berechnetem Exzentrizitätsbeiwert Ω nach Gl. 7-2 mit alleiniger Variation des Korrekturwertes K durchgehend gute Ergebnisse erzielt werden. Die Abweichung der Residuenquadratsumme konnte für jedes Modell minimiert werden und geht gegen Null. Tabelle 7-1 zeigt, dass der Korrekturwert K für Modelle M1 mit Ansatz MRS ($1 - \Omega$) zwischen 0,47 und 0,6 ermittelt wird.

Die Residuenquadratsumme beträgt dann zwischen 0,03 und 0,20. Werden die Modelle zusätzlich nach ihrem Abstand s getrennt und ausgewertet, wird die Residuenquadratsumme deutlich kleiner. Allerdings ist die Summe der Auswertungen dann auch auf die Hälfte der Ergebnisse reduziert. Da im Anschluss der höchst ermittelte Wert für K maßgebend ist, um einen Korrekturwert K für alle Systeme auf der sicheren Seite anzugeben, ist eine feinere Aufteilung nicht zielführend.

Für Modell M2 wird der Korrekturwert K zwischen 0,39 und 0,57 ermittelt. Er fällt damit etwas kleiner aus als der für M1, was an den Randbedingungen der Wippenlagerung liegen kann, die den Flansch zusätzlich einspannten.

Für Modelle der Geometrie II mit maßgebendem Einzelfeldbeulen wird K mit 0,39 für Modell M2 und 0,47 für Modell M1 am kleinsten ermittelt. Dies liegt daran, dass Geometrie II Längssteifen mit größerer bezogener Steifigkeit γ besitzt als die der Geometrie III. Die Knicklänge des Einzelfeldes wird dadurch zusätzlich durch eine weitere Einspannwirkung als dem Flansch begrenzt. Durch eine größere bezogene Steifigkeit γ der Längssteifen wird die Steifigkeit des Stegbleches erhöht, der Einspanngrad des Flansches bleibt durch gleich gewählte Abmessungen gleich groß. Die Auswirkung der Randbedingung aus dem Flansch wird demzufolge kleiner. Ebenso wurde dieser Einfluss bei der Modellbildung durch früheres Eintreten des Flanschversagens erkannt, weshalb für diese Geometrie die Stegblechdicke von 20 mm auf 15 mm reduziert wurde. Die Ergebnisse bestätigen gleichzeitig die vorhandene Modellsicherheit, da sich die berücksichtigten Einspanneffekte mit größerer bezogener Steifigkeit γ reduzieren. Durch die Berücksichtigung einer bezogenen Steifigkeit γ mit 16 und der Forderung einer Mindeststeifigkeit $\gamma > 25$ in [2] ist der unterste Bereich der Praxis abgedeckt. Alle Ergebnisse der Regressionsanalyse sind im Anhang H dargestellt.

Tabelle 7-1: Ergebnisse der Korrekturwerte K und der Residuenquadratsumme

Modell	K	$\sum (\sigma_{z,grenz} - \sigma_{z,FEM})^2$
M1-II-950-GF	0,50	0,176
M1-III-950-GF	0,59	0,200
M1-III-750-GF	0,50	0,164
M1-II-950-EF	0,47	0,031
M1-III-950-EF	0,60	0,133
M1-III-750-EF	0,52	0,165
M2-II-2000-GF	0,53	0,002
M2-III-2000-GF	0,57	0,002
M2-III-3000-GF	0,53	0,001
M2-II-2000-EF	0,39	0,028
M2-III-2000-EF	0,50	0,026
M2-III-3000-EF	0,57	0,033

Auf der sicheren Seite liegend wird zur allgemeinen Anwendung K mit 0,7 festgelegt. Für Stegbleche der Geometrie II, die eine größere bezogene Steifigkeit γ der Längssteifen als Geometrie III haben, werden durch diese Annahme die Ergebnisse konservativer. Nichtsdestotrotz ist damit eine wirtschaftlichere Lösung als bisher gegeben. In Abbildung 7-10 sind die Ergebnisse der Regressionsanalyse für Modell M1-III-950 dargestellt. In den Diagrammen ist die Abszisse das Ergebnis des maximal möglichen Bemessungswerts der Spannung $\sigma_{z,grenz}$ nach dem jeweiligen Ansatz und die Ordinate das zu erfüllende Kriterium $\sigma_{z,FEM}$. Die Ergebnisse der Spannung $\sigma_{z,FEM}$ sind jeweils durch die orangefarbenen Kreuze markiert, diese bilden die Regressionsgerade. Ergebnisse in dem blauen Bereich liegen auf der sicheren Seite, da die Ergebnisse kleiner als das Kriterium sind. Demzufolge wird das Kriterium für Ergebnisse im orangefarbenen Bereich überschritten, diese liegen somit auf der unsicheren Seite. Je näher die ermittelten Werte an der Geraden liegen, desto besser ist das Kriterium erfüllt.

Ohne Anwendung des Exzentrizitätsbeiwert Ω aus Gleichung Gl. 7-2 wird der Bemessungswert $\sigma_{z,grenz}$ immer gleich groß ermittelt. Dies ist in Abbildung 7-9 dargestellt.

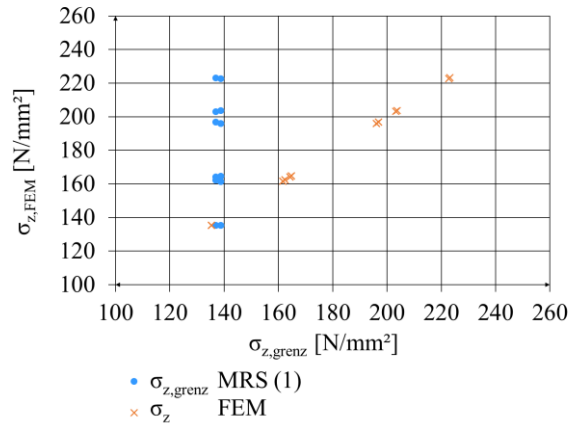


Abbildung 7-9: Regressionsanalyse mit MRS (1)

Durch Anwendung des Exzentrizitätsbeiwert Ω aus Gleichung Gl. 7-2 ist eine deutliche Verbesserung der Ergebnisse zu erkennen. Auf der linken Seite ist das Ergebnis der Regressionsanalyse mit den Korrekturwerten K aus der Minimierung der Residuenquadratsumme dargestellt. Die Ergebnisse treffen das Kriterium gut und streuen gleichermaßen in beide Bereiche um die Regressionsgerade. Rechts ist die Regressionsanalyse mit dem konstant gewählten Korrekturwert K dargestellt. Es befinden sich nun alle Ergebnisse auf der sicheren Seite. Die Diagramme der Regressionsanalysen sind für alle Modelle in Anhang H abgebildet.

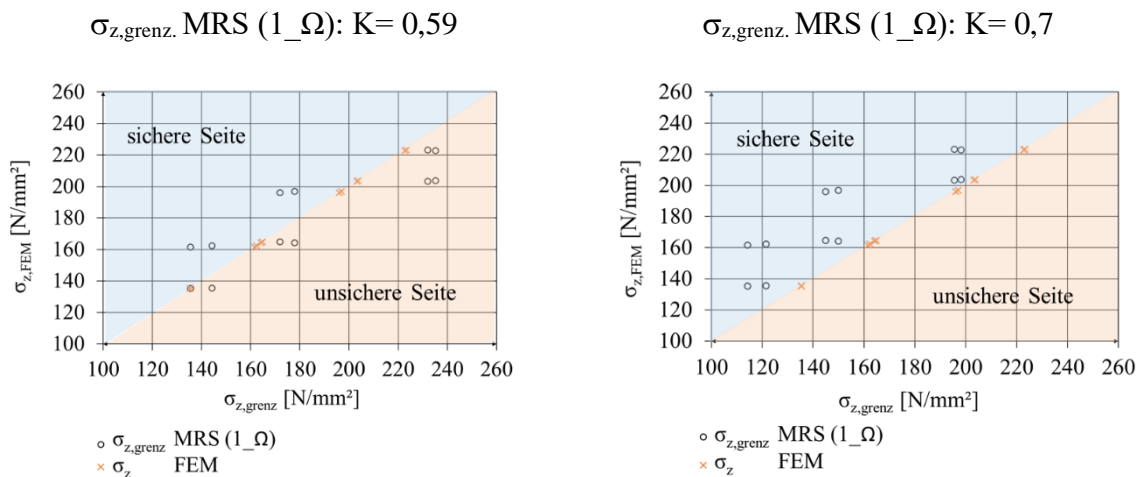


Abbildung 7-10: Ergebnisse der Regressionsanalyse für M1-III-950-GF

In Abbildung 7-11 sind die Ergebnisse $\sigma_{z,grenz}$ mit und ohne Exzentrizitätsbeiwert Ω für MRS (1) bzw. (1_Ω) durch ein Beispiel aus dem Modell M1-III-950 dargestellt. Das Beispiel zeigt, dass Ergebnisse, mit Berechnung des maximal möglichen Bemessungswerts der Spannung $\sigma_{z,grenz}$ nach der MRS (1_Ω) treffende Ergebnisse bei gleichzeitig wirtschaftlicherer Ausnutzung der Systemkapazität bei kleineren Exzentrizitäten e liefert. Gleichzeitig werden durch die Erhöhung der Korrekturfaktoren K aus der Fehlerminimierung (Abbildung 7-11,

links) auf $K = 0,7$, Bereiche, die auf der unsicheren Seite liegen und unzureichend gute Ergebnisse bei Betrachtung der einzelnen Parameter liefern, korrigiert (siehe Abbildung 7-11, rechts).

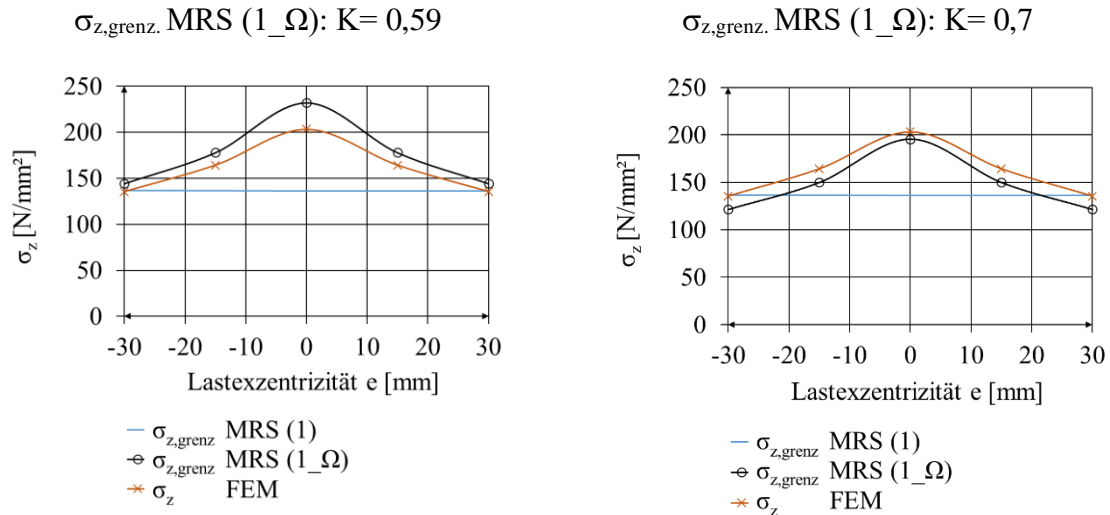


Abbildung 7-11: Ergebnisse M1-III-950-GF-310-500-(min+/-8)-1-16-20-50

7.8 Vorschlag zur Berücksichtigung der exzentrischen Lasteinleitung

Aus den Untersuchungen geht hervor, dass bei der Wahl des Korrekturwerts $K = 0,7$ alle Ergebnisse auf der sicheren Seite liegen. Zusätzlich liegen alle getroffenen Annahmen auf der sicheren Seite, sodass der Vorschlag zur Berücksichtigung des Exzentrizitätsbeiwerts Ω mit gleichzeitiger Einführung des Korrekturwerts $K = 0,7$ von der Praxis angewendet werden kann. Dabei muss beim Vershub mit hydraulischen Lagern (Modell M1) der Abstand zwischen dem Bodenblech oder Flansch zum Rotationspunkt der Kalotte kleiner als 310 mm betragen. Für größere Abstände s müsste der Korrekturwert K neu ermittelt oder die Gleichung Gl. 7-2 entsprechend auf diesen Parameter erweitert werden. Die bezogene Steifigkeit γ darf den Wert 16 nicht unterschreiten. Mit der Forderung der Mindeststeifigkeit $\gamma \geq 25$ nach dem Nationalen Anhang der DIN EN 1993-1-5 [2] ist diese Bedingung erfüllt. Um γ zukünftig in dem Exzentrizitätsbeiwert Ω berücksichtigen zu können, sind weitere experimentelle und numerische Untersuchungen notwendig. Dazu muss u. a. auch das Verhältnis von Stegblech- zu Flanschdicke variiert werden. Da Bodenbleche in Hohlkastenquerschnitten eine exzentrische Lasteinleitung zusätzlich über die Biegesteifigkeit des Bodenblechs, anstatt der alleinigen Torsionssteifigkeit des hier vorliegenden frei verdrehbaren Flansches, abtragen, ist auch dieser Einfluss im Weiteren experimentell zu untersuchen. Durch die korrekte Erfassung dieser Details und deren Berücksichtigung in der Bemessungsregel können die Bauteile in Zukunft

noch wirtschaftlicher ausgenutzt werden. Die Untersuchungen wurden ebenfalls auf Exzentrizitäten von ± 30 mm beschränkt und können daher auch nur innerhalb dieses Bereichs bewertet werden. Für Untersuchungen mit größeren Exzentrizitäten müsste die Flanschdicke des Modells angepasst werden, da sonst der Flansch vor dem Beulen des Stegbleches versagt. Im Rahmen dieser Arbeit wird auf diese Untersuchung verzichtet.

Zur Ermittlung der Torsionssteifigkeit GI_t wurde die Breite b_f des frei verdrehbaren Flansches eingesetzt. Hier müsste in weiteren Untersuchungen überprüft werden, welche Breite des Bodenblechs als „mitwirkende“ Breite für die Berechnung von GI_t angesetzt werden kann. Auf der sicheren Seite wird der Vorschlag gemacht, die Breite der Kontaktfläche des Verschublagere und dem Bodenblech anzusetzen, bis weitere Untersuchungen dazu abgeschlossen sind.

Es wird zusätzlich dringend empfohlen Imperfektionen in beide Richtungen (Ansatz der Amplitude $\pm y$) zu überprüfen, um den kleinsten Wert korrekt zu ermitteln. Bei den Untersuchungen wurde ein starker Einfluss aus der Richtung der Imperfektion als auch der Kombination der Vorzeichen von der geometrischen Ersatzimperfektion und der Exzentrizität e der Last festgestellt.

8. Zusammenfassung

Insgesamt wurden 12 Versuche mit unterschiedlichen Steifen, Spannungsverhältnissen und Lasteinleitungskonstruktionen durchgeführt. Basierend auf den Ergebnissen wurde ein numerisches Modell validiert und eine umfangreiche numerische Parameterstudie durchgeführt. Aus den Untersuchungen mit exzentrischer Lasteinleitung der Querlast geht hervor, dass für den Vers Schub mit hydraulischen Systemen, deren Lasteinleitungsträger auf Kalotten oder Lagern mit gleichen Freiheitsgraden aufliegen, mit dem aktuellen Nachweisformat nach [1], der dem Ansatz MRS (1) entspricht, Exzentrizitäten bis ± 30 mm toleriert werden können. Der Abstand s zwischen dem Rotationspunkt des Kalottenlagers zum Bodenblech oder Flansch muss gleichzeitig kleiner als 310 mm sein. Ein zusätzlicher Nachweis der Längssteife nach Theorie II. Ordnung ist nicht erforderlich.

Alternativ wurde ein Exzentrizitätsbeiwert Ω eingeführt, der es ermöglicht eine exzentrische Lasteinleitung im Beulnachweis nach DIN EN 1993-1-5 Abschnitt 10 [1] zu berücksichtigen. Durch die Berücksichtigung des Exzentrizitätsbeiwerts Ω in Gleichung 10.5 nach [1] kann der Einfluss aus der exzentrischen Lasteinleitung auf den Beulnachweis auf der sicheren Seite berechnet werden. Gleichzeitig werden Fälle mit kleiner Exzentrizität wirtschaftlicher ausgenutzt als es bisher möglich war. Dies gelang durch die Einführung eines Korrekturwertes K , durch den die Randbedingungen der Systeme berücksichtigt werden können.

Beim Vers Schub mit Wippen dürfen Exzentrizitäten unter Anwendung des Beulnachweises nach [1] für den untersuchten Exzentrizitätsbereich generell vernachlässigt werden. Für dieses Vers chublager kann der Exzentrizitätsbeiwert Ω mit $\Omega = K$ eingesetzt werden, um von der wirtschaftlichen Lösung zur Korrektur der Randbedingungen zu profitieren. Da eine exzentrische Lasteinleitung bei diesen Vers chublagertypen keinen Einfluss auf das Beulverhalten hat, ergibt sich $\Omega = K$ in Gleichung Gl. 7-1 durch das Einsetzen von $e = 0$.

Die Anwendung der Gleichung Gl. 7-1 wird für den Beulnachweis im Stahl- und Stahlverbundbrückenbau mit einer exzentrischen Lasteinleitung empfohlen. Dabei wird der Einsatz von Längssteifen mit einer bezogenen Steifigkeit $\gamma \geq 16$ empfohlen. Dies ist mit der Bedingung $\gamma \geq 25$ des Nationalen Anhangs [2] bereits abgedeckt. Platten mit $\gamma < 16$ wurden nicht untersucht und können Ergebnisse auf der unsicheren Seite liefern. In der vorliegenden Arbeit wurden Exzentrizitäten zwischen ± 30 mm untersucht. Alle Ergebnisse beziehen sich auf diesen untersuchten Bereich. Bei größeren Exzentrizitäten wird empfohlen, den

Drehwiderstand des Flansches oder des Bodenbleches nachzuweisen, um das Exzentrizitätsmoment dort aufzunehmen und nicht in den Überbau einzuleiten. Ein Versagen des Flansches oder des Bodenbleches muss immer separat überprüft und ausgeschlossen werden. Zur Ermittlung von $K = 0,7$ wurden die Abminderungsfaktoren mit dem Anhang B aus [1] ermittelt. Falls die Abminderungsfaktoren anders ermittelt werden, muss K neu bestimmt werden. Zur Ermittlung der Torsionssteifigkeit GI_t des Flansches oder Bodenbleches wird empfohlen, die Breite des Verschublagere anzusetzen, da eine lineare Verformung und ein Mitwirken des Bodenbleches im Auflagerbereich des Verschublagere stattfindet, diese Annahme liegt auf der sicheren Seite, da in Realität ein Mitwirken des Bodenbleches über den Auflagerbereich hinaus stattfinden wird und folglich größer ist. Eine Möglichkeit zur Bestimmung der mitwirkenden Breite des Bodenbleches infolge einer exzentrischen Lasteinleitung ist bislang nicht bekannt.

9. Ausblick

Um zukünftig eine vollständige Lösung für den Bemessungszustand des Brückeneinschubs anbieten zu können sind aus meiner Sicht noch weitere Parameter und Zusammenhänge zu klären. Bei Kastenquerschnitten kann sich das Bodenblech nicht frei verdrehen. Aus Untersuchungen in [55] geht hervor, dass durch Modellierung des gesamten Kastenquerschnittes eine Rotation der Kalotte zu günstigeren Ergebnissen in der Traglastanalyse führt. Durch den Ausgleich der Rotation des Querschnittes in Querrichtung findet eine Verdrehung der Kalotte nur bedingt statt. Auch durch die mögliche Spannungsumlagerung in das schräg angeordnete Stegblech wird das Tragverhalten durch ein Kalottenlager positiv beeinflusst. Einen gegenteiligen Effekt erwartet man bei dem Verschiebesystem mit Wippe, da durch die Behinderung der Rotation des Bodenblechs Spannungsspitzen entstehen können, die abgetragen werden müssen. Eine Erweiterung der bisherigen Untersuchungen unter Berücksichtigung unterschiedlicher Steifigkeitsverhältnisse der Überbauten in Querrichtung und die Variation schräg angeordneter Stegbleche ist meiner Ansicht nach notwendig. Eine realitätsnahe Modellierung des gesamten Brückenquerschnittes würde infolge der korrekten Erfassung der vorhandenen Einspanngrade und Steifigkeitsverhältnisse zu einer wirtschaftlicheren Ausführung des gesamten Brückenbauwerks führen.

Für eine wirtschaftlichere Lösung sollten ebenso Einspanngrade, die durch durchlaufende Längssteifen auftreten, genauer betrachtet und in einen mechanischen Zusammenhang gesetzt werden, um diese Steifigkeiten zukünftig im Beulnachweis berücksichtigen zu können.

Durch die Berücksichtigung der Durchlaufwirkung der Längssteifen kann die Beulfeldlänge in der Modellierung evtl. auf den Druckbereich der Platte reduziert werden. Dies würde zu einer höheren Tragfähigkeit der ausgesteiften Platte führen. Die notwendigen Abstände zwischen den Quersteifen könnten infolgedessen erhöht und die Anzahl derer reduziert werden. Alternativ könnten die Blechdicken verringert werden.

Für die Beurteilung der regelmäßigen Lasteinleitung sowohl in Längs- als auch in Querrichtung sind Untersuchungen des Materialverhaltens an Elastomeren, insbesondere unter exzentrischer Lasteinleitung mit Variation der Biegesteifigkeit der Lasteinleitungsplatte und der Elastomere durch Variation der Anzahl und der Dicke der Bewehrungsbleche, versuchstechnisch durchzuführen. Aktuell werden die Prüfungen für eine exzentrische Lasteinleitung nach EN 1337-3 Anhang J [28] über eine aufgebrachte Verdrehung durchgeführt. Die Prüfung kann zu konservativen Ergebnissen führen, da Elastomere auf eine exzentrische Lasteinleitung

gegebenenfalls anders als auf eine Verdrehung reagieren. Durch das nichtlineare Materialverhalten kann eine Verdrehung nicht auf ein Maß der Exzentrizität zurückgeführt werden. Die exzentrische Last kann durch das Materialverhalten wieder zentriert werden, wie in Kapitel 5.4.7 gezeigt wurde.

Es wurden ebenso keine Untersuchungen einer unregelmäßigen Lasteinleitung in Längsrichtung durchgeführt. Dies wird bei einem Vers Schub mit Wippen erwartet und aktuell durch Messungen der Dehnungen an Brückenbauwerken während dem Vers Schub überprüft. Die Auswirkung von Spannungsspitzen in Brückenlängsrichtung auf das Beulverhalten sollte überprüft werden. Auch das muss in Abhängigkeit der Steifigkeiten von Brückenüberbau und Vers Schublager ausgewertet werden. Durch die aktuellen Messungen an zwei Brücken wird für diese Untersuchung bereits eine gute Datenbasis geschaffen.

Zur weiteren Optimierung des Exzentrizitätsbeiwerts Ω sind experimentelle und numerische Untersuchungen mit Variation der Steifigkeitsverhältnisse von Stegblech und Flansch bzw. Bodenblech notwendig. Bei der Steifigkeit der Stege sollte zusätzlich der Einfluss der bezogenen Steifigkeit der Längssteifen γ variiert werden, um den Zusammenhang zur notwendigen Steifigkeit des Flansches daraus korrekt zu erfassen. Durch eine Erhöhung der Steifigkeit der Längssteifen wurde bei den numerischen Untersuchungen schnell der Flansch maßgebend für das Versagen. Die Zusammenhänge sollten in Zukunft genauer untersucht werden. Da Bodenbleche in Hohlkastenquerschnitten eine exzentrische Lasteinleitung über Biegung des Bodenbleches abtragen, anstatt der Torsionssteifigkeit des hier vorliegenden frei verdrehbaren Flansches, ist auch dieser Einfluss im Weiteren zu prüfen. Zur genaueren Ermittlung der Torsionssteifigkeit GI_t des Flansches oder Bodenbleches sollte eine Lösung zur Bestimmung der mitwirkenden Breite des Bodenbleches infolge einer exzentrischen Lasteinleitung gefunden werden. Durch eine Modellierung des gesamten Hohlkastenquerschnittes mit biegesteifem Bodenblech kann dann auch der Reibbeiwert μ , der in dieser Arbeit mit 0,2 festgelegt wurde, ggf. reduziert werden.

Literaturverzeichnis

- [1] DIN EN 1993-1-5:2019-10: Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-5: Plattenförmige Bauteile; Juli 2019.
- [2] DIN EN 1993-1-5/NA (2018-11): Nationaler Anhang zu DIN EN 1993-1-5.
- [3] Scheer, J., Nölke, H., Zum Nachweis der Beulsicherheit von Platten bei gleichzeitiger Wirkung mehrerer Randspannungen. Stahlbau 70 (2001), S. 718–729.
- [4] Scheer, J., Nölke, H., Neuer Vorschlag zum Nachweis der Beulsicherheit von Platten unter mehreren Randspannungen. Festschrift G. Valtinat (2001), S. 261–274.
- [5] Klöppel, K., Scherr, J., Möller, K., Beulwerte ausgesteifter Rechteckplatten; Berlin, Ernst und Sohn, 1960-1968
- [6] DASt-Richtlinie 012: Beulsicherheitsnachweis für Platten. Oktober 1978.
- [7] Müller, C., Zum Nachweis ebener Tragwerke aus Stahl gegen seitliches Ausweichen. Dissertation. RWTH Aachen, 2003.
- [8] Zizza, A., Buckling behaviour of unstiffened and stiffened steel plates under multiaxial stress states. Mitteilungen des Instituts für Konstruktion und Entwurf; Nr. 2016-1; Dissertation. Universität Stuttgart, 2016.
- [9] DIN 18800 Teil 3 Stahlbauten; Stabilitätsfälle, Plattenbeulen. Dezember 2008.
- [10] Lindner, J., Scheer, J., Schmidt, H., Erläuterungen zu DIN 18800 Teil 1 bis Teil 4, Beuth Verlag, 1998
- [11] Bekanntmachung der Obersten Baubehörde im Bayerischen Staatsministerium des Innern, Stahl- und Verbundbrücken- Interaktion von Längs- und Querdruck beim Beulnachweis nach DIN EN 1993-1-5, Gleichung (10.5) - Auslegung zu DIN EN 1993 und DIN EN 1994, 8. Az. IID8-43425-001/15, Dezember 2016
- [12] DIN 4114: Stahlbau, Stabilitätsfälle (Knickung, Kippung, Beulung) Berechnungsgrundlagen, Blatt 1 (Juli 1952) und Blatt 2 (Februar 1953)
- [13] DIN-Fachbericht 103:2009-03: Stahlbrücken. März 2009.
- [14] DIN EN 1990:2010-12: Grundlagen der Tragwerksplanung.
- [15] DIN EN 1990/NA:2010-12: Nationaler Anhang – National festgelegte Parameter – Eurocode: Grundlagen der Tragwerksplanung.
- [16] Petersen, C.; „Stahlbau; Grundlagen der Berechnung und baulichen Ausbildung von Stahlbauten“ 4. Auflage; Springer Vieweg
- [17] Petersen, C.; „Statik und Stabilität der Baukonstruktion; Elasto- und plasto-statische Berechnungsverfahren

- druckbeanspruchter Tragwerke: Nachweisformen gegen Knicken, Kippen, Beulen“ 2. durchgesehene Auflage 1982; Springer Vieweg
- [18] Braun, B. and Kuhlmann, U.: Reduced stress design of plates under biaxial compression. *Steel Construction* 5 (2012), No 1; pages 33-40.
- [19] Braun, B.: Stability of steel plates under combined loading. *Mitteilungen des Instituts für Konstruktion und Entwurf*; Nr. 2010-3; Dissertation. Universität Stuttgart 2010.
- [20] Mensinger, M., Ndogmo, N., Skript zur Vorlesung Plattenbeulen, Lehrstuhl für Metallbau, Technische Universität München, Wintersemester 2015/2016
- [21] Maur, J.; Schmidt, H. und Verwiebe, C.: Spannungsbasierter Beulsicherheitsnachweis ebener und gekrümmter stählerner Flächentragwerke unter kombinierter Membranbeanspruchung – Eine vergleichende Analyse der Eurocode-Formate. *Stahlbau* 80 (2011), Heft 11; Seiten 804-813.
- [22] Winterstetter, T. A.: Zum Nachweis der Beulsicherheit von Platten- und Schalenträgwerken aus Stahl bei mehrachsiger Beanspruchung. *Stahlbau* 71 (2002) Heft 11; Seiten 816-822.
- [23] Johansson, B. and Veljkovic, M.: Review of plate buckling rules in EN 1993-1-5. *Steel construction* 2 (2009) No 4; pages 228-234.
- [24] Unterweger, H. und Kettler, M.: Einzelfeldbeulen – Wirklich große Unterschiede zwischen Eurocode EN 1993-1-5 und DIN 18800-3? *Stahlbau* 82 (2013), Heft 8; Seiten 597-608.
- [25] DIN EN 1090-2; Ausführung von Stahltragwerken und Aluminiumtragwerken –Teil 2: Technische Regeln für die Ausführung von Stahltragwerken; Deutsche Fassung EN 1090-2:2018
- [26] DIN EN 1337-1:2001-02; Lager im Bauwesen – Teil 1: Allgemeine Regelungen; Deutsche Fassung EN 1337-1:2000
- [27] DIN EN 1337-2:2018; Lager im Bauwesen – Teil 2: Gleitteile; Deutsche Fassung EN 1337-2:2018; Februar 2018, Entwurf
- [28] DIN EN 1337-3:2005; Lager im Bauwesen – Teil 3: Elastomerlager; Deutsche Fassung EN 1337-3:2005, Juli 2005
- [29] Zusätzliche Technische Vertragsbedingungen und Richtlinien für Ingenieurbauten ZTV-ING - Teil 6 Bauverfahren - Abschnitt 2 Taktschiebeverfahren, Bundesministerium für Verkehr und digitale Infrastruktur, Oktober 2021
- [30] DIN 50125:2016-12 Prüfung metallischer Werkstoffe –Zugproben

-
- [31] Kuhlmann, U.; Schmidt-Rasche, C.; Frickel, J. und Pourostad, V.: Untersuchungen zum Beulnachweis nach DIN EN 1993-1-5. Berichte der Bundesanstalt für Straßenwesen. Brücken- und Ingenieurbau. Heft B 140.
- [32] M. Mensinger, J. Ndogmo N. Maier, Prof. Dr. -Ing. Ulrike Kuhlmann und Vahid Pourostad M. Sc.; Untersuchungsbericht Nr. 118001: BAB A7, Würzburg - Fulda, BW613a, Talbrücke Thulba, Beuluntersuchungen; Technische Universität München, MPA Bau Abteilung Metallbau. 2019
- [33] Block T.; Verdrehwiderstände bewehrter Elastomerlager, Ruhr-Universität Bochum; Dissertation; Bochum 2010.
- [34] T. Block, H. Eggert und W. Kauschke, Lager im Bauwesen, Berlin: Wilhelm Ernst & Sohn, Verlag für Architektur und technische Wissenschaften GmbH & Co. KG, 2013.
- [35] Tschamper, H., Interaktion zwischen Biegung und konzentrierter rippenloser Lasteinleitung an schlanken Trägern., Institut für Baustatik und Stahlbau, Eidgenössische Technische Hochschule Zürich, Dissertation, 1989
- [36] Seitz, M., Tragverhalten längsversteifter Blechträger unter querverrichteter Krafteinleitung. Mitteilungen des Instituts für Konstruktion und Entwurf; Nr. 2005-2; Dissertation. Universität Stuttgart, 2005.
- [37] F. Sinur. Behaviour of Longitudinally Stiffened Plate Girders Subjected to Bending-Shear Interaction. Dissertation, PhD Thesis, University of Ljubljana 2011.
- [38] F. Sinur and D. Beg. Imperfection Sensitivity Analysis of Longitudinally Stiffened Plated Girders Subjected to Bending - Shear Interaction. In Stability and Ductility of Steel Structures, pages 787–794, Rio, Brazil, 2010
- [39] SAS IP, Inc., ANSYS Help Viewer Version 18.0.0, 2016.
- [40] Ralph Timmers, Manuel Schwienbacher, Gerhard Lener; Untersuchungen zur Interpretation des Beulnachweises nach der Methode der reduzierten Spannungen. Ernst & Sohn Verlag für Architektur und technische Wissenschaften GmbH & Co. KG, Berlin. Stahlbau 88 (2019), Heft 5
- [41] Paul K., „Master's Thesis, Beuluntersuchungen längsversteifter Platten unter mehrachsialer Beanspruchung,“ Technische Universität München, 2017.
- [42] Seisenberger J., „Master's Thesis, Beuluntersuchungen an längsversteiften Platten unter realistischer Lasteinleitung aus dem Taktschiebverfahren,“ Technische Universität München, 2018.
- [43] Stary A; „Master's Thesis, Einflüsse aus der Torsion auf das Beulverhalten längsversteifter Platten,“ Technische Universität München, 2018.

- [44] Tallushi E., „Master's Thesis, Beurteilung des Sicherheitsniveaus nach der MRS anhand validierter FEM Berechnungen zum Beulverhalten längsversteifter Platten unter mehrachsiger Beanspruchung und exzentrischer Lasteinleitung,“ Technische Universität München, 2021.
- [45] C. Gebhardt, Praxisbuch FEM mit ANSYS Workbench, Grafing: Carl Hanser Verlag, 2014.
- [46] ANSYS Workbench Products 2019 R3, CADFEM GmbH, Juli 2019
- [47] ANSYS Mechanical Products 2019 R3, CADFEM GmbH, Juli 2019
- [48] EBPlate: Software zur Berechnung von kritischen Beulspannungen. CTICM Centre Technique Industriel de la Construction Métallique, 102, route de Limours, F-78471 – St Rémy les Chevreuse Cedex. www.cticm.com.
- [49] Visual Studio Community 2019, Version 16.10.0, Microsoft Corporation 2021
- [50] Python 3.7.8, Python Software Foundation; <https://www.python.org/>; Juni 2020
- [51] G. Müller und C. Groth, FEM für Praktiker - Band 1: Grundlagen, Renningen: Expert Verlag, 2001.
- [52] H. Werkle, Finite Elemente in der Baustatik, Wiesbaden: Friedr. Vieweg & Sohn Verlag, 2008
- [53] SHARCNET, „Eigenvalue Buckling Analysis,“ [Online]. Available: https://www.sharcnet.ca/Software/ANSYS/16.2.3/en-us/help/wb_sim/ds_buckling_analysis_type.html. [Zugriff am 09 März 2018].
- [54] Weinhuber A., „Master's Thesis, Messtechnische Betreuung und Auswertung eines Brückenlastversuches mittels Laserscanmessungen,“ Technische Universität München, 2018.
- [55] Lischio L., „Master's Thesis, Numerical investigations on the buckling behavior of stiffened plates of a hollow box section with different launching bearings,“ Technische Universität München, 2018.
- [56] Hoffmann K., „Eine Einführung in die Technik des Messens mit Dehnungsmessstreifen“, Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH, 1987
- [57] Läßle V., „Einführung in die Festigkeitslehre“, Lehr- und Übungsbuch, Vieweg, 1. Auflage Oktober 2006
- [58] Kuhlmann U., Mensinger M., Maier N., Pourostad V., Ndogmo J., Schlussbericht AIF IGF Nr: 20455, „Längsausgesteifte Beulfelder unter mehrachsiger Beanspruchung“, Universität Stuttgart und Technische Universität München, 2021

-
- [59] Pourostad, V. „Stabilitätsverhalten von nicht-rechteckigen Beulfeldern und ausgesteiften Beulfeldern unter mehrachsigen Beanspruchungen“ (Vorläufig). Dissertation - In Bearbeitung (Voraussichtlich 2022). Universität Stuttgart. Institut für Konstruktion und Entwurf.
- [60] 23rd Official Meeting of Working Group “EN 1993-1-5” & 34th Official Meeting of ECCS-TWG 8.3; Status report: Verification of stiffened and unstiffened panels under multiaxial loading (V. Pourostad); 11.02.2022

Anmerkung:

Die studentischen Arbeiten: [Seißenberger, 2018; Stary, 2019; Tallushi 2021] wurden im Kontext der vorliegenden Dissertation am Lehrstuhl für Metallbau der Technischen Universität München angefertigt. Die Definition der Zielsetzung, die Bearbeitung sowie die Auswertung, Interpretation und Visualisierung von Ergebnissen erfolgten unter wissenschaftlicher Anleitung der Betreuerin Nadine Maier, die zugleich Autorin der vorliegenden Arbeit ist. Die erzielten Ergebnisse sind zum Teil in die Dissertation eingeflossen.



Anhang A Prüfstand

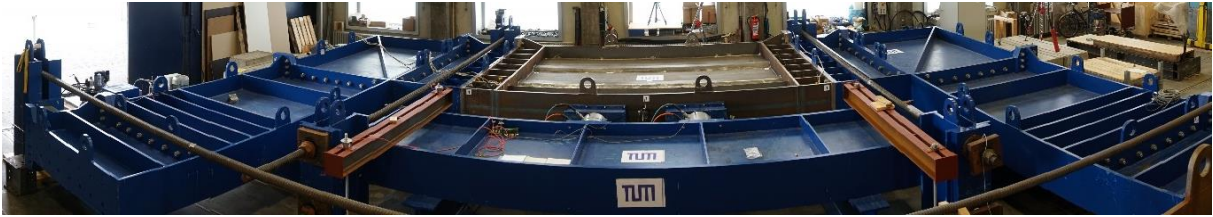


Abbildung A 1: Prüfstand Gesamtansicht



Abbildung A 2: Position der Wegaufnehmer an Lasteinleitung und Flansch, hier Lasteinleitung mit Kalotte



Abbildung A 3: Position der Wegaufnehmer an Lasteinleitung und Flansch, hier Lasteinleitung mit Wippe



Abbildung A 4: Lasteinleitung mit Kalottenlager (links) und Wippe (rechts)

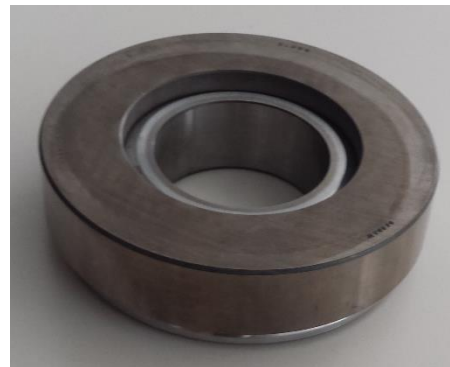
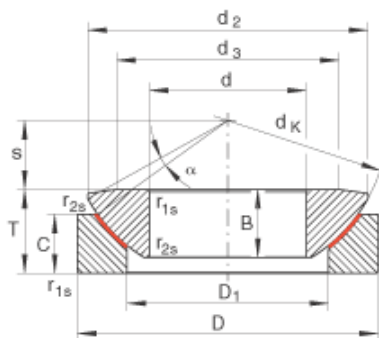


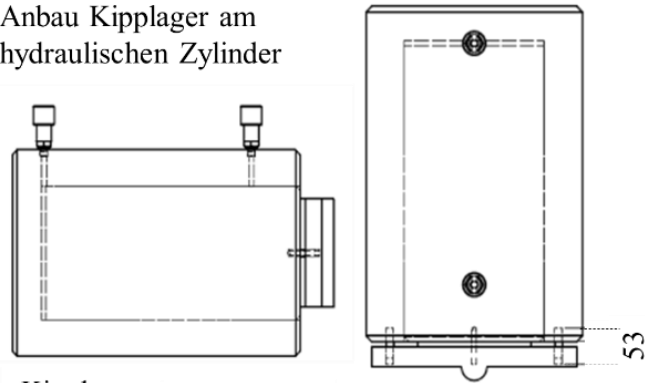
Abbildung A 5: Abmessung und Bild des Kalottenlagers



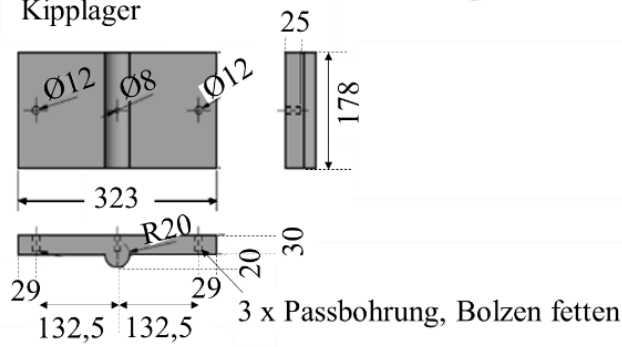
Abbildung A 6: verschiebbliche Lagerung der Lasteinleitungsträger

Kipplager

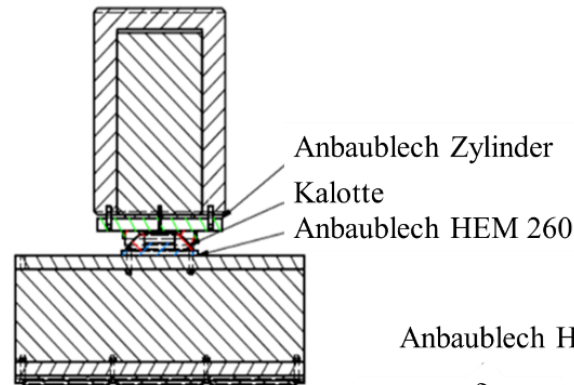
Anbau Kipplager am hydraulischen Zylinder



Kipplager



Kalottenlager



Anbaublech HEM 260

Anbaublech Zylinder

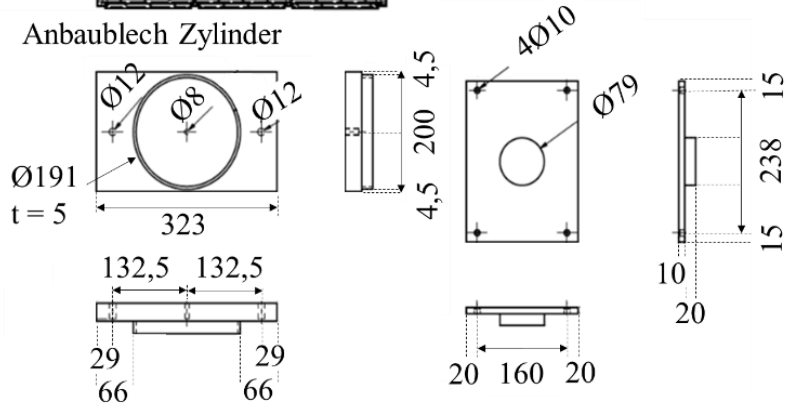


Abbildung A 7: Anbauplatten des Lasteinleitungsträgers am Zylinder mit Lagerung

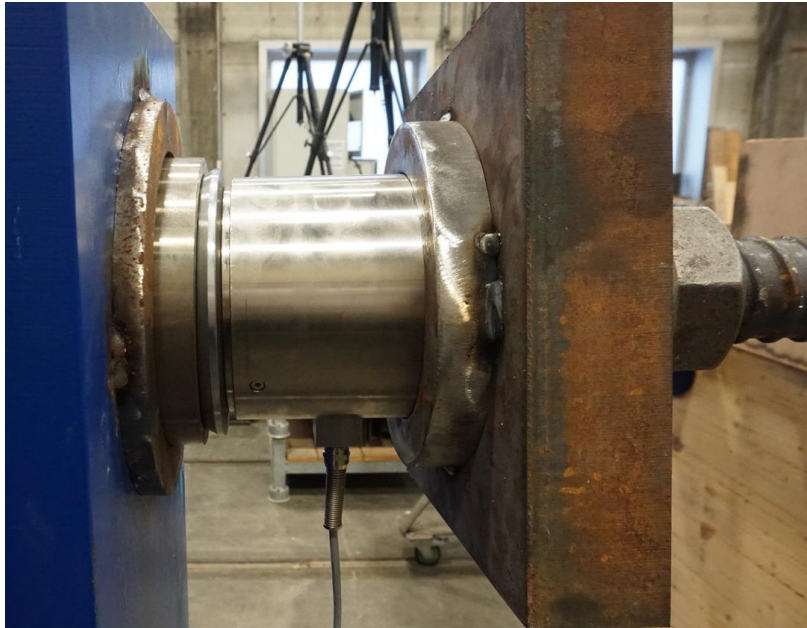


Abbildung A 8: Befestigung der Kraftmessdose (Position nach Abbildung 4-11)



Abbildung A 9: Messung der Dehnung an den Zugstangen (Position nach Abbildung 4-11)

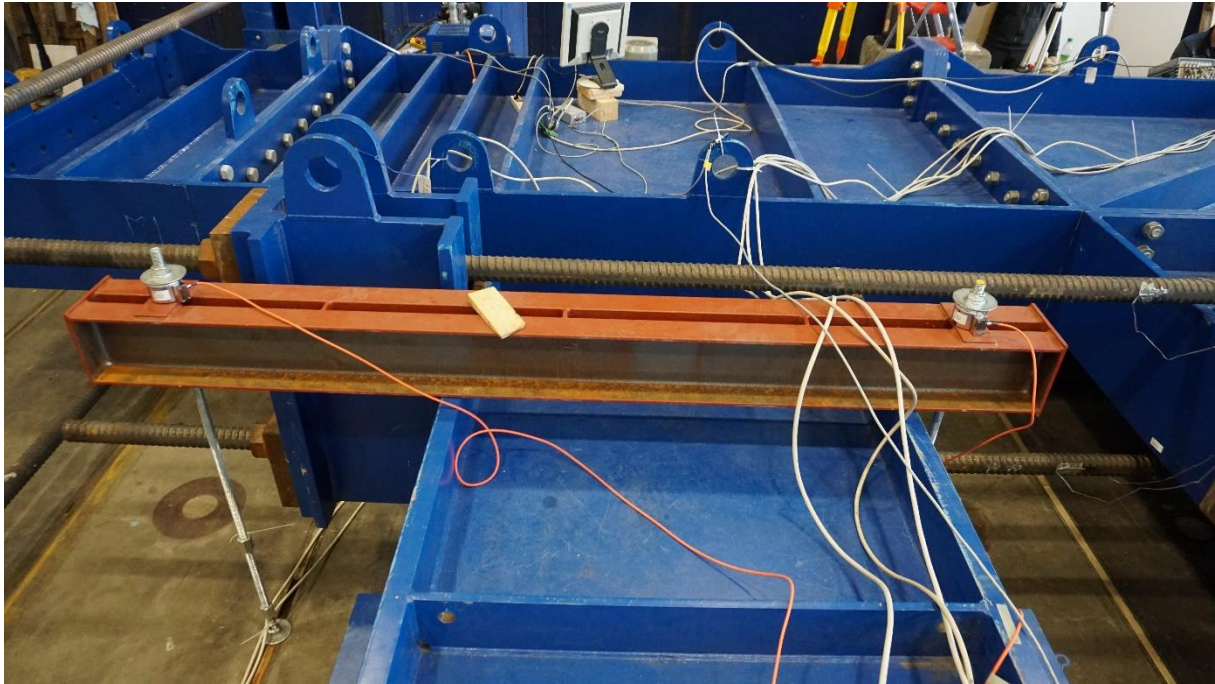


Abbildung A 10: Abspannung der Quertraverse mit Kraftmessung



Abbildung A 11: Wegaufnehmer und Dehnungsmessung unterhalb des Prüfkörpers (Position nach Abbildung 4-9 und Abbildung 4-12)



Abbildung A 12: Wegaufnehmer und Dehnungsmessung unterhalb des Prüfkörpers (Position nach Abbildung 4-9 und Abbildung 4-12)



Abbildung A 13: Wegaufnehmer und Dehnungsmessung unterhalb des Prüfkörpers (Position nach Abbildung 4-9 und Abbildung 4-12)



Abbildung A 14: Wegaufnehmer zur Kontrolle der Verschiebung des Prüfstandes jeweils an den Ecken des Prüfstandes

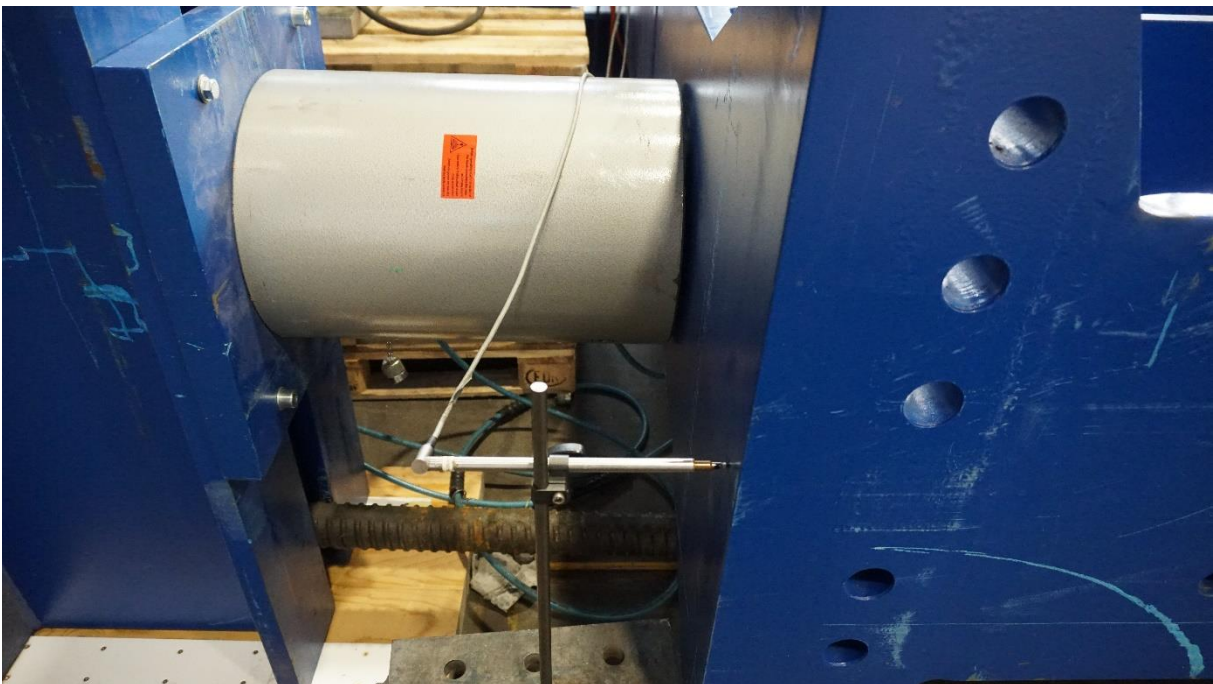


Abbildung A 15: Lasteinleitung der Längslast F_1 mit Wegaufnehmer (Position nach Abbildung 4-11)

Anhang B Bilder der Versuchskörper



Abbildung A 16: Versuchskörper D1 vor dem Versuch



Abbildung A 17: Versagen Versuchskörper D1 mit mehrwelligen Beulen der Längssteifen



Abbildung A 18: Versagen Versuchskörper D2



Abbildung A 19: lokale Beulen Versuchskörper D2



Abbildung A 20: Versagen Versuchskörper D3

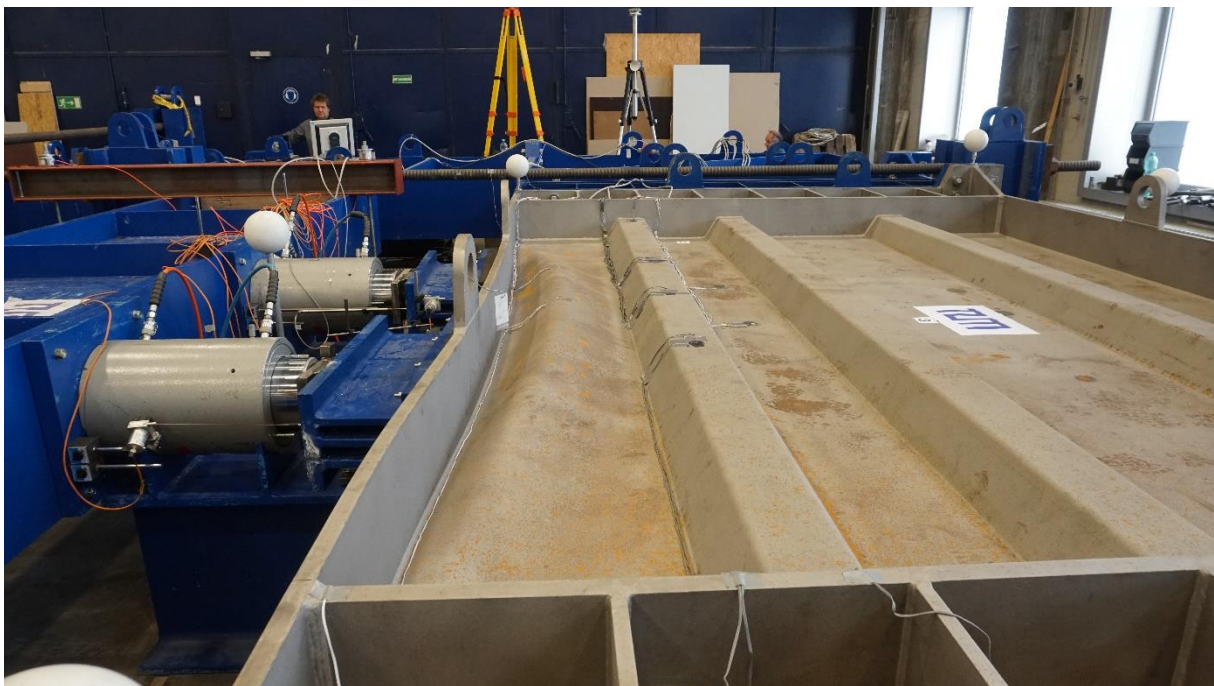


Abbildung A 21: Versagen Versuchskörper D3

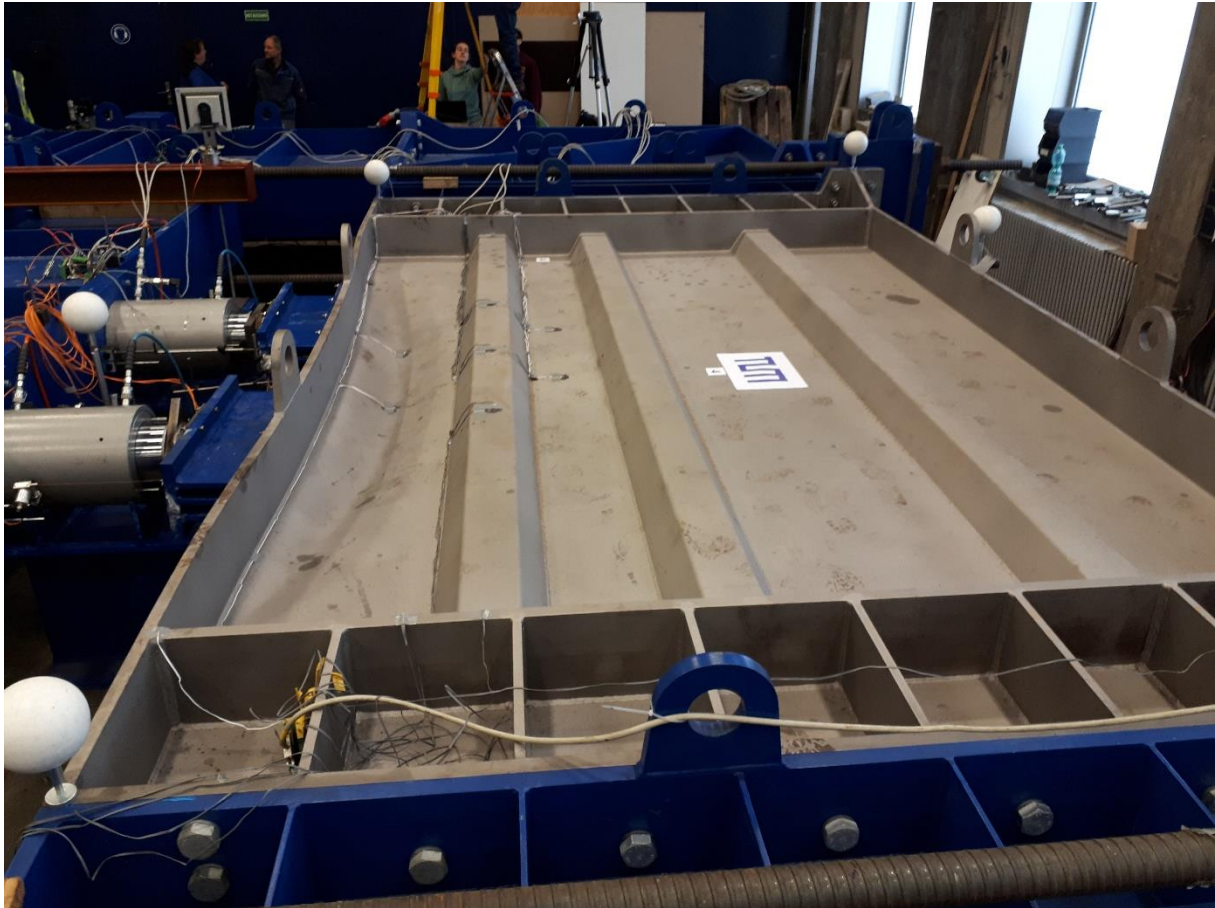


Abbildung A 22: Versagen Versuchskörper D4

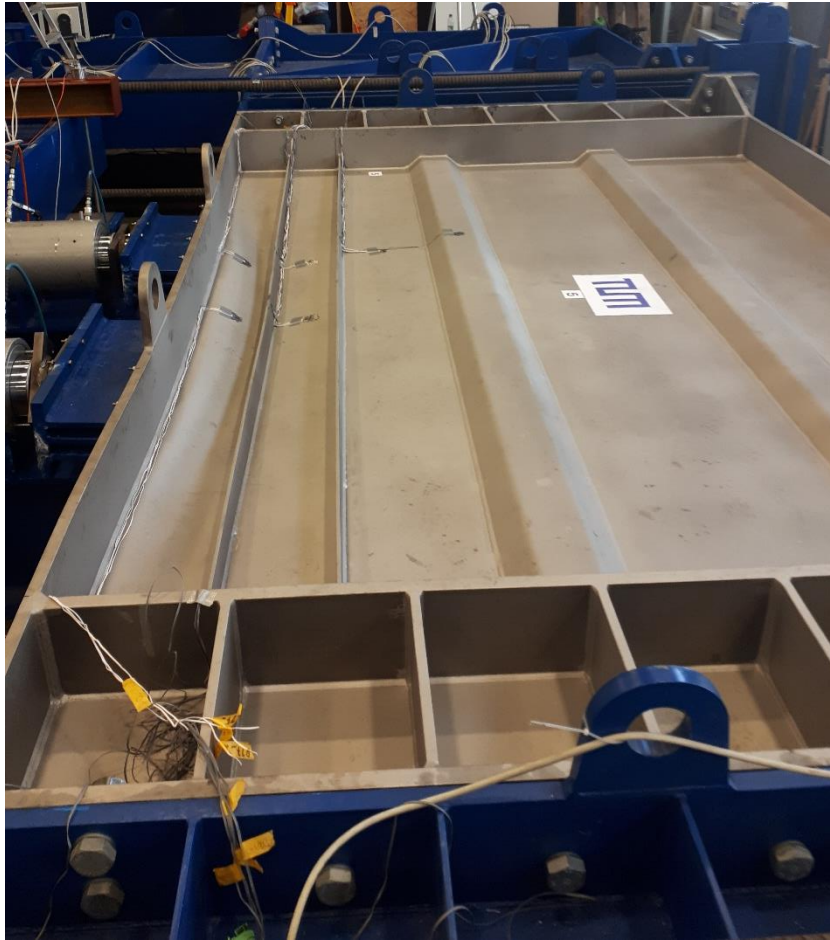


Abbildung A 23: Versagen Versuchskörper D5



Abbildung A 24: Versagen Versuchskörper D5



Abbildung A 25: Schweißnaht im Stegblech des Versuchskörpers D6 bei $z = 1150$ mm

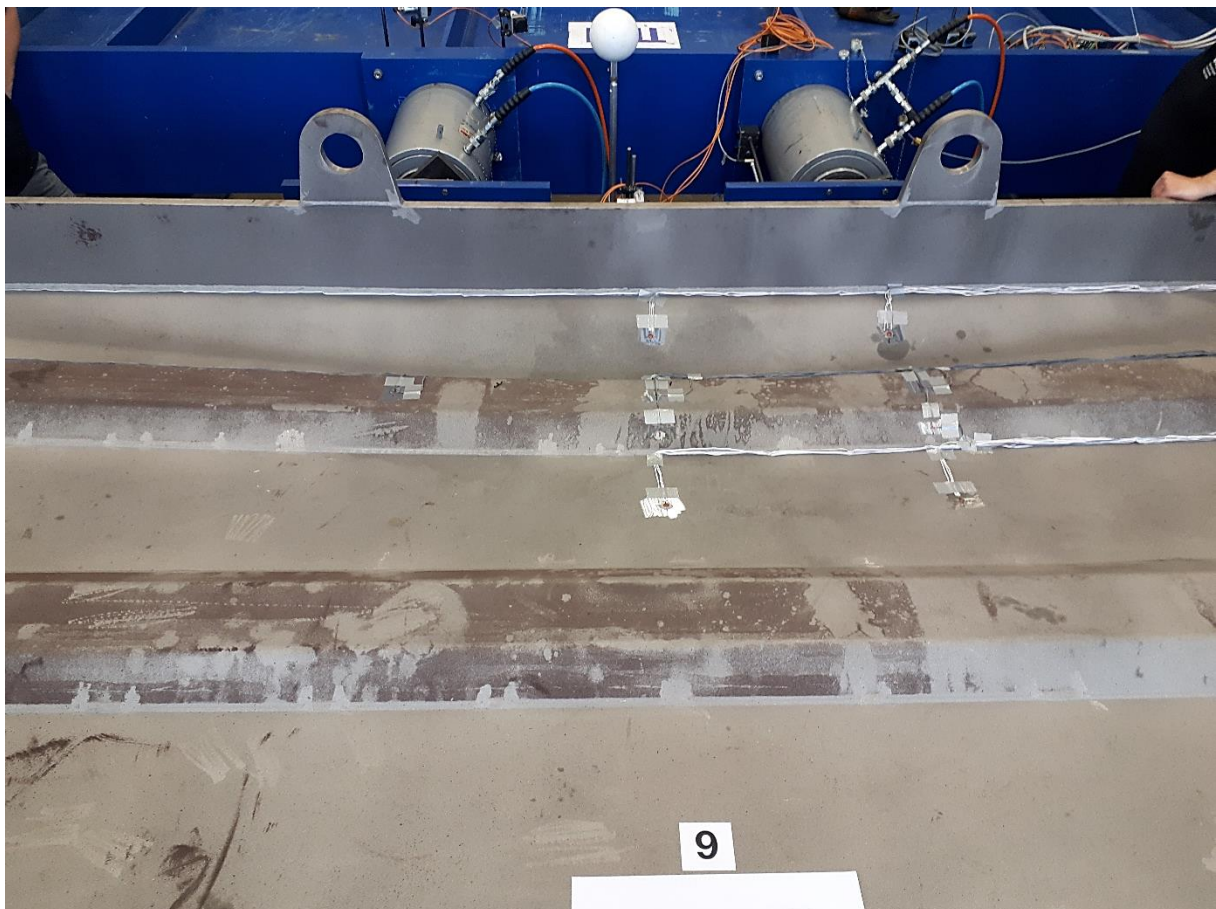


Abbildung A 26: Versagen Versuchskörper D6

Anhang C Numerische Untersuchungen

In Tabelle A 1 ist die Traglast für unterschiedliche Tangentenmoduli ermittelt worden. Das Tangentenmodul hat keinen Einfluss auf die Traglast, es sei denn, es wird mit dem Wert 0 definiert. Bei diesem Fall entstehen numerische Probleme, die zu unzuverlässigen Ergebnissen in der Traglast führen.

Tabelle A 1: Untersuchung des Tangentenmoduls

Tangentenmodul [N/mm ²]	Traglast F ₂ [kN]
0	1506,38
725	1512,84
1450	1512,84

In Tabelle A 2 werden die Ergebnisse des kraftgesteuerten Systems mit denen des weggesteuerten Systems verglichen. Es sind keine Unterschiede in der Traglast zu erkennen. Der Verlauf der Traglast über die Iterationsschritte ist in Abbildung A 27 dargestellt.

Tabelle A 2: Untersuchung des Konvergenzverhaltens des kraftgesteuerten Systems

Steuerung	M1-III-750-GF-dp12		M1-III-750-GF-dp13		M1-III-750-GF-dp14		M1-III-750-GF-dp27	
	F1 [kN]	F2 [kN]	F1 [kN]	F2 [kN]	F1 [kN]	F2 [kN]	F1 [kN]	F2 [kN]
Kraftgesteuert	3821,4	4660,9	3606,9	4399,3	3411,0	4160,3	3184,3	3883,8
Weggesteuert	3840,3	4666,7	3611,0	4437,1	3410,2	4160,7	3182,8	3921,4
Abweichung [%]	-0,495	-0,124	-0,114	-0,859	0,023	-0,010	0,047	-0,968

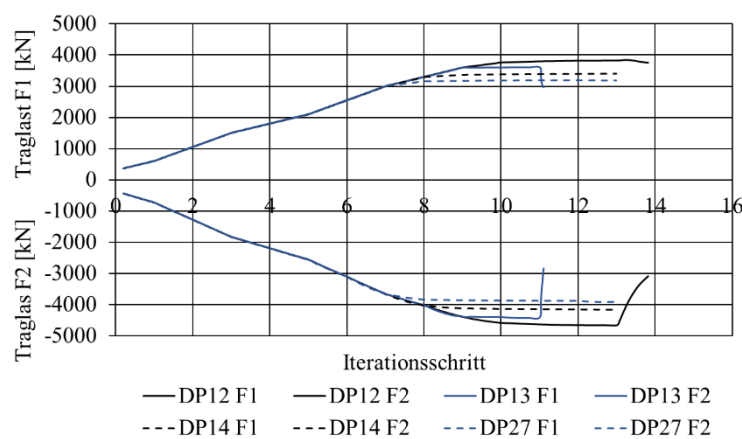


Abbildung A 27: Konvergenzverhalten Beispiel an M1-III-750-GF

In Tabelle A 3 ist die Traglast für unterschiedliche Reibbeiwerte dargestellt. Der Verlauf ist nochmal in Abbildung A 28 dargestellt. Ab einem Reibbeiwert von 0,08 wird eine konstante Traglast erreicht.

Tabelle A 3: Konvergenzanalyse des Reibbeiwertes

M1-III-750-GF	μ [-]	b1 [mm]	s [mm]	i [mm]	e [mm]	F ₁ [kN]	F ₂ [kN]	2 F ₂ [kN]
dp13	0,04	400	0,31	8,0	0	2534,2	3090,8	6181,6
dp13	0,08	400	0,31	8,0	0	3581,2	4367,9	8735,8
dp13	0,10	400	0,31	8,0	0	3597,7	4387,9	8775,8
dp13	0,20	400	0,31	8,0	0	3606,9	4399,3	8798,6
dp13	0,30	400	0,31	8,0	0	3596,6	4386,7	8773,4
dp13	0,40	400	0,31	8,0	0	3578,0	4364,0	8728,0
dp13	0,50	400	0,31	8,0	0	3548,4	4327,9	8655,8
dp13	0,60	400	0,31	8,0	0	3524,0	4298,1	8596,2

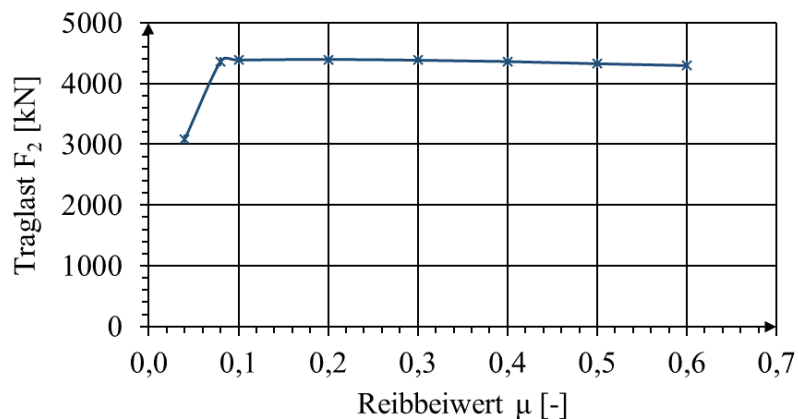


Abbildung A 28: Konvergenzanalyse des Reibbeiwertes

In Abbildung A 29 ist das numerische Modell mit Belastung und Lagerung abgebildet. Alle Untersuchungen außer der Fälle 1, 2 und 4 der Tabelle A 4 wurden mit diesem Modell durchgeführt. Für Fall 1 wurde der Traglastfaktor α_{cr} mit gleichen Randbedingungen wie Fall 3 aber ohne Querlast bestimmt. Für die Fälle 2 und 4 der Tabelle A 4 wurden die seitlichen Flächen A durch eine zusätzliche fixierte Rotation um die z-Achse gelagert, um den Einfluss auf den Traglastfaktor aus der Randbedingung zu erkennen. Das numerische Modell mit Belastung und Lagerung der Fälle 2 und 4 ist in Abbildung A 32 abgebildet. Die Ergebnisse der Traglastfaktoren der unterschiedlichen Fälle sind in Tabelle A 4 dargestellt.

Abbildung A 30 zeigt das Erreichen der Traglast infolge der Querlast für das numerische Modell aus Abbildung A 29.

Fehler! Verweisquelle konnte nicht gefunden werden. zeigt die erste Beulform und die Form b beim Erreichen der Traglast der unterschiedlichen Modelle M1 und M2 für Gesamtfeld- und Einzelfeldbeulen.

C: Statisch-mechanische Analyse

Statisch-mechanisch 2

Zeit 2, s

28.09.2021 08:18

- A** Fix_Y
- B** Fix_Z_links
- C** Fix_Z_rechts
- D** F1_Li_+: 3,e+006 N
- E** F1_Re_-: 3,e+006 N
- F** F2_Li_+: 4,3804e+006 N
- G** F2_Re_+: 4,3804e+006 N
- H** Phi_X_F2_rechts
- I** Phi_X_F2_links

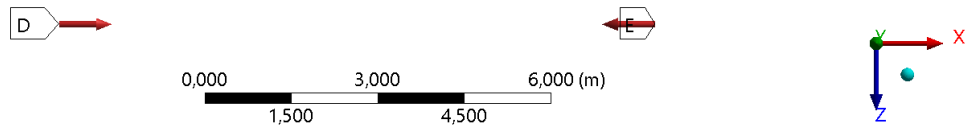
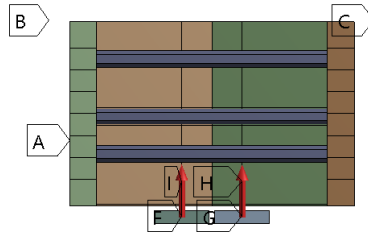


Abbildung A 29: Lasteinleitung und Lagerung des Modells

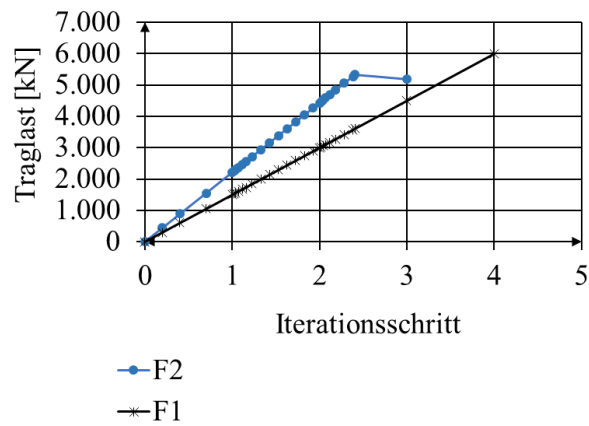
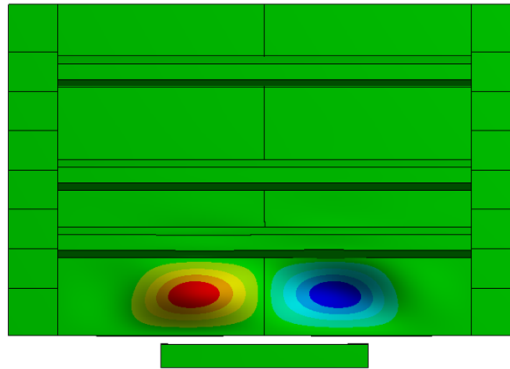
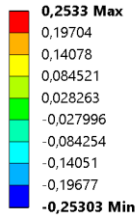


Abbildung A 30: Erreichte Traglast infolge Querlast F

1ste Beulform M2-II-2000-EF-dp13

B: Eigenwert-Beulanalyse

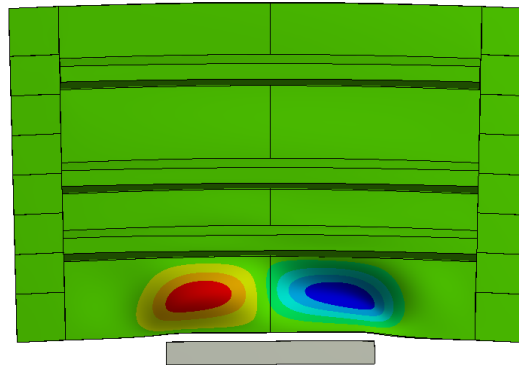
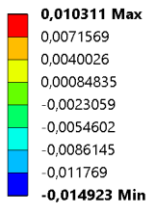
1. Beulform Y
 Typ: Verschiebungskomponente(Y-Achse)
 Lastmultiplikator (Nonlinear): 1,2061
 Einheit: m
 Globales Koordinatensystem
 30.11.2021 13:21



Verformung bei Traglast in y- Richtung M2-II-2000-EF-dp13

C: Statisch-mechanische Analyse

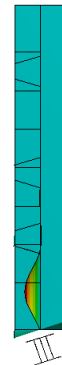
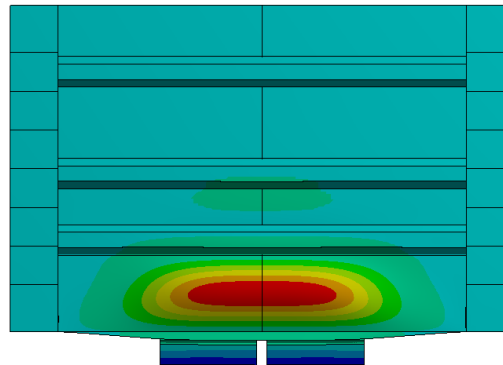
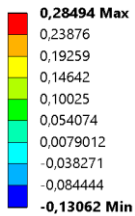
Verschiebungskomponente
 Typ: Verschiebungskomponente(Y-Achse)
 Einheit: m
 Globales Koordinatensystem
 Zeit: 1,5775
 30.11.2021 13:26



1ste Beulform M1-II-950-EF-dp13

B: Eigenwert-Beulanalyse

1. Beulform Y
 Typ: Verschiebungskomponente(Y-Achse)
 Lastmultiplikator (Nonlinear): 0,74958
 Einheit: m
 Globales Koordinatensystem
 30.11.2021 14:38



Verformung bei Traglast in y- Richtung M1-II-950-EF-dp13

C: Statisch-mechanische Analyse

Verschiebungskomponente
 Typ: Verschiebungskomponente(Y-Achse)
 Einheit: m
 Globales Koordinatensystem
 Zeit: 1,7175
 30.11.2021 14:34

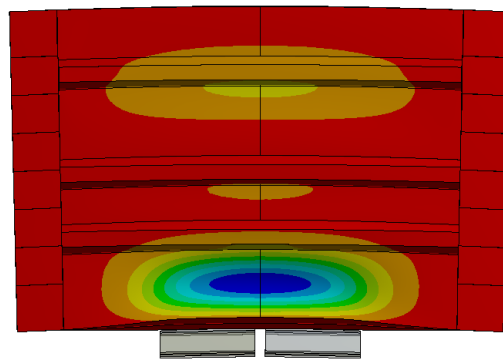
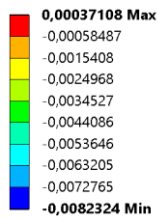
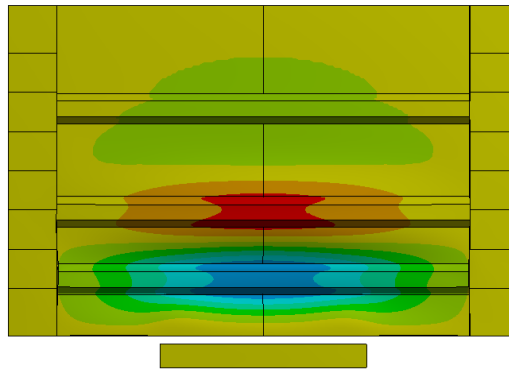
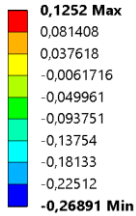


Abbildung A 31: Beulformen und Versagensfigur der unterschiedlichen Modelle

1ste Beulform M2-II-2000-GF-dp13

B: Eigenwert-Beulanalyse

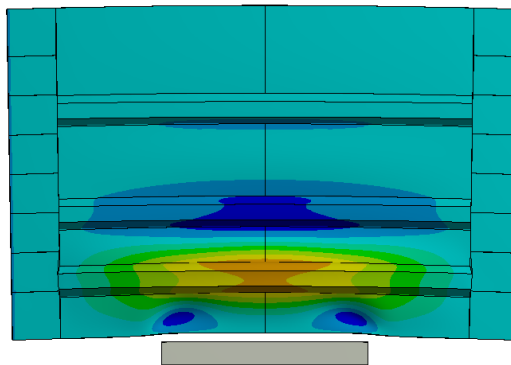
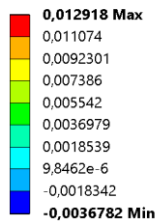
1. Beulform Y
 Typ: Verschiebungskomponente(Y-Achse)
 Lastmultiplikator (Nonlinear): 3,5035
 Einheit: m
 Globales Koordinatensystem
 30.11.2021 15:36



Verformung bei Traglast in y- Richtung M2-II-2000-GF-dp13

C: Statisch-mechanische Analyse

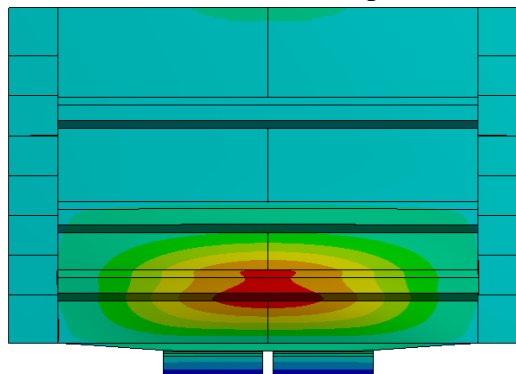
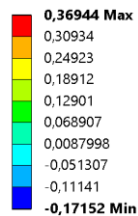
Verschiebungskomponente
 Typ: Verschiebungskomponente(Y-Achse)
 Einheit: m
 Globales Koordinatensystem
 Zeit: 2,3775
 30.11.2021 15:38



1ste Beulform M1-II-950-GF-dp13

B: Eigenwert-Beulanalyse

1. Beulform Y
 Typ: Verschiebungskomponente(Y-Achse)
 Lastmultiplikator (Nonlinear): 2,0763
 Einheit: m
 Globales Koordinatensystem
 30.11.2021 19:23



Verformung bei Traglast in y- Richtung M1-II-950-GF-dp13

C: Statisch-mechanische Analyse

Verschiebungskomponente
 Typ: Verschiebungskomponente(Y-Achse)
 Einheit: m
 Globales Koordinatensystem
 Zeit: 2,41
 30.11.2021 19:24

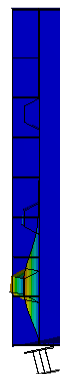
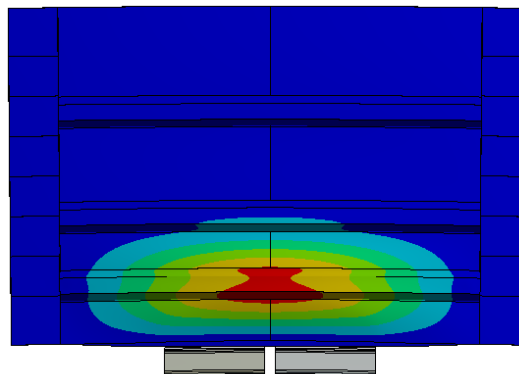
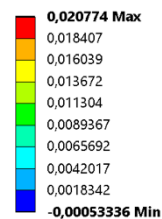


Abbildung A 31 (Fortsetzung): Beulformen und Versagensfigur der unterschiedlichen Modelle

C: Statisch-mechanische Analyse

Statisch-mechanisch 2

Zeit: 2, s

28.09.2021 08:20

- A** Fix_Y
- B** Fix_Z_links
- C** Fix_Z_rechts
- D** F1_Li_+: 3,e+006 N
- E** F1_Re_-: 3,e+006 N
- F** F2_Li_+: 4,3804e+006 N
- G** F2_Re_+: 4,3804e+006 N
- H** Phi_X_F2_rechts
- I** Phi_X_F2_links
- J** Fixierte Rotation: 0, °

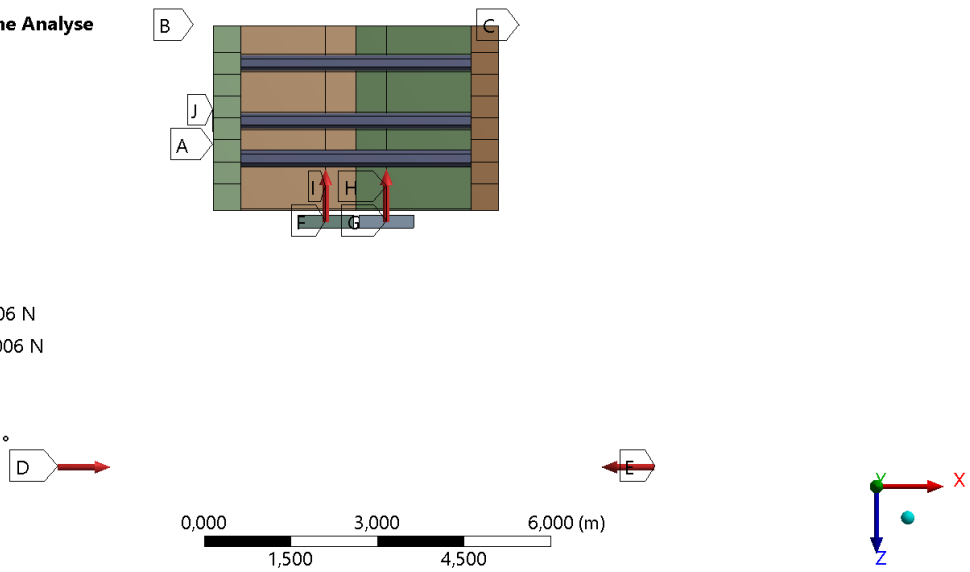


Abbildung A 32: Lasteinleitung und Lagerung des Modells zur Untersuchung des Einflusses des Einspanngrades in Längsrichtung auf die Traglast (J Fixierte Rotation 0)

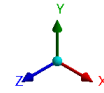
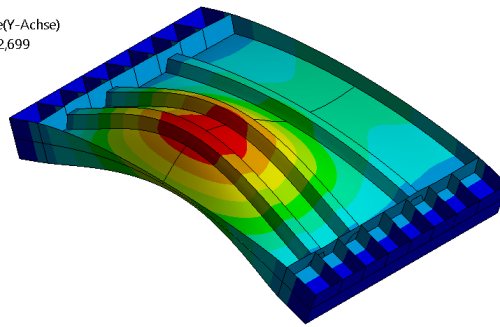
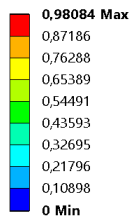
Tabelle A 4: Ergebnisse der Traglast unter verschiedenen Randbedingungen in Längsrichtung

Fall	Modell	Lagerung A	Lagerung J	F ₁ [kN]	F ₂ [kN]	α_{cr}	β [-]
1	M1-III-750-dp13	uy	frei	1500	0	12,699	-
2	M1-III-750-dp13	uy	phiz	1500	0	21,901	-
3	M1-III-750-dp13	uy	frei	1500	3870	0,856	1,5
4	M1-III-750-dp13	uy	phiz	1500	3870	0,854	1,5

Fall 1

B: Eigenwert-Beulanalyse

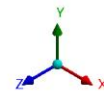
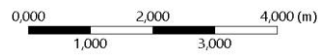
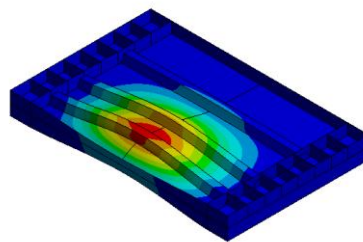
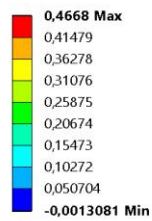
1. Beulform Y
 Typ: Verschiebungskomponente(Y-Achse)
 Lastmultiplikator (Nonlinear): 12,699
 Einheit: m
 Globales Koordinatensystem
 01.10.2021 09:28



Fall 2

B: Eigenwert-Beulanalyse

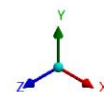
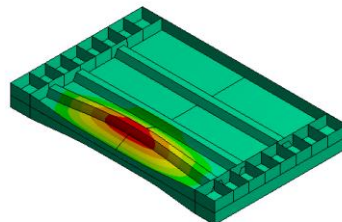
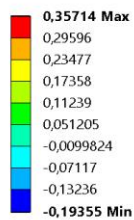
1. Beulform Y
 Typ: Verschiebungskomponente(Y-Achse)
 Lastmultiplikator (Nonlinear): 21,901
 Einheit: m
 Globales Koordinatensystem
 01.10.2021 15:22



Fall 3

B: Eigenwert-Beulanalyse

1. Beulform Y
 Typ: Verschiebungskomponente(Y-Achse)
 Lastmultiplikator (Nonlinear): 0,85453
 Einheit: m
 Globales Koordinatensystem
 01.10.2021 10:48



Fall 4

B: Eigenwert-Beulanalyse

1. Beulform Y
 Typ: Verschiebungskomponente(Y-Achse)
 Lastmultiplikator (Nonlinear): 0,85682
 Einheit: m
 Globales Koordinatensystem
 01.10.2021 15:48

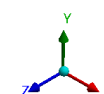
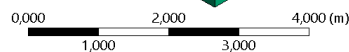
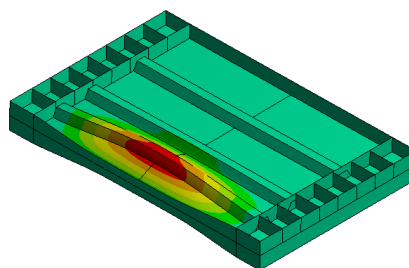
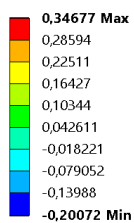
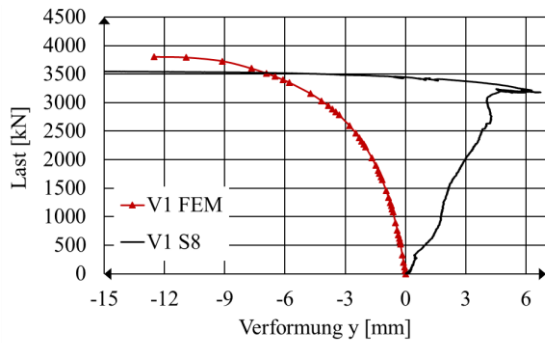


Abbildung A 33: Beulformen der Fälle 1-4 aus Tabelle A 4

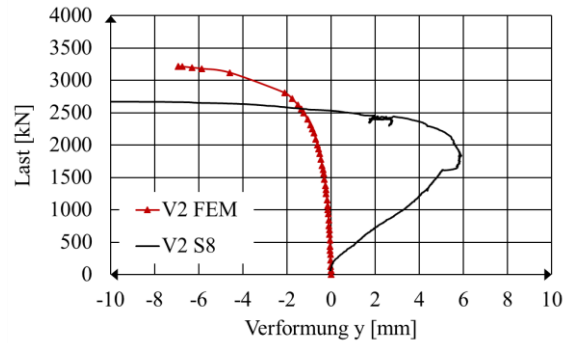
Anhang D Nachrechnung der Versuche

Im Folgenden ist der Last-Verformungsverlauf aus den Nachrechnungen der Versuche dargestellt. Die Diagramme beziehen sich auf die Ergebnisse der Tabelle 5-3.

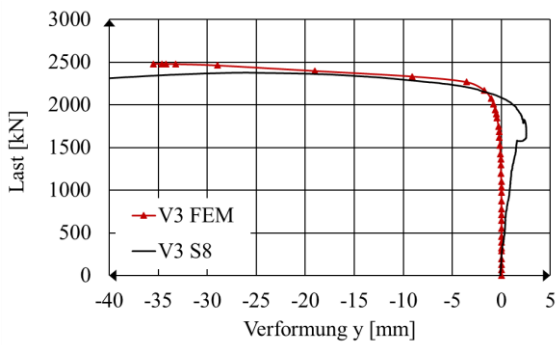
V1



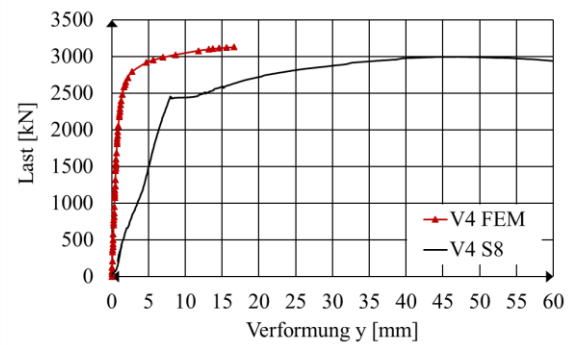
V2



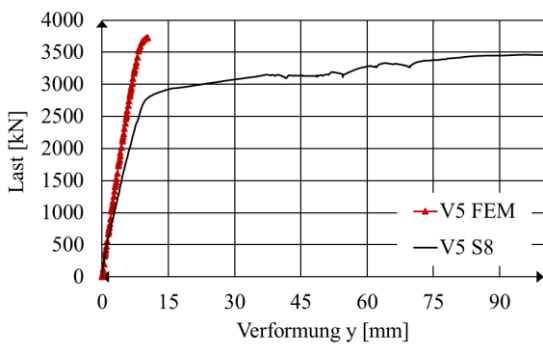
V3



V4



V5



V6

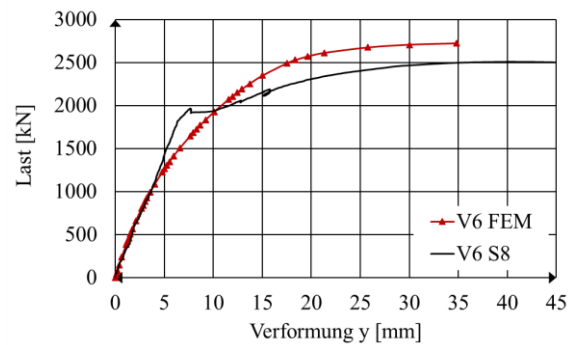
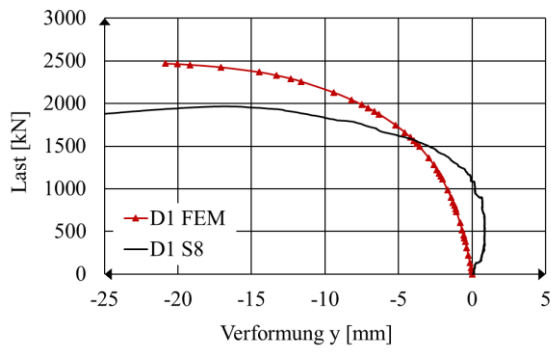
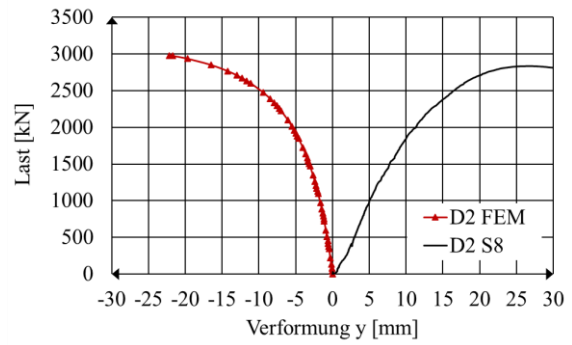


Abbildung A 34: Last- Verformungskurven V1-V6 : Rot = FEM; Schwarz = Versuchsnummer und Messstelle vgl. Abbildung 4-12

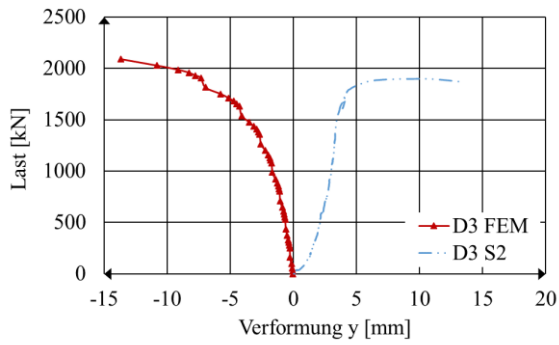
D1



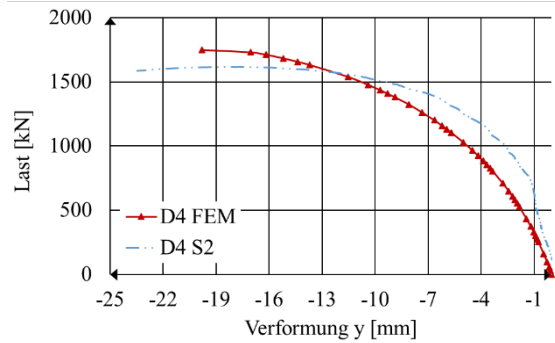
D2



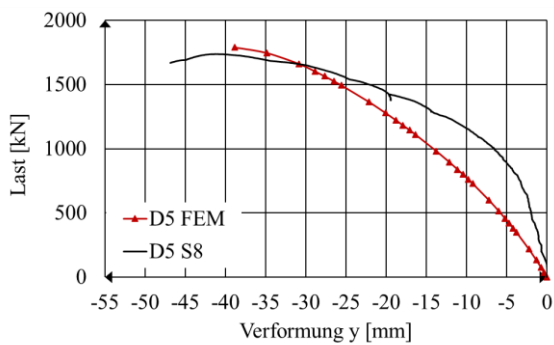
D3



D4



D5



D6

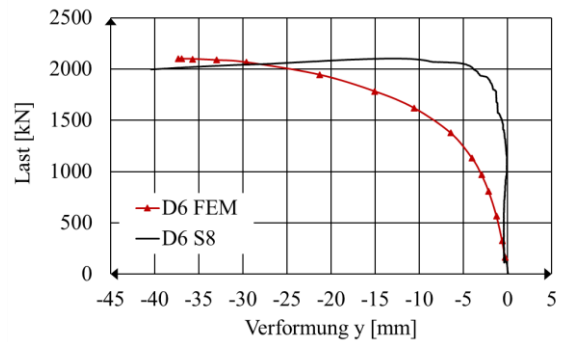


Abbildung A 35: Last- Verformungskurven D1-D6 : Rot = FEM; Schwarz = Versuchsnummer und Messstelle vgl. Abbildung 4-12

Detail zu V5:

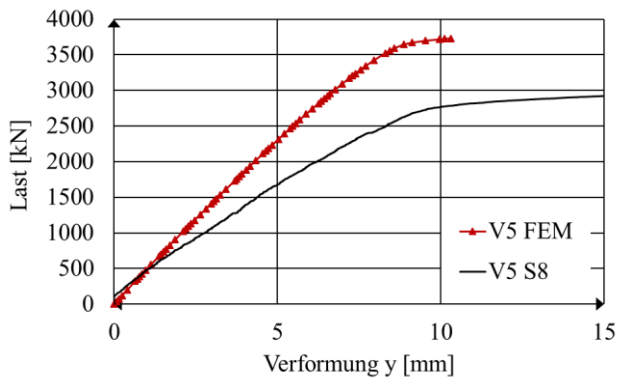


Abbildung A 36: Detail zu V

Anhang E Parameteranalyse Modellübersicht

Die Parameterbezeichnung ist in Tabelle 5-5, Tabelle 5-6 und Abbildung 4-7 definiert.

Tabelle A 5: Parameter M1-III-750-GF

M1-III-750-GF [mm]																
Design Point	a	b	t _w	h _f	t _f	b _{st}	B _{st}	h _{st}	t _{st}	b ₃	b ₂	b ₁	e	s	i	c
dp 11	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	0	200	8	750
dp 12	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	0	200	-8	750
dp 13	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	0	310	8	750
dp 14	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	0	310	-8	750
dp 15	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	0	200	8	750
dp 16	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	0	200	-8	750
dp 17	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	0	310	8	750
dp 18	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	0	310	-8	750
dp 19	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	15	200	8	750
dp 20	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	15	200	-8	750
dp 21	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	15	310	8	750
dp 22	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	15	310	-8	750
dp 23	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	15	200	8	750
dp 24	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	15	200	-8	750
dp 25	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	15	310	8	750
dp 26	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	15	310	-8	750
dp 27	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	30	200	8	750
dp 28	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	30	200	-8	750
dp 29	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	30	310	8	750
dp 30	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	30	310	-8	750
dp 31	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	30	200	8	750
dp 32	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	30	200	-8	750
dp 33	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	30	310	8	750
dp 34	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	30	310	-8	750
dp 35	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	-15	200	8	750
dp 36	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	-15	200	-8	750
dp 37	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	-15	310	8	750
dp 38	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	-15	310	-8	750
dp 39	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	-15	200	8	750
dp 40	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	-15	200	-8	750
dp 41	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	-15	310	8	750
dp 42	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	-15	310	-8	750
dp 43	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	-30	200	8	750
dp 44	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	-30	200	-8	750
dp 45	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	-30	310	8	750
dp 46	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	-30	310	-8	750
dp 47	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	-30	200	8	750
dp 48	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	-30	200	-8	750
dp 49	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	-30	310	8	750
dp 50	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	-30	310	-8	750

Tabelle A 6: Parameter M1-II-950-GF

M1-II-950-GF [mm]																
Design Point	a	b	t _w	h _f	t _f	b _{st}	B _{st}	h _{st}	t _{st}	b ₃	b ₂	b ₁	e	s	i	c
dp 11	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	400	0	200	8	950
dp 12	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	400	0	200	-8	950
dp 13	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	400	0	310	8	950
dp 14	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	400	0	310	-8	950
dp 19	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	400	15	200	8	950
dp 20	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	400	15	200	-8	950
dp 21	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	400	15	310	8	950
dp 22	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	400	15	310	-8	950
dp 27	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	400	30	200	8	950
dp 28	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	400	30	200	-8	950
dp 29	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	400	30	310	8	950
dp 30	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	400	30	310	-8	950
dp 35	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	400	-15	200	8	950
dp 36	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	400	-15	200	-8	950
dp 37	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	400	-15	310	8	950
dp 38	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	400	-15	310	-8	950
dp 43	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	400	-30	200	8	950
dp 44	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	400	-30	200	-8	950
dp 45	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	400	-30	310	8	950
dp 46	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	400	-30	310	-8	950

Tabelle A 7: Parameter M1-III-950-GF

M1-III-950-GF [mm]																
Design Point	a	b	t _w	h _f	t _f	b _{st}	B _{st}	h _{st}	t _{st}	b ₃	b ₂	b ₁	e	s	i	c
dp 11	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	0	200	8	950
dp 12	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	0	200	-8	950
dp 13	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	0	310	8	950
dp 14	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	0	310	-8	950
dp 15	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	0	200	8	950
dp 16	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	0	200	-8	950
dp 17	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	0	310	8	950
dp 18	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	0	310	-8	950
dp 19	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	15	200	8	950
dp 20	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	15	200	-8	950
dp 21	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	15	310	8	950
dp 22	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	15	310	-8	950
dp 23	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	15	200	8	950
dp 24	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	15	200	-8	950
dp 25	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	15	310	8	950
dp 26	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	15	310	-8	950
dp 27	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	30	200	8	950
dp 28	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	30	200	-8	950
dp 29	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	30	310	8	950
dp 30	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	30	310	-8	950
dp 31	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	30	200	8	950
dp 32	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	30	200	-8	950
dp 33	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	30	310	8	950
dp 34	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	30	310	-8	950
dp 35	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	-15	200	8	950
dp 36	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	-15	200	-8	950
dp 37	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	-15	310	8	950
dp 38	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	-15	310	-8	950
dp 39	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	-15	200	8	950
dp 40	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	-15	200	-8	950
dp 41	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	-15	310	8	950
dp 42	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	-15	310	-8	950
dp 43	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	-30	200	8	950
dp 44	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	-30	200	-8	950
dp 45	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	-30	310	8	950
dp 46	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	-30	310	-8	950
dp 47	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	-30	200	8	950
dp 48	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	-30	200	-8	950
dp 49	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	-30	310	8	950
dp 50	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	-30	310	-8	950

Tabelle A 8: Parameter M2-II-2000-GF

M2-II-2000-GF [mm]																
Design Point	a	b	t _w	h _f	t _f	b _{st}	B _{st}	h _{st}	t _{st}	b ₃	b ₂	b ₁	e	s	i	c
dp 11	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	400	0	750	8	2000
dp 12	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	400	0	750	-8	2000
dp 13	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	400	0	350	8	2000
dp 14	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	400	0	350	-8	2000
dp 15	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	500	0	750	8	2000
dp 16	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	500	0	750	-8	2000
dp 17	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	500	0	350	8	2000
dp 18	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	500	0	350	-8	2000
dp 19	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	400	15	750	8	2000
dp 20	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	400	15	750	-8	2000
dp 21	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	400	15	350	8	2000
dp 22	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	400	15	350	-8	2000
dp 23	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	500	15	750	8	2000
dp 24	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	500	15	750	-8	2000
dp 25	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	500	15	350	8	2000
dp 26	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	500	15	350	-8	2000
dp 27	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	400	30	750	8	2000
dp 28	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	400	30	750	-8	2000
dp 29	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	400	30	350	8	2000
dp 30	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	400	30	350	-8	2000
dp 31	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	500	30	750	8	2000
dp 32	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	500	30	750	-8	2000
dp 33	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	500	30	350	8	2000
dp 34	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	500	30	350	-8	2000
dp 35	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	400	-15	750	8	2000
dp 36	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	400	-15	750	-8	2000
dp 37	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	400	-15	350	8	2000
dp 38	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	400	-15	350	-8	2000
dp 39	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	500	-15	750	8	2000
dp 40	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	500	-15	750	-8	2000
dp 41	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	500	-15	350	8	2000
dp 42	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	500	-15	350	-8	2000
dp 43	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	400	-30	750	8	2000
dp 44	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	400	-30	750	-8	2000
dp 45	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	400	-30	350	8	2000
dp 46	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	400	-30	350	-8	2000
dp 47	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	500	-30	750	8	2000
dp 48	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	500	-30	750	-8	2000
dp 49	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	500	-30	350	8	2000
dp 50	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	500	-30	350	-8	2000

Tabelle A 9: Parameter M2-III-2000-GF

M2-III-2000-GF [mm]																
Design Point	a	b	t _w	h _f	t _f	b _{st}	B _{st}	h _{st}	t _{st}	b ₃	b ₂	b ₁	e	s	i	c
dp 11	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	0	750	8	2000
dp 12	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	0	750	-8	2000
dp 13	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	0	350	8	2000
dp 14	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	0	350	-8	2000
dp 15	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	0	750	8	2000
dp 16	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	0	750	-8	2000
dp 17	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	0	350	8	2000
dp 18	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	0	350	-8	2000
dp 19	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	15	750	8	2000
dp 20	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	15	750	-8	2000
dp 21	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	15	350	8	2000
dp 22	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	15	350	-8	2000
dp 23	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	15	750	8	2000
dp 24	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	15	750	-8	2000
dp 25	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	15	350	8	2000
dp 26	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	15	350	-8	2000
dp 27	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	30	750	8	2000
dp 28	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	30	750	-8	2000
dp 29	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	30	350	8	2000
dp 30	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	30	350	-8	2000
dp 31	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	30	750	8	2000
dp 32	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	30	750	-8	2000
dp 33	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	30	350	8	2000
dp 34	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	30	350	-8	2000
dp 35	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	-15	750	8	2000
dp 36	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	-15	750	-8	2000
dp 37	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	-15	350	8	2000
dp 38	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	-15	350	-8	2000
dp 39	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	-15	750	8	2000
dp 40	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	-15	750	-8	2000
dp 41	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	-15	350	8	2000
dp 42	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	-15	350	-8	2000
dp 43	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	-30	750	8	2000
dp 44	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	-30	750	-8	2000
dp 45	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	-30	350	8	2000
dp 46	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	-30	350	-8	2000
dp 47	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	-30	750	8	2000
dp 48	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	-30	750	-8	2000
dp 49	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	-30	350	8	2000
dp 50	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	-30	350	-8	2000

Tabelle A 10: Parameter M2-III-3000-GF

M2-III-3000-GF [mm]																
Design Point	a	b	t _w	h _f	t _f	b _{st}	B _{st}	h _{st}	t _{st}	b ₃	b ₂	b ₁	e	s	i	c
dp 11	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	0	750	8	3000
dp 12	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	0	750	-8	3000
dp 13	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	0	350	8	3000
dp 14	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	0	350	-8	3000
dp 15	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	0	750	8	3000
dp 16	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	0	750	-8	3000
dp 17	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	0	350	8	3000
dp 18	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	0	350	-8	3000
dp 19	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	15	750	8	3000
dp 20	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	15	750	-8	3000
dp 21	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	15	350	8	3000
dp 22	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	15	350	-8	3000
dp 23	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	15	750	8	3000
dp 24	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	15	750	-8	3000
dp 25	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	15	350	8	3000
dp 26	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	15	350	-8	3000
dp 27	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	30	750	8	3000
dp 28	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	30	750	-8	3000
dp 29	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	30	350	8	3000
dp 30	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	30	350	-8	3000
dp 31	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	30	750	8	3000
dp 32	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	30	750	-8	3000
dp 33	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	30	350	8	3000
dp 34	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	30	350	-8	3000
dp 35	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	-15	750	8	3000
dp 36	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	-15	750	-8	3000
dp 37	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	-15	350	8	3000
dp 38	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	-15	350	-8	3000
dp 39	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	-15	750	8	3000
dp 40	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	-15	750	-8	3000
dp 41	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	-15	350	8	3000
dp 42	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	-15	350	-8	3000
dp 43	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	-30	750	8	3000
dp 44	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	-30	750	-8	3000
dp 45	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	-30	350	8	3000
dp 46	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	400	-30	350	-8	3000
dp 47	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	-30	750	8	3000
dp 48	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	-30	750	-8	3000
dp 49	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	-30	350	8	3000
dp 50	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	500	-30	350	-8	3000

Tabelle A 11: Parameter M1-III-750-EF

M1-III-750-EF [mm]																
Design Point	a	b	t _w	h _f	t _f	b _{st}	B _{st}	h _{st}	t _{st}	b ₃	b ₂	b ₁	e	s	i	c
dp 11	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	750	0	200	3,75	750
dp 12	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	750	0	200	-3,75	750
dp 13	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	750	0	310	3,75	750
dp 14	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	750	0	310	-3,75	750
dp 15	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	0	200	4,25	750
dp 16	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	0	200	-4,25	750
dp 17	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	0	310	4,25	750
dp 18	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	0	310	-4,25	750
dp 19	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	750	15	200	3,75	750
dp 20	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	750	15	200	-3,75	750
dp 21	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	750	15	310	3,75	750
dp 22	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	750	15	310	-3,75	750
dp 23	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	15	200	4,25	750
dp 24	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	15	200	-4,25	750
dp 25	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	15	310	4,25	750
dp 26	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	15	310	-4,25	750
dp 27	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	750	30	200	3,75	750
dp 28	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	750	30	200	-3,75	750
dp 29	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	750	30	310	3,75	750
dp 30	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	750	30	310	-3,75	750
dp 31	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	30	200	4,25	750
dp 32	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	30	200	-4,25	750
dp 33	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	30	310	4,25	750
dp 34	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	30	310	-4,25	750
dp 35	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	750	-15	200	3,75	750
dp 36	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	750	-15	200	-3,75	750
dp 37	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	750	-15	310	3,75	750
dp 38	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	750	-15	310	-3,75	750
dp 39	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	-15	200	4,25	750
dp 40	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	-15	200	-4,25	750
dp 41	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	-15	310	4,25	750
dp 42	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	-15	310	-4,25	750
dp 43	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	750	-30	200	3,75	750
dp 44	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	750	-30	200	-3,75	750
dp 45	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	750	-30	310	3,75	750
dp 46	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	750	-30	310	-3,75	750
dp 47	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	-30	200	4,25	750
dp 48	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	-30	200	-4,25	750
dp 49	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	-30	310	4,25	750
dp 50	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	-30	310	-4,25	750

Tabelle A 12: Parameter M1-II-950-EF

M1-II-950-EF [mm]																
Design Point	a	b	t _w	h _f	t _f	b _{st}	B _{st}	h _{st}	t _{st}	b ₃	b ₂	b ₁	e	s	i	c
dp 11	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	750	0	200	3,75	950
dp 12	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	750	0	200	-3,75	950
dp 13	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	750	0	310	3,75	950
dp 14	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	750	0	310	-3,75	950
dp 15	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	850	0	200	4,25	950
dp 16	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	850	0	200	-4,25	950
dp 17	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	850	0	310	4,25	950
dp 18	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	850	0	310	-4,25	950
dp 19	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	750	15	200	3,75	950
dp 20	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	750	15	200	-3,75	950
dp 21	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	750	15	310	3,75	950
dp 22	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	750	15	310	-3,75	950
dp 23	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	850	15	200	4,25	950
dp 24	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	850	15	200	-4,25	950
dp 25	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	850	15	310	4,25	950
dp 26	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	850	15	310	-4,25	950
dp 27	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	750	30	200	3,75	950
dp 28	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	750	30	200	-3,75	950
dp 29	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	750	30	310	3,75	950
dp 30	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	750	30	310	-3,75	950
dp 31	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	850	30	200	4,25	950
dp 32	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	850	30	200	-4,25	950
dp 33	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	850	30	310	4,25	950
dp 34	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	850	30	310	-4,25	950
dp 35	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	750	-15	200	3,75	950
dp 36	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	750	-15	200	-3,75	950
dp 37	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	750	-15	310	3,75	950
dp 38	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	750	-15	310	-3,75	950
dp 39	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	850	-15	200	4,25	950
dp 40	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	850	-15	200	-4,25	950
dp 41	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	850	-15	310	4,25	950
dp 42	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	850	-15	310	-4,25	950
dp 43	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	750	-30	200	3,75	950
dp 44	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	750	-30	200	-3,75	950
dp 45	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	750	-30	310	3,75	950
dp 46	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	750	-30	310	-3,75	950
dp 47	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	850	-30	200	4,25	950
dp 48	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	850	-30	200	-4,25	950
dp 49	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	850	-30	310	4,25	950
dp 50	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	850	-30	310	-4,25	950

Tabelle A 13: Parameter M1-III-950-EF

M1-III-950-EF [mm]																
Design Point	a	b	t _w	h _f	t _f	b _{st}	B _{st}	h _{st}	t _{st}	b ₃	b ₂	b ₁	e	s	i	c
dp 11	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	750	0	200	3,75	950
dp 12	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	750	0	200	-3,75	950
dp 13	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	750	0	310	3,75	950
dp 14	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	750	0	310	-3,75	950
dp 15	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	0	200	4,25	950
dp 16	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	0	200	-4,25	950
dp 17	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	0	310	4,25	950
dp 18	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	0	310	-4,25	950
dp 19	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	750	15	200	3,75	950
dp 20	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	750	15	200	-3,75	950
dp 21	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	750	15	310	3,75	950
dp 22	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	750	15	310	-3,75	950
dp 23	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	15	200	4,25	950
dp 24	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	15	200	-4,25	950
dp 25	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	15	310	4,25	950
dp 26	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	15	310	-4,25	950
dp 27	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	750	30	200	3,75	950
dp 28	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	750	30	200	-3,75	950
dp 29	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	750	30	310	3,75	950
dp 30	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	750	30	310	-3,75	950
dp 31	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	30	200	4,25	950
dp 32	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	30	200	-4,25	950
dp 33	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	30	310	4,25	950
dp 34	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	30	310	-4,25	950
dp 35	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	750	-15	200	3,75	950
dp 36	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	750	-15	200	-3,75	950
dp 37	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	750	-15	310	3,75	950
dp 38	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	750	-15	310	-3,75	950
dp 39	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	-15	200	4,25	950
dp 40	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	-15	200	-4,25	950
dp 41	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	-15	310	4,25	950
dp 42	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	-15	310	-4,25	950
dp 43	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	750	-30	200	3,75	950
dp 44	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	750	-30	200	-3,75	950
dp 45	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	750	-30	310	3,75	950
dp 46	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	750	-30	310	-3,75	950
dp 47	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	-30	200	4,25	950
dp 48	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	-30	200	-4,25	950
dp 49	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	-30	310	4,25	950
dp 50	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	-30	310	-4,25	950

Tabelle A 14: Parameter M2-II-2000-EF

M2-II-2000-EF [mm]																
Design Point	a	b	t _w	h _f	t _f	b _{st}	B _{st}	h _{st}	t _{st}	b ₃	b ₂	b ₁	e	s	i	c
dp 11	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	750	0	750	3,75	2000
dp 12	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	750	0	750	-3,75	2000
dp 13	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	750	0	350	3,75	2000
dp 14	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	750	0	350	-3,75	2000
dp 15	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	850	0	750	4,25	2000
dp 16	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	850	0	750	-4,25	2000
dp 17	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	850	0	350	4,25	2000
dp 18	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	850	0	350	-4,25	2000
dp 19	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	750	15	750	3,75	2000
dp 20	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	750	15	750	-3,75	2000
dp 21	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	750	15	350	3,75	2000
dp 22	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	750	15	350	-3,75	2000
dp 23	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	850	15	750	4,25	2000
dp 24	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	850	15	750	-4,25	2000
dp 25	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	850	15	350	4,25	2000
dp 26	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	850	15	350	-4,25	2000
dp 27	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	750	30	750	3,75	2000
dp 28	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	750	30	750	-3,75	2000
dp 29	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	750	30	350	3,75	2000
dp 30	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	750	30	350	-3,75	2000
dp 31	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	850	30	750	4,25	2000
dp 32	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	850	30	750	-4,25	2000
dp 33	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	850	30	350	4,25	2000
dp 34	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	850	30	350	-4,25	2000
dp 35	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	750	-15	750	3,75	2000
dp 36	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	750	-15	750	-3,75	2000
dp 37	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	750	-15	350	3,75	2000
dp 38	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	750	-15	350	-3,75	2000
dp 39	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	850	-15	750	4,25	2000
dp 40	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	850	-15	750	-4,25	2000
dp 41	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	850	-15	350	4,25	2000
dp 42	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	850	-15	350	-4,25	2000
dp 43	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	750	-30	750	3,75	2000
dp 44	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	750	-30	750	-3,75	2000
dp 45	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	750	-30	350	3,75	2000
dp 46	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	750	-30	350	-3,75	2000
dp 47	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	850	-30	750	4,25	2000
dp 48	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	850	-30	750	-4,25	2000
dp 49	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	850	-30	350	4,25	2000
dp 50	4000	3200	15	500	50	150	300	250	8	700	350	850	-30	350	-4,25	2000

Tabelle A 15: Parameter M2-III-2000-EF

M2-III-2000-EF [mm]																
Design Point	a	b	t _w	h _f	t _f	b _{st}	B _{st}	h _{st}	t _{st}	b ₃	b ₂	b ₁	e	s	i	c
dp 11	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	750	0	750	3,75	2000
dp 12	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	750	0	750	-3,75	2000
dp 13	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	750	0	350	3,75	2000
dp 14	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	750	0	350	-3,75	2000
dp 15	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	0	750	4,25	2000
dp 16	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	0	750	-4,25	2000
dp 17	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	0	350	4,25	2000
dp 18	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	0	350	-4,25	2000
dp 19	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	750	15	750	3,75	2000
dp 20	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	750	15	750	-3,75	2000
dp 21	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	750	15	350	3,75	2000
dp 22	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	750	15	350	-3,75	2000
dp 23	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	15	750	4,25	2000
dp 24	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	15	750	-4,25	2000
dp 25	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	15	350	4,25	2000
dp 26	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	15	350	-4,25	2000
dp 27	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	750	30	750	3,75	2000
dp 28	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	750	30	750	-3,75	2000
dp 29	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	750	30	350	3,75	2000
dp 30	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	750	30	350	-3,75	2000
dp 31	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	30	750	4,25	2000
dp 32	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	30	750	-4,25	2000
dp 33	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	30	350	4,25	2000
dp 34	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	30	350	-4,25	2000
dp 35	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	750	-15	750	3,75	2000
dp 36	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	750	-15	750	-3,75	2000
dp 37	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	750	-15	350	3,75	2000
dp 38	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	750	-15	350	-3,75	2000
dp 39	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	-15	750	4,25	2000
dp 40	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	-15	750	-4,25	2000
dp 41	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	-15	350	4,25	2000
dp 42	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	-15	350	-4,25	2000
dp 43	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	750	-30	750	3,75	2000
dp 44	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	750	-30	750	-3,75	2000
dp 45	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	750	-30	350	3,75	2000
dp 46	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	750	-30	350	-3,75	2000
dp 47	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	-30	750	4,25	2000
dp 48	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	-30	750	-4,25	2000
dp 49	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	-30	350	4,25	2000
dp 50	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	-30	350	-4,25	2000

Tabelle A 16: Parameter M2-III-3000-EF

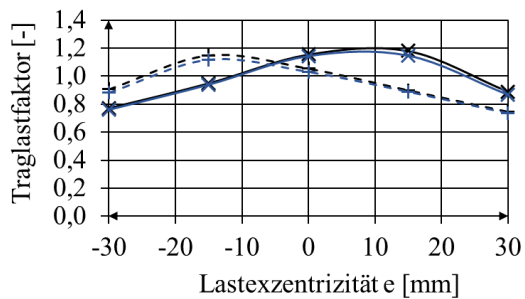
M2-III-3000-EF [mm]																
Design Point	a	b	t _w	h _f	t _f	b _{st}	B _{st}	h _{st}	t _{st}	b ₃	b ₂	b ₁	e	s	i	c
dp 15	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	0	750	4,25	3000
dp 16	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	0	750	-4,25	3000
dp 17	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	0	350	4,25	3000
dp 18	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	0	350	-4,25	3000
dp 23	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	15	750	4,25	3000
dp 24	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	15	750	-4,25	3000
dp 25	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	15	350	4,25	3000
dp 26	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	15	350	-4,25	3000
dp 31	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	30	750	4,25	3000
dp 32	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	30	750	-4,25	3000
dp 33	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	30	350	4,25	3000
dp 34	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	30	350	-4,25	3000
dp 39	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	-15	750	4,25	3000
dp 40	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	-15	750	-4,25	3000
dp 41	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	-15	350	4,25	3000
dp 42	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	-15	350	-4,25	3000
dp 47	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	-30	750	4,25	3000
dp 48	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	-30	750	-4,25	3000
dp 49	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	-30	350	4,25	3000
dp 50	4000	3200	20	500	50	150	300	140	8	700	350	850	-30	350	-4,25	3000

Anhang F Ergebnisse der Parameteranalyse

Tabelle A 17: Ergebnisübersicht M1-III-750-GF

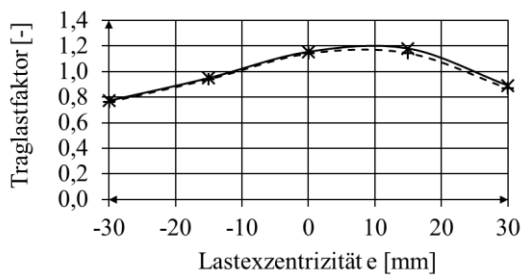
	Design Point	b ₁ [mm]	e [mm]	i [mm]	s [mm]	c [mm]	F ₁ [kN]	F ₂ [kN]	α _{FEM} [-]	Traglastfaktor F _{2dp5} /F _{2dp13}
M1-III-750-GF- 200-400-8(+)	dp 43	400	-30	8	200	750	2869,6	3429,4	3,895	0,771
	dp 35	400	-15	8	200	750	3532,4	4221,6	3,873	0,949
	dp 11	400	0	8	200	750	4301,2	5140,4	3,847	1,155
	dp19	400	15	8	200	750	4397,8	5255,8	3,812	1,181
	dp27	400	30	8	200	750	3314,1	3960,6	3,776	0,890
M1-III-750-GF- 200-400-8(-)	dp44	400	-30	-8	200	750	3375,0	4033,4	3,895	0,906
	dp36	400	-15	-8	200	750	4278,7	5113,5	3,873	1,149
	dp12	400	0	-8	200	750	3926,2	4692,2	3,847	1,054
	dp20	400	15	-8	200	750	3349,7	4003,2	3,812	0,900
	dp28	400	30	-8	200	750	2778,7	3320,9	3,776	0,746
M1-III-750-GF- 310-400-8(+)	dp45	400	-30	8	310	750	2388,7	2854,8	3,264	0,641
	dp37	400	-15	8	310	750	2911,9	3480,0	3,255	0,782
	dp13	400	0	8	310	750	3723,7	4450,2	3,245	1,000
	dp21	400	15	8	310	750	4136,2	4943,2	3,224	1,111
	dp29	400	30	8	310	750	3015,0	3603,2	3,202	0,810
M1-III-750-GF- 310-400-8(-)	dp46	400	-30	-8	310	750	3105,0	3710,8	3,264	0,834
	dp38	400	-15	-8	310	750	4301,2	5140,4	3,255	1,155
	dp14	400	0	-8	310	750	3491,2	4172,4	3,245	0,938
	dp22	400	15	-8	310	750	2816,2	3365,7	3,224	0,756
	dp30	400	30	-8	310	750	2339,9	2796,5	3,202	0,628
M1-III-750-GF- 200-500-8(+)	dp47	500	-30	8	200	750	2838,7	3392,6	3,689	0,762
	dp39	500	-15	8	200	750	3498,7	4181,3	3,668	0,940
	dp15	500	0	8	200	750	4252,5	5082,1	3,644	1,142
	dp23	500	15	8	200	750	4263,7	5095,5	3,612	1,145
	dp31	500	30	8	200	750	3234,7	3865,8	3,58	0,869
M1-III-750-GF- 200-500-8(-)	dp48	500	-30	-8	200	750	3288,7	3930,4	3,689	0,883
	dp40	500	-15	-8	200	750	4166,2	4979,0	3,668	1,119
	dp16	500	0	-8	200	750	3843,7	4593,6	3,644	1,032
	dp24	500	15	-8	200	750	3314,0	3960,6	3,612	0,890
	dp32	500	30	-8	200	750	2741,2	3276,1	3,58	0,736
M1-III-750-GF- 310-500-8(+)	dp49	500	-30	8	310	750	2351,2	2809,9	3,127	0,631
	dp41	500	-15	8	310	750	2897,8	3463,2	3,12	0,778
	dp17	500	0	8	310	750	3705,0	4427,8	3,111	0,995
	dp25	500	15	8	310	750	4016,2	4799,8	3,094	1,079
	dp33	500	30	8	310	750	2941,9	3515,8	3,075	0,790
M1-III-750-GF- 310-500-8(-)	dp50	500	-30	-8	310	750	3029,9	3621,1	3,127	0,814
	dp42	500	-15	-8	310	750	4173,7	4988,0	3,12	1,121
	dp18	500	0	-8	310	750	3461,2	4136,5	3,111	0,930
	dp26	500	15	-8	310	750	2790,0	3334,3	3,094	0,749
	dp34	500	30	-8	310	750	2306,2	2756,1	3,075	0,619

Bezugssystem 1,0: M1-III-750-GF-dp13



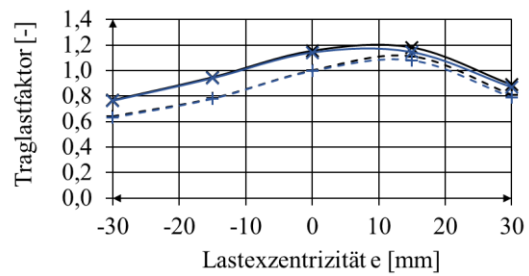
- x— M1-III-750-GF-200-400-8(+)-1-16-20-50
- +- M1-III-750-GF-200-400-8(-)-1-16-20-50
- x— M1-III-750-GF-200-500-8(+)-1-16-20-50
- +- M1-III-750-GF-200-500-8(-)-1-16-20-50

Abbildung A 37 : M1-III-750-GF; Einfluss i



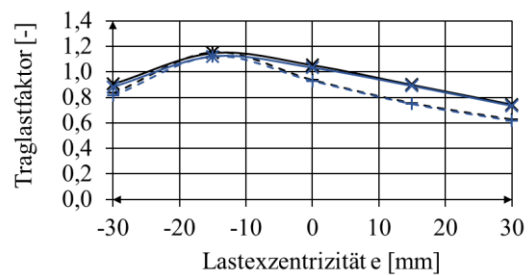
- x— M1-III-750-GF-200-400-8(+)-1-16-20-50
- +- M1-III-750-GF-200-500-8(+)-1-16-20-50

Abbildung A 39: M1-III-750-GF; Einfluss b₁



- x— M1-III-750-GF-200-400-8(+)-1-16-20-50
- +- M1-III-750-GF-310-400-8(+)-1-16-20-50
- x— M1-III-750-GF-200-500-8(+)-1-16-20-50
- +- M1-III-750-GF-310-500-8(+)-1-16-20-50

Abbildung A 38: M1-III-750-GF; Einfluss s bei i (+)



- x— M1-III-750-GF-200-400-8(-)-1-16-20-50
- +- M1-III-750-GF-310-400-8(-)-1-16-20-50
- x— M1-III-750-GF-200-500-8(-)-1-16-20-50
- +- M1-III-750-GF-310-500-8(-)-1-16-20-50

Abbildung A 40 : M1-III-750-GF; Einfluss s bei i (-)

Tabelle A 18: Ergebnisübersicht M1-II-950-GF

	Design Point	b ₁ [mm]	e [mm]	i [mm]	s [mm]	c [mm]	F ₁ [kN]	F ₂ [kN]	α _{FEM} [-]	Traglastfaktor F _{2dp_x} /F _{2dp13}
M1-II-950-GF- 200-400-8(+)	dp 43	400	-30	8	200	950	2801,2	3175,4	4,401	0,852
	dp 35	400	-15	8	200	950	3626,2	4110,6	4,363	1,103
	dp 11	400	0	8	200	950	3941,2	4467,6	4,323	1,198
	dp19	400	15	8	200	950	3393,7	3847,0	4,279	1,032
	dp27	400	30	8	200	950	2823,7	3200,9	4,237	0,859
M1-II-950-GF- 200-400-8(-)	dp44	400	-30	-8	200	950	2926,8	3317,8	4,402	0,890
	dp36	400	-15	-8	200	950	3487,5	3953,3	4,363	1,060
	dp12	400	0	-8	200	950	3723,7	4221,1	4,323	1,132
	dp20	400	15	-8	200	950	3513,7	3983,0	4,279	1,068
	dp28	400	30	-8	200	950	2838,7	3217,9	4,237	0,863
M1-II-950-GF- 310-400-8(+)	dp45	400	-30	8	310	950	2955,0	3349,7	3,477	0,899
	dp37	400	-15	8	310	950	1530,0	1734,3	3,4936	0,465
	dp13	400	0	8	310	950	3288,7	3728,0	3,502	1,000
	dp21	400	15	8	310	950	2628,7	2979,8	3,485	0,799
	dp29	400	30	8	310	950	2149,2	2436,3	3,461	0,654
M1-II-950-GF- 310-400-8(-)	dp46	400	-30	-8	310	950	2163,7	2452,7	3,477	0,658
	dp38	400	-15	-8	310	950	2666,2	3022,4	3,494	0,811
	dp14	400	0	-8	310	950	3401,2	3855,5	3,502	1,034
	dp22	400	15	-8	310	950	2628,7	2979,8	3,485	0,799
	dp30	400	30	-8	310	950	2956,9	3351,8	3,4609	0,899

Bezugssystem 1,0: M1-II-950-GF-dp13

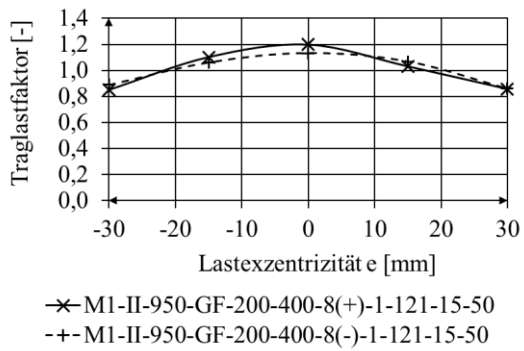


Abbildung A 41: M1-II-950-GF; Einfluss i

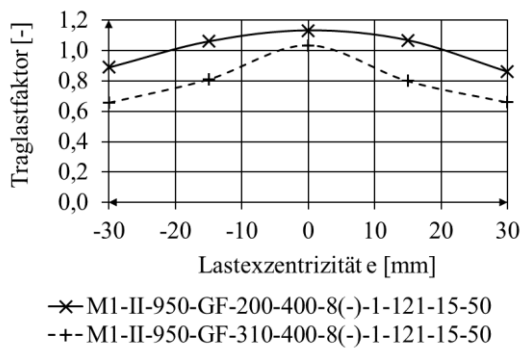


Abbildung A 43: M1-II-950-GF; Einfluss s bei i (-)

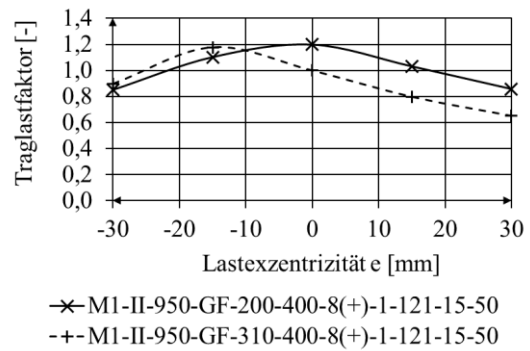
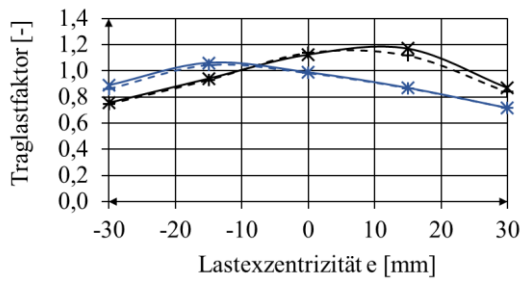


Abbildung A 42: M1-II-950-GF; Einfluss s bei i (+)

Tabelle A 19: Ergebnisübersicht M1-III-950-GF

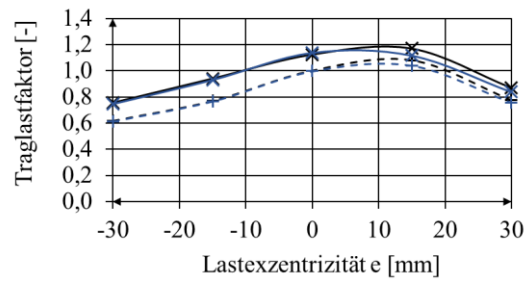
	Design Point	b ₁ [mm]	e [mm]	i [mm]	s [mm]	c [mm]	F ₁ [kN]	F ₂ [kN]	α _{FEM} [-]	Traglastfaktor F _{2dp_x} /F _{2dp13}
M1-III-950-GF- 200-400-8(+)	dp 43	400	-30	8	200	950	2418,7	3570,8	3,12	0,754
	dp 35	400	-15	8	200	950	3015,0	4451,0	3,099	0,940
	dp 11	400	0	8	200	950	3607,5	5325,7	3,076	1,125
	dp19	400	15	8	200	950	3753,7	5541,6	3,043	1,171
	dp27	400	30	8	200	950	2786,2	4113,3	3,01	0,869
M1-III-950-GF- 200-400-8(-)	dp44	400	-30	-8	200	950	2854,5	4214,2	3,12	0,890
	dp36	400	-15	-8	200	950	3401,2	5021,2	3,099	1,061
	dp12	400	0	-8	200	950	3168,5	4677,9	3,076	0,988
	dp20	400	15	-8	200	950	2788,7	4118,6	3,043	0,870
	dp28	400	30	-8	200	950	2298,7	3393,6	3,01	0,717
M1-III-950-GF- 310-400-8(+)	dp45	400	-30	8	310	950	1976,2	2917,5	2,64	0,616
	dp37	400	-15	8	310	950	2463,7	3637,2	2,636	0,768
	dp13	400	0	8	310	950	3206,2	4733,4	2,627	1,000
	dp21	400	15	8	310	950	3461,2	5109,8	2,604	1,080
	dp29	400	30	8	310	950	2486,2	3670,4	2,581	0,775
M1-III-950-GF- 310-400-8(-)	dp46	400	-30	-8	310	950	2591,2	3825,4	2,64	0,808
	dp38	400	-15	-8	310	950	3461,2	5109,8	2,636	1,080
	dp14	400	0	-8	310	950	2897,4	4277,9	2,627	0,904
	dp22	400	15	-8	310	950	2343,7	3460,0	2,604	0,731
	dp30	400	30	-8	310	950	1925,6	2842,8	2,581	0,601
M1-III-950-GF- 200-500-8(+)	dp47	500	-30	8	200	950	2396,2	3537,5	2,97	0,747
	dp39	500	-15	8	200	950	2985,5	4407,4	2,949	0,931
	dp15	500	0	8	200	950	3648,7	5386,6	2,928	1,138
	dp23	500	15	8	200	950	3581,2	5287,0	2,897	1,117
	dp31	500	30	8	200	950	2688,7	3969,4	2,868	0,839
M1-III-950-GF- 200-500-8(-)	dp48	500	-30	-8	200	950	2763,7	4080,1	2,97	0,862
	dp40	500	-15	-8	200	950	3348,7	4943,7	2,949	1,044
	dp16	500	0	-8	200	950	3149,9	4650,3	2,928	0,982
	dp24	500	15	-8	200	950	2778,7	4102,3	2,897	0,867
	dp32	500	30	-8	200	950	2291,2	3382,6	2,868	0,715
M1-III-950-GF- 310-500-8(+)	dp49	500	-30	8	310	950	1965,0	2900,9	2,54	0,613
	dp41	500	-15	8	310	950	2456,2	3626,1	2,535	0,766
	dp17	500	0	8	310	950	3195,0	4716,8	2,528	0,996
	dp25	500	15	8	310	950	3335,6	4924,4	2,508	1,040
	dp33	500	30	8	310	950	2426,2	3581,8	2,488	0,757
M1-III-950-GF- 310-500-8(-)	dp50	500	-30	-8	310	950	2501,2	3692,6	2,54	0,780
	dp42	500	-15	-8	310	950	3382,4	4993,5	2,535	1,055
	dp18	500	0	-8	310	950	2867,8	4233,7	2,528	0,894
	dp26	500	15	-8	310	950	2317,5	3421,3	2,508	0,723
	dp34	500	30	-8	310	950	1910,4	2820,3	2,488	0,596

Bezugssystem 1,0: M1-III-950-GF-dp13



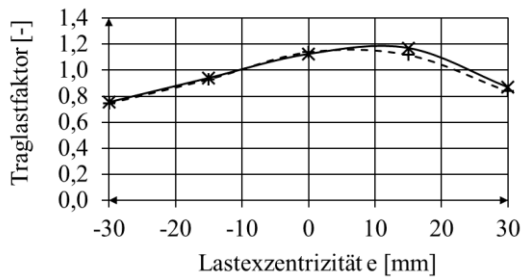
- *— M1-III-950-GF-200-400-8(+)-1-16-20-50
- - - * M1-III-950-GF-200-500-8(+)-1-16-20-50
- x— M1-III-950-GF-200-400-8(-)-1-16-20-50
- - - x M1-III-950-GF-200-500-8(-)-1-16-20-50

Abbildung A 44: M1-III-950-GF; Einfluss i



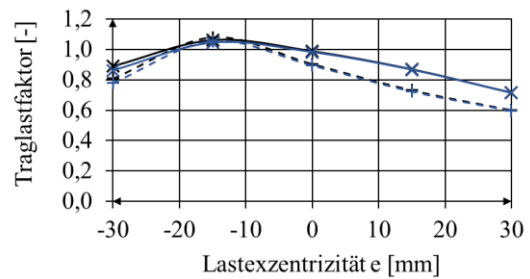
- *— M1-III-950-GF-200-400-8(+)-1-16-20-50
- - - * M1-III-950-GF-310-400-8(+)-1-16-20-50
- x— M1-III-950-GF-200-500-8(+)-1-16-20-50
- - - x M1-III-950-GF-310-500-8(+)-1-16-20-50

Abbildung A 45: M1-III-950-GF; Einfluss s bei i (+)



- *— M1-III-950-GF-200-400-8(+)-1-16-20-50
- - - * M1-III-950-GF-200-500-8(+)-1-16-20-50

Abbildung A 46: M1-III-950-GF; Einfluss b_1



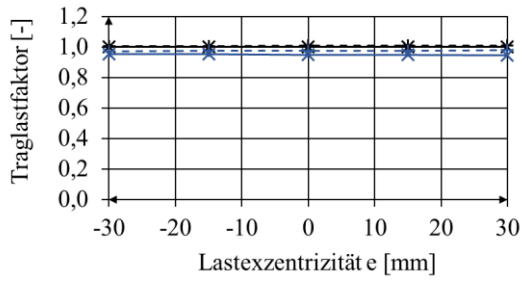
- *— M1-III-950-GF-200-400-8(-)-1-16-20-50
- - - * M1-III-950-GF-310-400-8(-)-1-16-20-50
- x— M1-III-950-GF-200-500-8(-)-1-16-20-50
- - - x M1-III-950-GF-310-500-8(-)-1-16-20-50

Abbildung A 47: M1-III-950-GF; Einfluss s bei i (-)

Tabelle A 20: Ergebnisübersicht M2-II-2000-GF

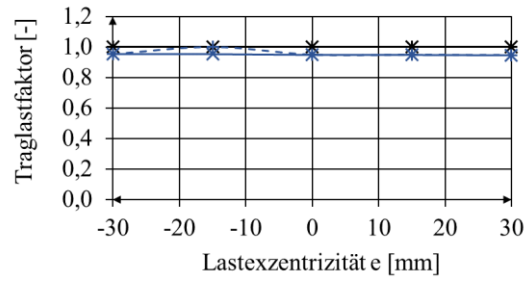
	Design Point	b ₁ [mm]	e [mm]	i [mm]	s [mm]	c [mm]	F ₁ [kN]	F ₂ [kN]	α _{FEM} [-]	Traglastfaktor F _{2dpX} /F _{2dp13}
M2-II-2000-GF-750-400-8(+)	dp 43	400	-30	8	750	2000	3573,4	4243,7	4,503	1,002
	dp 35	400	-15	8	750	2000	3573,7	4243,9	4,503	1,002
	dp 11	400	0	8	750	2000	3566,2	4235,0	4,503	1,000
	dp19	400	15	8	750	2000	3566,2	4235,0	4,503	1,000
	dp27	400	30	8	750	2000	3566,2	4235,0	4,308	1,000
M2-II-2000-GF-750-400-8(-)	dp44	400	-30	-8	750	2000	3588,7	4261,8	4,308	1,006
	dp36	400	-15	-8	750	2000	3588,8	4261,8	4,307	1,006
	dp12	400	0	-8	750	2000	3600,0	4275,1	4,307	1,009
	dp20	400	15	-8	750	2000	3599,8	4275,0	4,497	1,009
	dp28	400	30	-8	750	2000	3600,0	4275,1	4,497	1,009
M2-II-2000-GF-350-400-8(+)	dp45	400	-30	8	350	2000	3573,4	4243,7	4,496	1,002
	dp37	400	-15	8	350	2000	3573,7	4243,9	4,496	1,002
	dp13	400	0	8	350	2000	3566,2	4235,0	4,303	1,000
	dp21	400	15	8	350	2000	3566,2	4235,0	4,303	1,000
	dp29	400	30	8	350	2000	3566,2	4235,0	4,302	1,000
M2-II-2000-GF-350-400-8(-)	dp46	400	-30	-8	350	2000	3588,7	4261,8	4,302	1,006
	dp38	400	-15	-8	350	2000	3588,7	4261,8	4,479	1,006
	dp14	400	0	-8	350	2000	3603,7	4279,6	4,479	1,011
	dp22	400	15	-8	350	2000	3603,7	4279,6	4,478	1,011
	dp30	400	30	-8	350	2000	3600,0	4275,1	4,478	1,009
M2-II-2000-GF-750-500-8(+)	dp47	500	-30	8	750	2000	3401,2	4039,1	4,289	0,954
	dp39	500	-15	8	750	2000	3401,2	4039,0	4,289	0,954
	dp15	500	0	8	750	2000	3386,2	4021,3	4,289	0,950
	dp23	500	15	8	750	2000	3386,2	4021,3	4,289	0,950
	dp31	500	30	8	750	2000	3378,7	4012,3	4,498	0,947
M2-II-2000-GF-750-500-8(-)	dp48	500	-30	-8	750	2000	3461,2	4110,3	4,498	0,971
	dp40	500	-15	-8	750	2000	3476,2	4128,2	4,498	0,975
	dp16	500	0	-8	750	2000	3476,2	4128,2	4,498	0,975
	dp24	500	15	-8	750	2000	3476,2	4128,2	4,304	0,975
	dp32	500	30	-8	750	2000	3491,2	4146,0	4,304	0,979
M2-II-2000-GF-350-500-8(+)	dp49	500	-30	8	350	2000	3401,2	4039,1	4,498	0,954
	dp41	500	-15	8	350	2000	3573,7	4243,9	4,303	1,002
	dp17	500	0	8	350	2000	3386,2	4021,3	4,483	0,950
	dp25	500	15	8	350	2000	3386,2	4021,3	4,483	0,950
	dp33	500	30	8	350	2000	3378,7	4012,4	4,482	0,947
M2-II-2000-GF-350-500-8(-)	dp50	500	-30	-8	350	2000	3465,0	4114,8	4,482	0,972
	dp42	500	-15	-8	350	2000	3465,0	4114,8	4,291	0,972
	dp18	500	0	-8	350	2000	3476,2	4128,2	4,291	0,975
	dp26	500	15	-8	350	2000	3476,2	4128,2	4,291	0,975
	dp34	500	30	-8	350	2000	3491,2	4146,0	4,291	0,979

Bezugssystem 1,0: M2-II-2000-GF-dp13



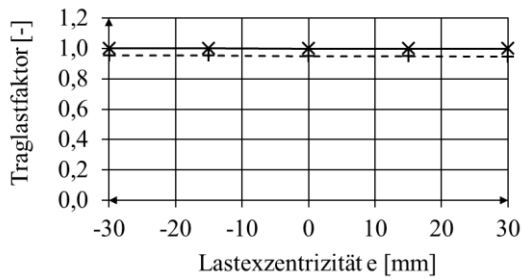
- × M2-II-2000-GF-750-400-8(+)-1-121-15-50
- +- M2-II-2000-GF-750-400-8(-)-1-121-15-50
- × M2-II-2000-GF-750-500-8(+)-1-121-15-50
- +- M2-II-2000-GF-750-500-8(-)-1-121-15-50

Abbildung A 48: M2-II-2000-GF; Einfluss i



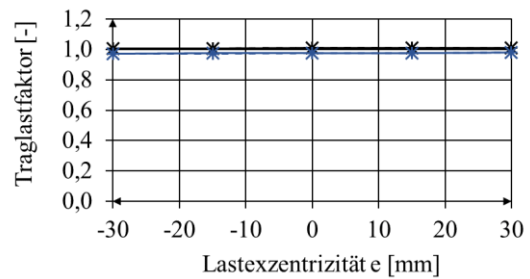
- × M2-II-2000-GF-750-400-8(+)-1-121-15-50
- +- M2-II-2000-GF-350-400-8(+)-1-121-15-50
- × M2-II-2000-GF-750-500-8(+)-1-121-15-50
- +- M2-II-2000-GF-350-500-8(+)-1-121-15-50

Abbildung A 49: M2-II-2000-GF; Einfluss s bei i (+)



- × M2-II-2000-GF-750-400-8(+)-1-121-15-50
- +- M2-II-2000-GF-750-500-8(+)-1-121-15-50

Abbildung A 50: M2-II-2000-GF; Einfluss b₁



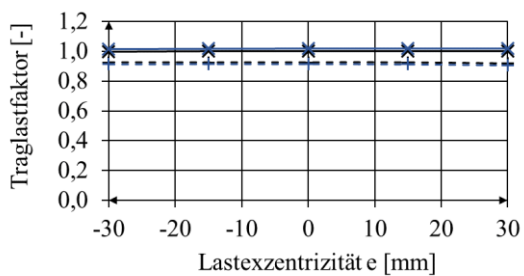
- × M2-II-2000-GF-750-400-8(-)-1-121-15-50
- +- M2-II-2000-GF-350-400-8(-)-1-121-15-50
- × M2-II-2000-GF-750-500-8(-)-1-121-15-50
- +- M2-II-2000-GF-350-500-8(-)-1-121-15-50

Abbildung A 51: M2-II-2000-GF; Einfluss s bei i (-)

Tabelle A 21: Ergebnisübersicht M2-III-2000-GF

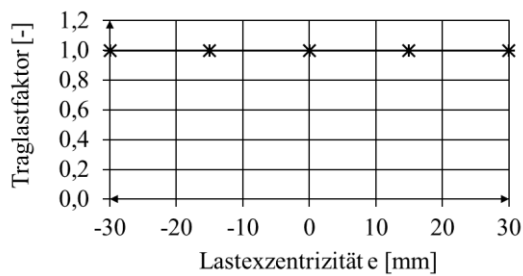
	Design Point	b ₁ [mm]	e [mm]	i [mm]	s [mm]	c [mm]	F ₁ [kN]	F ₂ [kN]	α _{FEM} [-]	Traglastfaktor F _{2dp13} /F _{2dp13}
M2-III-2000-GF-750-400-8(+)	dp 43	400	-30	8	750	2000	3690,0	5707,0	4,110	0,997
	dp 35	400	-15	8	750	2000	3701,2	5724,3	4,128	1,000
	dp 11	400	0	8	750	2000	3701,3	5724,4	4,134	1,000
	dp19	400	15	8	750	2000	3701,3	5724,4	4,125	1,000
	dp27	400	30	8	750	2000	3701,2	5724,4	4,102	1,000
M2-III-2000-GF-750-400-8(-)	dp44	400	-30	-8	750	2000	3423,7	5295,2	4,110	0,925
	dp36	400	-15	-8	750	2000	3423,7	5295,2	4,128	0,925
	dp12	400	0	-8	750	2000	3423,7	5295,2	4,134	0,925
	dp20	400	15	-8	750	2000	3423,7	5295,2	4,125	0,925
	dp28	400	30	-8	750	2000	3401,3	5260,4	4,102	0,919
M2-III-2000-GF-350-400-8(+)	dp45	400	-30	8	350	2000	3690,0	5707,0	4,110	0,997
	dp37	400	-15	8	350	2000	3701,2	5724,3	4,128	1,000
	dp13	400	0	8	350	2000	3701,3	5724,4	4,133	1,000
	dp21	400	15	8	350	2000	3701,3	5724,4	4,124	1,000
	dp29	400	30	8	350	2000	3701,2	5724,4	4,101	1,000
M2-III-2000-GF-350-400-8(-)	dp46	400	-30	-8	350	2000	3423,7	5295,2	4,110	0,925
	dp38	400	-15	-8	350	2000	3423,7	5295,2	4,128	0,925
	dp14	400	0	-8	350	2000	3423,7	5295,2	4,133	0,925
	dp22	400	15	-8	350	2000	3423,7	5295,2	4,124	0,925
	dp30	400	30	-8	350	2000	3401,2	5260,4	4,101	0,919
M2-III-2000-GF-750-500-8(+)	dp47	500	-30	8	750	2000	3750,0	5799,7	3,734	1,013
	dp39	500	-15	8	750	2000	3765,0	5822,9	3,749	1,017
	dp15	500	0	8	750	2000	3776,3	5840,3	3,753	1,020
	dp23	500	15	8	750	2000	3776,2	5840,3	3,746	1,020
	dp31	500	30	8	750	2000	3776,2	5840,3	3,727	1,020
M2-III-2000-GF-750-500-8(-)	dp48	500	-30	-8	750	2000	3378,7	5225,6	3,734	0,913
	dp40	500	-15	-8	750	2000	3386,2	5237,2	3,749	0,915
	dp16	500	0	-8	750	2000	3386,2	5237,2	3,753	0,915
	dp24	500	15	-8	750	2000	3378,5	5225,5	3,746	0,913
	dp32	500	30	-8	750	2000	3352,5	5185,0	3,727	0,906
M2-III-2000-GF-350-500-8(+)	dp49	500	-30	8	350	2000	3750,0	5799,7	3,733	1,013
	dp41	500	-15	8	350	2000	3765,0	5822,9	3,749	1,017
	dp17	500	0	8	350	2000	3776,2	5840,3	3,753	1,020
	dp25	500	15	8	350	2000	3776,2	5840,3	3,745	1,020
	dp33	500	30	8	350	2000	3776,2	5840,3	3,726	1,020
M2-III-2000-GF-350-500-8(-)	dp50	500	-30	-8	350	2000	3378,7	5225,6	3,733	0,913
	dp42	500	-15	-8	350	2000	3386,2	5237,2	3,749	0,915
	dp18	500	0	-8	350	2000	3375,0	5219,8	3,753	0,912
	dp26	500	15	-8	350	2000	3375,0	5219,8	3,745	0,912
	dp34	500	30	-8	350	2000	3352,5	5185,0	3,726	0,906

Bezugssystem 1,0: M2-III-2000-GF-dp13



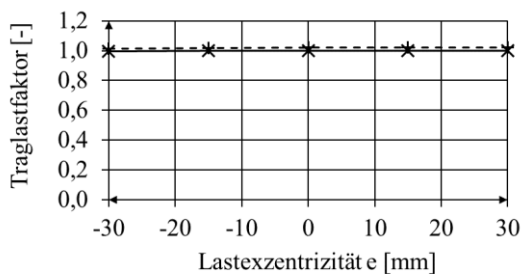
- ✕ M2-III-2000-GF-750-400-8(+)-1-16-20-50
- ++ M2-III-2000-GF-750-400-8(-)-1-16-20-50
- ✕ M2-III-2000-GF-750-500-8(+)-1-16-20-50
- ++ M2-III-2000-GF-750-500-8(-)-1-16-20-50

Abbildung A 52: M2-III-2000-GF; Einfluss i



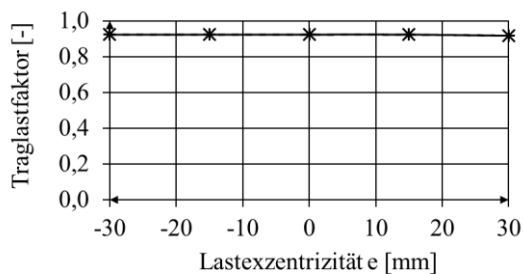
- ✕ M2-III-2000-GF-750-400-8(+)-1-16-20-50
- ++ M2-III-2000-GF-350-400-8(+)-1-16-20-50

Abbildung A 53: M2-III-2000-GF; Einfluss s bei i (+)



- ✕ M2-III-2000-GF-750-400-8(+)-1-16-20-50
- ++ M2-III-2000-GF-750-500-8(+)-1-16-20-50

Abbildung A 54: M2-III-2000-GF; Einfluss b_1



- ✕ M2-III-2000-GF-750-400-8(-)-1-16-20-50
- ++ M2-III-2000-GF-350-400-8(-)-1-16-20-50

Abbildung A 55: M2-III-2000-GF; Einfluss s bei i (-)

Tabelle A 22: Ergebnisübersicht M2-III-3000-GF

	Design Point	b ₁ [mm]	e [mm]	i [mm]	s [mm]	c [mm]	F ₁ [kN]	F ₂ [kN]	α _{FEM} [-]	Traglastfaktor F _{2dp_x} /F _{2dp13}
M2-III-3000-GF-750-400-8(+)	dp 43	400	-30	8	750	3000	3551,2	7988,8	4,29	1,000
	dp 35	400	-15	8	750	3000	3551,2	7988,8	4,329	1,000
	dp 11	400	0	8	750	3000	3551,2	7988,8	4,341	1,000
	dp19	400	15	8	750	3000	3543,8	7971,9	4,325	0,998
	dp27	400	30	8	750	3000	3536,2	7955,1	4,283	0,996
M2-III-3000-GF-750-400-8(-)	dp44	400	-30	-8	750	3000	3423,7	7702,0	4,29	0,964
	dp36	400	-15	-8	750	3000	3423,7	7702,0	4,329	0,964
	dp12	400	0	-8	750	3000	3423,7	7702,0	4,341	0,964
	dp20	400	15	-8	750	3000	3423,1	7701,8	4,325	0,964
	dp28	400	30	-8	750	3000	3416,2	7685,1	4,283	0,962
M2-III-3000-GF-350-400-8(+)	dp45	400	-30	8	350	3000	3551,2	7988,8	4,287	1,000
	dp37	400	-15	8	350	3000	3551,2	7988,8	4,326	1,000
	dp13	400	0	8	350	3000	3551,2	7988,8	4,338	1,000
	dp21	400	15	8	350	3000	3543,8	7971,9	4,322	0,998
	dp29	400	30	8	350	3000	3543,7	7971,9	4,28	0,998
M2-III-3000-GF-350-400-8(-)	dp46	400	-30	-8	350	3000	3423,7	7702,0	4,287	0,964
	dp38	400	-15	-8	350	3000	3423,7	7702,0	4,326	0,964
	dp14	400	0	-8	350	3000	3423,7	7702,0	4,338	0,964
	dp22	400	15	-8	350	3000	3422,9	7701,7	4,322	0,964
	dp30	400	30	-8	350	3000	3416,2	7685,1	4,28	0,962
M2-III-3000-GF-750-500-8(+)	dp47	500	-30	8	750	3000	3588,6	8073,1	3,88	1,011
	dp39	500	-15	8	750	3000	3603,7	8106,9	3,914	1,015
	dp15	500	0	8	750	3000	3603,7	8106,9	3,925	1,015
	dp23	500	15	8	750	3000	3603,7	8106,9	3,912	1,015
	dp31	500	30	8	750	3000	3600,0	8098,5	3,875	1,014
M2-III-3000-GF-750-500-8(-)	dp48	500	-30	-8	750	3000	3325,9	7482,6	3,88	0,937
	dp40	500	-15	-8	750	3000	3341,2	7516,4	3,914	0,941
	dp16	500	0	-8	750	3000	3326,2	7482,7	3,925	0,937
	dp24	500	15	-8	750	3000	3326,2	7482,7	3,912	0,937
	dp32	500	30	-8	750	3000	3300,0	7423,6	3,875	0,929
M2-III-3000-GF-350-500-8(+)	dp49	500	-30	8	350	3000	3588,5	8073,1	3,877	1,011
	dp41	500	-15	8	350	3000	3599,9	8098,4	3,912	1,014
	dp17	500	0	8	350	3000	3600,0	8098,5	3,922	1,014
	dp25	500	15	8	350	3000	3600,0	8098,5	3,909	1,014
	dp33	500	30	8	350	3000	3603,7	8106,9	3,872	1,015
M2-III-3000-GF-350-500-8(-)	dp50	500	-30	-8	350	3000	3325,9	7482,6	3,877	0,937
	dp42	500	-15	-8	350	3000	3325,9	7482,6	3,912	0,937
	dp18	500	0	-8	350	3000	3326,2	7482,7	3,922	0,937
	dp26	500	15	-8	350	3000	3325,9	7482,6	3,909	0,937
	dp34	500	30	-8	350	3000	3300,0	7423,6	3,872	0,929

Bezugssystem 1,0: M2-III-3000-GF-dp13

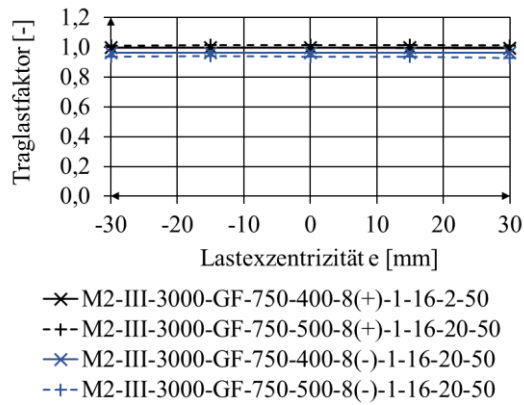


Abbildung A 56: M2-III-3000-GF; Einfluss i

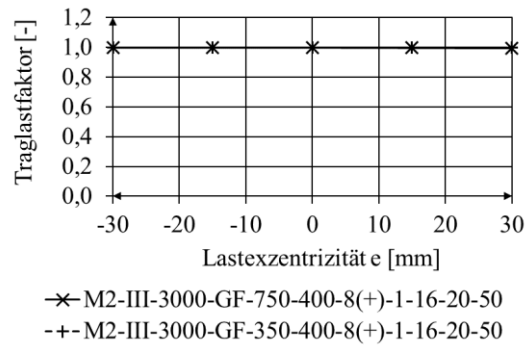


Abbildung A 57: M2-III-3000-GF; Einfluss s bei i (+)

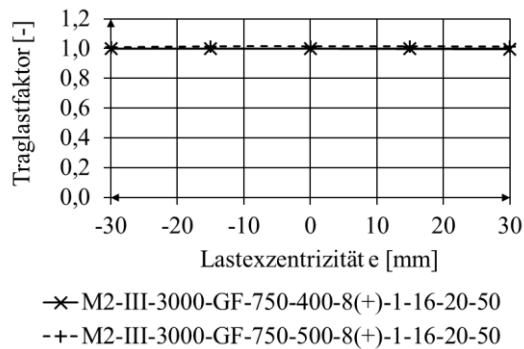


Abbildung A 58: M2-III-3000-GF; Einfluss b_1

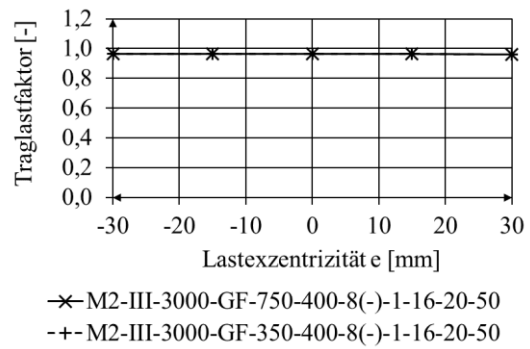
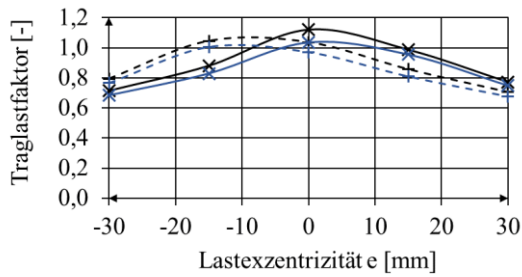


Abbildung A 59: M2-III-3000-GF; Einfluss s bei i (-)

Tabelle A 23: Ergebnisübersicht M1-III-750-EF

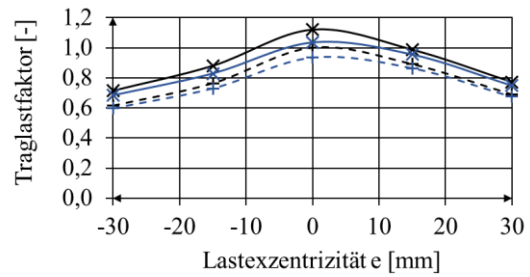
	Design Point	b ₁ [mm]	e [mm]	i [mm]	s [mm]	c [mm]	F ₁ [kN]	F ₂ [kN]	α _{FEM} [-]	Traglastfaktor F _{2dp_x} /F _{2dp13}
M1-III-750-EF- 200-750-8(+)	dp 43	750	-30	3,75	200	750	2313,7	3255,9	2,942	0,714
	dp 35	750	-15	3,75	200	750	2853,7	4015,8	2,940	0,880
	dp 11	750	0	3,75	200	750	3635,6	5116,0	2,939	1,121
	dp19	750	15	3,75	200	750	3202,5	4506,6	2,934	0,988
	dp27	750	30	3,75	200	750	2501,2	3519,8	2,932	0,772
M1-III-750-EF- 200-750-8(-)	dp44	750	-30	-3,75	200	750	2576,2	3625,3	2,942	0,795
	dp36	750	-15	-3,75	200	750	3390,0	4770,4	2,940	1,046
	dp12	750	0	-3,75	200	750	3361,9	4730,8	2,939	1,037
	dp20	750	15	-3,75	200	750	2776,9	3907,6	2,934	0,857
	dp28	750	30	-3,75	200	750	2283,7	3213,7	2,932	0,704
M1-III-750-EF- 310-750-8(+)	dp45	750	-30	3,75	310	750	1998,7	2812,6	2,476	0,617
	dp37	750	-15	3,75	310	750	2478,7	3488,1	2,477	0,765
	dp13	750	0	3,75	310	750	3241,8	4561,9	2,479	1,000
	dp21	750	15	3,75	310	750	2889,3	4065,9	2,475	0,891
	dp29	750	30	3,75	310	750	2238,7	3150,4	2,473	0,691
M1-III-750-EF- 310-750-8(-)	dp46	750	-30	-3,75	310	750	2291,2	3224,2	2,476	0,707
	dp38	750	-15	-3,75	310	750	3030,0	4263,8	2,477	0,935
	dp14	750	0	-3,75	310	750	3082,5	4337,7	2,479	0,951
	dp22	750	15	-3,75	310	750	2401,8	3379,9	2,475	0,741
	dp30	750	30	-3,75	310	750	1961,2	2759,9	2,473	0,605
M1-III-750-EF- 200-850-8(+)	dp47	850	-30	4,25	200	750	2216,2	3118,7	2,666	0,684
	dp39	850	-15	4,25	200	750	2688,7	3783,6	2,665	0,829
	dp15	850	0	4,25	200	750	3361,9	4730,8	2,667	1,037
	dp23	850	15	4,25	200	750	3101,2	4364,1	2,666	0,957
	dp31	850	30	4,25	200	750	2426,3	3414,2	2,667	0,748
M1-III-750-EF- 200-850-8(-)	dp48	850	-30	-4,25	200	750	2486,2	3498,6	2,666	0,767
	dp40	850	-15	-4,25	200	750	3263,4	4592,3	2,665	1,007
	dp16	850	0	-4,25	200	750	3151,9	4435,3	2,667	0,972
	dp24	850	15	-4,25	200	750	2626,9	3696,5	2,666	0,810
	dp32	850	30	-4,25	200	750	2193,7	3087,0	2,667	0,677
M1-III-750-EF- 310-850-8(+)	dp49	850	-30	4,25	310	750	1938,7	2728,2	2,294	0,598
	dp41	850	-15	4,25	310	750	2366,2	3329,8	2,296	0,730
	dp17	850	0	4,25	310	750	3030,0	4263,8	2,298	0,935
	dp25	850	15	4,25	310	750	2801,2	3941,9	2,297	0,864
	dp33	850	30	4,25	310	750	2186,2	3076,5	2,297	0,674
M1-III-750-EF- 310-850-8(-)	dp50	850	-30	-4,25	310	750	2238,7	3150,4	2,294	0,691
	dp42	850	-15	-4,25	310	750	2941,9	4139,8	2,296	0,907
	dp18	850	0	-4,25	310	750	2911,8	4097,6	2,298	0,898
	dp26	850	15	-4,25	310	750	2313,7	3255,9	2,297	0,714
	dp34	850	30	-4,25	310	750	1901,2	2675,4	2,297	0,586

Bezugssystem 1,0: M1-III-750-EF-dp13



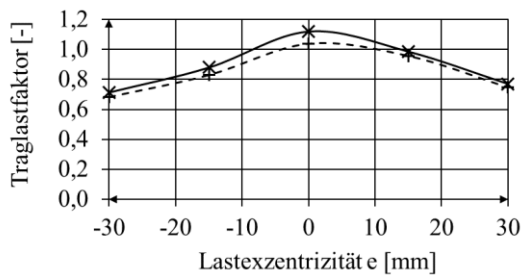
- ×— M1-III-750-EF-200-750-3,75(+)-1-16-20-50
- +- M1-III-750-EF-200-750-3,75(-)-1-16-20-50
- ×— M1-III-750-EF-200-850-4,25(+)-1-16-20-50
- +- M1-III-750-EF-200-850-4,75(-)-1-16-20-50

Abbildung A 60: M1-III-750-EF; Einfluss i



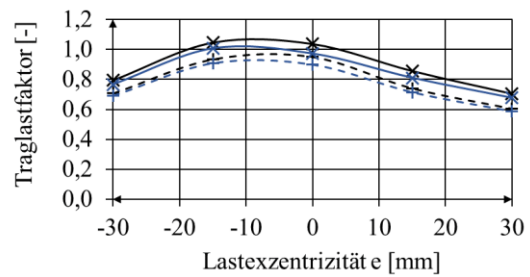
- ×— M1-III-750-EF-200-750-3,75(+)-1-16-20-50
- +- M1-III-750-EF-310-750-3,75(+)-1-16-20-50
- ×— M1-III-750-EF-200-850-4,25(+)-1-16-20-50
- +- M1-III-750-EF-310-850-4,25(+)-1-16-20-50

Abbildung A 61: M1-III-750-EF; Einfluss s bei i (+)



- ×— M1-III-750-EF-200-750-3,75(+)-1-16-20-50
- +- M1-III-750-EF-200-850-4,25(+)-1-16-20-50

Abbildung A 62: M1-III-750-EF; Einfluss b₁



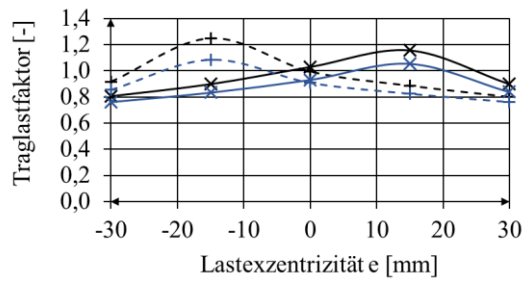
- ×— M1-III-750-EF-200-750-3,75(-)-1-16-20-50
- +- M1-III-750-EF-310-750-3,75(-)-1-16-20-50
- ×— M1-III-750-EF-200-850-4,25(-)-1-16-20-50
- +- M1-III-750-EF-310-850-4,25(-)-1-16-20-50

Abbildung A 63: M1-III-750-EF; Einfluss s bei i (-)

Tabelle A 24: Ergebnisübersicht M1-II-950-EF

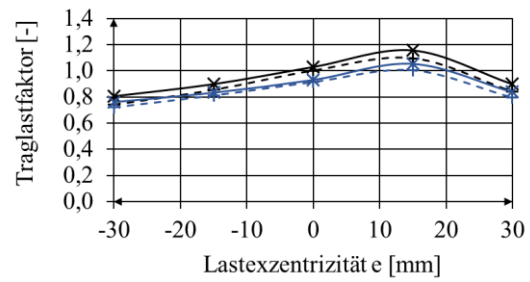
	Design Point	b ₁ [mm]	e [mm]	i [mm]	s [mm]	c [mm]	F ₁ [kN]	F ₂ [kN]	α _{FEM} [-]	Traglastfaktor F _{2dp_x} /F _{2dp13}
M1-II-950-EF-200-750-8(+)	dp 43	750	-30	3,75	200	950	1665,0	2431,1	1,847	0,806
	dp 35	750	-15	3,75	200	950	1856,2	2710,4	1,847	0,898
	dp 11	750	0	3,75	200	950	2126,2	3104,6	1,750	1,029
	dp19	750	15	3,75	200	950	2388,7	3487,8	1,750	1,156
	dp27	750	30	3,75	200	950	1856,2	2710,4	1,546	0,898
M1-II-950-EF-200-750-8(-)	dp44	750	-30	-3,75	200	950	1891,7	2762,1	1,546	0,916
	dp36	750	-15	-3,75	200	950	2576,2	3761,7	1,508	1,247
	dp12	750	0	-3,75	200	950	2051,3	2995,1	1,508	0,993
	dp20	750	15	-3,75	200	950	1826,2	2666,6	1,843	0,884
	dp28	750	30	-3,75	200	950	1650,0	2409,2	1,843	0,799
M1-II-950-EF-310-750-8(+)	dp45	750	-30	3,75	310	950	1530,0	2234,0	1,747	0,740
	dp37	750	-15	3,75	310	950	1763,4	2574,8	1,747	0,853
	dp13	750	0	3,75	310	950	2066,2	3017,0	1,544	1,000
	dp21	750	15	3,75	310	950	2261,2	3301,7	1,544	1,094
	dp29	750	30	3,75	310	950	1738,1	2537,9	1,506	0,841
M1-II-950-EF-310-750-8(-)	dp46	750	-30	-3,75	310	950	1763,4	2574,9	1,506	0,853
	dp38	750	-15	-3,75	310	950	2336,2	3411,2	1,837	1,131
	dp14	750	0	-3,75	310	950	1998,7	2918,4	1,837	0,967
	dp22	750	15	-3,75	310	950	1753,1	2559,8	1,745	0,848
	dp30	750	30	-3,75	310	950	1515,0	2212,1	1,745	0,733
M1-II-950-EF-200-850-8(+)	dp47	850	-30	4,25	200	950	1575,0	2299,7	1,541	0,762
	dp39	850	-15	4,25	200	950	1723,1	2516,0	1,541	0,834
	dp15	850	0	4,25	200	950	1923,7	2808,9	1,507	0,931
	dp23	850	15	4,25	200	950	2178,7	3181,3	1,507	1,054
	dp31	850	30	4,25	200	950	1732,5	2529,7	1,845	0,838
M1-II-950-EF-200-850-8(-)	dp48	850	-30	-4,25	200	950	1768,1	2581,7	1,845	0,856
	dp40	850	-15	-4,25	200	950	2242,5	3274,3	1,748	1,085
	dp16	850	0	-4,25	200	950	1878,7	2743,2	1,748	0,909
	dp24	850	15	-4,25	200	950	1706,2	2491,3	1,544	0,826
	dp32	850	30	-4,25	200	950	1575,0	2299,7	1,544	0,762
M1-II-950-EF-310-850-8(+)	dp49	850	-30	4,25	310	950	1484,6	2167,8	1,506	0,719
	dp41	850	-15	4,25	310	950	1672,5	2442,1	1,506	0,809
	dp17	850	0	4,25	310	950	1886,2	2754,2	1,841	0,913
	dp25	850	15	4,25	310	950	2073,7	3027,9	1,841	1,004
	dp33	850	30	4,25	310	950	1638,7	2392,8	1,748	0,793
M1-II-950-EF-310-850-8(-)	dp50	850	-30	-4,25	310	950	1653,7	2414,7	1,748	0,800
	dp42	850	-15	-4,25	310	950	2167,5	3164,8	1,540	1,049
	dp18	850	0	-4,25	310	950	1841,2	2688,5	1,540	0,891
	dp26	850	15	-4,25	310	950	1653,7	2414,7	1,506	0,800
	dp34	850	30	-4,25	310	950	1479,7	2160,5	1,506	0,716

Bezugssystem 1,0: M1-II-950-EF-dp13



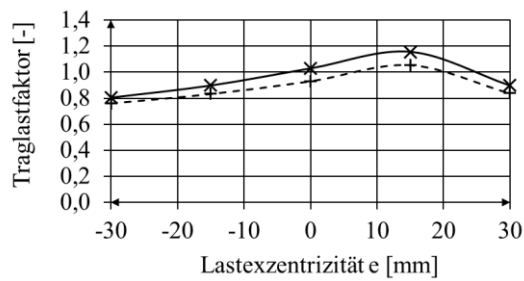
- x— M1-II-950-EF-200-750-3,75(+)-1-121-15-50
- +- M1-II-950-EF-200-750-3,75(-)-1-121-15-50
- x— M1-II-950-EF-200-850-4,75(+)-1-121-15-50
- +- M1-II-950-EF-200-850-4,75(-)-1-121-15-50

Abbildung A 64: M1-II-950-EF; Einfluss i



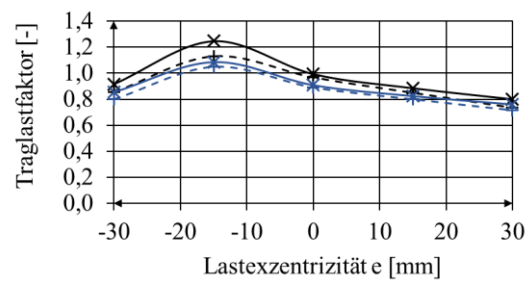
- x— M1-II-950-EF-200-750-3,75(+)-1-121-15-50
- +- M1-II-950-EF-310-750-3,75(+)-1-121-15-50
- x— M1-II-950-EF-200-850-4,75(+)-1-121-15-50
- +- M1-II-950-EF-310-850-4,75(+)-1-121-15-50

Abbildung A 65: M1-II-950-EF; Einfluss s bei i (+)



- x— M1-II-950-GF-200-750-3,75(+)-1-121-15-50
- +- M1-II-950-GF-200-850-4,75(+)-1-121-15-50

Abbildung A 66: M1-II-950-EF; Einfluss b₁



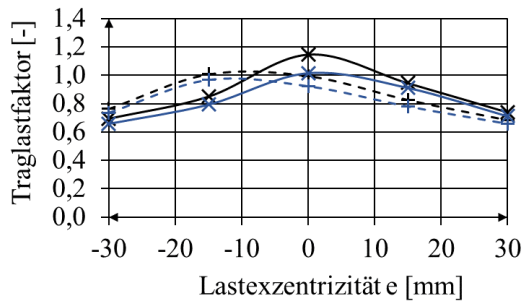
- x— M1-II-950-GF-200-750-3,75(-)-1-121-15-50
- +- M1-II-950-GF-310-750-3,75(-)-1-121-15-50
- x— M1-II-950-GF-200-850-4,75(-)-1-121-15-50
- +- M1-II-950-GF-310-850-4,75(-)-1-121-15-50

Abbildung A 67: M1-II-950-EF; Einfluss s bei i (-)

Tabelle A 25: Ergebnisübersicht M1-III-950-EF

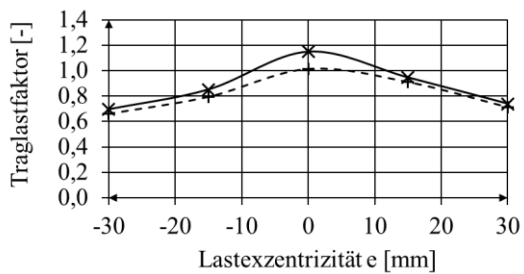
	Design Point	b ₁ [mm]	e [mm]	i [mm]	s [mm]	c [mm]	F ₁ [kN]	F ₂ [kN]	α _{FEM} [-]	Traglastfaktor F _{2dp_x} /F _{2dp13}
M1-III-950-EF-200-750-8(+)	dp 43	750	-30	3,75	200	950	1919,9	3337,5	2,390	0,695
	dp 35	750	-15	3,75	200	950	2351,2	4087,2	2,390	0,851
	dp 11	750	0	3,75	200	950	3172,5	5514,8	2,392	1,148
	dp19	750	15	3,75	200	950	2613,7	4543,5	2,384	0,946
	dp27	750	30	3,75	200	950	2043,7	3552,7	2,377	0,739
M1-III-950-EF-200-750-8(-)	dp44	750	-30	-3,75	200	950	2107,5	3663,5	2,390	0,763
	dp36	750	-15	-3,75	200	950	2782,5	4836,8	2,390	1,007
	dp12	750	0	-3,75	200	950	2748,7	4778,2	2,392	0,995
	dp20	750	15	-3,75	200	950	2283,7	3969,9	2,384	0,826
	dp28	750	30	-3,75	200	950	1890,0	3285,4	2,377	0,684
M1-III-950-EF-310-750-8(+)	dp45	750	-30	3,75	310	950	1650,0	2868,2	2,020	0,597
	dp37	750	-15	3,75	310	950	2013,7	3500,5	2,024	0,729
	dp13	750	0	3,75	310	950	2763,7	4804,2	2,028	1,000
	dp21	750	15	3,75	310	950	2373,7	4126,3	2,021	0,859
	dp29	750	30	3,75	310	950	1824,2	3171,0	2,016	0,660
M1-III-950-EF-310-750-8(-)	dp46	750	-30	-3,75	310	950	1863,7	3239,8	2,020	0,674
	dp38	750	-15	-3,75	310	950	2523,7	4387,0	2,024	0,913
	dp14	750	0	-3,75	310	950	2538,7	4413,1	2,028	0,919
	dp22	750	15	-3,75	310	950	1976,2	3435,3	2,021	0,715
	dp30	750	30	-3,75	310	950	1605,0	2790,0	2,016	0,581
M1-III-950-EF-200-850-8(+)	dp47	850	-30	4,25	200	950	1824,4	3171,3	2,152	0,660
	dp39	850	-15	4,25	200	950	2193,7	3813,4	2,155	0,794
	dp15	850	0	4,25	200	950	2801,2	4869,4	2,159	1,014
	dp23	850	15	4,25	200	950	2516,2	4374,0	2,155	0,910
	dp31	850	30	4,25	200	950	1968,7	3422,3	2,152	0,712
M1-III-950-EF-200-850-8(-)	dp48	850	-30	-4,25	200	950	2032,4	3533,1	2,152	0,735
	dp40	850	-15	-4,25	200	950	2673,7	4647,8	2,155	0,967
	dp16	850	0	-4,25	200	950	2550,0	4432,7	2,159	0,923
	dp24	850	15	-4,25	200	950	2156,2	3748,2	2,155	0,780
	dp32	850	30	-4,25	200	950	1818,7	3161,6	2,152	0,658
M1-III-950-EF-310-850-8(+)	dp49	850	-30	4,25	310	950	1589,9	2763,9	1,865	0,575
	dp41	850	-15	4,25	310	950	1923,7	3344,1	1,869	0,696
	dp17	850	0	4,25	310	950	2523,7	4387,0	1,874	0,913
	dp25	850	15	4,25	310	950	2302,5	4002,5	1,870	0,833
	dp33	850	30	4,25	310	950	1773,7	3083,3	1,868	0,642
M1-III-950-EF-310-850-8(-)	dp50	850	-30	-4,25	310	950	1814,1	3153,4	1,865	0,656
	dp42	850	-15	-4,25	310	950	2411,2	4191,5	1,869	0,872
	dp18	850	0	-4,25	310	950	2373,7	4126,3	1,874	0,859
	dp26	850	15	-4,25	310	950	1886,2	3278,9	1,870	0,683
	dp34	850	30	-4,25	310	950	1560,0	2711,8	1,868	0,564

Bezugssystem 1,0: M1-III-950-EF-dp13



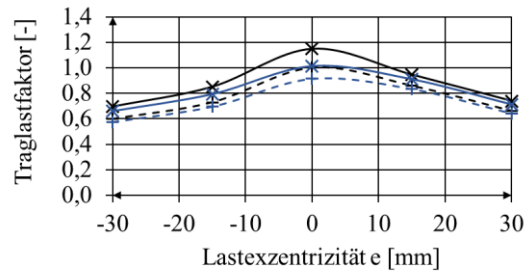
- x— M1-III-950-EF-200-750-3,75(+)-1-16-20-50
- +- M1-III-950-EF-200-750-3,75(-)-1-16-20-50
- x— M1-III-950-EF-200-850-4,25(+)-1-16-20-50
- +- M1-III-950-EF-200-850-4,25(-)-1-16-20-50

Abbildung A 68: M1-III-950-EF; Einfluss i



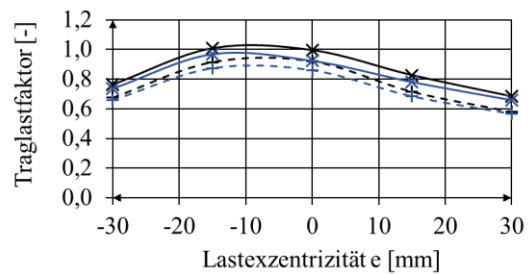
- x— M1-III-950-EF-200-750-3,75(+)-1-16-20-50
- +- M1-III-950-EF-200-850-4,25(+)-1-16-20-50

Abbildung A 70: M1-III-950-EF; Einfluss b₁



- x— M1-III-950-EF-200-750-3,75(+)-1-16-20-50
- +- M1-III-950-EF-310-750-3,75(+)-1-16-20-50
- x— M1-III-950-EF-200-850-4,25(+)-1-16-20-50
- +- M1-III-950-EF-310-850-4,25(+)-1-16-20-50

Abbildung A 69: M1-III-950-EF; Einfluss s bei i (+)



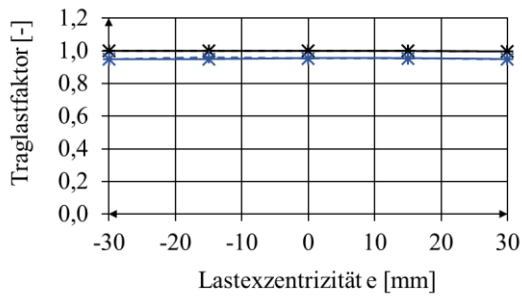
- x— M1-III-950-EF-200-750-3,75(-)-1-16-20-50
- +- M1-III-950-EF-310-750-3,75(-)-1-16-20-50
- x— M1-III-950-EF-200-850-4,25(-)-1-16-20-50
- +- M1-III-950-EF-310-850-4,25(-)-1-16-20-50

Abbildung A 71: M1-III-950-EF; Einfluss s bei i (-)

Tabelle A 26: Ergebnisübersicht M2-II-2000-EF

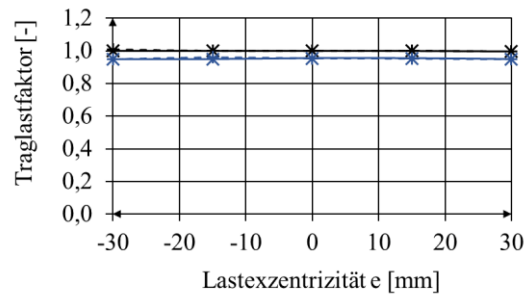
	Design Point	b ₁ [mm]	e [mm]	i [mm]	s [mm]	c [mm]	F ₁ [kN]	F ₂ [kN]	α _{FEM} [-]	Traglastfaktor F _{2dp} /F _{2dp13}
M2-II-2000-EF-750-750-8(+)	dp 43	750	-30	3,75	750	2000	2373,7	3631,3	2,204	1,000
	dp 35	750	-15	3,75	750	2000	2373,7	3631,3	2,206	1,000
	dp 11	750	0	3,75	750	2000	2373,7	3630,8	2,206	1,000
	dp19	750	15	3,75	750	2000	2373,7	3630,8	2,206	1,000
	dp27	750	30	3,75	750	2000	2366,2	3619,3	2,204	0,997
M2-II-2000-EF-750-750-8(-)	dp44	750	-30	-3,75	750	2000	2373,7	3630,9	2,204	1,000
	dp36	750	-15	-3,75	750	2000	2373,7	3630,8	2,206	1,000
	dp12	750	0	-3,75	750	2000	2373,7	3631,4	2,206	1,000
	dp20	750	15	-3,75	750	2000	2373,7	3631,4	2,206	1,000
	dp28	750	30	-3,75	750	2000	2366,2	3620,0	2,204	0,997
M2-II-2000-EF-350-750-8(+)	dp45	750	-30	3,75	350	2000	2388,7	3654,2	2,204	1,006
	dp37	750	-15	3,75	350	2000	2373,7	3631,2	2,206	1,000
	dp13	750	0	3,75	350	2000	2373,7	3631,0	2,206	1,000
	dp21	750	15	3,75	350	2000	2373,7	3631,0	2,205	1,000
	dp29	750	30	3,75	350	2000	2366,3	3619,5	2,203	0,997
M2-II-2000-EF-350-750-8(-)	dp46	750	-30	-3,75	350	2000	2253,7	3447,9	1,822	0,950
	dp38	750	-15	-3,75	350	2000	2373,7	3630,9	2,206	1,000
	dp14	750	0	-3,75	350	2000	2373,7	3631,2	2,206	1,000
	dp22	750	15	-3,75	350	2000	2373,7	3631,2	2,205	1,000
	dp30	750	30	-3,75	350	2000	2366,2	3619,7	2,203	0,997
M2-II-2000-EF-750-850-8(+)	dp47	850	-30	4,25	750	2000	2253,7	3447,9	1,822	0,950
	dp39	850	-15	4,25	750	2000	2253,7	3447,9	1,822	0,950
	dp15	850	0	4,25	750	2000	2265,0	3464,5	1,826	0,954
	dp23	850	15	4,25	750	2000	2265,0	3464,4	1,825	0,954
	dp31	850	30	4,25	750	2000	2253,7	3447,9	1,822	0,950
M2-II-2000-EF-750-850-8(-)	dp48	850	-30	-4,25	750	2000	2253,7	3447,9	1,822	0,950
	dp40	850	-15	-4,25	750	2000	2276,2	3481,6	1,825	0,959
	dp16	850	0	-4,25	750	2000	2265,0	3465,0	1,826	0,954
	dp24	850	15	-4,25	750	2000	2265,0	3465,1	1,825	0,954
	dp32	850	30	-4,25	750	2000	2253,8	3447,2	1,822	0,949
M2-II-2000-EF-350-850-8(+)	dp49	850	-30	4,25	350	2000	2253,7	3447,9	1,822	0,950
	dp41	850	-15	4,25	350	2000	2276,2	3482,1	1,825	0,959
	dp17	850	0	4,25	350	2000	2265,0	3464,6	1,825	0,954
	dp25	850	15	4,25	350	2000	2261,2	3458,9	1,825	0,953
	dp33	850	30	4,25	350	2000	2253,7	3447,5	1,822	0,949
M2-II-2000-EF-350-850-8(-)	dp50	850	-30	-4,25	350	2000	2253,7	3447,9	1,822	0,950
	dp42	850	-15	-4,25	350	2000	2276,2	3481,9	1,825	0,959
	dp18	850	0	-4,25	350	2000	2261,2	3459,1	1,825	0,953
	dp26	850	15	-4,25	350	2000	2261,2	3459,1	1,825	0,953
	dp34	850	30	-4,25	350	2000	2253,7	3447,6	1,822	0,949

Bezugssystem 1,0: M2-II-2000-EF-dp13



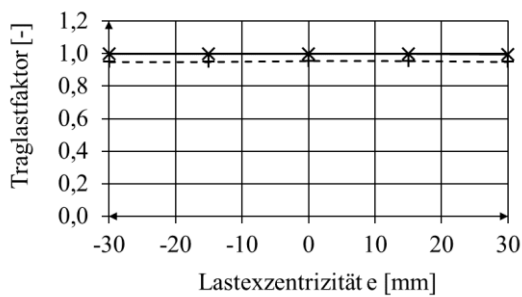
- × M2-II-2000-EF-750-750-3,75(+)-1-121-15-50
- +- M2-II-2000-EF-750-750-3,75(-)-1-121-15-50
- × M2-II-2000-EF-750-850-4,75(+)-1-121-15-50
- +- M2-II-2000-EF-750-850-4,75(-)-1-121-15-50

Abbildung A 72: M2-II-2000-EF; Einfluss i



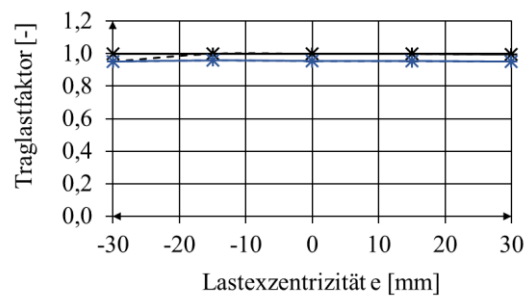
- × M2-II-2000-EF-750-750-3,75(+)-1-121-15-50
- +- M2-II-2000-EF-350-750-3,75(+)-1-121-15-50
- × M2-II-2000-EF-750-850-4,75(+)-1-121-15-50
- +- M2-II-2000-EF-350-850-4,75(+)-1-121-15-50

Abbildung A 73: M2-II-2000-EF; Einfluss s bei i (+)



- × M2-II-2000-EF-750-750-3,75(+)-1-121-15-50
- +- M2-II-2000-EF-750-850-4,75(+)-1-121-15-50

Abbildung A 74: M2-II-2000-EF; Einfluss b_1



- × M2-II-2000-EF-750-750-3,75(-)-1-121-15-50
- +- M2-II-2000-EF-350-750-3,75(-)-1-121-15-50
- × M2-II-2000-EF-750-850-4,75(-)-1-121-15-50
- +- M2-II-2000-EF-350-850-4,75(-)-1-121-15-50

Abbildung A 75: M2-II-2000-EF; Einfluss s bei i (-)

Tabelle A 27: Ergebnisübersicht M2-III-2000-EF

	Design Point	b₁ [mm]	e [mm]	i [mm]	s [mm]	c [mm]	F₁ [kN]	F₂ [kN]	α_{FEM} [-]	Traglastfaktor F _{2dp_x} /F _{2dp13}
M2-III-2000- EF-750-850-	dp47	850	-30	4,25	750	2000	3273,7	5961,8	2,959	0,984
	dp39	850	-15	4,25	750	2000	3300,0	6009,6	2,968	0,992
	dp15	850	0	4,25	750	2000	3326,2	6057,4	2,971	1,000
	dp23	850	15	4,25	750	2000	3348,7	6098,4	2,966	1,007
	dp31	850	30	4,25	750	2000	3393,7	6180,3	2,955	1,020
M2-III-2000- EF-750-850-	dp48	850	-30	-4,25	750	2000	2911,9	5302,8	2,959	0,875
	dp40	850	-15	-4,25	750	2000	2911,9	5302,8	2,968	0,875
	dp16	850	0	-4,25	750	2000	2897,8	5277,2	2,971	0,871
	dp24	850	15	-4,25	750	2000	2882,8	5249,9	2,966	0,867
	dp32	850	30	-4,25	750	2000	2867,8	5222,6	2,955	0,862
M2-III-2000- EF-350-850-	dp49	850	-30	4,25	350	2000	3273,7	5961,8	2,958	0,984
	dp41	850	-15	4,25	350	2000	3300,0	6009,6	2,968	0,992
	dp17	850	0	4,25	350	2000	3326,2	6057,4	2,970	1,000
	dp25	850	15	4,25	350	2000	3348,7	6098,4	2,966	1,007
	dp33	850	30	4,25	350	2000	3393,7	6180,3	2,954	1,020
M2-III-2000- EF-350-850-	dp50	850	-30	-4,25	350	2000	2911,9	5302,8	2,958	0,875
	dp42	850	-15	-4,25	350	2000	2911,9	5302,8	2,968	0,875
	dp18	850	0	-4,25	350	2000	2897,8	5277,2	2,970	0,871
	dp26	850	15	-4,25	350	2000	2882,8	5249,9	2,966	0,867
	dp34	850	30	-4,25	350	2000	2867,8	5222,6	2,954	0,862

Bezugssystem 1,0: M2-III-2000-EF-dp15

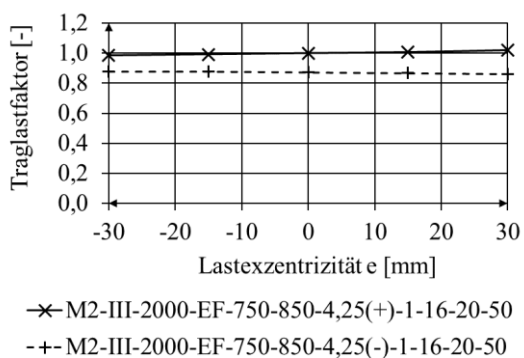


Abbildung A 76: M2-III-2000-EF; Einfluss i

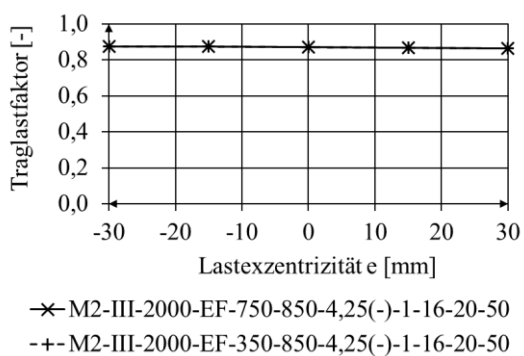


Abbildung A 78: M2-III-2000-EF; Einfluss s bei i (-)

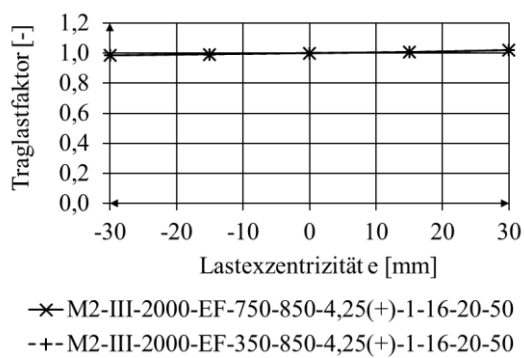


Abbildung A 77: M2-III-2000-EF; Einfluss s bei i (+)

Tabelle A 28: Ergebnisübersicht M2-III-3000-EF

	Design Point	b ₁ [mm]	e [mm]	i [mm]	s [mm]	c [mm]	F ₁ [kN]	F ₂ [kN]	α _{FEM} [-]	Traglastfaktor F _{2dp_x} /F _{2dp13}
M2-III-3000-EF-750-850-8(+)	dp47	850	-30	4,25	750	3000	2741,2	7261,2	2,889	0,997
	dp39	850	-15	4,25	750	3000	2748,6	7281,0	2,898	1,000
	dp15	850	0	4,25	750	3000	2748,7	7281,1	2,901	1,000
	dp23	850	15	4,25	750	3000	2763,7	7320,8	2,897	1,005
	dp31	850	30	4,25	750	3000	2778,7	7360,5	2,886	1,011
M2-III-3000-EF-750-850-8(-)	dp48	850	-30	-4,25	750	3000	2538,7	6724,8	2,889	0,924
	dp40	850	-15	-4,25	750	3000	2538,7	6724,8	2,898	0,924
	dp16	850	0	-4,25	750	3000	2538,5	6724,7	2,901	0,924
	dp24	850	15	-4,25	750	3000	2538,7	6724,8	2,897	0,924
	dp32	850	30	-4,25	750	3000	2523,7	6685,1	2,886	0,918
M2-III-3000-EF-350-850-8(+)	dp49	850	-30	4,25	350	3000	2741,2	7261,2	2,888	0,997
	dp41	850	-15	4,25	350	3000	2752,5	7291,0	2,897	1,001
	dp17	850	0	4,25	350	3000	2763,5	7320,2	2,900	1,005
	dp25	850	15	4,25	350	3000	2763,7	7320,8	2,896	1,005
	dp33	850	30	4,25	350	3000	2778,3	7360,5	2,885	1,011
M2-III-2000-EF-350-850-8(-)	dp50	850	-30	-4,25	350	3000	2538,7	6724,8	2,888	0,924
	dp42	850	-15	-4,25	350	3000	2538,7	6724,8	2,897	0,924
	dp18	850	0	-4,25	350	3000	2538,5	6724,7	2,900	0,924
	dp26	850	15	-4,25	350	3000	2538,7	6724,8	2,896	0,924
	dp34	850	30	-4,25	350	3000	2523,7	6685,1	2,885	0,918

Bezugssystem 1,0: M2-III-3000-EF-dp15

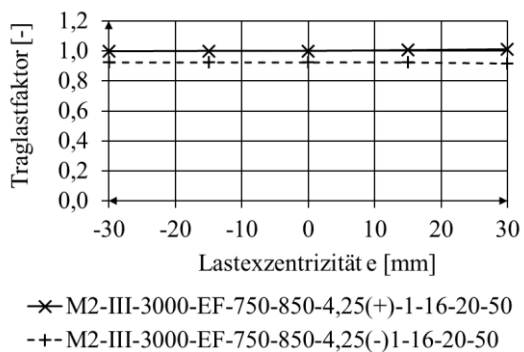


Abbildung A 79: M2-III-3000-EF; Einfluss i

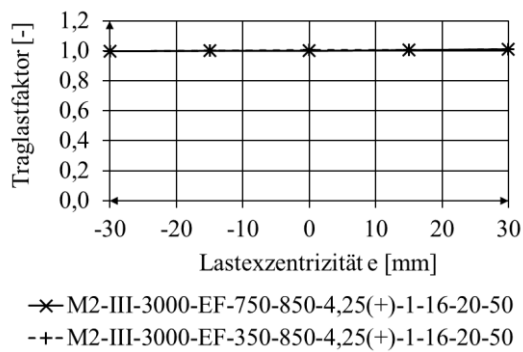


Abbildung A 80: M2-III-3000-EF; Einfluss s bei i (+)

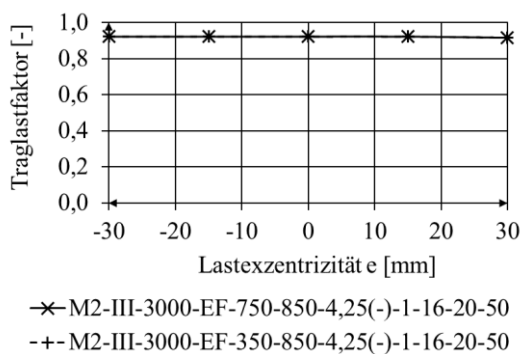
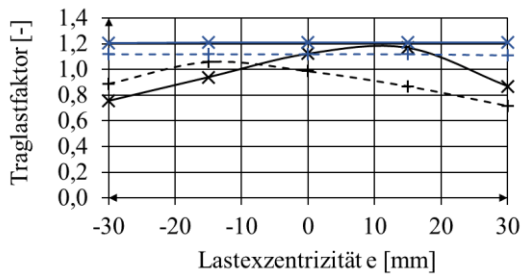


Abbildung A 81: M2-III-3000-EF; Einfluss s bei i (-)

Systemvergleich M1 – M2

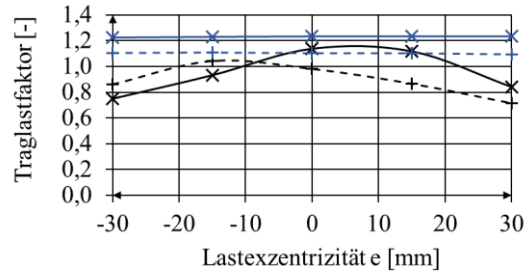
Vergleiche M1-III-950-GF mit M2-III-2000-GF

Bezugssystem 1,0: M1-III-950-GF-dp13



- x— M1-III-950-GF-200-400-8(+)-1-16-20-50
- +- M1-III-950-GF-200-400-8(-)-1-16-20-50
- *— M2-III-2000-GF-350-400-8(+)-1-16-20-50
- +- M2-III-2000-GF-350-400-8(-)-1-16-20-50

Abbildung A 82: M1-III und M2-III, $b_1 = 400$

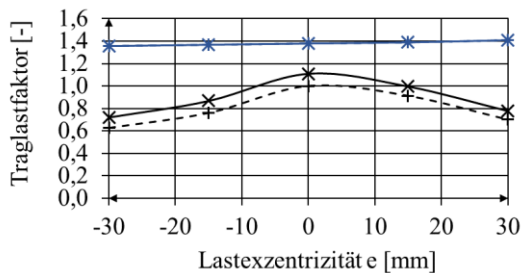


- x— M1-III-950-GF-200-500-8(+)-1-16-20-50
- +- M1-III-950-GF-200-500-8(-)-1-16-20-50
- *— M2-III-2000-GF-350-500-8(+)-1-16-20-50
- +- M2-III-2000-GF-350-500-8(-)-1-16-20-50

Abbildung A 83: M1-III und M2-III, $b_1 = 500$

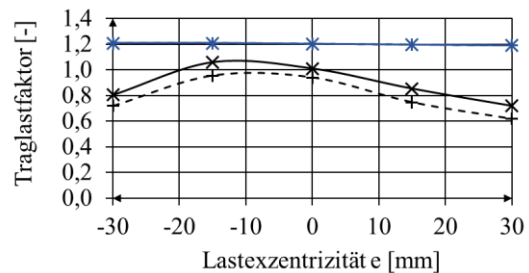
Vergleiche M1-III-950-EF mit M2-III-2000-EF

Bezugssystem 1,0: M1-III-950-EF-dp13



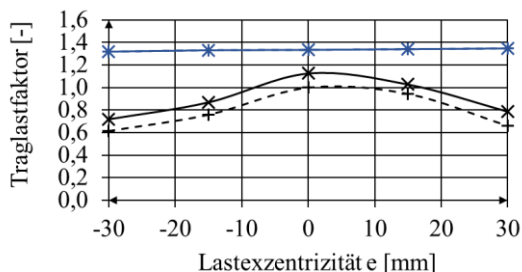
- x— M1-III-950-EF-200-850-4,25(+)-1-16-20-50
- +- M1-III-950-EF-310-850-4,25(+)-1-16-20-50
- *— M2-III-2000-EF-350-850-4,25(+)-1-16-20-50
- +- M2-III-2000-EF-750-850-4,25(+)-1-16-20-50

Abbildung A 84: M1-III und M2-III, $b_1 = 850, i(+)$



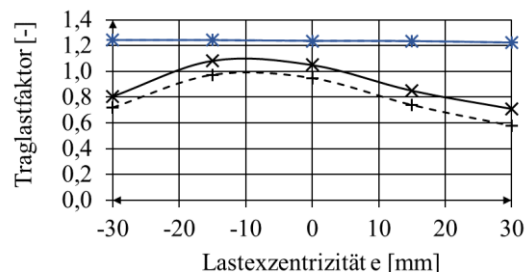
- x— M1-III-950-EF-200-850-4,25(-)-1-16-20-50
- +- M1-III-950-EF-310-850-4,25(-)-1-16-20-50
- *— M2-III-2000-EF-350-850-4,25(-)-1-16-20-50
- +- M2-III-2000-EF-750-850-4,25(-)-1-16-20-50

Abbildung A 85: M1-III und M2-III, $b_1 = 850, i(-)$



- x— M1-III-950-EF-200-750-3,75(+)-1-35-20-50
- +- M1-III-950-EF-310-750-3,75(+)-1-35-20-50
- *— M2-III-2000-EF-350-750-3,75(+)-1-35-20-50
- +- M2-III-2000-EF-750-750-3,75(+)-1-35-20-50

Abbildung A 86: M1-III und M2-III, $b_1 = 750, i(+)$



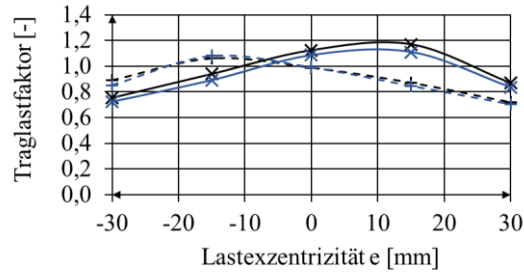
- x— M1-III-950-EF-200-750-3,75(-)-1-35-20-50
- +- M1-III-950-EF-310-750-3,75(-)-1-35-20-50
- *— M2-III-2000-EF-350-750-3,75(-)-1-35-20-50
- +- M2-III-2000-EF-750-750-3,75(-)-1-35-20-50

Abbildung A 87: M1-III und M2-III, $b_1 = 750, i(-)$

Vergleiche der Lasteinleitungslänge c

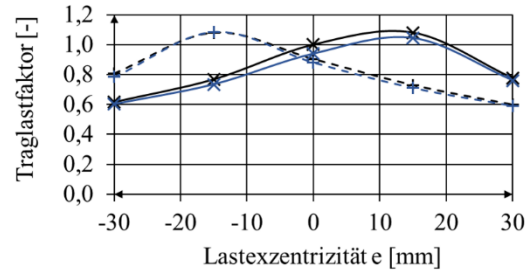
Vergleiche M1-III-750-GF mit M1-III-950-GF

Bezugssystem 1,0: M1-III-950-GF-dp13



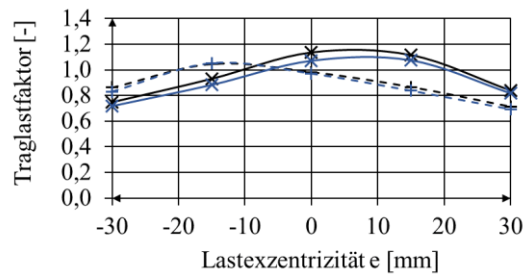
- x— M1-III-950-GF-200-400-8(+)-1-16-20-50
- +- M1-III-950-GF-200-400-8(-)-1-16-20-50
- x— M1-III-750-GF-200-400-8(+)-1-16-20-50
- +- M1-III-750-GF-200-400-8(-)-1-16-20-50

Abbildung A 88: Einfluss c bei M1-III; s = 200; b₁ = 400



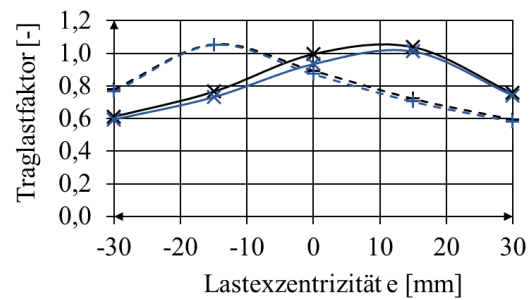
- x— M1-III-950-GF-310-400-8(+)-1-16-20-50
- +- M1-III-950-GF-310-400-8(-)-1-16-20-50
- x— M1-III-750-GF-310-400-8(+)-1-16-20-50
- +- M1-III-750-GF-310-400-8(-)-1-16-20-50

Abbildung A 89: Einfluss c bei M1-III; s = 310; b₁ = 400



- x— M1-III-950-GF-200-500-8(+)-1-16-20-50
- +- M1-III-950-GF-200-500-8(-)-1-16-20-50
- x— M1-III-750-GF-200-500-8(+)-1-16-20-50
- +- M1-III-750-GF-200-500-8(-)-1-16-20-50

Abbildung A 90: Einfluss c bei M1-III; s = 200; b₁ = 500

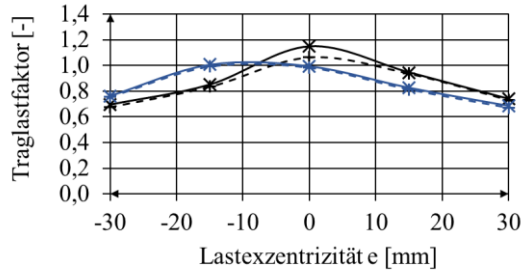


- x— M1-III-950-GF-310-500-8(+)-1-16-20-50
- +- M1-III-950-GF-310-500-8(-)-1-16-20-50
- x— M1-III-750-GF-310-500-8(+)-1-16-20-50
- +- M1-III-750-GF-310-500-8(-)-1-16-20-50

Abbildung A 91: Einfluss c bei M1-III; s = 310; b₁ = 400

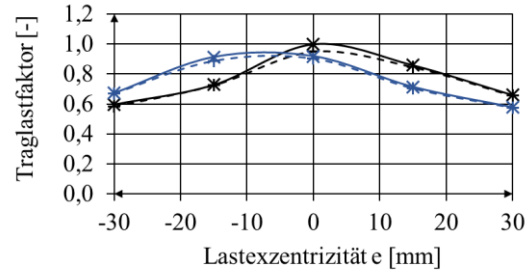
Vergleiche M1-III-750-EF mit M1-III-950-EF

Bezugssystem 1,0: M1-III-950-EF-dp13



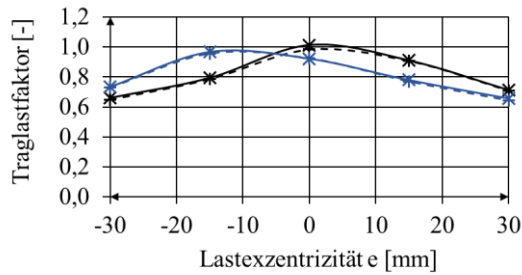
- *— M1-III-950-EF-200-750-3,75(+)-1-16-20-50
- +- M1-III-750-EF-200-750-3,75(+)-1-16-20-50
- *— M1-III-950-EF-200-750-3,75(-)-1-16-20-50
- +- M1-III-750-EF-200-750-3,75(-)-1-16-20-50

Abbildung A 92: Einfluss c bei M1-III; s = 200, b₁ = 750



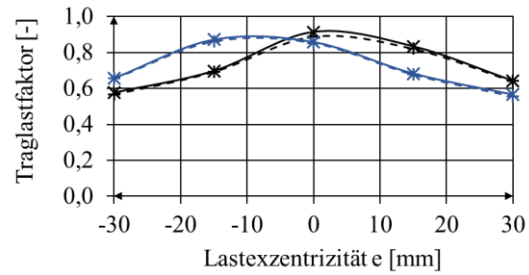
- *— M1-III-950-EF-310-750-3,75(+)-1-16-20-50
- +- M1-III-750-EF-310-750-3,75(+)-1-16-20-50
- *— M1-III-950-EF-310-750-3,75(-)-1-16-20-50
- +- M1-III-750-EF-310-750-3,75(-)-1-16-20-50

Abbildung A 93: Einfluss c bei M1-III; s = 310, b₁ = 750



- *— M1-III-950-EF-200-850-4,25(+)-1-16-20-50
- +- M1-III-750-EF-200-850-4,25(+)-1-16-20-50
- *— M1-III-950-EF-200-850-4,25(-)-1-16-20-50
- +- M1-III-750-EF-200-850-4,25(-)-1-16-20-50

Abbildung A 94: Einfluss c bei M1-III; s = 200, b₁ = 850

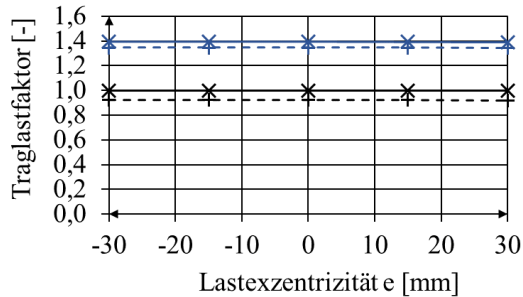


- *— M1-III-950-EF-310-850-4,25(+)-1-16-20-50
- +- M1-III-750-EF-310-850-4,25(+)-1-16-20-50
- *— M1-III-950-EF-310-850-4,25(-)-1-16-20-50
- +- M1-III-750-EF-310-850-4,25(-)-1-16-20-50

Abbildung A 95: Einfluss c bei M1-III; s = 310, b₁ = 850

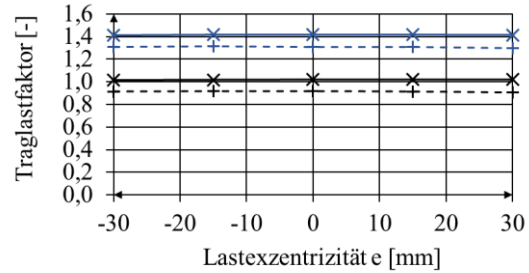
Vergleiche M2-III-2000-GF mit M2-III-3000-GF

Bezugssystem 1,0: M2-III-2000-GF-dp13



- * M2-III-2000-GF-750-400-8(+)-1-16-20-50
- + M2-III-2000-GF-750-400-8(-)-1-16-20-50
- * M2-III-3000-GF-750-400-8(+)-1-16-20-50
- + M2-III-3000-GF-750-400-8(-)-1-16-20-50

Abbildung A 96: Einfluss c bei M2-III; s= 750; b₁= 400

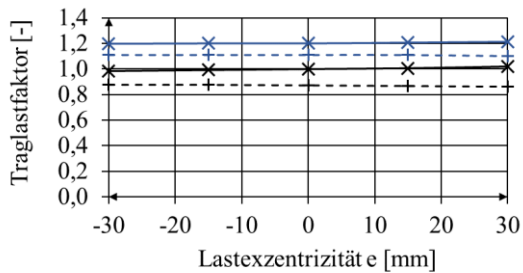


- * M2-III-2000-GF-750-500-8(+)-1-16-20-50
- + M2-III-2000-GF-750-500-8(-)-1-16-20-50
- * M2-III-3000-GF-750-500-8(+)-1-16-20-50
- + M2-III-3000-GF-750-500-8(-)-1-16-20-50

Abbildung A 97: Einfluss c bei M2-III; s= 750, b₁= 500

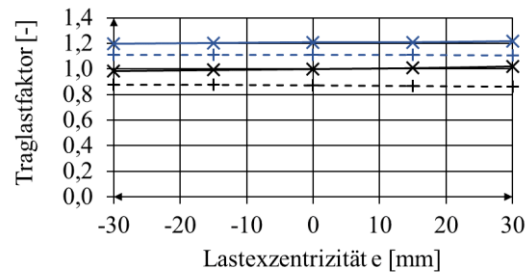
Vergleiche M2-III-2000-EF mit M2-III-3000-EF

Bezugssystem 1,0: M2-III-2000-EF-dp15



- * M2-III-2000-EF-750-850-4,25(+)-1-16-20-50
- + M2-III-2000-EF-750-850-4,25(-)-1-16-20-50
- * M2-III-3000-EF-750-850-4,25(+)-1-16-20-50
- + M2-III-3000-EF-750-850-4,25(-)-1-16-20-50

Abbildung A 98: Einfluss c bei M2-III; s= 750; b₁= 850



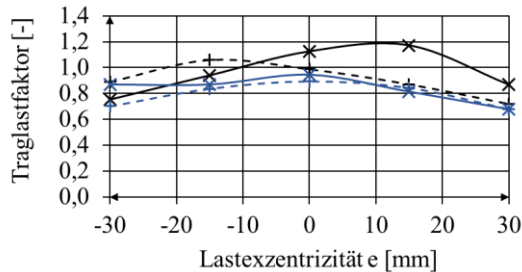
- * M2-III-2000-EF-350-850-4,25(+)-1-16-20-50
- + M2-III-2000-EF-350-850-4,25(-)-1-16-20-50
- * M2-III-3000-EF-350-850-4,25(+)-1-16-20-50
- + M2-III-3000-EF-350-850-4,25(-)-1-16-20-50

Abbildung A 99: Einfluss c bei M2-III; s= 350; b₁= 850

Vergleiche der bezogenen Steifigkeit γ

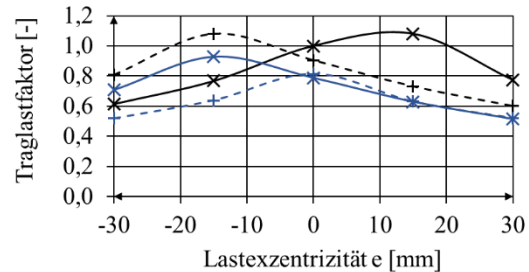
Vergleiche M1-II-950-GF mit M1-III-950-GF

Bezugssystem 1,0: M1-II-950-GF-dp13



- x— M1-III-950-GF-200-400-8(+)-1-16-20-50
- +- M1-III-950-GF-200-400-8(-)-1-16-20-50
- x— M1-II-950-GF-200-400-8(+)-1-121-15-50
- +- M1-II-950-GF-200-400-8(-)-1-121-15-50

Abbildung A 100: Einfluss γ bei M1-GF; $s = 200$, $b_1 = 400$

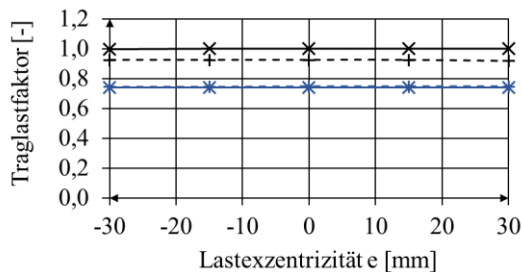


- x— M1-III-950-GF-310-400-8(+)-1-16-20-50
- +- M1-III-950-GF-310-400-8(-)-1-16-20-50
- x— M1-II-950-GF-310-400-8(+)-1-121-15-50
- +- M1-II-950-GF-310-400-8(-)-1-121-15-50

Abbildung A 101: Einfluss γ bei M1-GF; $s = 310$, $b_1 = 400$

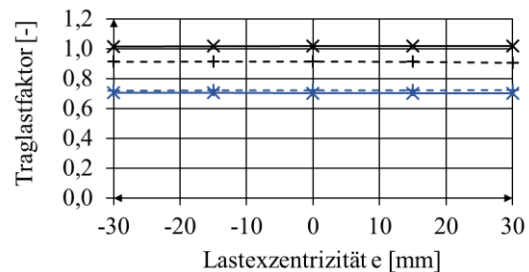
Vergleiche M2-II-2000-GF mit M2-III-2000-GF

Bezugssystem 1,0: M1-II-2000-GF-dp13



- x— M2-III-2000-GF-750-400-8(+)-1-16-20-50
- +- M2-III-2000-GF-750-400-8(-)-1-16-20-50
- x— M2-II-2000-GF-750-400-8(+)-1-121-15-50
- +- M2-II-2000-GF-750-400-8(-)-1-121-15-50

Abbildung A 102: Einfluss γ bei M1-GF; $s = 750$, $b_1 = 400$

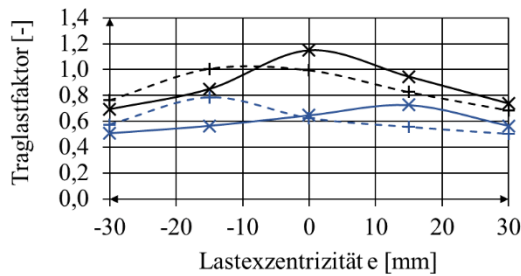


- x— M2-III-2000-GF-750-500-8(+)-1-16-20-50
- +- M2-III-2000-GF-750-500-8(-)-1-16-20-50
- x— M2-II-2000-GF-750-500-8(+)-1-121-15-50
- +- M2-II-2000-GF-750-500-8(-)-1-121-15-50

Abbildung A 103: Einfluss γ bei M1-GF; $s = 750$, $b_1 = 500$

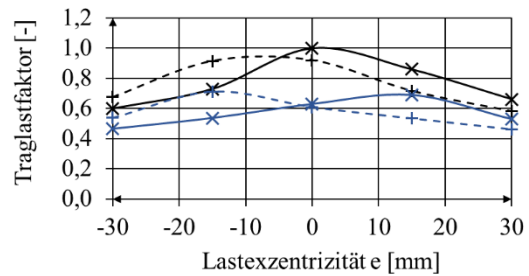
Vergleiche M1-II-950-EF mit M1-III-950-EF

Bezugssystem 1,0: M1-III-950-EF-dp13



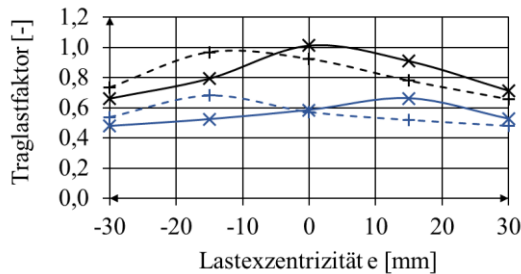
- x— M1-III-950-EF-200-750-3,75(+)-1-16-20-50
- +- M1-III-950-EF-200-750-3,75(-)-1-16-20-50
- x— M1-II-950-EF-200-750-3,75(+)-1-121-15-50
- +- M1-II-950-EF-200-750-3,75(-)-1-121-15-50

Abbildung A 104: Einfluss γ bei M1-EF; $s = 200$, $b_1 = 750$



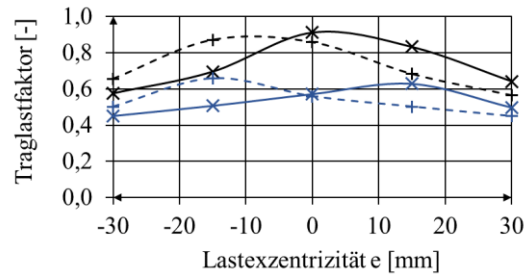
- x— M1-III-950-EF-310-750-3,75(+)-1-16-20-50
- +- M1-III-950-EF-310-750-3,75(-)-1-16-20-50
- x— M1-II-950-EF-310-750-3,75(+)-1-121-15-50
- +- M1-II-950-EF-310-750-3,75(-)-1-121-15-50

Abbildung A 105: Einfluss γ bei M1-EF; $s = 310$, $b_1 = 750$



- x— M1-III-950-EF-200-850-4,25(+)-1-16-20-50
- +- M1-III-950-EF-200-850-4,25(-)-1-16-20-50
- x— M1-II-950-EF-200-850-4,25(+)-1-121-15-50
- +- M1-II-950-EF-200-850-4,25(-)-1-121-15-50

Abbildung A 106: Einfluss γ bei M1-EF; $s = 200$, $b_1 = 850$

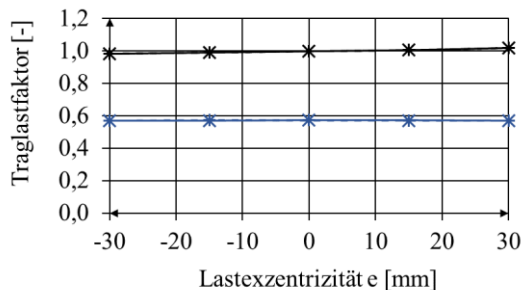


- x— M1-III-950-EF-310-850-4,25(+)-1-16-20-50
- +- M1-III-950-EF-310-850-4,25(-)-1-16-20-50
- x— M1-II-950-EF-310-850-4,25(+)-1-121-15-50
- +- M1-II-950-EF-310-850-4,25(-)-1-121-15-50

Abbildung A 107: Einfluss γ bei M1-EF; $s = 310$, $b_1 = 850$

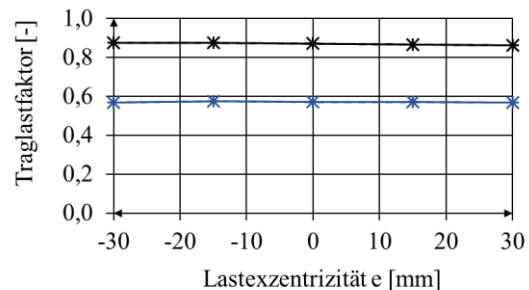
Vergleiche M2-II-2000-EF mit M2-III-2000-EF

Bezugssystem 1,0: M2-III-2000-EF-dp15



- x— M2-III-2000-EF-350-850-4,25(+)-1-16-20-50
- +- M2-III-2000-EF-750-850-4,25(+)-1-16-20-50
- x— M2-II-2000-EF-750-850-4,25(+)-1-121-15-50
- +- M2-II-2000-EF-350-850-4,25(+)-1-121-15-50

Abbildung A 108: Einfluss γ bei M2-EF; $b_1 = 850$; $i(+)$



- x— M2-III-2000-EF-350-850-4,25(-)-1-16-20-50
- +- M2-III-2000-EF-750-850-4,25(-)-1-16-20-50
- x— M2-II-2000-EF-750-850-4,25(-)-1-121-15-50
- +- M2-II-2000-EF-350-850-4,25(-)-1-121-15-50

Abbildung A 109: Einfluss γ bei M2-EF; $b_1 = 850$; $i(-)$

Anhang G Vergleiche der Ansätze mit der Methode der reduzierten Spannungen nach DIN EN 1993-1-5

M1-III-750-GF

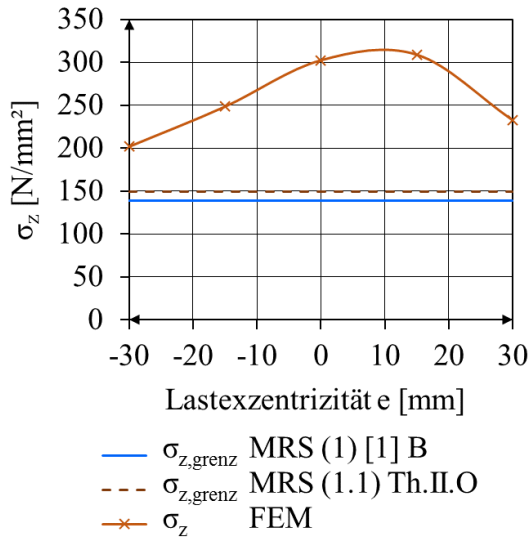


Abbildung A 110: M1-III-750-GF-200-400-8(+)

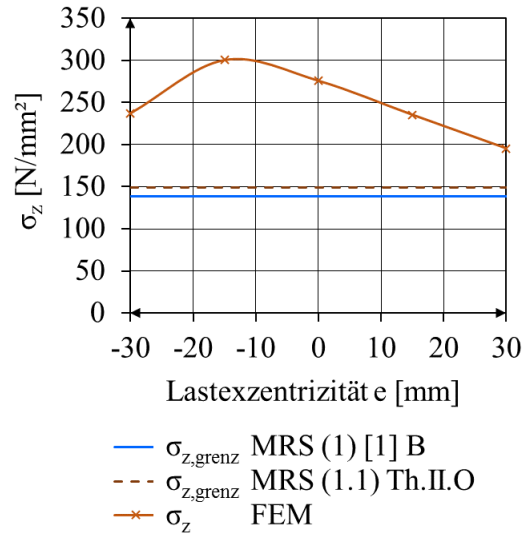


Abbildung A 111: M1-III-750-GF-200-400-8(-)

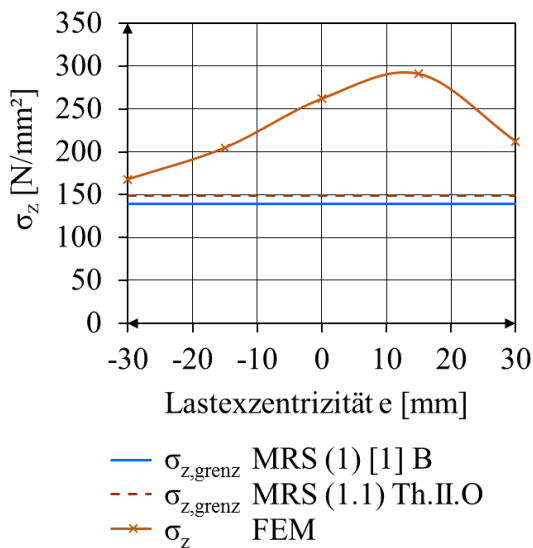


Abbildung A 112: M1-III-750-GF-310-400-8(+)

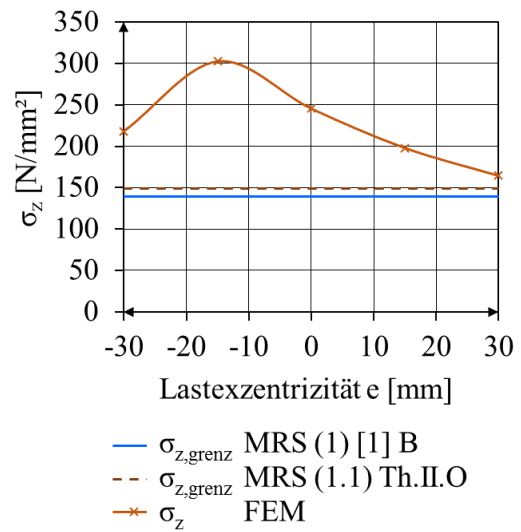


Abbildung A 113 : M1-III-750-GF-310-400-8(-)

M1-III-750-GF

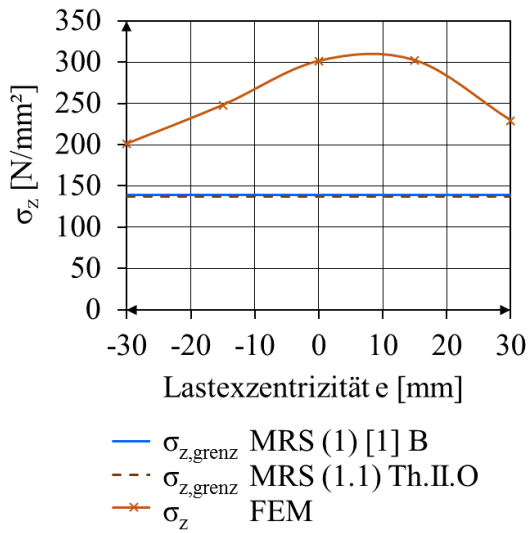


Abbildung A 114: M1-III-750-GF-200-500-8(+)

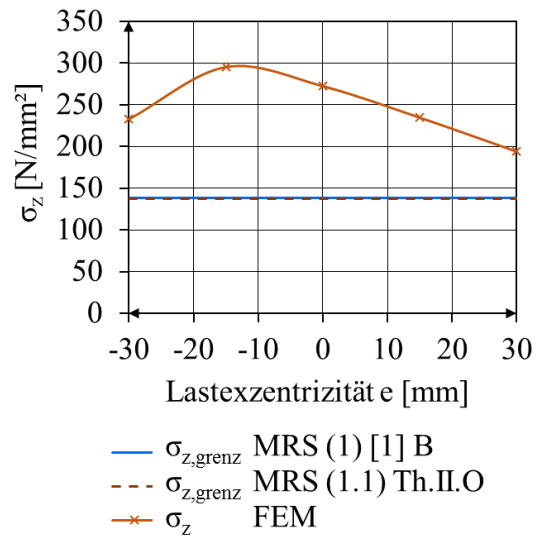


Abbildung A 115: M1-III-750-GF-200-500-8(-)

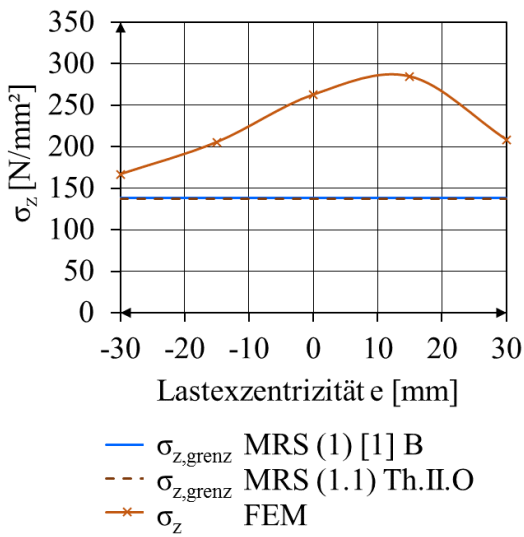


Abbildung A 116: M1-III-750-GF-310-500-8(+)

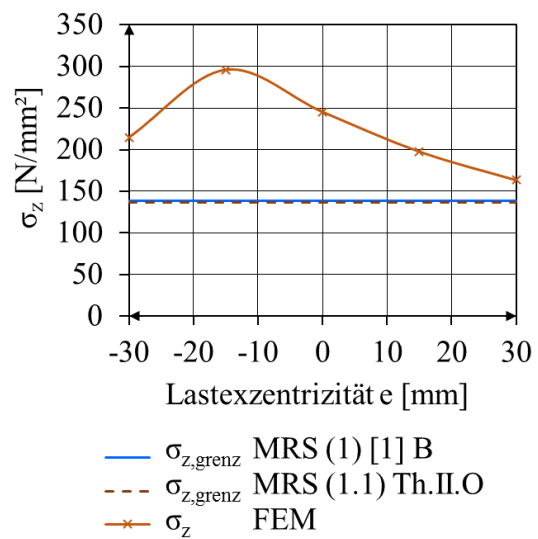


Abbildung A 117: M1-III-750-GF-310-500-8(-)

M1-II-950-GF

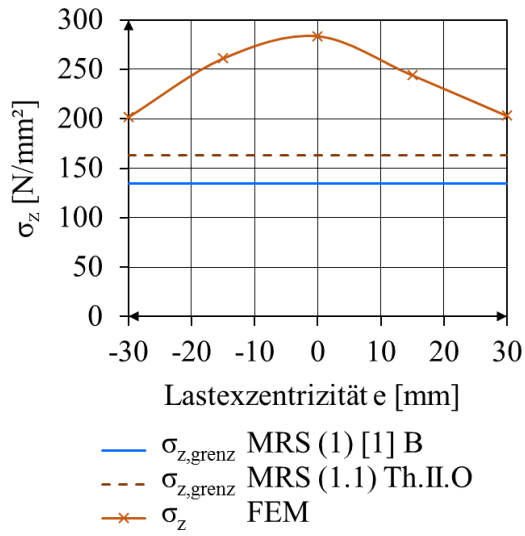


Abbildung A 118: M1-II-950-GF-200-400-8(+)

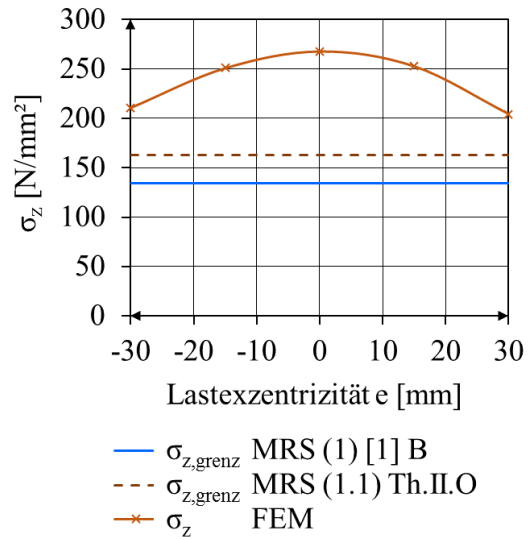


Abbildung A 119: M1-II-950-GF-200-400-8(-)

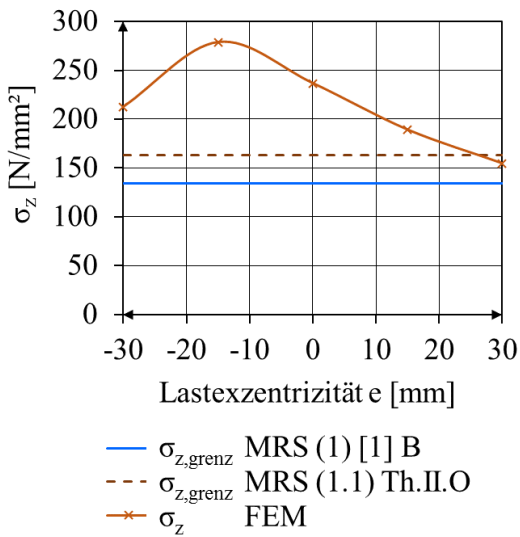


Abbildung A 120: M1-II-950-GF-310-400-8(+)

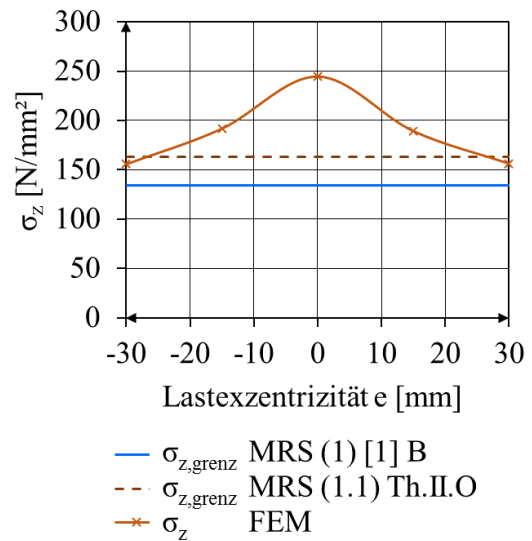


Abbildung A 121: M1-II-950-GF-310-400-8(-)

M1-III-950-GF

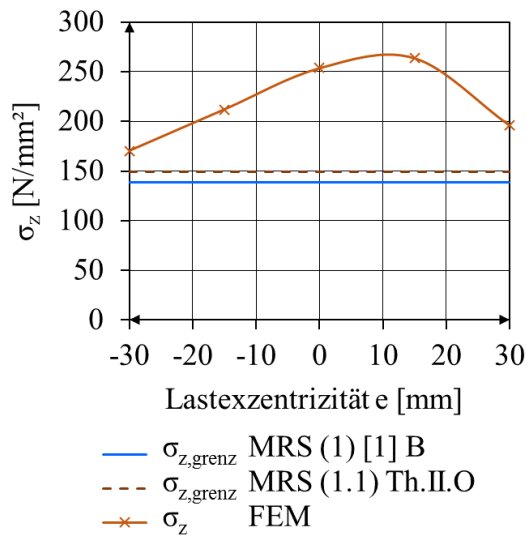


Abbildung A 122: M1-III-950-GF-200-400-8(+)

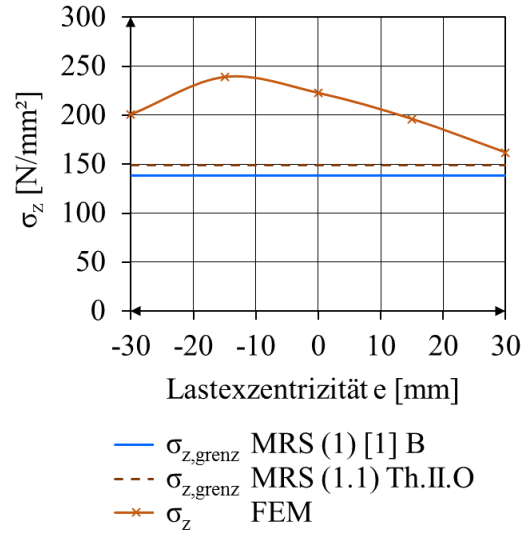


Abbildung A 123: M1-III-950-GF-200-400-8(-)

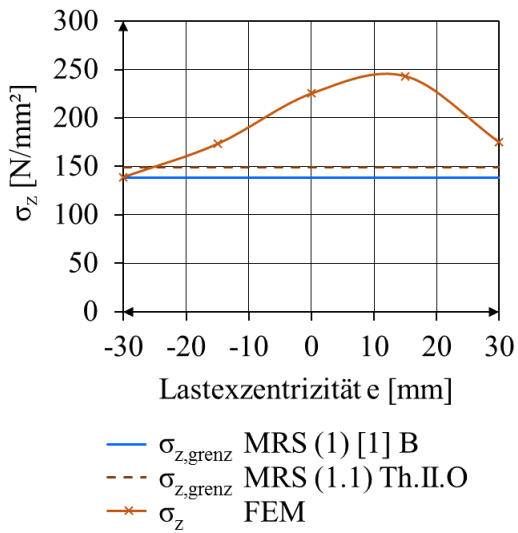


Abbildung A 124: M1-III-950-GF-310-400-8(+)

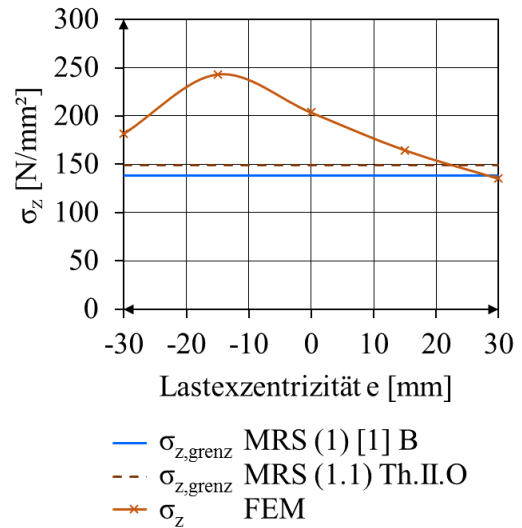


Abbildung A 125: M1-III-950-GF-310-400-8(-)

M1-III-950-GF

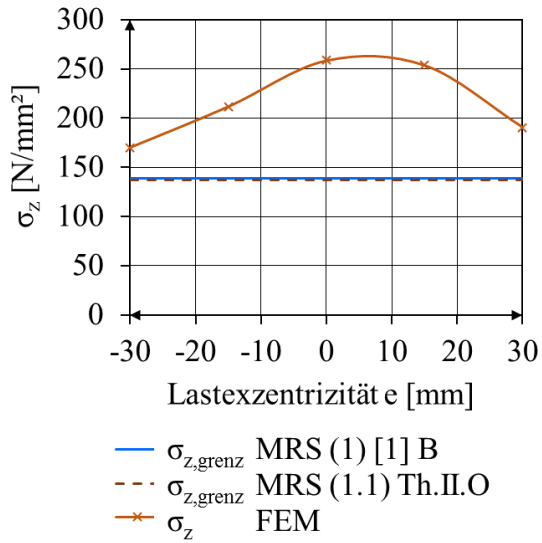


Abbildung A 126: M1-III-950-GF-200-500-8(+)

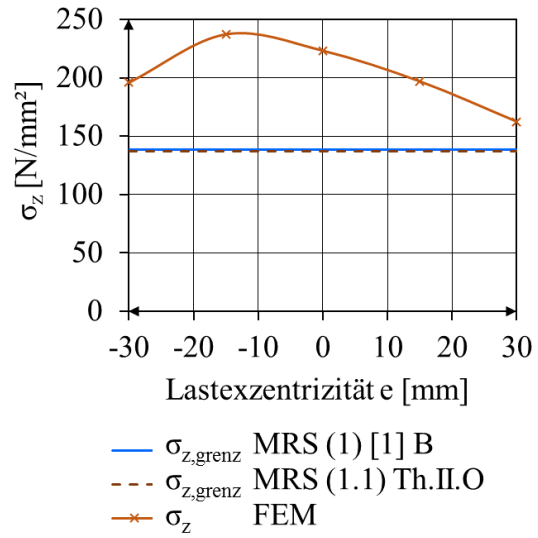


Abbildung A 127: M1-III-950-GF-200-500-8(-)

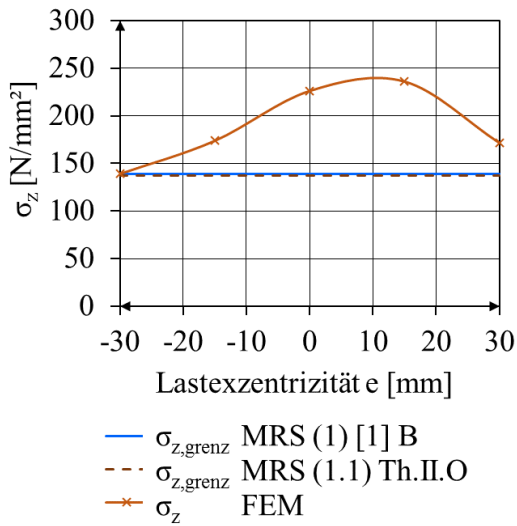


Abbildung A 128: M1-III-950-GF-310-500-8(+)

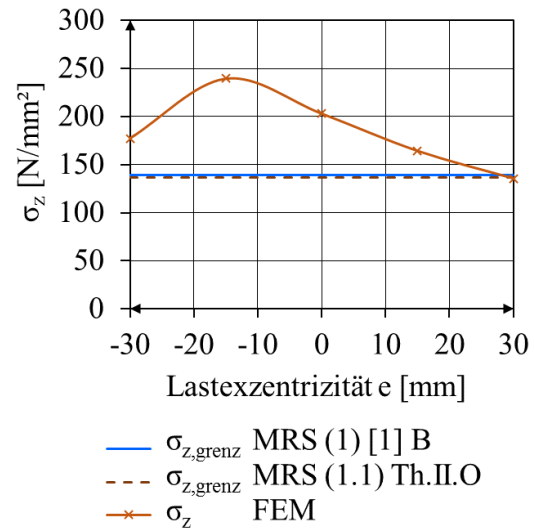


Abbildung A 129: M1-III-950-GF-310-500-8(-)

M2-II-2000-GF

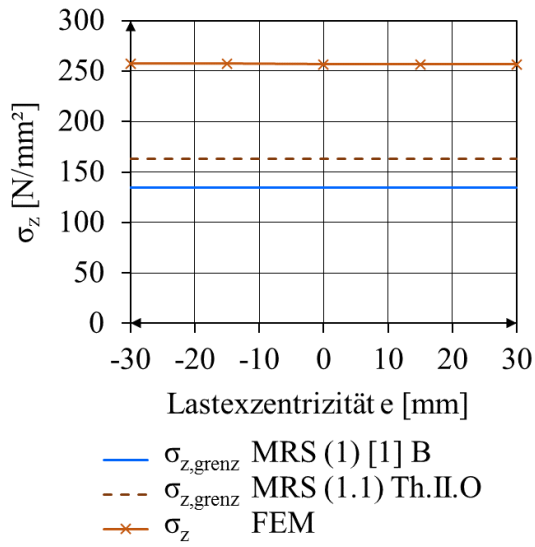


Abbildung A 130: M2-II-2000-GF-750-400-8(+)

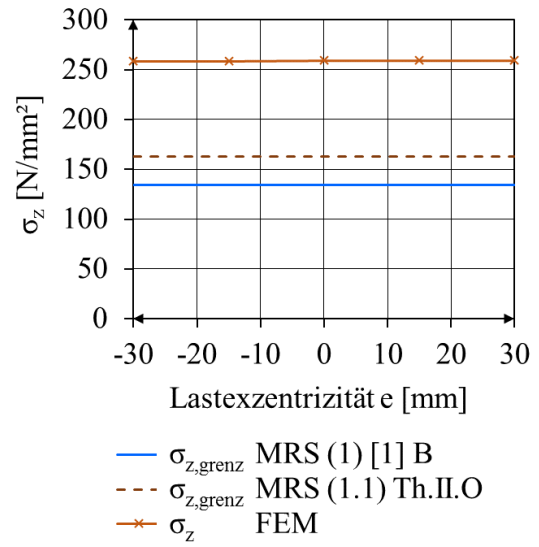


Abbildung A 131: M2-II-2000-GF-750-400-8(-)

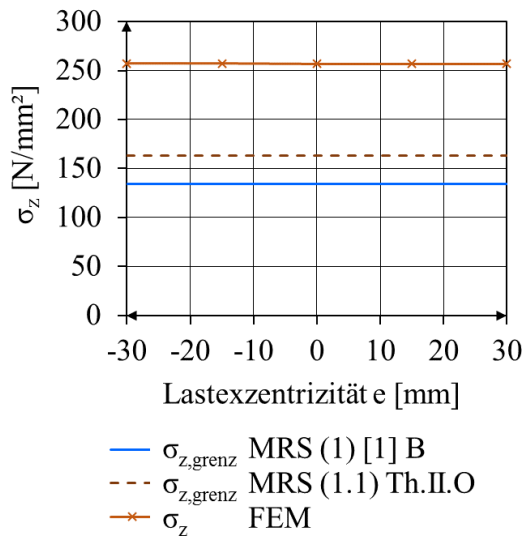


Abbildung A 132: M2-II-2000-GF-350-400-8(+)

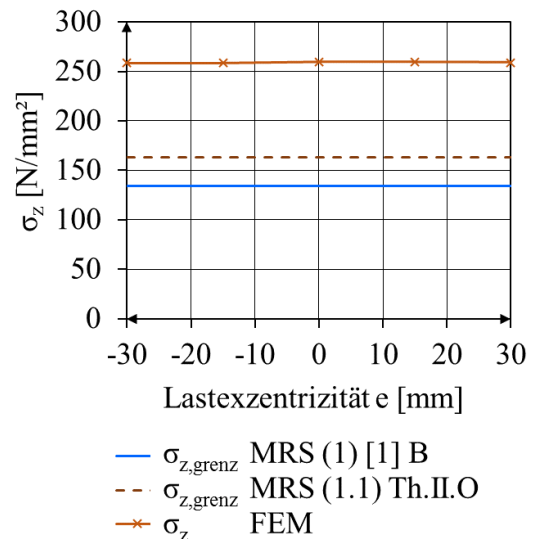


Abbildung A 133: M2-II-2000-GF-350-400-8(-)

M2-II-2000-GF

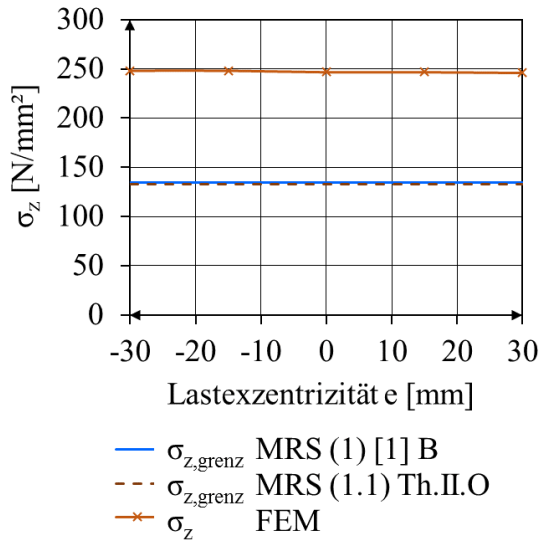


Abbildung A 134: M2-II-2000-GF-750-500-8(+)

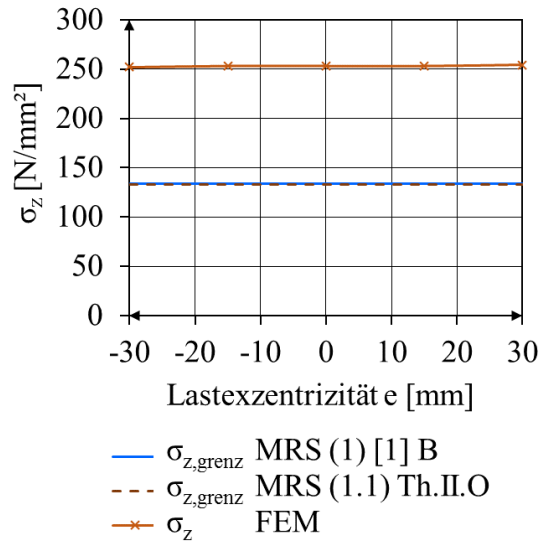


Abbildung A 135: M2-II-2000-GF-750-500-8(-)

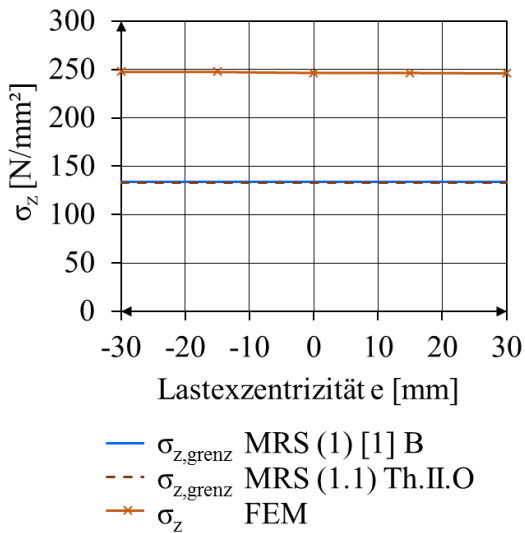


Abbildung A 136: M2-II-2000-GF-350-500-8(+)

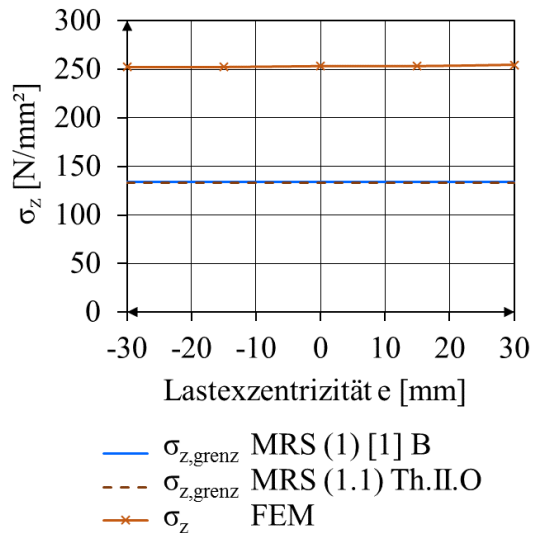


Abbildung A 137: M2-II-2000-GF-350-500-8(-)

M2-III-2000-GF

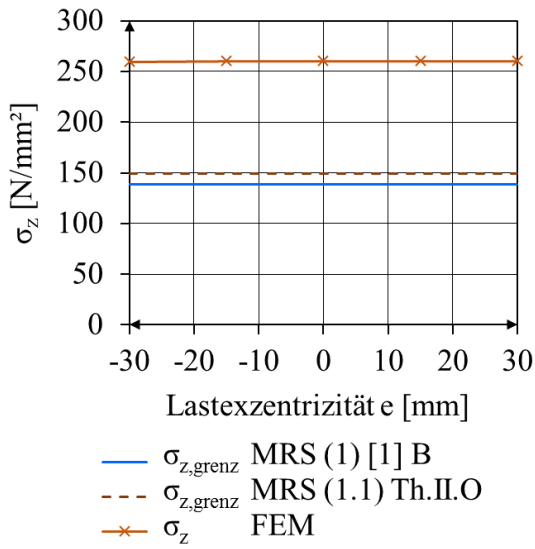


Abbildung A 138: M2-III-2000-GF-750-400-8(+)

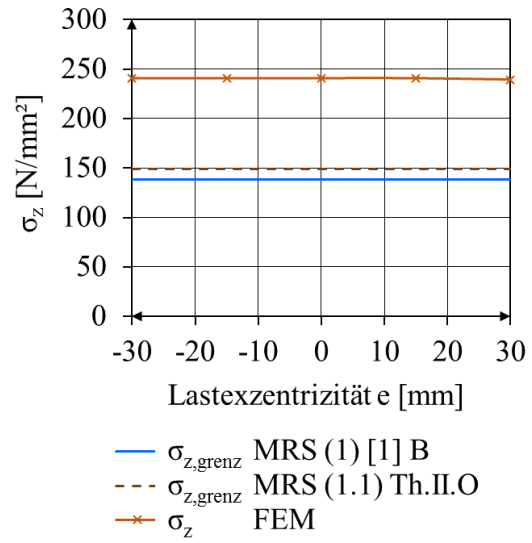


Abbildung A 139: M2-III-2000-GF-750-400-8(-)

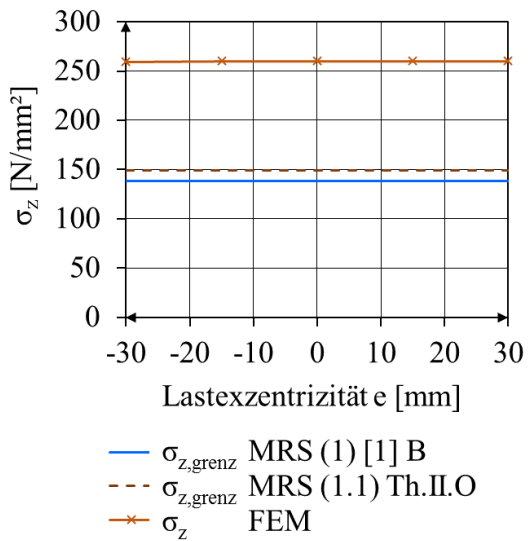


Abbildung A 140: M2-III-2000-GF-350-400-8(+)

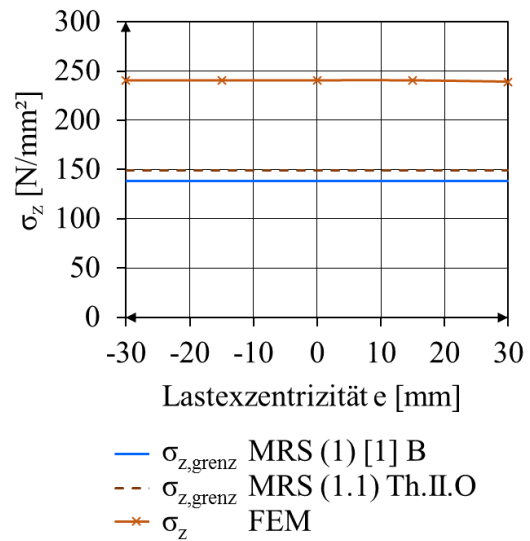


Abbildung A 141: M2-III-2000-GF-350-400-8(-)

M2-III-2000-GF

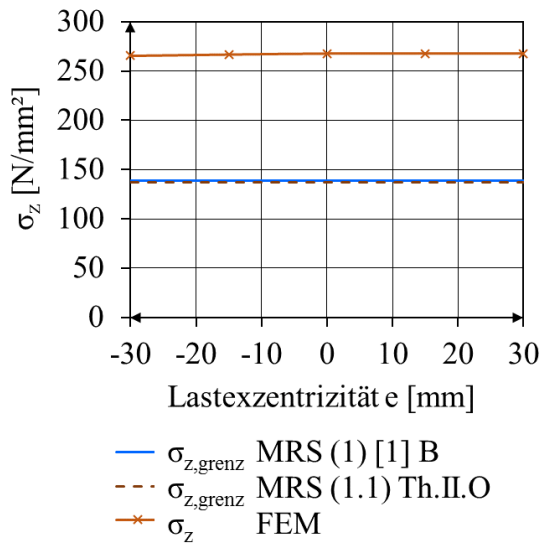


Abbildung A 142: M2-III-2000-GF-750-500-8(+)

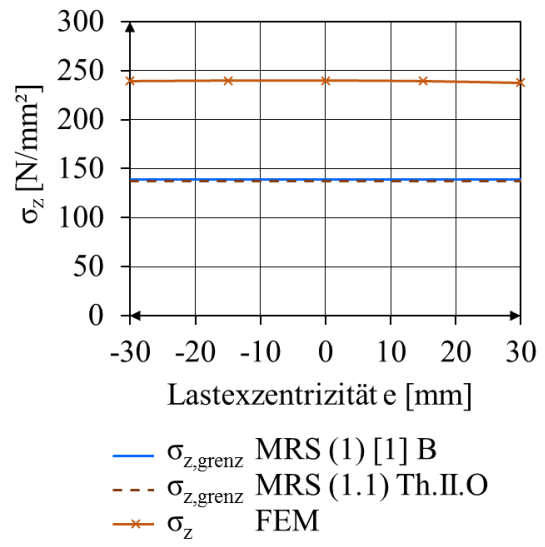


Abbildung A 143: M2-III-2000-GF-750-500-8(-)

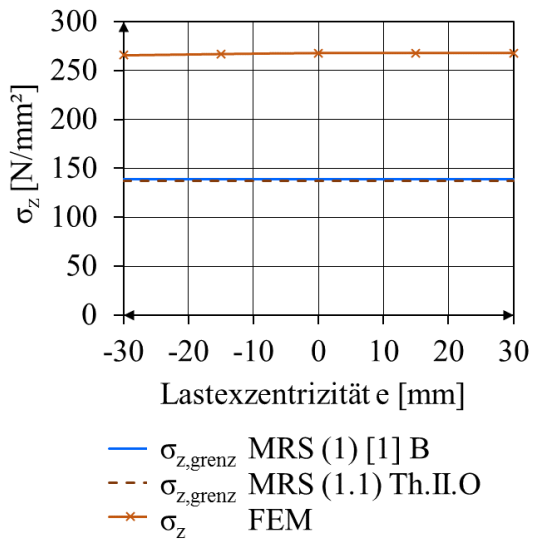


Abbildung A 144: M2-III-2000-GF-350-500-8(+)

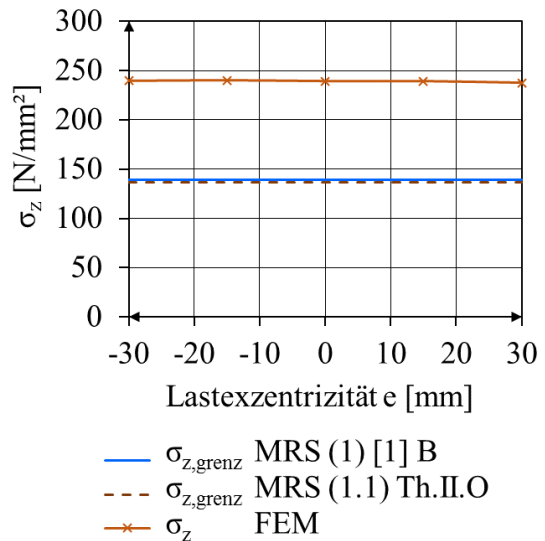


Abbildung A 145: M2-III-2000-GF-350-500-8(-)

M2-III-3000-GF

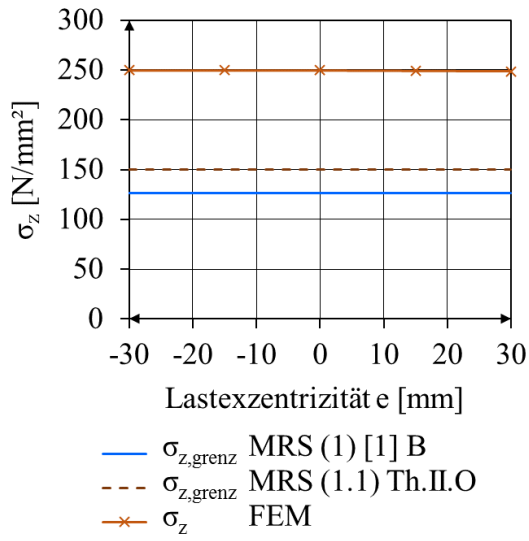


Abbildung A 146: M2-III-3000-GF-750-400-8(+)

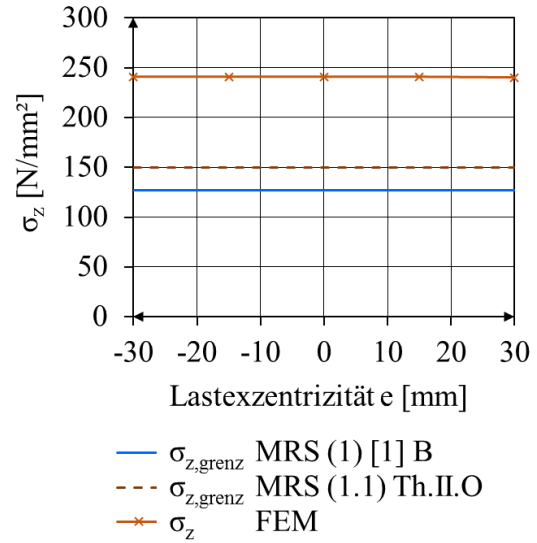


Abbildung A 147: M2-III-3000-GF-750-400-8(-)

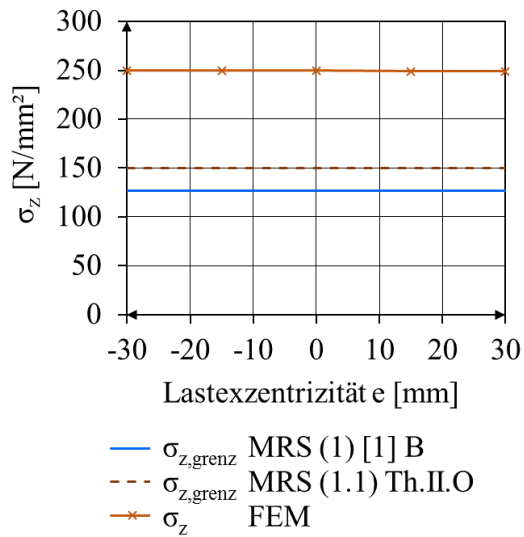


Abbildung A 148: M2-III-3000-GF-350-400-8(+)

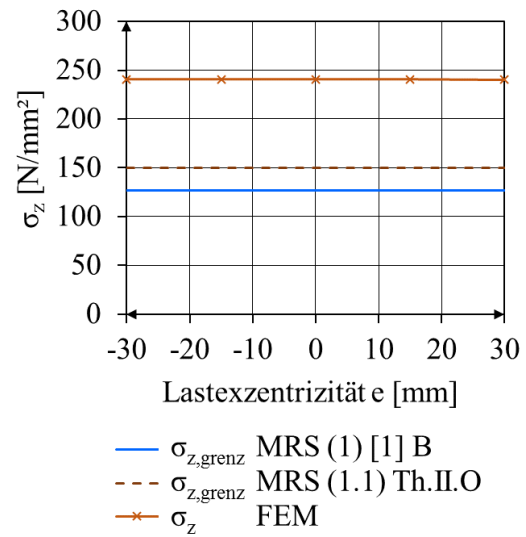


Abbildung A 149: M2-III-3000-GF-350-400-8(-)

M2-III-3000-GF

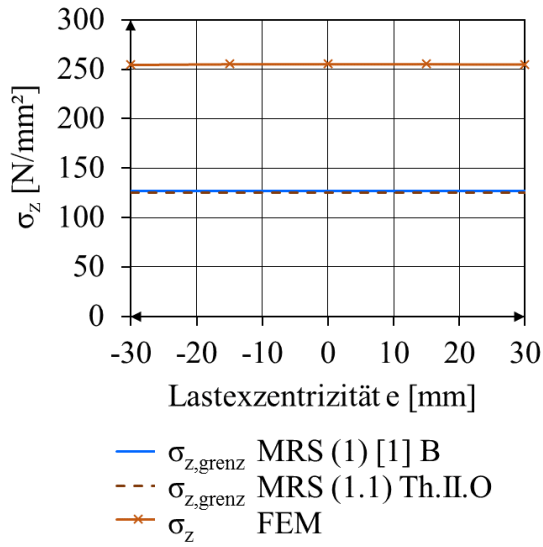


Abbildung A 150: M2-III-3000-GF-750-500-8(+)

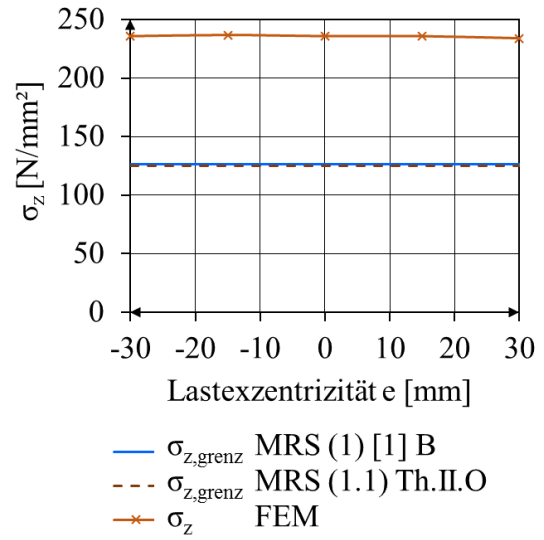


Abbildung A 151: M2-III-3000-GF-750-500-8(-)

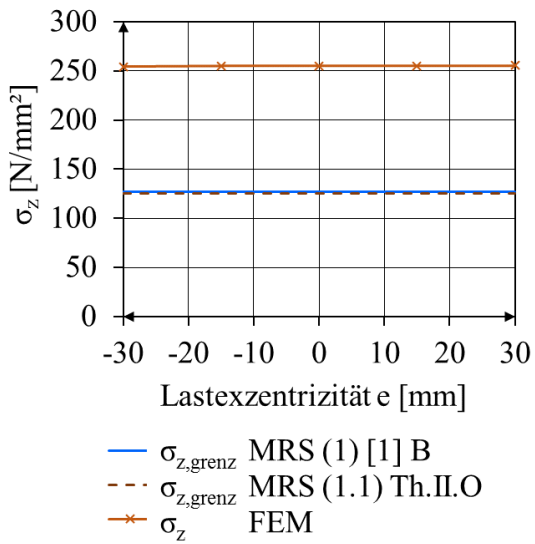


Abbildung A 152: M2-III-3000-GF-350-500-8(+)

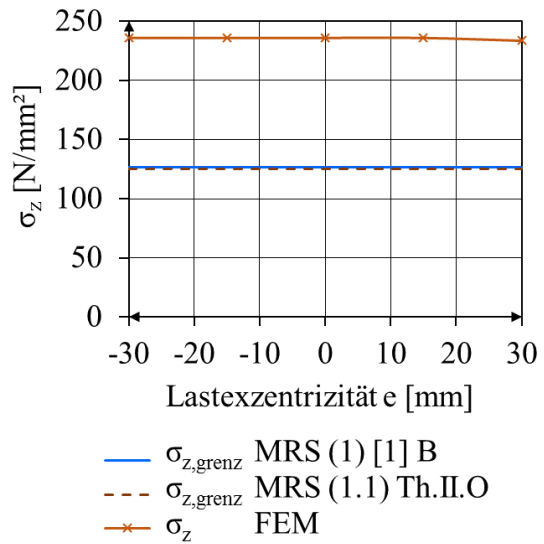


Abbildung A 153: M2-III-3000-GF-350-500-8(-)

M1-III-750-EF

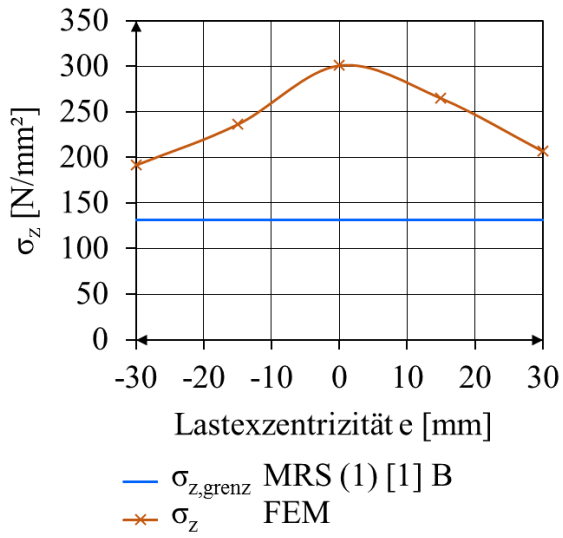


Abbildung A 154: M1-III-750-EF-200-750-3,75(+)

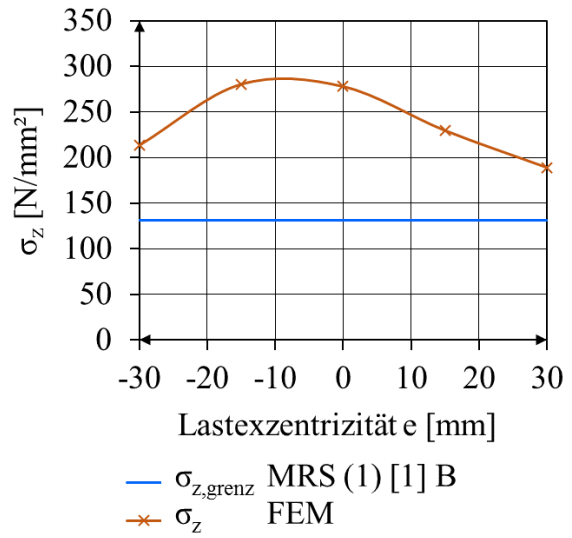


Abbildung A 155: M1-III-750-EF-200-750-3,75(-)

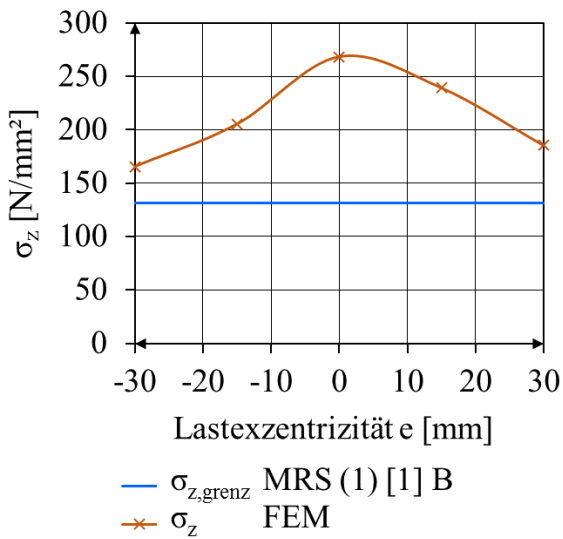


Abbildung A 156: M1-III-750-EF-310-750-3,75(+)

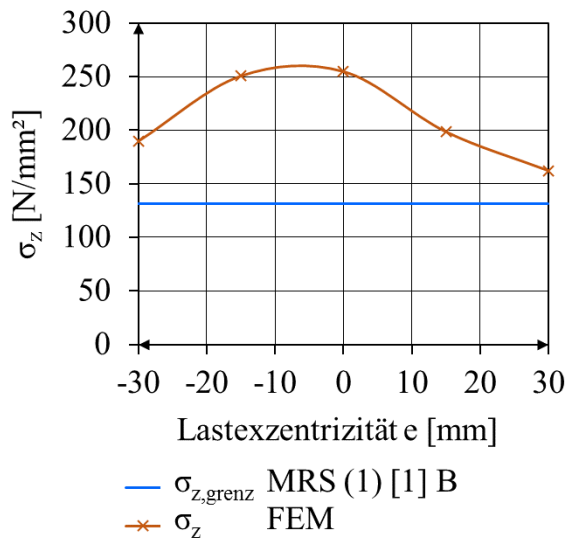


Abbildung A 157: M1-III-750-EF-310-750-3,75(-)

M1-III-750-EF

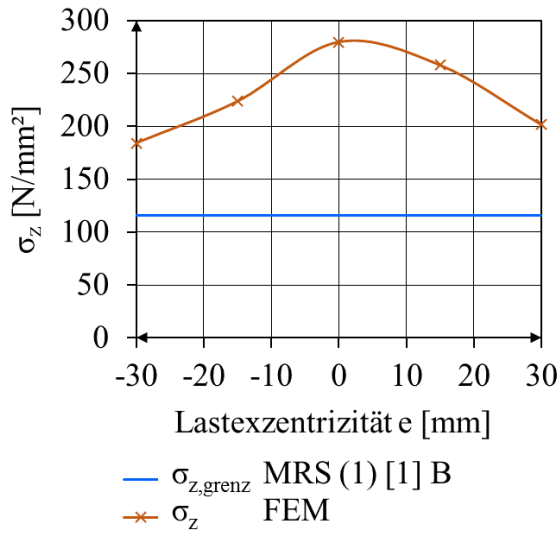


Abbildung A 158: M1-III-750-EF-200-850-4,25(+)

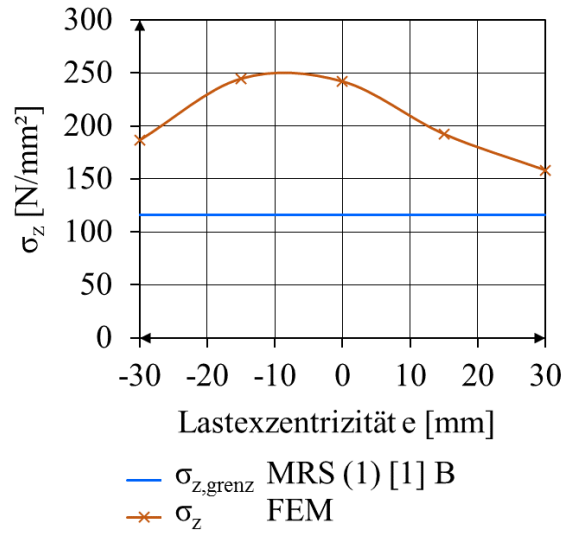


Abbildung A 159: M1-III-750-EF-200-850-4,25(-)

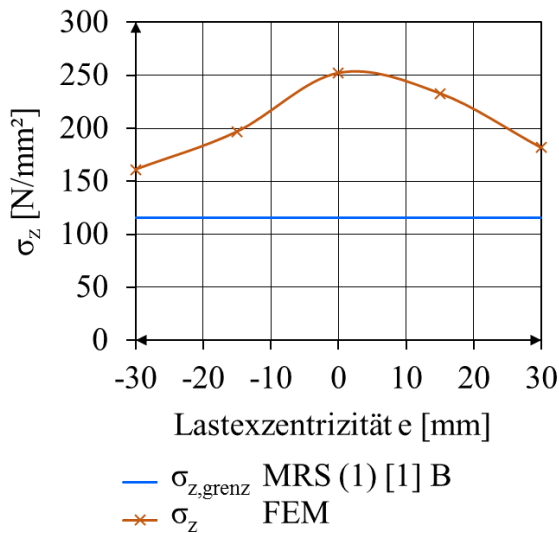


Abbildung A 160: M1-III-750-EF-310-850-4,25(+)

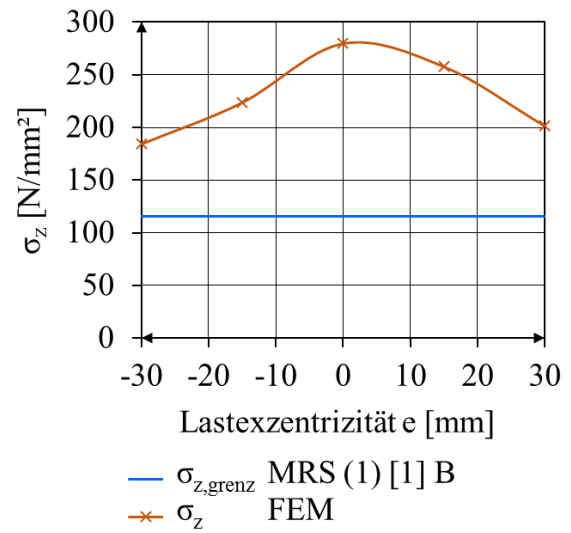


Abbildung A 161: M1-III-750-EF-310-850-4,25(-)

M1-II-950-EF

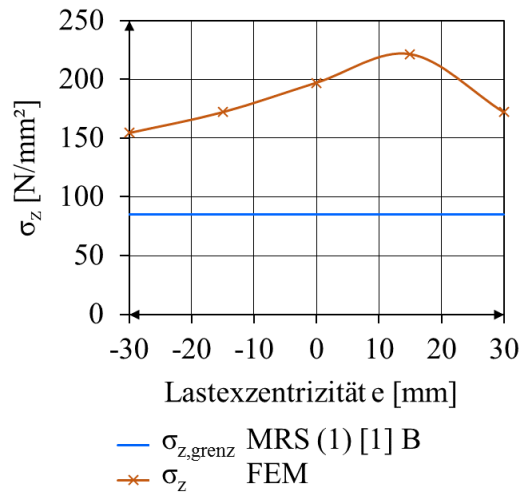


Abbildung A 162: M1-II-950-EF-200-750-3,75(+)

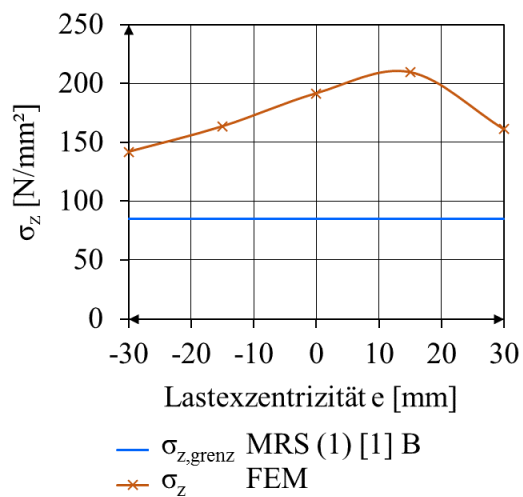


Abbildung A 164: M1-II-950-EF-310-750-3,75(+)

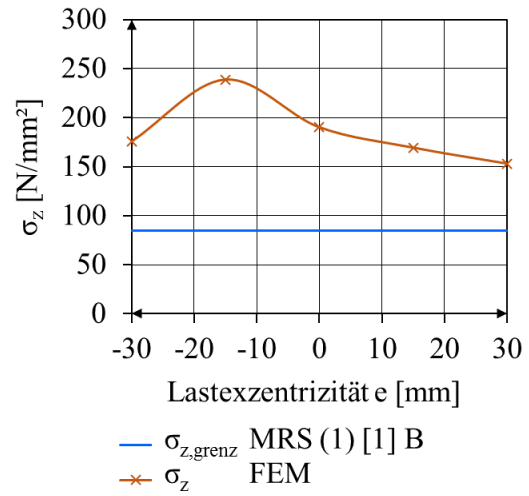


Abbildung A 163: M1-II-950-EF-200-750-3,75(-)

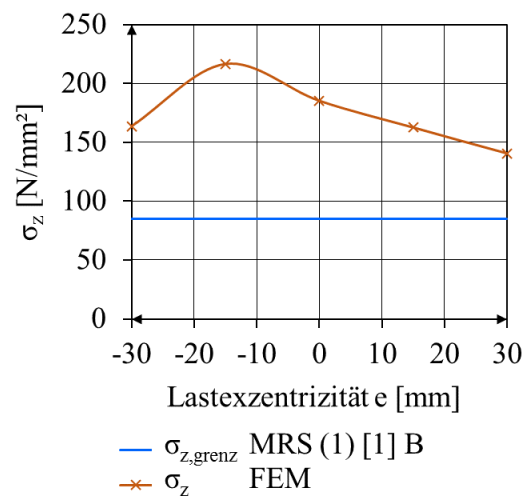


Abbildung A 165: M1-II-950-EF-310-750-3,75(-)

M1-II-950-EF

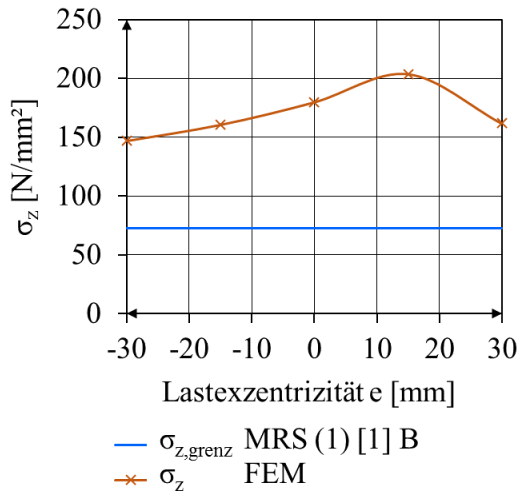


Abbildung A 166: M1-II-950-EF-200-850-4,25(+)

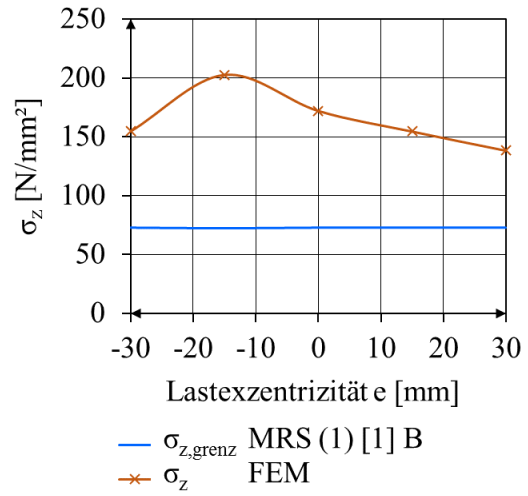


Abbildung A 167: M1-II-950-EF-200-850-4,25(-)

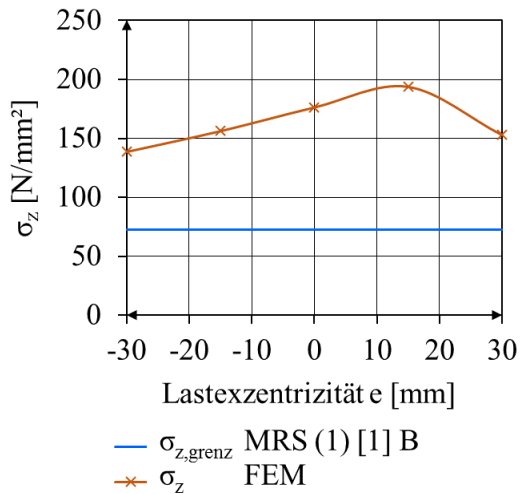


Abbildung A 168: M1-II-950-EF-310-850-4,25(+)

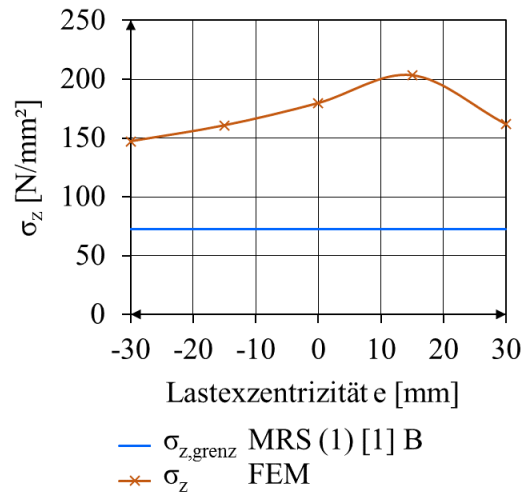


Abbildung A 169: M1-II-950-EF-310-850-4,25(-)

M1-III-950-EF

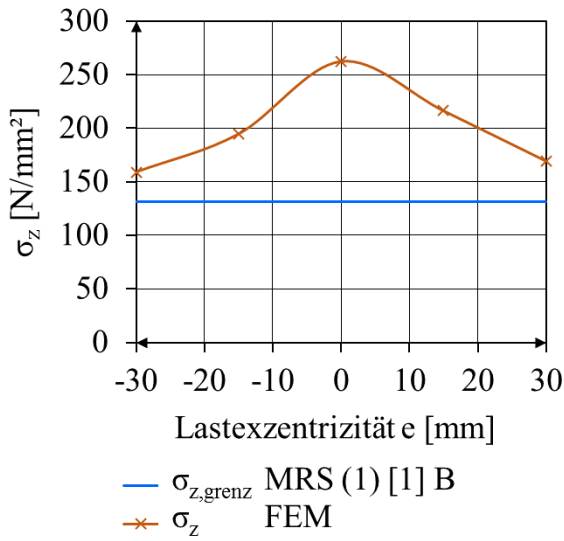


Abbildung A 170: M1-III-950-EF-200-750-3,75(+)

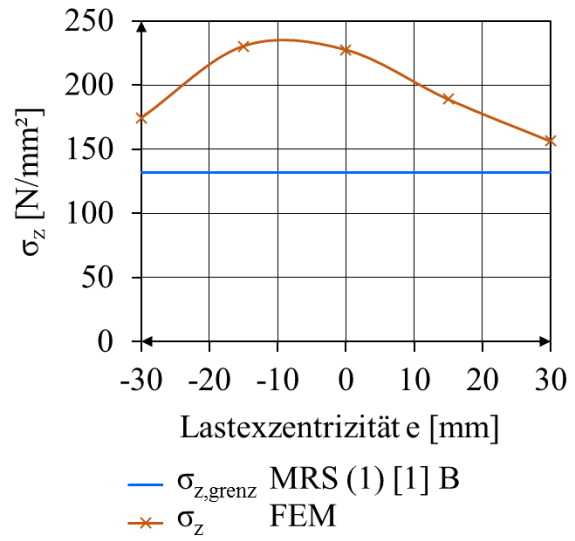


Abbildung A 171: M1-III-950-EF-200-750-3,75(-)

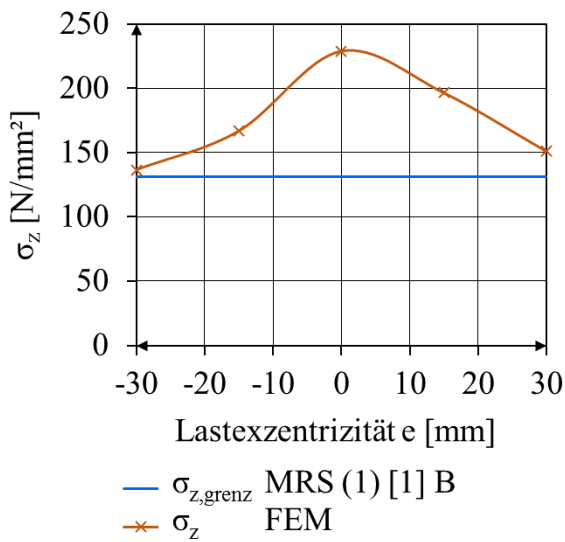


Abbildung A 172: M1-III-950-EF-310-750-3,75(+)

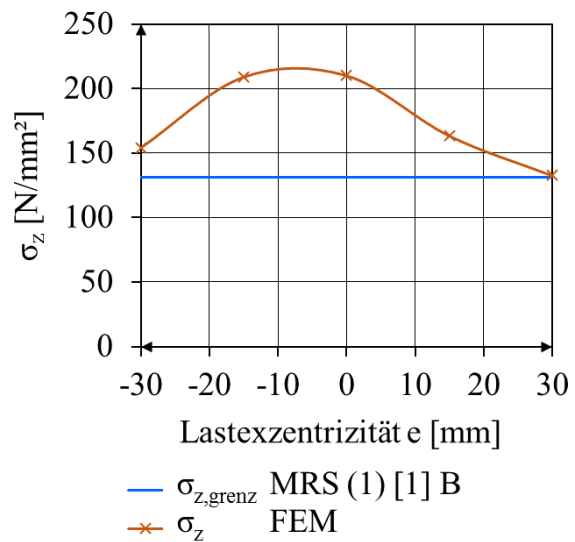


Abbildung A 173: M1-III-950-EF-310-750-3,75(-)

M1-III-950-EF

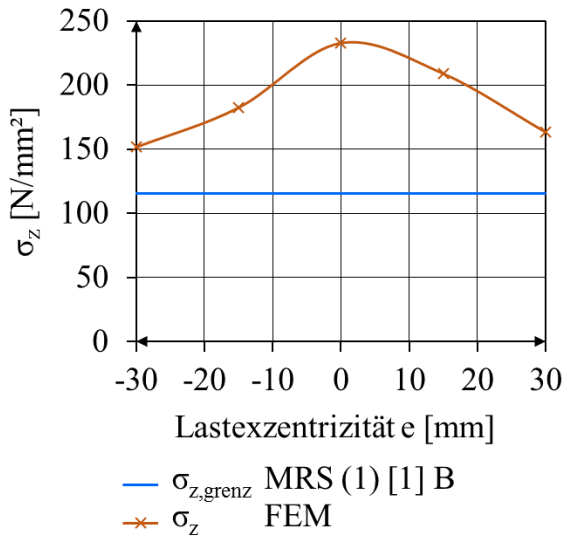


Abbildung A 174: M1-III-950-EF-200-850-4,25(+)

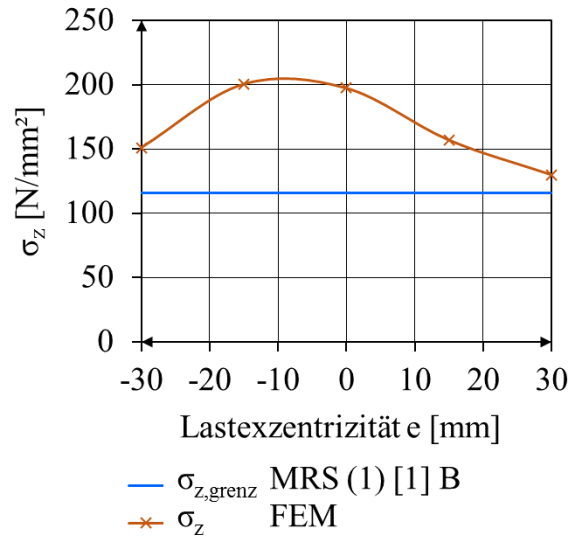


Abbildung A 175: M1-III-950-EF-200-850-4,25(-)

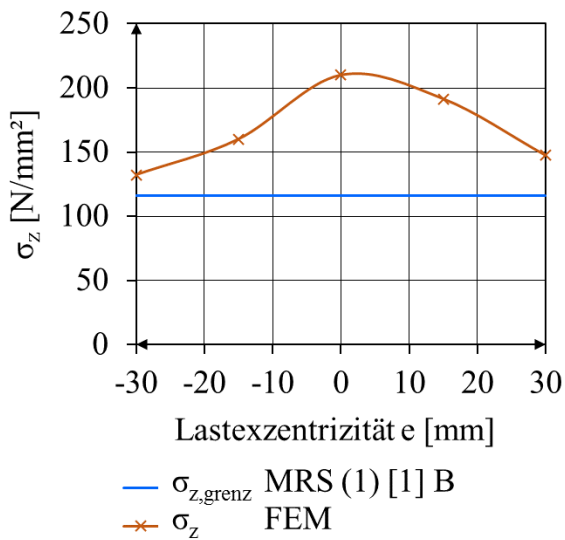


Abbildung A 176: M1-III-950-EF-310-850-4,25(+)

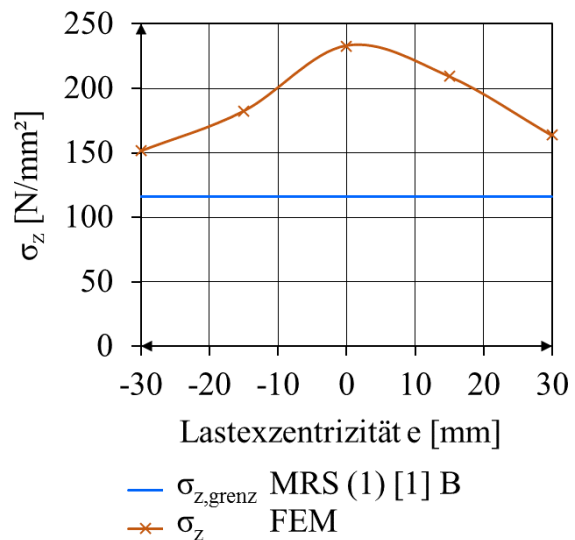


Abbildung A 177: M1-III-950-EF-310-850-4,25(-)

M2-II-2000-EF

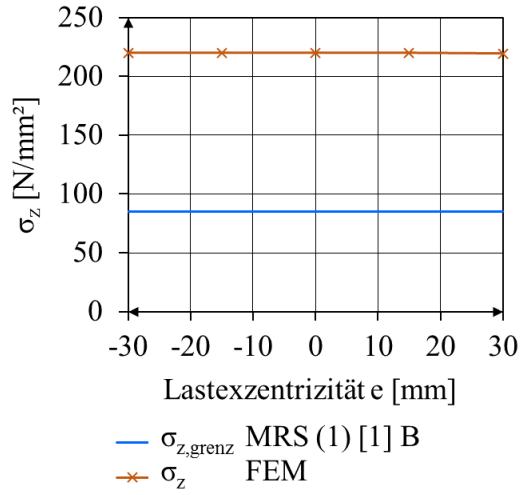


Abbildung A 178: M2-II-2000-EF-750-750-3,25(+)

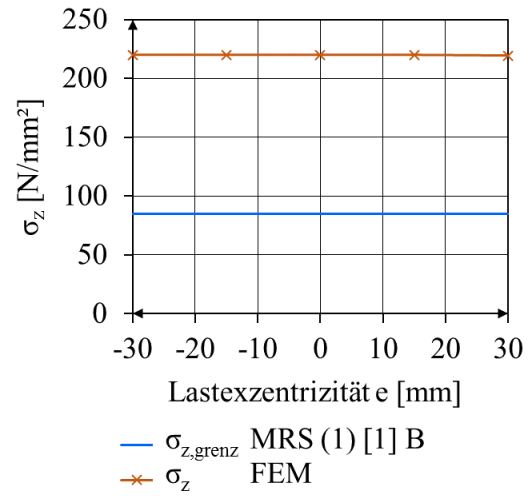


Abbildung A 179: M2-II-2000-EF-750-750-3,25(-)

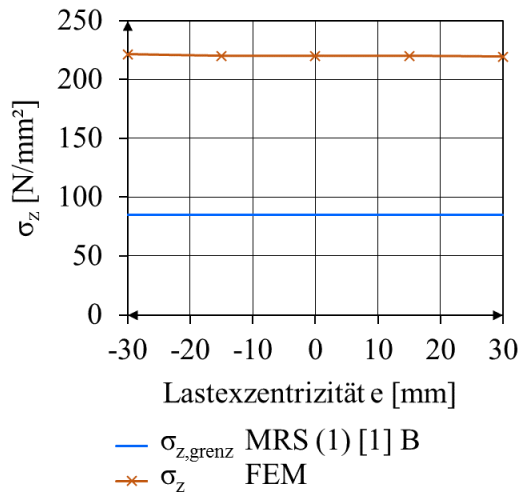


Abbildung A 180: M2-II-2000-EF-350-750-3,25(+)

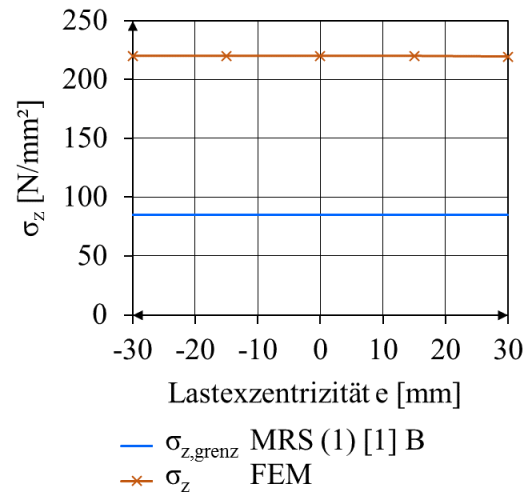


Abbildung A 181: M2-II-2000-EF-350-750-3,25(-)

M2-II-2000-EF

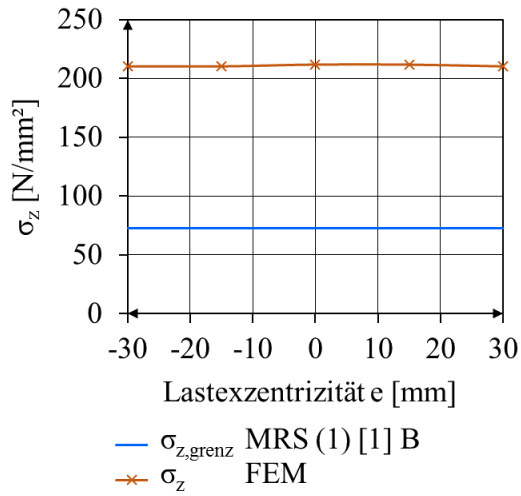


Abbildung A 182: M2-II-2000-EF-750-850-4,25(+)

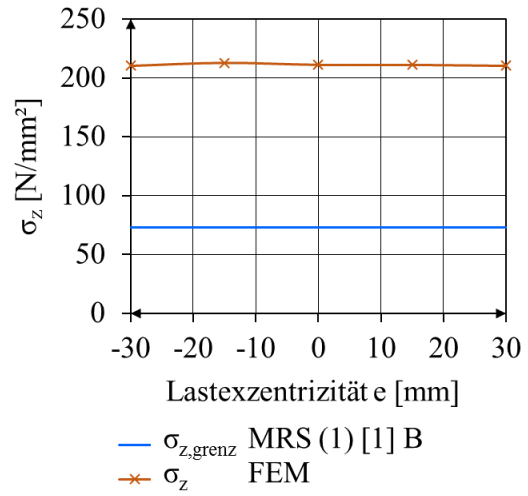


Abbildung A 183: M2-II-2000-EF-750-850-4,25(-)

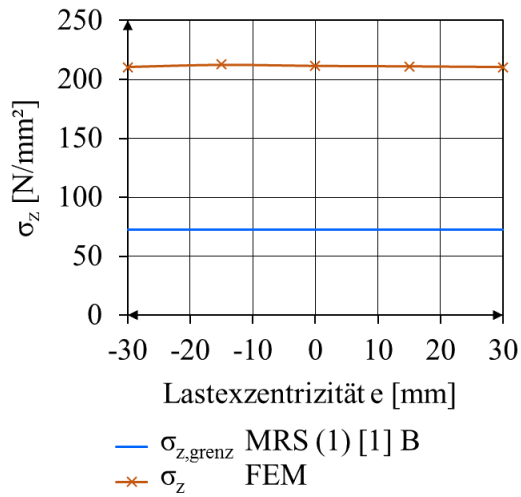


Abbildung A 184: M2-II-2000-EF-350-850-4,25(+)

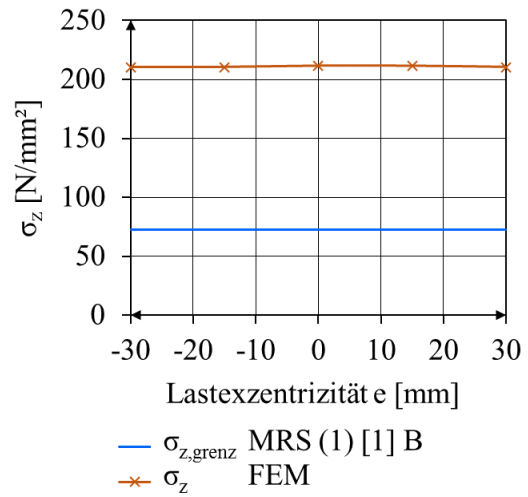


Abbildung A 185: M2-II-2000-EF-350-850-4,25(-)

M2-III-2000-EF

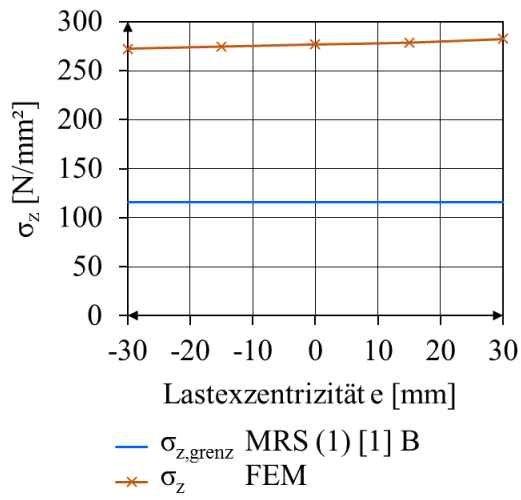


Abbildung A 186: M2-III-2000-EF-750-850-4,25(+)

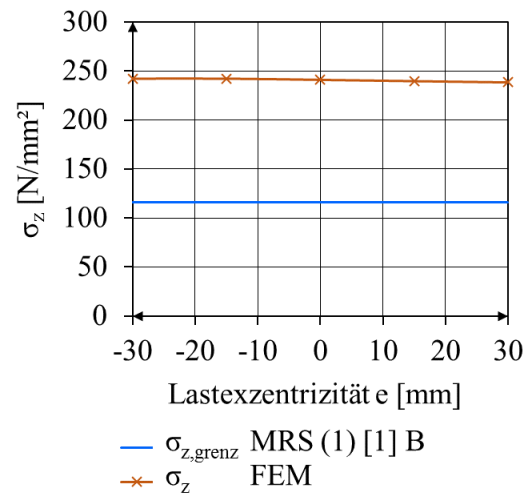


Abbildung A 187: M2-III-2000-EF-750-850-4,25(-)

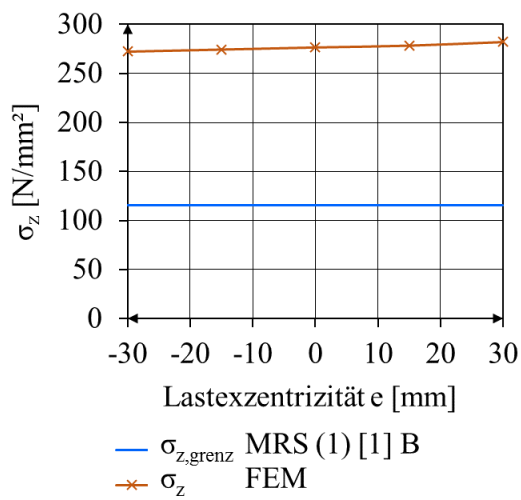


Abbildung A 188: M2-III-2000-EF-350-850-4,25(+)

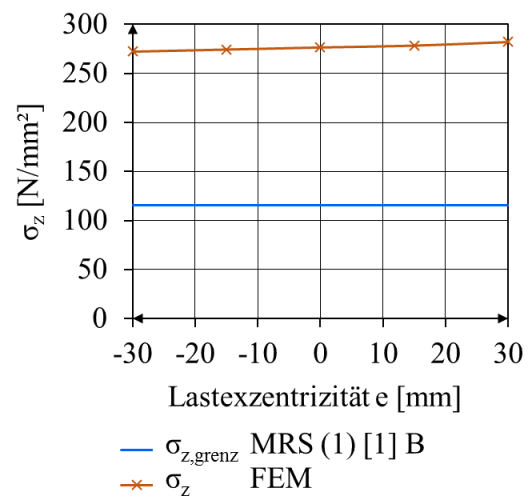


Abbildung A 189: M2-III-2000-EF-350-850-4,25(-)

M2-III-3000-EF

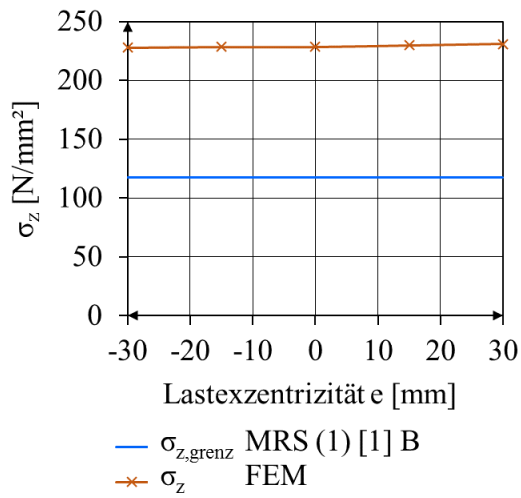


Abbildung A 190: M2-III-3000-EF-750-850-4,25(+)

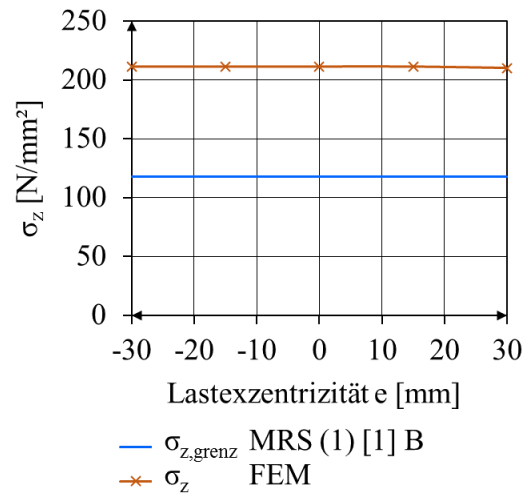


Abbildung A 191: M2-III-3000-EF-750-850-4,25(-)

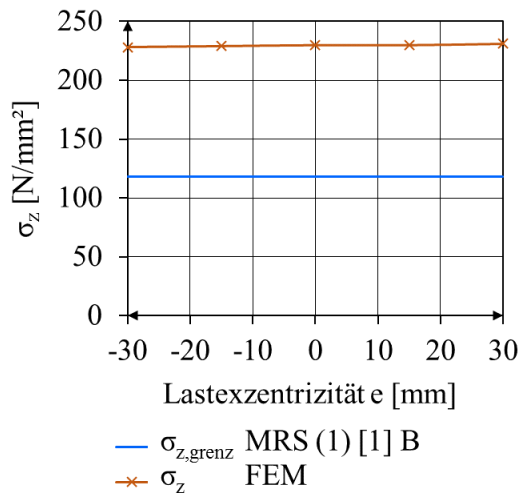


Abbildung A 192: M2-III-3000-EF-350-850-4,25(+)

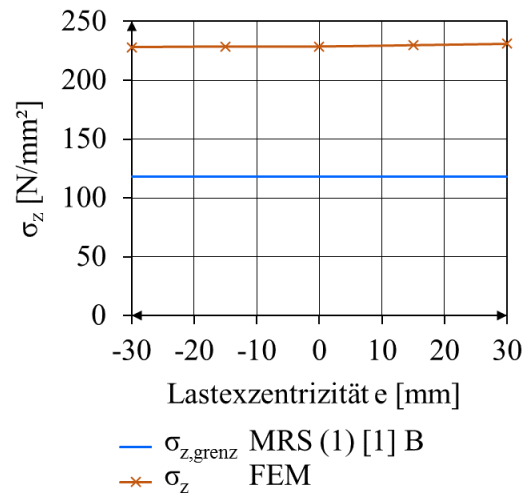


Abbildung A 193: M2-III-3000-EF-350-850-4,25(-)

Anhang H Ergebnisse der Regressionsanalyse

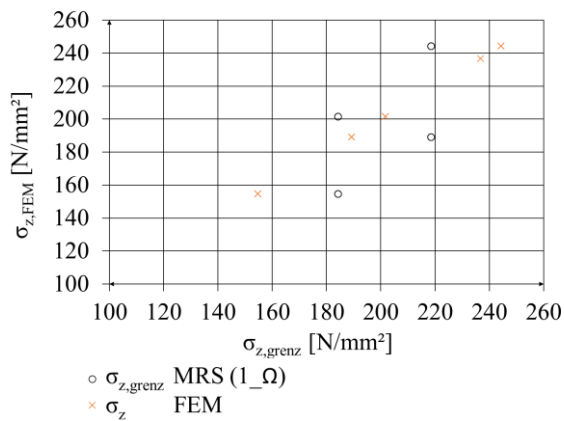
K= Korrekturwert für Randbedingungen mit Einspanngraden (Flansch oder Bodenblech)

Orangenen Punkte bilden die Regressionsgerade, umso näher die Ergebnisse $\sigma_{z,grenz. MRS (1_Ω)}$ an dieser geraden liegen, desto näher liegt die Residuenquadratsumme an 0.

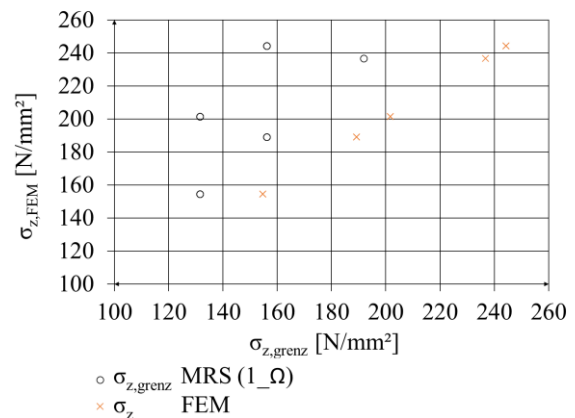
Wenn $\sigma_{z,grenz. MRS (1_Ω)} < \sigma_z FEM$ sind die Ergebnisse auf der konservativen Seite.

M1-II-950-GF

$\sigma_{z,grenz. MRS (1_Ω)}$: K = 0,50

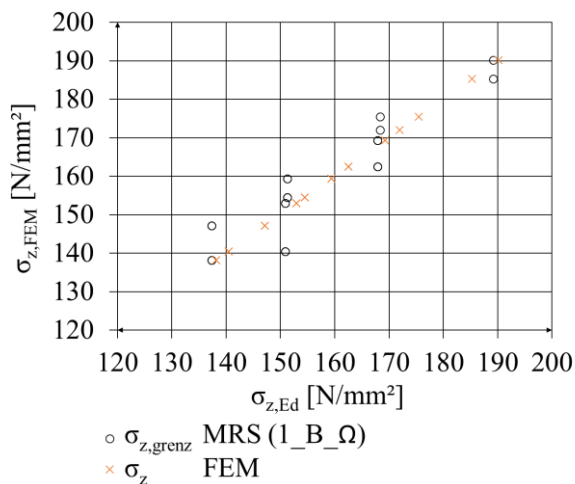


$\sigma_{z,grenz. MRS (1_Ω)}$: K = 0,7

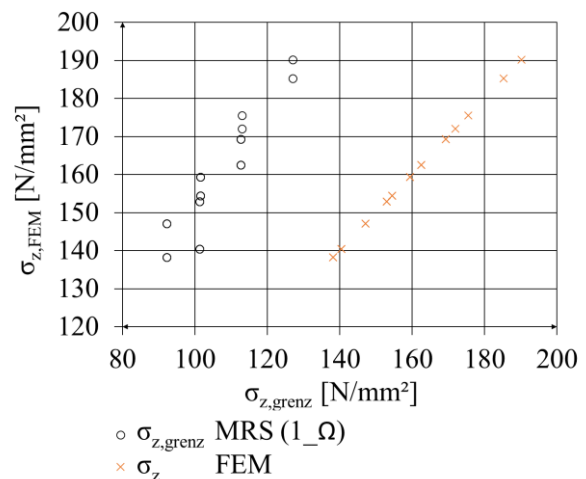


M1-II-950-EF

$\sigma_{z,grenz. MRS (1_Ω)}$: K = 0,47

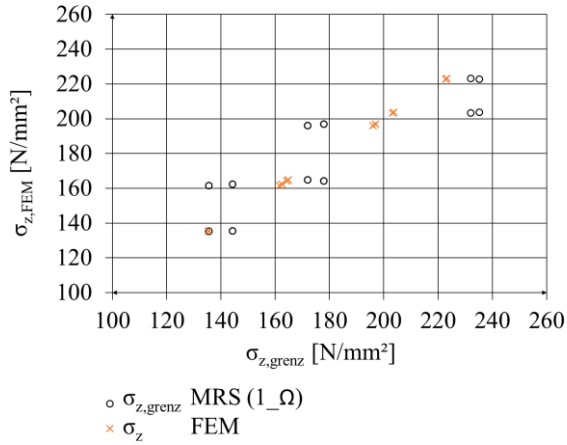


$\sigma_{z,grenz. MRS (1_Ω)}$: K = 0,7

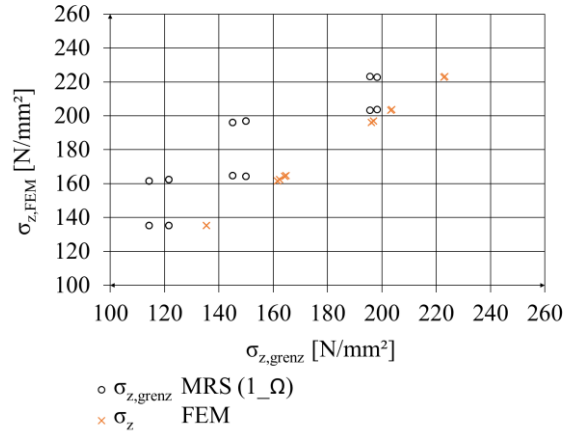


M1-III-950-GF

$\sigma_{z,\text{grenz. MRS}}(1_\Omega): K = 0,59$

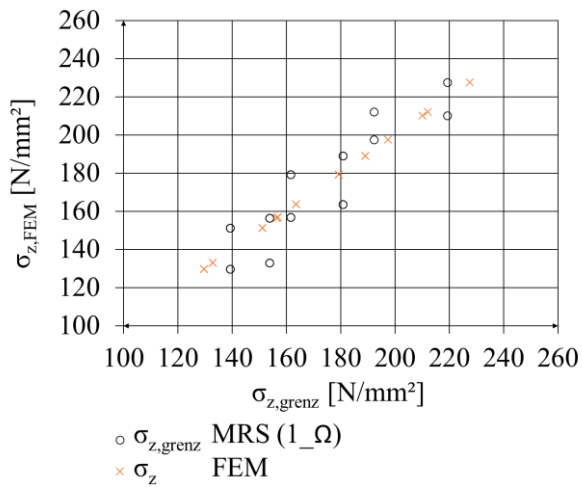


$\sigma_{z,\text{grenz. MRS}}(1_\Omega): K = 0,7$

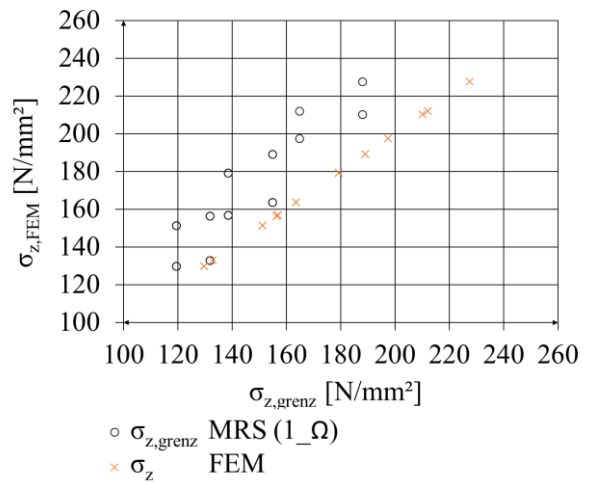


M1-III-950-EF

$\sigma_{z,\text{grenz. MRS}}(1_\Omega): K = 0,60$

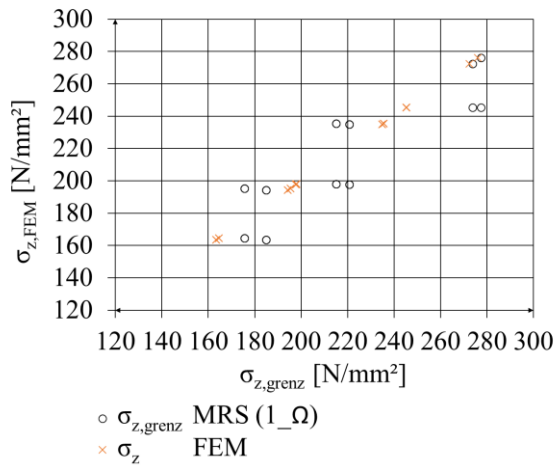


$\sigma_{z,\text{grenz. MRS}}(1_\Omega): K = 0,7$

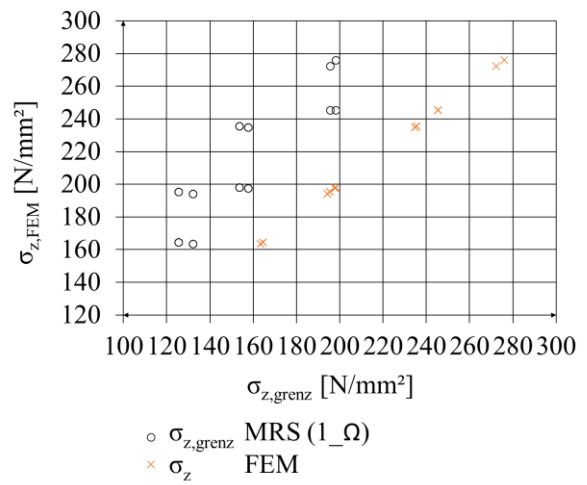


M1-III-750-GF

$\sigma_{z,\text{grenz. MRS}}(1_Q): K = 0,50$

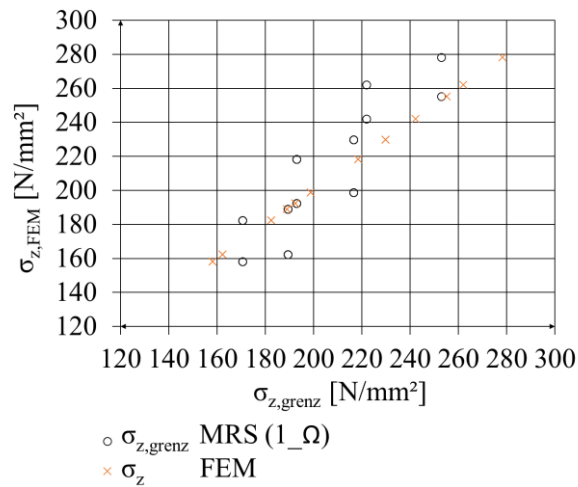


$\sigma_{z,\text{grenz. MRS}}(1_Q): K = 0,7$

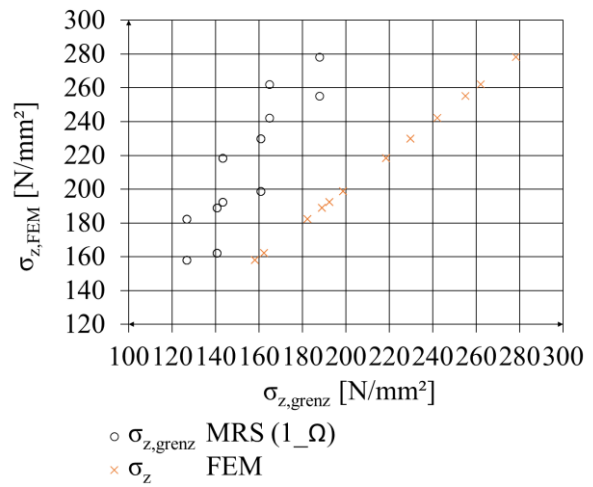


M1-III-750-EF

$\sigma_{z,\text{grenz. MRS}}(1_Q): K = 0,52$

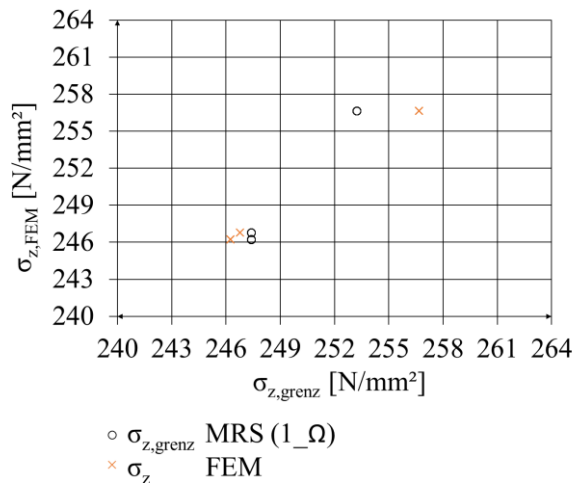


$\sigma_{z,\text{grenz. MRS}}(1_Q): K = 0,7$

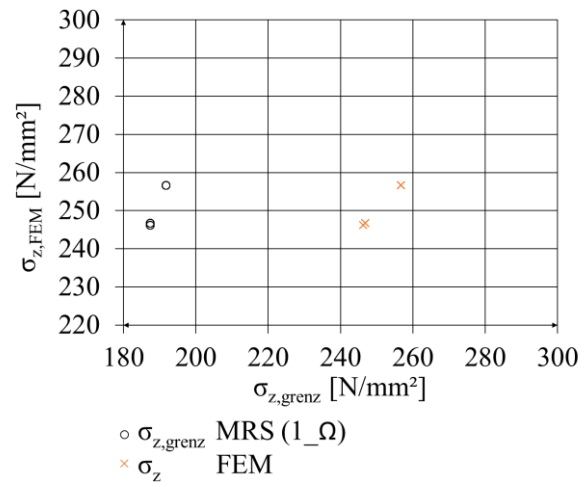


M2-II-2000-GF

$\sigma_{z,\text{grenz. MRS}}(1_\Omega): K = 0,53$

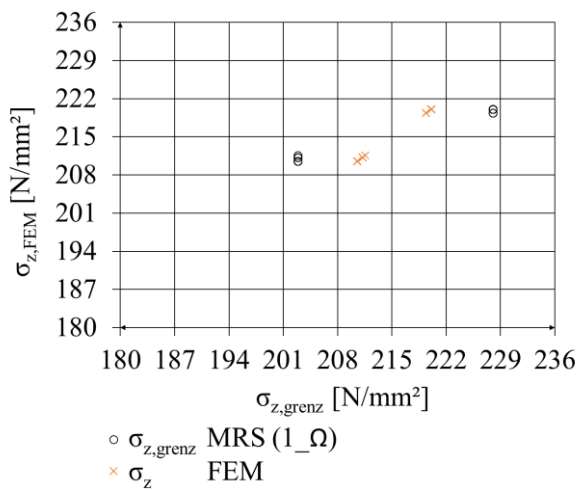


$\sigma_{z,\text{grenz. MRS}}(1_\Omega): K = 0,7$

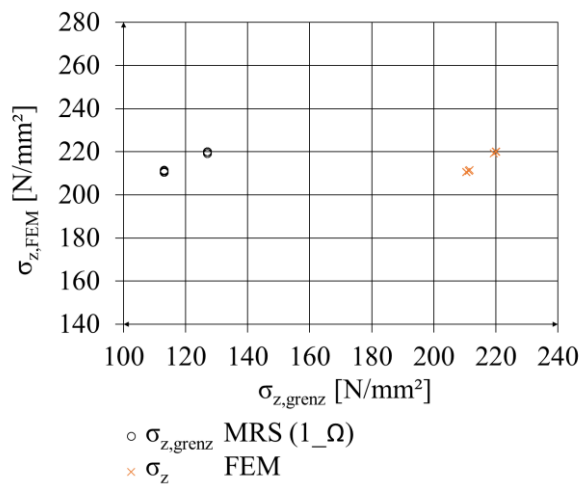


M2-II-2000-EF

$\sigma_{z,\text{grenz. MRS}}(1_\Omega): K = 0,39$

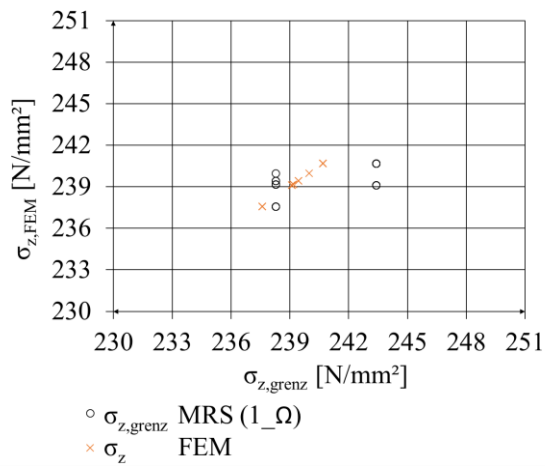


$\sigma_{z,\text{grenz. MRS}}(1_\Omega): K = 0,7$

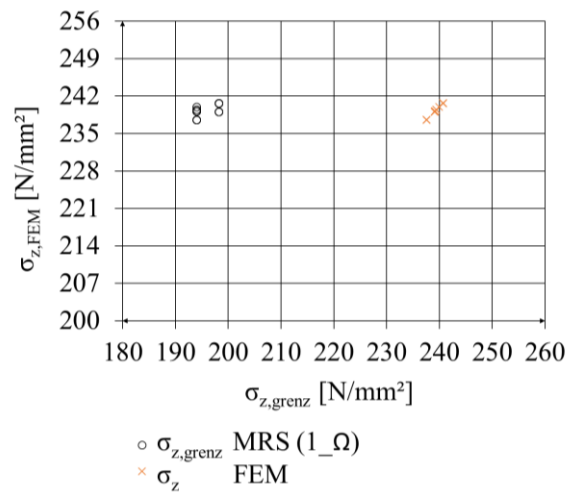


M2-III-2000-GF

$\sigma_{z,grenz}$. MRS (1_{Ω}): K = 0,57

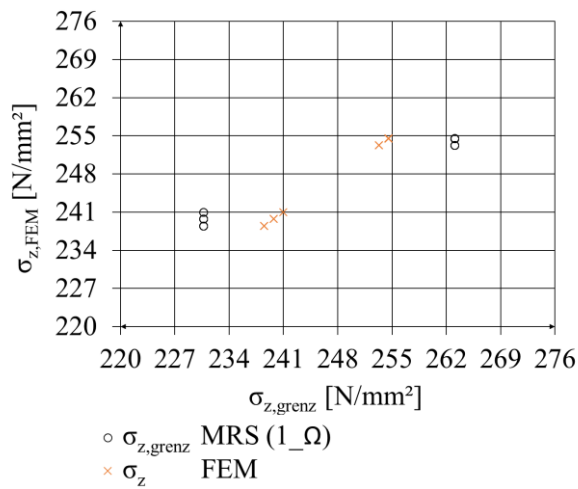


$\sigma_{z,grenz}$. MRS (1_{Ω}): K = 0,7

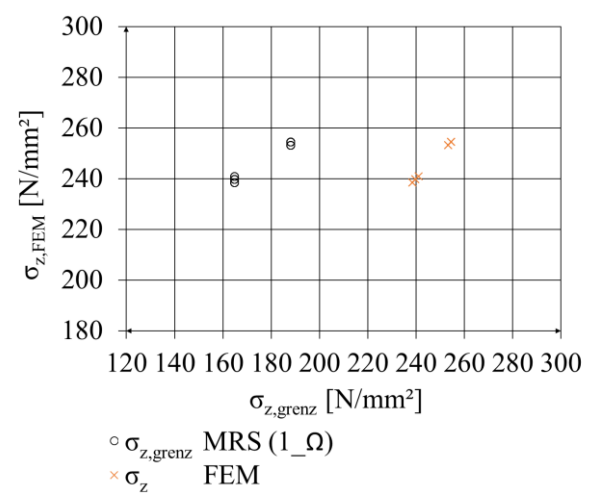


M2-III-2000-EF

$\sigma_{z,grenz}$. MRS (1_{Ω}): K = 0,50

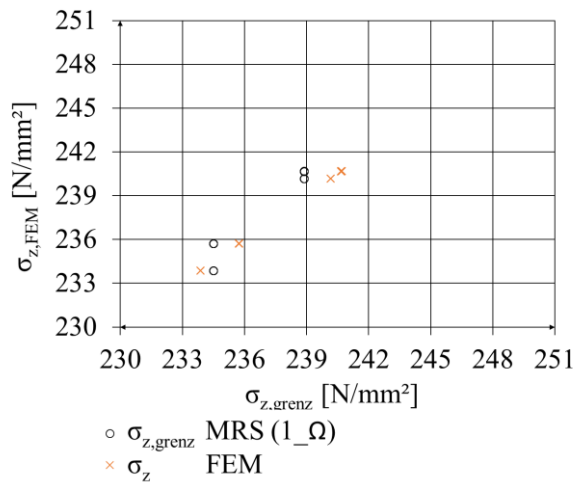


$\sigma_{z,grenz}$. MRS (1_{Ω}): K = 0,7

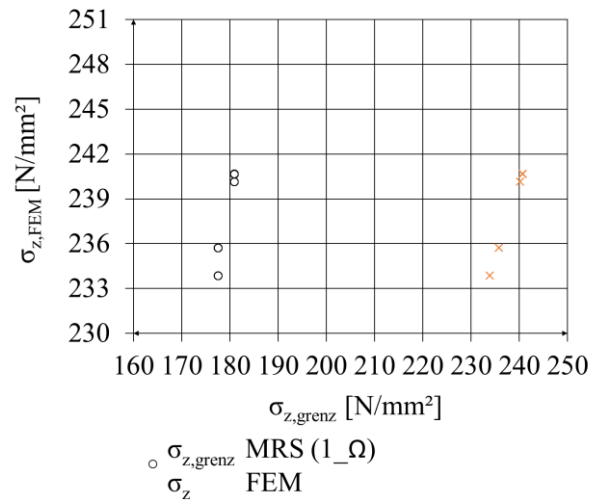


M2-III-3000-GF

$\sigma_{z,\text{grenz. MRS}} (1_{\Omega}): K = 0,53$

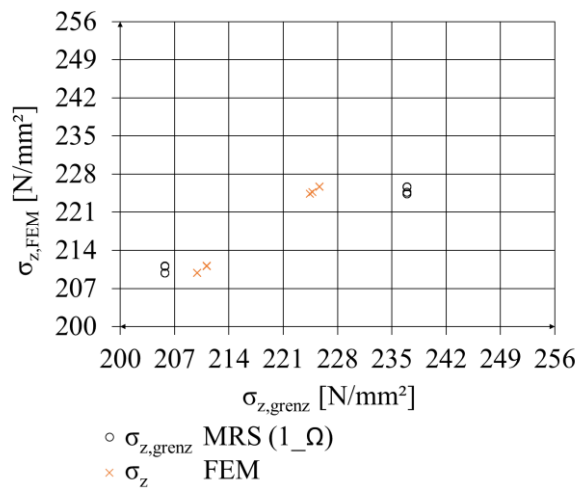


$\sigma_{z,\text{grenz. MRS}} (1_{\Omega}): K = 0,7$

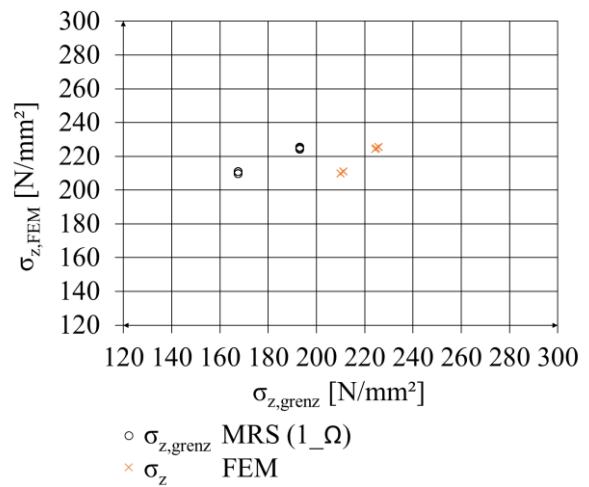


M2-III-3000-EF

$\sigma_{z,\text{grenz. MRS}} (1_{\Omega}): K = 0,57$



$\sigma_{z,\text{grenz. MRS}} (1_{\Omega}): K = 0,7$



Anhang I Numerische Untersuchungen am Elastomerlager

1. Modellierung von linearen Senkfedern mit berechneter Ersatzsteifigkeit nach [42]

Für die Beulanalyse wird das in [42] untersuchte Modell weiterverfolgt, überprüft und geringfügig angepasst. Um die Elastomerschicht zwischen Verschlusslager und Versuchskörper zu berücksichtigen, werden einfache Senkfedern im FE Modell ergänzt. Außerdem wird wie in Abbildung 5 ein 20 mm dickes Blech über den Senkfedern ergänzt. In Realität wird dieses Blech benötigt um ein lokales Eindringen des Überbaus zu vermeiden und dient als Gleitebene. In der Modellierung wird das Blech ebenso für die Definition des Kontaktes mit Reibung notwendig. Die Federn wirken nur in z-Richtung mit einer vorgegebenen Federkonstante. Schubkräfte in x- und y-Richtung werden über den Kontakt voll übertragen. Dabei wird davon ausgegangen, dass die über den PTFE-Stahl Kontakt übertragenen H-Lasten deutlich geringer sind als die Lasten, die größere Schubverformungen am Elastomer erzeugen würden. Die Modellierung des Kontaktes erfolgt einerseits über lineare Federelemente und andererseits über Kontaktelemente mit dem Kontakttyp Verbund. Um die Lasten in z-Richtung nicht über die Kontaktelemente einzuleiten, werden diesen Elementen sehr große Durchdringungstoleranzen vorgegeben. Anhand der ermittelten Federkräfte kann die korrekte Lastweiterleitung überprüft werden. Genauere Angaben zu den Berechnungen und Modellen sind in [42] angegeben. In dieser Arbeit ist nur eine kurze Zusammenfassung dargestellt.

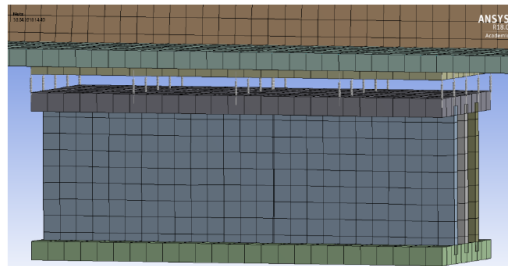


Abbildung A 194: Modellierung der Lasteinleitung mit Senkfedern [42]

Die Federkonstante wird anhand der über die Summe der vertikalen Verformungen nach Folgender Gleichung bestimmt:

$$v_c = \sum \frac{F_z \cdot t_i}{A'} \cdot \left(\frac{1}{5 \cdot G \cdot s_1^2} + \frac{1}{E_b} \right) \quad \text{nach [28]}$$

mit:

F_z = Bemessungswert der Vertikalkräfte

t_i = Dicke einer einzelnen Elastomerschicht in einem bewehrten Lager

A' = wirksame Grundfläche eines bewehrtes Elastomerlagers (Fläche der Bewehrungsplatten)

G = Nennwert des ideellen vereinbarten Schubmoduls eines Elastomerlagers

s_1 = Formfaktor für die dicksten Innenschichten

E_b = Kompressionsmodul

Für die Annahmen der Abmessungen werden reale Elastomerlager angesetzt, deren Pläne vorliegen.

Da zu dem verwendeten Elastomer keine weiteren Informationen zu Materialdaten vorliegen, werden mit Hilfe der Lagernorm DIN EN 1337-3 [28] realistische Annahmen getroffen:

- Bewehrtes Elastomerlager Typ B mit 3 Bewehrungsschichten
- Schubmodul $G = 0,9 \text{ MPa}$
- Kompressionsmodul $E_{BT} = 2000 \text{ MPa}$

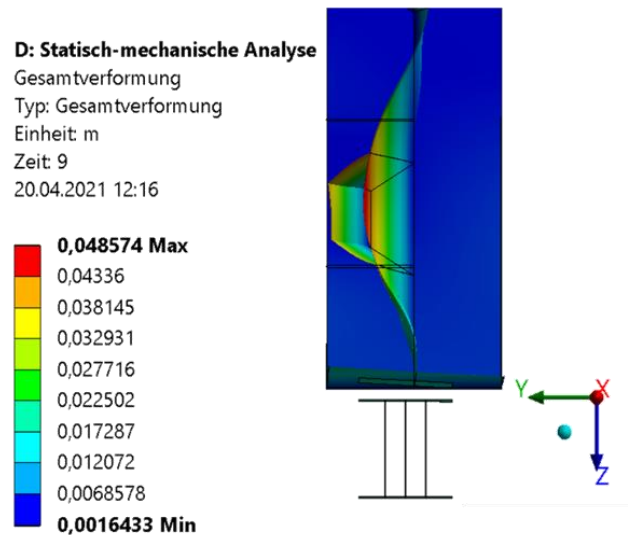
Mit Hilfe der Gleichung aus der DIN EN 1337-3 [28] können die vertikalen Verformungswege des Elastomerlagers überschlägig bestimmt und daraus eine Federkonstante ermittelt werden.

Die Federkonstante $k_{\text{ges.}} = 6226943 \text{ N/mm}$ bezieht sich auf die Elastomerfläche auf einem Verschublager mit Außenabmessungen $750 \text{ mm} \cdot 268 \text{ mm}$. Um eine möglichst gleichmäßige Lasteinleitung, entsprechend einem realen Elastomer, zu erzeugen, werden insgesamt 25 Senkfedern pro Lager modelliert und die Federkonstanten entsprechend des Anteils des Lasteinleitungsbereiches an der Gesamtfläche reduziert.

Die sehr hohe Steifigkeit des Elastomers resultiert daraus, dass sich einerseits gummiartige Materialien, ähnlich wie Flüssigkeiten, ohnehin fast inkompressibel verhalten [34] und andererseits das Elastomer mit nur 32 mm Dicke und 3 Bewehrungslagen sehr steif ist. Da in der Praxis auch dickere Elastomere für Verschubwippen verwendet werden wird eine Parameteruntersuchung durchgeführt, die auch deutlich geringere Steifigkeiten berücksichtigt. Dazu wird die berechnete Steifigkeit auf 10 % und 1 % reduziert. Die Reduzierung auf 10 % würde mit einem 16 cm hohen unbewehrten Elastomerkissen gerade noch den unteren Grenzwert der eingesetzten Lager entsprechen. Der untersuchte 1,0 % Fall ist ein rein theoretisch ermittelter Wert und tritt in der Praxis nicht auf. Erst für diesen Falls wird für $e = 30 \text{ mm}$ eine Traglastreduzierung um 1,6 % ermittelt. Die Ergebnisse der Traglasten sind für alle drei Modelle jeweils für $e = 0 \text{ mm}$ und 30 mm in der folgenden Tabelle A 29 dargestellt. Die Gesamtverformung wird für $k = 1 \%$ und $e = 30 \text{ mm}$ dargestellt. Eine geringfügige Verdrehung des Flansches wird festgestellt. Für den praxisgerechten Bereich wird kein Einfluss aus Lastexzentrizität festgestellt.

Tabelle A 29: Traglasten bei unterschiedlichen Federsteifigkeiten

	$k_{\text{ges}(100\%)} = 6226943 \text{ N/mm}$		$k_{\text{ges}(10\%)} = 622694,3 \text{ N/mm}$		$k_{\text{ges}(1\%)} = 62269,43 \text{ N/mm}$	
e [mm]	F_2 [kN]	$(1-F_{2(30)}/F_{2(0)}) \cdot 100$ [%]	F_2 [kN]	$(1-F_{2(30)}/F_{2(0)}) \cdot 100$ [%]	F_2 [kN]	$(1-F_{2(30)}/F_{2(0)}) \cdot 100$ [%]
0	1788,5	0	1788,5	0	1788,6	0
30	1788,5	0	1788,5	0	1760,5	1,6

Abbildung A 195: Gesamtverformung für $k_{\text{ges}(1\%)} = 62269,43 \text{ N/mm}$ und $e = 30 \text{ mm}$ [47]

2. Modellierung eines Elastomers mit nichtlinearem Materialverhalten

Im Zuge erweiterter Untersuchungen eines Einflusses auf das Beulverhalten aus dem nichtlinearen Materialverhalten des Elastomerlagers wurde ein Modell mit hyperelastischem Materialverhalten nach Arruda -Boyce entwickelt. Das Modell wurde im ersten Schritt nach [33] verifiziert. In dieser Arbeit wurden Verdrehwiderstände bewehrter Elastomerlager untersucht. Es wurden Versuche durchgeführt, diese wurden mit einer maximal zentrischen Druckbeanspruchung von 10 N/mm^2 und einer Verdrehung von $0,1 \%$ ($0,56^\circ$) belastet. Zur Verifizierung wurden die Materialdaten der uni- und biaxialen Versuche aus [33] zur Verfügung gestellt. Im Anschluss wurde das Materialmodell von Arruda -Boyce gewählt. Dies ist ein hyperelastisches Materialmodell welches zur Berücksichtigung nichtlinearer Eigenschaften, wie der Entstehung des Rückstellmomentes geeignet ist. Nachdem es sich bei den Untersuchungen um eine statische Belastung handelt wurde auf eine Modellierung des viskoelastischen Materialmodells nach Bergström verzichtet. Das "curve fitting" nach Arruda -Boyce wird an dem ersten Belastungsast der Versuchsdaten durchgeführt.

Das resultierende Rückstellmoment ist kleiner als in [33], was an den getroffenen Annahmen liegt. Nach [33] wurde in dieser Arbeit für die numerischen Nachrechnungen der zweite Belastungsast für das Materialmodell verwendet. Da das Elastomer bei wiederholter Belastung steifer reagiert, fällt das Ergebnis des Rückstellmomentes dementsprechend kleiner aus. Ebenso

ist durch die Wahl des Materialmodells nach Arruda Boyce die Belastungsgeschwindigkeit nicht definiert, was die Materialantwort beeinflusst. Nachdem das Ergebnis des Rückstellmomentes jedoch nachvollziehbar ist und auf der sicheren Seite liegen werden die Untersuchungen mit diesem Modell am Gesamtmodell mit Platte durchgeführt um einen vorhandenen Einfluss aus dem nichtlinearen Materialverhalten auf das Beulverhalten zunächst erstmal zu entdecken. Durch ihre Komplexität finden die Modelle bereits jetzt wenig Anwendung in der Praxis. Das Elastomer wurde in das Plattenmodell zur Untersuchung des Einflusses auf Beulen eingefügt. Dazu wurden mehrere Kissen über die Länge der Wippe aneinandergereiht. Dies entspricht auch der Realisierung von Wippenkonstruktionen in der Praxis. Identisch zum Federmodell wurde eine Stahlplatte zwischen Flansch und Elastomer eingefügt. Es wird eine Beulanalyse mit $e = 30$ mm durchgeführt und das Ergebnis der Traglasten verglichen, Es ist kein Unterschied in der Traglast zu erkennen.

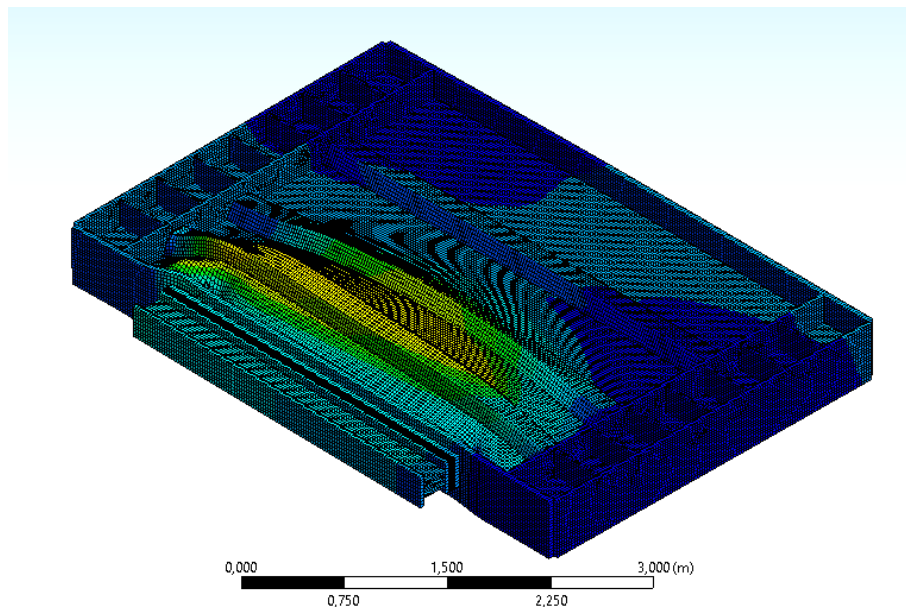


Abbildung A 196: Gesamtverformung bei Traglast mit Berücksichtigung des Elastomers und $e = 30$ mm [47]

Dies kann mehrere Ursachen haben. Zum einen wurde nur ein Elastomer untersucht, evtl. war es zu steif modelliert um den Effekt erkennen zu können, zum anderen gibt es aus den in 5.4.1 schon beschriebenen Gründen wenn überhaupt nur einen geringen Einfluss. Von weiteren Untersuchungen wird an dieser Stelle jedoch verzichtet. Für die untersuchten Fälle kann kein Einfluss aus dem Elastomer durch exzentrische Lasteinleitung in Querrichtung festgestellt werden. Weitere Untersuchungen wären für den Rahmen dieser Arbeit zu umfangreich und würden den Rahmen deutlich überschreiten. Eine vereinfachte Parametrisierung ist an dieser Stelle nicht zielführend.

Bei den Untersuchungen treten mehrere Hindernisse zur Interpretation der Ergebnisse auf. Diese sind im Folgenden zusammengestellt:

Die Versuchsdaten aus [33] gehen bis zu einem Druckbereich von -1 N/mm^2 , über die Erweiterung mittels curve fitting wird ein Bereich bis -3 N/mm^2 abgedeckt. Da dieser Druckbereich für die vorgesehenen Berechnungen zu klein ist muss die Materialkurve über die Parameter der Arruda Boyce Methode angepasst werden. Die Materialkurve ist Abbildung A 197 abgebildet. Die blaue dicke Linie resultiert aus den uniaxialen, die rote dicke Linie aus den biaxialen Versuchsdaten aus [33]. Die dünnen Linien werden über das curve fitting nach dem Arruda – Boyce Modell ermittelt.

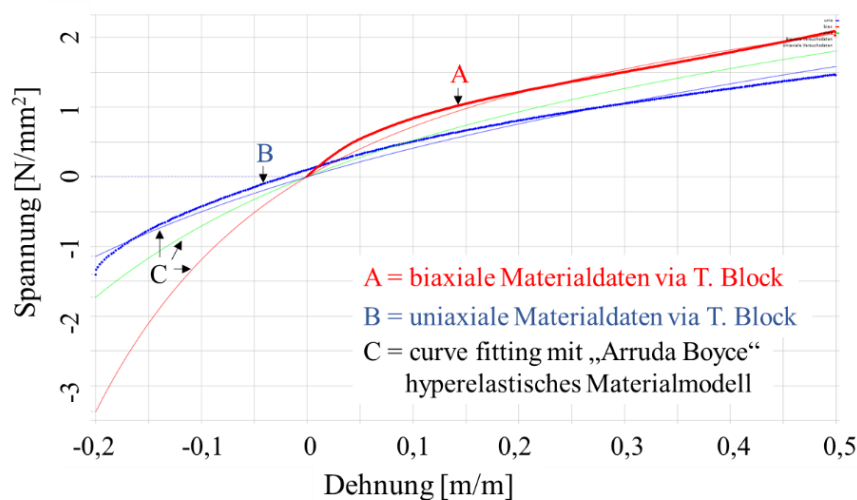


Abbildung A 197: Materialmodell für das Elastomer nach Arruda Boyce [46]

Das Elastomer reagiert abhängig von der Belastungswiederholung und der Belastungsgeschwindigkeit. In der nichtlinearen Traglastanalyse sind Lastschritte definiert, in denen die Last gesteigert wird. Eine Belastungsgeschwindigkeit ist nicht definiert. Das Elastomer erfährt demzufolge eine pulsartige steigende Belastung im Druckbereich. Das Verfestigungsverhalten entspricht daher nicht der realen Situation beim Vers Schub.

Bei einem hyperelastischen Materialmodell ist eine Definition mehrerer Elemente über dessen Dicke erforderlich. Da die Bleche sehr dünn sind ist eine sehr kleine Vernetzung notwendig, welche für die übrigen Bereiche zu sehr vielen Elementen und damit extrem langen Rechenzeiten führt.

Hyperelastische Materialmodelle führen bei der Modellierung von scharfen Kanten oft zu numerischen Problemen. Die Kanten der Elastomere wurden daher abgerundet, die Geometrie hat jedoch Einfluss auf die Ergebnisse wie u.a. in [34] untersucht wurde.

Es ist unklar ob Elastomere auf eine exzentrische Lasteinleitung genauso reagieren wie auf eine Beanspruchung durch Verdrehung. Nach [28] werden die Lager in dessen Anhang J über einen

definierten Verdrehwinkel geprüft. Dies entspricht bei starrer Lasteinleitung einer linearen Beanspruchung des Lagers. Eine Einzellast kann jedoch, je nach Steifigkeit der Lasteinleitungsplatte, auch andere Spannungsverteilungen verursachen, was bei einem Elastomer durch das nichtlineare Materialverhalten zu interessanten und anderen Ergebnissen führen kann. Dies sollte schematisch mit Versuchen untersucht werden.