

**Zur Berechnung der Tragfähigkeit von dünnwandigen  
Koppelfetten aus Kaltprofilen für Biegung um die  
schwache Achse und Torsion**

Vorgelegt im Promotionsausschuss der  
HafenCity Universität Hamburg

zur Erlangung des akademischen Grades

Doktor-Ingenieur (Dr.-Ing.)

Dissertation

von  
Stefan Mainz

aus  
Geilenkirchen

2017



# Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand in den Jahren 2012 bis 2017 während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter der FH Aachen (konstruktiver Ingenieurbau) im Zuge einer kooperativen Promotion mit der HafenCity Universität Hamburg. Sie wurde vom dortigen Promotionsausschuss als Dissertation angenommen.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Manuel Krahwinkel und Herrn Prof. Dr.-Ing. Jörg Laumann für die Betreuung und Unterstützung während der Erstellung dieser Arbeit sowie für die Übernahme des Referates bzw. Koreferates.

Ferner gilt mein Dank meinen Kollegen der FH Aachen, welche durch Ihre Diskussionsbereitschaft und wertvollen Anregungen zum Entstehen dieser Arbeit beigetragen haben.

Weiterhin danke ich meiner Familie und besonders meinen Eltern für die Unterstützung auf meinem bisherigen Lebensweg.

Abschließend danke ich meiner Partnerin, Hannah Klingsporn, für Ihre hilfreiche Unterstützung und Ihr großes Verständnis bei der Anfertigung dieser Arbeit.



## Kurzfassung

In der vorliegenden Arbeit wurde das Tragverhalten dünnwandiger Kaltprofil-Koppelfetten (Z-Profile) aus Stahlblech für Biegung um die schwache Achse und Torsion experimentell und numerisch untersucht. Basierend auf numerischen parametrischen Untersuchungen wurden unterschiedliche Nachweisverfahren und -methoden zur Erfassung des Tragverhaltens entwickelt und analysiert. Hier konnten sowohl Verfahren zur näherungsweisen Abschätzung der Grenzlast, als auch Stabwerksmodelle zur Ermittlung der genauen Schnittgrößen  $M_z$  bzw.  $M_{\omega}$  verifiziert werden.

Anhand diverser experimenteller Untersuchungen konnte das geometrisch und physikalisch nichtlineare Biegetragverhalten gekoppelter Zweifeldträger eingehend untersucht werden. Hier zeigte sich, dass die Forminstabilität des rechten (obenliegenden) Trägers im Feldbereich die vorwiegende Versagensursache darstellte. Neben den gekoppelten Mehrfeldträgern wurden zusätzlich durchlaufende Träger (d.h. ohne Koppelstelle) ausgewertet. So konnten die Unterschiede zwischen beiden Systemen quantifiziert werden. Bei den Versuchsträgern stellte sich heraus, dass durchlaufende Systeme eine bis zu 20% höhere Traglast aufweisen als identische gekoppelte Systeme. In ersten Vergleichsrechnungen mit dem aus der Praxis bekannten Programm Schrag Stab FEM zeigte sich jedoch bei den gekoppelten Systemen ein großes Einsparpotential für die Bemessung.

Mithilfe parametrischer Untersuchungen an einem zuvor verifizierten Finite-Elemente-Modell konnte unter Variation der Querschnitte, Stützweite und Belastung das Biegetragverhalten für baupraktische Anwendungsbereiche analysiert werden. Es konnte gezeigt werden, dass unter Berücksichtigung einer 1,5-fachen Biegesteifigkeit im Koppelbereich die Grenzlast des gekoppelten Zweifeldträgers in zutreffender Näherung berechnet werden kann (Verfahren 1). Dies konnte für typische Belastungen, wie u.a. jeweils einer Einzellast in Feldmitte und einer gleichförmigen Streckenlast für Stützweiten von  $L=3,50\text{m}$  bis  $L=7,00\text{m}$ , gezeigt werden.

Für die genaue Bestimmung der Biegemomente  $M_z$  (Verfahren 2) wurden Ingenieurmodelle in Form von Stabwerksmodellen entwickelt und auf die Ergebnisse der parametrischen Untersuchungen angewendet. Für die Entwicklung der Stabwerksmodelle wurden die tatsächlichen Verläufe der Spannungen  $\sigma_x$  mithilfe der numerischen Simulation ausgewertet. Hierdurch konnten Rückschlüsse auf das Tragverhalten gezogen werden.

Neben einem gekoppelten Zweifeldträger wurde mithilfe weiterer Parameteruntersuchungen das Tragverhalten gekoppelter Dreifeldträger analysiert. In den FE-Simulationen zeigte sich, dass sich auch bei diesem ein qualitativ vergleichbares Tragverhalten, insbesondere im Koppelbereich einstellt. Hier konnten Parallelen im Spannungsverlauf und Verformungsverhalten festgestellt werden.

Neben den experimentellen Untersuchungen des Biegetragverhaltens wurde ebenso die Tragfähigkeit infolge einer Torsionsbeanspruchung experimentell untersucht.

Mithilfe eines verifizierten Finite-Elemente-Modells wurden parametrische Untersuchungen durch Variation der Querschnitte, Stützweite und Belastung durchgeführt. Unter der Annahme einer reinen Wölbkrafttorsion konnte gezeigt werden, dass die Wölbmomentenverteilung  $M_{\omega}$  in zutreffender Weise mithilfe handelsüblicher Stabwerksprogramme berechnet werden kann.

Bei dem in dieser Arbeit entwickelten Verfahren wirkt der Gurt als Biegesystem. Das Wölbmoment ergibt sich hierbei modellhaft als Moment der Gurtbiegemomente  $M_G$ . Zur

Ermittlung der Gurtbiegemomente wurden diverse Stabwerksmodelle entwickelt und diese hinsichtlich Ihrer Anwendbarkeit mit den Ergebnissen aus den parametrischen Untersuchungen, insbesondere der Wölbnormalspannungsverteilung  $\sigma_\omega$ , verglichen

Sowohl für die Biegung als auch für die Torsion bildeten sich jeweils zwei Stabwerksmodelle heraus, die die Biegemomente  $M_z$  und die Wölbmomente  $M_\omega$  zutreffend und größtenteils genauer als im Programm Schrag Stab FEM erfassen.





## Abstract

In the present study, the load-bearing behavior of thin-walled cold-profile overlap purlins (Z-profiles) made of steel sheet was investigated experimentally and numerically for bending around the weak axis and torsion. Based on numerical parametric studies different verification methods of the load-bearing behavior were developed and analyzed. Here, both methods for the approximate estimation of the limit load, as well as models for the determination of the exact internal forces  $M_z$  and  $M_\omega$  could be shown.

On the basis of various experimental investigations the geometrically and physically nonlinear bending behavior of coupled two-span beam was investigated in detail. Here it was shown that the shape instability of the right (overlying) beam in the field region caused the failure. In addition to the coupled multi-span beam continuous beams (without a coupling point) were additionally evaluated. Thus, the differences between both systems could be quantified. It turned out that continuous beams have a load factor of up to 20% higher than identical coupled beams. However, in first comparison calculations with a program known from practice (Schrag Stab FEM), a great saving potential was found for the design of coupled two-span beams. Using parametrical investigations on a previously verified finite element model, the bending behavior for structural application areas could be analyzed by varying the cross sections, span and load. It could be shown that, considering a 1.5-times bending stiffness in the coupling region, the limit load of the coupled two-span beam can be calculated in a suitable approximation (method 1). This has been possible for typical loadings, such as, in each case a single-cell load in the center of the field and a uniform line load for support widths of  $L = 3.50$  m to  $L = 7.00$  m.

For the precise determination of the bending moments  $M_z$  (method 2) engineers models were developed in the form of framework models and applied to the results of the parametric investigations. For the development of the models, the actual course of the stresses  $\sigma_x$  were evaluated using the numerical simulation so that the bearing behavior can be depicted.

In addition to a coupled two-span beam, additional parameters were used to analyze the support behavior of coupled triple-span beam. In the FE simulations, it was shown that the load-bearing behavior of the FE is comparable in quality, especially in the coupling area. Here, parallels in the stress distribution and deformation behavior could be determined.

In addition to the experimental investigations of the bending behavior, the load bearing capacity due to torsional loads was also tested experimentally.

By means of a verified finite element model, parametric investigations were carried out with varying cross sections, span and load. Assuming pure warping torsion, it could be shown that the distribution of the bimoment  $M_\omega$  can be calculated in an appropriate manner using commercially available software.

In the described procedure, the flange acts as a bending system. The bimoment is obtained here as the moment of the flange bending moments  $M_G$ . In order to determine the flange bending moment, various models were developed and these were compared with the results from the parametric studies for their applicability.

For the bending as well as for the torsion, two models were formed, which accurately and at the same time capture the bending moments  $M_z$  and the bimoments  $M_\omega$  more precise.



# Inhaltsverzeichnis

<b>VORWORT</b> .....	<b>III</b>
<b>KURZFASSUNG</b> .....	<b>V</b>
<b>ABSTRACT</b> .....	<b>IX</b>
<b>INHALTSVERZEICHNIS</b> .....	<b>XI</b>
<b>1 EINLEITUNG</b> .....	<b>1</b>
1.1 PROBLEMSTELLUNG UND ZIELSETZUNG .....	1
1.2 BEZEICHNUNGEN .....	4
1.3 ALLGEMEINE ANNAHMEN UND VORAUSSETZUNGEN.....	6
<b>2 STAND DER FORSCHUNG</b> .....	<b>7</b>
2.1 PROFILGEOMETRIEN, MATERIAL, VERBINDUNGSTECHNIK.....	7
2.2 GEOMETRISCHE RANDBEDINGUNGEN .....	10
2.3 BERECHNUNGSKONZEPTE .....	13
2.3.1 Versagensmechanismen .....	13
2.3.2 Nachweismethoden .....	14
2.4 LOKALES STABILITÄTSPROBLEM „PLATTENBEULEN“ .....	15
2.4.1 Randbedingungen der einzelnen Plattenelemente .....	15
2.4.2 Forminstabilität von Kaltprofilen .....	16
2.5 WIRKSAME BREITEN (BERECHNUNGSABLAUF) .....	17
<b>3 GRUNDLAGEN DER VERWENDETEN RECHENPROGRAMME</b> .....	<b>20</b>
3.1 ANSYS [17].....	20
3.2 SCHRAG STAB FEM [51] .....	20
3.3 KSTAB [44].....	20
3.4 DLUBAL RSTAB [26].....	21
3.5 RUB QSW OFFEN [43] .....	21
3.6 EFFEKTIVE QUERSCHNITTSWERTE [59].....	21
<b>4 EXPERIMENTELLE UNTERSUCHUNGEN – BIEGUNG UM DIE SCHWACHE ACHSE</b> .....	<b>22</b>
4.1 EINLEITUNG.....	22
4.2 ZUSAMMENFASSUNG DER VERSUCHSERGEBNISSE .....	25
4.3 TRAGLASTVERGLEICH - SCHRAG STAB FEM.....	28
<b>5 NUMERISCHE UNTERSUCHUNGEN – BIEGUNG UM DIE SCHWACHE ACHSE</b> .....	<b>30</b>
5.1 EINLEITUNG.....	30
5.2 GRUNDLAGEN NUMERISCHER UNTERSUCHUNGEN - BIEGEVERSUCHE .....	30
5.2.1 Physikalische Nichtlinearität - Werkstoffverhalten .....	30

5.2.2	Geometrische Nichtlinearität .....	32
5.2.3	Gleichgewichtsermittlung .....	33
5.2.4	Nachweisformate .....	33
5.2.5	Imperfektionen .....	34
5.3	VERIFIZIERUNG DES NUMERISCHEN MODELLS AN GEKOPPELTEN ZWEIFELDTRÄGERN .....	36
5.3.1	Diskretisierung des numerischen Modells .....	36
5.3.2	Vergleich FE-Ergebnisse mit Versuchsreihen .....	41
5.4	EFFEKTIVE QUERSCHNITTSWERTE – BERECHNUNGSABLAUF .....	44
5.4.1	Einleitung .....	44
5.4.2	Verifikation EDV-Programm „Effektive Querschnittswerte“ .....	44
5.5	PARAMETERREIHEN .....	53
5.5.1	Parameterreihe 1 (Stützweite L=1,80m) .....	56
5.5.2	Parameterreihe 2 (Stützweite L=3,50m) .....	66
5.5.3	Parameterreihe 3 (Stützweite L=5,00m) .....	69
5.5.4	Parameterreihe 4 (Stützweite L=7,00m) .....	72
5.5.5	Auswertung und Zusammenfassung Parameterreihen .....	75
5.6	TRAGLASTVERGLEICH SCHRAG STAB FEM .....	79
5.7	SPANNUNGSVERLAUF KOPPELTRÄGER .....	81
5.8	VERFORMUNGSVERHALTEN KOPPELTRÄGER .....	86
<b>6</b>	<b>INGENIEURMODELL – BIEGUNG UM DIE SCHWACHE ACHSE .....</b>	<b>89</b>
6.1	VORDIMENSIONIERUNG / HANDRECHNUNG .....	89
6.1.1	Statisches Ersatzsystem .....	89
6.1.2	Zusammenfassung .....	96
6.2	STABWERKSMODELLE BIEGUNG (SWM-B) – VERFAHREN 2 .....	97
6.2.1	Statische Systeme .....	97
6.2.2	Schnittgrößenermittlung .....	99
6.2.3	Spannungsnachweis Stabwerksmodell – Verfahren 2 .....	113
6.2.4	Traglastvergleich Schrag Stab FEM .....	115
6.3	ALTERNIERENDE KOPPELAUSBILDUNG .....	117
6.3.1	Mittelaufleger – spiegelbildliche Trägeranordnung .....	117
6.3.2	Mittelaufleger – ursprüngliche Trägeranordnung mit Soglast .....	120
6.4	DREIFELDTRÄGER .....	128
6.4.1	Spannungsverlauf und Verformungsverhalten .....	129
6.4.2	Stabwerksmodelle – Dreifeldträger .....	131
6.4.3	Bemessungsbeispiel – Dreifeldträger .....	138
6.5	ZUSAMMENFASSUNG INGENIEURMODELL BIEGUNG UM DIE SCHWACHE ACHSE .....	140
<b>7</b>	<b>EXPERIMENTELLE UNTERSUCHUNGEN – TORSIONSBEANSPRUCHUNG ....</b>	<b>144</b>
7.1	EINLEITUNG .....	144
7.2	VERSUCHSAUFBAU UND -DURCHFÜHRUNG .....	145
7.3	ZUSAMMENFASSUNG DER VERSUCHSERGEBNISSE .....	149
<b>8</b>	<b>NUMERISCHE UNTERSUCHUNGEN – TORSIONSBEANSPRUCHUNG .....</b>	<b>152</b>

8.1	GRUNDLAGEN NUMERISCHER UNTERSUCHUNGEN – TORSIONSVERSUCHE .....	152
8.1.1	Physikalische Nichtlinearität .....	152
8.1.2	Geometrische Nichtlinearität .....	152
8.1.3	Gleichgewichtsermittlung .....	152
8.1.4	Nachweisformate .....	152
8.1.5	Imperfektionen .....	152
8.2	VERIFIZIERUNG DER VERSUCHSREIHEN MIT ANSYS [17] .....	152
8.2.1	Diskretisierung .....	152
8.2.2	Vergleich FE-Ergebnisse mit Versuchsreihen .....	154
8.3	TORSION .....	157
8.3.1	Einleitung .....	157
8.3.2	Wölbkrafttorsion Koppelträger .....	162
8.4	NUMERISCHE UNTERSUCHUNGEN - WÖLBKRAFTTORSION .....	164
8.4.1	Parameterreihe 1a – $M_x$ (Stützweite $L=3,50m$ ) .....	166
8.4.2	Parameterreihe 2a – $M_x$ (Stützweite $L=5,00m$ ) .....	168
8.4.3	Parameterreihe 3a – $m_x$ (Stützweite $L=3,50m$ ) .....	169
8.4.4	Parameterreihe 4a – $m_x$ (Stützweite $L=5,00m$ ) .....	170
8.4.5	Parameterreihe 1b – $M_x$ (Stützweite $L=3,50m$ ) .....	172
8.4.6	Parameterreihe 2b – $M_x$ (Stützweite $L=5,00m$ ) .....	173
8.4.7	Parameterreihe 3b – $m_x$ (Stützweite $L=3,50m$ ) .....	173
8.4.8	Parameterreihe 4b – $m_x$ (Stützweite $L=5,00m$ ) .....	174
<b>9</b>	<b>INGENIEURMODELL – TORSIONSBEANSPRUCHUNG .....</b>	<b>176</b>
9.1	EINLEITUNG .....	176
9.2	SCHNITTGRÖßENERMITTLUNG – WÖLBBIMOMENT $M_\Omega$ .....	176
9.2.1	Modellbildung mithilfe der Analogiebetrachtung .....	178
9.2.2	Einzeltorsionsmoment – Parameterreihen 1 und 2 .....	182
9.2.3	Linientorsionsmoment – Parameterreihen 3 und 4 .....	190
9.2.4	Optimierung durch gemeinsamen Lastabtrag (gemischte Torsion) .....	196
9.3	ZUSAMMENFASSUNG INGENIEURMODELL TORSION .....	198
<b>10</b>	<b>BERECHNUNGSBEISPIEL FÜR BIEGUNG UM DIE SCHWACHE ACHSE UND TORSION .....</b>	<b>202</b>
10.1	VERFAHREN 2 – GEKOPPELTER ZWEIFELDTRÄGER .....	203
10.2	ALTERNATIVE BERECHNUNGSMETHODE – BIEGUNG UM DIE SCHWACHE ACHSE .....	209
<b>11</b>	<b>ZUSAMMENFASSUNG .....</b>	<b>211</b>
<b>ANLAGEN A – EXPERIMENTELLE UNTERSUCHUNGEN: BIEGUNG UM DIE SCHWACHE ACHSE .....</b>		<b>219</b>
<b>ANLAGEN B – NUMERISCHE UNTERSUCHUNGEN: BIEGUNG UM DIE SCHWACHE ACHSE .....</b>		<b>224</b>
<b>ANLAGEN C – NUMERISCHE UNTERSUCHUNGEN: TORSION .....</b>		<b>245</b>
<b>LITERATURVERZEICHNIS .....</b>		<b>257</b>



# 1 Einleitung

## 1.1 Problemstellung und Zielsetzung

In der heutigen Zeit geht der Trend im modernen Industrie- und Hallenbau dahingehend, dass gängige Pfettenprofile, wie z.B. warmgewalzte, I-förmige Querschnitte durch dünnwandige, kaltgeformte Bleche aus Stahl oder Aluminium ersetzt werden. Pfetten werden als Unterkonstruktion für die Dacheindeckung verwendet, siehe Bild 1.1 (links). Sie haben die Aufgabe, die Dachlasten in die Haupttragelemente (Binder / Rahmenriegel) abzuleiten. Zusätzlich können Pfetten innerhalb aussteifender Verbände als Druckpfosten ausgebildet werden. Neben den Dachpfetten werden im Industrie- und Hallenbau auch vermehrt Wandriegel aus kaltprofilierten Querschnitten in Form von C-Profilen verwendet. Wandriegel sind horizontale Tragglieder im Wandbereich, die der Aufnahme sowie Weiterleitung der horizontalen Windlasten und ggf. vertikalen Fassadenlasten dienen. In Bild 1.1 (rechts) sind jeweils ein Z-, und C-Profil abgebildet.



Bild 1.1 Einsatz von Z- und C-förmigen Kantprofilen im Industrie- und Hallenbau aus [82]

Dünnwandige, kaltgeformte Bleche - ugs. „Kaltprofile“ - werden aus einem Stahlband oder Stahlblech durch Kaltumformung hergestellt. Bei einer Kaltumformung werden Metalle unterhalb der Rekristallisationstemperatur umgewandelt. Neben dem Abkanten bei größeren Wanddicken, werden bei geringeren Wanddicken die Kaltprofile durch Kaltwalzen hergestellt. Aufgrund des geringen Gewichtes fällt in Verbindung mit dünnwandigen Querschnitten häufig der Begriff des Stahlleichtbaus. Im Gegensatz zu warmgewalzten, I-förmigen Profilen weisen Kaltprofile eine konstante Blechdicke über den gesamten Querschnitt auf. Weiterhin werden Sie durch eine Folge ebener Blechelemente zusammengesetzt, welche am Anfang, Ende oder mittig gestützt (Sicken, Lippen, Bördel) oder ungestützt sind.

Die Vorteile eines Kaltprofils sind neben dem guten Verhältnis von Tragkraft zu Gewicht die leichte Handhabung und die geringen Werkstattkosten. Infolgedessen ermöglicht der Stahlleichtbau die Erstellung von leichten Konstruktionen, mit dennoch hohen Steifigkeiten. Aufgrund der daraus resultierenden Materialeinsparung gegenüber herkömmlichen warmgewalzten Profilen, können in vielen Fällen wirtschaftlichere Konstruktionen erzielt und infolgedessen Geld eingespart werden. Zusätzlich erlauben dünnwandige, kaltgeformte Bleche

eine freie Handhabung der Querschnittsgestaltung umso exakt den funktionellen und baulichen Anforderungen zu genügen.

Dünnwandige Querschnitte können praktisch endlos hergestellt werden, jedoch muss aus Transport- und Platzgründen die bauliche Länge beschränkt werden. Bei kurzen Binderabständen ist es möglich eine Pfette über ein oder mehrere Felder ungestoßen (Einfeldpfette / Durchlaufpfette) durchlaufen zu lassen. Bei größeren Binderabständen müssen die Dachpfetten dahingehend über den Innenauflagern gestoßen werden, so dass ein gekoppeltes Mehrfeldträgersystem entsteht, siehe Bild 1.2. Einfeldträger sind zwar auch möglich, jedoch sollen diese aufgrund der relativ großen Durchbiegung vermieden werden.



Bild 1.2 Koppelstelle eines Trägers im Prüfstand [50]

Die Ausbildung eines gekoppelten Mehrfeldträgersystems kann mithilfe zweier Varianten erfolgen. Bei der ersten Variante (Sleeve-System) wird die Durchlaufwirkung durch ein Kupplungsstück hergestellt. Dabei werden die jeweiligen Pfetten stumpf gestoßen und mit jenem Kupplungsstück verbunden, siehe Bild 1.3.

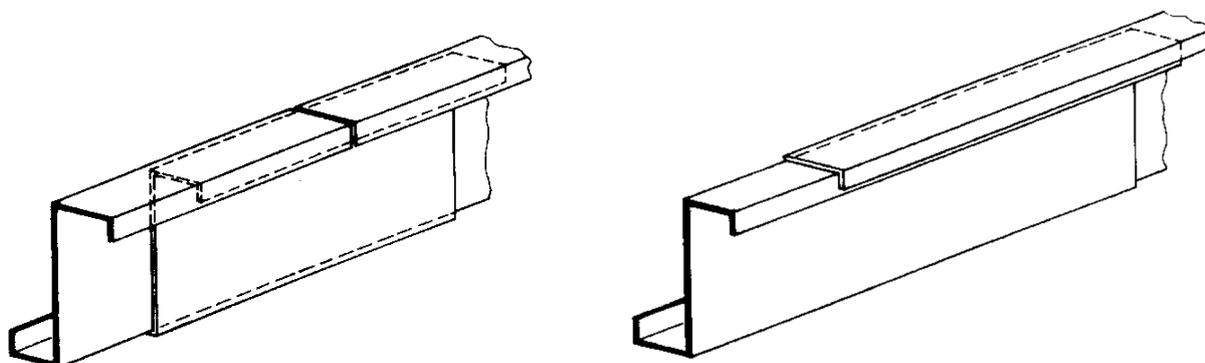


Bild 1.3 Gelaschtes bzw. Sleeve-System / Überlapptes bzw. Overlap-System (v.l.) [79]

Das Kupplungsstück kann ein Pfettenrest oder ein gesondert hergestelltes Blech sein. Bei der zweiten Variante werden die einzelnen Pfetten im Stoßbereich überlappt (Overlap-System), siehe Bild 1.4. Dabei werden die Pfetten um  $180^\circ$  gegeneinander versetzt eingebaut. Voraussetzung dafür sind unterschiedliche Gurtbreiten.

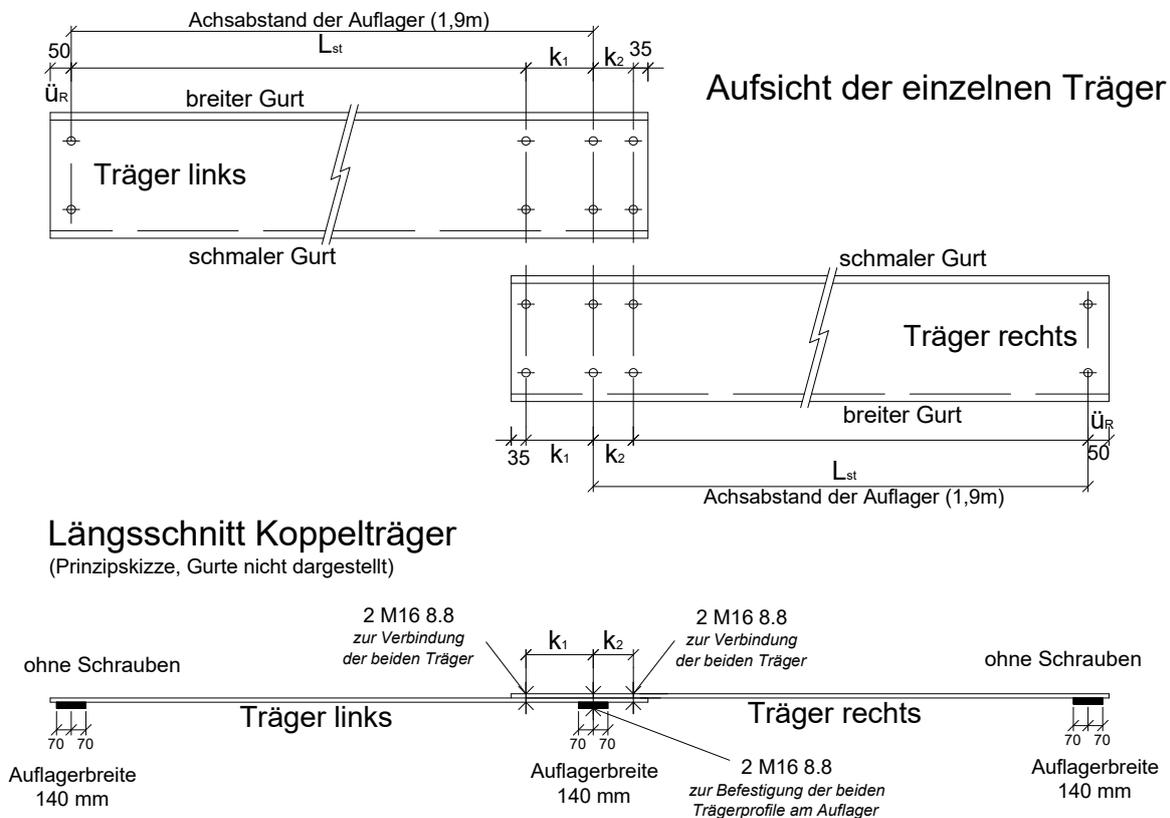


Bild 1.4 Schraubenordnung Koppelträger (Overlap-System) [50]

Leider gehen heutige Bemessungsmodelle nur unzureichend auf die aufkommende Problematik hinsichtlich der Kopplung ein. Für einachsige Biegung um die starke Achse existieren Federmodelle, siehe [79]. Für einachsige Biegung um die schwache Achse und Torsion stehen diese leider nicht zur Verfügung. Werden die Pfetten über dem Innenaufleger gestoßen, ist in diesem Bereich i.d.R. eine erhöhte Steifigkeit vorzufinden. Je steifer ein Bauteil ist, umso mehr Lastanteile werden dadurch „angezogen“. Sofern dieser Aspekt keine Berücksichtigung findet, können die berechneten Stützmomente durchaus auf der unsicheren Seite liegen. Andererseits ist denkbar, dass durch eine Nachgiebigkeit in den Verbindungsmitteln (Verschraubung Koppelbereich) dieser Aspekt wieder egalisiert wird. Aus diesem Grund entstand mit dem Unternehmen SCHRAG Kantprofile die Idee für ein Forschungsvorhaben, mit dem Ziel das Tragverhalten von Z-förmigen Kantprofilen zu analysieren.

In [50] wurde die Tragfähigkeit der Koppelstellen hinsichtlich einachsiger Biegung um die schwache Achse untersucht, indem Traglastversuche an Zweifeldträgern durchgeführt wurden. Die dabei verwendeten Träger wurden aus Stahl der Materialgüte S 320 GD + Z275 NA-C nach DIN EN 10346 [6] hergestellt. Insgesamt werden 24 Träger, die sich hinsichtlich der Profilhöhe und Blechdicke voneinander unterscheiden, untersucht.

Aufgrund der skizzierten Problemstellung hinsichtlich der Bemessung des Kopplungsbereiches und der in [50] beschriebenen Traglastversuche lässt sich die **Zielsetzung** dieser Arbeit ableiten.

Im Einzelnen lassen sich folgende Ziele formulieren:

- Experimentelle und analytische Untersuchung der Durchlaufwirkung von gekoppelten Z-Profilpfetten sowohl für Biegung um die schwache Achse, als auch für Torsion. Grundlage sind dafür u.a. die in [50] durchgeführten Traglastversuche.
- Entwicklung eines Ingenieurmodells zur anschaulichen Beschreibung der Steifigkeit der Koppelstellen für Biegung um die schwache Achse und Torsion.

## 1.2 Bezeichnungen

Auf den folgenden Seiten werden die in dieser Arbeit verwendeten Formelzeichen und Definitionen angegeben. Weitere Variablen werden bei Ihrer erstmaligen Verwendung erläutert.

### Akkronyme

DGL	Differentialgleichung
FEM	Finite-Elemente-Methode
GMNA	Geometrisch und materiell nichtlineare Berechnung
GMNIA	Geometrisch und materiell nichtlineare elastische Berechnung mit Imperfektion
GNA	Geometrisch nichtlineare, elastische Berechnung
GNIA	Geometrisch nichtlineare, elastische Berechnung mit Imperfektion
GZT	Grenzzustand der Tragfähigkeit
LA	Linear-elastische Berechnung
LBA	Linear-elastische Verzweigungsberechnung
MNA	Materiell nichtlineare Berechnung
ULS	Ultimate limit state

### Koordinaten, Ordinaten und Bezugspunkte

M	Schubmittelpunkt
s	Profilordinate
S	Schwerpunkt
x	Stablängsrichtung
y, z	Hauptachsen in der Querschnittsebene
y', z'	um Winkel $\vartheta$ verschobene Hauptachsen
$\omega$	normierte Wölbordinate

### Verschiebungsgrößen

u, v, w	Verschiebungen in x-, y-, z-Richtung
$\vartheta, \varphi_y, \varphi_z$	Verdrehungen um die x-, y-, z-Achse
$\vartheta'$	Verdrillung

**Querschnittskennwerte und Abmessungen**

$A$	Querschnittsfläche
$A_{\text{eff}}$	wirksame Querschnittsfläche
$A_s$	Querschnittsfläche der Randsteife
$A_{s,\text{red}}$	reduzierte Querschnittsfläche der Randsteife
$b$	Gurtbreite
$b_{\text{eff}}$	wirksame Gurtbreite
$b_p$	Nennbreite
$c$	Lippenbreite
$d$	Länge Bördel
$c_{\text{eff}}$	wirksame Lippenbreite
$h_s$	Steghöhe
$I_T$	St. Venantsches Torsionsträgheitsmomente
$I_y, I_z$	Hauptträgheitsmomente
$I_\omega$	Wölbwiderstand
$I_{\text{eff}}$	effektives Flächenträgheitsmoment
$r$	Biegeradius
$S_y, S_z$	statische Momente
$t_{\text{cor}}$	Kerndicke = Blechdicke nach dem Kaltumformen einschließlich Zink- und anderer metallischer Beschichtungen
$t_f$	Gurtdicke
$t_s$	Stegdicke
$W_y, W_z$	Widerstandsmomente

**Last- und Schnittgrößen**

$F_x, F_y, F_z$	Einzellasten
$M_x$	Torsionsmomente
$M_{x,p}$	primäres Torsionsmomente
$M_{x,s}$	sekundäres Torsionsmomente
$M_y, M_z$	Biegemomente
$M_\omega$	Wölbbimoment
$N$	Längskräfte, Normalkräfte
$q_x, q_y, q_z$	Streckenlasten
$V_y, V_z$	Querkräfte

**Werkstoffkennwerte**

$E$	Elastizitätsmodul
$f_u$	Zugfestigkeit
$f_y$	Streckgrenze
$G$	Schubmodul
$\epsilon_u$	Bruchdehnung
$\vartheta$	Querkontraktion
$R_{eH}$	obere Streckgrenze im Zugversuch

$R_{eL}$	untere Streckgrenze im Zugversuch
$R_{eM}$	Zugfestigkeit im Zugversuch
$R_{p0,2}$	Spannung bei einer plastischen Dehnung von 0,2% der Messlänge $L_0$
$L_0$	Ausgangslänge

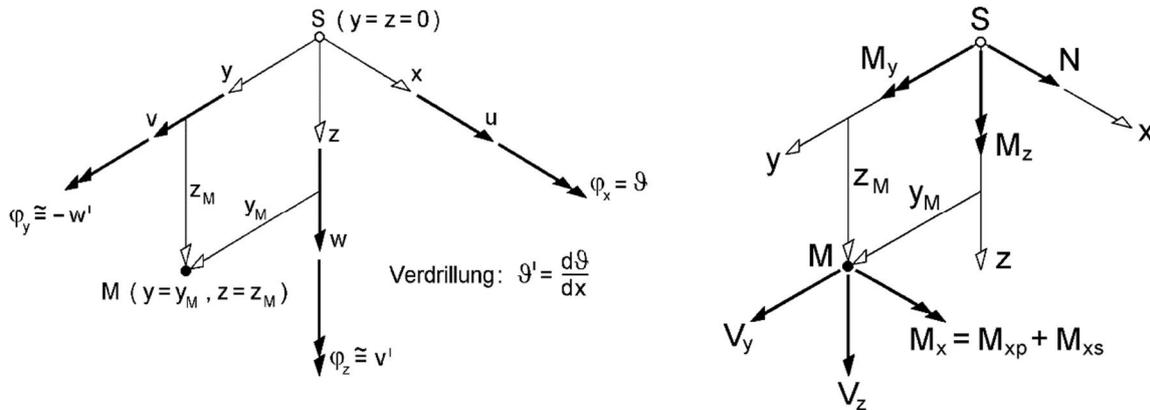


Bild 1.5 Verschiebungs- und Schnittgrößen am positiven Schnittufer [39]

### Spannungen, Dehnungen

$\varepsilon$	Dehnung in Stablängsrichtung
$\sigma_v$	Vergleichsspannung nach <i>von Mises</i>
$\sigma_x$	Normalspannung in x-Richtung
$\sigma_\omega$	Normalspannung in x-Richtung
$\tau$	Schubspannungen in y-z-Ebene
$\tau_p$	primäre Schubspannungen
$\tau_s$	sekundäre Schubspannungen

### Weitere Bezeichnungen

$L$	Systemlänge
$\varepsilon_s$	Stabkennzahl für Torsion
$\lambda$	Abklingfaktor
$L_{eff}$	effektive Stützweite
$\beta$	Vorfaktor effektive Stützweite

## 1.3 Allgemeine Annahmen und Voraussetzungen

Für alle Untersuchungen und Herleitungen gelten, wenn nicht ausdrücklich anders erwähnt, nachfolgende Randbedingungen:

- Es werden nur dünnwandige Z-Querschnitte behandelt
- Die Lagerbedingungen beziehen sich auf die lokale Stabachse
- Die Belastungen sind richtungstreu
- Das zu entwickelnde Ingenieurmodell bezieht sich auf das Overlap-System

## 2 Stand der Forschung

Zu Beginn der 80er Jahre wurde bereits auf dem Gebiet der dünnwandigen, kaltgeformten Bleche geforscht. Dabei wurde das prinzipielle Tragverhalten aufgrund zahlreicher Großversuche durch Schardt / Schrade in [79] analysiert. Die Berechnungsverfahren beruhen dabei auf der verallgemeinerten technischen Biegetheorie. Darüber hinaus wurde mithilfe umfangreicher Vergleichsrechnungen die stabilisierende Wirkung (Dreh- und Schubbettung) der angrenzenden Dachelemente (z.B. Trapezbleche) auf Kaltprofilpfetten untersucht, siehe [78]. Die daraus resultierenden Ergebnisse fanden sich später in einem Bemessungsvorschlag in der 1992 erschienenen Dast-Richtlinie 016 [16] wieder.

Diese Richtlinie regelte in Verbindung mit DIN 18800 [1] jahrelang die „Bemessung und konstruktive Gestaltung von kaltgeformten, dünnwandigen Bauteilen und Blechen aus Stahl“. Die Dast-Richtlinie 016 [16] wurde auf Wunsch der Praktiker im Jahre 1992 bauaufsichtlich eingeführt, da aufgrund zahlreicher Schadensfälle ein gewisser Nachholbedarf bestand.

Im Zuge der Normenumstellung und der damit verbundenen bauaufsichtlichen Einführung der DIN EN 1993 [8], [10], [12] werden ab dem 01. Juli 2012 die Tragfähigkeitsnachweise für dünnwandige Bauteile gemäß DIN EN 1993-1-3 [10] in Verbindung mit DIN EN 1993-1-1 [8] bzw. DIN EN 1993-1-5 [12] geführt.

### 2.1 Profilgeometrien, Material, Verbindungstechnik

#### Profilgeometrien

In Bild 2.1 sind gängige Querschnittsformen von heutzutage verwendeten Kaltprofilen dargestellt. Es ist zu erkennen, dass die Profile aneinander gereihte ebene Teilflächen aufweisen. Die Teilflächen können hierbei mit Versteifungen in der Mitte oder an den Enden oder unversteift ausgeführt werden. Die mittigen Versteifungen werden als Sicken bezeichnet. Die Versteifungen der Ränder heißen Lippen oder Bördel. Ferner können Kaltprofile zur Tragfähigkeitssteigerung als Sonderbauteile ausgebildet werden.

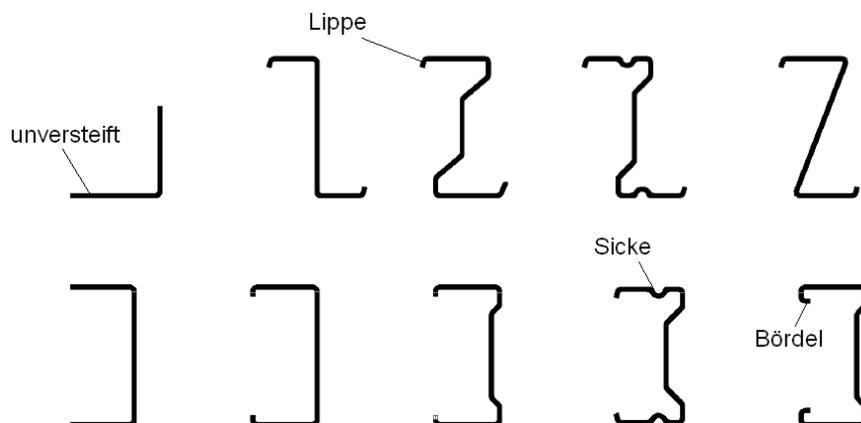


Bild 2.1 Querschnittsformen kaltprofilierter Querschnitte [10]

### Material

In Bild 2.2 und Bild 2.3 sind die qualitativen Spannungs-Dehnungs-Diagramme von Stählen mit und ohne ausgeprägter Streckgrenze dargestellt. Wie zu erkennen ist, liegt bis zum Erreichen der Streckgrenze linear-elastisches Materialverhalten vor (*Hookesches Gesetz*). Anschließend beginnt der Stahl gemäß Bild 2.2 zu fließen. Die Spannung fällt sprunghaft ab. In diesem Bereich besitzt der Stahl keinerlei Festigkeit. Der Fließbereich erstreckt sich über einen bestimmten Dehnungsbereich (Fließplateau). Danach setzt mit einer verbundenen Dehnungssteigerung eine Wiederverfestigung des Stahls ein. Diese endet sofern die Zugfestigkeit erreicht wird. Anschließend kommt es zum Bruchversagen, indem sich die Probe einschnürt.

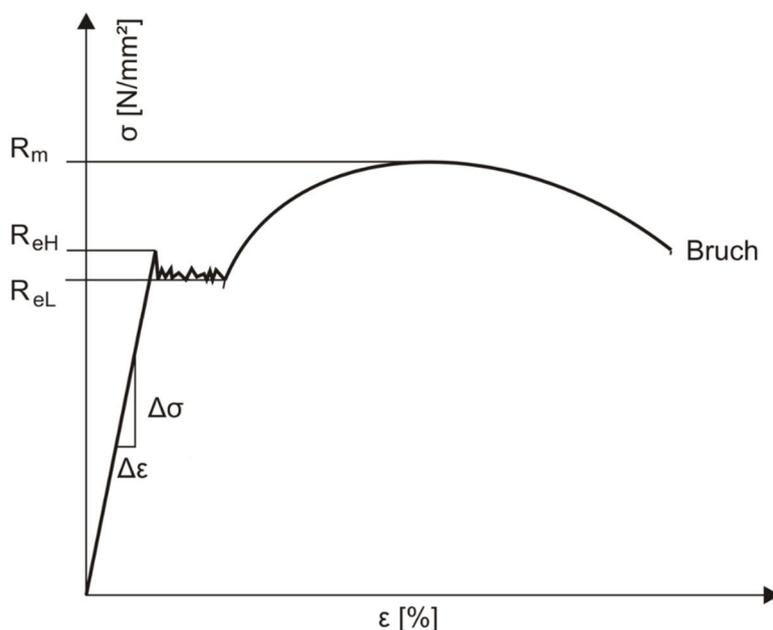


Bild 2.2 Exemplarisches Spannungs-Dehnungs-Diagramm – Stahl mit ausgeprägter Streckgrenze

In Bild 2.3 ist der genannte sprunghafte Spannungsabfall nicht zu erkennen. Bei diesen so genannten Stählen ohne Fließplateau sind keine wesentlichen Unterschiede im Übergang zwischen dem elastischen und dem plastischen Bereich vorzufinden. Dies ist in der Regel bei höherfesten Stählen oder bedingt durch den Einfluss der Kaltumformung der Fall [92].

Für die Erzeugung von dünnwandigen Bauteilen können nur Materialien verwendet werden, die zur Kaltumformung geeignet sind. Diese Eignung ist gekennzeichnet durch die Duktilität des Grundwerkstoffs [23]. Bei den gängigen Stahlsorten i.d.R. S320 oder S380 gemäß DIN EN 10025-2 bis DIN EN 10025-4 (siehe DIN EN 1993-1-3, Tabelle 3.1a) ist diese Forderung erfüllt.

Bei einer Kaltumformung werden Metalle unterhalb der Rekristallisationstemperatur umgeformt. Hieraus resultiert eine Steigerung der Werkstofffestigkeit. Gleichzeitig verringert sich die Duktilität. Die Festigkeitssteigerung und der Duktilitätsverlust sind hierbei abhängig von der Dicke des Blechs und der Größe des Biegeradius‘ abhängig.

Ein weiteres Merkmal, welches im Zusammenhang mit einer Kaltumformung genannt werden muss, betrifft die Eigenspannungen. Diese entstehen während des Umformprozesses und können in vielen Fällen die Tragfähigkeit beeinflussen. Die Messung jener Eigenspannungen ist äußerst intensiv und nicht schadensfrei möglich. Weiterführende Literatur findet sich in [77] und [83].

Zur Erfüllung des Korrosionsschutzes wird für Bleckdicken  $t \leq 3$  mm ein feuerverzinktes Bandmaterial verwendet. Die Dicke üblicher Verzinkungen beträgt ca.  $t_{\text{zink}} = 0,04$  mm.

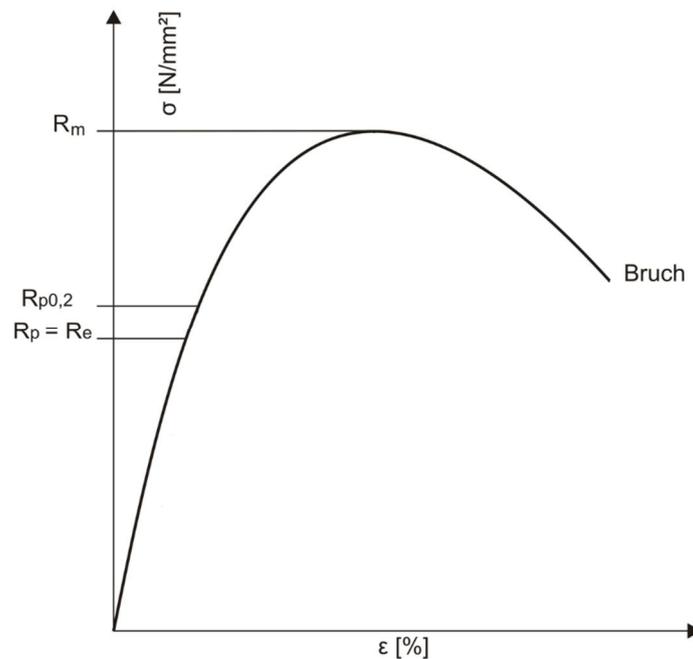


Bild 2.3 Exemplarisches Spannungs-Dehnungs-Diagramm – Stahl ohne Fließplateau

### Verbindungstechnik

Kaltgeformte Bauteile werden weitestgehend in der Baupraxis durch Blindniete, Setzbolzen, Bohrschrauben oder Gewindeformenden Schrauben miteinander bzw. mit dickwandigeren Stahlbauteilen verbunden, siehe Bild 2.4. Hierbei ist die Blindniete das favorisierte Verbindungsmittel. Für den Anschluss von dünnwandigen mit dickwandigen Bauteilen ( $t \geq 6$  mm) werden dahingehend vermehrt Setzbolzen verwendet.

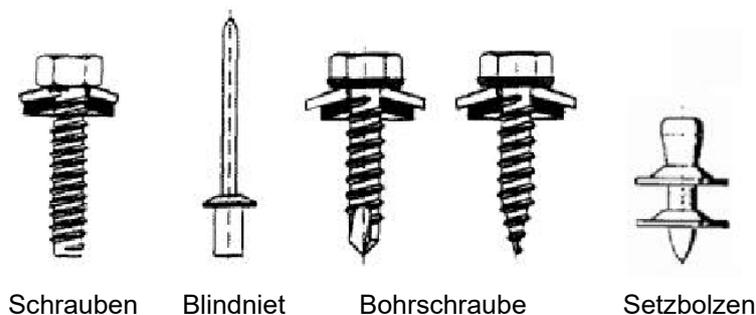


Bild 2.4 Mechanische Verbindungsmittel [10]

Für die Bemessung ist nach heutigem Stand der Technik die DIN EN 1993-1-3 [10] bzw. DIN EN 1993-1-8 [14] zu berücksichtigen. Eine ausreichende Grundlagenforschung der mechanischen Verbindungsmittel ist somit vorhanden.

Neben den Schraubverbindungen können dünnwandige Bauteile auch verschweißt werden. Bei Schweißverbindungen werden vermehrt Punktschweißungen als Widerstands- oder Schmelzpunktschweißung ausgeführt. Letztere findet bei der Verbindung mit dickwandigen Bauteilen vermehrt Verwendung. Sofern die Kaltverformten Bereiche nach dem Kaltverformen und vor dem Schweißen normalisiert werden, ist das Schweißen auch in diesen Bereichen zulässig. Bei der Bemessung ist weiterhin DIN EN 1993-1-8 [14] zu berücksichtigen.

## 2.2 Geometrische Randbedingungen

### Grenzwerte der Blechschlankheiten von kaltgeformten Bauteilen

Dünnwandige, kaltgeformte Bleche erlauben, wie anfangs erwähnt, eine freie Handhabung der Querschnittsgestaltung. Allerdings unterliegen die Abmessungen jener Querschnittselemente einer Grenزشlankheit (siehe Bild 2.6), die den baupraktischen Anwendungsbereich eingrenzt. Zusätzlich beschreiben die Grenzwerte den durch experimentelle Versuche abgesicherten Rahmen, für die die heutigen Bemessungsnormen ausgelegt sind [23]. Dabei ist zu erwähnen, dass das aus Bild 2.6 bezeichnete  $b/t$ - bzw.  $c/t$ -Verhältnis keine Aussage über die Querschnittsklasse (vgl. DIN EN 1993-1-1 [8]) zulässt. Die dünnwandigen Kaltprofile sind jedoch größtenteils in die Querschnittsklasse 4 einzuordnen.

### Lippen als Randaussteifung

Ebenso ist die Wirksamkeit der Randaussteifungen (Lippe, Bördel) zu überprüfen. Bei einem Unterschreiten der nachfolgenden Anwendungsgrenzen dürfen diese nicht als Unterstützung für das angrenzende Blechelement angesetzt werden, da die Steifigkeit der Randsteife selbst so gering ist.

$$\text{Lippen: } 0,2 \leq c/b \leq 0,6 \quad (2.1)$$

$$\text{Bördel: } 0,1 \leq d/b \leq 0,3 \quad (2.2)$$

Liegen die Werte oberhalb der Anwendungsgrenzen, unterliegen die Steifen selbst einer Beulgefährdung, weswegen auch dieses Geometrieverhältnis ebenso wenig zu empfehlen ist. Der baupraktische Bereich wird durch den oberen Grenzwert gekennzeichnet [24]. Zusätzlich muss der Winkel  $\alpha$  zwischen der Randsteife und dem auszustreifenden, ebenen Blechelement  $45^\circ \leq \alpha \leq 135^\circ$  betragen.

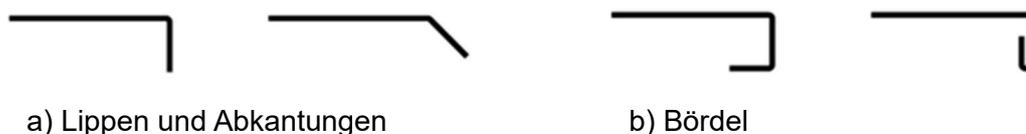


Bild 2.5 Randversteifungen: a) Lippen und Abkantungen, b) Bördel

Querschnittsteiffläche	Maximalwert
	$b/t \leq 50$
	$b/t \leq 60$ $c/t \leq 50$
	$b/t \leq 90$ $c/t \leq 60$ $d/t \leq 50$
	$b/t \leq 500$
	$45^\circ \leq \phi \leq 90^\circ$ $h/t \leq 500 \sin \phi$

Bild 2.6 Grenzschlankheit - baupraktischer Anwendungsbereich gemäß DIN EN 1993-1-3 [10]

### **Einfluss der Eckausrundung**

Kaltprofilierter Querschnitte weisen ebenfalls an den Übergängen zwischen den einzelnen Teilflächen Biegeradien auf, siehe Bild 2.7. Die Biegeradien unterliegen wiederum bestimmten Grenzabmessungen. Damit soll erreicht werden, dass der Stahlkern nicht einreißt.

$$r > 0,04 \cdot \frac{t \cdot E}{f_{y,b}} \quad (2.3)$$

Sollte der Innenradius der Bleche diesen Grenzwert überschreiten, so ist die Tragfähigkeit des Kaltprofils experimentell zu bestimmen.

Nach derzeitigen Bemessungsvorschriften [10] darf der Einfluss ausgerundeter Ecken bei der Berechnung der Querschnittstragfähigkeit vernachlässigt werden, sofern der Innenradius ausreichend klein ist. An dieser Stelle sind folgende Kriterien einzuhalten:

$$r \leq 5 \cdot t \tag{2.4}$$

$$r \leq 0,10 \cdot b_p \tag{2.5}$$

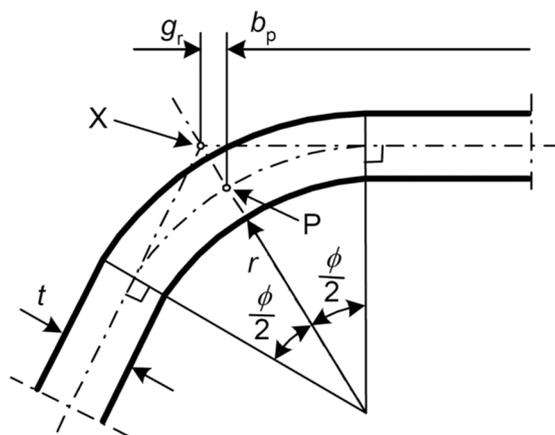


Bild 2.7 Biegeradien kaltgeformter Querschnitte [10]

Bei Einhaltung der Gl. (2.4) und (2.5) darf vereinfacht angenommen werden, dass der Querschnitt aus ebenen Teilflächen mit scharfkantigen Ecken besteht, siehe dazu Bild 2.8. Bei der Ermittlung der Bauteilsteifigkeit, ist dahingehend die Eckausrundung und somit deren Einfluss immer zu berücksichtigen, da die Ausrundungen steifigkeitsmindernd wirken.

Die aus der Kaltumformung resultierende Erhöhung der Streckgrenze darf in Einzelfällen rechnerisch ausgenutzt werden. Die negative Wirkung der ausgerundeten Ecken hebt sich allerdings in vielen Fällen mit den positiven Effekten der Materialverfestigung weitestgehend auf [23]. Der Einfluss der Biegeradien gemäß DIN EN 1993-1-1 [8] auf die Querschnittstragfähigkeit und -bemessung wird aus diesem Grund derweil kontrovers diskutiert [24].

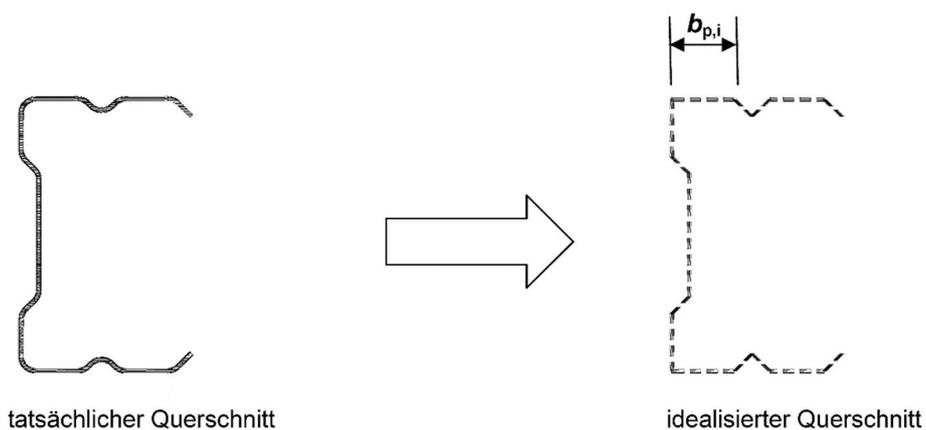


Bild 2.8 Näherungsweise Berücksichtigung ausgerundeter Ecken [10]

## 2.3 Berechnungskonzepte

### 2.3.1 Versagensmechanismen

Dünnwandige Bauteile sind aufgrund ihrer geringen Blechdicken und der damit verbundenen großen Schlankheit extrem beulgefährdet. Dieser Effekt beeinflusst das Tragverhalten enorm. Werden die Blechelemente jener Querschnitte in Plattenebene durch Druckspannungen belastet, entziehen sich Teilflächen bei Erreichen der kritischen Beullast durch Ausbeulen dieser Belastung. An dieser Stelle tritt eine Umlagerung der Spannungen zu den gelagerten Längsrändern auf. In diesem Fall ist von **Plattenbeulen** zu sprechen. In vielen Fällen liegt die kritische Beullast unterhalb der Streckgrenze, so dass nicht immer eine volle Querschnittstragfähigkeit vorhanden ist und folglich lokale Beulerscheinungen für die Bemessung maßgebend werden. Dieser Effekt wird mit zunehmender Schlankheit verstärkt. Die in DIN EN 1993-1-3 [10] getroffenen Regeln bezüglich der Beulgefährdung basieren u.a. auf experimentellen Untersuchungen. Daher müssen die in Bild 2.6 geforderten Werte, bezüglich der  $b/t$ -Verhältnisse unbedingt eingehalten werden. Bei der Bemessung jener Querschnitte z.B. als Stäbe in einer Stahlkonstruktion sind jedoch noch weitere Versagensformen zu berücksichtigen, siehe Bild 2.9.

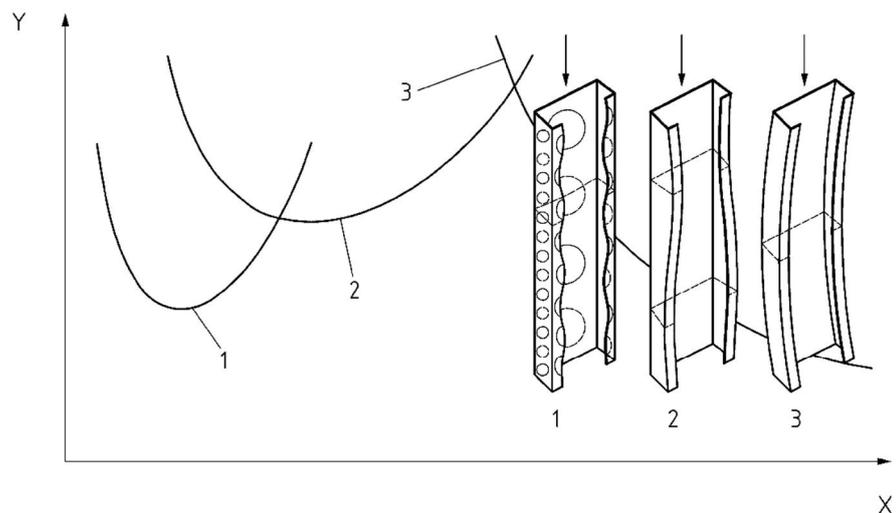
#### Lokales Blechbeulen

#### Forminstabilität des Querschnitts (distorsial buckling)

#### Instabilität des Gesamtbauteils

Die lokale Instabilität ist geprägt durch die Beulgefährdung von Steg, Gurt oder Lippe. Neben den lokalen, örtlichen Beulerscheinungen ist auch das globale Stabilitätsproblem rechnerisch zu erfassen. Als globale Instabilität ist das Biegeknicken bzw. Biegedrillknicken bei der Bemessung nachzuweisen. Tritt neben der lokalen auch eine globale Instabilität auf, sind diese zu überlagern. In diesem Fall ist vom sogenannten Gesamtstabilitätsproblem zu sprechen, welches bei der Bemessung unbedingt berücksichtigt werden muss. Profile mit Randversteifung neigen zusätzlich dazu, dass die Versteifungen selbst ausbeulen, dies wird als „distorsial buckling“ bezeichnet.

Neben dem Beulen infolge von Druckspannungen ist ebenso das Beulen infolge von Schubspannungen (Schubbeulen) zu untersuchen.



### Legende

- |   |                                   |   |                 |
|---|-----------------------------------|---|-----------------|
| 1 | Lokales Blechbeulen               | X | Halbwellenlänge |
| 2 | Forminstabilität des Querschnitts | Y | Knickspannung   |
| 3 | Instabilität des Gesamtbauteils   |   |                 |

Bild 2.9 Stabilitätsprobleme dünnwandiger Kaltprofile am Beispiel eines kaltgeformten C-Profils unter Druckbeanspruchung [10]

## 2.3.2 Nachweismethoden

Um die im vorherigen Abschnitt beschriebene Problematik, hinsichtlich der Beulgefährdung wirklichkeitsnah zu erfassen, liegen gemäß DIN EN 1993-1-3 [10] bzw. DIN EN 1993-1-5 [12] zwei Nachweisformate für das Stabilitätsproblem Plattenbeulen vor.

Für den Nachweis von dünnwandigen Querschnitten aus Stahlblech unter Druck- bzw. Biegebeanspruchung wird im Allgemeinen die Methode der wirksamen Breiten angewendet, während unter einer Schubbeanspruchung die Methode der wirksamen Spannungen Berücksichtigung findet.

### Methode der wirksamen Breiten (Effektive Querschnitte)

Bei diesem Berechnungsmodell wird das Tragverhalten dünnwandiger, beulgefährdeter Bauteile sehr realitätsgetreu beschrieben. Dieses basiert auf umfassenden Tragfähigkeitsuntersuchungen. Bei der Methode der wirksamen Breiten wird die Spannungsumlagerung von weniger steifen Bereichen zu steiferen Bereichen berücksichtigt, indem die ausgebeulten Bereiche nicht für die Berechnung der Querschnittswerte angesetzt werden. So entsteht ein „wirksamer Querschnitt“ mit einer abgeminderten Tragfähigkeit. Die über den Randbereich ungleich verlaufenden Spannungen werden durch Spannungsböcke ersetzt. Diese werden über die wirksame Breite so verteilt angesetzt, dass das Gleichgewicht am System vorhanden bleibt. Die Ordinate der Spannungsböcke entspricht dabei dem Wert der maximalen Randspannung, siehe Bild 2.10. Der mit dieser wirksamen Breite ermittelte reduzierte Querschnitt wird bei der Berechnung der Spannungen und den zugehörigen Nachweisen angewendet.

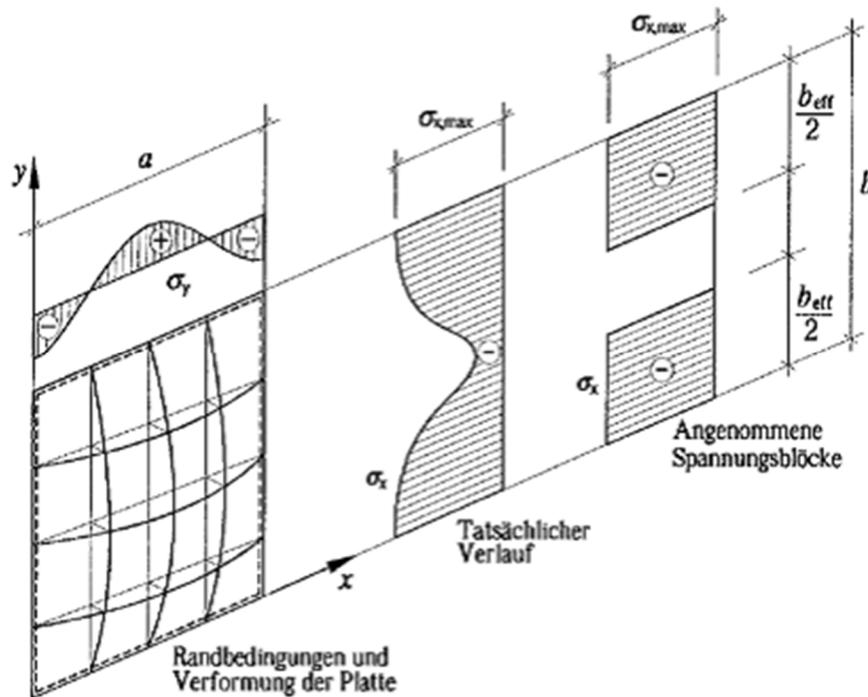


Bild 2.10 Spannungsumlagerung und zugehörige wirkende Breite [32]

### Methode der reduzierten Spannungen

Die Querschnittsteile werden bei der Methode der reduzierten Spannungen jeweils einzeln betrachtet. Dabei wird jedem Querschnittsteil eine Tragbeulspannung zugeordnet, wodurch Spannungsumlagerungen zwischen Querschnittsteilen eines Bauteils unberücksichtigt bleiben [12]. Für zusammengesetzte Querschnitte bestimmt somit der schwächste Querschnittsteil die Tragfähigkeit des Gesamtquerschnitts. Nach DIN EN 1993-1-3 [10] wird die Methode der reduzierten Spannungen jedoch nur für den schubbeanspruchten Steg angewendet.

## 2.4 Lokales Stabilitätsproblem „Plattenbeulen“

### 2.4.1 Randbedingungen der einzelnen Plattenelemente

Der Nachweis der Querschnittstragfähigkeit ist geprägt durch das lokale Stabilitätsproblem „Plattenbeulen“. Nach heutigem Stand der Technik sind die Querschnittsnachweise mit einem wirksamen Querschnitt zu führen, welcher wie schon beschrieben das Ausbeulen der Querschnittsbleche beschreibt. Die Ermittlung des wirksamen Querschnitts erfolgt getrennt für die Querschnittsteile Obergurt, Untergurt und Steg.

Die wirksamen Breiten werden in Abhängigkeit von der Lagerungsart und des Randspannungsverhältnisses (siehe Bild 2.11) bestimmt.

Spannungsverteilung (Druck positiv)			Wirksame Breite $b_{eff}$			
			$\psi = 1:$ $b_{eff} = \rho \bar{b}$ $b_{e1} = 0,5 b_{eff}$ $b_{e2} = 0,5 b_{eff}$			
			$1 > \psi \geq 0:$ $b_{eff} = \rho \bar{b}$ $b_{e1} = \frac{2}{5 - \psi} b_{eff}$ $b_{e2} = b_{eff} - b_{e1}$			
			$\psi < 0:$ $b_{eff} = \rho b_c = \rho \bar{b} / (1 - \psi)$ $b_{e1} = 0,4 b_{eff}$ $b_{e2} = 0,6 b_{eff}$			
$\psi = \sigma_2 / \sigma_1$	1	$1 > \psi > 0$	0	$0 > \psi > -1$	-1	$-1 > \psi > -3$
Beulwert $k_\sigma$	4,0	$8,2 / (1,05 + \psi)$	7,81	$7,81 - 6,29 \psi + 9,78 \psi^2$	23,9	$5,98 (1 - \psi)^2$

Bild 2.11 Wirksame Breiten für zweiseitig gestützte druckbeanspruchte Querschnittsteile [12]

Bei der Lagerungsart kann z.B. zwischen vierseitig gelagerten und dreiseitig gelagerten Platten unterschieden werden. Die wirksamen Breiten für vierseitig gelagerte Platten sind durch umfangreiche Forschungsarbeiten bestätigt worden [75], wo hingegen die wirksamen Breiten für dreiseitig gelagerte Platten dagegen kritisch zu betrachten sind [23]. Die Art der Lagerung hat indes einen großen Einfluss auf das Tragverhalten des Querschnitts. In den meisten Fällen wird dabei von einer gelenkigen Querrandlagerung ausgegangen, da diese in ausreichender Näherung dem wirklichen Tragverhalten eines gängigen Stahlprofils entspricht. Ebenso wird fast ausschließlich für den Längsrand die gelenkige Lagerung angesetzt. Aktuelle Normen beziehen sich aus diesem Grund in den meisten Fällen auf ein- oder beidseitig gestützte Plattenelemente mit gelenkiger Längsrandlagerung. In [24] wird allerdings gezeigt, dass für stützende Bleche die Annahme einer gelenkigen Lagerung durchaus zu Ergebnissen auf der unsicheren Seite führen kann, da sich Teileinspannungen ergeben können. Eine einzelne dünnwandige Platte eines zusammengesetzten Querschnitts kann sich unter einer Druck- oder Biegebeanspruchung nicht beliebig verformen. Die dünnwandige Platte spannt sich vielmehr in angrenzende Bleche ein. Aus diesem Grund wird nach heutigem Stand der Technik bei Randversteifungen eine Teileinspannung berücksichtigt. Diese ist allerdings noch sehr konservativ, was sich durch experimentelle und numerische Untersuchungen zeigen lässt, siehe [24].

### 2.4.2 Forminstabilität von Kaltprofilen

Wie im ersten Abschnitt bereits beschrieben werden dünnwandige Querschnitte im Allgemeinen mit Rand- oder Zwischensteifen ausgebildet (Lippen, Bördel, Sicken). Dadurch sollen in erster Linie z.B. die beulgefährdeten Gurte durch Lippen oder Bördel ausgesteift werden. Allerdings unterliegen jene Randversteifungen selber einer gewissen Stabilitätsgefährdung. Durch Ihre teilweise geringe Biegesteifigkeit sind sie selber biegeknickgefährdet, siehe Bild 2.9. Der

einzelne Gurt kann sich im Gesamtprofil nicht beliebig verformen. Dieser erhält durch das angrenzende Blech eine Verschiebungs- und Drehbehinderung. In aktuellen Nachweisen werden daher die Gurte als elastisch gebettete Stäbe mit Federlagerung und -steifigkeit nachgewiesen.

## 2.5 Wirksame Breiten (Berechnungsablauf)

Die Ermittlung des wirksamen Querschnitts erfolgt getrennt für die Querschnittsteile Obergurt, Untergurt und Steg. Für die Berechnung des Steges kann die wirksame Breite mithilfe des Beulwertes für zweiseitig gestützte Platten ermittelt werden, siehe Bild 2.11. Die Gurte (Ober- und Untergurt) dienen dabei als feste Auflager.

Die Berechnung der wirksamen Breiten von mit Lippen versteiften Gurten muss iterativ durchgeführt werden. Bild 2.12 zeigt das Modell, auf dem die Bemessung basiert. In Bild 2.13 ist der Berechnungsablauf zusammenfassend dargestellt.

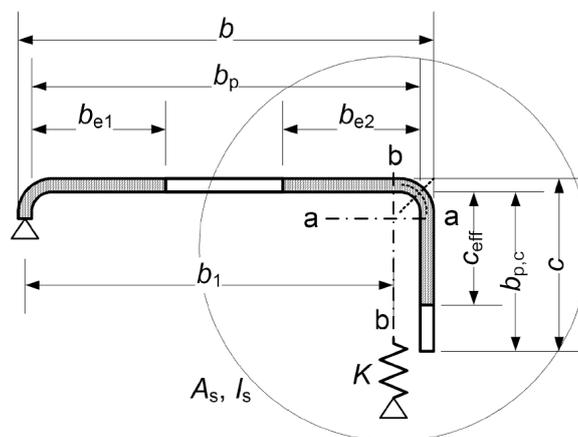


Bild 2.12 Modell für Lippe als Randsteife nach DIN EN 1993-1-3 [10]

### Schritt 1 (Wirksamer Querschnitt für alle Plattenelemente)

In einem ersten Berechnungsschritt wird die wirksame Breite getrennt für die Teilflächen Gurt und Lippe unter Berücksichtigung der vollen Randlagerung (feste Auflager) an den Querschnittseckpunkten berechnet. Um dies zu erreichen wird der Wert der Federsteifigkeit der Randsteife mit „unendlich“ angesetzt. Infolgedessen gelten die Gurte als beidseits gelagerte Querschnittsteile. Für die Berechnung wird vorausgesetzt, dass mindestens eine Querschnittsfaser durch die Fließspannung  $f_y$  ausgenutzt wird. In Abhängigkeit des Spannungsverhältnisses  $\psi$  ergibt sich der Beulwert  $k_\sigma$  für zweiseitig gestützte Platten, siehe Bild 2.11. Bei der Ermittlung des Spannungsverhältnisses  $\psi$

$$\psi \leq \frac{\sigma_2}{\sigma_1} \quad (2.6)$$

wird Druck positiv angesetzt. Mit  $\sigma_1$  wird die Druckspannung und mit  $\sigma_2$  die Zug- bzw. geringere Druckspannung bezeichnet. Mithilfe des Beulwertes und dem daraus resultierenden Beulschlankheitsgrad lässt sich der Abminderungsfaktor  $\rho$  für die wirksamen Breiten ermitteln. Die wirksame Breite der Lippe, die als einseitig gestützt gilt, lässt sich nach dem gleichen

Prinzip ermitteln. Dabei ist jedoch der Abminderungsfaktor  $\rho$  für einseitig gestützte Querschnittsteile zu berücksichtigen. Das Biegeknicken der Steife und deren Auswirkungen auf die Tragfähigkeit wird in den weiteren Schritten berücksichtigt.

### Schritt 2 (Kritische Knickspannung der Randsteife)

Die reduzierte Tragspannung der wirksamen Steife aus Berechnungsschritt 1 wird im zweiten Berechnungsschritt für das Biegeknicken der Randsteife ermittelt. Dazu wird zunächst die Federsteifigkeit der wirksamen Randsteife berechnet. Das Biegeknicken der Randsteife wird erfasst, indem der Abminderungsbeiwert für die Forminstabilität  $\chi_d$  und der dafür benötigte bezogene Schlankheitsgrad  $\bar{\lambda}_d$  ermittelt wird.

$$\chi_d = 1,0 \quad \text{wenn } \bar{\lambda}_d \leq 0,65 \quad (2.7)$$

$$\chi_d = 1,47 - 0,723 \cdot \bar{\lambda}_d \quad \text{wenn } 0,65 < \bar{\lambda}_d < 1,38 \quad (2.8)$$

$$\chi_d = \frac{0,66}{\bar{\lambda}_d} \quad \text{wenn } \bar{\lambda}_d \geq 1,38 \quad (2.9)$$

$$\bar{\lambda}_d = \sqrt{f_{y,b} / \sigma_{cr,s}} \quad (2.10)$$

$$\sigma_{cr,s} = \frac{2 \cdot \sqrt{K \cdot E \cdot I_s}}{A_s} \quad (2.11)$$

### Schritt 3 (Reduzierte Tragspannung der Randsteife)

Im dritten Berechnungsschritt wird zunächst der Beulschlankheitsgrad  $\lambda_p$  mithilfe des Abminderungsfaktors  $\chi_d$  reduziert.

$$\bar{\lambda}_{p,red} = \bar{\lambda}_p \cdot \sqrt{\chi_d} \quad (2.12)$$

Mit diesem reduzierten Beulschlankheitsgrad lässt sich ein modifizierter Abminderungsfaktor  $\rho$  bestimmen. Die wirksame Breite des beidseits gelagerten Gurtes an der Randsteife kann nun wie unter Schritt 1 beschrieben, berechnet werden.

Die wirksame Breite des Gurtes an der Randsteife bleibt nach Berechnungsschritt 1 unverändert, da sie nicht vom Biegeknicken der Randsteife direkt beeinflusst ist.

Infolge des Ausknickens der Randsteife reduziert sich die aufnehmbare Grenzspannung für die Blechelemente, welche die Randsteife bilden. Die Druckbeanspruchung jener Bleche nimmt ebenso ab. Infolgedessen reduziert sich auch die Beulgefährdung und dies führt wiederum zu größeren wirksamen Breiten für die Teilflächen Gurt und Randsteife. Aus diesem Grund kann für die Teilflächen im Bereich der Randsteife die wirksame Breite iterativ verbessert werden.

### Schritt 4 (Reduzierte Querschnittsfläche der Randsteife)

Eine Iteration (Wiederholung der Berechnungsschritte 2 und 3) kann so lange durchgeführt werden, bis der zu berechnende Abminderungsfaktor  $\chi_{d,n}$  keine nennenswerten Unterschiede mehr aufweist.

$$\chi_{d,n} \approx \chi_{d,(n-1)} \quad (2.13)$$

Mithilfe dieser Parameter ist es nun möglich die wirksame Querschnittsfläche zu ermitteln. Dabei ist zu berücksichtigen, dass die Blechdicke  $t$  im Randsteifenbereich über den Abminderungsfaktor  $\chi_d$  (Biegeknicken Randsteife) abgemindert wird.

$$t_{\text{red}} = t \cdot \frac{A_{s,\text{red}}}{A_s} \tag{2.14}$$

$$A_{s,\text{red}} = \chi_d \cdot A_s \cdot \frac{f_{y,b}/\gamma_{m,0}}{\sigma_{\text{com,Ed}}} \tag{2.15}$$

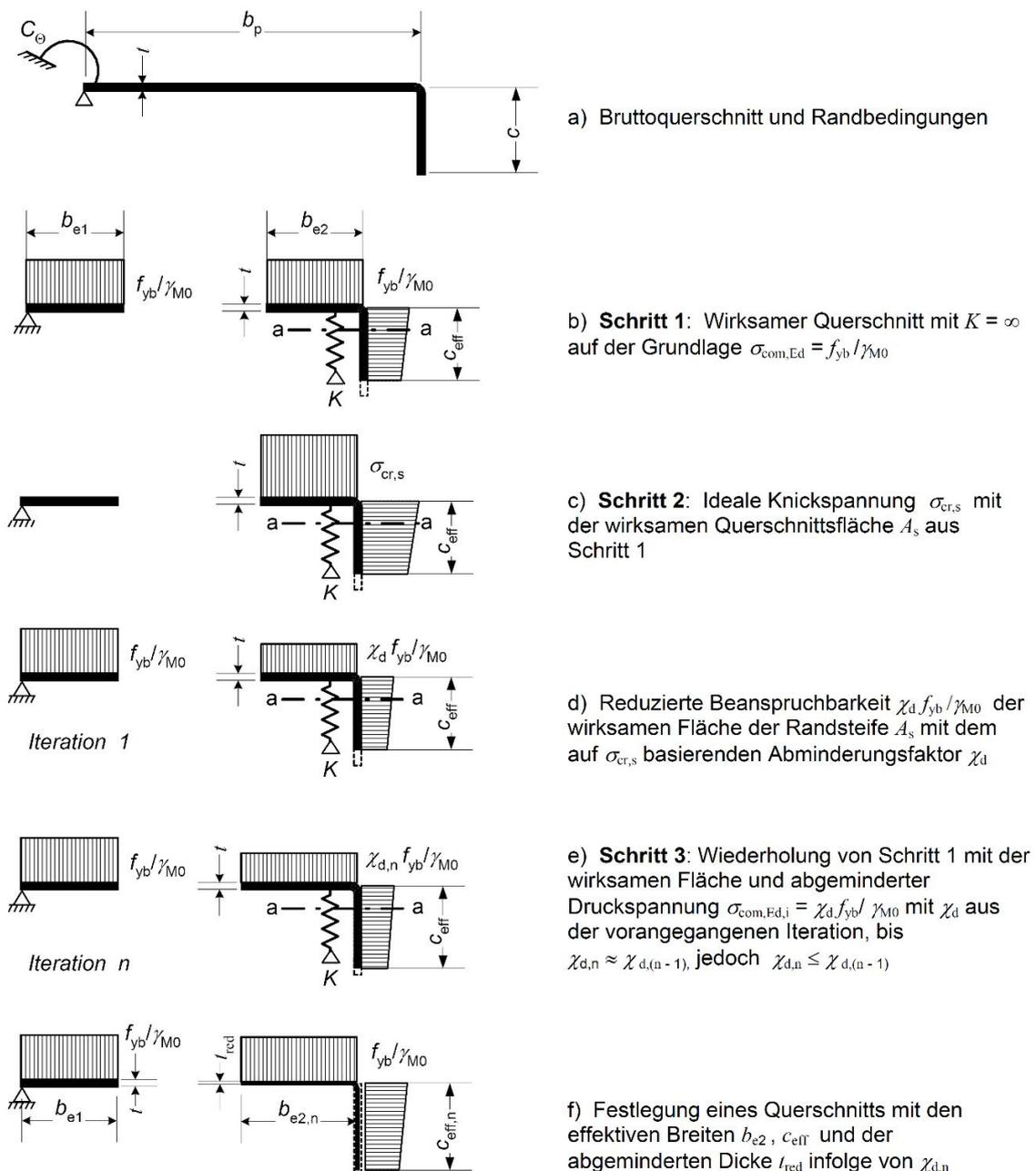


Bild 2.13 Wirksame Breiten von mit Lippen versteiften Gurten (iterativer Berechnungsablauf) [10]

## 3 Grundlagen der verwendeten Rechenprogramme

### 3.1 ANSYS [17]

Im Rahmen dieser Arbeit werden Berechnungen mit Hilfe der Methode der Finiten Elemente durchgeführt. Das hierfür verwendete Finite-Elemente Programm ANSYS [17] ist eine kommerzielle Software, die sich u.a. mit linearen und nichtlinearen Problemen aus der Strukturmechanik, Fluidmechanik, und Akustik beschäftigt. Seine Entwicklung geht auf die 70er-Jahre zurück. Neben der klassischen Variante ANSYS Classic, in welcher die Befehle mithilfe einer kommandozeilenbasierenden Eingabe eingelesen werden, steht seit 2001 eine weitere Version (ANSYS Workbench) zur Verfügung, die die Arbeitsweise deutlich verändert hat. ANSYS Workbench zeichnet sich durch eine anwenderfreundliche, grafische Benutzeroberfläche und -eingabe aus. Mithilfe zahlreicher Schnittstellen können Daten aus anderen CAD-Programmen wie z.B. Geometrien eingelesen werden. Durch die hohe Anzahl an Elementtypen kann eine Vielzahl von Aufgabenbereichen abgedeckt werden. Das im Rahmen dieser Arbeit verwendete FE-Modell und die dabei verwendeten Randbedingungen werden in Abschnitt 5 ausführlich erläutert.

### 3.2 Schrag Stab FEM [51]

Schrag Stab FEM ist eine kommerzielle Software zur Bemessung von dünnwandigen Querschnitten mithilfe der Finite-Elemente-Methode nach Theorie I. und II. Ordnung unter Beachtung des Beulens wahlweise nach Dast-Richtlinie 016 bzw. DIN EN 1993-1-3. Bei der Berechnung können sowohl Z- als auch C-Querschnitte berücksichtigt werden. Die in diesem Programm verwendeten Stabelemente weisen 7 Freiheitsgrade je Stabende auf.

- Verschiebung  $u$  in  $x$ -Richtung
- Verschiebung  $v$  in  $y$ -Richtung
- Verschiebung  $w$  in  $z$ -Richtung
- Verdrehung  $\vartheta$  um die  $x$ -Achse
- Verdrehung  $\varphi_y$  um die  $y$ -Achse
- Verdrehung  $\varphi_z$  um die  $z$ -Achse
- Verdrillung bzw. Verwölbung  $\vartheta'$

Die Besonderheit dieses Programms liegt darin, dass eine manuell vorgegebene Kopplung im Stoßbereich in der Bemessung berücksichtigt wird.

### 3.3 KStab [44]

Das Programm KStab ist eine am Lehrstuhl für Stahl-, Leicht- und Verbundbau entwickelte Software zur Berechnung von stabförmigen Bauteilen mittels FE-Methode, siehe [35]. Das

Programm berücksichtigt hierbei die Stabtheorie. Es können sowohl Systeme mit einachsiger als auch zweiachsiger Biegung mit Normalkraft und Wölbkrafttorsion berechnet werden.

Dabei werden sowohl die Verformungen als auch die Schnittgrößen am verformten und unverformten System gemäß Theorie I. und II. Ordnung ermittelt. Des Weiteren werden die Eigenwerte und zugehörige Eigenvektoren für das Biegeknicken und Biegedrillknicken, Feder- und Schubfeldkräfte für die Bemessung der Aussteifungskonstruktion sowie Auflager- und Einzelfederkräfte ermittelt.

Die in diesem Programm verwendeten Stabelemente weisen wie das Programm Schrag Stab FEM [51] 7 Freiheitsgrade je Element auf.

### **3.4 DLUBAL RStab [26]**

Dlubal RStab ist eine kommerzielle Software zur Bemessung von ebenen und räumlichen Stabwerken nach Theorie I. und II. Ordnung. Dabei stehen dem Anwender eine Vielzahl von Querschnitten und Materialien zur Verfügung.

Die in diesem Programm verwendeten Stabelemente weisen im Gegensatz zu SchragStab FEM und KStab 6 Freiheitsgrade je Stabende auf. Die Verdrillung bzw. Verwölbung  $\vartheta'$  und somit die Wölbkrafttorsion wird nicht berücksichtigt.

### **3.5 RUB QSW offen [43]**

RUB QSW offen ist eine am Lehrstuhl für Stahl-, Leicht- und Verbundbau entwickelte Software der Ruhr-Universität Bochum zur Ermittlung von Querschnittskennwerten beliebiger offener, dünnwandiger Querschnitte. Die Eingabe der Querschnitte erfolgt über Knotenkoordinaten und zugehörigen Blechdicken. Die Software bezieht dabei alle Kennwerte automatisch auf das Hauptachsensystem. Neben der Ermittlung der Querschnittskennwerte, kann für beliebige Schnittgrößenkombinationen der Spannungsverlauf berechnet und grafisch dargestellt werden. Zusätzlich kann mithilfe des Programms wahlweise ein elastischer oder plastischer Querschnittsnachweis geführt werden. Weitere Information zu dieser Software können [35] entnommen werden.

### **3.6 Effektive Querschnittswerte [59]**

Das Programm „Effektive Querschnittswerte“ ist ein im Rahmen dieser Arbeit entwickeltes EDV-Programm. Die Software berechnet für Z-förmige Querschnitte die wirksamen Breiten gemäß DIN EN 1993-1-3 bzw. DIN EN 1993-1-5. Dabei können sowohl eine reine Druckbeanspruchung, als auch Biegebeanspruchungen berücksichtigt werden. Für die Berechnung der Querschnittswerte können die mit diesem Programm ermittelten effektiven Knotenkoordinaten in andere EDV-Programme wie z.B. RUB QSW-offen [43] überführt werden.

## 4 Experimentelle Untersuchungen – Biegung um die schwache Achse

### 4.1 Einleitung

Im Fokus dieses Abschnittes stehen experimentelle Untersuchungen zur Beschreibung des Tragverhaltens gekoppelter Z-Querschnitte für **Biegung um die schwache Achse**. Im Zeitraum Juni bis November 2011 wurden im Rahmen eines Forschungsvorhabens in den Versuchshallen der FH Aachen, Fachbereich Bauingenieurwesen Traglastversuche an gekoppelten Z-förmigen Querschnitten für Biegung um die schwache Achse durchgeführt. Dabei wurden insgesamt 8 verschiedene Versuchsreihen (24 Trägerpaare) überprüft. Es wurde ein gekoppeltes Mehrfeldträgersystem verwendet, siehe Bild 4.1 und Bild 4.2.

Das statische System und die Abmessungen wurden für alle 24 Träger beibehalten. Einzig die Kopplung über dem Innenaufleger wurde bei zwei der Versuchsreihen nicht ausgeführt. Es wurde stattdessen ein durchlaufendes Profil gewählt. Weitere Unterschiede in den jeweiligen Versuchsreihen resultierten aus unterschiedlichen Profilabmessungen und Blechdicken. Alle Träger wurden aus Stahl der Materialgüte S 320 GD + Z275 NA-C nach DIN EN 10346 hergestellt und wiesen die Korrosionsschutzklasse K1 auf. In Bild 4.3 und Tab. 4.1 ist ein Überblick über die untersuchten Systeme und Querschnitte aus [50] gegeben.

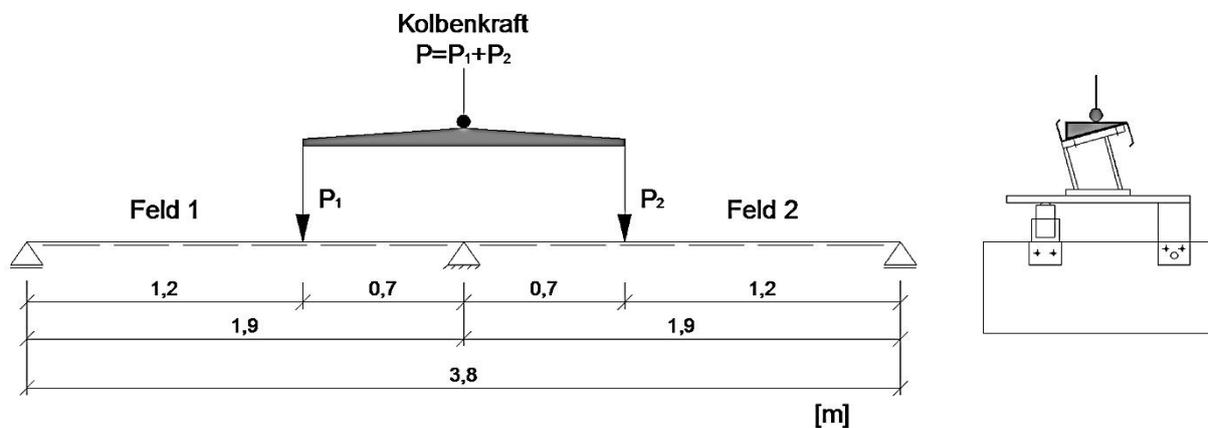


Bild 4.1 Statisches System des Versuchsaufbaus, Längsansicht [50]

Die Belastung wurde als Einzellast über keilförmige Lastverteilerplatten je Feld aufgebracht (Bild 4.1) und sukzessive bis zum Versagen der Träger gesteigert (wegeregelt). Damit der Querschnitt nur für reine Biegung um die schwache Achse belastet wird, wurden die Träger um ihre Längsachse geneigt eingebaut.



Tab. 4.1 Materialparameter und Zusammenfassung der Versuchsreihen [50]

Versuchsreihe Einzelversuche	Bezeichnung der Profile		Streckgrenze $R_{eH}$ bzw. $R_{eL}$ [N/mm <sup>2</sup> ]		Zugfestigkeit $R_m$ [N/mm <sup>2</sup> ]		Schraubabstände an Koppelstelle	
	Träger links	Träger rechts	Träger links	Träger rechts	Träger links	Träger rechts	$k_1$ [mm]	$k_2$ [mm]
Versuchsreihe 1 (1.1, 1.2, 1.3)	Z300-25	Z300-25	364	364	432	432	155	155
Versuchsreihe 2 (2.1, 2.2, 2.3)	Z300-25	Z300-30	364	367	432	473	250	155
Versuchsreihe 3 (3.1, 3.2, 3.3)	Z300-35		414		460		ohne Koppelstelle	
Versuchsreihe 4 (4.1, 4.2, 4.3)	Z240-20	Z240-25	401	364	441	432	250	155
Versuchsreihe 5 (5.1, 5.2, 5.3)	Z240-20	Z240-20	401	401	441	441	155	155
Versuchsreihe 6 (6.1, 6.2, 6.3)	Z180-20	Z180-25	401	364	441	432	250	155
Versuchsreihe 7 (7.1, 7.2, 7.3)	Z180-20	Z180-20	401	401	441	441	155	155
Versuchsreihe 8 (8.2, 8.3, 8.4)	Z300-25		406		462		ohne Koppelstelle	

Traglastversuche werden durchgeführt um Bemessungsverfahren zu entwickeln und diese abzusichern. Zusätzlich sollen Aussagen über das Last-Verformungs-Verhalten getroffen werden können. Als Traglast kann diejenige Last bezeichnet werden, die sich im Versuch vor Erreichen des kinematischen Zustandes ergibt. Durch die Wegregelung der Versuche kommt es nach Erreichen der Traglast nicht automatisch zu einem Versagen des Systems, sondern vielmehr zu einer Reduktion der aufgetragenen Last. Die Verformung nimmt hierbei gleichzeitig zu. Der Kolben schiebt sich sozusagen weiter aus dem Zylinder heraus, die dazu benötigte Kraft wird jedoch kleiner. Bei einem weggeregelten Versuch wird die Strecke bzw. Dehnung sukzessive vergrößert und die sich ergebende Spannung gemessen. Folglich ergibt sich eine lineare Weg-Zeit-Kurve, weshalb die Traglast auch als Extremwert der Last-Verformungskurve bezeichnet wird. Die Traglast ist die im Versuch maximal gemessene Kraft des Belastungszyinders. Im Gegensatz zu einem weggeregelten Versuch wird bei einem kraftgeregelten Versuch die aufgetragene Belastung und die daraus resultierende Spannung gleichmäßig erhöht und die sich ergebende Dehnung gemessen. Infolgedessen ergibt sich eine lineare Kraft-Zeit-Kurve.

Weitere Angaben zum Versuchsaufbau und der Versuchsdurchführung können der Versuchsdokumentation vom 29.02.2012 [50] entnommen werden.

## 4.2 Zusammenfassung der Versuchsergebnisse

### Koppelträger (Verformungs- und Versagensverhalten) [50]

Bei allen Koppelträgern konnte zum einen Beulen des gedrückten Obergurtes in Feld 2 (Träger rechts) beobachtet werden, ganz gleich, ob dieser Koppelträger aus zwei gleichen oder zwei verschiedenen Profilen bestand. Hierbei bildete Versuch-Nr. 7.1 eine Ausnahme, da der Träger versehentlich um  $180^\circ$  um seine Längsachse gedreht aufgelegt wurde. Hier beulte der Obergurt in Feld 1 (Träger links). Insgesamt konnte bei den Gurten in Trägerlängsrichtung ein mehrwelliges Verformungsverhalten festgestellt werden, was besonders ausgeprägt beim Obergurt zu beobachten war. Zum anderen beulte auch der gedrückte Untergurt im Bereich des Innenauflegers. Bei steigender Belastung konnte eine zunehmende Klaffung mit bleibenden Verformungen der Gurte im Bereich der Koppelstelle beobachtet werden. Ein Öffnen der Verbindung der beiden Profilstege wurde durch die steife Schraubverbindung verhindert.

Bei Koppelträgern mit zwei unterschiedlichen Profilstärken (Versuchsreihe 2, 4 und 6) konnte beobachtet werden, dass Feld 1 mit der geringeren Blechdicke, größere vertikale Verformungen aufwies als Feld 2. Zudem hinterließ, insbesondere in Feld 1, die starre Lasteinleitungsplatte an den Rändern plastische Eindrückstellen.

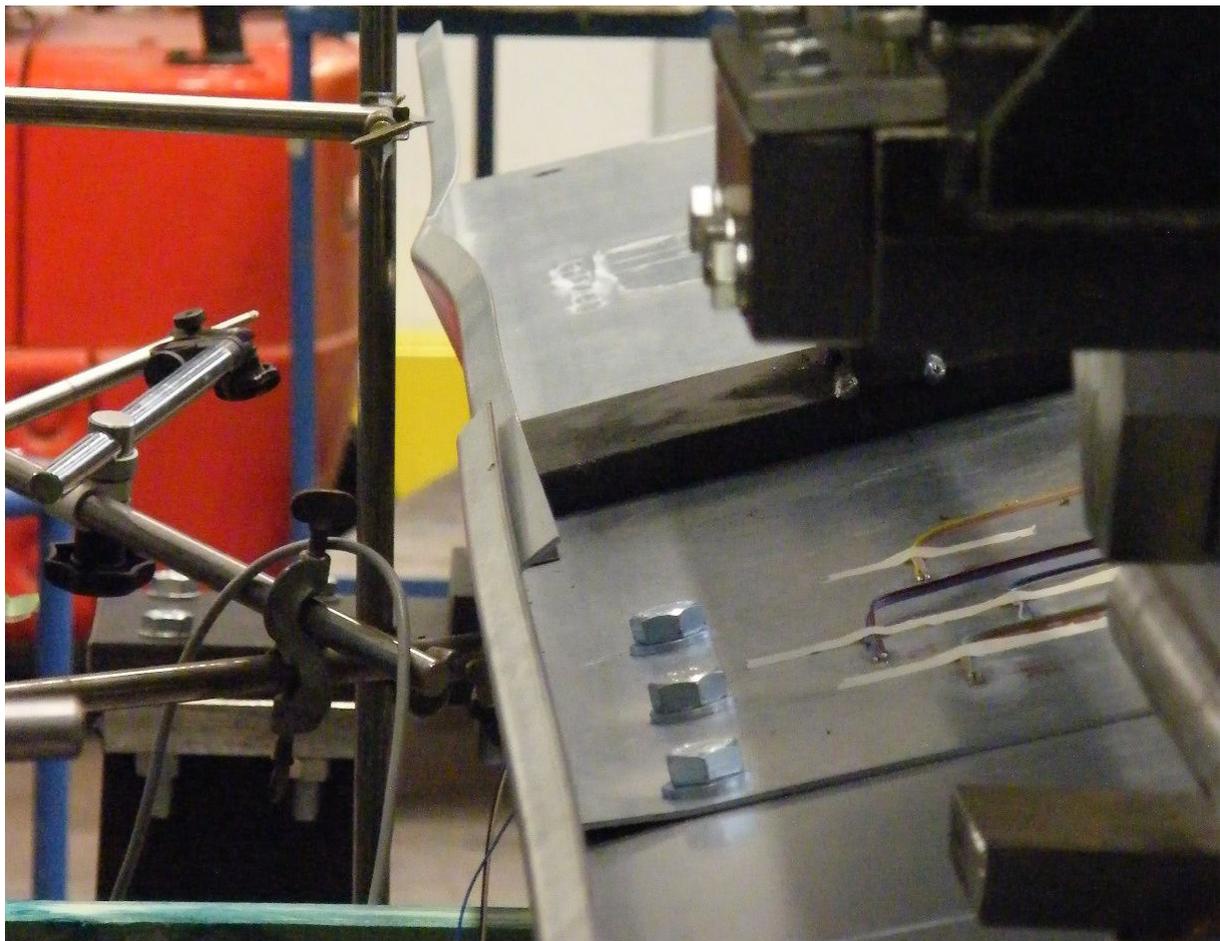


Bild 4.4 mehrwelliges Beulen des Obergurts; Versuch-Nr. 1.1 (Z300-25 + Z300-25) [50]

Das Verformungs- und Versagensverhalten der Koppelträger kann zusätzlich der Anlage A, Bild A.1 bis Bild A.8 entnommen werden. Weiterhin enthält Tab. A-1 die maßgebenden Messwerte der durchgeführten Einzelversuche. Aufgeführt ist zum einen die maximale Kolbenlast, die insgesamt vom Zweifeldträger (Koppelträger) aufgenommen werden konnte. Zum anderen sind die zu dieser maximalen Kolbenlast zugehörigen Werte des Kolbenwegs und der vertikalen Durchbiegung in Feldmitte aufgeführt

Nachfolgend ist in Bild 4.5 für die Versuchsreihe 1 das Kraft-Kolbenweg-Diagramm exemplarisch dargestellt. Die maximale Last (Traglast der Pfette) des Versuchs 1.1 von 49,64 kN wird bei einer Verformung von 19,6 mm erreicht. Nach Erreichen der Traglast kommt es mit Fortschreiten des Versuches zu einer Reduktion der aufgetragenen Last. Die Verformung steigt jedoch weiter an. Die Pfette verliert an Tragfähigkeit. Bei einer maximalen Verformung von 21,3 mm ist die aufzubringende Last der Maschine noch ca. 47,0 kN groß.

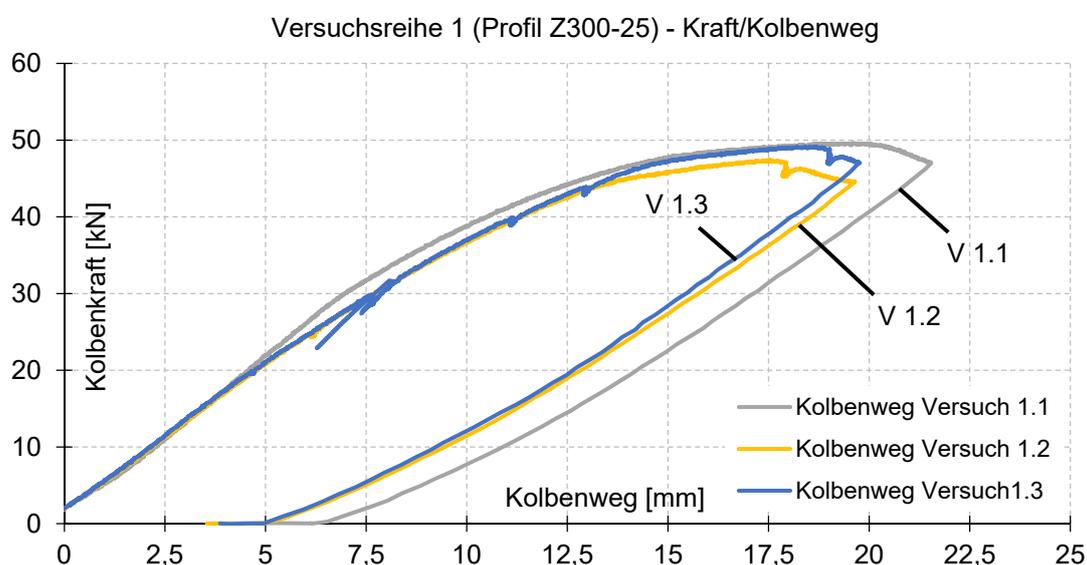


Bild 4.5 Kraft-Weg – Versuchsreihe 1 (Z300-25 / Z300-25) [50]

### Durchlaufende Träger [50]

Neben den gekoppelten Mehrfeldträgern, wurden in den Versuchsreihen auch durchlaufende Träger (d.h. ohne Koppelstelle) ausgewertet. Bei Versuchsreihe 1 wurden Koppelträger aus zwei gleichen Profilen (Z300-25) und bei Versuchsreihe 8 durchlaufende Träger untersucht, die ebenfalls aus dem Profil Z300-25 bestanden. Bild 4.7 enthält eine Gegenüberstellung jener Versuchsreihen 1 und 8. Während bei dem durchlaufenden System eine Traglast von ca. 60,0 bis 62,5 kN erreicht wird, liegt diese bei dem gekoppelten System bei ca. 47,5 kN bis 49,5 kN. Hieraus kann abgeleitet werden, dass der Stützbereich des gekoppelten Mehrfeldträgers „weicher“ ausfällt, als der des durchlaufenden Systems. Die Durchlaufwirkung eines Durchlaufträgers kann augenscheinlich infolge der Kopplung nicht vollständig erreicht werden. Die durchlaufenden Träger aus nur einem Profil (also ohne Koppelstelle) versagten im Bereich des Zwischenauflegers. Hier fand ein Beulen des gedrückten Untergrundes nach innen statt, siehe Bild 4.8. Außerdem konnte, wie auch bei den Koppelträgern, ein mehrwelliges Verformungsbild

des Obergurtes beobachtet werden. Dabei wichen gezogene Obergurtbereiche nach außen, gedrückte Obergurtbereiche nach innen aus.

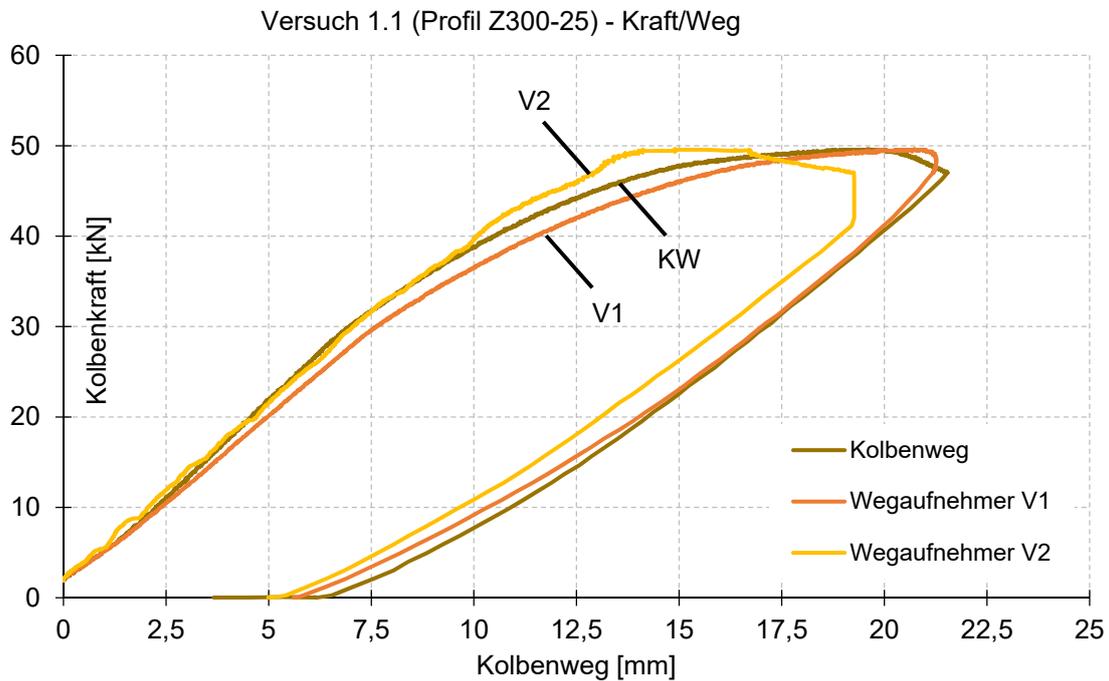


Bild 4.6 Kraft-Weg – Diagramm Einzelversuch 1.1 (Z300-25 / Z300-25) [50]

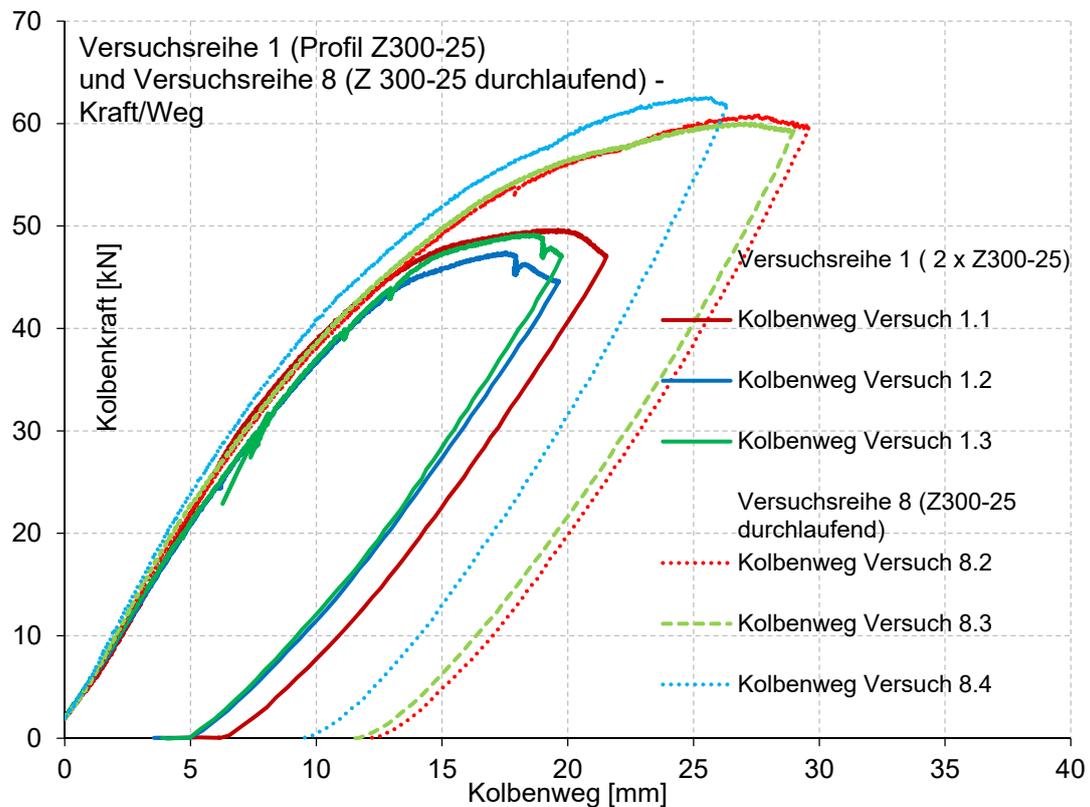


Bild 4.7 Kraft-Weg Diagramm – Gegenüberstellung Versuchsreihe 1 (Koppelträger) und 8 (durchlaufend) [50]



Bild 4.8 Beulen des Untergurts im Bereich des Zwischenauflagers;  
Versuch-Nr. 3.2 (Z300-35 durchlaufend) [50]

Um nun Aussagen über das Tragverhalten oder das Last-Verformungs-Verhalten treffen zu können sind theoretische Untersuchungen bzw. Nachrechnungen mit z.B. Finite-Elemente-Programmen. Aus diesen Nachrechnungen lassen sich so weitere Informationen wie z.B. Spannungen und Schnittgrößen gewinnen, umso das Tragverhalten, insbesondere die Durchlaufwirkung, zu untersuchen. In den nachfolgenden Abschnitten wird daher das nichtlineare Tragverhalten gekoppelter Z-Querschnitte mithilfe vertiefter numerischer Untersuchungen analysiert.

### 4.3 Traglastvergleich - Schrag Stab FEM

Wie eingangs beschrieben, existieren für gekoppelte Mehrfeldträger für Biegung um die starke Achse Federmodelle, die auch bei den heutigen Bemessungsmodellen Berücksichtigung finden. Für Biegung um die schwache Achse existieren diese leider noch nicht. Daher werden überwiegend die Profilgeometrien bei der Bemessung so bestimmt, dass diese beim Nachweis im ULS deutlich auf der sicheren Seite liegen. Es wird in diesem Fall mit einer vermeintlich großen Sicherheit gerechnet. Um vorab eine Aussage darüber treffen zu können, inwieweit Einsparpotential vorhanden ist, werden in diesem Abschnitt, die durch die Versuche experimentell ermittelten elastischen Grenzlasten mit einem aus der Praxis bekannten EDV-Bemessungsprogramm (Schrag Stab FEM [51]) verglichen.

Das statische System für die Berechnung in Schrag Stab FEM wurde in Anlehnung an die Versuchsreihen, siehe Bild 4.1, gewählt. Die Berechnung erfolgte mittels Theorie II. Ordnung. Für den Lastangriff wurde dabei ebenfalls hinsichtlich der Versuchsreihen der Schwerpunkt

gewählt. Eine Sicherheit wurde nicht berücksichtigt ( $\gamma_m=1,0$ ). In Tab. 4.2 sind die entsprechenden Trag- und elastischen Grenzlasten der Versuchsreihen 1 (Z300), 5 (Z240) und 7 (Z180) ausgewiesen. Die elastische Grenzlast bedeutet hierbei die Last bei Erreichen der Streckgrenze ( $f_{y,k}$ ). Die zugehörige Auswertung kann [60] entnommen werden. Die abgebildete elastische Grenzlast versteht sich zudem als die Summe der je Feld aufgetragenen Einzellasten (=Kolbenlast).

Bei der Berechnung in Schrag Stab FEM wird davon ausgegangen, dass im Koppelbereich ein doppelter Querschnitt vorhanden ist und folglich das 2-fache Widerstandsmoment angesetzt werden kann. Die maßgebende Nachweisstelle ist somit der Anschnittbereich (=Beginn der Überkopplung). An dieser Stelle wird das Stützmoment von nur einem Träger aufgenommen. Dieses Moment ist für baupraktische Belastungsfälle größer als das maximale Stützmoment verteilt auf zwei Träger ( $> \max M_s/2$ ). Die Bemessung erfolgt jedoch nicht im Anschnitt, sondern im Bereich der ersten Verschraubung.

Werden an dieser Stelle die elastischen Grenzlasten verglichen, zeigt sich, dass die aus den Versuchen gewonnenen Grenzlasten um ca. 15% bis 40% größer ausfallen, als die numerisch ermittelten. Folglich liegt die momentane Bemessung mit Schrag Stab FEM ( $\gamma_m=1,0$ ) ca. 15% bis 40% auf der sicheren Seite. Dies bedeutet im Umkehrschluss, dass ein großes Einsparpotential bei der Bemessung vorhanden ist. Hierbei muss jedoch berücksichtigt werden, dass bislang lediglich die Profiltypen Z180, Z240 und Z300 für eine Stützweite  $L=1,80$  m betrachtet wurden. Aus diesem Grund ist es an dieser Stelle noch nicht möglich allgemeingültige Aussagen über das Tragverhalten von gekoppelten Mehrfeldträgern zu treffen. Daher werden in den folgenden Abschnitten weitere Parameteruntersuchungen für verschiedene Stützweiten und Belastungen durchgeführt.

Tab. 4.2 Traglastvergleich – Versuche Kolbenlast / Schrag Stab FEM (Elastisch)

Nr.	Profil	Traglast [kN]	Elastische Grenzlast [kN]	
			Versuche	Schrag Stab FEM
V1.1	Z300-20	49,64	38,23	33,14
V1.2	Z300-20	47,44		
V1.3	Z300-20	49,16		
V5.1	Z240-25	40,04	30,34	26,00
V5.2	Z240-25	39,92		
V5.3	Z240-25	37,11		
V7.1	Z180-20	35,88	27,89	20,04
V7.2	Z180-20	34,00		
V7.3	Z180-20	33,32		

## 5 Numerische Untersuchungen – Biegung um die schwache Achse

### 5.1 Einleitung

Wie im vorherigen Kapitel beschrieben, sind theoretische Untersuchungen bzw. Vergleichsrechnungen mit FEM-Programmen unumgänglich. Durch eigene numerische Untersuchungen können so ergänzende Hinweise über den Versuch bzw. das Tragverhalten erzielt werden. Hierbei ist in erster Linie der Spannungs- / Schnittgrößenverlauf im Feld- bzw. Koppelbereich zu nennen. Die numerischen Untersuchungen wurden im Rahmen dieser Arbeit mit dem FEM-Programm ANSYS 14.5 [17] durchgeführt. Um die Genauigkeit des FE-Modells zu überprüfen, werden die in Abschnitt 4 beschriebenen Versuchsreihen verifiziert. In dieser Arbeit werden ausschließlich gekoppelte Mehrfeldträger mit identischer Blechdicke im Feldbereich behandelt. Daher werden für die Verifikation ausschließlich die Versuchsreihen 1 (Z300) und 5 (Z240) berücksichtigt. Anhand von parametrischen Untersuchungen am verifizierten numerischen Modell soll anschließend das Tragverhalten, insbesondere die Biegemomentenverteilung, analysiert werden.

In den nachfolgenden Abschnitten folgen zum einen Grundlagen numerischer FE-Berechnungen und zum anderen Erläuterungen zum gewählten FE-Modell. Anschließend wird die Verifikation aufgezeigt und die parametrischen Untersuchungen durchgeführt.

### 5.2 Grundlagen numerischer Untersuchungen - Biegeversuche

Zur Abbildung einer realistischen rechnerischen Grenztragfähigkeit sind geometrisch und physikalisch nichtlineare Berechnungen nach der Fließzonentheorie mit FE-Programmen zu empfehlen. Diese stellen nach heutigem Stand der Technik das genaueste Verfahren dar. Aus diesem Grund werden in den nachfolgenden Abschnitten maßgebende Erläuterungen zur Benutzung gegeben.

#### 5.2.1 Physikalische Nichtlinearität - Werkstoffverhalten

In Bild 5.1 ist die Spannungs-Dehnungsbeziehung eines gängigen Baustahls abgebildet. Wie zu erkennen ist, liegt bis zum Erreichen der Streckgrenze  $f_y$  linear-elastisches Materialverhalten vor (*Hookesche Gesetz*).

$$\sigma = E \cdot \varepsilon \quad (5.1)$$

Anschließend beginnt der Stahl zu fließen und besitzt daher in diesem Bereich keine Festigkeit. Das so genannte Fließplateau (Fließbereich) erstreckt sich über einen bestimmten Dehnungsbereich. Danach setzt eine Wiederverfestigung des Stahls ein. Die beschriebene Verfestigung führt zu einem Spannungsmaximum (Zugfestigkeit). Je nach Werkstoff kann die

Zugfestigkeit bis zu ca. 50% oberhalb der Streckgrenze liegen. Mit fortschreitenden plastischen Dehnungen kommt es anschließend zum Bruch des Werkstoffs. Gemäß derzeitigem Stand der Technik ist es möglich dieses Werkstoffverhalten realitätsgetreu abzubilden. Oftmals reichen jedoch Vereinfachungen aus.

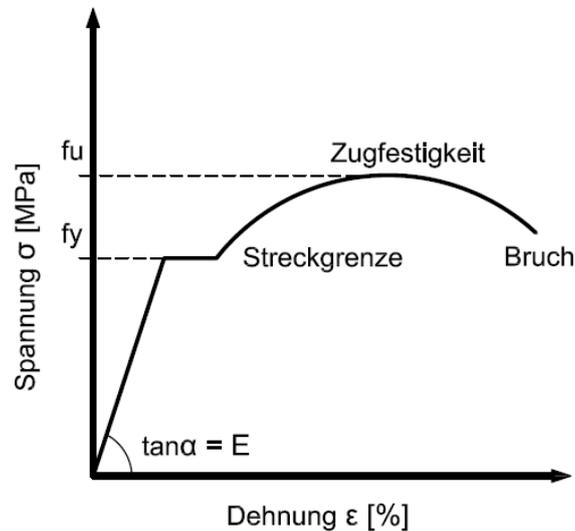


Bild 5.1 Spannungs-Dehnungs-Beziehung für Baustähle

Zur Abbildung eines nichtlinearen Materialverhaltens können gemäß DIN EN 1993-1-5 [12] unterschiedliche Näherungsverfahren verwendet werden. Diese unterscheiden sich hinsichtlich der Genauigkeit der zu erwartenden Ergebnisse. An dieser Stelle wird zwischen einem elastisch ideal-plastischen (nur mit Fließplateau) und einem elastisch-plastischen Materialverhalten mit Wiederverfestigung unterschieden, siehe Bild 5.2. Zusätzlich ist es möglich das Materialverhalten über die wahren Spannungs-Dehnungs-Kurven abzubilden. Dieser Ansatz wird in der vorliegenden Arbeit jedoch nicht weiterverfolgt.

Gemäß [24] kann i. Allg. für dünnwandige Bauteile (kaltgeformt) eine elastische, ideal-plastische Darstellung der Spannungs-Dehnungs-Beziehung verwendet werden. Damit das horizontale Fließplateau nicht zu den in der Literatur beschriebenen Konvergenzproblemen führt, wird die Verfestigung gemäß [24] mit einer minimalen Steigung ( $1/10.000 \cdot E$ -Modul  $\cong$  einer Pseudoverfestigung) berücksichtigt.

Das beschriebene Materialverhalten kann mit der FEM-Software [17] durch unterschiedliche Verfestigungsregeln abgebildet werden. Zu diesem Zweck wird in vielen Anwendungsfällen, aufgrund der numerischen Einfachheit, auf die isotrope oder kinematische Verfestigungsregel zurückgegriffen. Während sich bei einer isotropen Verfestigung die Fließfläche aufweitet, verschiebt sich diese bei einer kinematischen Verfestigung. Bei Verwendung einer isotropen Verfestigungsregel ist von wesentlicher Bedeutung, dass die Belastung nicht ihre Richtung ändern darf. Zyklische Belastungen würden demnach zu fehlerhaften Ergebnissen im Fließbereich führen. Hierfür ist auf die kinematische Verfestigungsregel zurückzugreifen. Da in den durchzuführenden Simulationen keine zyklische Belastung zu berücksichtigen ist und auch nicht nach Erreichen der Fließgrenze wiederbelastet wird, kann das Materialverhalten mit der bilinearen-isotropen Verfestigung abgebildet werden. Weitergehende Erläuterungen zur isotropen und kinematischen Verfestigung finden sich in [17].

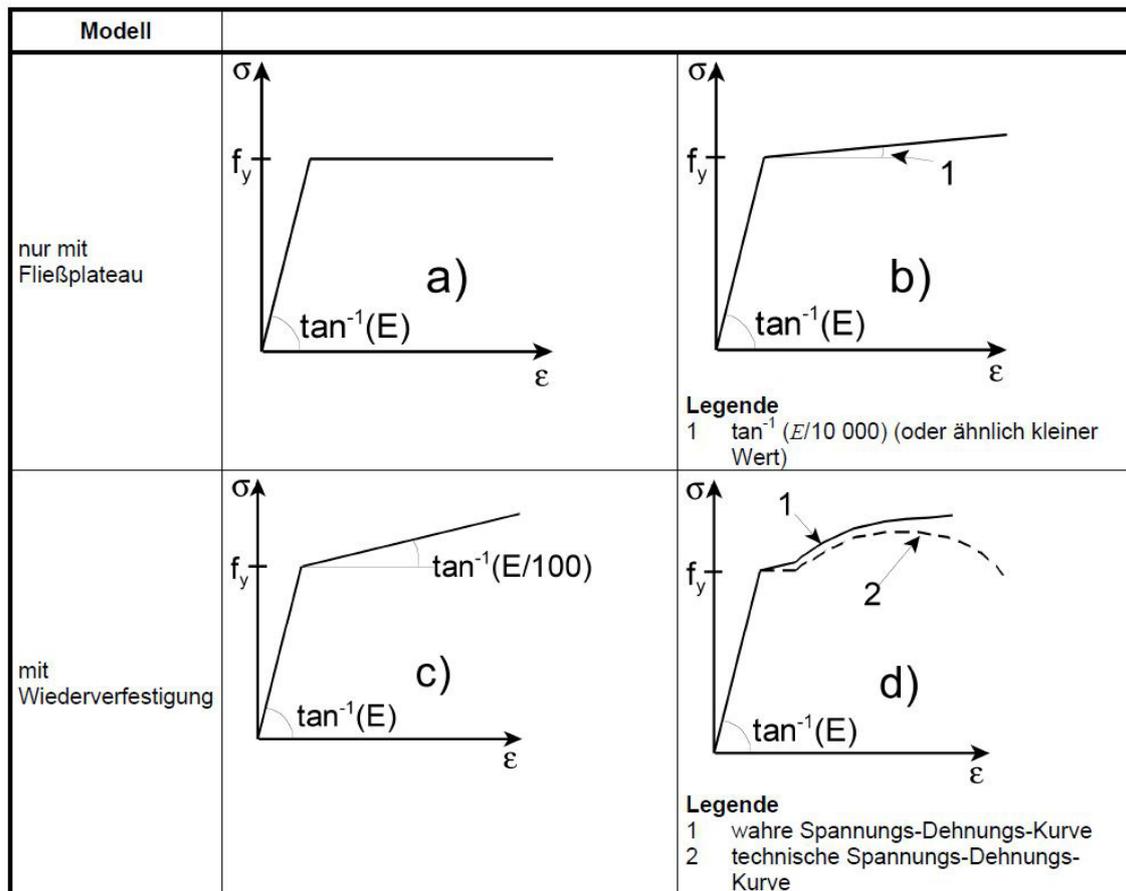


Bild 5.2 Materialverhalten gemäß DIN EN 1993-1-5 [12]

### 5.2.2 Geometrische Nichtlinearität

Neben der beschriebenen physikalischen Nichtlinearität ist die Berechnung ebenso geometrisch nichtlinear durchzuführen. Erst hierdurch ist das Tragverhalten realitätsnah zu erfassen. Bei einer geometrischen nichtlinearen Berechnung ist der Gleichgewichtszustand der inneren und äußeren Kräfte am verformten System zu bestimmen. Die in dieser Arbeit behandelten Z-Querschnitte gehören zu den dünnwandigen Bauteilen und besitzen infolgedessen eine große Beulschlankheit. Aus diesem Grund wird in den nachfolgenden numerischen Simulationen der Gleichgewichtszustand für die verformte Lage des Systems (unter Berücksichtigung großer Rotationen und Dehnungen) bestimmt.

### 5.2.3 Gleichgewichtsermittlung

Für die Lösung der nichtlinearen Gleichungssysteme stehen diverse Verfahren in ANSYS zur Verfügung. An dieser Stelle ist u.a. das *Newton-Raphson-Verfahren* und das Bogenlängenverfahren zu nennen.

Da in dieser Arbeit aufgrund der Überlappung der Querschnitte im Koppelbereich nichtlineare Kontaktelemente zu berücksichtigen sind (siehe Abschnitt 5.3) und bei Kontaktproblemen diese mithilfe des Bogenlängenverfahrens gar nicht oder nur bedingt gelöst werden können, wird das Newton-Raphson-Verfahren verwendet, siehe Bild 5.3. Das Newton-Raphson-Verfahren ist ein Standardverfahren zur iterativen Lösung von nichtlinearen Gleichungen. Bei diesem Verfahren wird die Belastung bei jedem Iterationsschritt inkrementell gesteigert. Von einem Gleichgewichtszustand und der dazugehörigen tangentialen Steifigkeitsmatrix ausgehend wird durch das Aufbringen eines Lastinkrementes das zugehörige Verschiebungsinkrement ermittelt. Infolge der im ersten Berechnungsschritt zu hoch angenommenen Steifigkeit, stimmen die äußeren Kraftgrößen nicht mit den inneren überein. Die daraus resultierende Differenz wird daher als äußere Last erneut aufgebracht. Eine Konvergenz ist erreicht, sofern die Differenz zwischen äußeren und inneren Kräften ausreichend klein ist.

Weiterführende Literatur zum *Newton-Raphson-Verfahren* und zum Bogenlängenverfahren findet sich in [76].

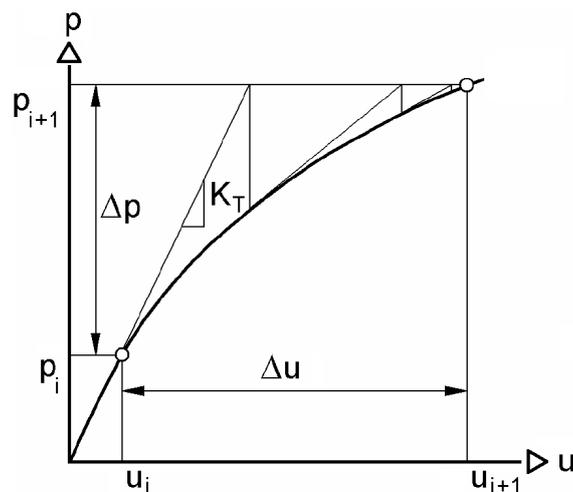


Bild 5.3 Newton-Raphson-Verfahren [76]

### 5.2.4 Nachweisformate

Im Anhang C der DIN EN 1993-1-5 [12] finden sich Angaben zur Anwendung von FE-Methoden bei Nachweisen im ULS von plattenartigen Bauteilen. An dieser Stelle werden fünf Berechnungsannahmen in Abhängigkeit des Werkstoff-/Strukturverhaltens und der Imperfektionsannahme aufgeführt, siehe Tab. 5.1.

Tab. 5.1 Annahmen für Berechnungen mit FEM [12]

Nr	Werkstoffverhalten	Strukturverhalten	Imperfektionen, siehe C.5	Anwendungsbeispiel
1	linear	linear	Nein	elastische mittragende Breite, elastische Tragfähigkeit
2	nichtlinear	linear	Nein	plastische Tragfähigkeit im Grenzzustand der Tragfähigkeit
3	linear	nichtlinear	Nein	kritische Plattenbeullast
4	linear	nichtlinear	Ja	elastische Tragfähigkeit unter Berücksichtigung von Plattenbeulen
5	nichtlinear	nichtlinear	Ja	elastisch-plastische Tragfähigkeit im Grenzzustand der Tragfähigkeit

Des Weiteren werden in DIN EN 1993-1-6 [13] detailliertere Berechnungskonzepte für die Bemessung von Schalenstrukturen aufgeführt:

- Lineare elastische Schalenberechnung (LA)
- Lineare elastische Verzweigungs(eigenwert)-Berechnung (LBA)
- Geometrisch nichtlineare elastische Berechnung (GNA)
- Materiell nichtlineare Berechnung (MNA)
- Geometrisch und materiell nichtlineare Berechnung (GMNA)
- Geometrisch nichtlineare elastische Berechnung mit Imperfektionen (GNIA)
- Geometrisch und materiell nichtlineare Berechnung mit Imperfektionen (GMNIA)

Aufgrund der Vergleichbarkeit zwischen dünnwandigen Stahlbauteilen und Schalenstrukturen und weiterführenden Erläuterungen aus [73] werden die nachfolgenden numerischen Untersuchungen mit den Berechnungskonzepten LBA, GMNA und GMNIA durchgeführt.

### 5.2.5 Imperfektionen

Unter einer Imperfektion wird die ungewollte (herstellungsbedingte) Abweichung von der idealen Form verstanden. Imperfektionen können hierbei geometrischer (Krümmungen, Schiefstellungen) und struktureller Natur (Eigenspannungen, Streuungen der Materialeigenschaften) sein.

Der Anhang C der DIN EN 1993-1-5 [12] gibt an dieser Stelle Hinweise zur Modellierung und zur Skalierung geometrischer Ersatzimperfektionen, siehe Bild 5.4. Neben den beschriebenen Eigenspannungen, die beim Herstellungsprozess entstehen, kann es infolge des Umformungsprozesses zu einer Erhöhung der Streckgrenze im Bereich der Biegeradien kommen. Diese Erscheinungen können mit der Finite-Elemente-Methode modelliert werden. Allerdings ist dieser Vorgang sehr komplex und aufwendig. Aus diesem Grund besteht gemäß DIN EN 1993-1-5 [12] die Möglichkeit die strukturellen Imperfektionen durch geometrische Imperfektionen (global+lokal) zu berücksichtigen. Die jeweiligen Ansätze sind Bild 5.4 zu entnehmen.

In Voruntersuchungen wurden mithilfe einer linear-elastischen Beulanalyse (LBA) die Eigenwerte bzw. die Eigenform des jeweiligen Systems berechnet. Diese ermittelte Eigenform

wurde anschließend dem System als Vorverformung aufgeprägt, so dass hierdurch eine GMNIA möglich ist.

In den anschließenden Voruntersuchungen konnte allerdings beobachtet werden, dass der Einfluss der Imperfektion vernachlässigbar gering ist. Aus diesem Grund werden die nachfolgenden parametrischen Untersuchungen in einer geometrisch und materiell nichtlinearen Analyse (GMNA) durchgeführt.

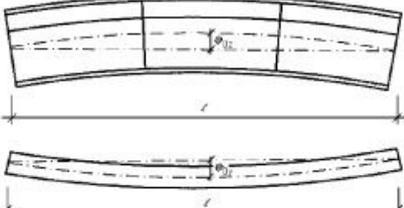
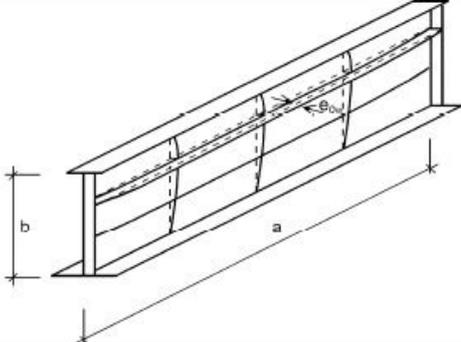
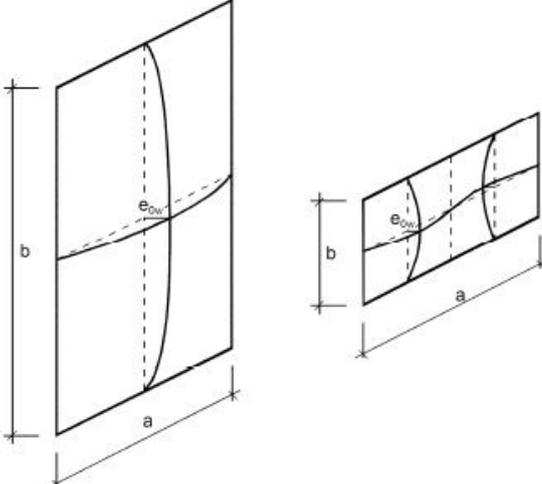
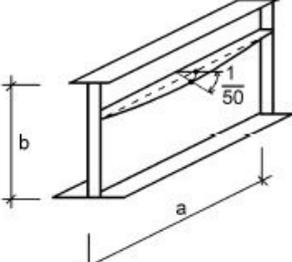
Imperfektionsansatz	Bauteil
global, Bauteil der Länge $\ell$	
global, Längssteife der Länge $a$	
lokal, Teilfeld oder Einzelfeld	
lokal, Verdrehung von Steifen oder Flanschen	

Bild 5.4 Modellierung geometrischer Ersatzimperfektionen [12]

## 5.3 Verifizierung des numerischen Modells an gekoppelten Zweifeldträgern

### 5.3.1 Diskretisierung des numerischen Modells

#### Querschnitt / Geometrie

Die Geometrie des FE-Modells wird in Anlehnung an die Versuchsreihen (siehe Abschnitt 4) gewählt. In Bild 5.5 ist das FE-Modell abgebildet. Wie zu erkennen ist, wurden geometrische Vereinfachungen am Versuchsaufbau vorgenommen. Ziel ist es, Informationen über Verformungen und Spannungen der Pfetten zu erhalten. Zusätzliche Konstruktionselemente wie Auflager oder Lasteinleitungsplatten sind demnach bei der Berechnung nicht von Interesse und können daher ohne weiteres vernachlässigt werden.

#### Lagerung

Für die Festhaltung im Raum werden die Kanten der mittleren beiden Bohrungen im Bereich der Kopplung herangezogen, siehe Bild 5.7. An beiden Kanten werden alle 6 Freiheitsgrade (Verschiebungen  $u$ ,  $v$ ,  $w$  und Verdrehungen  $\varphi_x$ ,  $\varphi_y$ ,  $\varphi_z$ ) im Raum blockiert. Das Mittelaufleger wird zusätzlich durch zwei weitere Kanten, deren Verschiebung in lokaler  $z$ -Richtung blockiert werden, erzeugt, siehe Bild 5.7. Die beiden äußeren Auflager (Endaufleger) werden mit jeweils einer Kante, an denen ebenfalls die Verschiebung in lokaler  $z$ -Richtung behindert ist, modelliert. In Bild 5.8 ist die gewählte Randbedingung für das Endaufleger abgebildet.

#### Kontaktflächen

Damit sich im Bereich der Koppelstelle ein realitätsgetreuer Kräfte- und Verformungsverlauf einstellen kann, wird dieser Bereich mit diversen Kontaktflächen versehen. Aus Gründen der Vereinfachung werden die Schrauben nicht als Bauteil modelliert. Stattdessen werden diese durch Kontaktflächen mit einem Durchmesser  $d=40$  mm um die Bohrungen ( $d=17$  mm) herum idealisiert, siehe Bild 5.9. In diesem Bereich wird mit dem Kontakt „Verbund“ gearbeitet. Die Elemente beider Pfetten sind damit innerhalb dieses Kreisringes in alle Richtungen fest miteinander verbunden. Die restlichen Bereiche beider  $Z$ -Pfetten im Bereich der Kopplung (Steg, Flansche und Lippen) sind durch weitere Kontaktflächen miteinander zu „verbinden“.

In den Versuchen hat sich gezeigt, dass sich Bereiche (Stege, Flansche und Lippen) in globaler  $z$  bzw.  $y$ -Richtung voneinander entfernen, siehe dazu Bild 5.10.

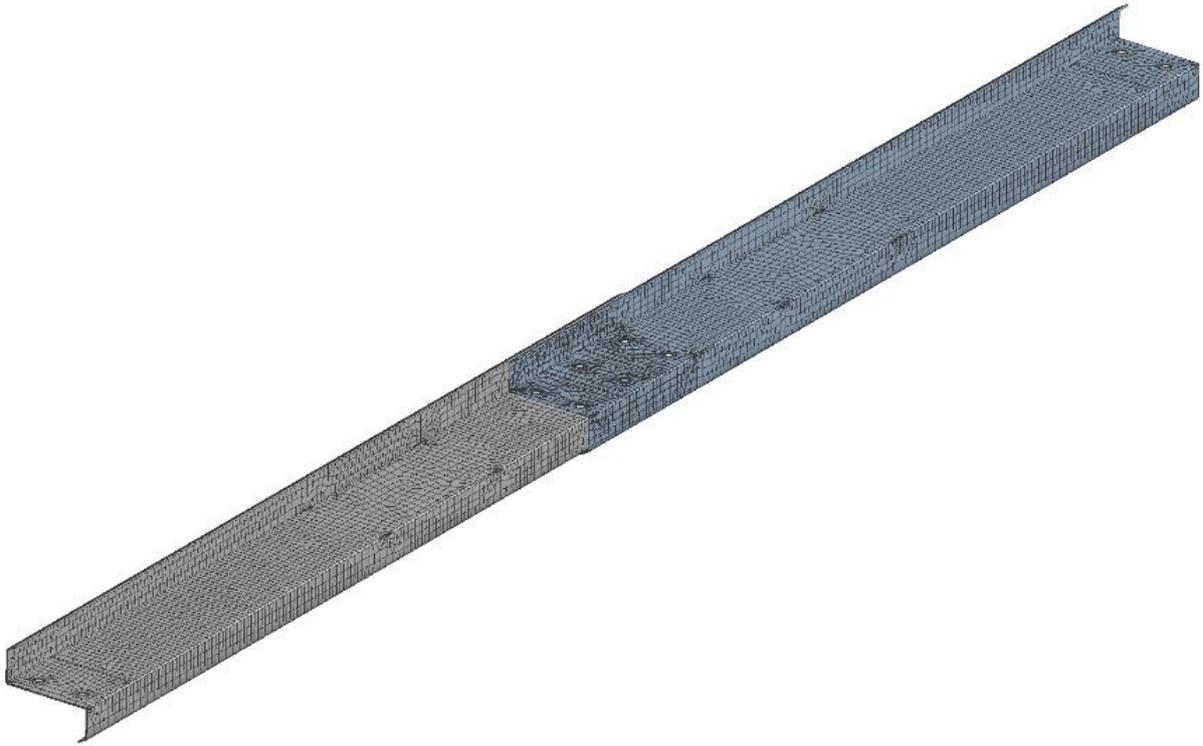


Bild 5.5 Geometrie FE-Modell aus [17]

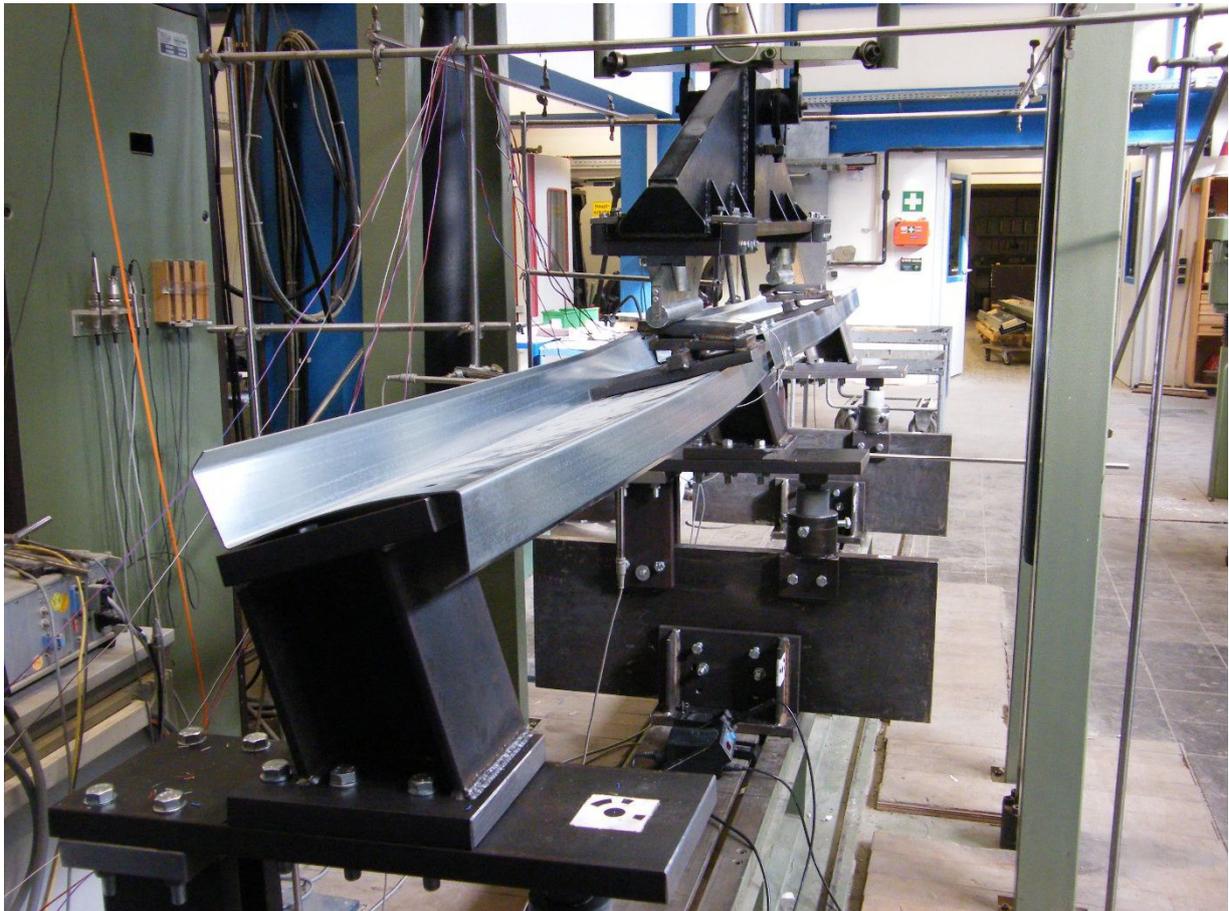


Bild 5.6 Trägerpaar im Versuchsstand [50]

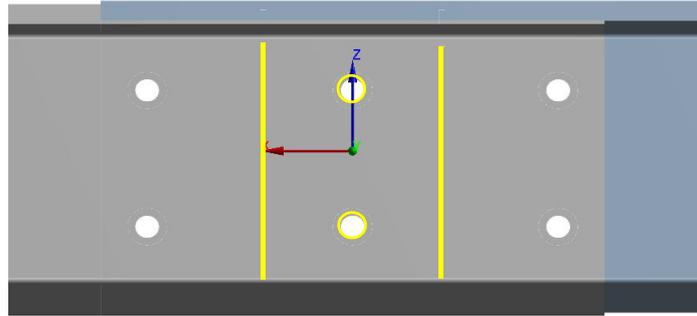


Bild 5.7 Auflagerbedingungen (Koppelbereich) [17]

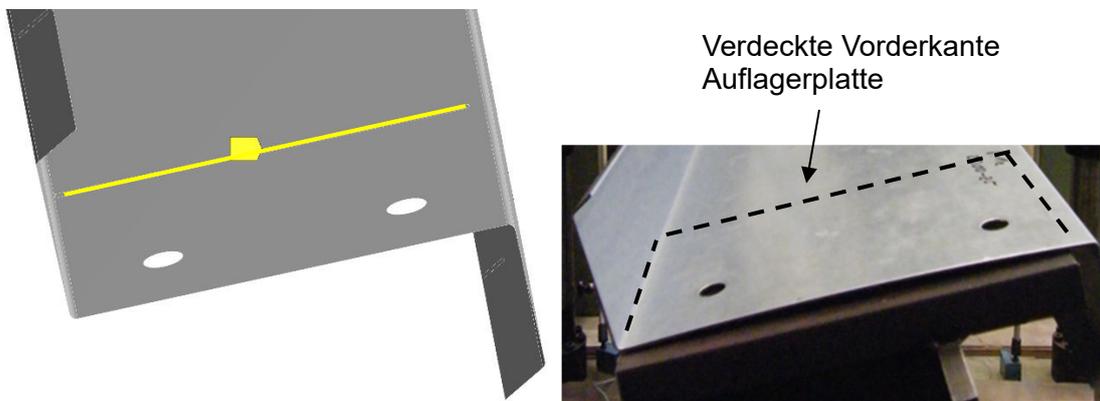


Bild 5.8 Endauflager FE-Modell / Versuchsreihen [17]

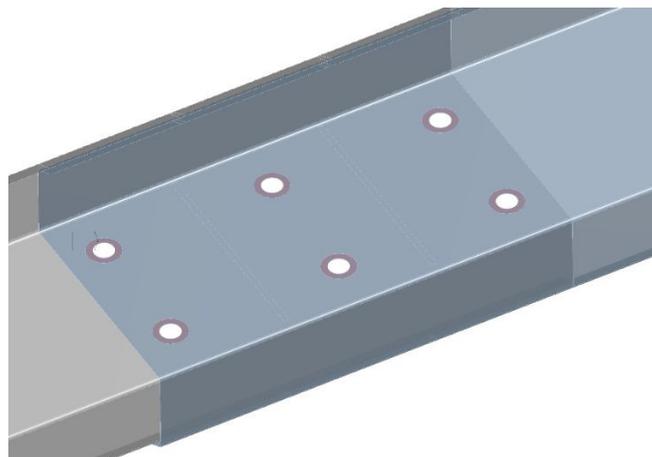


Bild 5.9 Kontaktfläche „Verbund“ im Koppelbereich [17]

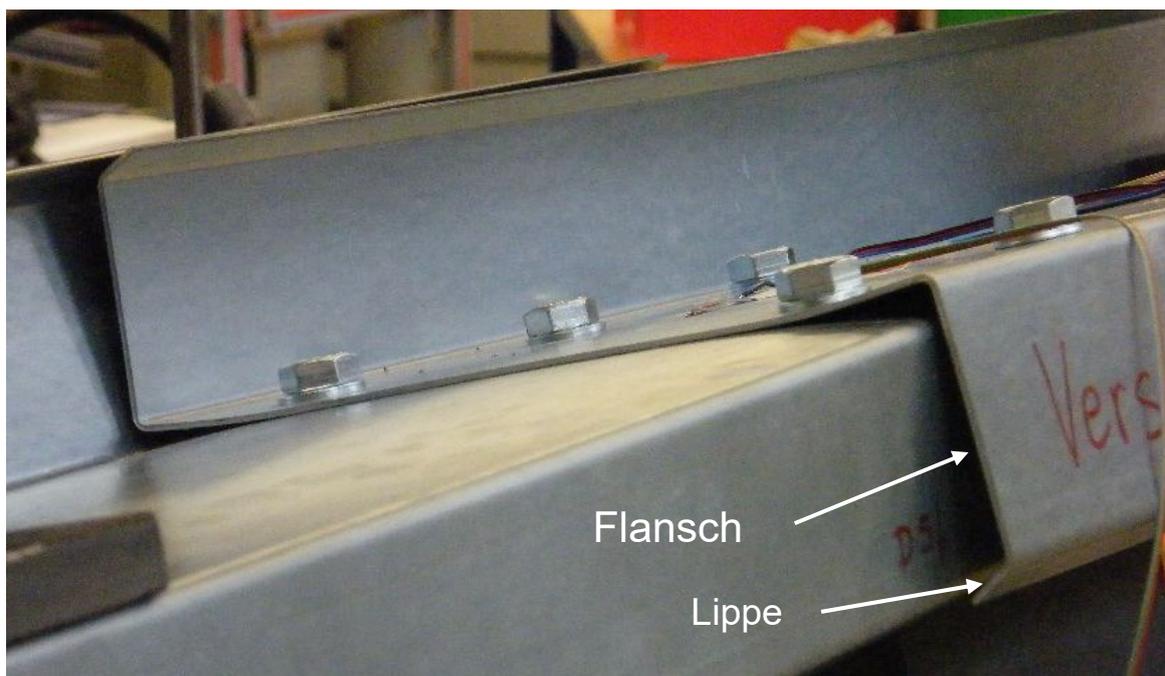


Bild 5.10 Verformungsverhalten Koppelbereich

Infolgedessen werden diese Flächen mit dem nichtlinearen Kontakt „reibungsfrei“ modelliert. Die Kontaktflächen sind hierdurch nicht fest miteinander verbunden. Ein Distanzieren ist möglich, ein Durchdringen jedoch nicht.

### Elementierung

Die Stahlprofile werden bei der Berechnung in ANSYS [17] mit Schalenelementen diskretisiert. Da die Z-Pfetten verwinkelte Körper sind, werden standardmäßig Schalenelemente (SHELL181) verwendet. Mithilfe dieses Elementtyps kann das plastische Materialverhalten des Stahls erfasst werden, wodurch dieses sehr realitätsnah modelliert werden kann. Der Vorteil von Schalenelementen liegt im Vergleich zu Volumenelementen hauptsächlich in der Rechenzeit, da deutlich geringere Knotenzahlen benötigt werden. Auch sind beliebig große Verhältnisse von Seitenlänge zu Dicke möglich. Ein Nachteil liegt darin, dass Schalenelemente nur dann verwendet werden sollten, wenn die Spannungen in Dickenrichtung eine unwesentliche Rolle spielen. Die in dieser Arbeit zu untersuchenden Träger weisen Blechdicken  $\leq 4\text{mm}$  auf, weswegen die Spannungen in Dickenrichtung vernachlässigt werden können. Bei der Wahl der Elementgröße wurden die Vorgaben aus [24] berücksichtigt. Diesbezüglich betragen die Elementkantenlängen durchschnittlich 25 mm. Darüber hinaus wird die Vernetzung im Bereich der Lasteinleitung, Koppelbereich und im Bereich der Randsteifen (Lippen) lokal verfeinert, um somit eine größere Anzahl von Elementen in Querrichtung vorfinden zu können.

Die Ergebnisausgabe (Verformungen / Spannungen) erfolgt jeweils an der Ober- und Unterseite des Elementes, siehe Bild 5.12. Die Ergebniswerte werden dabei an den Integrationspunkten berechnet und auf die Knotenpunkte extrapoliert. Vorhergehende Untersuchungen haben gezeigt, dass mit einer Modellierung von Schalenelementen zufriedenstellende Ergebnisse im Vergleich zu einer Modellierung mit Volumenelementen erzielt werden konnten.

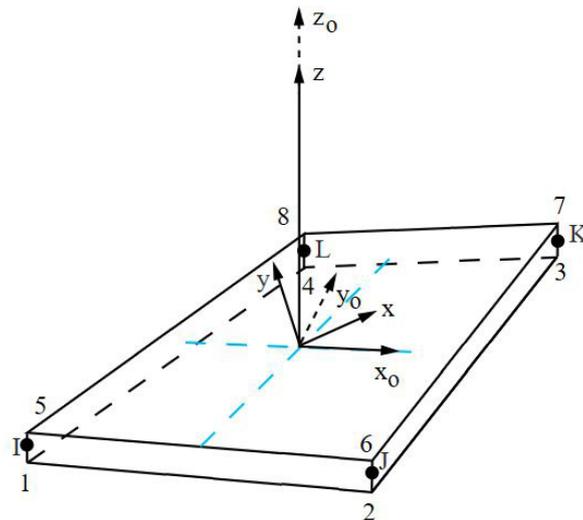


Bild 5.11 Elementtyp SHELL 181 [17]

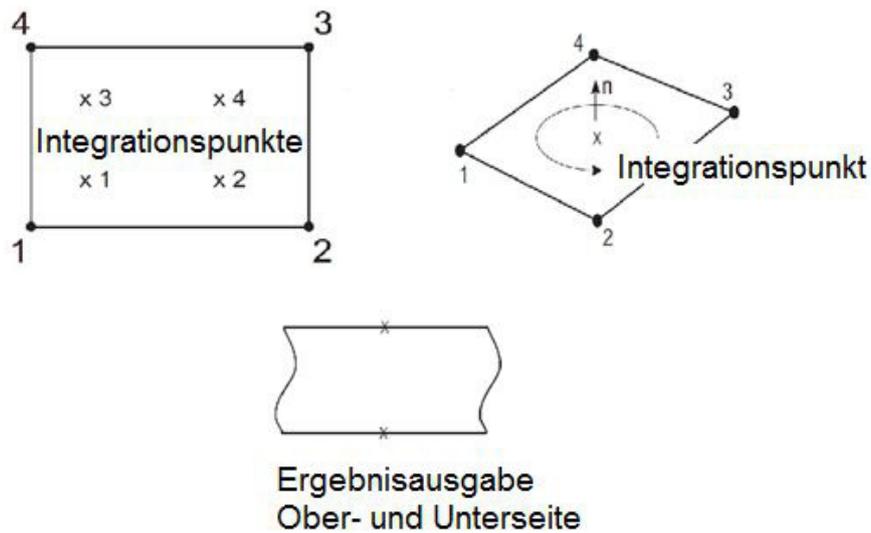


Bild 5.12 Darstellung eines 4-knotigen Schalenelements aus [17]

### Belastung

Das Ziel der Versuchsreihen war es, die Tragfähigkeit der Profile im Koppelbereich für Biegung um die schwache Achse zu untersuchen. Da die Belastung in vertikaler Richtung erfolgt, wird der Träger um den Hauptachsendrehwinkel  $\alpha$  gedreht, so dass die vertikale Lastrichtung Biegung um die schwache Achse erzeugt, siehe [50]. Während der Versuchsdurchführung konnte mit zunehmender Belastung beobachtet werden, dass die Belastung in z-Richtung an den Stegaußenkanten übertragen wurde, siehe Bild 5.13 (unten). Zurückzuführen ist dies auf die Profilverformung (Stegmitte) und der großen Steifigkeit der Lasteinleitungsplatte. So wurde die Last in vier Bereiche (zwei je Feld), an denen eine höhere Steifigkeit unterhalb der Lasteinleitungsplatte vorliegt, unterteilt, siehe Bild 5.13. Die Last wurde kraftgeregelt mit ca. 100 Substeps ( $\sim 0,20$  bis  $0,80$  kN / Iterationsschritt) aufgebracht.

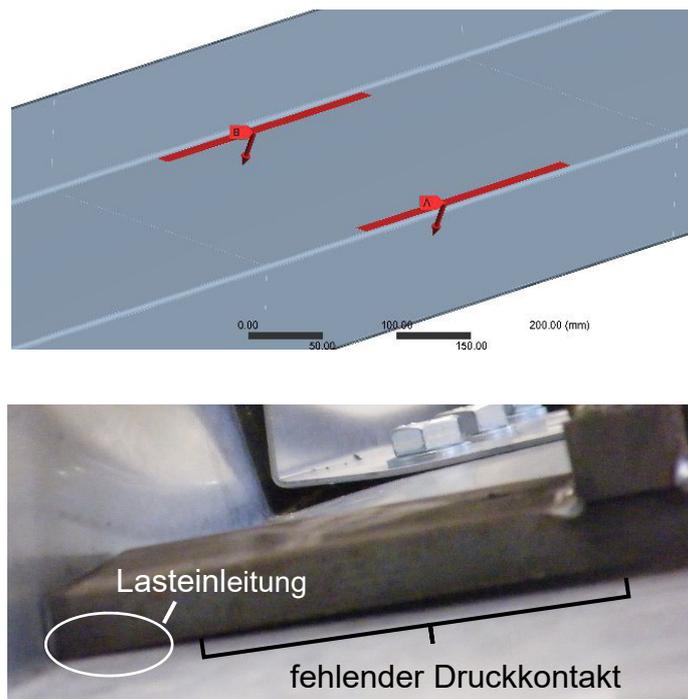


Bild 5.13 Lasteinleitung FE-Modell / Versuch (Feldbereich)

### 5.3.2 Vergleich FE-Ergebnisse mit Versuchsreihen

Um die Güte des numerischen Modells zu prüfen, werden die in [50] untersuchten Koppelträger mittels FE-Methode nachgerechnet. Exemplarisch wird an dieser Stelle die Verifizierung der Versuchsreihe 1 (Z300-25) und 5 (Z240-20) mit ANSYS aufgeführt. In Bild 5.14 und Bild 5.15 sind die Kraft-Weg-Diagramme der Versuchsreihen V1.1, V1.2, V1.3 bzw. V5.1, V5.2, V5.3 abgebildet. Zusätzlich sind in den genannten Abbildungen die aus der numerischen Untersuchung (ANSYS) gewonnenen Traglastkurven enthalten. Die Versuchsreihen werden mit einer Vorlast von 2 kN gefahren. Aus diesem Grund wurden die Verformungen der numerischen Untersuchungen ebenfalls nach 2 kN normiert. Die dargestellten Traglastkurven zeigen den Verlauf bis zum Erreichen der maximalen Traglast. Bei Betrachtung der Kraft-Weg-Diagramme ist erkennbar, dass die abgebildeten Kurven gut miteinander übereinstimmen. Die zu erkennenden Abweichungen sind sehr gering und betragen hinsichtlich der maximal erzielten Traglast im Mittel ca. 1% bis 4%, siehe Tab. 5.2. Bei der Verformung in Feldmitte (Träger links) beträgt die Abweichung ca. 4,5% bis 8,5%.

Ebenso konnte das mehrwellige Beulen des Obergurtes (Verformungs- und Versagensverhalten) mit der numerischen Simulation bestätigt und verifiziert werden. Aufgrund der geringen Diskrepanz zwischen den Messwerten und den Ergebnissen aus der numerischen Simulation, lässt sich festhalten, dass die Güte der Ergebnisse ausreichend genau ist und das Modell für vertiefte Parameterstudien herangezogen werden kann.

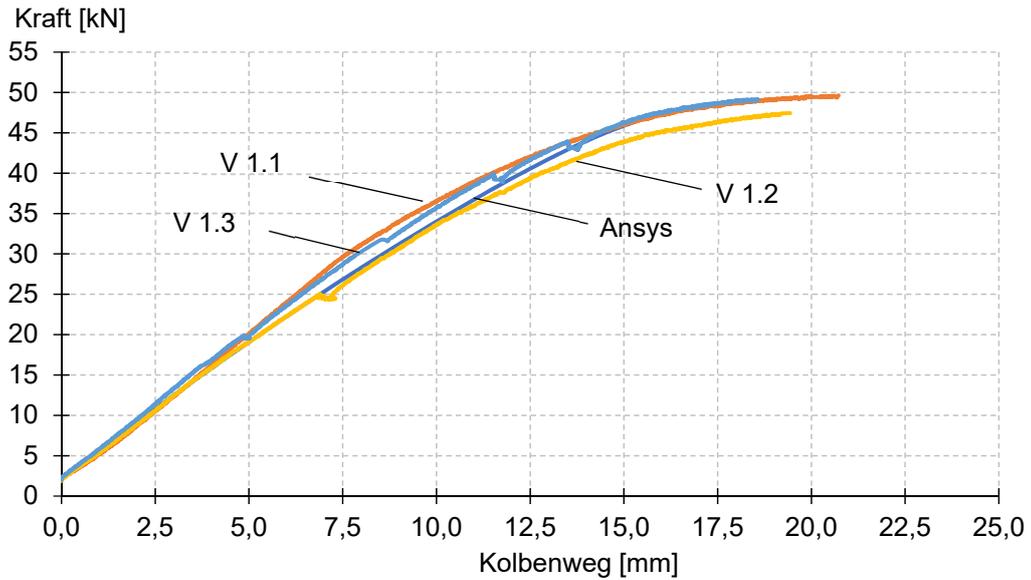


Bild 5.14 Kraft-Weg – Diagramm: Versuchsreihe 1 (Z300)

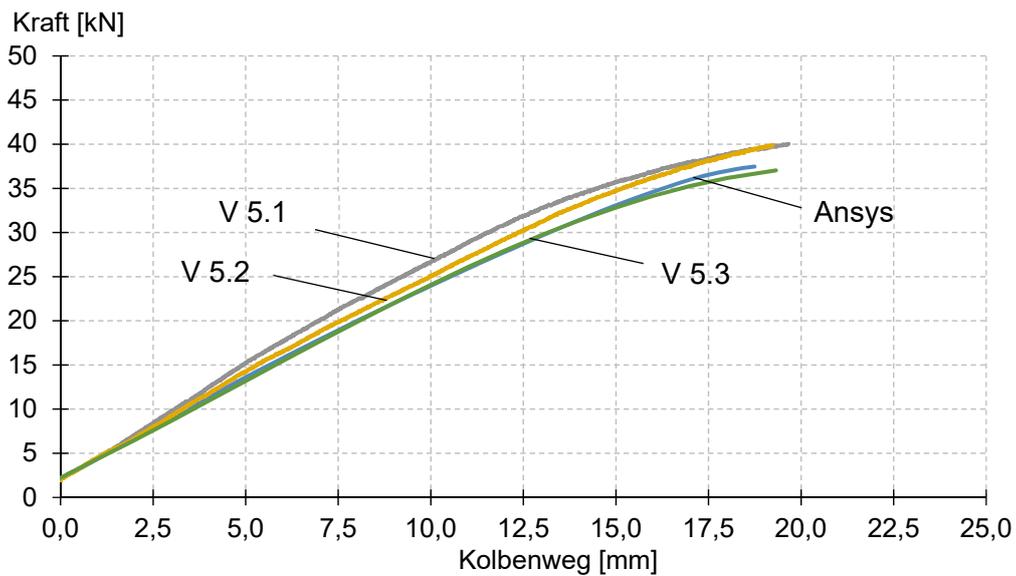


Bild 5.15 Kraft-Weg – Diagramm: Versuchsreihe 5 (Z240)

In den nachfolgenden Kapiteln werden die Koppelpfetten mithilfe von Parameterreihen hinsichtlich ihrer Tragfähigkeit im Feld- als auch im Koppelbereich untersucht. Mit Hilfe dessen sollen Rückschlüsse auf das Tragverhalten des Koppelträgers gezogen und ein Bemessungskonzept entwickelt werden.

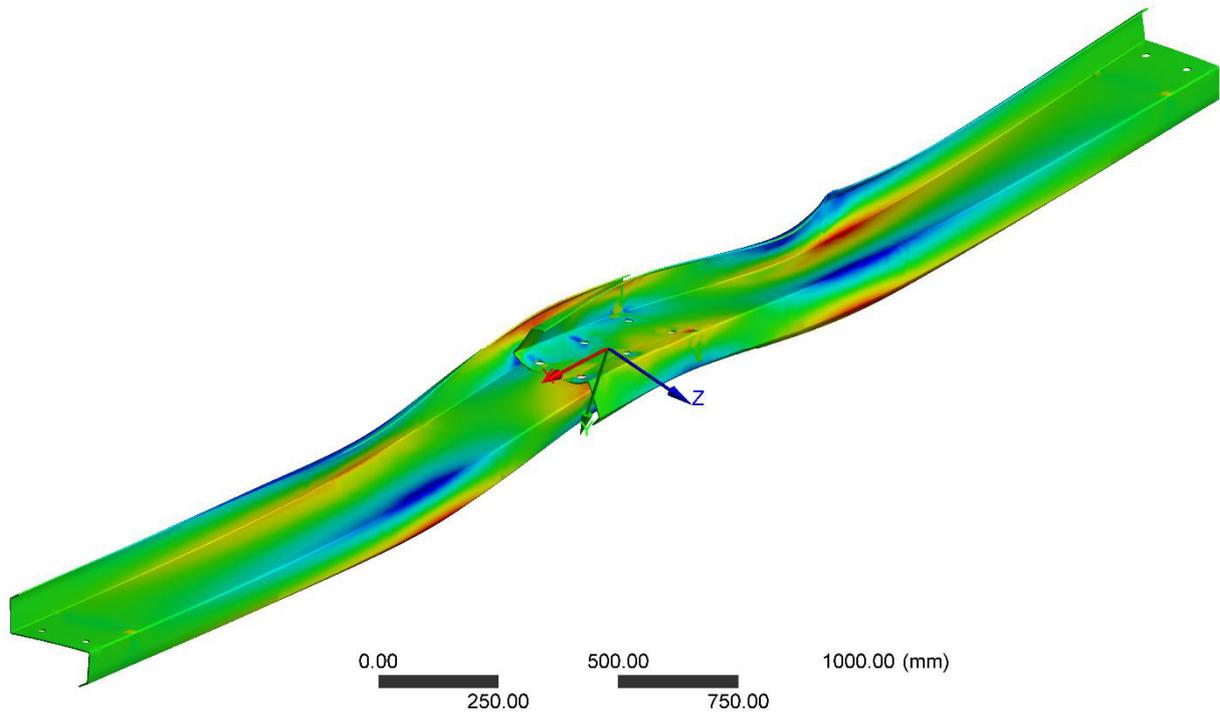


Bild 5.16 Verformungsverhalten Koppelträger bei Erreichen der Traglast – (Z300-25)

Tab. 5.2 Zusammenfassung der experimentellen Untersuchungen - Versuchsreihen 1 und 5

		Versuchsreihen			ANSYS		
Nr.:	Profil	Traglast [kN]	Verformung Feld 1 [mm]	Verformung Feld 2 [mm]	Traglast [kN]	Verformung Feld 1 [mm]	Verformung Feld 2 [mm]
V1.1	Z300-20	49,64	20,73	14,9			
V1.2	Z300-20	47,44	19,73	13,52	48,82	18,10	15,00
V1.3	Z300-20	49,16	18,57	15,04			
V5.1	Z240-25	40,04	19,70	13,50			
V5.2	Z240-25	39,92	19,20	14,30	37,43	20,56	15,59
V5.3	Z240-25	37,11	20,12	14,5			

## 5.4 Effektive Querschnittswerte – Berechnungsablauf

### 5.4.1 Einleitung

Die in einer numerischen Simulation gewonnen Erkenntnisse spiegeln sich in Form von Spannungen und Verformungen wieder. Damit das Tragverhalten in Form eines Schnittgrößenvergleichs mit den gängigen EDV-Programmen verglichen werden kann, sind die ermittelten Spannungen aus den FE-Berechnungen in Schnittgrößen umzurechnen. Dabei kann folgende Beziehung verwendet werden:

$$\sigma_x = \frac{M_z}{I_z} \cdot y = \frac{M_z}{W_z} \quad (5.2)$$

Um vergleichende Berechnungen durchführen zu können, muss vorher ermittelt werden, welche effektiven Querschnittswerte (hier: effektives Widerstandsmoment  $W_z$ ) bei der Bemessung bzw. Spannungsumrechnung überhaupt berücksichtigt werden dürfen. Da die Ermittlung wirksamer Breiten relativ aufwendig ist, wird im Rahmen dieser Arbeit ein EDV-Programm erstellt („Effektive Querschnittswerte“), mit welchem die wirksamen Querschnittswerte für Biegung um die schwache Achse berechnet werden können.

Im folgenden Abschnitt werden die effektiven Querschnittswerte eines dünnwandigen kaltgeformten Z-Profiles mit Randversteifungen nach DIN EN 1993-1-3 [10] beispielhaft ermittelt. Dabei wird die Verifikation des Programms „Effektive Querschnittswerte“ für das Profil Z160-15 aufgezeigt.

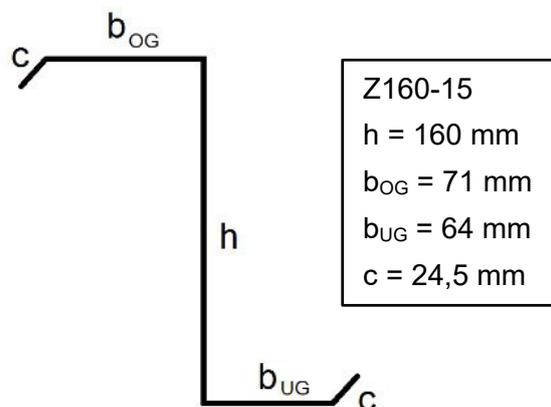


Bild 5.17 Querschnittsabmessungen Z160-15

### 5.4.2 Verifikation EDV-Programm „Effektive Querschnittswerte“

Das Z-Profil wird aus 1,5 mm dickem Bandstahl aus S320 (Streckgrenze in Anlehnung an die Versuchsreihen:  $f_{y,b}=401 \text{ MPa}$ ) hergestellt. Die weiteren Abmessungen, sind der obigen Abbildung zu entnehmen.

Geometrische Verhältnisse:

$$h / t = 160 / 1,5 = 107 \leq 500 \quad (5.3)$$

$$b / t = 71 / 1,5 = 47 \leq 60 \quad (5.4)$$

$$c / t = 24,5 / 1,5 = 16 \leq 50 \quad (5.5)$$

→ Die maximalen Breiten - Dicken - Verhältnisse liegen im zulässigen Bereich.

### Lippe als Randaussteifung

$$0,2 \leq c / b = 24,5 / 71 = 0,35 \leq 0,6 \quad (5.6)$$

Somit dürfen die Lippen als Randaussteifung angesetzt werden. Zwischen Steife und Blech beträgt der Winkel  $120^\circ$  und liegt damit innerhalb der Grenzwerte  $45^\circ \leq \alpha \leq 135^\circ$ .

### Einfluss der Eckausrundung

$$\frac{r}{t} = \frac{3}{1,5} = 2 < 5 \text{ und } \frac{r}{\min(b_p, h_w)} = \frac{3}{64} = 0,047 < 0,1 \quad (5.7)$$

Der Einfluss der Eckausrundung darf bei der Ermittlung der Querschnittstragfähigkeit vernachlässigt werden. In der nachfolgenden Tab. 5.3 sind die Querschnittskennwerte ohne Berücksichtigung der Eckausrundung dargestellt.

Tab. 5.3 Querschnittskennwerte (ohne Eckausrundung)

$h_s$ [mm]	$b_{p,OG}$ [mm]	$b_{p,UG}$ [mm]	$b_{p,c}$ [mm]
158,5	69,5	62,5	23,75

### Ermittlung der Querschnittswerte des Vollquerschnitts

Mithilfe der abgedruckten Querschnittskennwerte können die Bezugskordinaten bestimmt werden, so dass die Querschnittswertermittlung mit den Rechenschritten aus der nachfolgenden Tab. 5.4 sowohl für den Vollquerschnitt als auch für die wirksamen Querschnitte durchgeführt werden kann.

Für die in Tab. 5.4 dargestellten Schritte 1 bis 3 wurden die Auswertungen bereits vorgenommen. In Tab. 5.5 sind die Ergebnisse der Teilflächen bzw. Flächenmomente 1. und 2. Grades dargestellt. Mithilfe dieser Werte können nun die Flächenmomente 2. Grades für das Hauptachsensystem ermittelt werden:

Tab. 5.4 Berechnung normierter Querschnittskennwerte

1.	<p><math>A, A_{\bar{y}}, A_{\bar{z}}, A_{\bar{y}\bar{z}}, A_{\bar{y}\bar{y}}</math> und <math>A_{\bar{z}\bar{z}}</math> im <math>\bar{y}</math>-<math>\bar{z}</math>-Koordinatensystem berechnen:</p> $A = \int_A dA \quad A_{\bar{y}} = \int_A \bar{y} dA$
2.	<p>Lage des Schwerpunktes:</p> $\bar{y}_s = \frac{A_{\bar{y}}}{A} \quad \bar{z}_s = \frac{A_{\bar{z}}}{A}$
3.	<p>Querschnittswerte transformieren:</p> $A_{\bar{y}\bar{z}} = A_{\bar{y}\bar{z}} - \bar{y}_s \cdot \bar{z}_s \cdot A; \quad A_{\bar{y}\bar{y}} = A_{\bar{y}\bar{y}} - \bar{y}_s^2 \cdot A; \quad A_{\bar{z}\bar{z}} = A_{\bar{z}\bar{z}} - \bar{z}_s^2 \cdot A$
4.	<p>Hauptachseneckwinkel <math>\alpha</math>:</p> $\alpha = \frac{1}{2} \cdot \arctan \left( \frac{2 \cdot A_{\bar{y}\bar{z}}}{A_{\bar{y}\bar{y}} - A_{\bar{z}\bar{z}}} \right)$
5.	<p>Hauptträgheitsmomente <math>I_y</math> und <math>I_z</math> mit Transformationen berechnen:</p> $I_y = A_{zz} = A_{\bar{z}\bar{z}} \cdot \cos^2 \alpha + A_{\bar{y}\bar{y}} \cdot \sin^2 \alpha - 2 \cdot A_{\bar{y}\bar{z}} \cdot \cos \alpha \cdot \sin \alpha$ $I_z = A_{yy} = A_{\bar{y}\bar{y}} \cdot \cos^2 \alpha + A_{\bar{z}\bar{z}} \cdot \sin^2 \alpha - 2 \cdot A_{\bar{y}\bar{z}} \cdot \cos \alpha \cdot \sin \alpha$
6.	<p>Koordinaten transformieren:</p> $y = (\bar{y} - \bar{y}_s) \cdot \cos \alpha + (\bar{z} - \bar{z}_s) \cdot \sin \alpha$ $z = (\bar{z} - \bar{z}_s) \cdot \cos \alpha - (\bar{y} - \bar{y}_s) \cdot \sin \alpha$

Tab. 5.5 Teilflächen Querschnitt / Flächenmomente 1. und 2. Grades (Bezugskordinatensystem)

$A_{OG} [mm^2]$	$A_{c,o} [mm^2]$	$A_{UG} [mm^2]$	$A_{c,u} [mm^2]$	$A_s [mm^2]$	$A_{Ges} [mm^2]$
104,25	35,63	93,75	35,63	237,75	507,00
$A_{\bar{y}} [mm^2]$	$A_{\bar{z}} [mm^2]$	$A_{\bar{y}\bar{z}} [mm^2]$	$A_{\bar{z}\bar{z}} [mm^2]$	$A_{\bar{y}\bar{y}} [mm^2]$	
942,4	39348,4	-798161	5134665	661018	

Flächenmoment 2. Grades

$$A_{\bar{z}\bar{z}} = A_{\bar{y}\bar{y}} - y_s^2 \cdot A = 661018 - 1,86^2 \cdot 507 = 659266 \text{ mm}^4 \quad (5.8)$$

$$A_{\bar{y}\bar{y}} = A_{\bar{z}\bar{z}} - z_s^2 \cdot A = 5134665 - 77,61^2 \cdot 507 = 2080846 \text{ mm}^4 \quad (5.9)$$

$$A_{\bar{y}\bar{z}} = A_{\bar{y}\bar{z}} - \bar{y}_s \cdot \bar{z}_s \cdot A = -798161 - 1,86 \cdot 77,61 = -871348 \text{ mm}^4 \quad (5.10)$$

Hauptachseneckwinkel:

$$\alpha = \frac{1}{2} \cdot \arctan\left(\frac{2 \cdot A_{\bar{y}\bar{z}}}{A_{\bar{y}\bar{y}} - A_{\bar{z}\bar{z}}}\right) = \frac{1}{2} \cdot \arctan\left(\frac{2 \cdot (-871348)}{659266 - 2080846}\right) = 25,40 \quad (5.11)$$

Unter Berücksichtigung des Hauptachseneckwinkels betragen die Hauptträgheitsmomente:

$$I_z = A_{\bar{y}\bar{y}} \cdot \cos^2 \alpha + A_{\bar{z}\bar{z}} \cdot \sin^2 \alpha + 2 \cdot A_{\bar{y}\bar{z}} \cdot \sin \alpha \cdot \cos \alpha = 245570 \text{ mm}^4 \quad (5.12)$$

$$I_y = A_{\bar{z}\bar{z}} \cdot \cos^2 \alpha + A_{\bar{y}\bar{y}} \cdot \sin^2 \alpha - 2 \cdot A_{\bar{y}\bar{z}} \cdot \sin \alpha \cdot \cos \alpha = 2494542 \text{ mm}^4 \quad (5.13)$$

### Ermittlung des wirksamen Querschnitts unter Biegung um die z - Achse

Die Ermittlung des wirksamen Querschnitts erfolgt mit der Methode der wirksamen Breite gemäß DIN EN 1993-1-3 [10]. Eine positive Momentenbeanspruchung um die z - Achse liegt vor, wenn die Querschnittsfasern der linken Seite (oben) gedrückt und an der rechten Seite (unten) gezogen werden, siehe Bild 5.18.

#### a) Ermittlung der wirksamen Breite des Obergurtes (positives Biegemoment)

Es muss in einem ersten Schritt der wirksame Querschnitt des auf Druck beanspruchten Obergurtes bestimmt werden.

Spannungsverhältnis Obergurt (siehe Bild 5.18)

$$\psi = -\frac{\sigma_2}{\sigma_1} = -\frac{295,3}{235,7} = -1,25 \quad (5.14)$$

$$-1 > \psi = -1,25 \geq -3 \quad (5.15)$$

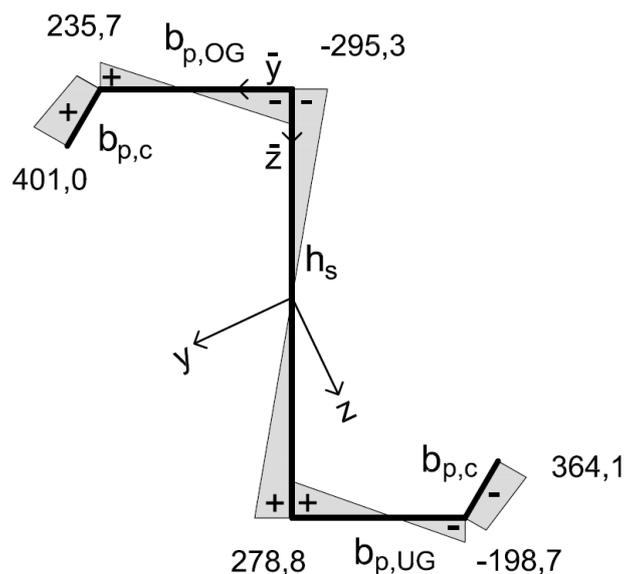


Bild 5.18 Querschnitt unter reiner Biegebeanspruchung um die z-Achse (Druck positiv)

Zugbereich Obergurt:

$$b_{e,2,Og} = b_{e,2} - \frac{b_{e,2}}{(1-\psi)} = 69,5 - \frac{69,5}{(1+1,25)} = 38,61 \text{ mm} \quad (5.16)$$

### 1. Berechnungsschritt

Wirksamer Querschnitt mit Federsteifigkeit  $K = \infty$  unter Ansatz der maximalen Druckspannung

$$\sigma_{com,Ed} = f_{y,b} = 401 \text{ N/mm}^2 \quad (5.17)$$

Beulwert:

$$k_{\sigma} = 5,98 \cdot (1,0 - \psi)^2 = 5,98 \cdot (1,0 + 1,25)^2 = 30,27 \quad (5.18)$$

Beiwert:

$$\varepsilon = \sqrt{\frac{235}{f_y}} = \sqrt{\frac{235}{401}} = 0,766 \quad (5.19)$$

Beulschlankheit (beidseitig gelagert):

$$\bar{\lambda}_p = \frac{b_p/t}{28,4 \cdot \varepsilon \cdot \sqrt{k_{\sigma}}} = \frac{69,5/1,5}{28,4 \cdot 0,766 \cdot \sqrt{30,27}} = 0,387 \quad (5.20)$$

Abminderungsfaktor:

$$\rho = 1,0 \quad (5.21)$$

Tab. 5.6 Wirksame Gurtbreite – Obergurt

$b_{eff}$ [mm]	$b_{e1}$ [mm]	$b_{e2}$ [mm]	$b_{e1,c}$ [mm]	$b_{e2,c}$ [mm]
30,89	12,36	18,53	12,36	57,14

### b) wirksame Breite der Lippe (Obergurt)

Beulwert:

$$\frac{b_{p,c}}{b_p} = \frac{23,75}{69,5} = 0,342 \leq 0,35 \quad (5.22)$$

$$k_{\sigma} = 0,50 \quad (5.23)$$

Beulschlankheit (einseitig gelagert):

$$\bar{\lambda}_p = \frac{b_p/t}{28,4 \cdot \varepsilon \cdot \sqrt{k_{\sigma}}} = \frac{23,75/1,5}{28,4 \cdot 0,766 \cdot \sqrt{0,5}} = 1,027 > 0,748 \quad (5.24)$$

Abminderungsfaktor:

$$\rho = \frac{\bar{\lambda}_p - 0,188}{\bar{\lambda}_p^2} = \frac{1,027 - 0,188}{1,027^2} = 0,795 \quad (5.25)$$

Wirksame Lippenbreite:

$$c_{\text{eff},c} = \rho \cdot b_{p,c} = 0,795 \cdot 23,75 = 18,88 \text{ mm} \quad (5.26)$$

### c) Ermittlung der wirksamen Breite des Untergurtes

Spannungsverhältnis Untergurt:

$$\psi = -\frac{\sigma_2}{\sigma_1} = -\frac{198,7}{278,8} = -0,713 \quad (5.27)$$

$$0 > \psi = -0,713 \geq -1 \quad (5.28)$$

Zugbereich Untergurt:

$$b_{e,2,Ug} = b_{e,2} - \frac{b_{e,2}}{(1 - \psi)} = 62,5 - \frac{62,5}{(1 + 0,713)} = 26,01 \text{ mm} \quad (5.29)$$

### 1. Berechnungsschritt (s.o.)

Beulwert:

$$\begin{aligned} k_\sigma &= 7,81 - 6,29 \cdot \psi + 9,78 \cdot \psi^2 \\ &= 7,81 - 6,29 \cdot (-0,713) + 9,78 \cdot (-0,713)^2 = 17,27 \end{aligned} \quad (5.30)$$

Beulschlankheit (beidseitig gelagert):

$$\bar{\lambda}_p = \frac{b_p / t}{28,4 \cdot \varepsilon \cdot \sqrt{k_\sigma}} = \frac{62,5 / 1,5}{28,4 \cdot 0,766 \cdot \sqrt{17,27}} = 0,46 < 0,673 \quad (5.31)$$

Abminderungsfaktor:

$$\rho = 1,0 \quad (5.32)$$

Tab. 5.7 Wirksame Gurtbreite – Untergurt

$b_{\text{eff}}$ [mm]	$b_{e1}$ [mm]	$b_{e2}$ [mm]	$b_{e1,c}$ [mm]	$b_{e2,c}$ [mm]
36,49	14,60	21,89	14,60	47,90

### d) Wirksame Breite der Lippe

Die Randsteife (Lippe) im Untergurt steht komplett unter Zugbeanspruchung. Es ist daher keine Abminderung erforderlich.

## 2. Berechnungsschritt

Reduzierte Tragspannung der wirksamen Steife aus Berechnungsschritt 1 für das Biegeknicken der Randsteife (Forminstabilität).

Wirksame Fläche der Randsteife:

$$A_s = t \cdot (b_{e,2} + c_{\text{eff}}) = 1,5 \cdot (12,36 + 18,88) = 46,88 \text{ mm}^2 \quad (5.33)$$

Mittellinienabstand zwischen Gurt und Achse a-a:

$$e_s = \frac{(c_{\text{eff},c} \cdot t) \cdot \frac{c_{\text{eff},c}}{2}}{A_s} = \frac{(18,88 \cdot 1,5) \cdot \frac{18,88}{2}}{46,86} = 5,705 \text{ mm} \quad (5.34)$$

Mittellinienabstand zwischen Lippe und Achse b-b:

$$b_1 = b_{c,0g} - \left( \frac{b_{e,1c} \cdot t \cdot \frac{b_{e,1c}}{2}}{A_s} \right) = 69,5 - \left( \frac{12,36 \cdot 1,5 \cdot \frac{12,36}{2}}{46,86} \right) = 67,05 \text{ mm} \quad (5.35)$$

Wirksames Trägheitsmoment (Achse a-a):

$$\begin{aligned} I_s &= \frac{1}{12} \cdot b_{e,2c} \cdot t^3 + b_{e,2c} \cdot t \cdot e_s^2 + \frac{1}{12} \cdot t \cdot c_{\text{eff},c}^3 + c_{\text{eff},c} \cdot t \cdot \left( \frac{c_{\text{eff},c}}{2} - e_s \right)^2 \\ &= \frac{1}{12} \cdot 12,36 \cdot 1,5^3 + 12,36 \cdot 1,5 \cdot 5,705^2 + \frac{1}{12} \cdot 1,5 \cdot 18,88^2 \\ &\quad + 18,88 \cdot 1,5 \cdot \left( \frac{18,88}{2} - 5,705 \right)^2 = 1843,2 \text{ mm}^4 \end{aligned} \quad (5.36)$$

Federsteifigkeit der wirksamen Randsteife:

$$b_1 = b_2 \text{ und } k_f = 0 \quad (5.37)$$

Federsteifigkeit:

$$\begin{aligned} K_1 &= \frac{E \cdot t^3}{4 \cdot (1 - \nu^2)} \cdot \frac{1}{b_1^2 \cdot h_w + b_1^3 + 0,5 \cdot b_1 \cdot b_2 \cdot h_w \cdot k_f} \\ &= \frac{210000 \cdot 1,5^3}{4 \cdot (1 - 0,3^2)} \cdot \frac{1}{67,05^2 \cdot 158,5 + 67,05^3 + 0} = 0,192 \end{aligned} \quad (5.38)$$

Kritische Verzweigungsspannung der wirksamen, elastisch gebetteten Randsteife unter Druckbeanspruchung:

$$\sigma_{\text{cr},s} = \frac{2 \cdot \sqrt{K \cdot E \cdot I_s}}{A_s} = \frac{2 \cdot \sqrt{0,192 \cdot 210000 \cdot 1843,2}}{46,86} = 367,96 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \quad (5.39)$$

Bezogener Schlankheitsgrad:

$$\bar{\lambda}_d = \sqrt{\frac{f_{y,b}}{\sigma_{\text{cr},s}}} = \sqrt{\frac{401}{367,96}} = 1,0439 \quad (5.40)$$

$$0,65 < \bar{\lambda}_d < 1,38 \quad (5.41)$$

Abminderungsfaktor:

$$\chi_d = 1,47 - 0,723 \cdot 1,0439 = 0,715 \quad (5.42)$$

Reduzierte wirksame Steifenfläche unter Berücksichtigung des Knickens der Randversteifung:

$$A_{s,red} = \chi_d \cdot A_s \cdot \frac{\frac{f_{y,b}}{\gamma_{m,o}}}{\sigma_{com,Ed}} = 0,715 \cdot 46,86 \cdot 1,0 = 33,50 \quad (5.43)$$

### 3. Berechnungsschritt

Optimierung des wirksamen Querschnitts mithilfe einer iterativen Berechnung.

Reduzierte wirksame Steifenfläche unter Berücksichtigung des Knickens der Randversteifung.

$$\bar{\lambda}_{p,red} = \bar{\lambda}_p \cdot \sqrt{\chi_d} = 0,387 \cdot \sqrt{0,715} = 0,327 < 0,673 \quad (5.44)$$

Nachfolgend werden in einer iterativen Berechnung modifizierte wirksame Breiten der Einzelbleche, neue Abmessungen für die Randsteife und ein neuer Abminderungsfaktor für das Biegeknicken der Randsteife ermittelt.

Die Ergebnisse der iterativen Berechnung aus [59] kann der Anlage B, Tab. B.2 entnommen werden.

#### e) Ermittlung der wirksamen Breite des Steges

Spannungsverhältnis Steg:

$$\psi = -\frac{\sigma_2}{\sigma_1} = -\frac{295,3}{278,8} = -1,059 \quad (5.45)$$

$$-1 > \psi = -1,059 \geq -3 \quad (5.46)$$

Zugbereich Steg:

$$b_{e,2,Steg} = b_{e,2} - \frac{b_{e,2}}{(1 - \psi)} = 158,5 - \frac{158,5}{(1 + 1,059)} = 81,52 \text{ mm} \quad (5.47)$$

Beulwert:

$$k_\sigma = 5,98 \cdot (1 - \psi)^2 = 5,98 \cdot (1 + 1,059)^2 = 25,35 \quad (5.48)$$

Beulschlankheit (beidseitig gelagert):

$$\bar{\lambda}_p = \frac{h_w / t}{28,4 \cdot \varepsilon \cdot \sqrt{k_\sigma}} = \frac{158,5 / 1,5}{28,4 \cdot 0,766 \cdot \sqrt{25,35}} = 0,964 > 0,673 \quad (5.49)$$

Abminderungsfaktor:

$$\rho = \frac{\bar{\lambda}_p - 0,055 \cdot (3 + \psi)}{\bar{\lambda}_p^2} = \frac{0,964 - 0,055 \cdot (3 - 1,059)}{0,964^2} = 0,922 \quad (5.50)$$

Tab. 5.8 Wirksame Stegbreite

$b_{\text{eff}}$ [mm]	$b_{e1}$ [mm]	$b_{e2}$ [mm]	$b_{e1,c}$ [mm]	$b_{e2,c}$ [mm]
71,01	28,40	42,61	28,40	124,13

Die Ergebnisse aus [59] können aus Vergleichszwecken der Anlage B (Tab. B.1 und Tab. B.2) entnommen werden

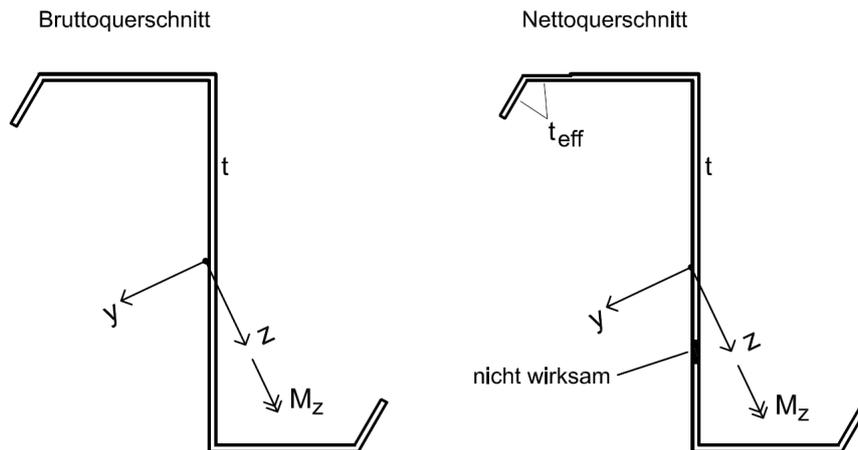


Bild 5.19 Brutto- und Nettoquerschnitt für Biegung um die z-Achse

**f) Querschnittswerte des Nettoquerschnitts**

In der nachfolgenden Tabelle sind die Teilflächen für die Ermittlung des Nettoquerschnitts dargestellt.

Tab. 5.9 Teilflächen Querschnitt (Bezugskoordinatensystem)

$A_{OG,1}$ [mm <sup>2</sup> ]	$A_{OG,2}$ [mm <sup>2</sup> ]	$A_{UG}$ [mm <sup>2</sup> ]	$A_{c,o}$ [mm <sup>2</sup> ]	$A_{c,u}$ [mm <sup>2</sup> ]	$A_{s,1}$ [mm <sup>2</sup> ]	$A_{s,2}$ [mm <sup>2</sup> ]	$A_{\text{Ges}}$ [mm <sup>2</sup> ]
85,71	13,84	93,75	23,61	35,63	186,19	42,60	481,33

Schwerpunkt:

$$y_{\bar{s}} = \frac{A_{\bar{y}}}{A} = \frac{-277,8}{481,33} = -0,577 \text{ mm} \tag{5.51}$$

$$z_{\bar{s}} = \frac{A_{\bar{z}}}{A} = \frac{38057,4}{481,33} = 79,067 \text{ mm} \tag{5.52}$$

Tab. 5.10 Flächenmomente 2. Grades (Bezugskordinatensystem)

$A_{\bar{y}}$ [mm <sup>2</sup> ]	$A_{\bar{z}}$ [mm <sup>2</sup> ]	$A_{\bar{y}\bar{z}}$ [mm <sup>2</sup> ]	$A_{\bar{z}\bar{z}}$ [mm <sup>2</sup> ]	$A_{\bar{y}\bar{y}}$ [mm <sup>2</sup> ]
-277,80	38057,4	-809675	4986014	570780

Flächenmoment 2. Grades

$$A_{\bar{y}\bar{y}} = A_{\bar{y}\bar{y}} - y_s^2 \cdot A = 570780 - 0,577^2 \cdot 481,33 = 570620 \text{ mm}^4 \quad (5.53)$$

$$A_{\bar{z}\bar{z}} = A_{\bar{z}\bar{z}} - z_s^2 \cdot A = 4986014 - 79,067^2 \cdot 481,33 = 1976936 \text{ mm}^4 \quad (5.54)$$

$$A_{\bar{y}\bar{z}} = A_{\bar{y}\bar{z}} - \bar{z}_s \cdot \bar{y}_s \cdot A = -809675 - 79,1 \cdot (-0,58) \cdot 481,3 = -787716 \text{ mm}^4 \quad (5.55)$$

Hauptachseneckwinkel:

$$\alpha = \frac{1}{2} \cdot \arctan\left(\frac{2 \cdot A_{\bar{y}\bar{z}}}{A_{\bar{y}\bar{y}} - A_{\bar{z}\bar{z}}}\right) = \frac{1}{2} \cdot \arctan\left(\frac{2 \cdot (-787716)}{570620 - 1976936}\right) = 24,12^\circ \quad (5.56)$$

Hauptträgheitsmomente:

$$I_z = A_{\bar{y}\bar{y}} \cdot \cos^2 \alpha + A_{\bar{z}\bar{z}} \cdot \sin^2 \alpha + 2 \cdot A_{\bar{y}\bar{z}} \cdot \sin \alpha \cdot \cos \alpha = 217877 \text{ mm}^4 \quad (5.57)$$

$$I_y = A_{\bar{z}\bar{z}} \cdot \cos^2 \alpha + A_{\bar{y}\bar{y}} \cdot \sin^2 \alpha - 2 \cdot A_{\bar{y}\bar{z}} \cdot \sin \alpha \cdot \cos \alpha = 2329679 \text{ mm}^4 \quad (5.58)$$

## 5.5 Parameterreihen

Leider gehen heutige Bemessungsmodelle nicht auf die aufkommende Problematik hinsichtlich der Kopplung bei einem gekoppelten Mehrfeldträgersystem ein. Es ist weiterhin unklar, inwieweit ein gekoppelter Mehrfeldträger überhaupt mit der Theorie eines standardisierten Durchlaufträgers verglichen und auch bemessen werden kann.

In diesem Abschnitt soll daher das Tragverhalten des Koppelträgers analysiert werden. Bei der Berechnung mittels der FE-Methode wird das in Abschnitt 5.3 vorgestellte und bereits verifizierte numerische Modell verwendet.

In den nachfolgenden Parameterstudien werden die in der Praxis gängigen Querschnitte Z160 / Z200 / Z240 und Z280 aus [82] ausgewertet, siehe Bild 5.20.

Querschnitte			
Z160-20	Z200-15	Z240-15	Z280-20
Z160-30	Z200-25	Z240-25	Z280-30
	Z200-35	Z240-35	Z280-40

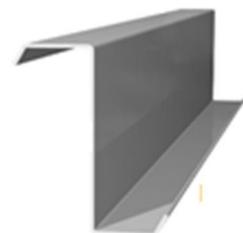


Bild 5.20 Übersicht Querschnitte aus [82]

Durch die gewählten Querschnitte kann ein Großteil der am Markt verfügbaren Profile abgedeckt werden. Zusätzlich sind beulgefährdete und weniger beulgefährdete Querschnitte in

der Auswahl enthalten, so dass hierfür ebenfalls eine Aussage getroffen werden kann. Die Querschnittsabmessungen können [82] entnommen werden. Somit werden insgesamt 11 Querschnitte untersucht. Aufgrund der langen Rechenzeiten infolge der nichtlinearen Berechnungen und der Fülle an Profilen, werden je Profilhöhe jeweils die kleinste und größte Blechdicke untersucht. Bei den Querschnittsreihen Z200, Z240 und Z280 wird zusätzlich die mittlere zur Verfügung stehende Blechdicke bei der Auswertung berücksichtigt. Das verwendete statische System und Belastung entspricht dem aus den Versuchsreihen, siehe Bild 4.1 und Bild 5.21 (System 1). Damit auch für weitere Stützweiten Aussagen über das Tragverhalten getroffen werden können, werden im weiteren Verlauf dieser Arbeit die Stützweiten modifiziert. Die Belastung wird dabei in Anlehnung an die Versuchsreihen im gleichen Verhältnis ( $a/L$ ) aufgebracht, um so eine bessere Vergleichbarkeit zwischen den einzelnen Stützweiten zu erreichen. In Bild 5.21 (System 1) ist das Stützweitenverhältnis  $a/L$  abgebildet.

Damit die Erkenntnisse aus den Versuchen neben weiteren Stützweiten auch für andere Belastungen/Laststellungen abgesichert werden können, werden weitere statische Systeme untersucht, die sich hinsichtlich Ihrer Belastung unterscheiden, siehe Bild 5.21. Diese werden durch zwei weitere Parameterreihen (Index b und Index c) abgebildet.

In der Parameterreihe (Index b) werden zwei Einzellasten berücksichtigt, welche jeweils je Feld in Feldmitte ( $a=0,5 \cdot L$ ) anzusetzen sind, siehe Bild 5.21 (System 2).

Die dritte Parameterreihe (Index c) berücksichtigt eine linienförmige Belastung, siehe Bild 5.21 (System 3).

In den einzelnen Parameterstudien wird dieselbe Materialgüte (S 320 GD + Z275 NA-C nach DIN EN 10346) wie in den Versuchsreihen verwendet.

In der Versuchsdokumentation [50] wird die Stützweite der durchgeführten Traglastversuche mit  $L = 1,90$  m angegeben. Bei näherer Betrachtung der Auflagersituation und dem Verformungsverhalten des Trägers während der Versuchsdurchführung ergibt sich eine effektive Stützweite von  $L=1,80$  m. Bei den nachfolgenden Rechnungen wird daher diese Stützweite zu Grunde gelegt.

Um eine Aussage über das Tragverhalten treffen zu können, werden für die o.g. Querschnitte die Traglasten und die zugehörigen Spannungen bei Erreichen der Streckgrenze, im Feld- und Stützbereich, mithilfe des FE-Programms ANSYS [17] untersucht. Hier wird für den Feldbereich der Bereich der Lasteinleitung analysiert. An dieser Stelle ist das maximale Feldmoment zu erwarten. Da generell das Tragverhalten im Koppelbereich (=maximales Stützmoment) untersucht wird, ist dieser Bereich ebenfalls bei der Auswertung von Interesse. Dabei wird der Bereich der Überlappung untersucht.

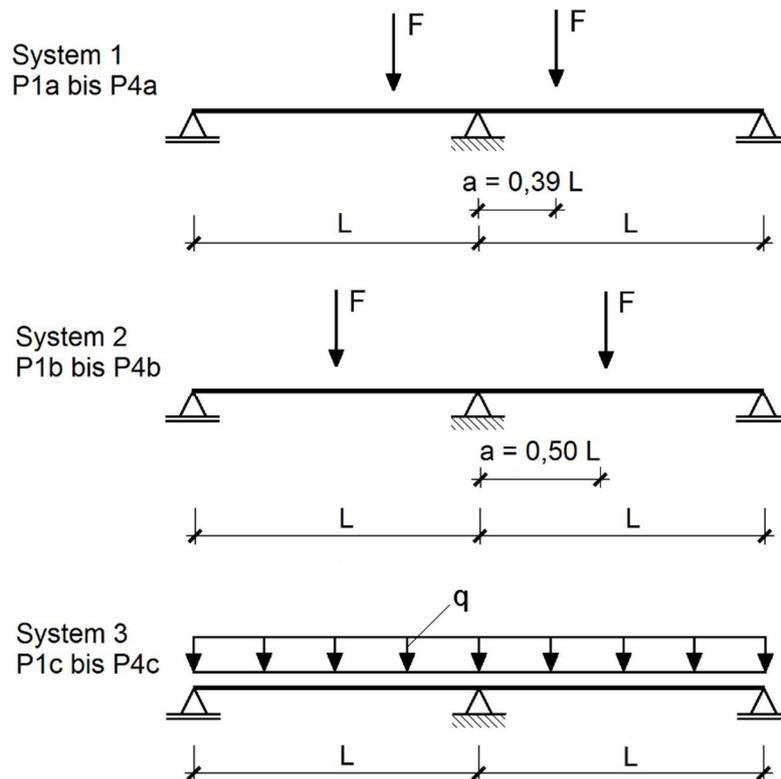


Bild 5.21 Statische Systeme (Parameterreihen 1 bis 4)

Tab. 5.11 Übersicht Parameterreihen 1 bis 4

System 1			System 2			System 3		
Nr.:	L [m]	a [m]	Nr.:	L [m]	a [m]	Nr.:	L [m]	a [m]
1a	1,80	0,70	1b	1,80	0,95	1c	1,80	-
2a	3,50	1,37	2b	3,50	1,75	2c	3,50	-
3a	5,00	1,96	3b	5,00	2,50	3c	5,00	-
4a	7,00	2,74	4b	7,00	3,50	4c	7,00	-

Bei der Spannungsauswertung wurde zwischen den Querschnittsteilen Lippe (Untergurt / Obergurt) und Flansch (Untergurt / Obergurt) unterschieden. Der Stegbereich wird bei der Auswertung vernachlässigt. Diese lokalen Nachweisstellen werden deswegen in dieser Form gewählt, da an diesen Stellen für einen Z-förmigen Querschnitt, für einachsige Biegung um die schwache Achse, die größten Spannungen zu erwarten sind, siehe Bild 5.22.

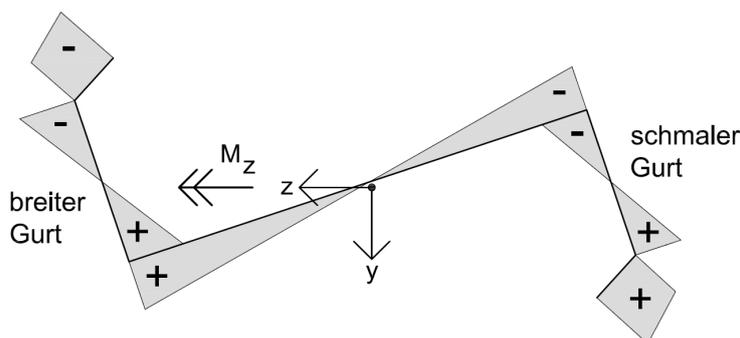


Bild 5.22 Spannungsverteilung Z-Querschnitt für einachsige Biegung (positives Biegemoment) um die schwache Achse ( $M_z$ )

### 5.5.1 Parameterreihe 1 (Stützweite $L=1,80\text{m}$ )

#### a) Parameterreihe 1a - System 1

Bei Betrachtung der mit ANSYS [17] berechneten Spannungen fällt auf, dass bei einer Vielzahl der Querschnitte ein Versagen im Koppelbereich auftritt, siehe dazu Tab. B.3. Hierbei tritt das Versagen bei dem untenliegenden, linken Träger zuerst auf. Ebenso ist bei Betrachtung von Tab. B.3 zu erkennen, dass bei einigen Querschnitten die Streckgrenze ( $f_{y,k}=401\text{ MPa}$  gemäß Prüfzeugnis, siehe Versuchsreihen) im Feldbereich (Träger links) zuerst erreicht wird. Das Versagen tritt hierbei unterhalb der Einzellast auf. In Bild 5.23 sind die entsprechenden Versagensbereiche dargestellt.

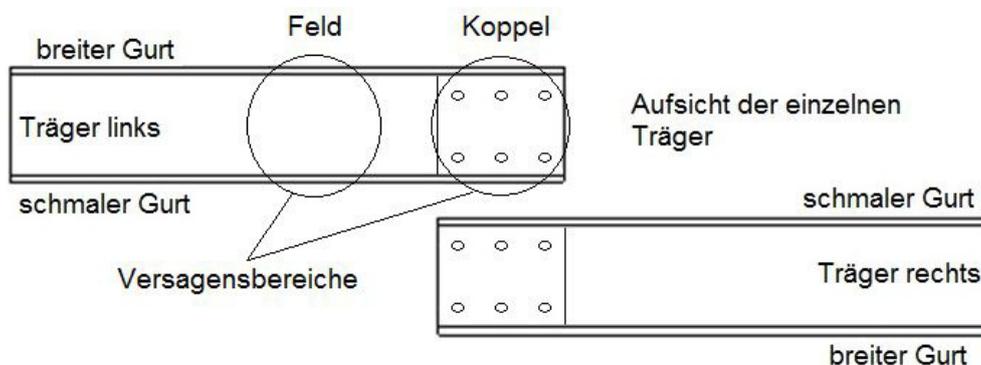


Bild 5.23 Versagensbereiche Koppelträger

In beiden Fällen, sowohl im Feld- als auch im Stützbereich, versagt der untenliegende Träger in Feld 1. Daraus ist zu schließen, dass sich bei einem gekoppelten Mehrfeldträger (mit symmetrischer Belastung) im Gegensatz zu einem standardisierten Durchlaufträger eine unsymmetrische Verteilung der Spannungen einstellt.

Bei Betrachtung eines klassischen Durchlaufträgers mit konstanter Steifigkeit im Stützbereich ( $EI=\text{konst.}$ ) und identischer symmetrischer, punktförmiger Belastung versagt das Material zuerst im Stützbereich, da sich in diesem eine höhere Biegemomentenbeanspruchung einstellt, siehe Bild 5.24 (a).

Aus diesem Grund liegt die Schlussfolgerung nahe, dass sich bei einigen der hier untersuchten Koppelträger keine vergleichbare Spannungsumlagerung einstellt und somit die Theorie des klassischen Durchlaufträgers nur begrenzt verwendet werden darf.

Die Abweichung zwischen dem Koppel- und dem Durchlaufträger kann zwei Gründe haben:

- Der Stützbereich ist hinsichtlich der Biegesteifigkeit „weicher“ als gedacht. Es stellt sich vielmehr eine federnde Einspannung ein, bei der sich eine Spannungsumlagerung von der Stütze zum Feld ergibt. Hieraus resultiert für den Feldbereich eine höhere Momentenbeanspruchung, wodurch an dieser Stelle die elastische Grenzlast schneller erreicht wird, siehe Bild 5.24 (b).
- Aufgrund des doppelten Querschnittes ist ein größerer Widerstand im Stützbereich vorhanden ( $\leq 2,0 \cdot I_{(z)}$ ) und bei der Schnittgrößenermittlung ansetzbar. Dieser sorgt dafür, dass im Stützbereich ein größeres Moment aufgenommen und eine höhere Grenzlast erzielt werden kann. Hierdurch kann das zugehörige Moment im Feld gesteigert werden und somit in einigen Fällen aufgrund des einfachen Querschnitts zuerst versagen, siehe Bild 5.24 (c).

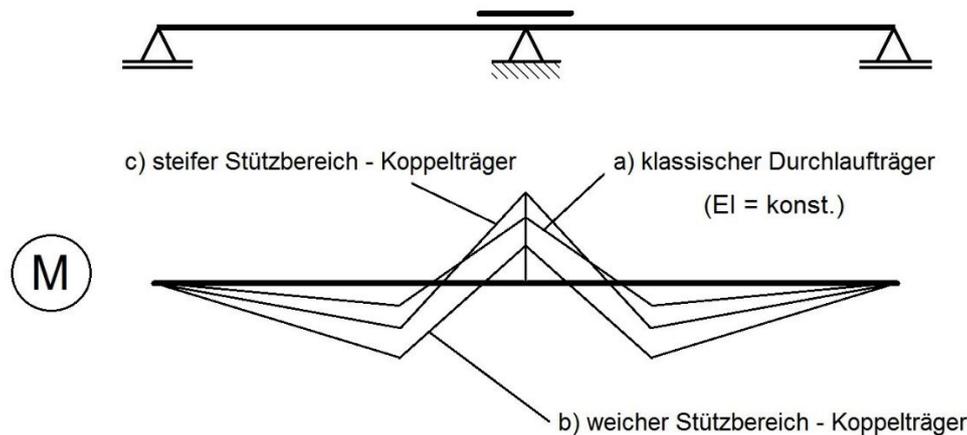


Bild 5.24 Schnittgrößenverteilungen für eine punktförmige Symmetrische Belastung

Neben diesen Erkenntnissen gibt es noch weitere Parameter, die sich auf die Durchlaufwirkung und somit Schnittgrößenverteilung auswirken können. Hierzu zählt z.B. die Form / Art und insbesondere die Beulgefährdung des Querschnittes. Ebenso kann die Stützweite einen Einfluss auf die Durchlaufwirkung ausüben. Detailliertere Aussagen hierzu erfolgen im weiteren Verlauf dieser Arbeit.

Damit erste Rückschlüsse gezogen werden können, inwieweit ein mehrfeldriger Koppelträger mit einem Durchlaufträger ( $EI = \text{konst.}$ ) zu vergleichen ist, werden nachfolgend die elastischen Grenzlasten, der im vorangegangenen Abschnitt beschriebenen Querschnitte, mit den Traglasten eines Durchlaufträgers verglichen. Eine Analyse bezüglich der genauen Schnittgrößenverteilung, insbesondere im Koppelbereich, erfolgt im Abschnitt 5.7. Die elastischen Grenzlasten werden mittels numerischer Simulation (ANSYS) unter Berücksichtigung physikalischer und geometrischer Nichtlinearitäten ermittelt. Während die Schnittgrößenermittlung des Durchlaufträgers mit Bruttoquerschnittswerten erfolgt, wird der Spannungsnachweis mit Nettoquerschnittswerten geführt. Gemäß DIN EN 1993-1-5 [12] darf die Einwirkung des Plattenbeulens bei der statischen Tragwerksberechnung vernachlässigt

werden, wenn die wirksame Fläche der unter Druck stehenden Querschnittsteile  $A_{\text{eff}}$  größer ist als das  $\rho_{\text{lim}}$ -fache der Bruttoquerschnittsfläche. Der Wert  $\rho_{\text{lim}}=0,5$  wird empfohlen. Dies wird im zugehörigen Nationalen Anhang bestätigt [11]. Somit hat auch die Schnittgrößenermittlung mit den Querschnittswerten des wirksamen Querschnitts  $A_{\text{eff}}$  zu erfolgen, wenn

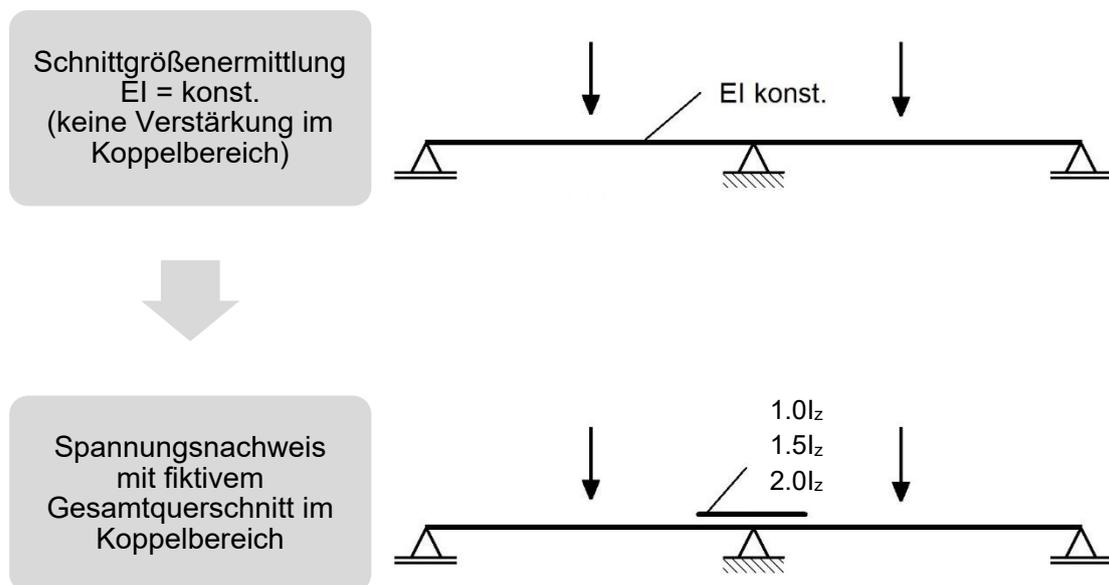
$$A_{\text{eff}} \leq 0,5 \cdot A \tag{5.59}$$

ist. Bei den vorliegenden Querschnitten haben Vergleichsrechnungen gezeigt, dass

$$A_{\text{eff}} > 0,5 \cdot A \tag{5.60}$$

ist, so dass die Schnittgrößen mit Bruttoquerschnittswerten ermittelt werden können. Bei der Schnittgrößenermittlung werden konstante Steifigkeiten vorausgesetzt ( $EI=\text{konst.}$ ). Der doppelte Querschnitt wird demnach bei der Schnittgrößenermittlung des Durchlaufträgers hinsichtlich der Steifigkeiten erst einmal vernachlässigt.

Infolge der zwei im Koppelbereich überlappten Träger ist rein theoretisch die doppelte Blechdicke vorhanden. Um diese Randbedingung zu berücksichtigen wird für den Spannungsnachweis ein fiktiver Gesamtquerschnitt, der je nach Berechnungsvariante eine 1,0-fache, 1,5-fache oder 2,0-fache Tragfähigkeit aufweist, verwendet. An dieser Stelle wird vereinfachend von einem 1,0-fachen, 1,5-fachen bzw. 2,0-fachen Trägheitsmoment für den Spannungsnachweis ausgegangen. In Bild 5.25 ist die Vorgehensweise bei der Schnittgrößenermittlung/ Spannungsnachweis in einem Ablaufdiagramm abgebildet.



Hinweis: Bei einer linienförmigen Belastung ist das Vorgehen analog

Bild 5.25 Ablaufdiagramm – Schnittgrößenermittlung / Spannungsnachweis (Variante 1)

Da der Spannungsnachweis des Durchlaufträgers in zwei Fällen ( $1,5I_z / 2,0I_z$ ) mit einem fiktiven Gesamtquerschnitt erfolgt, muss in einer ersten Berechnung das maximale aufnehmbare elastische Moment für den Gesamtquerschnitt und auch für die Einzelquerschnitte (Bereich Feldmitte und Koppelbereich DLT- $1,0I_z$ ) ermittelt werden. Dabei werden die EDV-Programme „Effektive Querschnittswerte“ [59] und „RUB QSW-offen“ [43] verwendet. Mithilfe dessen

kann das effektive Trägheitsmoment  $I_z$  bzw. Widerstandsmoment  $W_z$  berechnet und über die Beziehung

$$\sigma_x = \frac{M_z}{W_z} \quad (5.61)$$

das zulässige, effektive Grenzmoment ermittelt werden. In Bild 5.26 ist die Ermittlung des Grenzmomentes in einem Ablaufdiagramm dargestellt.

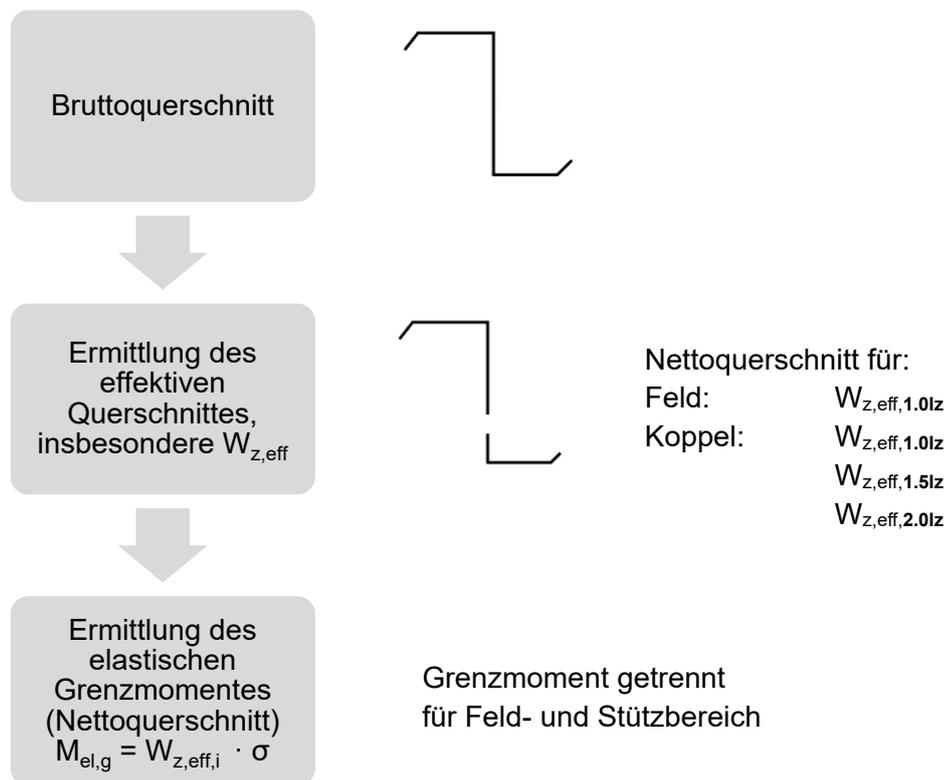
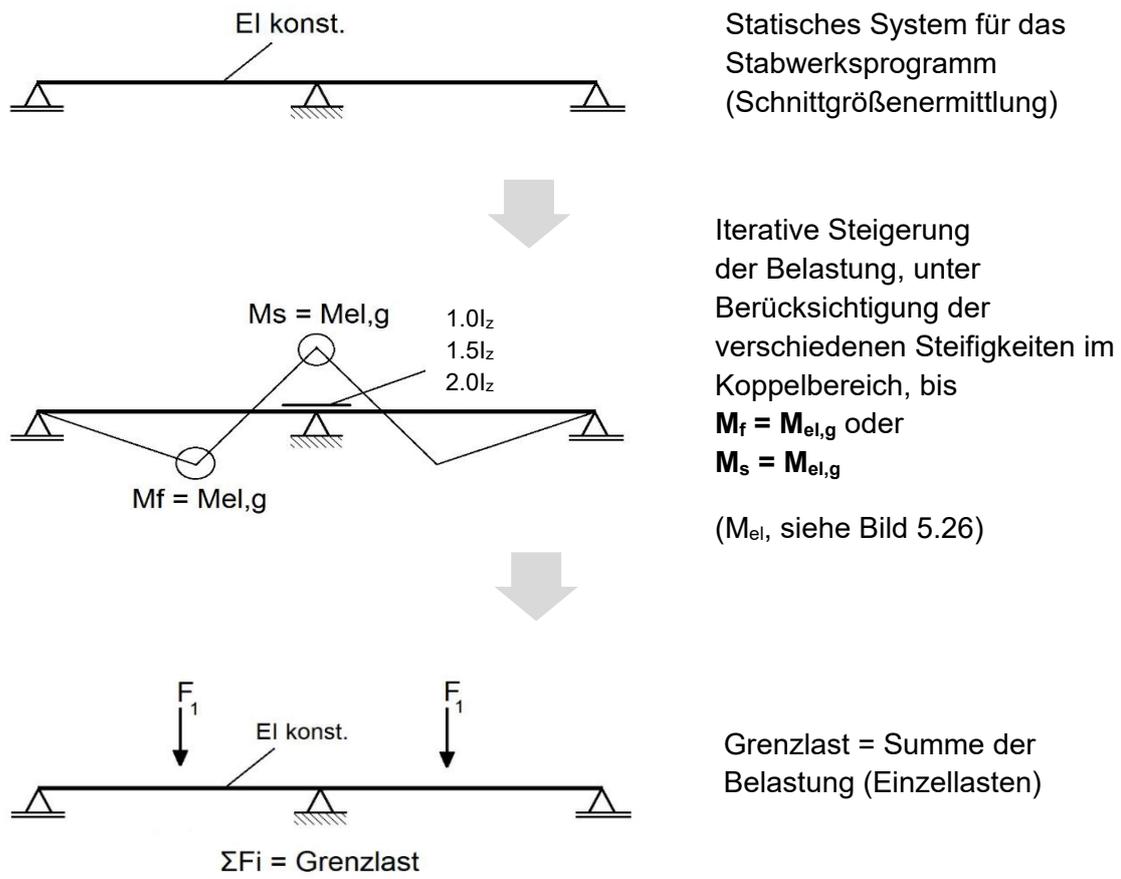


Bild 5.26 Ablaufdiagramm zur Ermittlung des effektiven Grenzmomentes

Die Grenzlastermittlung der Durchlaufträger erfolgt im Anschluss mit dem Programm Dlubal Rstab [26]. Dabei wird die je Feld aufgebrachte Einzellast solange iterativ erhöht, bis sich im Feld- oder Stützbereich das elastische Grenzmoment ( $M_{el,g}$ ) einstellt, siehe Bild 5.27.



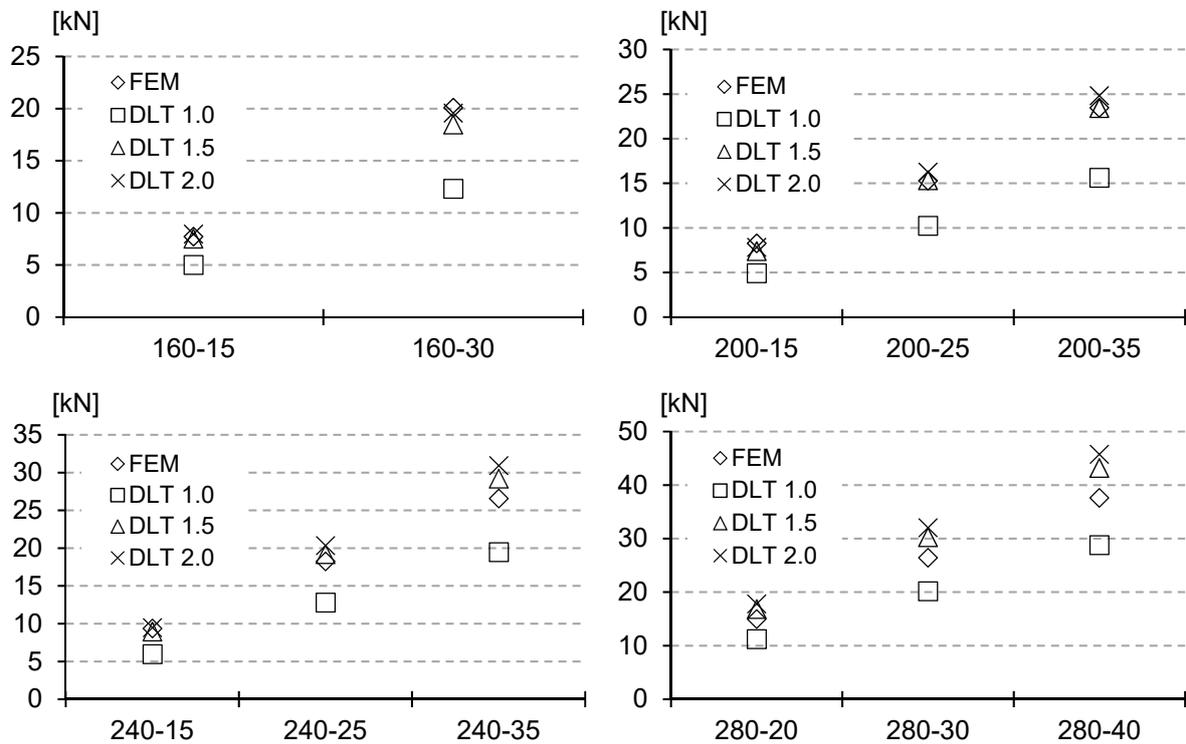
Hinweis: Bei einer linienförmigen Belastung ist das Vorgehen analog

Bild 5.27 Ablaufdiagramm zur Ermittlung der elastischen Grenzlast

Bei Betrachtung von Bild 5.28 ist erkennbar, dass die mittels ANSYS ermittelten Traglasten größtenteils mit denen der Durchlaufträger mit 1,5-facher bzw. 2,0-facher Tragfähigkeit im Koppelbereich übereinstimmen. Lediglich beim Profiltyp Z280 fallen die Traglasten gemäß FEM im Hinblick auf die Varianten DLT-1.5I<sub>z</sub> und DLT-2.0I<sub>z</sub> etwas geringer aus. Bei genauerer Betrachtung liegt die mittels ANSYS ermittelte Traglast bei allen Querschnitten ca. 30% bis 70% oberhalb der des Durchlaufträgers mit konstanter Blechdicke / Steifigkeit (DLT-1.0I<sub>z</sub>). Werden an dieser Stelle die FE-Berechnungen mit den Durchlaufträgern mit 1,5-facher Tragfähigkeit (1.5I<sub>z</sub>) im Koppelbereich verglichen fällt auf, dass die Tragfähigkeit des FE-Modells max. 12% über bzw. 11% unterhalb der Durchlaufträgertheorie liegt. Bei einem Durchlaufträger mit 2,0-facher Tragfähigkeit (2.0I<sub>z</sub>) im Koppelbereich kann die Grenzlast dahingehend bis zu 16% oberhalb der FE-Berechnung und somit auf der unsicheren Seite liegen.

Wichtig ist an dieser Stelle zu erwähnen, dass sich infolge der Schnittgrößenermittlung mit konstanten Steifigkeiten keine Schnittgrößenumlagerungen bei den Durchlaufträgern einstellen. Aus diesem Grund ist bei der Variante DLT-2.0I<sub>z</sub> kein großer Traglastsprung im Vergleich zur Variante DLT-1.5I<sub>z</sub> zu erwarten. In den meisten Fällen ist bei der Variante DLT-1.5I<sub>z</sub> der

Querschnitt im Feldbereich bei Erreichen der Traglast im Stützbereich bereits weit ausgenutzt, siehe z.B. Bild 5.29.



Stützweite  $L=1,80\text{m}$   
 Schnittgrößenermittlung:  $EI = \text{konst.}$   
 Spannungsnachweis:  $EI \neq \text{konst.}$

Bild 5.28 Elastische Grenzlasten (FEM,  $1.0I_z$ ,  $1.5I_z$ ,  $2.0I_z$ )

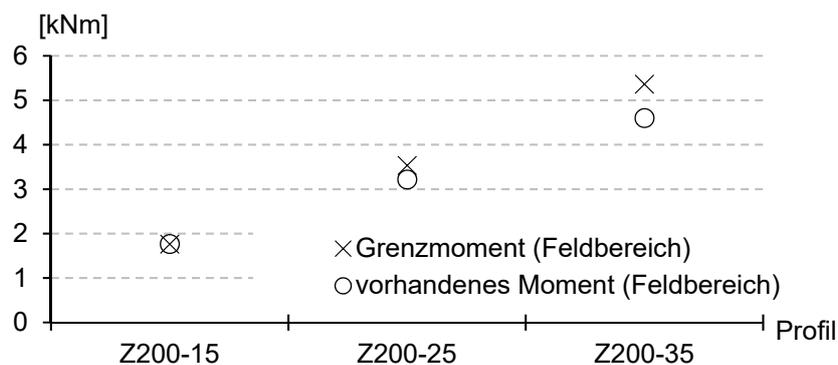
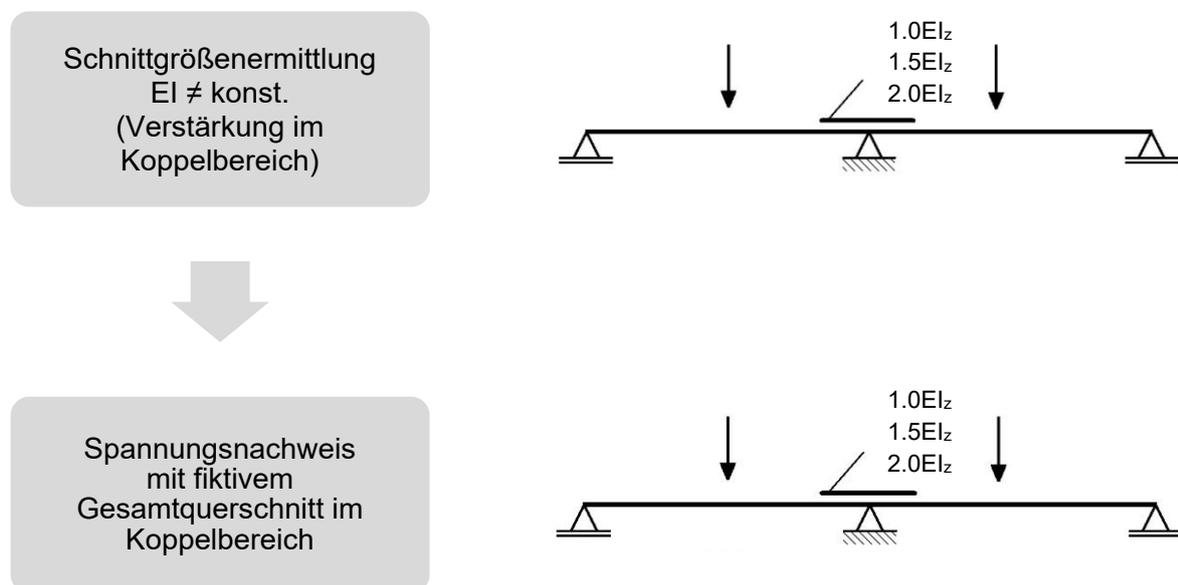


Bild 5.29 DLT- $1.5I_z$  - zulässiges und vorhandenes Moment im Feldbereich bei Erreichen der elastischen Grenzlast im Koppelbereich (Profilreihe Z200)

Infolgedessen kann die Traglast alleine durch Verstärkung des Stützbereiches (DLT- $2.0I_z$ ) nur geringfügig gesteigert werden, da das Versagen des Feldbereiches immer maßgebend wird. So ist es z.B möglich, dass die mittels ANSYS ermittelte Traglast oberhalb des Durchlaufträgers mit 2,0-facher Tragfähigkeit ( $2.0I_z$ ) liegt (siehe z.B. Z160-30), da in der FE-Simulation eine Schnittgrößenumverteilung berücksichtigt wird.

Aufgrund dieses Aspektes werden weitere Vergleichsrechnungen durchgeführt. Hierbei wird die Schnittgrößenumlagerung berücksichtigt, indem die Schnittgrößen mit ungleichen Steifigkeiten ( $EI \neq \text{konst.}$ ) ermittelt werden. Wiederum werden für den Spannungsnachweis Durchlaufträger mit 1,5- und 2,0-facher Tragfähigkeit im Koppelbereich verwendet, siehe Bild 5.30.

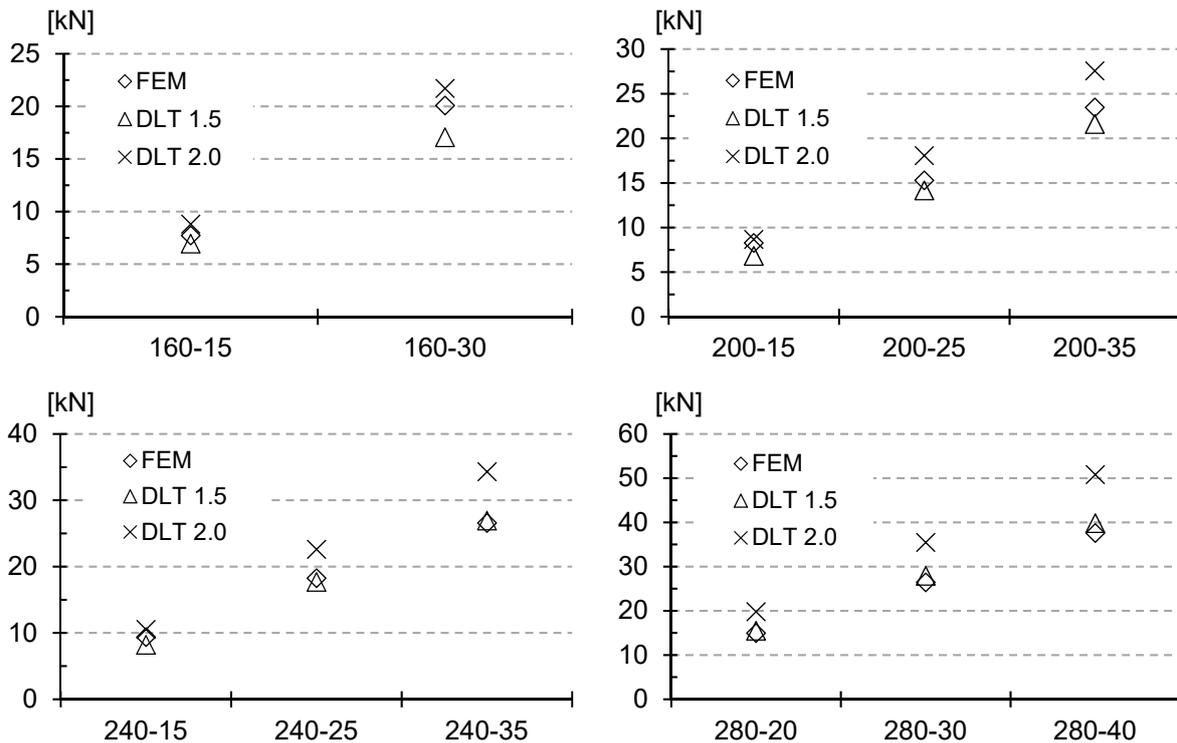
Die Schnittgrößenermittlung erfolgt weiterhin mit den Bruttoquerschnittswerten. Allerdings wird nun im Bereich der Koppelstelle ein fiktiver Querschnitt mit einer 1,5-fachen bzw. 2,0-fachen Steifigkeit ( $EI$ ) berücksichtigt. Hierdurch stellt sich eine Schnittgrößenumlagerung ein. Bei Betrachtung von Bild 5.31 lässt sich erkennen, dass bei den Profiltypen Z200, Z240 und Z280 eine gute Übereinstimmung mit dem Durchlaufträger mit 1,5-facher Steifigkeit erzielt wird. Die mittels FEM ermittelte elastische Grenzlast liegt hierbei im Mittel 7% oberhalb bzw. ca. 3% unterhalb der Durchlaufträgerberechnung ( $DLT-1.5EI_z$ ). Bei der Profilvereihe Z160 weichen die Grenzlasten der FEM-Simulation dahingehend deutlicher ab (ca. 17%). Die einzelnen Verhältniswerte ( $F_{FEM} / F_{DLT,i}$ ) können der Anlage B, Tab. B.4 entnommen werden.



Hinweis: Bei einer linienförmigen Belastung ist das Vorgehen analog.

Bild 5.30 Ablaufdiagramm – Schnittgrößenermittlung / Spannungsnachweis (Variante 2)

Für eine überschlägige Bemessung zeigt sich auf den ersten Blick, dass die Berücksichtigung von  $1,5EI_z$  im Koppelbereich für die meisten Profiltypen hinsichtlich der Grenzlast wirtschaftliche Ergebnisse erzielt. Dabei ist die Schnittgrößenermittlung mit ungleichen Steifigkeiten zu vollziehen. Unter Beachtung dieser Randbedingungen, liegt eine Bemessung hinsichtlich der elastischen Traglasten für einen Großteil der Querschnitte auf der sicheren Seite und maximal zu 4% auf der unsicheren Seite, siehe dazu Bild 5.31 (Z280-30 und Z280-40).



Stützweite:  $L=1,80\text{m}$   
 Schnittgrößenermittlung:  $EI \neq \text{konst.}$   
 Spannungsnachweis:  $EI \neq \text{konst.}$

Bild 5.31 Elastische Grenzlasten ( $F_{\text{FEM}}$ ,  $F_{1.5EIz}$ ,  $F_{2.0EIz}$ ) – Parameterreihe 1a

Infolge der in diesem Abschnitt erzielten Ergebnisse konnte für diese Stützweite (Parameterreihe 1a) gezeigt werden, dass sich eine Durchlaufwirkung einstellt. Allerdings muss an dieser Stelle berücksichtigt werden, dass bei den hier vorgestellten Vorgehensweisen vereinfachend das volle Stützmoment einem fiktiven Gesamtquerschnitt angerechnet wurde. Die genaue Spannungsverteilung innerhalb der Kopplung und Stellen möglicher Spannungsspitzen wurden erst einmal vernachlässigt. Aus diesem Grund werden im weiteren Verlauf dieser Arbeit detailliertere Untersuchungen zur genauen Spannungs- / Schnittgrößenverteilung innerhalb der Kopplung durchgeführt, siehe Abschnitt 5.7.

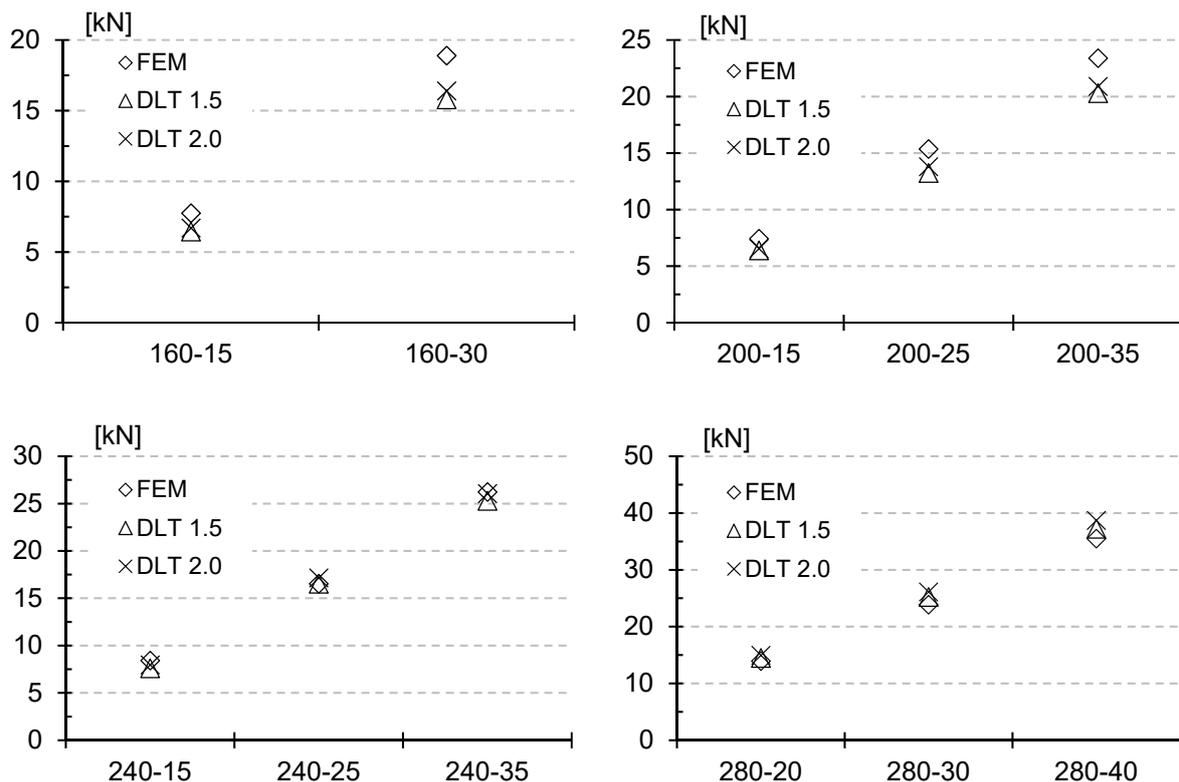
Um die in diesem Abschnitt erzielten Erkenntnisse für einen möglichst breiten Anwendungsbereich abzusichern, werden in den nachfolgenden Abschnitten weitere Stützweiten und Belastungssituationen untersucht. Die Randbedingungen hinsichtlich des statischen Systems (Bild 5.21) usw. werden dabei beibehalten.

### b) Parameterreihe 1b – System 2

Im Gegensatz zur Parameterreihe 1a wird in Parameterreihe 1b die Einzellast je Feld in Feldmitte angesetzt. Die Stützweite beträgt weiterhin  $L=1,80\text{ m}$ .

Bei Betrachtung der mit ANSYS ermittelten Spannungen fällt auf, dass bei allen Profilgeometrien der linke, untenliegende Träger im Feldbereich zuerst versagt. Die zugehörigen Spannungen können Tab. B.5 entnommen werden. Bereits in der vorherigen Parameterreihe konnte dieses Erkenntnis teilweise aufgezeigt werden. Da die Einzellast in Feldmitte angreift, stellt sich bei einem klassischen Durchlaufträger ohnehin ein prozentual

höheres Feldmoment im Vergleich zur Parameterreihe 1a ein. Im Stützbereich tritt allerdings die betragsmäßig größte Spannung auf. Das Versagen sollte somit hier vermutet werden. Wird jedoch die Spannung im Stützbereich bzw. das daraus resultierende Moment vereinfachend auf beide Träger zu jeweils 50% aufgeteilt, ist das Feldmoment wiederum betragsmäßig größer als das Stützmoment je Träger. Diese Überlegung passt an dieser Stelle auch zu den Ergebnissen aus den numerischen Untersuchungen, wo der Querschnitt im Feldbereich versagt. In Bild 5.32 sind die Grenzlasten  $F_{FEM}$  und  $F_{DLT,i}$  der einzelnen Durchlaufträgervarianten abgebildet. Die Verhältniswerte ( $F_{FEM} / F_{DLT}$ ) können weiterhin der Anlage B, Tab. B.6 entnommen werden.



Stützweite:  $L=1,80\text{m}$   
 Schnittgrößenermittlung:  $EI \neq \text{konst.}$   
 Spannungsnachweis:  $EI \neq \text{konst.}$

Bild 5.32 Elastische Grenzlasten ( $F_{FEM}$ ,  $F_{1.5EIz}$ ,  $F_{2.0EIz}$ ) – Parameterreihe 1b

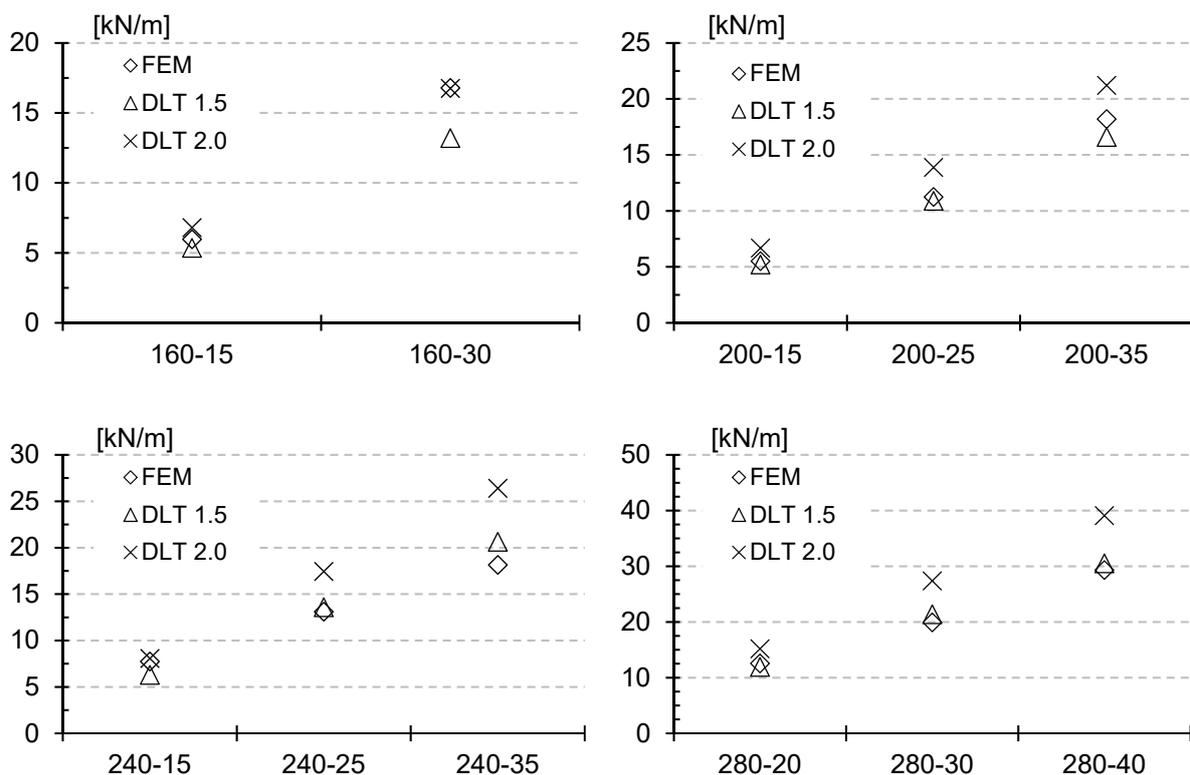
Eine Ermittlung der Schnittgrößen mit konstanten Steifigkeiten führt für jeden Querschnitt zu einer Bemessung, die auf der sicheren Seite liegt. Eine Unterscheidung zwischen DLT-1.5 $I_z$  und DLT-2.0 $I_z$  braucht an dieser Stelle nicht vorgenommen zu werden, da der Querschnitt bereits bei der Variante DLT-1,5 $I_z$  im Feldbereich zuerst versagt. Ein größerer Widerstand (DLT-2.0 $I_z$ ) führt in diesem Fall bei einer Schnittgrößenermittlung mit konstanten Steifigkeiten nicht zu einer Tragfähigkeitssteigerung.

Wird eine Schnittgrößenumlagerung bei der Schnittgrößenermittlung berücksichtigt, sind geringere Abweichungen zu erkennen. Die maximalen Abweichungen betragen ca. 16% (DLT-2.0 $EI_z$ ) bis 20% (DLT-1.5 $EI_z$ ) auf der sicheren Seite bzw. 5% (DLT-1.5 $EI_z$ ) bis 9% (DLT-2.0 $EI_z$ ) auf der unsicheren Seite. Auffallend ist hierbei, dass die Abweichungen der Durchlaufträgervarianten mit größer werdender Trägerhöhe (querschnittsabhängig) sukzessive abnimmt. Dies konnte ebenso ansatzweise in der Parameterreihe 1a beobachtet werden. Eine

Erklärung hierfür kann die Art der Verschraubung sein. Zu Beginn dieser Arbeit wurde gezeigt (Bild 1.4), dass die Überkopplung der Querschnitte mit insgesamt sechs Schrauben sichergestellt wird. Eine Erhöhung der Schraubenanzahl wird mit steigender Profilhöhe nicht vorgenommen. Aus diesem Grund ist es möglich, dass diese Verbindung für die kleineren Querschnitte steifer ausfällt, als für die großen. In den experimentellen Untersuchungen konnte zudem gezeigt werden, dass Bereiche innerhalb der Kopplung aufklafften, siehe Bild 5.10. Diese Bereiche fielen je Profilhöhe unterschiedlich aus.

### c) Parameterreihe 1c – System 3

In der Parameterreihe 1c wird anders als bei den vorherigen Untersuchungen eine linienförmige Belastung angesetzt. Nach Auswertung der numerischen Untersuchungen konnte beobachtet werden, dass bei einer Vielzahl der Querschnitte der linke, untenliegende Träger im Koppelbereich zuerst die Streckgrenze erreicht und somit dort das Querschnittsversagen auftritt (siehe Anlage B, Tab. B.7). Diese Beobachtung stimmt auch mit dem Tragverhalten eines klassischen Durchlaufträgers überein. Allerdings muss angemerkt werden, dass bei zwei Querschnitten (Z240-15 und Z280-20) der linke Träger im Feldbereich zuerst versagt. Diese beiden Träger weisen die größte Beulgefahr ( $h/t \gg$ ) von den hier untersuchten Querschnitten auf. Somit ist augenscheinlich auch der Querschnitt für die Schnittgrößenverteilung von Bedeutung.



Stützweite  $L=1,80\text{m}$   
 Schnittgrößenermittlung:  $EI \neq \text{konst.}$   
 Spannungsnachweis:  $EI \neq \text{konst.}$

Bild 5.33 Elastische Grenzlasten ( $q_{\text{FEM}}$ ,  $q_{1.5EIz}$ ,  $q_{2.0EIz}$ ) – Parameterreihe 1c

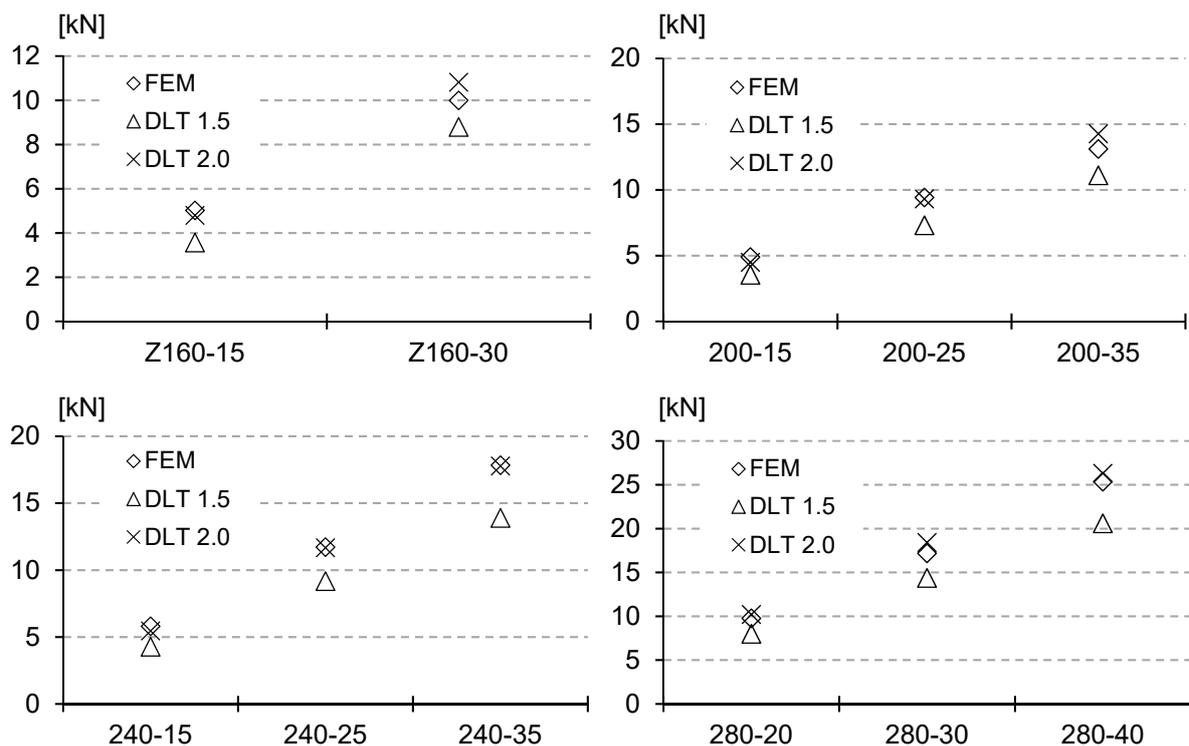
In Tab. B.8 (Anlage B) sind die Verhältniswerte  $q_{FEM} / q_{DLT}$  dargestellt. Weiterhin können die Grenzlasten (Schnittgrößenermittlung  $EI \neq \text{konst.}$ ) dem Bild 5.33 entnommen werden.

Wie zu erkennen ist, liegt die Ermittlung der Schnittgrößen mit identischen Steifigkeiten, ohne Verstärkung im Koppelbereich für alle Querschnitte auf der sicheren Seite (ca. 9% bis 60%). Eine Berücksichtigung einer 1,5-fachen oder 2,0-fachen Biegesteifigkeit im Koppelbereich, sowohl für die Schnittgrößenermittlung als auch für den Spannungsnachweis führen infolge einer gleichförmigen Streckenlast zu einer auf der unsicheren Seite liegenden Bemessung. Der hier berücksichtigte Modellansatz führt bei dieser Beanspruchung, unter Ansatz einer Biegesteifigkeit zwischen  $1.0EI_z$  und  $<1.5 EI_z$ , zu wirtschaftlichen Ergebnissen und einer auf der sicheren Seite liegenden Bemessung (Schnittgrößenermittlung  $EI \neq \text{konst.}$ ).

### 5.5.2 Parameterreihe 2 (Stützweite $L=3,50\text{m}$ )

#### a) Parameterreihe 2a – System 1

In der Anlage B (Tab. B.9) ist die aus der FE-Simulation gewonnene Spannungsverteilung der Parameterreihe 2 für die Stützweite  $L=3,50\text{m}$  dargestellt. Bei allen Profilgeometrien tritt das Versagen im Koppelbereich im linken, untenliegenden Träger auf.



Stützweite  $L=3,50\text{m}$   
 Schnittgrößenermittlung:  $EI \neq \text{konst.}$   
 Spannungsnachweis:  $EI \neq \text{konst.}$

Bild 5.34 Elastische Grenzlasten ( $F_{FEM}$ ,  $F_{1.5EIz}$ ,  $F_{2.0EIz}$ ) – Parameterreihe 2a

Während die Spannungsanteile bei Erreichen der elastischen Grenzlast im Vergleich zur Parameterreihe 1a im Feldbereich für nahezu alle Querschnitte abklingen, steigen diese im rechten Träger des Koppelbereiches. Der Anstieg der Spannungsanteile im Koppelbereich zeigt sich auch in den Vergleichsrechnungen. Sofern die Schnittgrößen mit ungleichen Steifigkeiten

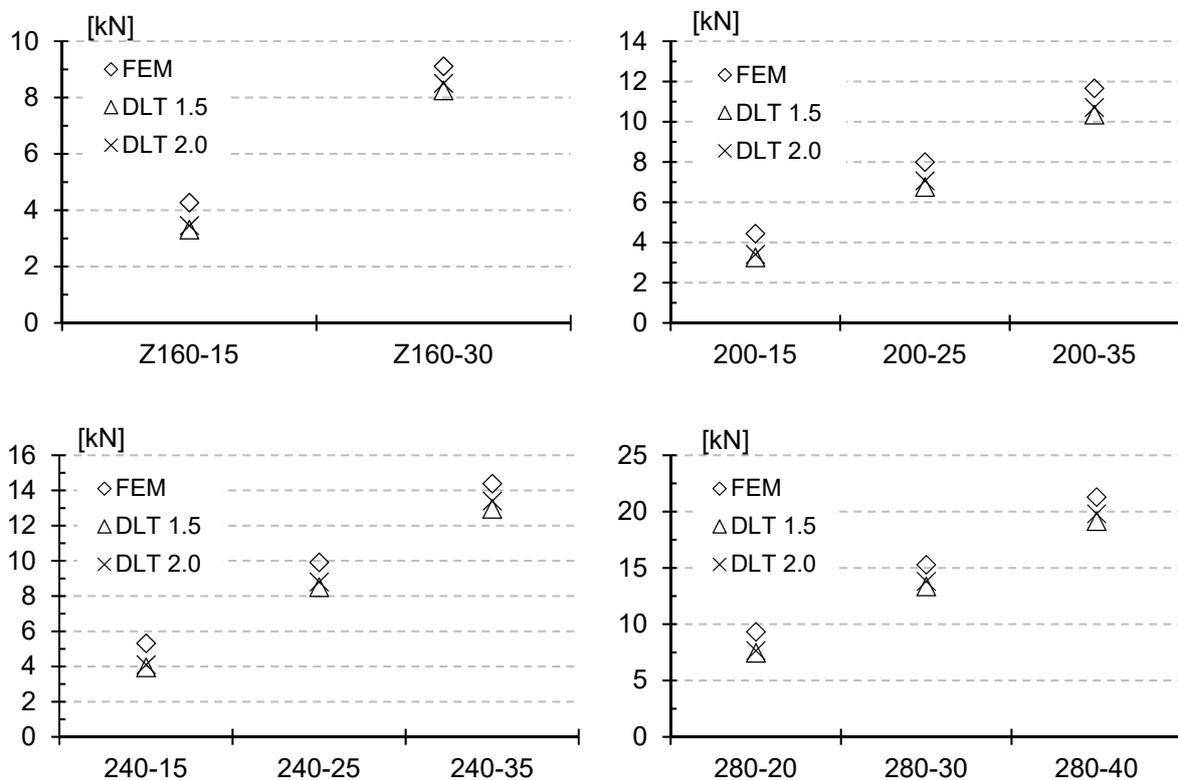
ermittelt werden, liegen die Ergebnisse mit dem Durchlaufträger DLT-1.5EI<sub>z</sub> immer auf der sicheren Seite. Hierbei beträgt die maximale Abweichung ca. 41% und im Durchschnitt ca. 27%. Dahingehend kann mit dem Durchlaufträger (DLT-2.0EI<sub>z</sub>) nur für eine begrenzte Auswahl eine sehr gute Übereinstimmung erzielt werden, siehe Bild 5.34 bzw. Anlage B (Tab. B.10). Die durchschnittlichen (positiven) Abweichungen liegen hier bei ca. 10%. Allerdings gibt es auch Querschnitte, die mit dieser Berechnungsmethode auf der unsicheren Seite bemessen werden (z.B. Z160-30 und Z200-35).

Werden die Schnittgrößen mit konstanten Steifigkeiten ermittelt, ist für beide Varianten DLT-1.5I<sub>z</sub> und DLT-2.0I<sub>z</sub> ein immer auf der sicheren Seite liegendes Ergebnis zu erzielen.

### b) Parameterreihe 2b – System 2

Bei Betrachtung der Spannungsverteilung (Parameterreihe 2b – Anlage B, Tab. B.11) ist erkennbar, dass für diese Laststellung weiterhin das Querschnittsversagen im Feldbereich des linken Trägers auftritt. Wie bereits in der vorherigen Parameterstudie aufgezeigt, steigen die zugehörigen Spannungsanteile im Koppelbereich, auch infolge dieser Laststellung, sukzessive an. Die ausführliche Spannungsverteilung kann Anlage B, Tab. B.13 entnommen werden.

Werden die in Bild 5.35 dargestellten Grenzlasten ( $F_{FEM}$  und  $F_{DLT,i}$ ) verglichen, ist zu erkennen, dass für alle Varianten die Verhältniswerte, im Vergleich zu einer Stützweite  $L=1,80m$ , ansteigen, siehe hierzu auch Anlage B, Tab. B.12.



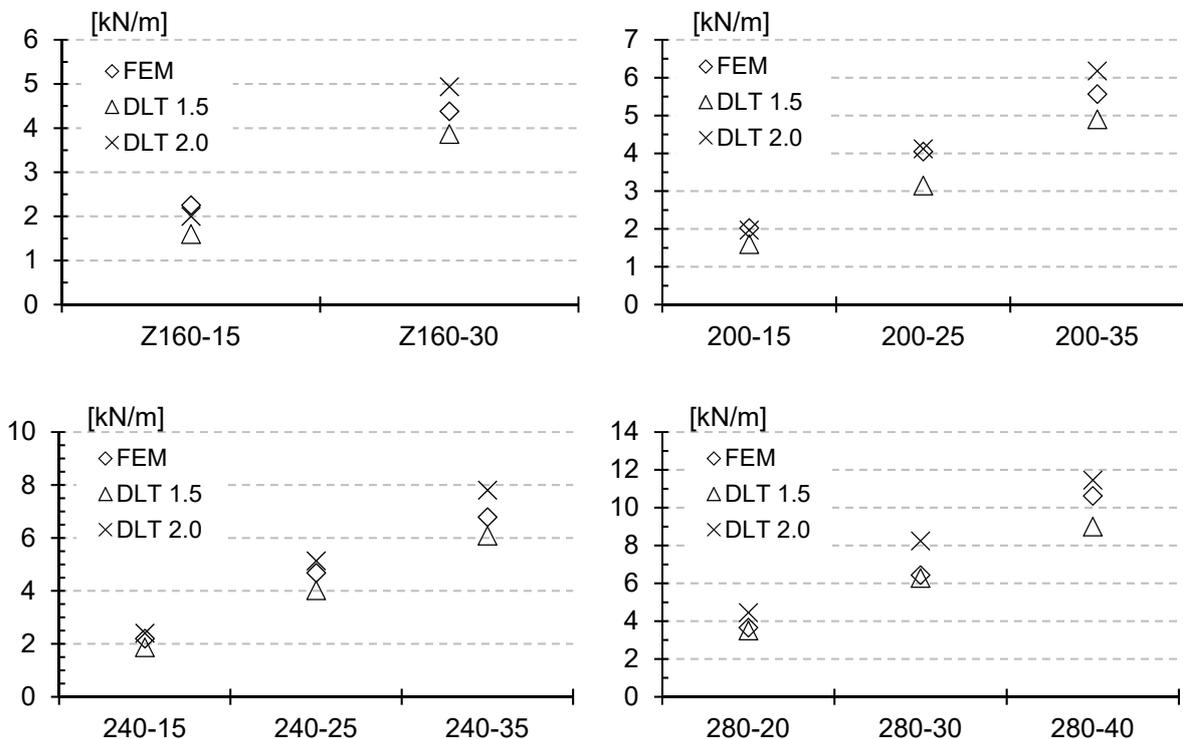
Stützweite  $L=3,50m$   
 Schnittgrößenermittlung:  $EI \neq konst.$   
 Spannungsnachweis:  $EI \neq konst.$

Bild 5.35 Elastische Grenzlasten ( $F_{FEM}$ ,  $F_{1.5EIz}$ ,  $F_{2.0EIz}$ ) – Parameterreihe 2b

Dabei sind in erster Linie die Profilgeometrien zu nennen, die verstärkt beulgefährdet sind (vgl. Z160-15; Z200-15; Z240-15). Hier sind die größten Sprünge zu beobachten. Bei den anderen Profilgeometrien steigen die Verhältniswerte nur geringfügig an. So beträgt die maximale Abweichung bei den beulgefährdeten Querschnitten für die Durchlaufträgervariante DLT-2.0EI<sub>z</sub> (Schnittgrößenermittlung EI ≠ konst.) ca. 24% bis 30%. Das heißt, dass die aus der numerischen Simulation gewonnenen Grenzlasten um ca. 30% höher ausfallen. Bei allen anderen Querschnitten fällt die Grenzlast dahingehend im Mittel ca. 10% größer aus. Ähnlich sieht es bei der Durchlaufträgervariante (DLT-1,5EI<sub>z</sub> – EI ≠ konst.) aus. Die durchschnittliche Abweichung liegt bei ca. 20%. Eine Bemessung als Durchlaufträger mit 1,5-facher bzw. 2,0-facher Tragfähigkeit im Koppelbereich liegt somit auf der sicheren Seite und kann für eine überschlägige Berechnung herangezogen werden. Bei der Schnittgrößenermittlung empfiehlt es sich, diese mit ungleichen Steifigkeiten zu ermitteln.

**c) Parameterreihe 2c – System 3**

In der Parameterreihe 2c wird die Schnittgrößenverteilung / elastische Grenzlast eines gekoppelten Mehrfeldträgers für eine Stützweite L=3,50m infolge einer linienförmigen Belastung (Gleichstreckenlast) untersucht. Wie der Anlage B, Tab. B.13 zu entnehmen ist, versagt weiterhin der linke, untenliegende Träger im Koppelbereich. Das Abklingen der zugehörigen Spannungsanteile im Feldbereich kann nur vereinzelt beobachtet werden. Bei vielen Querschnitten steigen diese vielmehr an.



Stützweite L=3,50m  
 Schnittgrößenermittlung: EI ≠ konst.  
 Spannungsnachweis: EI ≠ konst.

Bild 5.36 Elastische Grenzlasten (q<sub>FEM</sub>, q<sub>1.5EI<sub>z</sub></sub>, q<sub>2.0EI<sub>z</sub></sub>) – Parameterreihe 2c

Bei Betrachtung von Bild 5.36 und Tab. B.14 (Anlage B) ist erkennbar, dass die Durchlaufträgervariante mit einer 1,5-fachen Biegesteifigkeit im Koppelbereich zu zufriedenstellenden Ergebnissen führt. Die durchschnittliche Abweichung beträgt ca. 15% ( $EI \neq \text{konst.}$ ). Werden die Schnittgrößen ohne Verstärkung im Koppelbereich ermittelt, können diese für die Profilverihe Z280 auf der unsicheren Seite liegen (ca. 6%).

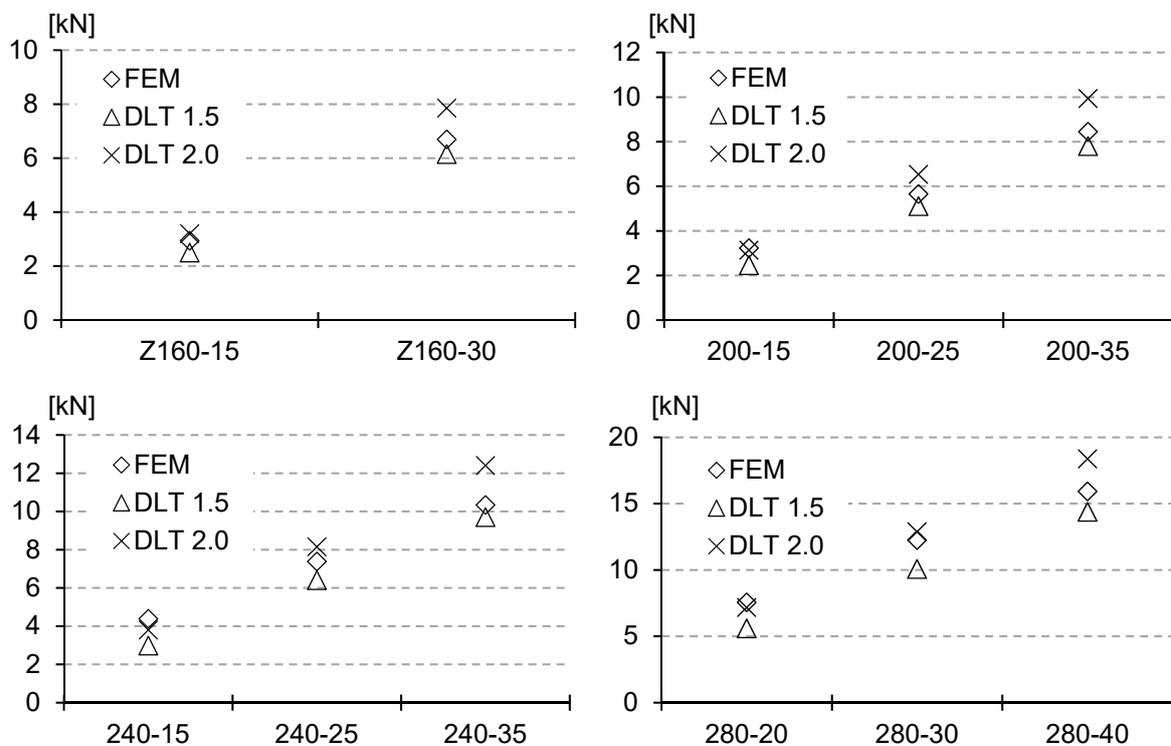
Die Verwendung einer 2,0-fachen Tragfähigkeit führt weiterhin für einen Großteil der Querschnitte zu einer auf der unsicheren Seite liegenden Bemessung. Hierbei spielt es keine Rolle ob die Schnittgrößen mit gleichen oder ungleichen Steifigkeiten ermittelt werden.

### 5.5.3 Parameterreihe 3 (Stützweite $L=5,00\text{m}$ )

#### a) Parameterreihe 3a – System 1

In der nachfolgenden Parameterreihe 3a werden die elastischen Grenzlasten für eine Stützweite von  $L=5,0\text{ m}$  ermittelt. Die einzelnen Grenzlasten je Berechnungsmethode können Bild 5.37 entnommen werden. In der Anlage B, Tab. B.15 sind die zugehörigen Spannungen bei Erreichen der Grenzlast abgebildet.

Es ist gut ersichtlich, dass die zugehörigen Spannungsanteile des rechten Trägers im Koppelbereich im Vergleich zu den vorhergehenden Parameterreihen bei einer Vielzahl ansteigen, während diese in den Feldbereichen abklingen. Die Vergleichsrechnungen mit den verschiedenen Durchlaufträgervarianten zeigen, dass sich der Verhältniswert von Grenzlast  $F_{\text{FEM}} / F_{\text{DLT}}$  für diese Laststellung gleichmäßig bei allen Profilgeometrien und Blechdicken im Vergleich zur vorangegangenen Stützweite marginal reduziert.



Stützweite  $L=5,0\text{ m}$   
 Schnittgrößenermittlung:  $EI \neq \text{konst.}$   
 Spannungsnachweis:  $EI \neq \text{konst.}$

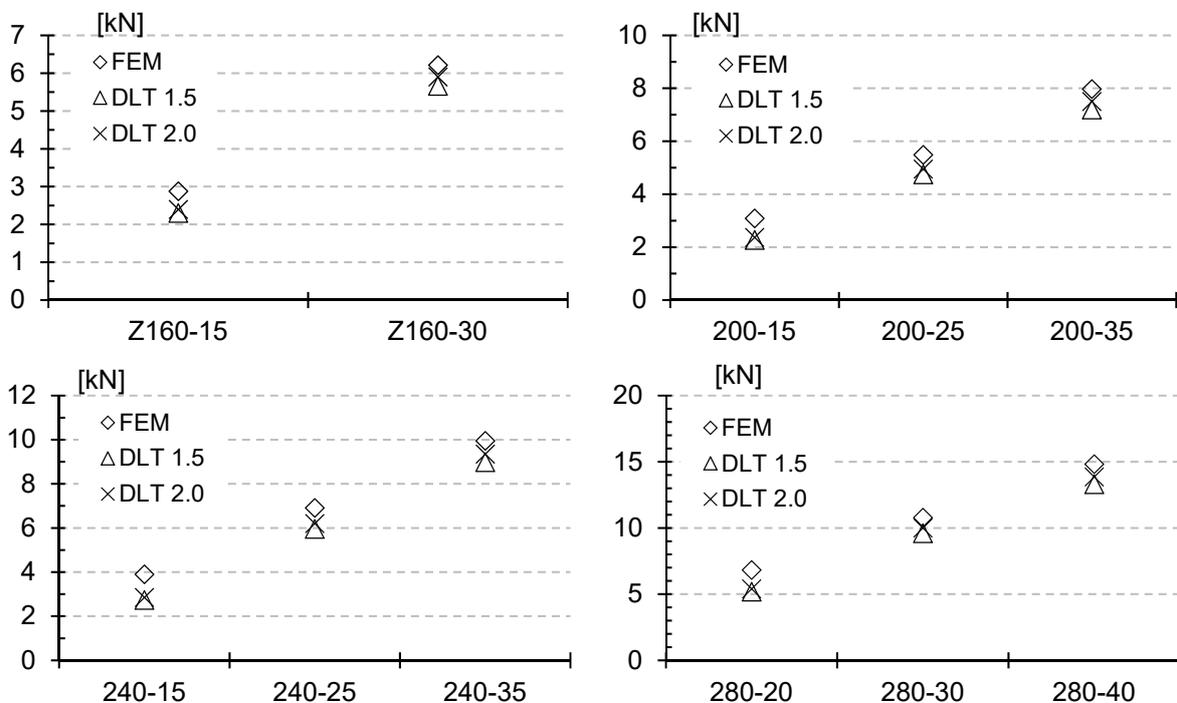
Bild 5.37 Elastische Grenzlasten ( $F_{\text{FEM}}$ ,  $F_{1.5EIz}$ ,  $F_{2.0EIz}$ ) – Parameterreihe 3a

In Bild 5.37 ist erkennbar, dass die Übereinstimmung mit der Durchlaufträgervariante DLT-2.0EIz ( $EI \neq \text{konst.}$ ) hinsichtlich der Grenzlasten für diese Belastungskombination jedoch weiterhin nicht gegeben ist. Die so ermittelten Grenzlasten liegen im Mittel 6% über der FE-Simulation und somit auf der unsicheren Seite. Eine Bemessung mit 1,5-facher Biegesteifigkeit im Koppelbereich liefert bei allen Querschnitten ein Ergebnis auf der sicheren Seite. In Anlage B, Tab. B.16 sind die Verhältniswerte  $F_{\text{FEM}}/F_{\text{DLT},i}$  je Berechnungsvariante dargestellt.

### b) Parameterreihe 3b – System 2

Wie auch in den vorhergehenden Parameterstudien, versagt in dieser Parameterstudie der linke, untenliegende Träger im Feldbereich. Während im Koppelbereich wiederum die Spannungen beider Träger im Vergleich zur Parameterstudie 2b prozentual ansteigen, klingen diese im Feldbereich (Träger rechts) weiter ab. Folglich stellt sich auch bei dieser Belastungskombination offenbar eine verstärkte Schnittgrößenumverteilung zur Stütze hin. Die Spannungsverteilung kann der Anlage B, Tab. B.17 entnommen werden.

In Bild 5.38 sind die Grenzlasten ( $EI \neq \text{konst.}$ ) dargestellt. Im Gegensatz zur Parameterreihe 3a sinken die auf die Grenzlast bezogenen Verhältniswerte nicht. Sie bleiben vielmehr auf dem gleichen Niveau wie dem der Parameterreihe 2b. So liegt die numerisch ermittelte Grenzlast der beulgefährdeten Querschnitte (Z160-15; Z200-15 und Z240-15) ca. 20% bis 37% oberhalb der Durchlaufträgerberechnung (DLT-2.0EIz,  $EI \neq \text{konst.}$ ). Bei den übrigen Querschnitten beträgt die maximale Abweichung ca. 5% bis 11%. Eine Bemessung mit einer 1,5-fachen Tragfähigkeit im Koppelbereich führt ebenso zu einer auf der sicheren Seite liegenden Bemessung. Weiterhin können die einzelnen Verhältniswerte der Anlage B, Tab. B.18 entnommen werden.



Stützweite  $L=5,0$  m  
Schnittgrößenermittlung:  $EI \neq \text{konst.}$   
Spannungsnachweis:  $EI \neq \text{konst.}$

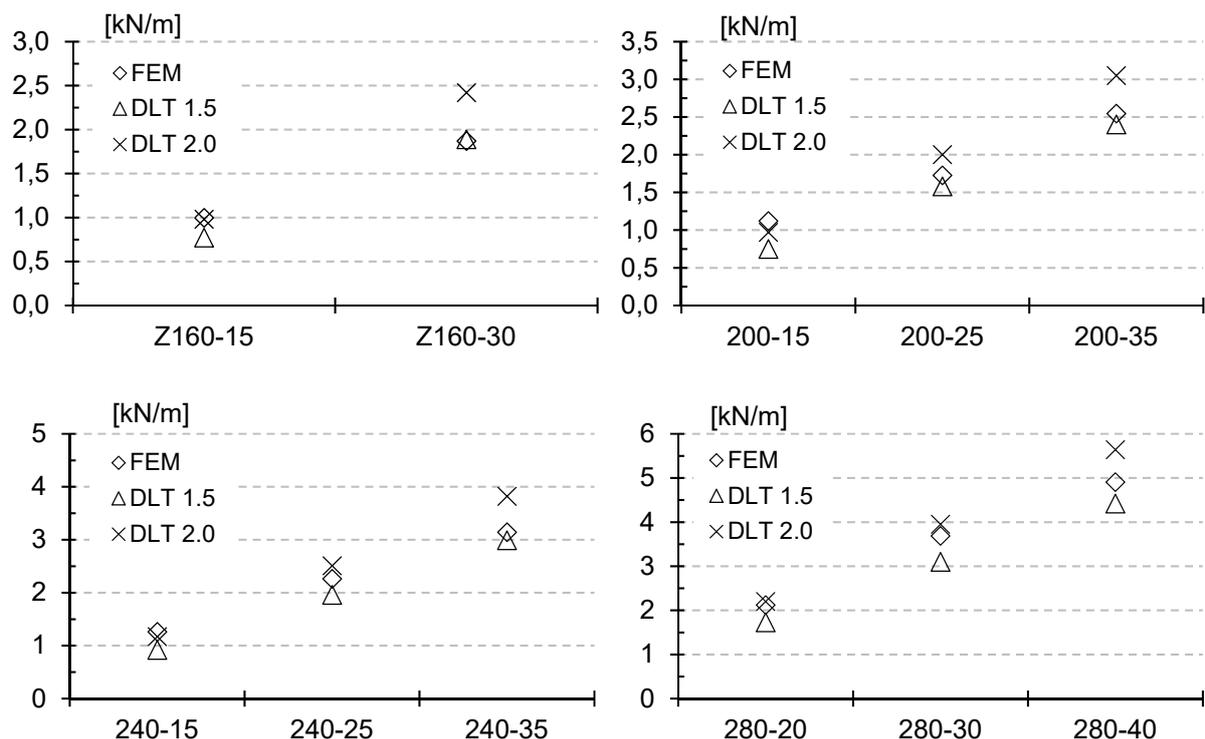
Bild 5.38 Elastische Grenzlasten ( $F_{\text{FEM}}$ ,  $F_{1.5EIz}$ ,  $F_{2.0EIz}$ ) – Parameterreihe 3b

Auffallend hierbei ist, dass sowohl für die Stützweiten  $L=3,50\text{m}$  und  $L=5,00\text{m}$  ein Ansatz einer 2,0-fachen Biegesteifigkeit für diese Laststellung berücksichtigt werden darf, während dies bei den Parameterstudien Index a und c (Laststellung in Anlehnung an die Versuchsreihen, Gleichstreckenlast) nicht möglich ist. Ursache hierfür kann das zu Grunde gelegte Modell sein. Es wurde zur Traglastabschätzung vereinfachend angenommen, dass die betragsmäßig größte Spannung im Stützbereich über der Mittelachse auftritt und von einem Gesamtquerschnitt ( $M_{\text{grenz}} \leq 2 \cdot W_{z,\text{eff}} \cdot f_{yk}$ ) aufgenommen wird. Ein mögliches Versagen im Anschnitt der Überlappung ( $M_{\text{grenz}} \leq 1 \cdot W_{z,\text{eff}} \cdot f_{yk}$ ) wird an dieser Stelle vernachlässigt. Während bei den Parameterreihen a und c das Versagen größtenteils im Stützbereich auftritt, versagt bei der Parameterreihe b der Feldbereich. Ein möglicher Fehler bezüglich der exakten Spannungsverteilung im Koppelbereich fällt aus diesem Grund nicht so sehr ins Gewicht.

### c) Parameterreihe 3c – System 3

Wie der Anlage B, Tab. B.19 zu entnehmen ist, versagt für eine Vielzahl der Querschnitte weiterhin der linke, untenliegende Träger im Koppelbereich. Ebenso konnte bei einigen Querschnitten ein Versagen des rechten obenliegenden Trägers beobachtet werden. Weiterhin klingen die zugehörigen Spannungsanteile in den Feldern ab.

In Bild 5.39 sind die Grenzlasten für die Durchlaufträgervariante  $EI \neq \text{konst.}$  abgebildet.



Stützweite  $L=5,0\text{ m}$   
 Schnittgrößenermittlung:  $EI \neq \text{konst.}$   
 Spannungsnachweis:  $EI \neq \text{konst.}$

Bild 5.39 Elastische Grenzlasten ( $q_{\text{FEM}}$ ,  $q_{1.5EIz}$ ,  $q_{2.0EIz}$ ) – Parameterreihe 3c

Wie bereits bei der Parameterreihe 2c festgestellt, wird die numerisch ermittelte Grenzlast mithilfe der Variante DLT-2.0EI<sub>z</sub> für nahezu alle Querschnitte überschritten. Die Bemessung liegt auf der unsicheren Seite. Die jeweiligen Verhältniswerte  $F_{\text{FEM}}/F_{\text{DLT},i}$  können der Anlage B,

Tab. B.20 entnommen werden. Hierbei ist es egal, ob die Schnittgrößen mit gleichen oder ungleichen Biegesteifigkeiten ermittelt werden. Dahingehend kann abermals bei Ansatz einer 1,5-fachen Tragfähigkeit im Stützbereich zufriedenstellende Ergebnisse geliefert werden. Die Schnittgrößenermittlung ist mit ungleichen Steifigkeiten zu vollziehen.

### 5.5.4 Parameterreihe 4 (Stützweite $L=7,00\text{m}$ )

#### a) Parameterreihe 4a – System 1

In Anlage B, Tab. B.21 ist die aus der FE-Simulation gewonnene Normalspannungsverteilung für eine Stützweite  $L=7,00\text{m}$  dargestellt. Die Randbedingungen der FE-Berechnung können wiederum Abschnitt 4 entnommen werden. Werden an dieser Stelle die Normalspannungsverteilung mit den vorhergehenden Parameterreihen verglichen, so ist zu erkennen, dass auch bei dieser Laststellung erstmalig der rechte, obenliegende Träger im Koppelbereich bei einigen Querschnitten zuerst versagt. In Bild 5.40 ist beispielhaft für das Profil Z280-30 dargestellt, wie sich die Spannungsanteile bei Erreichen der elastischen Grenzlast im Träger verteilen.

Unter Berücksichtigung der Umverteilung der Schnittgrößen ( $EI \neq \text{konst.}$ ) liegen die so ermittelten Grenzlasten des Durchlaufträgers  $DLT-2.0EI_z$  im Mittel 16% oberhalb der Grenzlasten aus der FE-Berechnung („unsichere“ Seite), siehe hierzu Bild 5.41 und Anlage B, Tab. B.22. Wird dahingehend die Tragfähigkeit reduziert ( $DLT-1.5EI_z$ ) kann eine gute Übereinstimmung erzielt werden. Die Grenzlast liegt hierbei im Mittel 7% oberhalb der FE-Simulation („sichere Seite“).

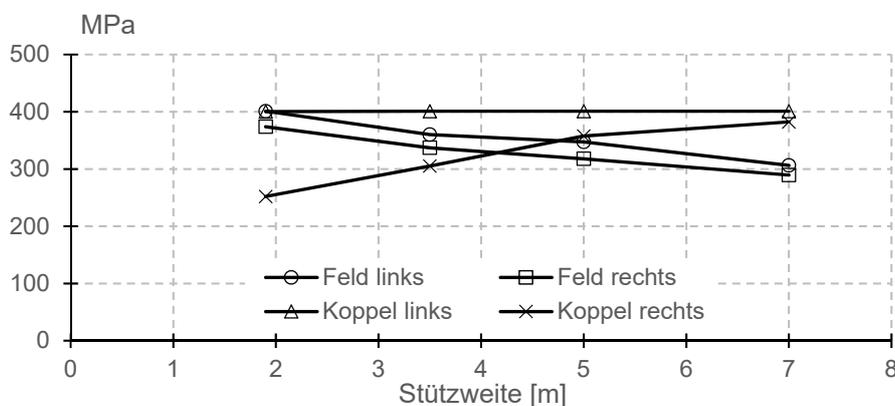


Bild 5.40 Spannungsverteilung Z280-30 (Parameterreihe 1a bis 4a)

#### b) Parameterreihe 4b – System 2

Bei Betrachtung der Spannungsverteilung der Parameterreihe 4b (Stützweite  $L=7,0\text{m}$ ) ist ersichtlich, dass das Querschnittsversagen neben dem Feld- auch erstmalig im Koppelbereich auftritt, siehe Anlage B, Tab. B.23. Hier sind in erster Linie die beulgefährdeten Querschnitte (Z160-15, Z200-15, Z240-15) zu nennen. Während die zugehörigen Spannungen im Feldbereich mit zunehmender Stützweite abklingen - hier ist in erster Linie der rechte Träger zu nennen - steigen diese im Koppelbereich kontinuierlich an. In Bild 5.42 ist der Verlauf der

Spannungsverteilung für den Profiltyp Z280-30 in Abhängigkeit der verschiedenen Stützweiten (Parameterreihen) abgebildet.

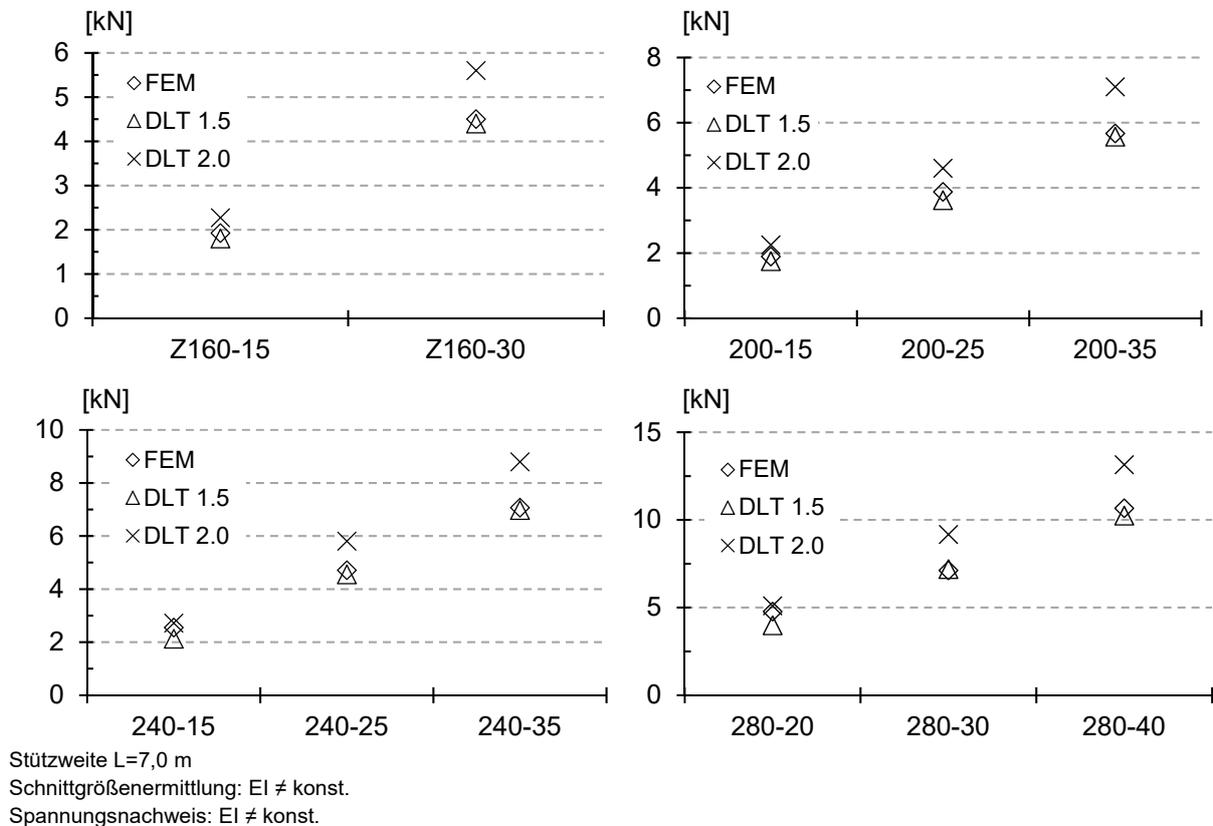


Bild 5.41 Elastische Grenzlasten ( $F_{FEM}$ ,  $F_{1.5EIz}$ ,  $F_{2.0EIz}$ ) – Parameterreihe 4a

Werden an dieser Stelle die Verhältniswerte ( $F_{FEM} / F_{DLT}$ ) betrachtet, ist zu erkennen, dass es für die Durchlaufträgervariante DLT-2.0 $EI_z$  ( $EI \neq \text{konst.}$ ) weiterhin gute Übereinstimmungen für nahezu alle Querschnitte mit der numerischen Simulation gibt, siehe Bild 5.43 und Anlage B, Tab. B.24. Allerdings werden auch erstmalig bei dieser Laststellung für diese Variante die numerisch ermittelten Momente nicht erreicht. Eine Bemessung mit einer 1,5-fachen Biegesteifigkeit führt dahingehend bei allen Profiltypen zu einer auf der sicheren Seite liegenden Bemessung. Die durchschnittliche Abweichung beträgt ca. 10%.

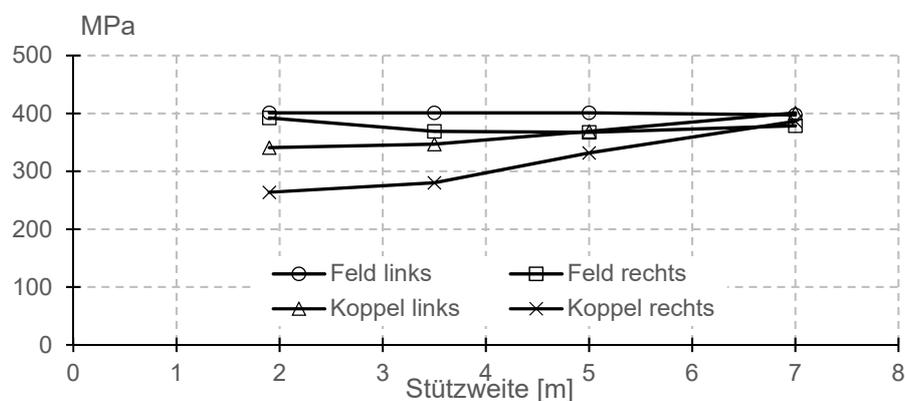
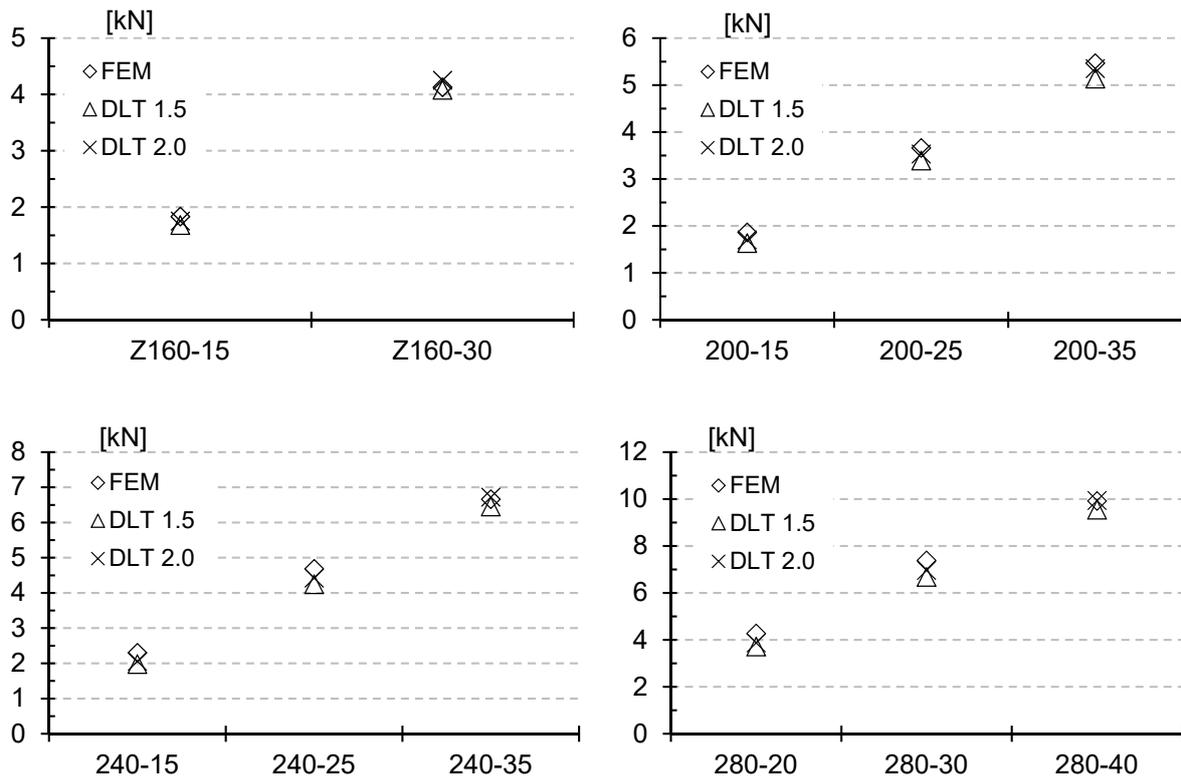


Bild 5.42 Spannungsverteilung Z280-30 (Parameterreihe 1b bis 4b)

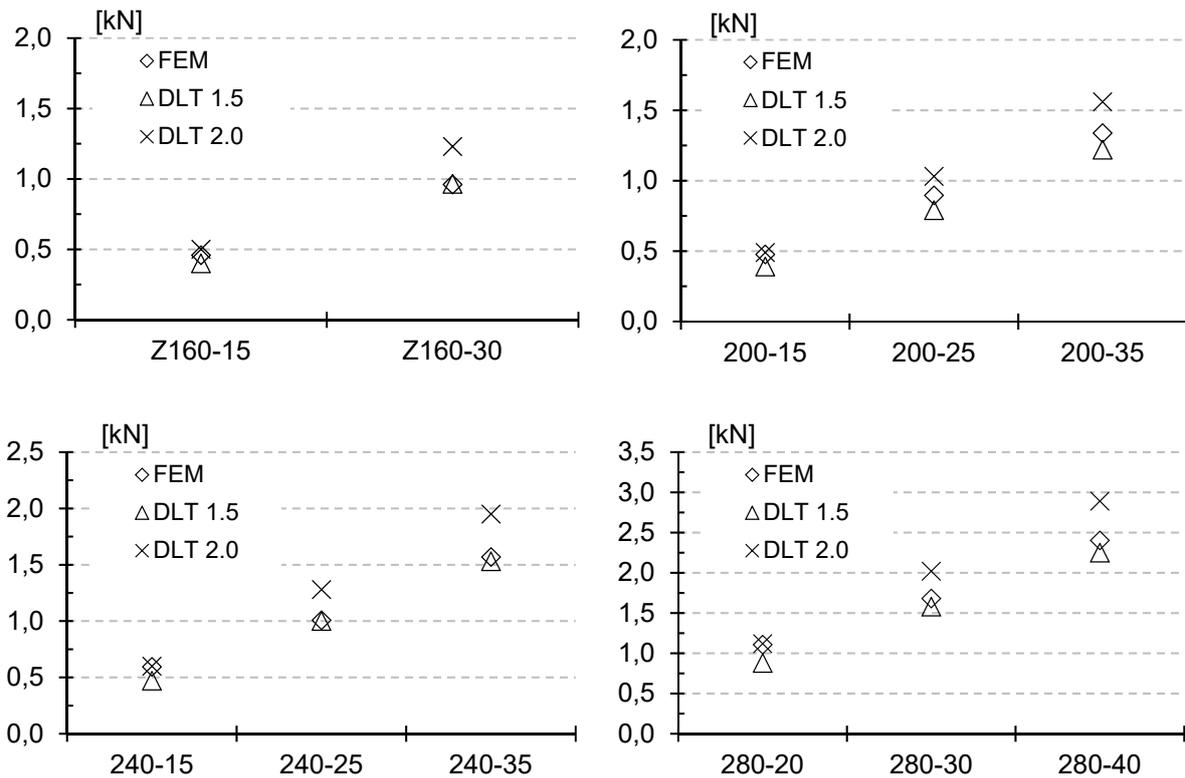


Stützweite  $L=7,0$  m  
 Schnittgrößenermittlung:  $EI \neq \text{konst.}$   
 Spannungsnachweis:  $EI \neq \text{konst.}$

Bild 5.43 Elastische Grenzlasten ( $F_{FEM}$ ,  $F_{1.5EI_z}$ ,  $F_{2.0EI_z}$ ) – Parameterreihe 4b

**c) Parameterreihe 4c – System 3**

In diesem Abschnitt wird das Tragverhalten des Koppelträgers für eine Stützweite  $L=7,00$ m infolge einer linienförmigen Beanspruchung untersucht. Nach Auswertung der Spannungen konnte auch für diese Parameterreihe ein vermehrtes Versagen des rechten Trägers im Koppelbereich beobachtet werden (Anlage B, Tab. B.25). In Bild 5.44 sind die Grenzlasten der Durchlaufträgervarianten  $EI \neq \text{konst.}$  dargestellt. Weiterhin können die exakten Verhältniswerte  $q_{FEM}/q_{DLT}$  der Anlage B, Tab. B.26 entnommen werden. Hierbei liefert die Berechnungsmethode DLT  $1.5EI_z$  die Ergebnisse mit den geringsten Abweichungen. Hierfür sind die Schnittgrößen unter Berücksichtigung der Verstärkung zu ermitteln. Die durchschnittlichen Abweichungen betragen ca. 12%. Eine 2,0-fache Biegesteifigkeit kann weiterhin nicht im Koppelbereich angesetzt werden, da hiermit eine zu große Traglast ermittelt wird.



Stützweite  $L=7,0$  m

Schnittgrößenermittlung:  $EI \neq \text{konst.}$

Spannungsnachweis:  $EI \neq \text{konst.}$

Bild 5.44 Elastische Grenzlasten ( $q_{\text{FEM}}$ ,  $q_{1.5Elz}$ ,  $q_{2.0Elz}$ ) – Parameterreihe 4c

### 5.5.5 Auswertung und Zusammenfassung Parameterreihen

In diesem Abschnitt werden abschließend alle Erkenntnisse aus den Parameterreihen zusammengefasst und die Unterschiede bzw. mögliche Zusammenhänge erläutert.

Bei Betrachtung der einzelnen Parameterreihen konnte beobachtet werden, dass mit steigender Stützweite die zugehörigen Spannungsanteile des rechten, oberliegenden Trägers im Koppelbereich kontinuierlich zunahm. Gleichzeitig reduzierten sich die zugehörigen Spannungsanteile im Feldbereich. Dies konnte sowohl für eine punktförmige- als auch linienförmige Belastung beobachtet werden. Eine Durchlaufwirkung war bei allen Stützweiten und Belastungsformen erkennbar, auch wenn diese sich von Stützweite zu Stützweite unterschiedlich stark ausbildete.

Es wurden diverse Vergleichsrechnungen mit unterschiedlichen Ansätzen bei der Schnittgrößenermittlung bzw. für die Grenzlastermittlung durchgeführt. Ziel war es, Rückschlüsse für das Tragverhalten eines gekoppelten Mehrfeldträgers zu ziehen.

Für die Schnittgrößenermittlung wurde in einem ersten Schritt konstante Steifigkeiten vorausgesetzt ( $EI = \text{konst.}$ ). Der doppelte Querschnitt wurde dabei bei der Schnittgrößenermittlung des Durchlaufträgers erst einmal vernachlässigt. In weiteren Vergleichsrechnungen wurde die Verstärkung im Koppelbereich jedoch auch angesetzt. Hierdurch konnte die Momentenumlagerung berücksichtigt werden.

Es konnte gezeigt werden, dass die Durchlaufwirkung neben der Belastung auch von der Stützweite und der Querschnittsform abhängig ist. Aus diesem Grund wurden bei der Schnittgrößenermittlung unterschiedlich große Biegesteifigkeiten angesetzt ( $1.5EI_z$  und  $2.0EI_z$ ). Für die Ermittlung der elastischen Grenzlast wurde die Belastung so lange iterativ gesteigert, bis sich im Feld- oder Koppelbereich das Grenzmoment einstellte. Die Höhe des Grenzmomentes war letztendlich von der Biegesteifigkeit abhängig. In dieser Arbeit wurden drei Varianten nachgewiesen ( $1.0EI_z$ ,  $1.5EI_z$ ,  $2.0EI_z$ ). Das Grenzmoment wurde über die Beziehung:

$$M_z = \sigma_x \cdot W_{z,eff} \quad (5.62)$$

berechnet.

An dieser Stelle ist zu erwähnen, dass das effektive Widerstandsmoment ( $W_{eff}$ ) gemäß DIN EN 1993-1-3 bzw. DIN EN 1993-1-5 berücksichtigt wurde. Da nicht bekannt ist, inwieweit die beiden Träger im Koppelbereich die Last zusammen abtragen, wurde je Berechnungsmethode das Widerstandsmoment 1,0-fach (DLT- $1.0EI_z$ ), 1,5-fach (DLT- $1.5EI_z$ ) oder 2,0-fach (DLT- $2.0EI_z$ ) im Koppelbereich angesetzt. An dieser Stelle wurde vereinfachend vorausgesetzt, dass die betragsmäßig größte Spannung im Stützbereich über der Mittelachse auftritt und von einem Gesamtquerschnitt aufgenommen wird, der wie beschrieben ein 1,0-faches, 1,5-faches oder 2,0-faches Widerstandsmoment aufweist.

In den Vergleichsrechnungen konnte gezeigt werden, dass es zwischen der FE-Simulation und der Durchlaufträgerberechnung gute Übereinstimmungen gibt, sofern die Schnittgrößen mit ungleichen Steifigkeiten ermittelt werden und im Koppelbereich ein 1,5-faches bis 2,0-faches Widerstandsmoment angesetzt wird. Mit welcher Biegesteifigkeit die Schnittgrößen ermittelt werden bzw. mit welchem Faktor das Widerstandsmoment angesetzt werden darf, ist letztendlich von der Stützweite / Belastung aber auch teilweise vom Querschnitt abhängig.

Für die Parameterreihe 1 konnte mithilfe der Berechnungsmethode DLT- $1.0EI_z$  für alle Querschnitte Ergebnisse erzielt werden die auf der sicheren Seite liegen. Dieser Ansatz kann jedoch aufgrund der großen Abweichungen nur als grobe Näherung betrachtet werden. Bei einigen Querschnitten ist es ebenso möglich eine 1,5-fache bzw. 2,0-fache Biegesteifigkeit im Koppelbereich zu berücksichtigen. Hierdurch ist es möglich die Diskrepanz zwischen der FE-Untersuchung und der Durchlaufträgerberechnung zu reduzieren. Dies konnte jedoch nur bei einer punktuellen Belastung in Feldmitte (Parameterreihe b) beobachtet werden. Es stellt sich eine Durchlaufwirkung ein, jedoch liegt diese bei den meisten Querschnitten unterhalb der hier vorgestellten Ansätze ( $<1.5EI_z$ ).

Bei den restlichen Parameterreihen 2 bis 4 können für alle Querschnitte und Belastungsarten Ergebnisse auf der sicheren Seite erzielt werden, sofern die Schnittgrößen und auch die Grenzlast mit einer 1,5-fachen Biegesteifigkeit im Koppelbereich berechnet werden. Dies führte zu durchschnittlichen Abweichungen von bis zu 27% auf der sicheren Seite. Die größten Abweichungen treten bei den Querschnitten mit der größten Beulgefahr auf (z.B. Z200-15, Z240-15, Z280-20).

Ferner ist eine Optimierung durch den Ansatz einer 2,0-fachen Biegesteifigkeit für eine Vielzahl der Querschnitte möglich. Das 2,0-fache Widerstandsmoment im Koppelbereich entspricht der klassischen Berechnung als Durchlaufträger. Allerdings kann dies nur allgemeingültig auf die

Parameterreihen 2b bis 4b übertragen werden. Durch diesen Ansatz reduzieren sich die durchschnittlichen Abweichungen für diesen Lastfall auf 5% bis 16%. Die Abweichungen liegen weiterhin auf der sicheren Seite. Das heißt, dass die numerische Ermittlung mit ANSYS durchschnittlich ca. 5% bis 16% größere Traglasten ermittelt.

An dieser Stelle ist zu berücksichtigen, dass in den Vergleichsrechnungen (DLT) das effektive Widerstandsmoment gemäß DIN EN 1993-1-3 bzw. DIN EN 1993-1-5 berücksichtigt wurde. Werden die Blechelemente jener Querschnitte in Plattenebene durch Druckspannungen belastet, entziehen sich Teilflächen bei Annäherung an die kritische Beullast durch Ausbeulen dieser Belastung. Dieses Entziehen wird modellhaft durch effektive Querschnittswerte berücksichtigt. Dadurch, dass die numerisch ermittelte Grenzlaster in vielen Fällen oberhalb (ca. 5% bis 15%) derjenigen mit 2,0-facher Tragfähigkeit im Koppelbereich und einer Schnittgrößenermittlung mit  $EI \neq \text{konst.}$  liegt, kann als Indiz dafür gesehen werden, dass dieser modellhaft berücksichtigte effektive Querschnitt nicht auftritt. Daraus resultiert, dass in der FE-Simulation der Widerstand viel größer ist und somit zu einer höheren Grenzlaster führt. Dieser Ansatz würde auch dafür sprechen, dass die größten Abweichungen bei den Querschnitten auftreten, die die größte Beulgefahr aufweisen. Bei diesen Querschnitten wird die Tragfähigkeit am meisten abgemindert (effektiv wirksamer Querschnitt).

Zusammenfassend zeigt sich, dass eine näherungsweise Abschätzung der Grenzlaster (**Verfahren 1**) unter Berücksichtigung einer 1,5-fachen Biegesteifigkeit und 1,5-fachen Tragfähigkeit (Bild 5.45) im Koppelbereich, für einen Großteil der Querschnitte mit Ausnahme der Stützweite  $L=1,80\text{m}$ , auf der sicheren Seite liegt, siehe Tab. 5.12. Eine Beispielbemessung kann Abschnitt 10 entnommen werden.

In der Anlage B (Tab. B.13 bis Tab. B.18) sind die Verhältniswerte der Grenzlaster  $F_{\text{FEM}} / F_{\text{DLT-1.5EI}}$  bzw.  $q_{\text{FEM}} / q_{\text{DLT-1.5EI}}$  für die unterschiedlichen Parameterreihen/Stützweiten und Profilgeometrien unter Berücksichtigung einer 1,5-fachen Tragfähigkeit und 1,5-fachen Biegesteifigkeit zusammenfassend dargestellt.

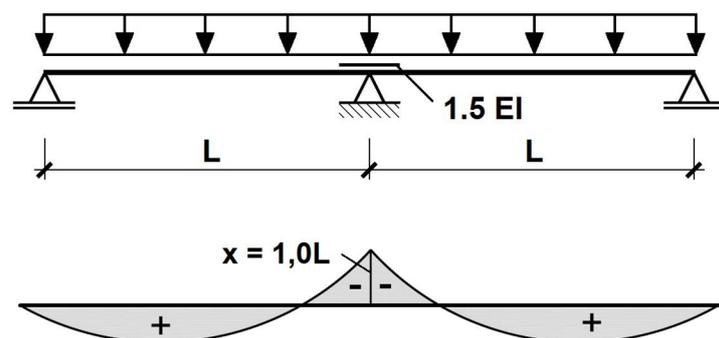


Bild 5.45 Verfahren 1: Statisches System und Auswertungsbereich Stützmoment

Tab. 5.12 Verfahren 1: Näherungsweise Abschätzung der Grenzlast

Belastungsart / Stabwerksmodell	Lastangriff		Stützweite L[m]			Auswertungsbereiche	
	ohne Ausmitte*	mit Ausmitte	$\leq 1,80$	$1,80 < L \leq 3,50$	$5,00 < L \leq 7,00$	Feld	Stütze
	x		x			max $M_f$	max $M_s$ $x=1,0L$
	x			x	x	max $M_f$	max $M_s$ $x=1,0L$
	x		x			max $M_f$	max $M_s$ $x=1,0L$
	x			x	x	max $M_f$	max $M_s$ $x=1,0L$
	x		x			max $M_f$	max $M_s$ $x=1,0L$
	x			x	x	max $M_f$	max $M_s$ $x=1,0L$
	x		x			max $M_f$	max $M_s$ $x=1,0L$
	x			x	x	max $M_f$	max $M_s$ $x=1,0L$

\* unmittelbare Lasteinleitung im Schubmittelpunkt

## 5.6 Traglastvergleich Schrag Stab FEM

In diesem Kapitel werden die aus der FE-Simulation gewonnenen Erkenntnisse (Parameterreihen 1 bis 4) hinsichtlich der maximalen Grenzlast mit dem aus der Praxis gängigen Programm Schrag Stab FEM [51] verglichen.

Das statische System für die Berechnung in Schrag Stab FEM wird in Anlehnung an die vorhergehenden Parameteruntersuchungen, siehe Bild 5.21, gewählt. Für den Lastangriff wird dabei ebenfalls in Anlehnung an die Parameterreihen/ Versuchsreihen der Schwerpunkt gewählt. Eine Sicherheit wird aus Gründen der Vergleichbarkeit nicht berücksichtigt ( $\gamma_m = 1,0$ ). In den Vergleichsrechnungen werden die Profilgeometrien und Stützweiten der vorangegangenen Parameterreihen untersucht. Dabei wird die aus der FE - Berechnung gewonnene Grenzlast (siehe Abschnitt 5.5) als Belastung in Schrag Stab FEM angesetzt.

In Bild 5.46, Bild 5.47 und Bild 5.48 sind die Ergebnisse aus den Vergleichsrechnungen abgebildet. Wie zu erkennen ist, liegt bei allen Vergleichsrechnungen mit Schrag Stab FEM die Bemessung auf der sicheren Seite ( $\eta > 1,0$ ). Dies bedeutet, dass bei der Berechnung mit Schrag Stab FEM bei allen Trägern ein Querschnittsversagen auftritt, noch bevor die numerisch ermittelte Grenzlast erreicht wird.

Bei näherer Betrachtung von Bild 5.46 lässt sich erkennen, dass der Ausnutzungsgrad ( $\eta$ ) nicht automatisch mit größer werdender Stützweite ansteigt. Der Ausnutzungsgrad steigt vielmehr bis zu einer Stützweite von 3,50 m bzw. 5,00 m an, eher dieser danach wieder abklingt. Dieser Verlauf konnte bereits bei der Grenzlastuntersuchung beobachtet werden (Abschnitt 5.5). Die geringsten Abweichungen ( $\eta$ ) treten bei einer Stützweite von  $L=7,00\text{m}$  (bis ca. 18%) auf.

Hierdurch konnte bestätigt werden, dass die Berechnung mit Schrag Stab FEM für eine punktuelle Belastung (Parameterreihe a und b) für alle hier untersuchten Querschnitte und Stützweiten auf der sicheren Seite liegt. Für eine linienförmige Belastung konnte dies nicht bestätigt werden. Bei einer Stützweite von  $L=1,80\text{m}$  werden einige Querschnitte auf der unsicheren Seite bemessen, ca. 5%, siehe Bild 5.48. Dies konnte bei den anderen Stützweiten nicht beobachtet werden. Hier konnten positive Abweichungen von ca. 10% bis 40% ( $L=3,50\text{m}$ ), ca. 5% bis 48% ( $L=5,00\text{m}$ ) erfasst werden. Die geringsten Abweichungen treten ebenfalls bei  $L=7,00\text{m}$  auf. Auch hier konnten Ausnutzungsgrade von 100% bis 120% beobachtet werden.

In diesem Abschnitt konnte gezeigt werden, dass das EDV-Programm (Schrag Stab FEM) für nahezu alle Querschnitte auf der sicheren Seite bemisst. Es konnten Ausnutzungsgrade von bis zu 148% ermittelt werden. Das heißt, dass der Querschnitt versagt noch bevor die Traglast aus den numerischen Simulationen erreicht wird. Hieraus resultiert ein enormes Einsparpotential, da die Querschnitte wirtschaftlicher bemessen werden können. Dieses soll von den im weiteren Verlauf dieser Arbeit vorgestellten Methoden genutzt werden, siehe u.a. Abschnitt 6.

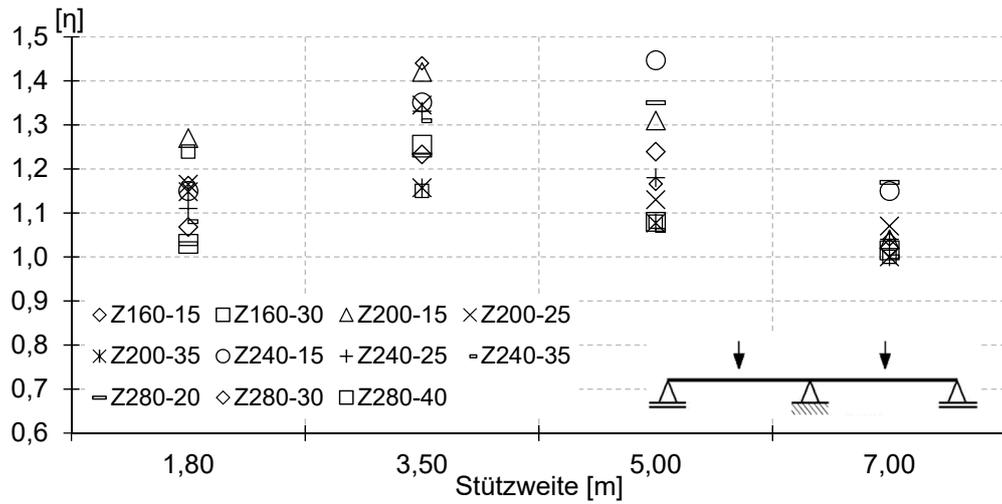


Bild 5.46 Ausnutzungsgrad ( $\eta$ ) Schrag Stab FEM für die Grenzlast aus **P1a bis P4a**

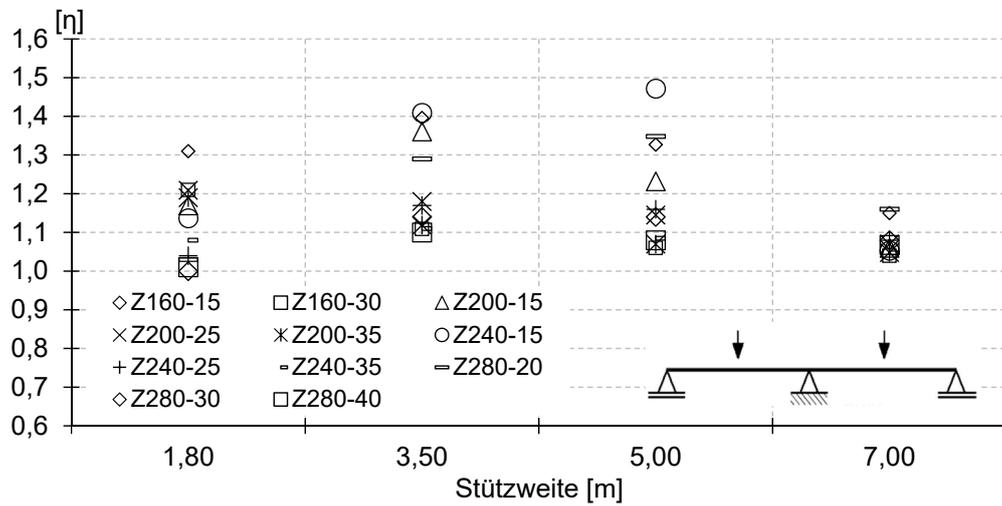


Bild 5.47 Ausnutzungsgrad ( $\eta$ ) Schrag Stab FEM für die Grenzlast aus **P1b bis P4b**

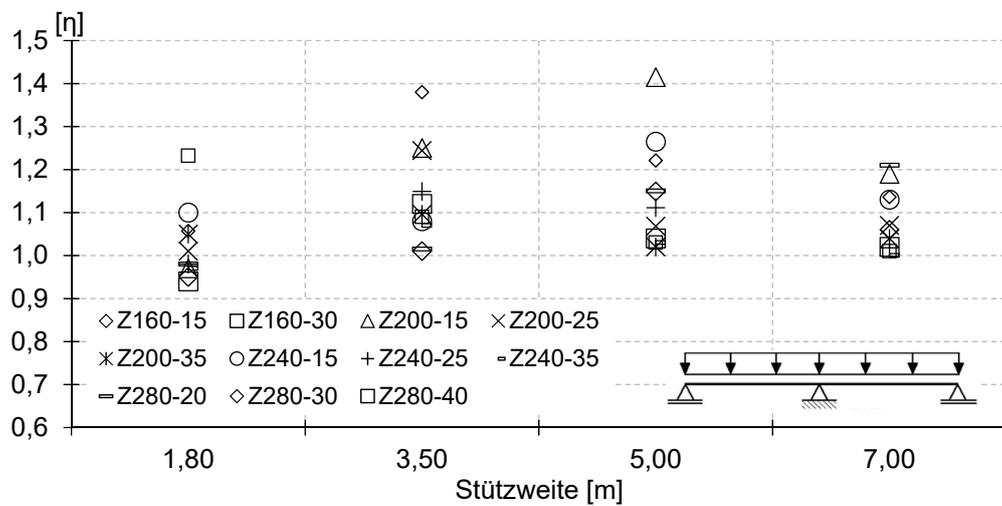


Bild 5.48 Ausnutzungsgrad ( $\eta$ ) Schrag Stab FEM für die Grenzlast aus **P1c bis P4c**

## 5.7 Spannungsverlauf Koppelträger

In den vorhergehenden Abschnitten wurde mithilfe diverser Parameterstudien die Traglasten gekoppelter Mehrfeldträger untersucht und mit verschiedenen Berechnungsmodellen verglichen. In den Berechnungsmodellen wurde u.a. die Theorie des klassischen Durchlaufträgers verwendet. Aus diesem Grund wurde vereinfachend angenommen, dass sich das maximale Stützmoment über dem Mittelaufleger einstellt, siehe Bild 5.49.

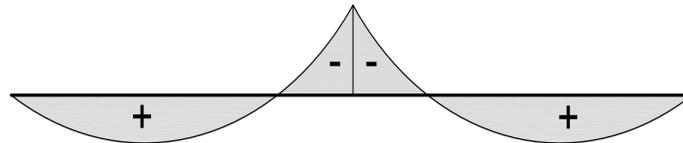


Bild 5.49 Modellhaft angenommener Momentenverlauf für die Grenzlastabschätzung

Ziel dieses Abschnittes ist es, den tatsächlichen Verlauf der Schnittgrößen (M) / Spannungen aufzuzeigen, um mögliche Unterschiede zur vereinfachten Annahme zu kennzeichnen. Hieraus sollen mögliche Schlüsse, hinsichtlich der exakten Momentenverteilung für ein SWM abgeleitet werden.

In den nachfolgenden Abbildungen sind die Spannungsverläufe (Biegenormalspannung  $\sigma_x$ ) für die Parameterreihen 1 bis 4 abgebildet. Die Spannungsauswertung erfolgt je Stützweite und Belastung an der maßgebenden Stelle im Bereich der Randversteifung (Lippe), siehe Bild 5.22. Dargestellt ist immer der Verlauf des Querschnitts Z200-35. Dieser steht stellvertretend für die jeweilige Parameterreihe. Sofern lokale Abweichungen zwischen den einzelnen Querschnitten auftreten, werden diese an den entsprechenden Stellen aufgeführt. Der Bereich der Überkopplung ist in den Abbildungen grau hinterlegt.

### Einzellast

In Bild 5.50 ist der Spannungsverlauf für eine Stützweite  $L=1,80\text{m}$  dargestellt. Wie zu erkennen ist, stellt sich ein für eine Einzellast typischer linearer Verlauf ein. Die maximale Spannung im Feldbereich bildet sich unterhalb der Einzellast aus. Der Verlauf der Feldmomente ist weitestgehend symmetrisch. Im Koppelbereich konnte eine Symmetrie jedoch nicht beobachtet werden. Während der Querschnitt im linken Träger innerhalb des Koppelbereichs versagt, stellt sich dort im rechten Träger eine ca. 30% geringere Spannung ein. Neben den unterschiedlichen Spannungsspitzen, divergieren zusätzlich die Stellen an denen diese auftreten. Während sich beim linken, untenliegenden Träger die größte Spannung des Koppelbereichs innerhalb der Kopplung einstellt ( $x=0,95 \cdot L$ , ausgehend vom Endauflager), stellt sich diese beim rechten obenliegenden Träger ca. im Anschnitt ( $x=0,90 \cdot L$ ) ein. Die Spannungen klingen in beiden Trägern über die restliche Koppellänge größtenteils (linear) auf ca. 0MPa ab. Die qualitativen Druck- und Zugspannungsbereiche können zudem der Anlage B (Bild B.1 und Bild B.2) entnommen werden.

In Bild 5.51 ist der Spannungsverlauf für die Parameterreihe 1b (Einzellast in Feldmitte) abgebildet. Wird der Verlauf mit dem der Parameterreihe 1a verglichen, sind diese qualitativ identisch. Als Belastung wurde je Träger eine Einzellast in Feldmitte aufgebracht, weswegen

sich auch dort die größte Spannung im Feldbereich einstellt. Für den hier verwendeten Querschnitt ist das rechte Feldmoment größer als das linke. Bei einigen anderen Querschnitten konnte ebenso ein umgekehrter Verlauf beobachtet werden.

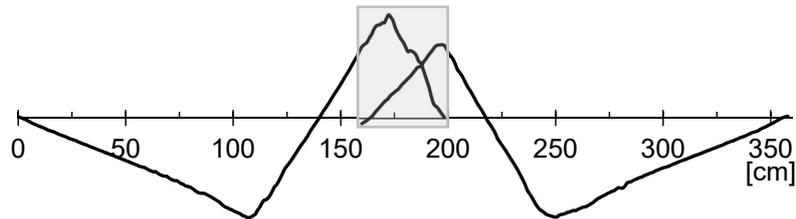


Bild 5.50 P1a:  $L=1,80\text{m}$ ; Spannungsverlauf (Z200-35) – Laststellung  $a=0,39 \cdot L$

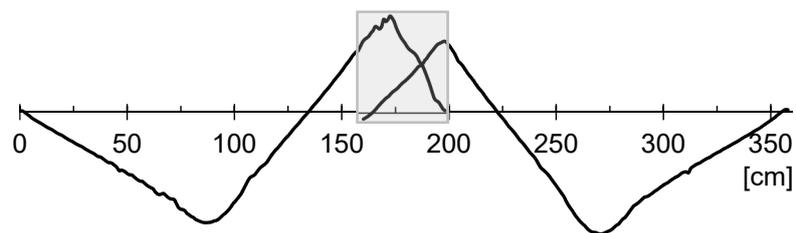


Bild 5.51 P1b:  $L=1,80\text{m}$ ; Spannungsverlauf (Z200-35) – Laststellung  $a=0,50 \cdot L$

Bei Betrachtung der Spannungsverläufe für eine Stützweite von  $L=3,50\text{m}$  (Bild 5.52 und Bild 5.53) ist ersichtlich, dass diese in den Feldbereichen qualitativ mit der vorhergehenden Stützweite übereinstimmen. Der einzige wesentliche Unterschied kann beim linken Träger innerhalb der Kopplung beobachtet werden. Während bei einer Stützweite  $L=1,80\text{m}$  die Spannungen im Koppelbereich ohne Unterbrechung linear ansteigen, ist für eine Stützweite  $L=3,50\text{m}$  eine Stagnation im Spannungsanstieg zu erkennen. Das Extremum kann dennoch in einem Abstand von ca.  $x=0,95 \cdot L$  bis  $x=0,97 \cdot L$  je Querschnitt und Parameterreihe beobachtet werden. Des Weiteren ist die in Abschnitt 5.5 beschriebene Spannungszunahme im rechten Träger im Koppelbereich zu erkennen. Nach dem Erreichen der Maximalwerte klingen in beiden Trägern die Spannungen nahezu linear auf ca.  $0\text{MPa}$  ab.

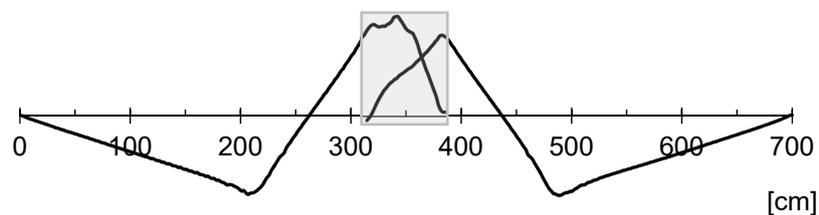
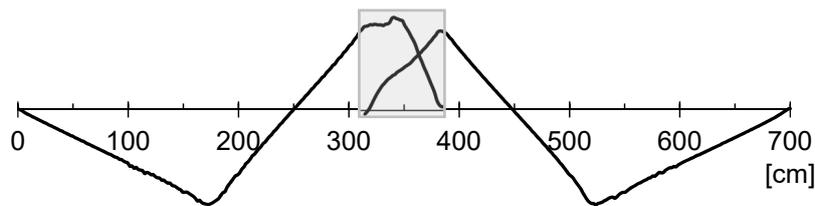
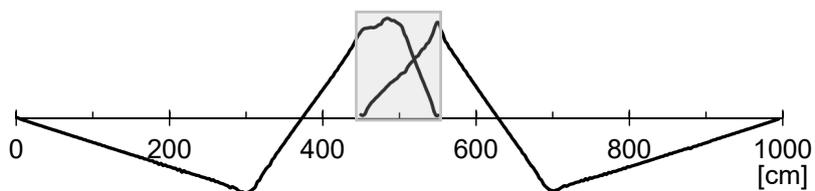
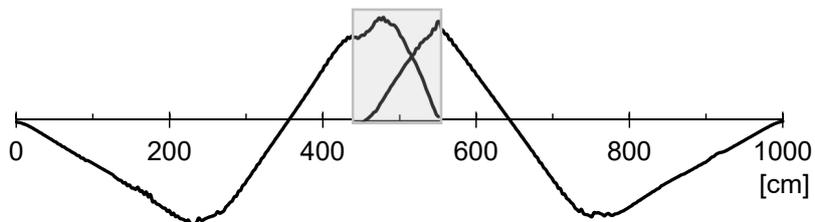


Bild 5.52 P2a:  $L=3,50$ ; Spannungsverlauf (Z200-35) – Laststellung  $a=0,39 \cdot L$

Bild 5.53 P2b:  $L=3,50\text{m}$ ; Spannungsverlauf (Z200-35) – Laststellung  $a=0,50 \cdot L$ 

Für eine Stützweite von  $L=5,00\text{m}$  sind ebenfalls lineare Spannungsverläufe zu erkennen, siehe Bild 5.54 und Bild 5.55. Die größten Spannungen im Feldbereich treten weiterhin unter den Einzellasten auf. Weiterhin erreicht der rechte Träger sein Spannungsmaximum in Anschnitt und der linke Träger innerhalb der Überkopplung. Hierbei konnte weiterhin ein Abstand von ca.  $x=0,95 \cdot L$  bis  $x=0,97 \cdot L$  je Querschnitt und Parameterreihe beobachtet werden. Ebenso ist das Stagnieren des Spannungsanstiegs am Überkopplungsbeginn auch bei dieser Stützweite zu erfassen. Bei beiden Trägern baut sich anschließend die Spannung auf nahezu  $0\text{MPa}$  (linear) ab. Wie zu erkennen ist, weichen die Spannungsspitzen des linken und rechten Trägers im Koppelbereich nur geringfügig voneinander ab. An dieser Stelle ist die im vorherigen Abschnitt beschriebene Spannungsumlagerung (zugehörige Spannungsanteile im rechten Träger des Koppelbereichs steigen) deutlich zu erkennen.

Die Spannungsverläufe für eine Stützweite von  $L=7,00\text{m}$  (Bild 5.56 und Bild 5.57) stimmen im Wesentlichen mit den vorangegangenen überein. Jedoch ist an dieser Stelle zu erwähnen, dass das Querschnittsversagen nun auch im rechten Träger des Koppelbereichs auftreten kann, siehe Bild 5.57.

Bild 5.54 P3a:  $L=5,00\text{m}$ ; Spannungsverlauf (Z200-35) – Laststellung  $a=0,39 \cdot L$ Bild 5.55 P3b:  $L=5,00\text{m}$ ; Spannungsverlauf (Z200-35) – Laststellung  $a=0,50 \cdot L$

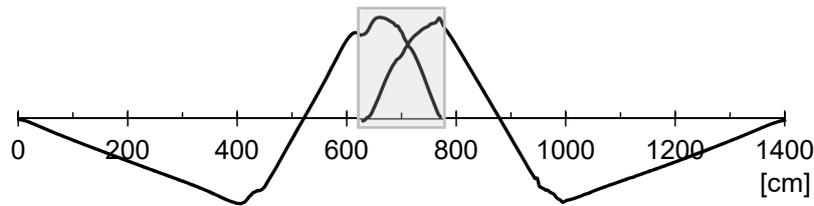


Bild 5.56 P4a:  $L=7,00\text{m}$ ; Spannungsverlauf (Z200-35) – Laststellung  $a=0,39 \cdot L$

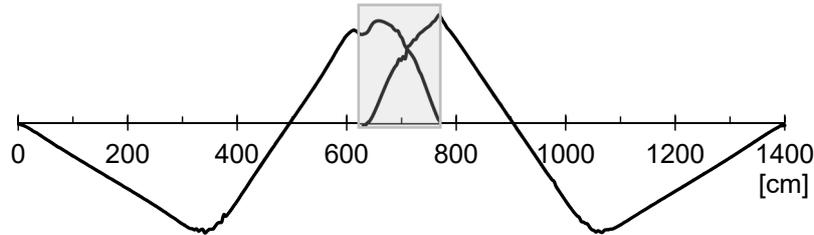


Bild 5.57 P4b:  $L=7,00\text{m}$ ; Spannungsverlauf (Z200-35) – Laststellung  $a=0,50 \cdot L$

### Linienlast

In Bild 5.58 ist der qualitative Spannungsverlauf infolge einer linienförmigen Belastung für die Stützweite  $L=1,80\text{m}$  abgebildet. Wie zu erkennen ist, stellt sich der unter einer linienförmigen Belastung typische quadratische Spannungsverlauf ein. Die Spannungsspitzen in den Feldern treten hierbei an den zu erwartenden Stellen (vgl. klassischer Durchlaufträger) auf. Zusätzlich ist ein größtenteils symmetrischer Verlauf zwischen den Feldern zu erkennen.

Anders sieht dies im Stützbereich aus. Wie infolge einer Einzellast wird beim linken Träger die Spannung innerhalb der Kopplung maximal. Im rechten Träger tritt dahingehend die größte Spannung am Beginn der Überlappung auf. Auffallend ist wiederum der konstant ansteigende Spannungsverlauf im Bereich der Überkopplung. Anschließend bauen sich die Spannungen über die restliche Koppellänge auf nahezu  $0\text{ MPa}$  ab. Die übrigen, innerhalb dieser Stützweite untersuchten Querschnitte, weisen einen nahezu identischen Verlauf auf.

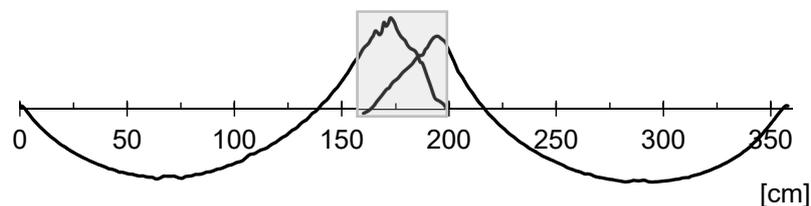


Bild 5.58 P1c:  $L=1,80\text{m}$  – Spannungsverlauf (Z200-35)

Bei Betrachtung von Bild 5.59 ist erkennbar, dass ebenfalls bei einer Stützweite von  $L=3,50\text{m}$  unterschiedliche Bereiche hinsichtlich der Spannungsspitzen im Koppelbereich zu betrachten sind. Wiederum liegt im Koppelbereich die betragsmäßig größte Spannung des rechten Trägers im Bereich des Anschnitts. Diese baut sich anschließend (linear) über die restliche Koppellänge ab. Die Spannungen des linken Trägers werden innerhalb der Kopplung in einem Abstand von

ca.  $x=0,95 \cdot L$  bis  $0,97 \cdot L$  vom Endauflager maximal. Auch hier werden die Spannungen über die restliche Koppellänge nahezu linear abgebaut. Im Gegensatz zu einer Stützweite von  $L=1,80\text{m}$  nimmt der Spannungsverlauf des linken Trägers im Koppelbereich einen ausgerundeten Verlauf an. Ein konstantes Ansteigen der Spannungen kann hier nicht beobachtet werden. Der restliche Spannungsverlauf, insbesondere in den Feldbereichen, weist ebenso den unter einer linienförmigen Belastung zu erwartenden quadratischen Verlauf auf. Die Verläufe sind hierbei weitestgehend symmetrisch. Die qualitativen Druck- und Zugspannungsbereiche können zusätzlich der Anlage B (Bild B.4 und Bild B.5) entnommen werden.

In Bild 5.60 ist der Spannungsverlauf für eine Stützweite von  $L=5,00\text{m}$  dargestellt. Die Spannungsverläufe in den Feldern können einen weitestgehend symmetrischen und quadratischen Verlauf aufweisen. Die betragsmäßig größten Spannungen im Feld treten an den zu erwartenden Stellen auf.

Im Koppelbereich sind jedoch weiterhin unterschiedliche Bereiche auszuwerten. Während der linke Träger innerhalb der Kopplung (ca.  $0,97 \cdot L$ ) sein Extremum erreicht, erreicht der rechte Träger dies im Anschnitt. Auch hier kann die Stagnation im Spannungsverlauf beobachtet werden. In dieser Darstellung liegen die Spannungsgradienten des linken und rechten Trägers im Koppelbereich sehr dicht beieinander. Auch hier zeigt sich die in Abschnitt 5.5 beschriebene Spannungsumlagerung. Dies konnte ebenso für die restlichen Querschnitte beobachtet werden, so dass der hier gezeigte Spannungsverlauf auch auf diese übertragen werden kann.

Wie Bild 5.61 zu entnehmen ist, kann der Spannungsverlauf von  $L=5,00\text{m}$  qualitativ auf eine Stützweite von  $L=7,00\text{m}$  übertragen werden. Der einzige Unterschied tritt beim linken Träger im Koppelbereich auf. Das zuvor beschriebene stagnieren konnte für diese Stützweite weniger ausgeprägt beobachtet werden. Ebenso konnte ein Versagen des rechten Trägers im Anschnitt beobachtet werden.

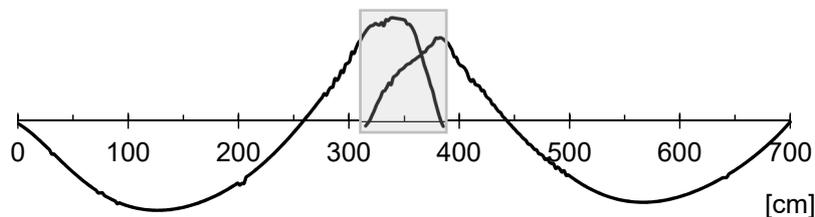


Bild 5.59 P2c:  $L=3,50\text{m}$  – Spannungsverlauf (Z200-35)

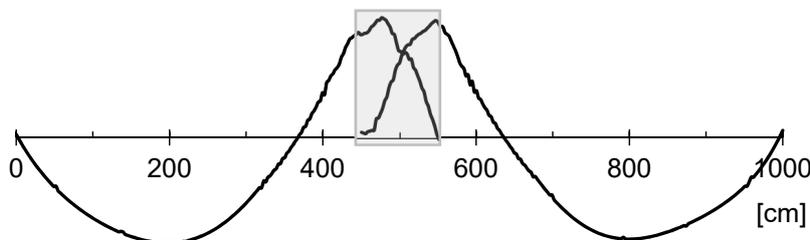


Bild 5.60 P3c:  $L=5,00\text{m}$  – Spannungsverlauf (Z200-35)

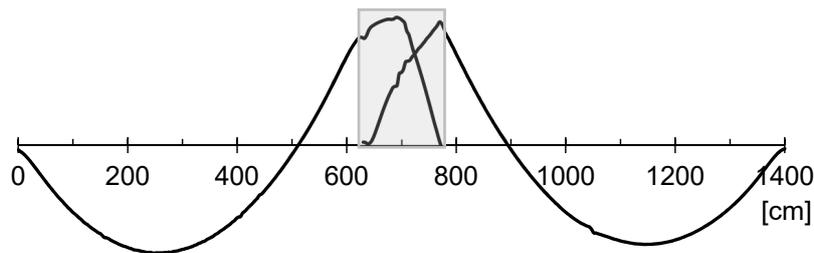


Bild 5.61 P4c: L=7,00m – Spannungsverlauf (Z200-35)

In diesem Abschnitt wurde die Spannungsverteilung eines gekoppelten Mehrfeldträgers infolge punktueller und linienförmiger Belastung dargestellt. Es konnte gezeigt werden, dass sich die typischen linearen bzw. quadratischen Verläufe infolge einer Einzellast bzw. einer Streckenlast einstellen. Ebenso konnte eine Symmetrie zwischen den Feldern beobachtet werden.

Bei Betrachtung des Koppelbereichs wurde festgestellt, dass sich die Spannungsspitzen je Träger unterschiedlich ausbilden. Während beim rechten Träger das maximale Stützmoment im Anschnitt beobachtet werden konnte, wurde es beim linken Träger innerhalb der Überkopplung maximal. Dies hat zur Folge, dass die Verwendung eines klassischen Durchlaufträgers für die genaue Schnittgrößenverteilung nur bedingt geeignet ist. Durch die Auswertung der tatsächlichen Spannungsverläufe konnte allerdings bewiesen werden, dass sich eine Durchlaufwirkung und infolgedessen ein Stützmoment einstellt.

Dahingehend konnte ein Abtragen der Lasten im Koppelbereich über einen gemeinsam wirkenden Querschnitt nur bedingt bestätigt werden. Dies wäre der Fall, wenn eine deutliche Reduktion des Spannungsverlaufs im Anschnitt beobachtet werden konnte. In Bild 5.62 ist dieser Verlauf der Reduktion dargestellt. Für diesen Ansatz wurde ein gekoppelter Zweifeldträger (statisches System und Belastung, siehe Parameterreihe 4c/ Z200-35) mit einem Verbundkontakt anstatt eines reibungsfreien Kontaktes im Koppelbereich ausgewertet. Der Verbundkontakt bewirkt, dass alle Querschnittsteile fest miteinander verbunden sind (verschweißt/verklebt) und infolgedessen als Gesamtquerschnitt wirken. Wie zu erkennen ist, klingt die Spannung in Anschnitt sofort drastisch ab.

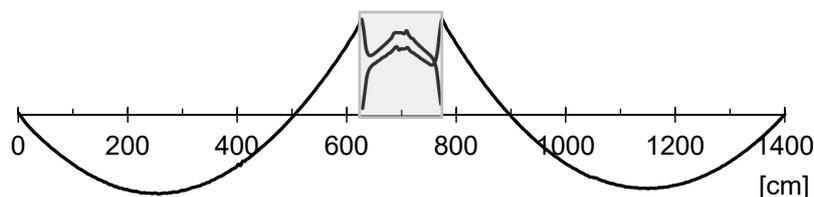


Bild 5.62 L=7,00m – Spannungsverlauf (Z200-35): Kontakt Verbund

## 5.8 Verformungsverhalten Koppelträger

Im vorherigen Abschnitt wurde gezeigt, wie sich der tatsächliche Spannungsverlauf innerhalb der Kopplung einstellt. Dabei konnte beobachtet werden, dass sich der rechte Träger

augenscheinlich auf den linken Träger abstützt und sich somit das maximale Stützmoment im Anschnitt einstellt. Um diese These zu stützen wird in diesem Abschnitt das Verformungsverhalten im Bereich der Überkopplung untersucht.

In Bild 5.63 ist die Verschiebungskomponente in globaler z-Achse für den gekoppelten Zweifeldträger ( $L=3,50\text{m}$  / Z200-35) im Stegbereich abgebildet. Wie zu erkennen ist, verformen sich beide Träger am jeweiligen Beginn der Überlappung in Richtung der globalen Z-Achse. Allerdings ist im Anschnittbereich ein Knick in der Verformungskurve zu erkennen. Es bildet sich vielmehr ein bilinearer Verlauf aus, siehe Bild 5.63 (rechts). Hierbei ist im Koppelbereich eine flachere Steigung zu beobachten. Die flachere Steigung bedeutet eine geringere Verformung. Daraus lässt sich ableiten, dass der obenliegende, rechte Träger durch den untenliegenden zusätzlich gestützt wird.

Werden die Verschiebungskomponenten für eine Stützweite von  $L=7,00\text{m}$  betrachtet, können weitestgehend identische Verläufe hinsichtlich der unterschiedlichen Steigungen aufgezeigt werden, siehe Bild 5.65. Der Unterschied (Knick in der Verformungskurve) ist jedoch deutlicher zu erkennen. Ursache hierfür ist die aus der Stützweite resultierende größere Überkopplungslänge. Durch diese wird der rechte Träger über einen größeren Bereich gestützt. Aus diesen Erkenntnissen lässt sich ableiten, dass sich der rechte Träger augenscheinlich auf dem linken Träger aufstützt. Hierdurch ergibt sich für den rechten Träger eine um die halbe Koppellänge reduzierte Stützweite bzw. es kann im rechten Anschnittbereich von einer federnden Lagerung ausgegangen werden, siehe Bild 5.66. Begründet werden kann dies auch dadurch, dass in den Parameterreihen (Abschnitt 5.5) für nahezu alle Querschnitte die kleinste Verformung im rechten Feldbereich beobachtet werden konnte.

In Abschnitt 5.7 wurde zudem gezeigt, dass im Koppelbereich die maximale Spannung des rechten Trägers im Anschnitt aufgetreten ist. Dies kann ebenfalls mit dem Abstützen des Trägers in Verbindung gebracht werden.

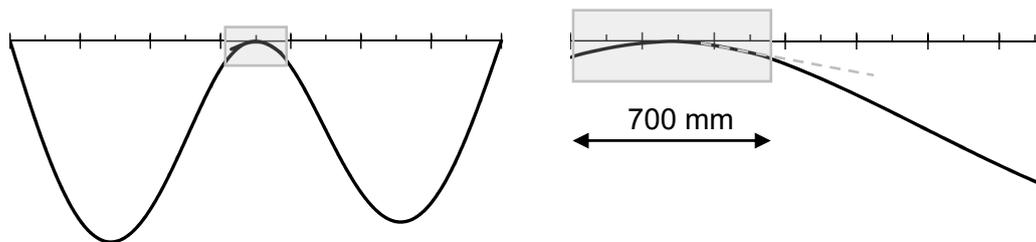


Bild 5.63  $L=3,50\text{m}$  (Einzellast) Verschiebung z-Richtung (Z200-35) – Auswertung Steg

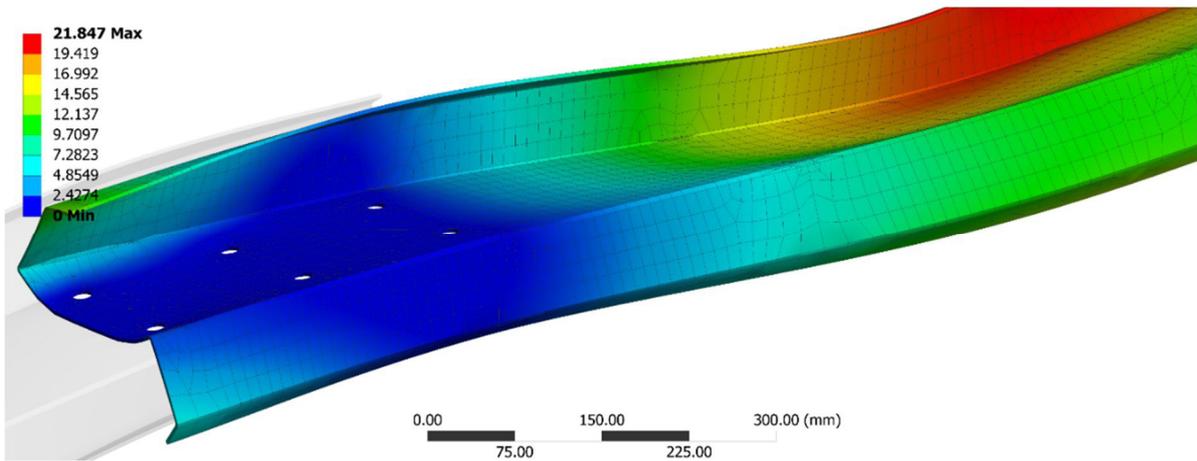


Bild 5.64 L=3,50m (Einzellast) - Gesamtverformung (Z200-35)

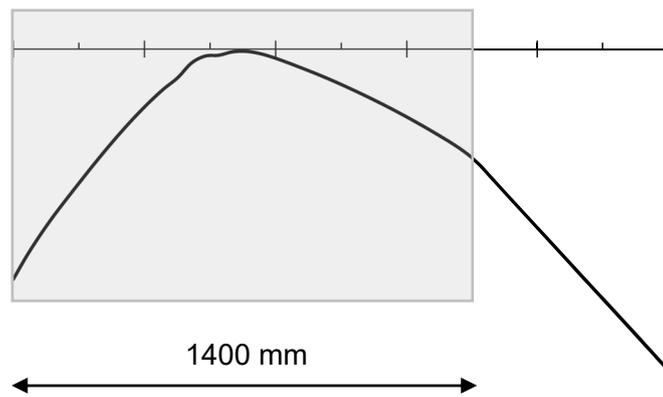


Bild 5.65 L=7,00m (Streckenlast) Verschiebung z-Richtung (Z200-35) – Auswertung Steg (Ausschnitt Koppel Träger rechts)

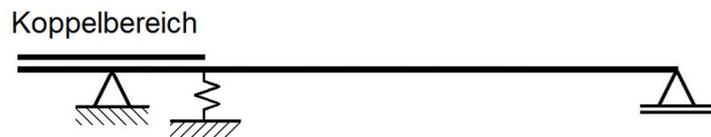


Bild 5.66 Federlagerung – rechter obenliegender Koppelträger

## 6 Ingenieurmodell – Biegung um die schwache Achse

### 6.1 Vordimensionierung / Handrechnung

Bislang gibt es für gekoppelte Z-Profilquerschnitte kein baupraktisches Modell, mit welchem die sich einstellenden Schnittgrößen für Biegung um die schwache Achse realitätsgetreu erfasst um damit die Querschnitte wirtschaftlich bemessen zu können. Im vorherigen Abschnitt wurde zwar über einen Traglastvergleich bestätigt, dass sich eine Durchlaufwirkung einstellt, jedoch weichen die realen Schnittgrößenverläufe von denen der „klassischen Durchlaufträger“ insbesondere im Stützbereich (Abschnitt 5.7) voneinander ab. Aus diesem Grund wird im folgenden Abschnitt daher ein Verfahren vorgestellt, welches mit möglichst wenig Aufwand und EDV-Unterstützung ein relativ genaues Ergebnis (Schnittgrößenermittlung / Spannungsnachweis) liefern soll. Dieses Verfahren versteht sich dabei als überschlägliche Vordimensionierung infolge punktueller Belastungen mit folgendem Anwendungsbereich:

$$0,39 \leq a/L \leq 0,5 \quad (6.1)$$

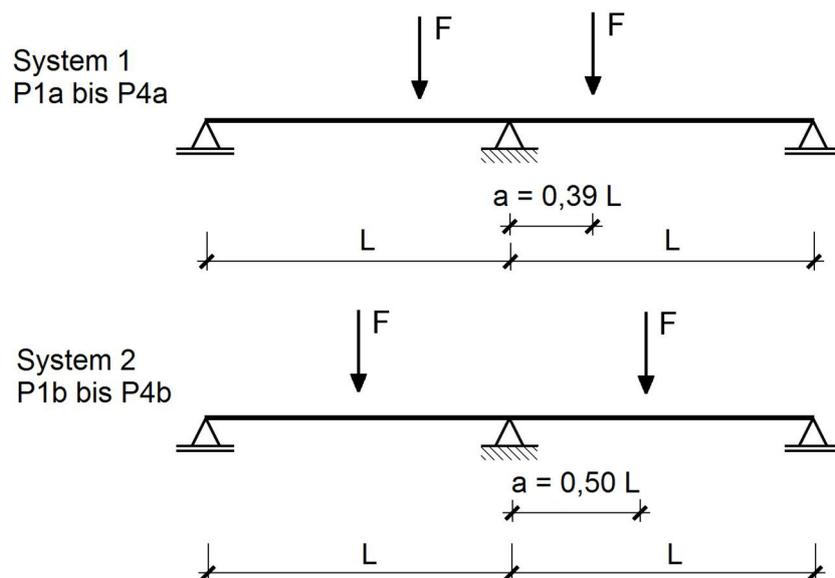


Bild 6.1 Bemessung mit Ersatzsystem – Anwendungsgrenzen Einzellast je Träger ( $a/L$ )

Eine Übertragbarkeit auf Streckenlasten konnte in den Auswertungen nur bedingt bestätigt werden und wird daher in den nachfolgenden Abschnitten nicht weiterverfolgt.

#### 6.1.1 Statisches Ersatzsystem

In diesem Abschnitt wird ein Konzept vorgestellt, welches die Schnittgrößen mit einem Ersatzsystem berechnet. Dieses soll dabei in erster Linie für eine Handrechnung geeignet sein. Das Ersatzsystem entspricht einem Einfeldträger mit einseitiger Einspannung. Die Einspannung ist in diesem Fall nicht starr, sondern federnd. Die zugehörige Federsteifigkeit ist in

Abhängigkeit der Profilgeometrie und der Stützweite zu berechnen. Dabei entspricht die Stützweite des Ersatzmodells nicht der Stützweite des Koppelträgers. An dieser Stelle ist eine effektive Stützweite, die ebenfalls von der Profilgeometrie abhängig ist, zu berücksichtigen. In Bild 6.2 ist das Ausgangssystem (gekoppelter Zweifeldträger) und das Ersatzsystem abgebildet.

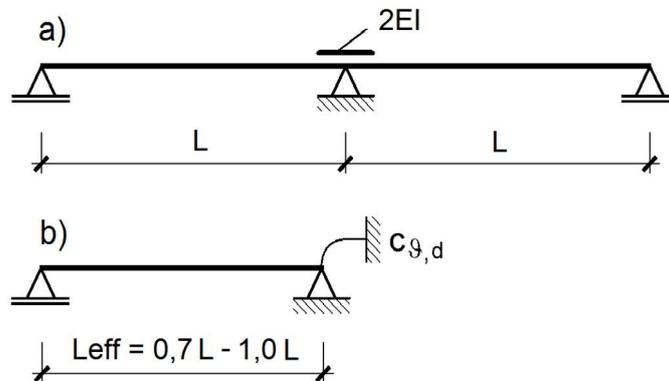


Bild 6.2 Ausgangssystem a) (Koppelträger) und Ersatzsystem b)

Mithilfe des Ersatzsystems kann für den Feldbereich das tatsächlich auftretende Moment berechnet werden. Im Koppelbereich wird dahingehend das Moment ermittelt, welches von einem der beiden Querschnitte aufgenommen werden muss.

In den Parameterreihen konnte gezeigt werden, dass sich eine unsymmetrische Spannungsverteilung zwischen dem linken und rechten Querschnitt einstellt. Aus diesem Grund wird im Ersatzsystem die zur Spannung äquivalente Schnittgröße des maximal beanspruchten Trägers berechnet.

Für die Ermittlung der ansetzbaren Federsteifigkeiten und effektiven Stützweiten wurde auf die numerischen Lösungen der Parameteruntersuchungen P1a bis P4a und P1b bis P4b zurückgegriffen. Dabei konnte hinsichtlich der Federsteifigkeit ein linearer Zusammenhang zwischen dem Trägheitsmoment eines Querschnitts, bezogen auf die Stützweite ( $I_z/L$ ), entdeckt werden, siehe Bild 6.3. Eine mechanische Herleitung der Drehfedersteifigkeit führte nur bedingt zu übereinstimmenden Ergebnissen. Für die Ermittlung des Trägheitsmomentes ( $I_z$ ) sind die Bruttoquerschnittswerte zu berücksichtigen. Werden z.B. die jeweiligen Datenpunkte aus den Parameterreihen P1a und P1b miteinander verglichen, so ist zu erkennen, dass diese marginal voneinander abweichen. Der Lastangriffspunkt der Einzellast spielt infolgedessen eine untergeordnete Rolle.

Eingangs wurde erwähnt, dass die Schnittgrößen am Ersatzsystem mit einer effektiven Stützweite ermittelt werden. In Bild 6.4 ist der Beiwert  $\beta$  zur Berechnung der effektiven Stützweite abgebildet. Nach Auswertung der Parameterreihen ist wiederum ein Zusammenhang zwischen dem Trägheitsmoment und der Stützweite des Trägers ( $I_z/L$ ), zur Ermittlung der effektiven Stützweite, erkennbar.

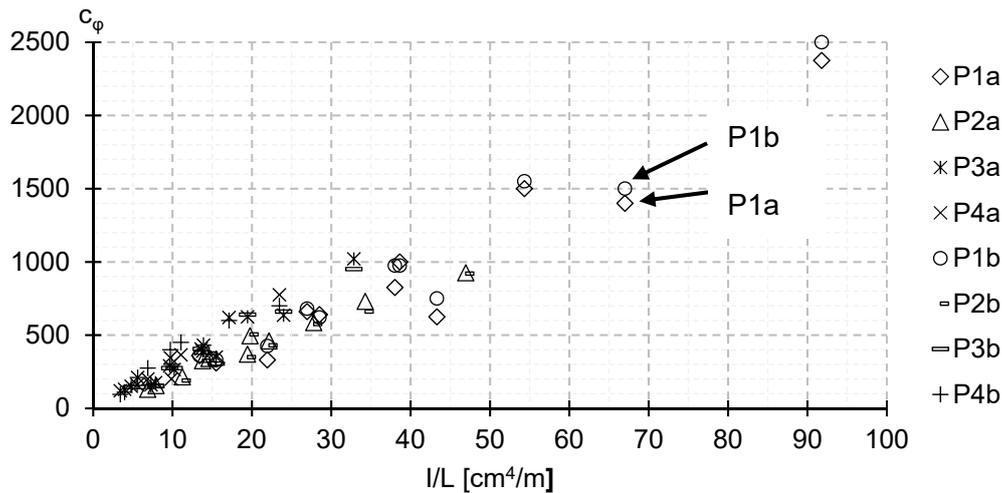


Bild 6.3 Drehfedersteifigkeit  $c_\phi$  in Abhängigkeit von  $I_z / L$  (Ersatzmodell) – Parameterreihen 1 bis 4

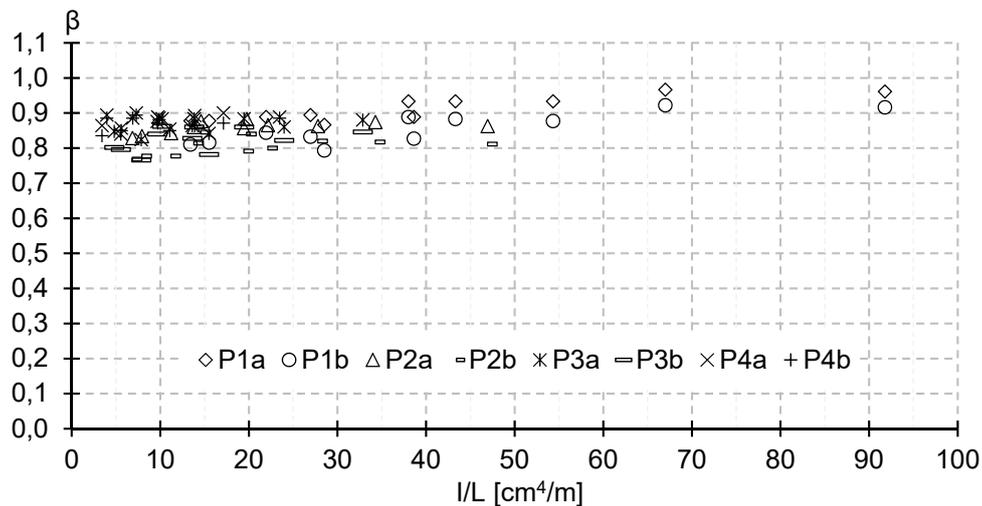


Bild 6.4 Effektive Stützweite ( $\beta$  - Beiwert) – Parameterreihen 1 bis 4

### Näherungsfunktionen

Wie im vorherigen Abschnitt beschrieben, können die Schnittgrößen eines gekoppelten Mehrfeldträgers über ein Ersatzsystem berechnet werden. Erste Zusammenhänge zur Ermittlung der Beiwerte ( $c_\phi$  und  $\beta$ ) wurden bereits aufgezeigt. Schwerpunkt dieses Abschnittes ist die Herleitung diverser Bemessungsdiagramme (Näherungsfunktionen) zur Anwendung des statischen Ersatzsystems.

In Bild 6.3 wurde die Abhängigkeit zwischen dem Trägheitsmoment des Querschnitts und der Drehfedersteifigkeit für das Ersatzsystem dargestellt. Eine Näherungsgleichung für das Feldmoment kann für alle Datenpunkte erzielt werden, sofern diese mithilfe einer Funktion unterhalb angenähert werden, siehe Bild 6.5. Je kleiner die Drehfedersteifigkeit für das vorgegebene statische System (Bild 6.2) in einer möglichen Berechnung angesetzt wird, desto größer wird das Feldmoment. In Bild 6.5 wurde für die Annäherung des Feldmomentes eine polynomische Funktion gewählt.

Für eine Annäherung des Stützmomentes sind dahingehend die Datensätze mit einer Funktion oberhalb anzugleichen, siehe Bild 6.5. Je steifer eine drehelastische Einspannung ausfällt, desto mehr Lastanteile (Schnittgrößen) werden angezogen.

Neben der Drehfedersteifigkeit ist das statische Ersatzsystem wie beschrieben von einer effektiven Stützweite ( $L_{eff} = \beta \cdot L$ ) abhängig. Der Beiwert  $\beta$  wurde bereits in Bild 6.4 dargestellt. Eine einfache Näherung, die zugleich auf der sicheren Seite liegt, kann erzielt werden, wenn die Datensätze ebenso oberhalb angenähert werden, siehe Bild 6.6. Je größer die Stützweite des Trägers angesetzt wird, desto größer wird auch das Feld- bzw. Stützmoment.

Im Rahmen dieser Arbeit wurden die Datensätze aus den Parameterreihen 1a, b bis 4a, b für die genannten Näherungsfunktionen ausgewertet. Es ergaben sich je Querschnitt maximale Abweichungen von 0% bis 44%. Die durchschnittliche Abweichung für alle Datensätze der Parameterreihen 1 bis 4 liegt bei ca. 22% bzw. 24%.

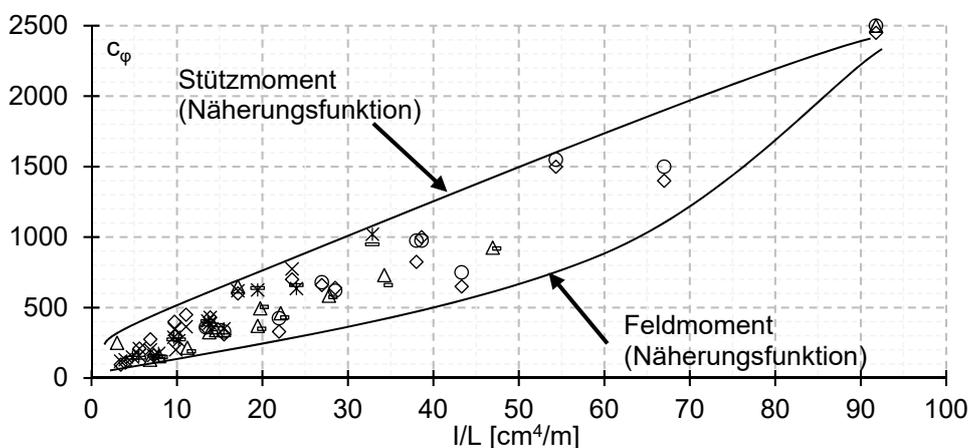


Bild 6.5 Drehfedersteifigkeit  $c_\phi$  (Näherung)

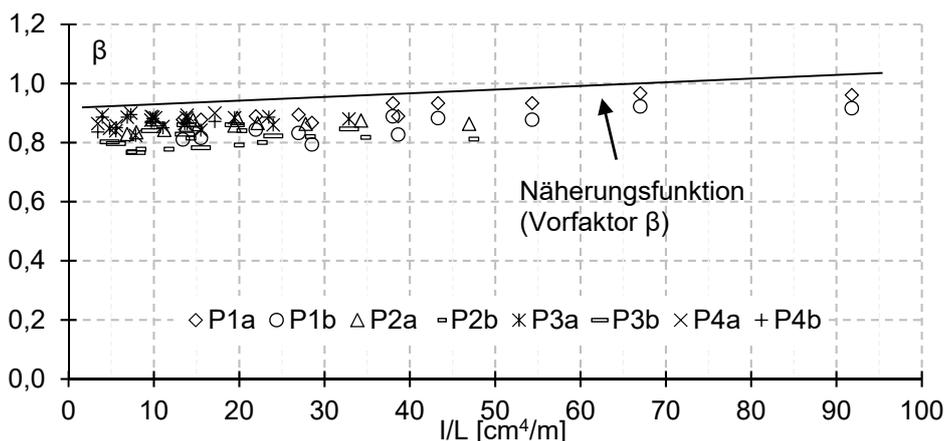


Bild 6.6 Effektive Stützweite  $L_{eff} = \beta \cdot L$  (Näherung  $\beta$ -Faktor)

**Bemessungsbeispiel**

Im nachfolgenden Beispiel soll die überschlägliche Bemessung mithilfe des Ersatzsystems vorgestellt werden. Das statische System inklusive der Belastung und allen weiteren Randbedingungen sind in Bild 6.7 dargestellt.

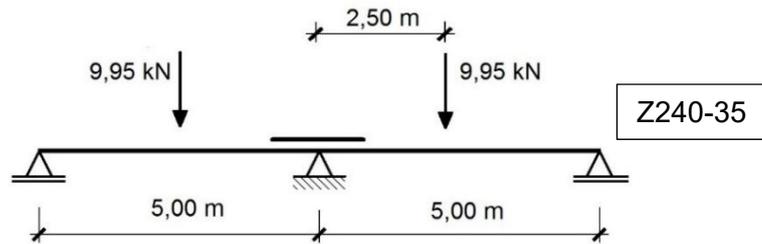


Bild 6.7 Bemessungsbeispiel – statisches System und Belastung

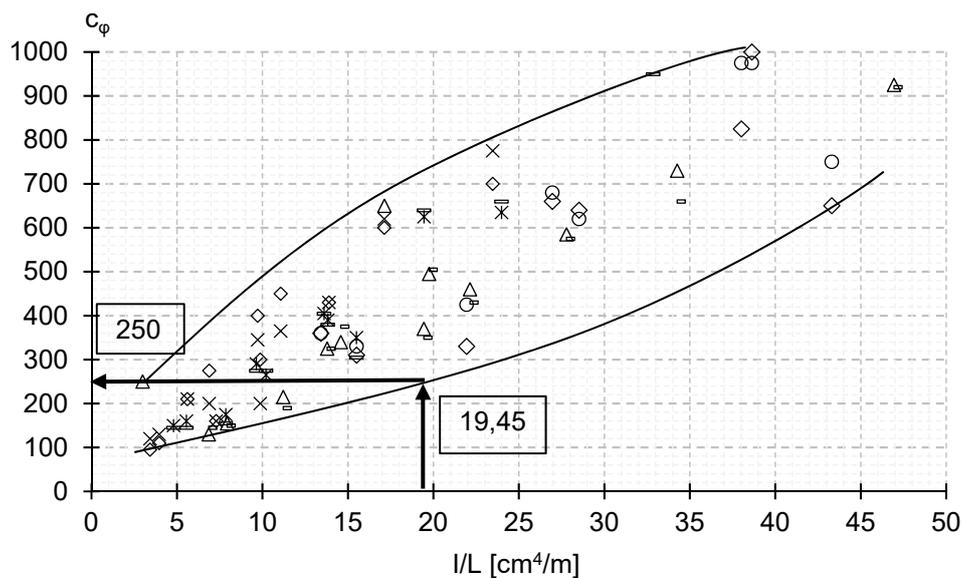
**Schritt 1:**

Für die Ermittlung der Schnittgrößen mit dem Ersatzsystem sind im ersten Schritt die Drehfedersteifigkeit und die effektive Stützweite zu ermitteln. Dafür können die im vorherigen Abschnitt vorgestellten Bemessungsdiagramme verwendet werden.

**Z240-35**

$$I = 97,27 \text{ cm}^4 \quad (6.2)$$

$$I_z/L = 97,27/5,0 = 19,45 \text{ cm}^4/\text{m} \quad (6.3)$$

Bild 6.8 Bemessungsnomogramm Drehfedersteifigkeit  $c_\varphi$  - Feldmoment (Ausschnitt)

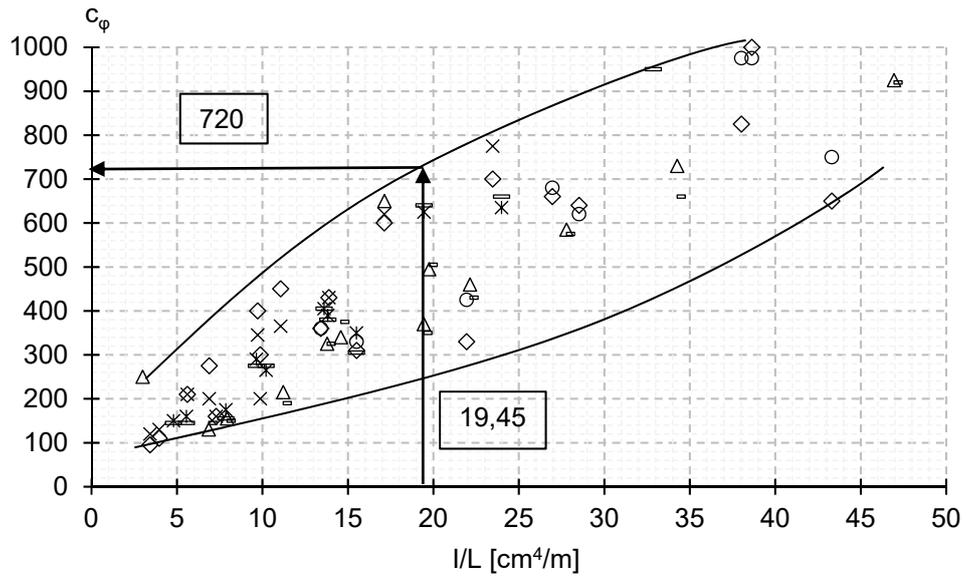


Bild 6.9 Bemessungsnomogramm Drehfedersteifigkeit  $c_\varphi$  - Stützmoment (Ausschnitt)

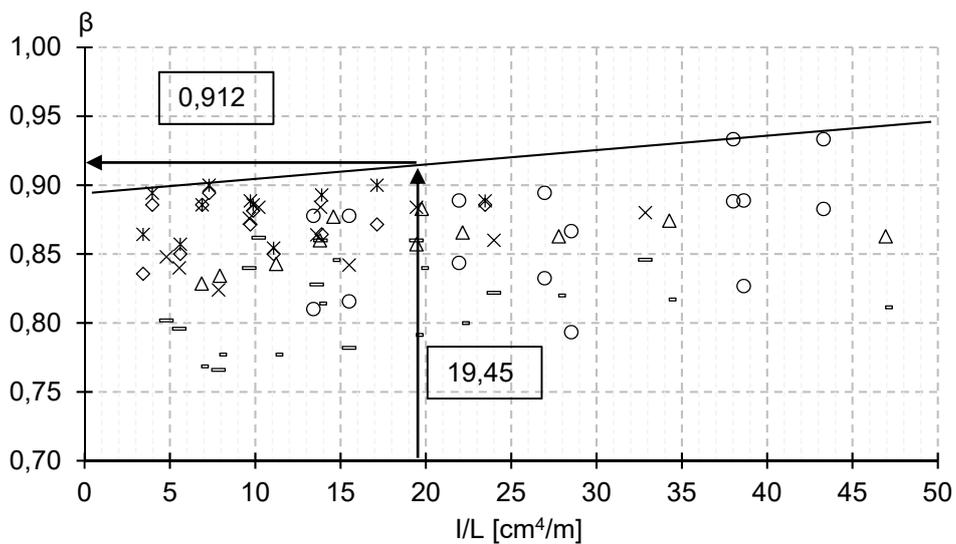


Bild 6.10 Bemessungsnomogramm Drehfedersteifigkeit  $c_\varphi$  – Stützmoment (Beispiel)

**Zusammenstellung der Ergebnisse**

Feldmoment:  $c_\varphi = 250$  (6.4)

Stützmoment:  $c_\varphi = 720$  (6.5)

Effektive Stützweite:  $l_{\text{eff}} = 0,912 \cdot 5,0 = 4,56 \text{ m}$  (6.6)

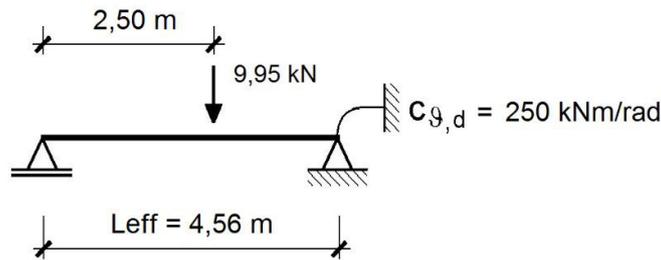
**Ermittlung der Schnittgrößen mit dem Kraftgrößenverfahren (alternativ EDV)****1) Ersatzsystem (Feldmoment)**

Bild 6.11 Bemessungsbeispiel – statisches Ersatzsystem Feldmoment

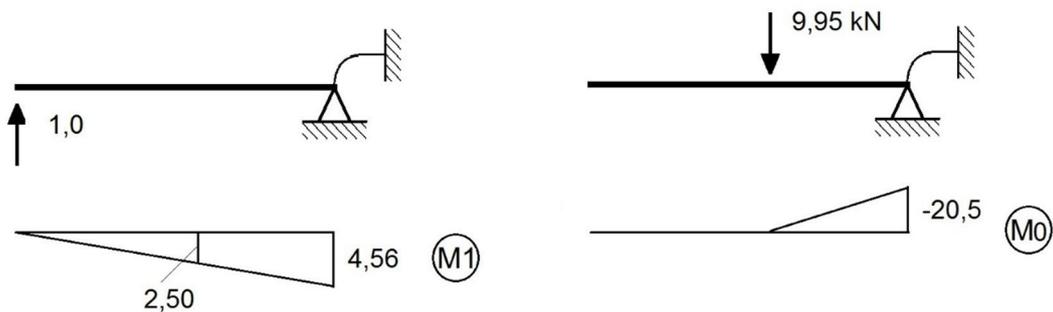


Bild 6.12 Bemessungsbeispiel – Einheitsspannungszustand (links) und Lastspannungszustand (rechts) - Kraftgrößenverfahren

Formänderungsgleichungen:

$$EI\delta_{11} = \frac{1}{3} \cdot 4,56 \cdot 4,56 \cdot 4,56 + \frac{4,56 \cdot 4,56}{250} \cdot 204,27 = 48,6 \quad (6.7)$$

$$EI\delta_{10} = -20,5 \cdot \frac{2,50 + 2 \cdot 4,56}{6} \cdot 2,06 + \frac{-20,5 \cdot 4,56}{250} \cdot 204,27 = -158,2 \quad (6.8)$$

$$x \cdot \delta_{11} + \delta_{10} \rightarrow x = -\frac{\delta_{10}}{\delta_{11}} = -\frac{(-158,2)}{48,6} = 3,26 \quad (6.9)$$

Feldmoment

$$M_f = M_0 + x \cdot M_1 = 0 + 3,26 \cdot 2,50 = 8,15 \text{ kNm} \quad (6.10)$$

$$M_f = 6,50 \text{ kNm (numerische Simulation)} \quad (6.11)$$

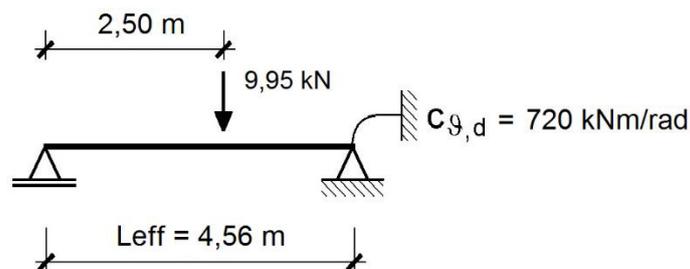
**2) Ersatzsystem (Stützmoment)**

Bild 6.13 Bemessungsbeispiel – statisches Ersatzsystem Stützmoment

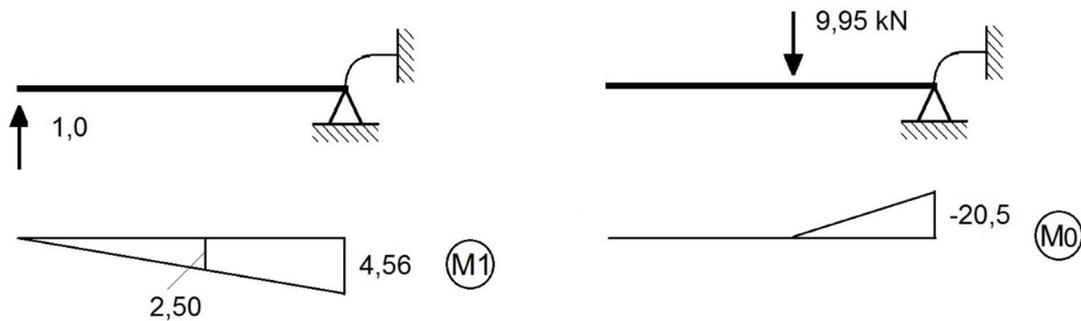


Bild 6.14 Bemessungsbeispiel – Einheitsspannungszustand (links) und Lastspannungszustand (rechts) Kraftgrößenverfahren

Formänderungsgleichungen:

$$EI\delta_{11} = \frac{1}{3} \cdot 4,56 \cdot 4,56 \cdot 4,56 + \frac{4,56 \cdot 4,56}{720} \cdot 204,27 = 37,51 \quad (6.12)$$

$$EI\delta_{10} = -20,5 \cdot \frac{2,50 + 2 \cdot 4,56}{6} \cdot 2,06 + \frac{-20,5 \cdot 4,56}{720} \cdot 204,27 = -108,3 \quad (6.13)$$

$$x \cdot \delta_{11} + \delta_{10} \rightarrow x = -\frac{\delta_{10}}{\delta_{11}} = -\frac{(-108,3)}{37,51} = 2,89 \quad (6.14)$$

Stützmoment:

$$M_s = M_0 + x \cdot M_1 = -20,5 + 2,89 \cdot 4,56 = -7,32 \text{ kNm} \quad (6.15)$$

$$M_s = -6,8 \text{ kNm (numerische Simulation)} \quad (6.16)$$

$$\text{Feldmoment:} \quad \eta = 8,15 / 6,50 = 1,25 \quad (6.17)$$

$$\text{Stützmoment:} \quad \eta = 7,32 / 6,82 = 1,07 \quad (6.18)$$

## 6.1.2 Zusammenfassung

In diesem Abschnitt wurde ein Verfahren vorgestellt, bei dem die tatsächlichen Biegemomentenverläufe infolge von Einzellasten (Anwendungsbereich:  $0,39 \leq a/L \leq 0,5$  - Bild 6.1) über ein statisches Ersatzsystem bestimmt werden. Diese Methode soll für eine überschlägliche Berechnung dienen. Für das Ersatzsystem sind zwei Beiwerte (Drehfedersteifigkeit  $c_\varphi$ / Effektive Stützweite  $L_{\text{eff}} = \beta \cdot L$ ) mithilfe zweier Bemessungsdiagramme zu ermitteln.

Eine Übertragbarkeit, hinsichtlich einer Bemessung mit Streckenlasten, konnte in den Auswertungen nur bedingt beobachtet werden und wurde daher nicht weiterverfolgt. So konnte aufgrund der Vielzahl der äußeren Einflüsse (Nichtlinearitäten, effektive Querschnitte, Beulgefährdung) kein allgemeingültiger Bemessungsansatz entwickelt werden, weswegen dieser Ansatz (stat. Ersatzsystem) in der Anwendung sehr beschränkt ist. Aus diesem Grund werden im nachfolgenden Abschnitt Stabwerkssysteme vorgestellt, die für alle Querschnitte, Stützweiten und Belastungen gültig sein sollen.

## 6.2 Stabwerksmodelle Biegung (SWM-B) – Verfahren 2

Im vorherigen Abschnitt wurde gezeigt, dass die Schnittgrößenermittlung bzw. der Spannungsnachweis mithilfe von Bemessungsdiagrammen nur sehr eingeschränkt möglich ist und nicht allgemeingültig für alle Belastungsarten anwendbar ist. Bereits in Abschnitt 5.5 konnte gezeigt werden, dass die EDV-gestützte Bemessung mit Schrag Stab FEM [51] auf der „sicheren Seite“ liegt und noch Potential für eine wirtschaftlichere Bemessung vorhanden ist. Um dieses Potential zu nutzen, werden in diesem Abschnitt Stabwerkssysteme vorgestellt, die die Schnittgrößen unabhängig vom Querschnitt, der Stützweite und der Art der Belastung ermitteln und somit zu einer wirtschaftlicheren Bemessung führen (**Verfahren 2**). Die Stabwerkssysteme werden hierbei u.a. mithilfe der Ergebnisse aus den Parameterreihen verifiziert.

### 6.2.1 Statische Systeme

Da die Pfetten (Z-Querschnitte) nicht ungestoßen über dem Binder hinweg laufen, sondern über eine vorgegebene Länge überlappt werden, liegt in diesem Bereich eine erhöhte Biegesteifigkeit vor. Bisher gibt es für Biegung um die schwache Achse keinerlei Stabwerkssysteme, mit welchen die sich einstellenden Schnittgrößen, auch in infolge der erhöhten Biegesteifigkeit, berechnet werden können. In Bild 6.15 sind mögliche Systeme dargestellt.

Hierbei bildet System a) den einfachen Durchlaufträger mit konstanten Steifigkeiten ab. Eine erhöhte Steifigkeit über dem Mittelaufleger wird hier nicht berücksichtigt. Die Systeme b) und f) sollen die gekoppelte Verbindung am realistischsten abbilden. Die Kopplung zwischen den beiden Trägern (Verschraubung) wird über Fachwerkstäbe realisiert. Für die Steifigkeit der Fachwerkstäbe wird das Trägheitsmoment der Verschraubung berücksichtigt. Durch dieses System können Biegemomente ermittelt werden, die bereits im Anschnitt der Überkopplung ihr Spannungsmaximum erreichen. Das System b) berechnet gegenüber System f) prozentual größere Feldmomente, jedoch kleinere Stützmomente. Im System f) stellt sich aus diesen Gründen eine größere Durchlaufwirkung ein. Weiterhin wird das Mittelaufleger in beiden Systemen unterschiedlich ausgebildet. Während bei System b) das Mittelaufleger über der Mittelachse abgebildet wird, wird bei System f) die Stützung durch zwei Auflager in den jeweiligen Anschnittbereichen modelliert.

Die Systeme c), d) und e) berücksichtigen den doppelten Querschnitt im Koppelbereich, indem in diesem eine 2,0-fache bzw. 1,5-fache Biegesteifigkeit in der Berechnung, sowohl für die Schnittgrößenermittlung, als auch für den Spannungsnachweis, angesetzt wird. Hierbei wird bei System e) das Mittelaufleger wie bei System f) durch zwei Stützungen realisiert.

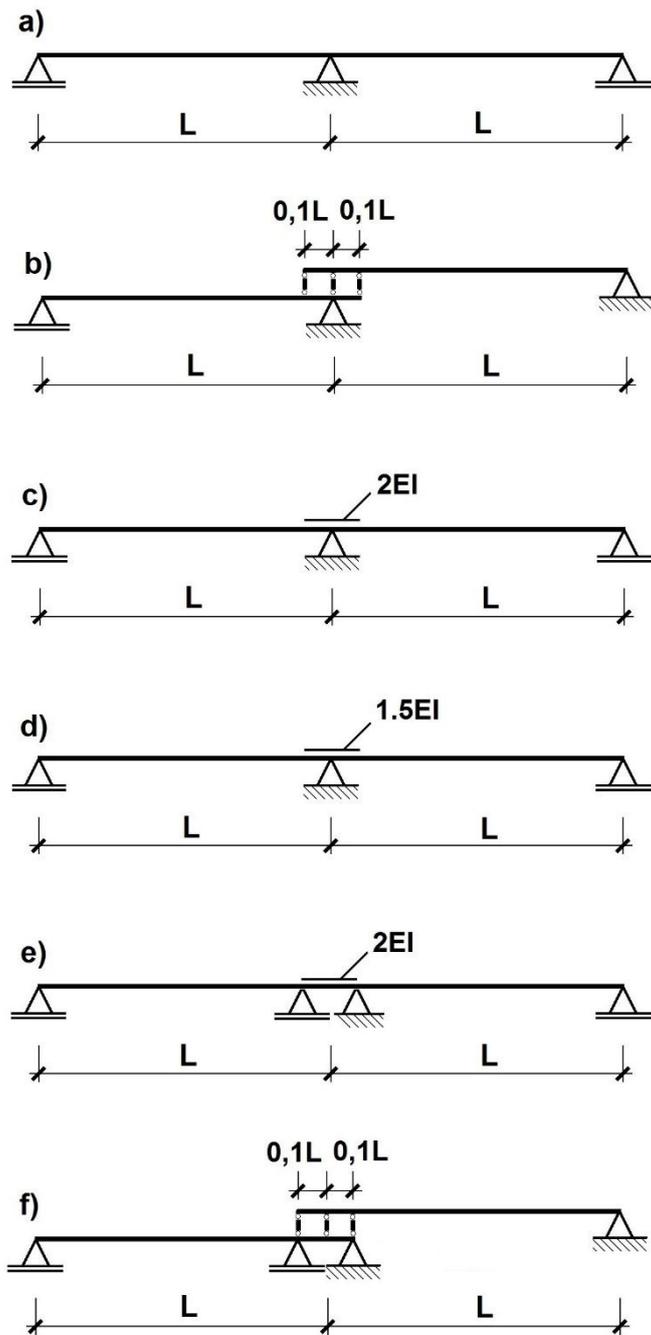


Bild 6.15 Stabwerksmodelle Biegung (SWM-B) zur Ermittlung der Biegemomente  $M_z$  – gekoppelter Zweifeldträger

In Bild 6.16 sind für die gewählten Stabwerksmodelle (SWM-B) die zu erwartenden Momentenverläufe, resultierend aus einer Gleichstreckenlast, abgebildet. Während bei den Systemen a), c) und d) das Biegemoment im Stützbereich über dem Mittelaufleger maximal ist, bilden die Systeme b), e) und f) den Momentenverlauf auf den ersten Blick am realistischsten ab. In den vorhergehenden Untersuchungen hat sich gezeigt, dass im Koppelbereich die größten Spannungen sowohl im Bereich des Anschnittes (Beginn der Überlappung), als auch innerhalb der Kopplung auftreten, siehe Abschnitt 5.7. Diese Spannungen bauten sich über die restliche Koppellänge ab. Infolgedessen wird bei den SWM-B a), c) und d) das Stützmoment im

Anschnitt (=Beginn der Kopplung) ausgewertet, siehe Bild 6.17. Die Auswertung erfolgt im Abstand  $x=0,9 \cdot L$  (ausgehend vom Endauflager).

Im nachfolgenden Abschnitt werden die hier vorgestellten Systeme verifiziert. Hierfür werden u.a. die Ergebnisse (Spannungen, Grenzlasten etc.) aus den Parameterreihen berücksichtigt.

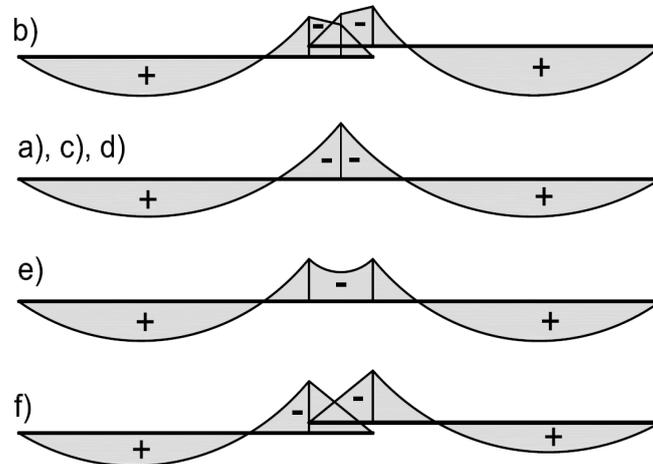


Bild 6.16 Momentenverläufe  $M_z$  infolge einer gleichförmigen Streckenlast – SWM-B a) bis f)

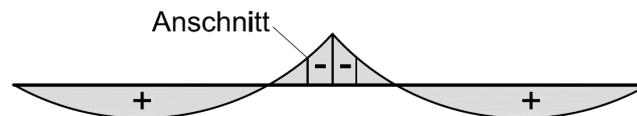


Bild 6.17 Anschnittmoment (Beginn Überkopplung =  $0,9 \cdot L$ ) – SWM-B a), c), d)

## 6.2.2 Schnittgrößenermittlung

Ziel dieses Abschnittes ist es festzustellen, inwieweit die vorgestellten Stabwerkssysteme für eine Schnittgrößenermittlung bzw. statische Bemessung herangezogen werden können.

Für die nachfolgende Verifizierung werden die in der Praxis gängigen Querschnitte Z160 / Z200 / Z240 und Z280 aus [82] berücksichtigt, siehe Bild 6.18. Diese Querschnitte wurden bereits in Kapitel 5 für die Parameterstudien herangezogen.

Bei der Ermittlung der Schnittgrößen mithilfe der Stabwerksmodelle (SWM-B) werden Bruttoquerschnittswerte berücksichtigt, siehe hierzu auch Abschnitt 5.5.1. In den Parameteruntersuchungen bzw. in Abschnitt 5.7 hat sich gezeigt, dass sich eine unsymmetrische Spannungsverteilung zwischen dem linken und rechten Träger einstellt, das betrifft insbesondere den Koppelbereich. Aus diesem Grund wird in der Vergleichsrechnung die Einhüllende der Feld- und Stützmomente berücksichtigt. Es konnte weiterhin beobachtet werden, dass in den meisten Fällen der linke Träger im Feldbereich und der linke, untenliegende Träger im Koppelbereich zuerst versagten.

Querschnitte			
Z160-20	Z200-15	Z240-15	Z280-20
Z160-30	Z200-25	Z240-25	Z280-30
	Z200-35	Z240-35	Z280-40

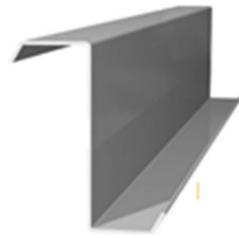


Bild 6.18 Übersicht Querschnitte aus [82] – parametrische Untersuchungen

In Bild 6.19 ist für die Parameterreihe 1a das Verhältnis von  $M_{f,SWM-B}/M_{f,FEM}$ , abgebildet. Hierbei lässt sich erkennen, dass das SWM-B a) das jeweils größte und das SWM-B f) das jeweils kleinste Feldmoment berechnet. Die Systeme b), c) d) und e) weichen dahingehend nur geringfügig voneinander ab. Sofern das Verhältnis  $>1$  ist, liegt die Bemessung, auf dem ersten Blick, auf der sicheren Seite. Es ist zu erkennen, dass je nach Querschnitt die Feldmomente aus der numerischen Simulation teilweise nicht erreicht werden, siehe z.B. Profilreihe Z280. Beim Vergleich zwischen den verschiedenen Stabwerksystemen wird erkenntlich, dass SWM-B c) zu den kleinsten prozentualen Abweichungen führt.

In Bild 6.20 ist für die Parameterreihe 1a das Verhältnis von  $M_{s,SWM-B}/M_{s,FEM}$ , abgebildet. Es ist gut erkennbar, dass das Stützmoment mithilfe des Systems a) zu gering abgebildet wird. Hierdurch zeigt sich ebenfalls, dass sich eine Durchlaufwirkung einstellt, die größer ist als bei einem Durchlaufträger mit konstanten Steifigkeiten. Die Systeme c) ( $2.0EI_z$ ) und f) bilden das Stützmoment unter Beachtung aller Querschnitte am präzisesten ab. Die Abweichungen betragen in diesem Fall bis zu 21%. Die Systeme b) und d) weisen zwar bei den Querschnittsreihen Z160, Z200, Z240 die geringsten Abweichungen aus, liegen allerdings bei der Bemessung der Profilreihe Z280 auf der unsicheren Seite, so dass diese für eine allgemeingültige Bemessung nicht herangezogen werden können.

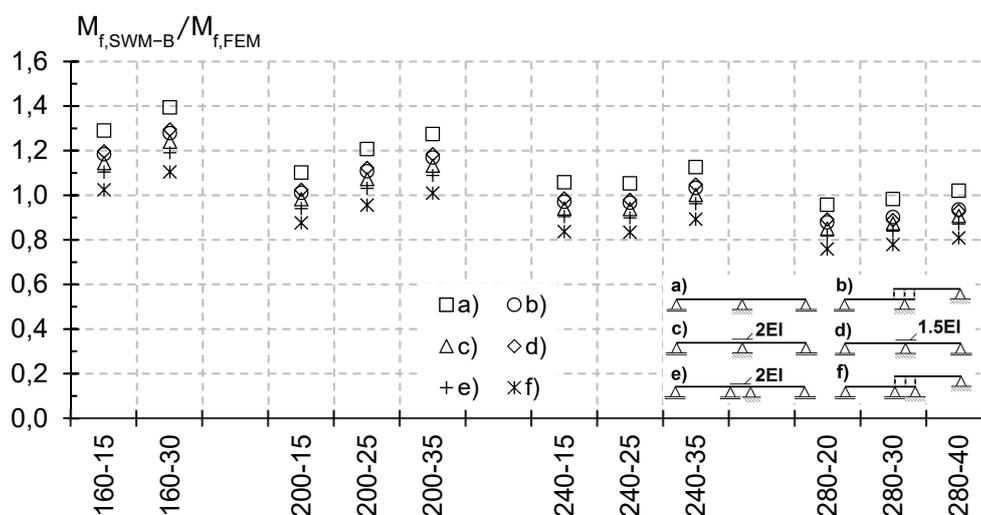
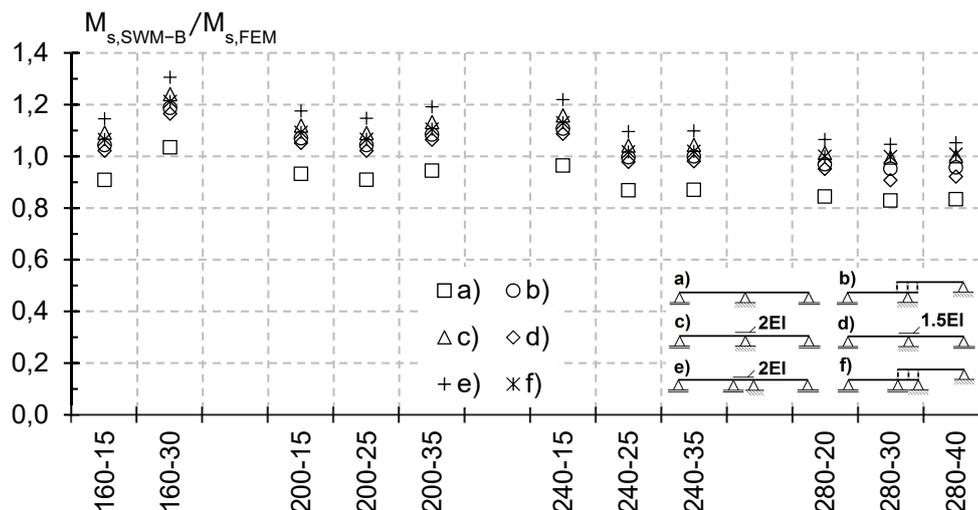
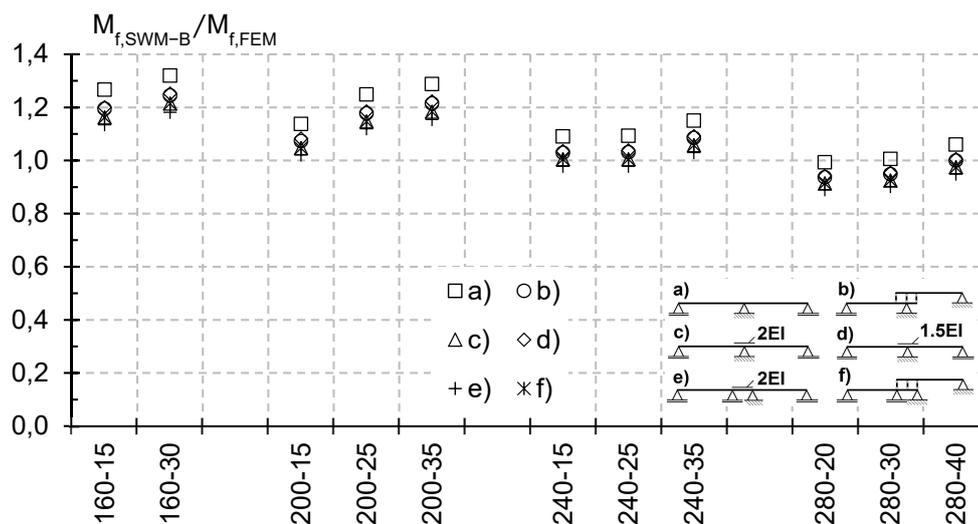


Bild 6.19 Verhältnswert  $M_{f,SWM-B}/M_{f,FEM}$  (Parameterreihe 1a) – Stützweite 1,80m

Bild 6.20 Verhältnswert  $M_{s,SWM-B}/M_{s,FEM}$  (Parameterreihe 1a) – Stützweite 1,80m

Zu Beginn wurde aufgezeigt, dass der Verhältnswert (FEM/DLT) für das Feldmoment größer Eins sein sollte, damit die Bemessung auf der sicheren Seite liegt. Bei dem vorliegenden Lastfall ist jedoch durchgehend das Stützmoment betragsmäßig größer als das Feldmoment. Da der Querschnitt für das betragsmäßig größte Moment zu bemessen ist, liegt die Bemessung dennoch auf der sicheren Seite. Jedoch ist zu beachten, dass zwischen dem Feld- und Stützbereich unterschiedliche effektive Querschnitte für den Nachweis herangezogen werden. Die effektiven Querschnitte des Feld- und Stützbereiches weichen jedoch nur geringfügig voneinander ab, so dass dieser Einfluss vernachlässigbar gering ist.

In Bild 6.21 ist für die punktuelle Belastung in Feldmitte der Verhältnswert  $M_{f,SWM-B}/M_{f,FEM}$  abgebildet. Erkennbar ist, dass es mithilfe des Stabwerksystems a) die größten und infolge des Systems e) die kleinsten Feldmomente ergeben.

Bild 6.21 Verhältnswert  $M_{f,SWM-B}/M_{f,FEM}$  (Parameterreihe 1b) – Stützweite 1,80m

Die Abweichungen zwischen den einzelnen Systemen sind jedoch gering. Ebenso ist zu erkennen, dass wiederum bei der Profilreihe Z280 das numerisch ermittelte Feldmoment nicht erreicht wird, weswegen ein Verhältniswert (FEM/DLT) <1 ausgewiesen wird.

Bei Betrachtung des Verhältniswertes  $M_{s,SWM-B}/M_{s,FEM}$  in Bild 6.22 ist ersichtlich, dass mit nahezu allen Stabwerksystemen, mit Ausnahme von SWM-B a) die Stützmomente erreicht werden. Hierbei betragen die maximalen Abweichungen 9% SWM-B b), 14% SWM-B c), f) und 7% SWM-B d).

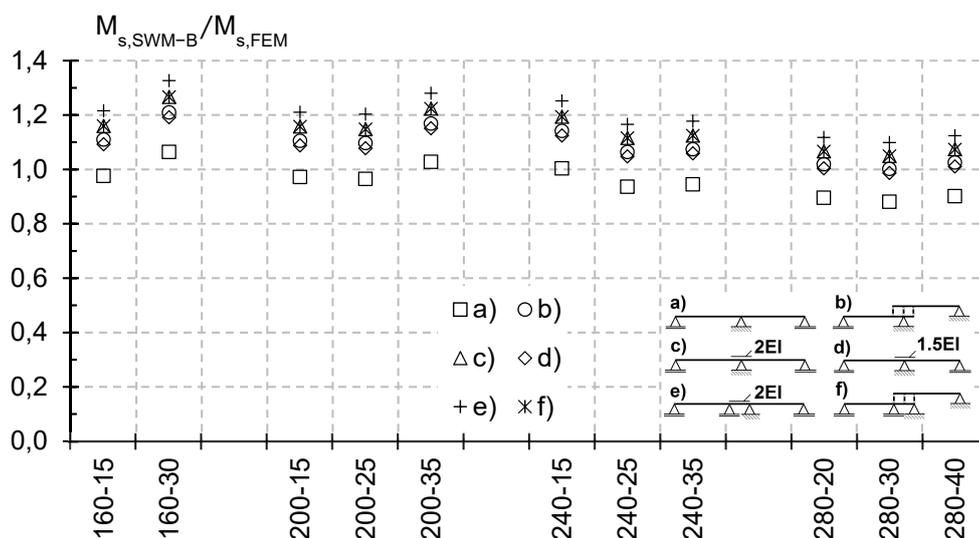


Bild 6.22 Verhältniswert  $M_{s,SWM-B}/M_{s,FEM}$  (Parameterreihe 1b) – Stützweite 1,80m

Werden an dieser Stelle die Verhältniswerte  $M_{f,SWM-B}/M_{f,FEM}$  bzw.  $M_{s,SWM-B}/M_{s,FEM}$  infolge einer gleichförmigen Streckenlast (Parameterreihe 1c) betrachtet, so werden für den Großteil der Profile sowohl die maximalen Feld- als auch die Stützmomente mit den Stabwerksmodellen nicht erreicht, siehe Bild 6.23 und Bild 6.24. Hierbei treten Abweichungen von bis zu ca. 20% auf.

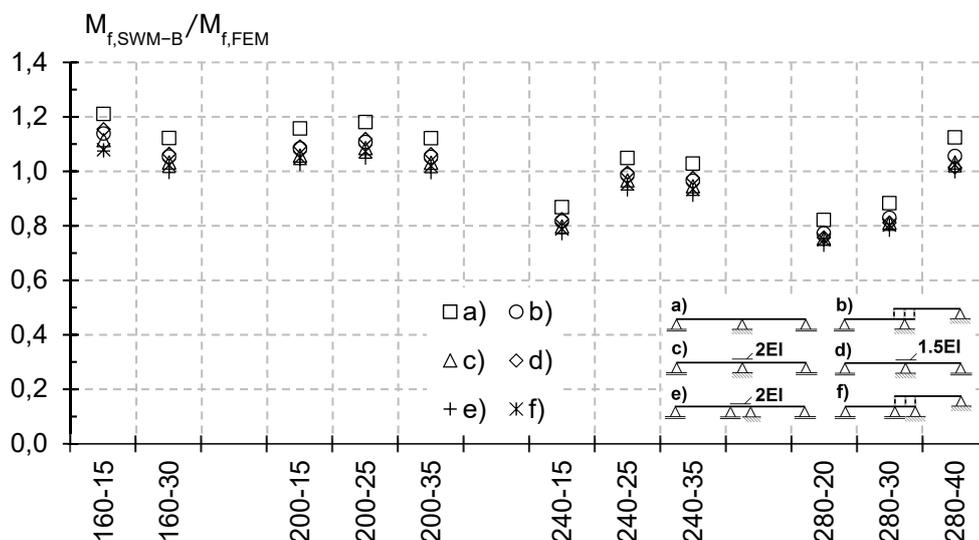
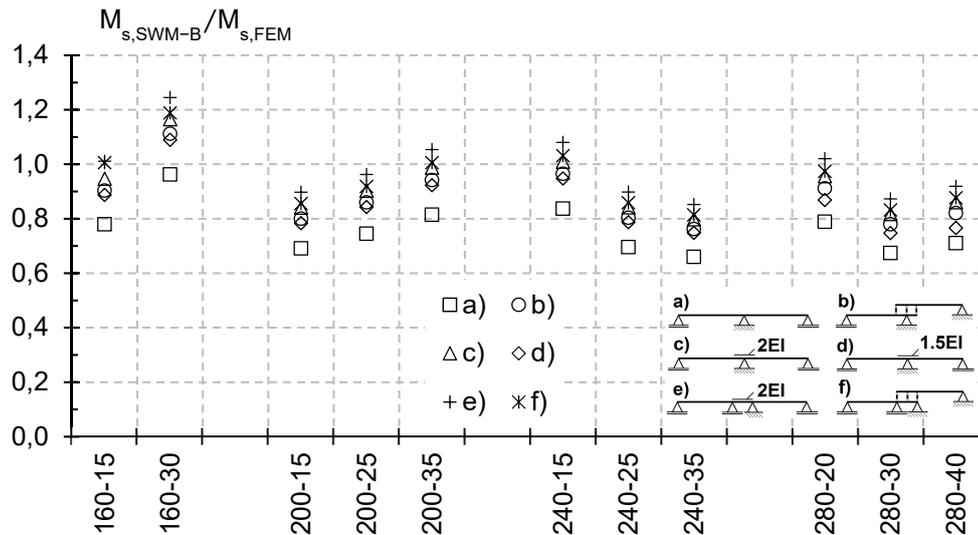


Bild 6.23 Verhältniswert  $M_{f,SWM-B}/M_{f,FEM}$  (Parameterreihe 1c) – Stützweite 1,80m

Bild 6.24 Verhältniswert  $M_{s,SWM-B}/M_{s,FEM}$  (Parameterreihe 1c) – Stützweite 1,80m

Hinsichtlich einer Stützweite von  $L=1,80\text{m}$  ist somit auf den ersten Blick keine Allgemeingültigkeit in Bezug auf die Schnittgrößenermittlung infolge Einzel- und Streckenlasten mittels Stabwerksmodell zu erkennen. Der unterschiedliche Einfluss der Querschnitte ist für diese Stützweite augenscheinlich zu groß.

In Bild 6.25 ist das Verhältnis  $M_{f,SWM-B}/M_{f,FEM}$  für die Stützweite  $L=3,50\text{m}$  abgebildet (Parameterreihe 2a). Die Belastung bzw. der Lastangriffspunkt sind in Anlehnung an die Versuchsreihen gewählt. Es ist zu erkennen, dass für fünf der sechs SWM-B die Feldmomente aus der numerischen Simulation erreicht werden. Einzig das SWM-B e) berechnet zu geringe Feldmomente. Die zutreffendste Annäherung wird mithilfe der Systeme c) und f) erreicht. Hier liegt die durchschnittliche Abweichung bei ca. 4% bzw. 5%. Das SWM-B e) berechnet die Feldmomente auf den ersten Blick noch genauer, jedoch wird bei einigen Querschnitten, wie vorab erwähnt, das numerisch ermittelte Feldmoment nicht erreicht.

Werden an dieser Stelle die Ergebnisse hinsichtlich des Stützmomentes (Bild 6.26) betrachtet, ist erkennbar, dass die Modelle b) bis f) auf der sicheren Seite liegen. Somit ist auch für diese Stützweite bestätigt, dass sich eine Durchlaufwirkung einstellt, die größer als ein Durchlaufträger mit konstanten Biegesteifigkeiten ist.

Die zutreffendsten Ergebnisse werden mit SWM-B d) erzielt. Hier liegt die durchschnittliche Abweichung bei ca. 9%. Die Systeme b) c) und f) weichen jeweils durchschnittlich 10%, 16% bzw. 18% von der FE-Berechnung ab. Im Vergleich zur geringeren Stützweite  $L=1,80\text{m}$  kann somit eine exaktere Abbildung der Schnittgrößen erzielt werden.

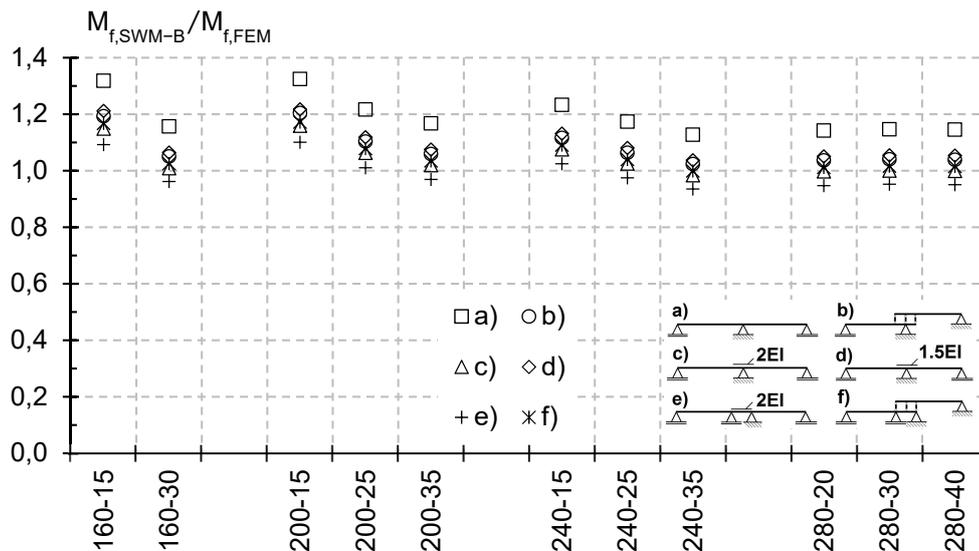


Bild 6.25 Verhältnisswert  $M_{f,SWM-B}/M_{f,FEM}$  (Parameterreihe 2a) – Stützweite 3,50m

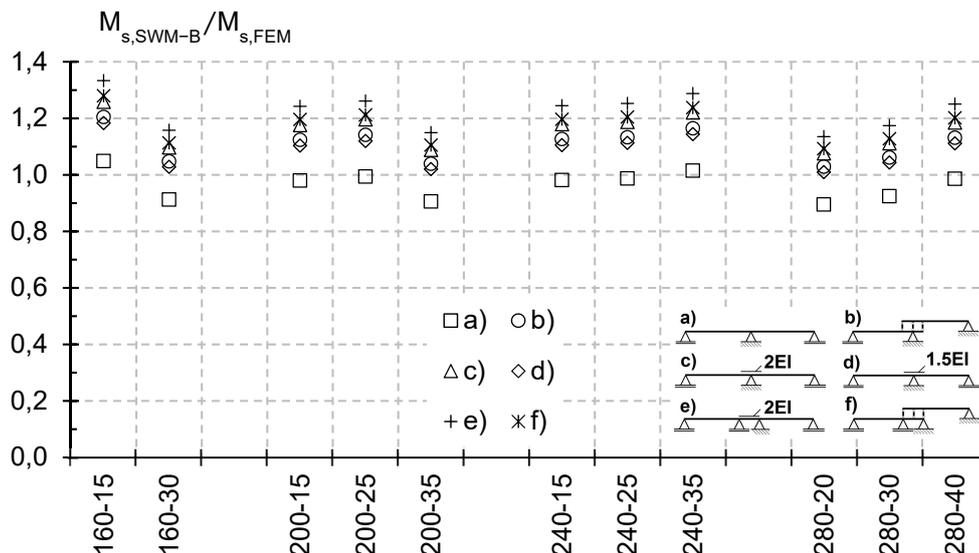
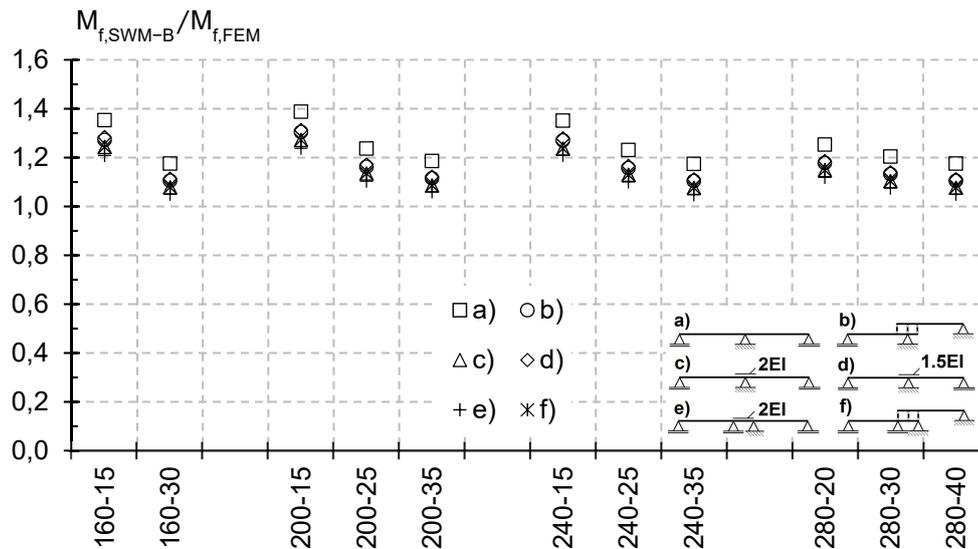
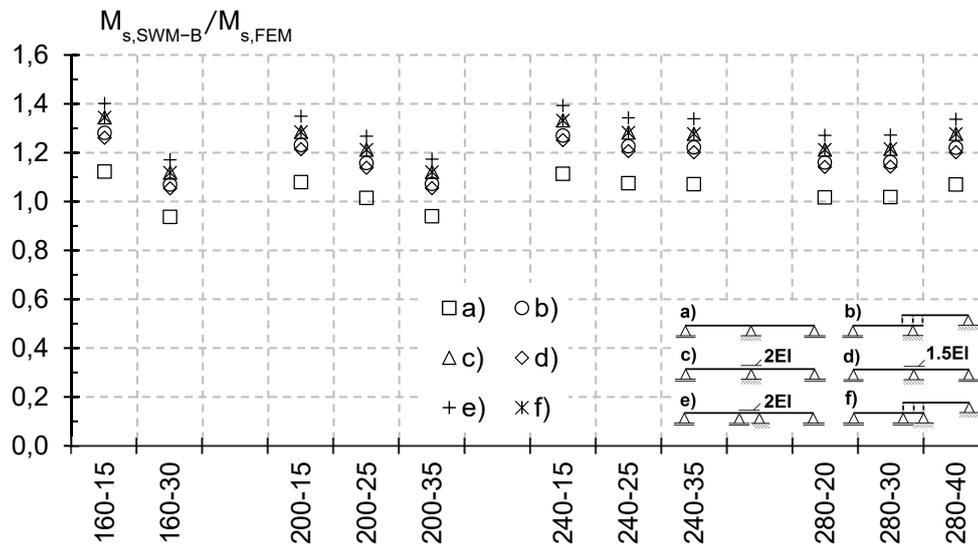


Bild 6.26 Verhältnisswert  $M_{s,SWM-B}/M_{s,FEM}$  (Parameterreihe 2a) – Stützweite 3,50m

Die Ergebnisse infolge einer mittigen Einzellast, siehe Parameterreihe b), sind in Bild 6.27 und Bild 6.28 dargestellt. Während für diese Belastungskombination das berechnete Feldmoment von allen Systemen auf der sicheren Seite liegt, wird das Stützmoment nur von SWM-B a) zu gering berechnet. Für das Feldmoment wird die präziseste Näherung mit SWM-B e) erzielt (ca. 11% Abweichung).

Hinsichtlich des Stützmomentes treten größere durchschnittliche Abweichungen auf (ca. 24%). Hierbei können die SWM-B c) und f) die zutreffendste Näherung aufweisen.

Bild 6.27 Verhältnswert  $M_{f,SWM-B}/M_{f,FEM}$  (Parameterreihe 2b) – Stützweite 3,50mBild 6.28 Verhältnswert  $M_{s,SWM-B}/M_{s,FEM}$  (Parameterreihe 2b) – Stützweite 3,50m

In Bild 6.29 und Bild 6.30 sind die Verhältnswerte  $M_{f,SWM-B}/M_{f,FEM}$  und  $M_{s,SWM-B}/M_{s,FEM}$  infolge einer gleichförmigen Streckenlast dargestellt. Im Vergleich zu den punktuellen Belastungen, fallen die Verhältnswerte geringer aus. D.h. die Feld- und Stützmomente werden realitätsnaher ermittelt. Bei Betrachtung von SWM-B c) und f) in Bild 6.29 ist dieser Aspekt zu erkennen. Die durchschnittliche Abweichung liegt bei ca. 3%.

An dieser Stelle wird beim Vergleich der Stützmomente ersichtlich (Bild 6.30), dass nur die Systeme c) und f) für alle Querschnitte das Stützmoment auf der sicheren Seite berechnen. Wie auch bei einer Stützweite von  $L=1,80\text{m}$ , werden für die Profilverihe Z280 die Stützmomente aus der numerischen Simulation durch die meisten Stabwerkssysteme nicht erreicht. Die SWM-B c) und f) berechnen hierbei die Stützmomente mit einer Abweichung von ca. 5%.

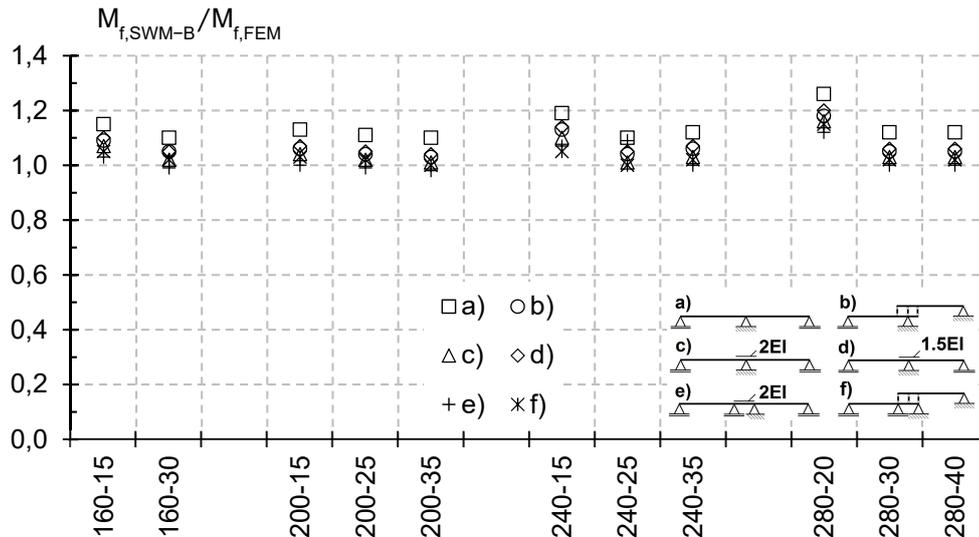


Bild 6.29 Verhältnswert  $M_{f,SWM-B} / M_{f,FEM}$  (Parameterreihe 2c) – Stützweite 3,50m

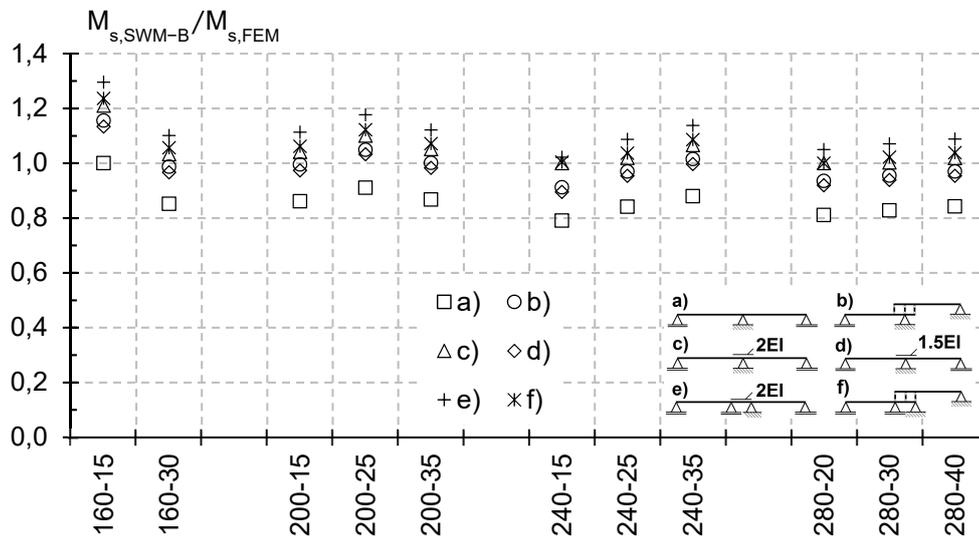


Bild 6.30 Verhältnswert  $M_{s,SWM-B} / M_{s,FEM}$  (Parameterreihe 2c) – Stützweite 3,50m

Hierdurch resultiert, dass die Ermittlung der Schnittgrößen maßgeblich vom Querschnitt und der Belastungsart (Einzellast, Streckenlast) abhängig ist. Während für eine Einzellast unterschiedliche Stabwerkssysteme für die Biegemomentenermittlung herangezogen werden können, gelingt eine allgemeingültige Bemessung für Streckenlasten nur mit den Systemen c) und f).

In Bild 6.31 und Bild 6.32 sind für die Stützweite  $L=5,0\text{m}$  (Parameterreihe 3a) die Verhältnswerte  $M_{f,SWM-B} / M_{f,FEM}$  und  $M_{s,SWM-B} / M_{s,FEM}$  abgebildet. Hinsichtlich der Feldmomente ist erkennbar, dass die Systeme a) bis d) und f) die Biegemomente auf der sicheren Seite berechnen. Die durchschnittliche Abweichung von SWM-B c) beträgt ca. 10%.

Bezüglich des Stützmomentes können die gleichen Aspekte erkannt werden. Das System a), der Durchlaufträger mit konstanten Steifigkeiten, bildet weiterhin das Stützmoment zu gering ab. Erst unter Berücksichtigung einer 1,5-fachen bzw. 2,0-fachen Biegesteifigkeit im Koppelbereich

(SWM-B c) und d)) werden die Stützmomente realitätsnah abgebildet. Hierbei beträgt die durchschnittliche Abweichung für das SWM-B c) 10% bzw. 3% für das SWM-B d). Weiterhin können die Biegemomente durch die Modelle b) und f) ausreichend genau abgebildet werden.

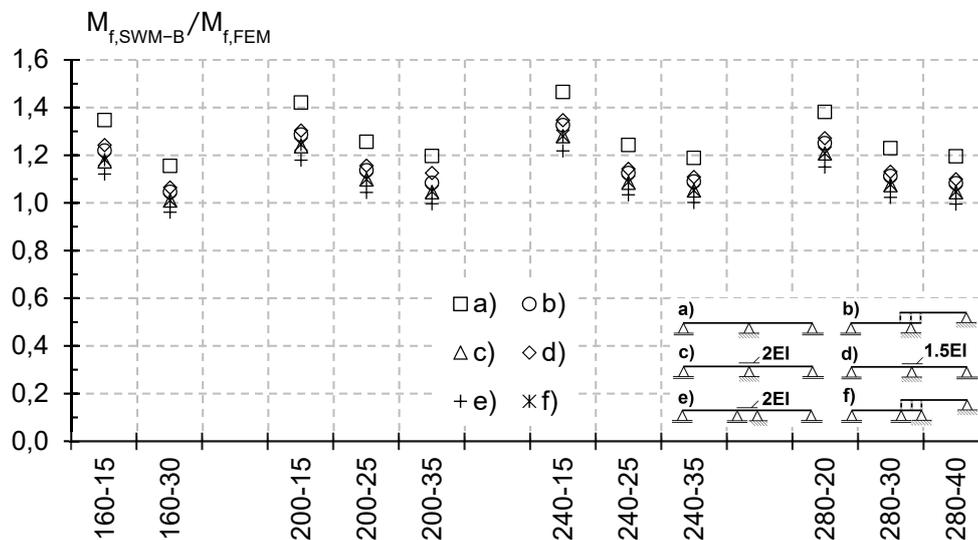


Bild 6.31 Verhältnismessung  $M_{f,SWM-B}/M_{f,FEM}$  (Parameterreihe 3a) – Stützweite 5,00m

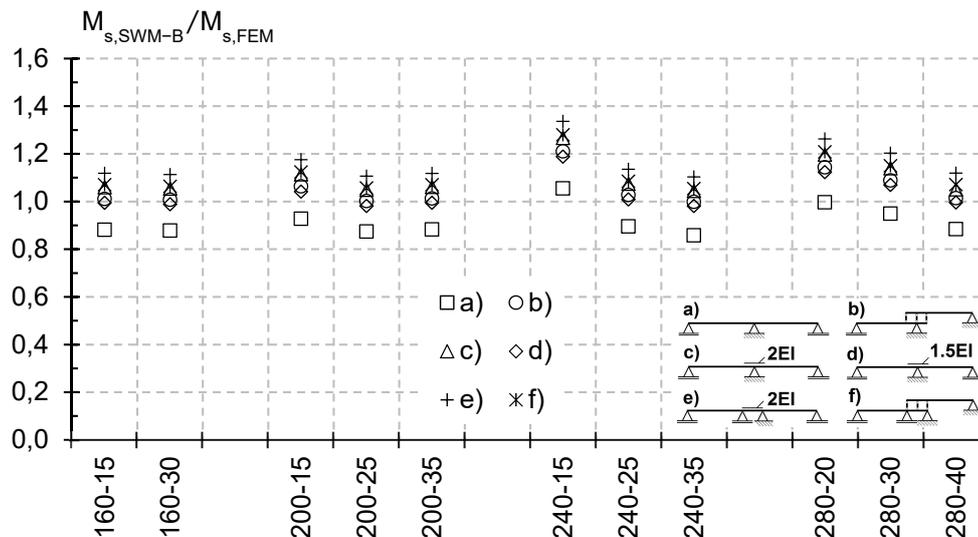


Bild 6.32 Verhältnismessung  $M_{s,SWM-B}/M_{s,FEM}$  (Parameterreihe 3a) – Stützweite 5,00m

Für die Parameterreihe 3b (Einzellast in Feldmitte) werden für alle Querschnitte unabhängig vom SWM-B die Feldmomente aus der numerischen Simulation erreicht, siehe Bild 6.33. Die durchschnittlichen Abweichungen betragen: a) 25%, b) 18%, c) 15%, d) 19% und e) 12%. Bei Betrachtung des Verhältnismessungswertes für das Stützmoment (Bild 6.34) ist zu erkennen, dass wiederum der Durchlaufträger (1.0EI) zu geringe Stützmomente berechnet (ca. 8%).

Bei den Systemen, in welchen der Koppelbereich steifer abgebildet wird, können die Stützmomente ausreichend genau bemessen werden. Zusätzlich liefern die SWM-B b) und f) ebenfalls genaue Ergebnisse. Die einzelnen durchschnittlichen Abweichungen betragen: b) 18%, c) 14%, d) 19%, e) 19% und f) 14%.

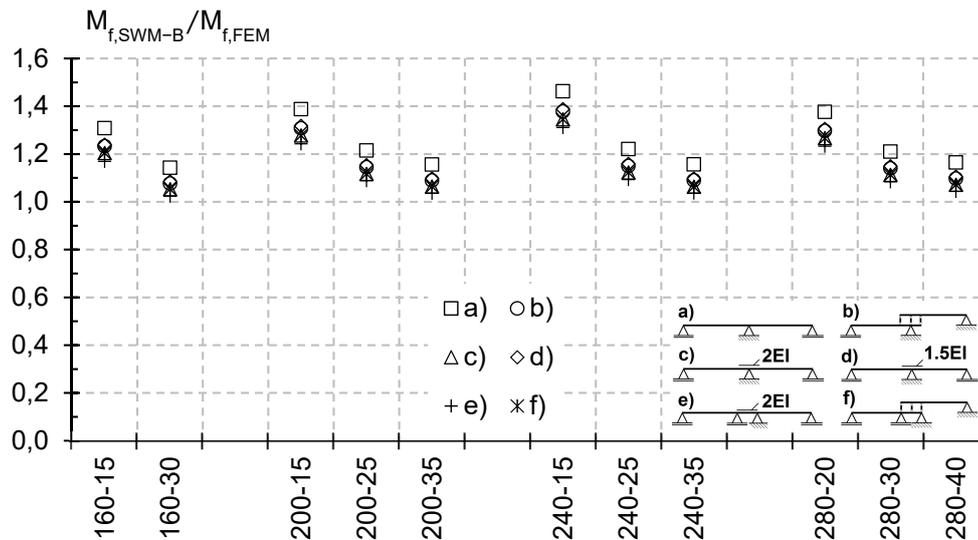


Bild 6.33 Verhältnswert  $M_{f,SWM-B}/M_{f,FEM}$  (Parameterreihe 3b) – Stützweite 5,00m

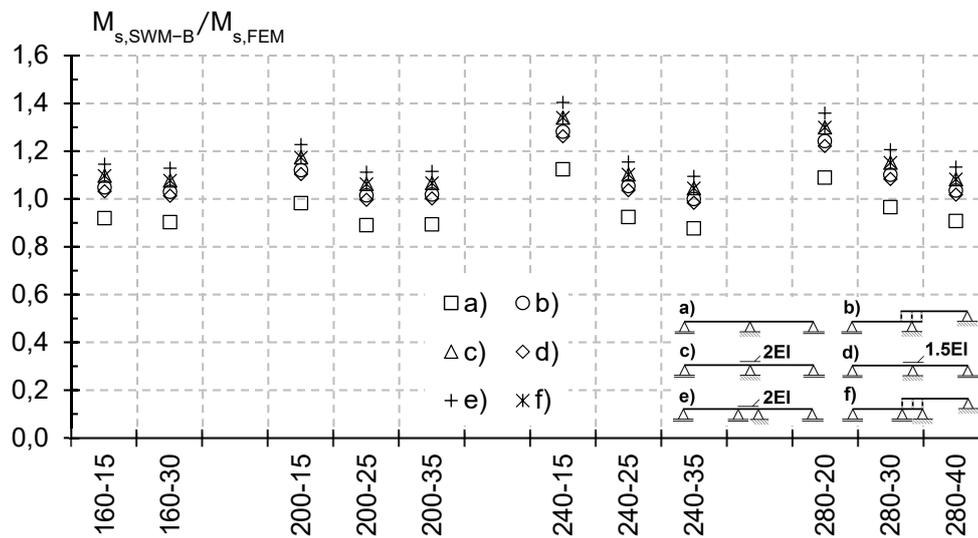


Bild 6.34 Verhältnswert  $M_{s,SWM-B}/M_{s,FEM}$  (Parameterreihe 3b) – Stützweite 5,00m

In Bild 6.35 ist der Verhältnswert  $M_{f,SWM-B}/M_{f,FEM}$  dargestellt. Bis auf das SWM-B e) können die Feldmomente mit jedem System auf der sicheren Seite liegend abgebildet werden. Diesen Aspekt konnte ebenfalls für eine Stützweite  $L=3,50m$  beobachtet werden. Die augenscheinlich genaueste Annäherung wird mithilfe des Stabwerksystems f) erzielt. Die durchschnittliche Abweichung beträgt ca. 7%. Ebenso können mit den Systemen b), c) gute Annäherungen erzielt werden (11%, bzw. 8%).

Bei Betrachtung der in Bild 6.36 aufgezeigten Verhältnswerte für das Stützmoment wird erkennbar, dass die Systeme a), b) und d) die Stützmomente der jeweiligen Querschnitte nicht erreichen. Dies zeigte sich bereits ebenso für die Stützweite  $L=3,50m$ . Dahingehend können unter Berücksichtigung einer 2,0-fachen Biegesteifigkeit im Koppelbereich die Stützmomente ausreichend genau angenähert werden. Hier beträgt die durchschnittliche Abweichung ca. 6%

(SWM-B c)). Zusätzlich können die Schnittgrößen ausreichend genau mithilfe des gekoppelten Systems f) ermittelt werden.

Wie bereits bei einer Stützweite von  $L=3,50\text{m}$  beschrieben, sind viele Stabwerksmodelle für die Schnittgrößenermittlung nur bedingt geeignet. Für die Ermittlung des Feldmomentes können die Systeme b), c), d) und f) problemlos herangezogen werden. Die SWM-B c) und f) bemessen hier am präzisesten. So besteht hinsichtlich der Ermittlung des Feldmomentes zwischen den Stützweiten  $L=3,50\text{m}$  und  $L=5,00\text{m}$  kein Unterschied. Weiterhin ist die Ermittlung des Stützmomentes nur mithilfe der Modelle c) und f) möglich.

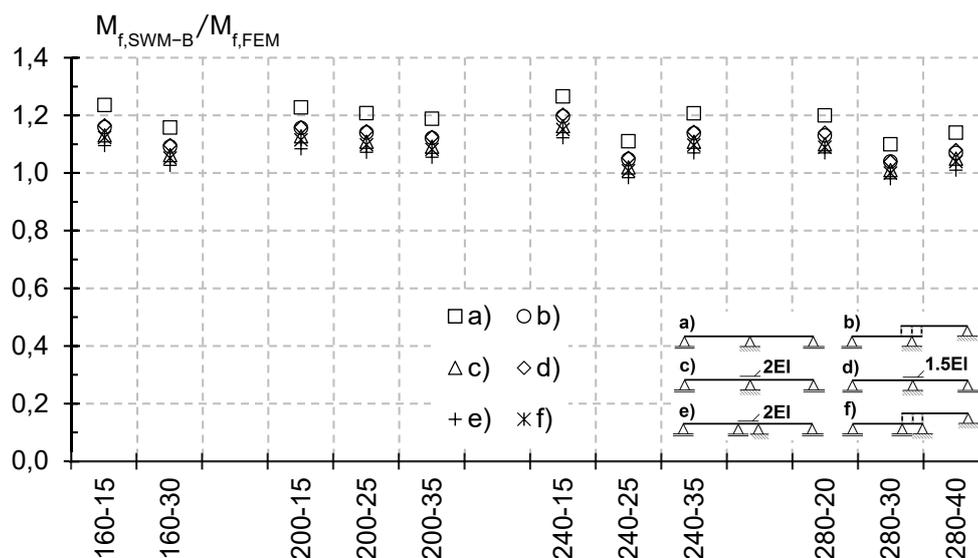


Bild 6.35 Verhältnswert  $M_{f,SWM-B} / M_{f,FEM}$  (Parameterreihe 3c) – Stützweite 5,00m

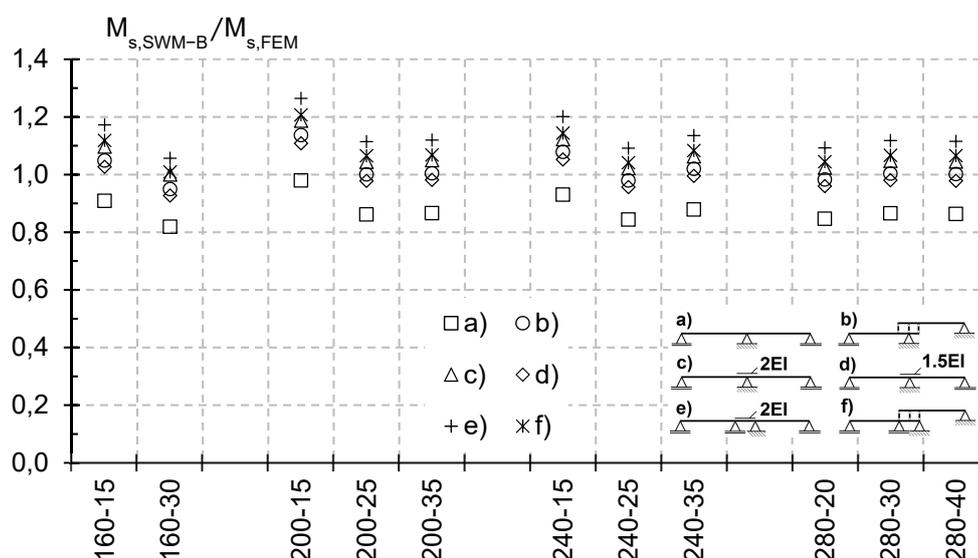


Bild 6.36 Verhältnswert  $M_{s,SWM-B} / M_{s,FEM}$  (Parameterreihe 3c) – Stützweite 5,00m

Neben den Stützweiten  $L=1,80\text{m}$ ,  $L=3,50\text{m}$  und  $L=5,00\text{m}$  wird eine weitere Stützweite  $L=7,00\text{m}$  untersucht. In Bild 6.37 ist der Verhältnswert  $M_{f,SWM-B} / M_{f,FEM}$  dargestellt. Die

Biegemomente werden hierbei für die Belastungskombination a (Einzellast in Anlehnung an die Versuchsreihen) ermittelt. Mit Ausnahme von SWM-B e) können für nahezu alle Querschnitte die Feldmomente auf der sicheren Seite liegend ermittelt werden. Bei SWM-B c) liegt erstmalig für zwei Querschnitte die Bemessung zu 1% auf der unsicheren Seite. Es zeigt sich, dass mit zunehmender Stützweite die Abweichungen zur FE-Berechnung geringer werden. Für größere Stützweiten lässt sich daher vermuten, dass die Verwendung des SWM-B c) nicht mehr gültig ist. Dies muss durch weitere Untersuchungen überprüft werden.

Wie bei den übrigen Stützweiten wird mithilfe des Systems f) die beste Annäherung erzielt. Mit Ausnahme von Querschnitt Z240-15 und Z280-20 liegt die durchschnittliche Abweichung bei nur ca. 6%. Ebenso können die Systeme b) und d) zur Ermittlung des maximalen Feldmomentes herangezogen werden. Die durchschnittlichen Abweichungen betragen ca. 11% und 12%.

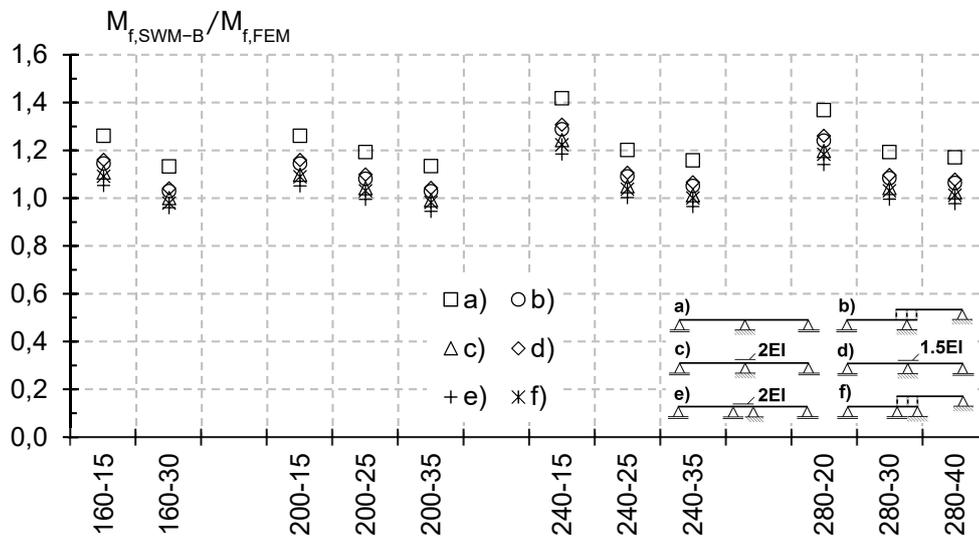


Bild 6.37 Verhältnswert  $M_{f,SWM-B} / M_{f,FEM}$  (Parameterreihe 4a) – Stützweite 7,00m

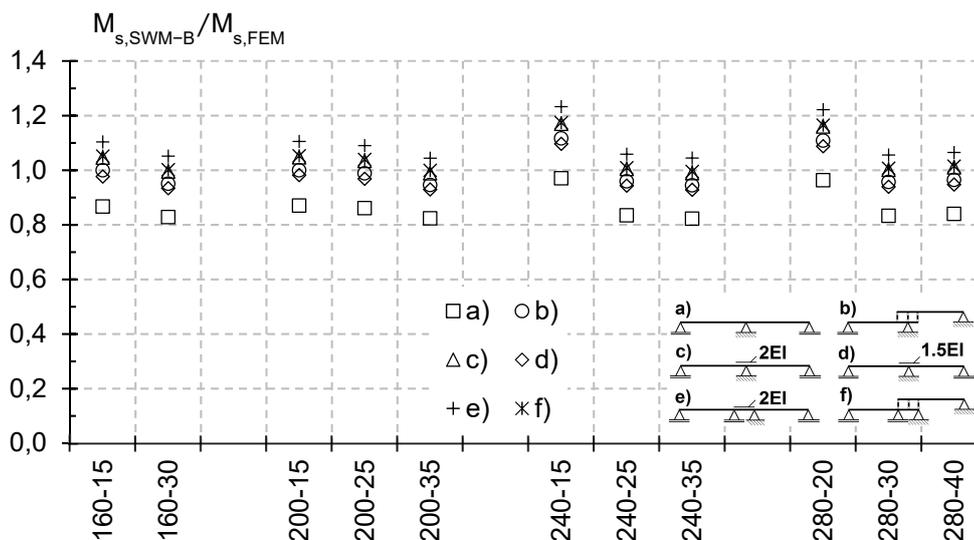


Bild 6.38 Verhältnswert  $M_{s,SWM-B} / M_{s,FEM}$  (Parameterreihe 4a) – Stützweite 7,00m

Die Ermittlung des Stützmomentes infolge einer Einzellast liegt mit Ausnahme von SWM-B c) und f) für alle SWM-B auf der unsicheren Seite, siehe Bild 6.38. Die durchschnittliche (positive) Abweichung von Stabwerkssystem c) beträgt ca. 4%. Mithilfe des Systems f) kann eine Abweichung von ca. 5% erzielt werden.

In Bild 6.39 und Bild 6.40 sind für eine Einzellast in Feldmitte (Parameterreihe 4b) die Verhältniswerte für das Feld- und Stützmoment abgebildet. Für die Ermittlung des Feldmomentes können alle Systeme herangezogen werden. Einzig bei dem Profil Z240-35 werden mithilfe des Systems e) nur 99% des Feldmomentes aus der numerischen Simulation erreicht. Weiterhin ist mit den Systemen b), c), d) und f) eine gute Näherung möglich.

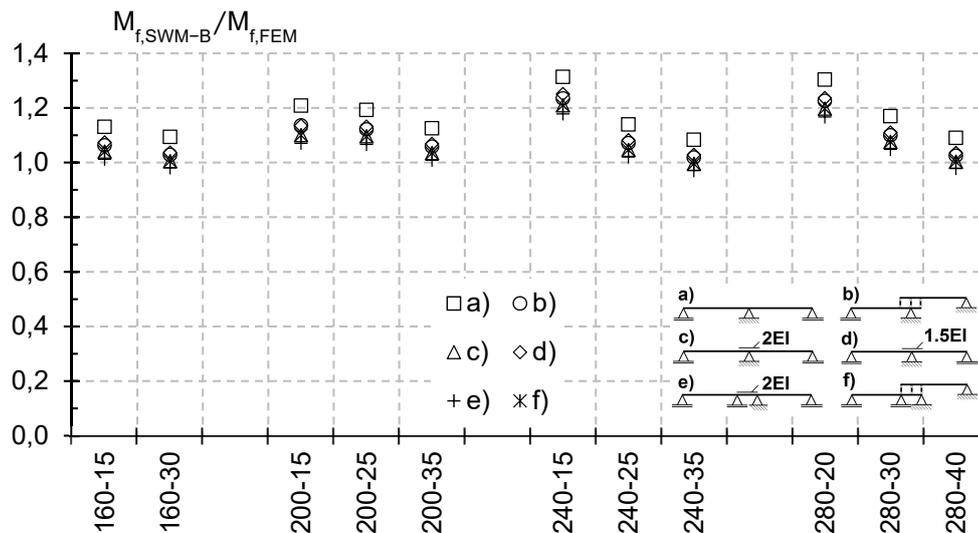


Bild 6.39 Verhältniswert  $M_{f,SWM-B}/M_{f,FEM}$  (Parameterreihe 4b) – Stützweite 7,00m

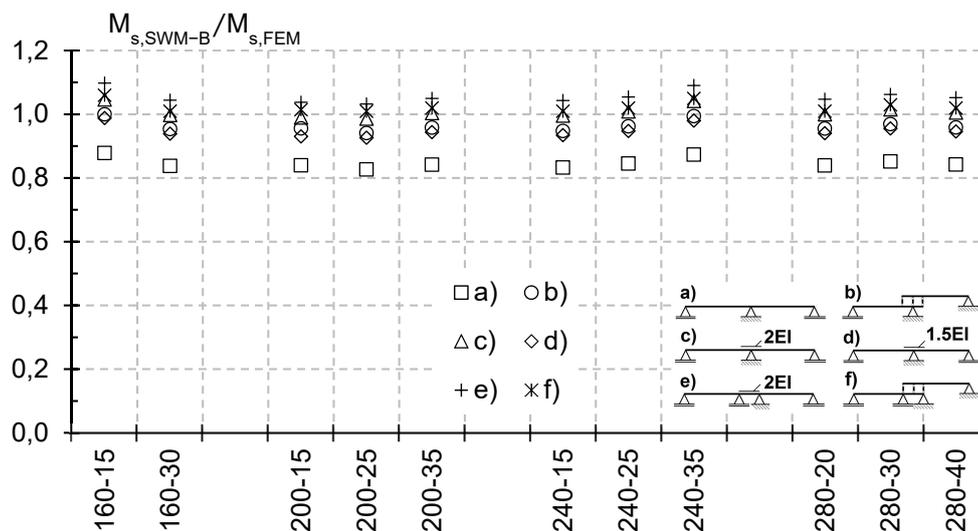


Bild 6.40 Verhältniswert  $M_{s,SWM-B}/M_{s,FEM}$  (Parameterreihe 4b) – Stützweite 7,00m

Bei Betrachtung von Bild 6.40 ist erkennbar, dass wiederum nicht alle Stabwerkssysteme geeignet sind das Stützmoment aus der numerischen Simulation zu erreichen. Wie bereits bei der Parameterreihe a) erreichen die Systeme a), b) und d) die Stützmomente aus der FE-

Berechnung nicht. Dahingehend lässt sich weiterhin mit den Modellen c) und f) eine realitätsgetreue Näherung erzielen. Die durchschnittliche Abweichung liegt bei ca. 2%.

Zusätzlich wurden auch für diese Stützweite neben der Einzellast auch die Biegemomente infolge einer gleichförmigen Streckenlast ermittelt. In Bild 6.41 und Bild 6.42 sind die Verhältnismomente  $M_{f,SWM-B}/M_{f,FEM}$  und  $M_{s,SWM-B}/M_{s,FEM}$  abgebildet. Bezüglich des Feldmomentes können mit Ausnahme von SWM-B e) alle hier vorgestellten Stabwerksmodelle herangezogen werden. Die präziseste Annäherung liefern die SWM-B c) und f) ca. 8%. Die Modelle b) und d) weichen 12% bzw. 13% auf der sicheren Seite liegend ab.

Wie bereits bei den untersuchten Stützweiten (1,80m; 3,50m und 5,00m) beschrieben, können die Stützmomente, unter Beachtung einer gleichförmigen Streckenlast, wiederum nur mit SWM-B c) und f) allgemeingültig ermittelt werden.

Eine Zusammenfassung mit detaillierten Angaben zu den zu verwendenden statischen Systemen findet sich in Abschnitt 6.5.

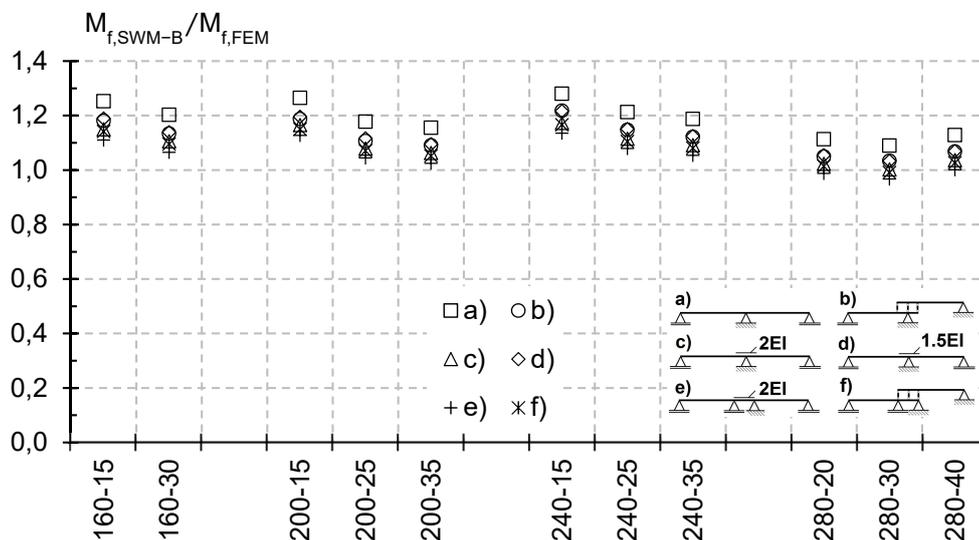


Bild 6.41 Verhältnismoment  $M_{f,SWM-B}/M_{f,FEM}$  (Parameterreihe 4c) – Stützweite 7,00m

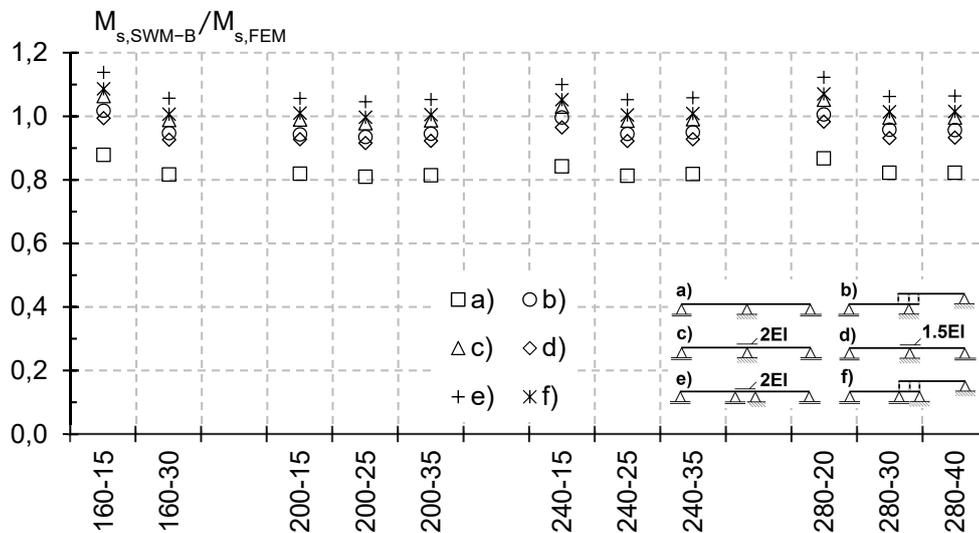


Bild 6.42 Verhältnismoment  $M_{s,SWM-B}/M_{s,FEM}$  (Parameterreihe 4c) – Stützweite 7,00m

### 6.2.3 Spannungsnachweis Stabwerksmodell – Verfahren 2

Im vorherigen Abschnitt wurde anhand von verschiedenen Stabwerkssystemen die Schnittgrößenermittlung für einen gekoppelten Mehrfeldträger aufgezeigt. In diesem Abschnitt soll, für die mithilfe des Stabwerkmodells c) bzw. f) ermittelten Biegemomente  $M_z$ , der Spannungsnachweis bzw. die Querschnittsbemessung durchgeführt werden. In der nachfolgenden Abbildung (Bild 6.43) ist der Bemessungsablauf in einem Ablaufdiagramm dargestellt. Die Biegemomente  $M_z$  sind getrennt für den Feld- und Stützbereich zu ermitteln. Während für den Feldbereich das maximale Feldmoment berücksichtigt wird, ist im Stützbereich der Anschnitt zu untersuchen (Abstand  $x=0,9 \cdot L$ ). An dieser Stelle wird das im Stützbereich ermittelte Stützmoment **einem** Träger zugeordnet.

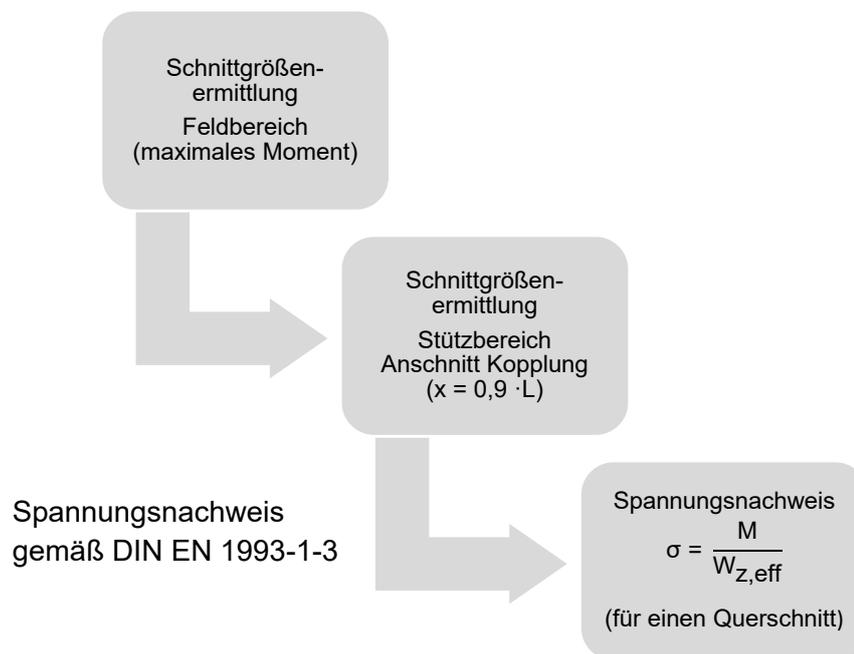


Bild 6.43 Ablaufdiagramm: Spannungsnachweis gekoppelter Zweifeldträger

#### Bemessungsbeispiel

Im nachfolgenden Beispiel wird die Bemessung eines gekoppelten Mehrfeldträgers mithilfe der Stabwerkmodelle c) und f) für Biegung um die schwache Achse vorgestellt. Die Stützweite, Belastung und der Querschnittstyp können der nachfolgenden Abbildung entnommen werden. Die linienförmige Belastung greift im Schubmittelpunkt an und erzeugt reine Biegung um die schwache Achse.

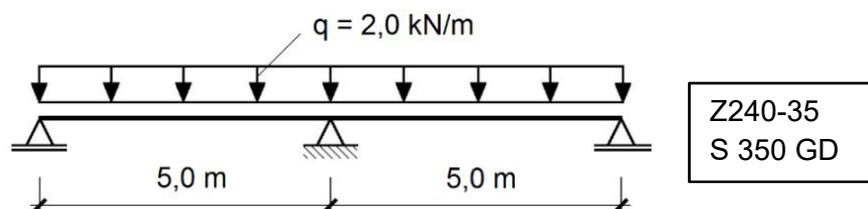


Bild 6.44 Statisches System – Bemessungsbeispiel für Biegung um die schwache Achse (Lastangriff im Schubmittelpunkt)

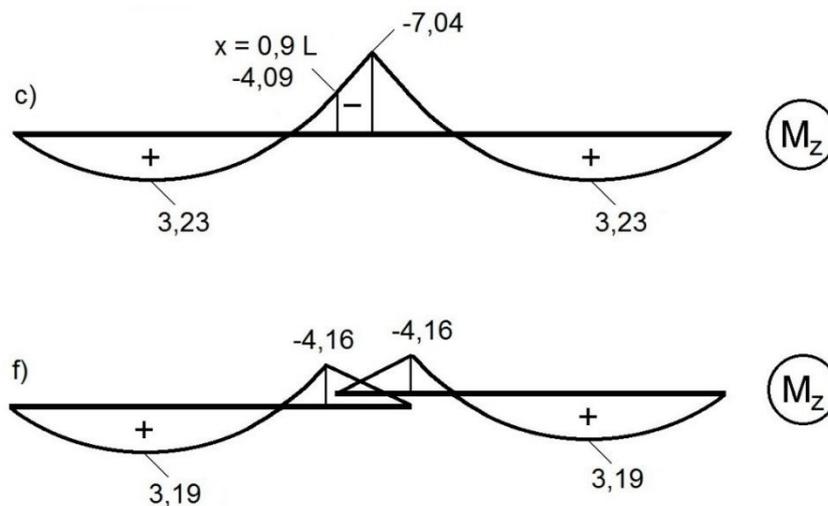
**Schnittgrößenermittlung (z.B. EDV-Programm)**

Bild 6.45 qualitativer Momentenverlauf  $M_z$  – Bemessungsbeispiel für Biegung um die schwache Achse (Lastangriff im Schubmittelpunkt)

**Spannungsnachweis gemäß DIN EN 1993-1-3**

Infolge der Feld- und Stützmomente ergeben sich aufgrund der unterschiedlichen gezogenen Randfasern abweichende effektive Querschnittswerte. Zusätzlich werden die Träger um  $180^\circ$  gegeneinander versetzt eingebaut. Aus diesem Grund weichen ebenfalls die Querschnittswerte zwischen den beiden Trägern sowohl im Feld als auch über der Stütze ab. Es wird jeweils der Nachweis mit dem maßgebenden Widerstandsmoment geführt.

**Feldbereich:**

$W_{z,\text{eff}} = 16,76 \text{ cm}^3$  (Träger links)

$W_{z,\text{eff}} = 17,01 \text{ cm}^3$  (Träger rechts)

**SWM-B c)**

$$\sigma_x = \frac{M_{\text{el},f}}{W_{z,\text{eff}}} = \frac{323}{16,76} = 19,3 \frac{\text{kN}}{\text{cm}^2} < f_{y,d} = 35,0 \frac{\text{kN}}{\text{cm}^2} \quad (6.19)$$

**SMW-B f)**

$$\sigma_x = \frac{M_{\text{el},f}}{W_{z,\text{eff}}} = \frac{319}{16,76} = 19,0 \frac{\text{kN}}{\text{cm}^2} < f_{y,d} = 35,0 \frac{\text{kN}}{\text{cm}^2} \quad (6.20)$$

**Stützbereich:**

$W_{z,\text{eff}} = 17,01 \text{ cm}^3$  (Träger links)

$W_{z,\text{eff}} = 16,76 \text{ cm}^3$  (Träger rechts)

**SWM-B c)**

$$\sigma_x = \frac{M_{\text{el},s}}{W_{z,\text{eff}}} = \frac{409}{16,76} = 24,8 \frac{\text{kN}}{\text{cm}^2} < f_{y,d} = 35,0 \frac{\text{kN}}{\text{cm}^2} \quad (6.21)$$

**SMW-B f)**

$$\sigma_x = \frac{M_{el,s}}{W_{z,eff}} = \frac{416}{16,76} = 24,8 \frac{\text{kN}}{\text{cm}^2} < f_{y,d} = 35,0 \frac{\text{kN}}{\text{cm}^2} \quad (6.22)$$

**6.2.4 Traglastvergleich Schrag Stab FEM**

Um die Güte der Ergebnisse richtig einordnen zu können und das hierdurch mögliche Einsparpotential gegenüber einer Bemessung mit Schrag Stab FEM aufzuzeigen, werden im nachfolgenden Abschnitt beide Berechnungsmethoden miteinander verglichen.

Wie bereits in Abschnitt 5.6 gezeigt, liegt die Bemessung mittels Schrag Stab FEM bei einer Vielzahl der Querschnitte und Stützweiten auf der sicheren Seite. Hier konnten deutliche Sicherheiten festgestellt werden.

Im vorherigen Abschnitt wurden verschiedene Stabwerkssysteme zur Ermittlung der Biegemomente für einen gekoppelten Mehrfeldträger vorgestellt. Es konnte beobachtet werden, dass die Ermittlung der Schnittgrößen mit den Stabwerksmodellen c) und f) für die Stützweiten  $3,50\text{m} \leq L \leq 7,00\text{m}$  unabhängig von der Belastung und des Querschnitts auf der sicheren Seite liegt.

In diesem Abschnitt sollen nun die Stabwerksmodelle c) und f) und Schrag Stab FEM hinsichtlich der Ausnutzungsgrade infolge einer gleichförmigen Streckenlast verglichen werden. Hierbei wird als Belastung, die aus der numerischen Simulation gewonnene Grenzlast (siehe Abschnitt 5.5) berücksichtigt. Die Berechnung erfolgt in Schrag Stab FEM gemäß Theorie I. Ordnung.

In Bild 6.46 sind für die Stützweite  $L=3,50\text{m}$  die Ausnutzungsgrade für die Stabwerksmodelle c), f) und Schrag Stab FEM abgebildet.

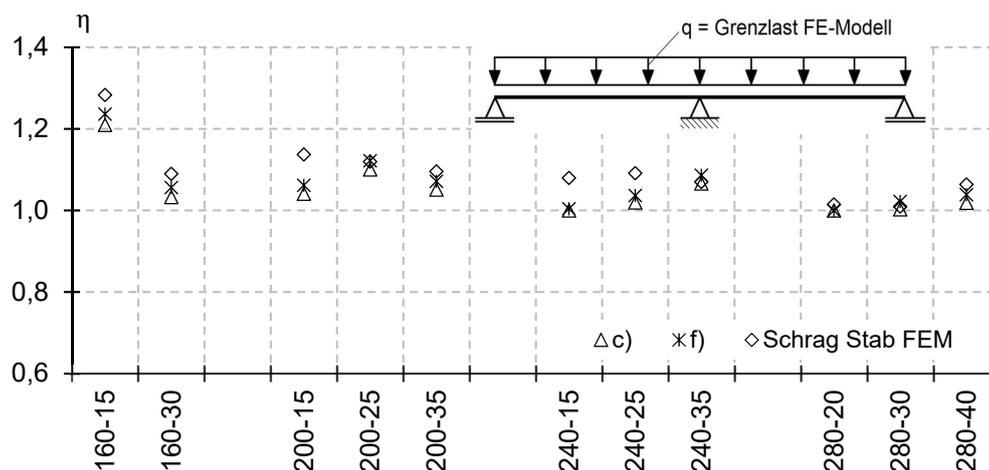


Bild 6.46 Ausnutzungsgrade Stabwerksmodelle c), f) und Schrag Stab FEM bei  $q = \text{Grenzlast FE-Modell}$  – Stützweite  $L=3,50\text{m}$

Es ist gut erkennbar, dass die Bemessung mit beiden SWM-B für nahezu alle hier untersuchten Querschnitte wirtschaftlicher ausfällt. Bei einigen Profilen kann der Ausnutzungsgrad sichtbar

reduziert werden, siehe z.B. Z200-15. Die deutlichsten Unterschiede sind derweil bei den Querschnitten mit der größten Beulgefahr zu beobachten.

In Bild 6.47 sind die Ausnutzungsgrade für die Stützweite  $L=5,00\text{m}$  abgebildet. Erkennbar ist, dass mit Ausnahme von zwei Querschnitten die Ausnutzungsgrade der Stabwerksmodelle geringer und somit wirtschaftlicher ausfallen. Nach Auswertung der einzelnen Ergebnisse ist ersichtlich, dass die Bemessung weiterhin günstiger ausfallen kann. Wie zu erkennen ist, sind die Abweichungen zwischen den Einzelnen Berechnungsmethoden querschnittsabhängig. Es ist zu beobachten, dass mit abnehmender Beulgefahr die Abweichungen teilweise geringer werden. Bei Betrachtung von Bild 6.48 ist zu erkennen, dass unter einer Stützweite von  $L=7,00\text{m}$  beide Berechnungsmethoden wirtschaftliche Ergebnisse erzielen. Mit Ausnahme von einzelnen Querschnitten können Ausnutzungsgrade von nahezu 100% erzielt werden.

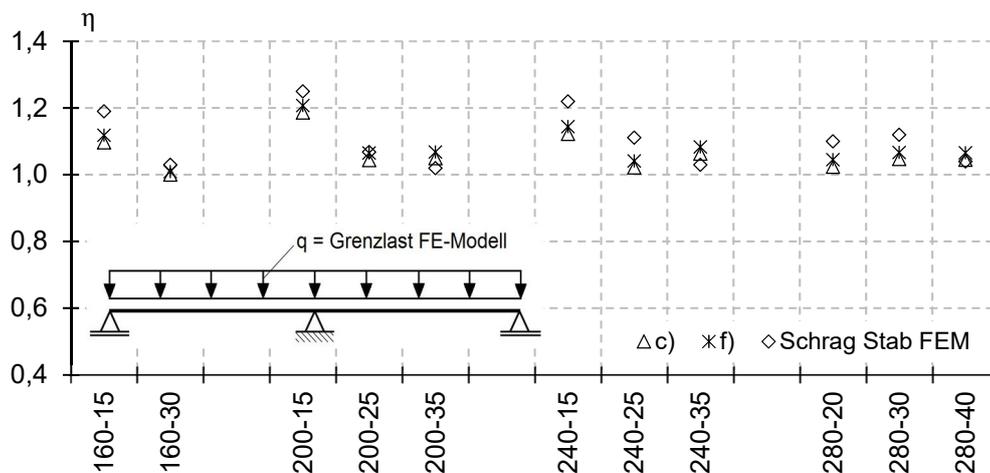


Bild 6.47 Ausnutzungsgrade Stabwerksmodelle c), f) und Schrag Stab FEM bei  $q = \text{Grenzlast FE-Modell}$  – Stützweite  $L=5,00\text{m}$

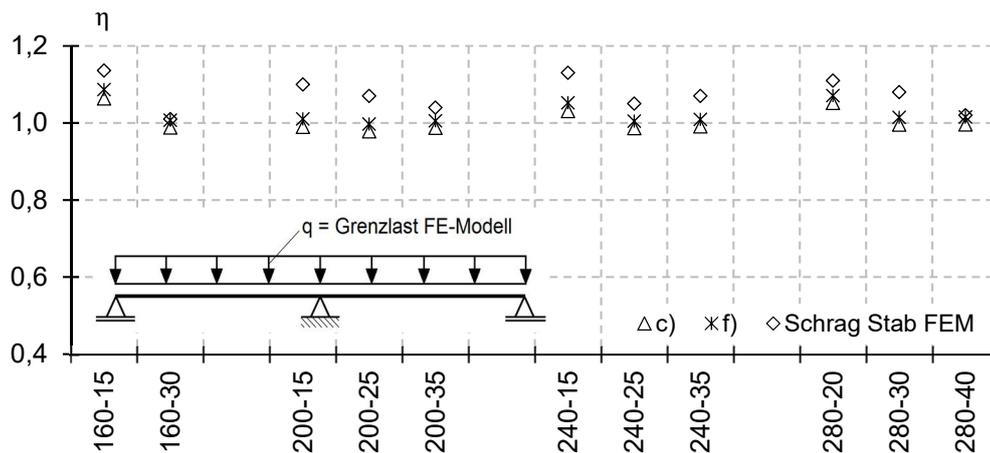


Bild 6.48 Ausnutzungsgrade Stabwerksmodelle c), f) und Schrag Stab FEM bei  $q = \text{Grenzlast FE-Modell}$  – Stützweite  $L=7,00\text{m}$

### Zusammenfassung und Diskussion der Ergebnisse

Zusammenfassend kann gezeigt werden, dass für eine Vielzahl der Querschnitte die Benutzung der Stabwerksmodelle c) bzw. f) zu wirtschaftlicheren Ergebnissen führt (Lastfall  $q$ =Grenzlaster FE-Modell). Je beulgefährdeter der Querschnitt ist, desto mehr kann im Vergleich zum EDV-Programm Schrag Stab FEM eingespart werden. In der Auswertung konnte festgestellt werden, dass vor allem bei den Stützweiten  $L=3,50\text{m}$  bis  $L=5,0\text{m}$  Einsparpotential vorhanden ist. Für eine Stützweite von  $L=7,00\text{m}$  führen dahingehend beide Vorgehensweisen (Stabwerksmodell c) / Schrag Stab FEM) für viele Querschnitte zu guten Ergebnissen.

Durch eine Anpassung des Auswertungsbereiches bzw. der maßgebenden Nachweisstelle in Schrag Stab FEM kann eine Optimierung erzielt werden. Momentan wird die maßgebende Spannung im Bereich der ersten Verschraubungsreihe (Bild 1.4) im Koppelbereich ( $x=0,91 \cdot L$  für  $L=3,50\text{m}$ ) ausgewertet. In den vorhergehenden Untersuchungen konnte jedoch gezeigt werden, dass auch eine Bemessung im Anschnitt ( $x=0,9 \cdot L$ ) zu guten Ergebnissen führt. Aus diesem Grund ist die Verwendung dieses Nachweisbereiches ( $x=0,9 \cdot L$ ) in Schrag Stab FEM aus Optimierungsgründen für das Stützmoment zu empfehlen

## 6.3 Alternierende Koppelausbildung

### 6.3.1 Mittelaufleger – spiegelbildliche Trägeranordnung

Bei den bisherigen Untersuchungen wurde unterstellt, dass im Bereich der Kopplung der linke Träger unterhalb des rechten Trägers angeordnet wird. Da die Träger unterschiedliche Gurtbreiten aufweisen und oberhalb jeder Kopplung um  $180^\circ$  gegeneinander versetzt eingebaut werden, muss an jedem zweiten Zwischenaufleger der linke Träger oberhalb des rechten Trägers angeordnet werden, siehe Bild 6.49 und Bild 6.50. In Bild 6.49 sind die Träger um  $90^\circ$  gegenüber der in dieser Arbeit dargestellten Weise gedreht abgebildet.

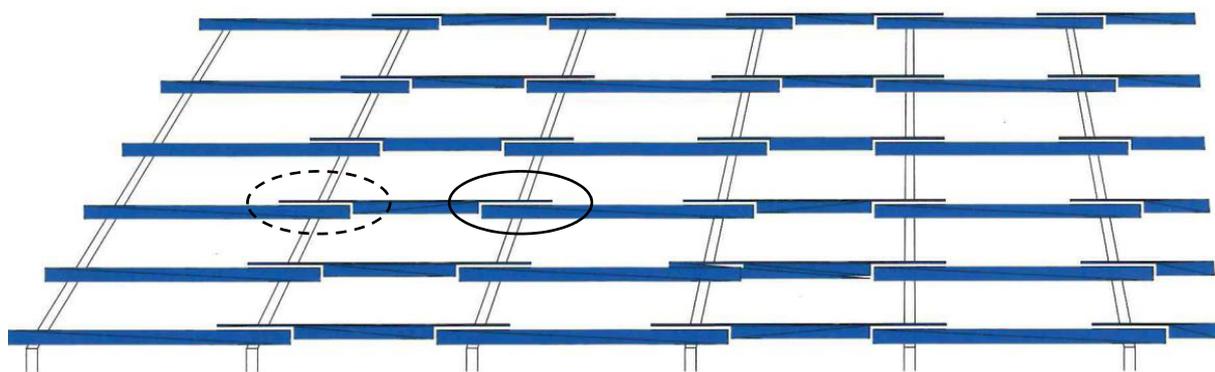


Bild 6.49 Ausbildungsbereiche Kopplung [82]

Bei Betrachtung von Bild 6.50 ist ersichtlich, dass ein spiegelverkehrter Verlauf der Spannungen zu erwarten ist. Die Anordnung der Träger im Koppelbereich ist zwar umgedreht, dennoch ist der Tragwiderstand identisch. Daraus folgt, dass bei beiden Ausführungsvarianten infolge einer gleichförmigen Streckenlast beim untenliegenden Träger im Feldbereich der breite Gurt infolge

eines positiven Feldmomentes gedrückt (Druckspannung im breiten Gurt) wird. Dies kann ebenso auf die anderen Bereiche im Hinblick auf die gedrückten Gurte übertragen werden. Diese sind in Bild 6.50 und Bild 6.51 dargestellt.

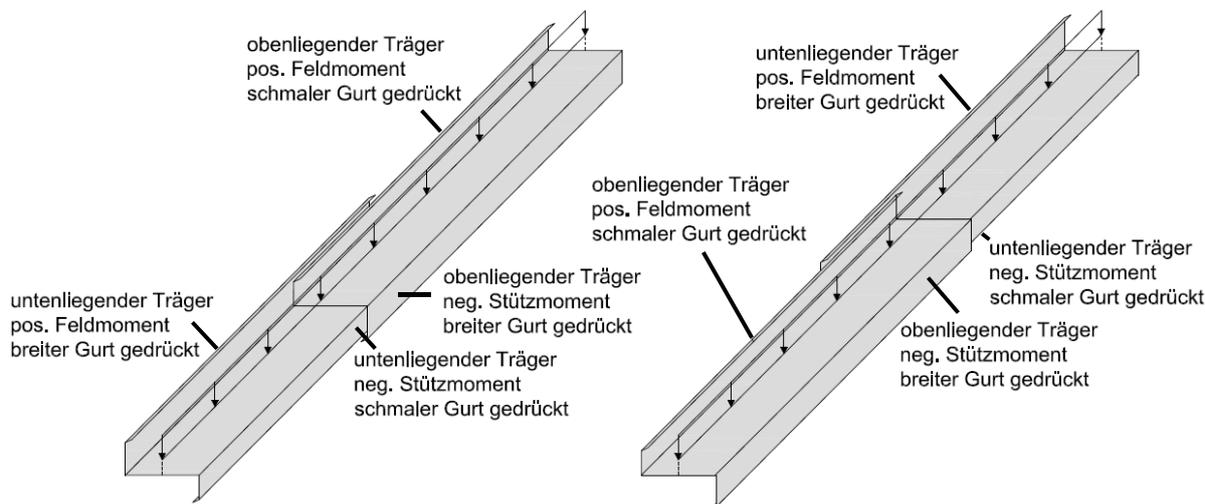


Bild 6.50 Umgekehrte Anordnung der Träger im Koppelbereich

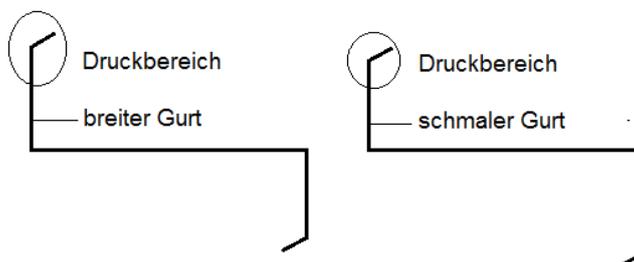


Bild 6.51 mögliche Druckbereiche Z-Querschnitt

Um diese These zu stützen werden für die nachfolgenden Profile, welche in Tab. 6.1 dargestellt sind, parametrische Untersuchungen durchgeführt. Die Parameteruntersuchungen berücksichtigen dabei im ersten Schritt die angesprochene Problematik der 180° versetzten Trägers Ausbildung im Koppelbereich. Hierbei wird nun der rechte Träger unterhalb des linken Trägers angeordnet. Die numerischen Simulationen werden für die Stützweiten  $L=3,50$ ,  $L=5,00$ m und  $L=7,00$ m für eine linienförmige Belastung (Auflast) ausgewertet. Anschließend werden die ausgewerteten Spannungsverläufe dargestellt und mit den in Abschnitt 5.7 gezeigten Spannungsverläufen (ursprüngliche Ausführung Koppelbereich) verglichen. Hierdurch soll sichergestellt werden, dass sich das Tragverhalten unabhängig von der Koppelausbildung einstellt.

Tab. 6.1 Parameterreihen 5c bis 7c – gedrehte Koppelausführung

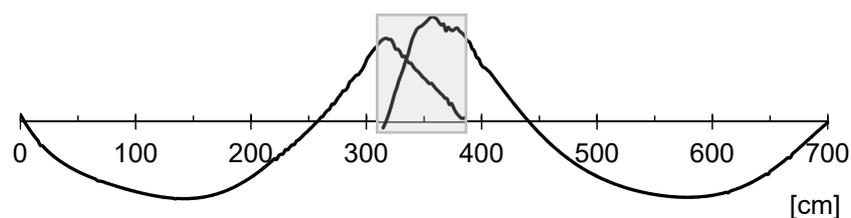
Nr.:	L [m]				
5c	3,50				
6c	5,00				
7c	7,00				
Querschnitte					
Z160-20	Z200-15	Z240-15	Z280-20		
Z160-30	Z200-25	Z240-25	Z280-30		
	Z200-35	Z240-35	Z280-40		

### Parameterreihen 5c bis 7c

In Abschnitt 5.7 konnte gezeigt werden, dass sich die Spannungen im Koppelbereich in beiden Trägern unterschiedlich einstellt. Des Weiteren konnte beobachtet werden, dass sich der obenliegende Träger auf den untenliegenden abstützt und somit eine geringere effektive Stützweite aufweist.

In den nachfolgenden Abbildungen (Bild 6.52 bis Bild 6.54) sind die Spannungsverläufe für die Stützweiten  $L=3,50\text{m}$ ,  $L=5,00\text{m}$  und  $L=7,00\text{m}$  für die gedrehte Koppelausführung abgebildet. Die Spannungsauswertung erfolgt je Stützweite weiterhin an der maßgebenden Stelle im Bereich der Randversteifung (Lippe), siehe Bild 5.22. Dargestellt ist immer der Verlauf des Querschnitts Z200-35. Dieser steht stellvertretend für die jeweilige Parameterreihe. Sofern lokale Abweichungen zwischen den einzelnen Querschnitten auftreten, werden diese an den entsprechenden Stellen aufgeführt. Der Bereich der Überkopplung ist in den Abbildungen grau hinterlegt.

Wie zu erkennen ist, tritt sowohl für eine Stützweite von  $L=3,50\text{m}$ , als auch für  $L=5,0\text{m}$  und  $L=7,00\text{m}$  beim linken Träger die betragsmäßige größte Spannung im Anschnitt auf, siehe Bild 6.52 bis Bild 6.54. Anschließend bauen sich die Spannungen auf nahezu 0MPa (linear) ab. Der rechte Träger erreicht derweil sein Spannungsextremum innerhalb der Kopplung (ca.  $x=0,95 \div 0,97 \cdot L$ ). Hierbei ist ebenso das bereits in Abschnitt 5.7 beschriebene Stagnieren im Spannungsanstieg erkennbar.

Bild 6.52  $L=3,50\text{m}$  – Spannungsverlauf (Z200-35) – Parameterreihe 5c

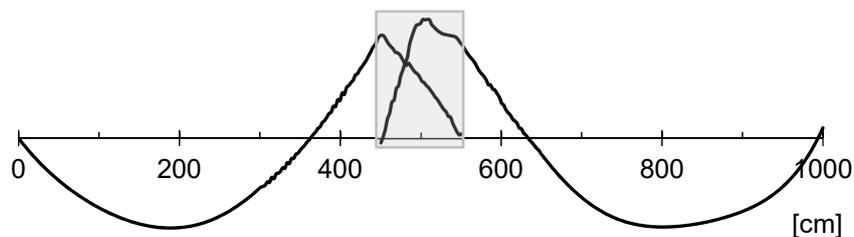


Bild 6.53 L=5,00m – Spannungsverlauf (Z200-35) – Parameterreihe 6c

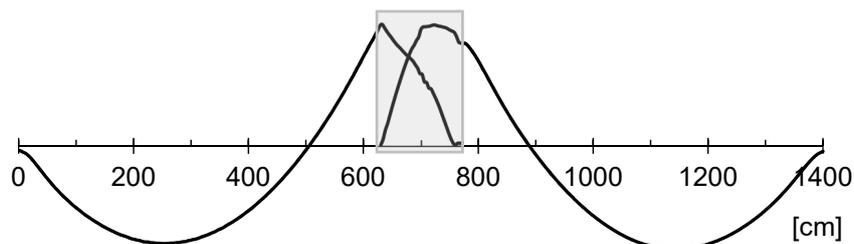


Bild 6.54 L=7,00m – Spannungsverlauf (Z200-35) – Parameterreihe 7c

Nach Auswertung der numerischen Untersuchungen (Parameterreihen 5c bis 7c) konnten für die gedrehte Koppelausführung im Vergleich zur ursprünglichen Koppelausführung (Bild 6.50) qualitativ identische Spannungsverläufe beobachtet werden. An dieser Stelle tritt weiterhin beim obenliegenden Träger das Spannungsmaximum im Anschnitt auf. Beim untenliegenden Träger zeigte sich die maximale Spannung innerhalb der Überkopplung in einem Abstand von (ca.  $x=0,95 \div 0,97 \cdot L$ ). In den Vergleichsrechnungen hat sich des Weiteren gezeigt, dass sich auch bei der gedrehten Koppelausbildung eine geringfügig unsymmetrische Spannungsverteilung sowohl in den Feldbereichen als auch im Koppelbereich einstellt. Bei beiden Ausführungsformen versagte bei nahezu allen Querschnitten und Stützweiten der untenliegende Träger. Infolgedessen konnte bestätigt werden, dass sich auch bei einer gedrehten Koppelausführung das gleiche Tragverhalten, jedoch spiegelbildlich, einstellt.

### 6.3.2 Mittelaufleger – ursprüngliche Trägeranordnung mit Soglast

In den vorherigen Abschnitten wurde das Tragverhalten für einen gekoppelten Zweifeldträger anhand diverser Untersuchungen aufgezeigt. In den FE-Berechnungen wurden allerdings ausschließlich andrückende Lasten berücksichtigt. Eventuelle Soglasten (abhebende Lasten) wurden an dieser Stelle nicht betrachtet. Aus diesem Grund werden auf den nachfolgenden Seiten Untersuchungen im Hinblick auf das Tragverhalten infolge einer abhebenden Linienlast durchgeführt.

Wird an dieser Stelle der ursprüngliche Koppelträger durch eine Soglast beansprucht, siehe Bild 6.55 (rechts), ist zu vermuten, dass sich das gleiche Tragverhalten wie in Abschnitt 6.3.1 einstellt. Durch ein gedankliches Umdrehen des Trägers/Belastung um seine Längsachse aus Bild 6.55 (rechts), ergibt das System aus Bild 6.50 (rechts). Eine umgedrehte Trägersausbildung

im Koppelbereich, so zeigte sich, führt nicht zu unterschiedlichen Tragwiderständen. Wären die Träger symmetrisch könnte der Lastfall Sog mit diesem Modell abgebildet werden. Das ist jedoch nicht der Fall.

Dadurch, dass die Querschnitte nicht symmetrisch sind, weisen sie unterschiedliche Gurtbreiten auf. Wie in Bild 6.55 zu erkennen ist, werden bei beiden Belastungskombinationen für die ursprüngliche Koppelausbildung sowohl beim unten-, als auch beim obenliegenden Träger unterschiedliche Gurtbereiche gedrückt. Während z.B. unter einer Auflast im untenliegenden Träger im Feldbereich der breite Gurt gedrückt wird, erfährt unter einer Soglast der schmale Gurt die Druckspannungen. Die qualitativen Druck- und Zugspannungsbereiche infolge einer Auf- bzw. einer abhebenden Last können der Anlage B (Bild B.4, Bild B.5, Bild B.7 und Bild B.8) entnommen werden.

In diesem Fall sind unterschiedliche effektive Querschnitte in den Feld- und Stützbereichen zu berücksichtigen. Hieraus kann eine Schnittgrößenumverteilung resultieren. Das Tragverhalten im Hinblick auf die Spannungsverteilung kann jedoch mit den in Abschnitt 6.3.1 dargestellten Spannungsverläufen qualitativ abgebildet werden.

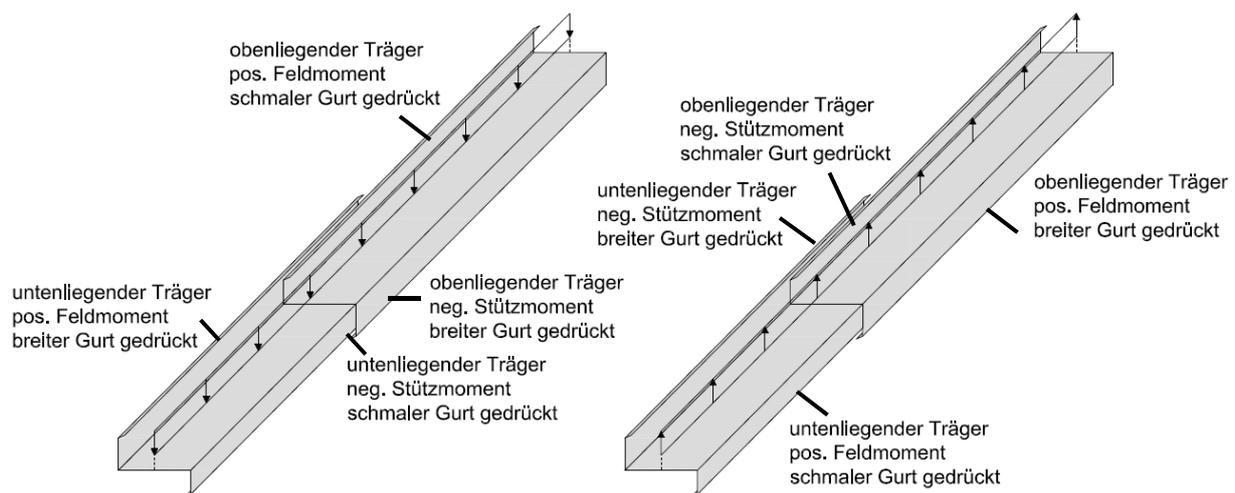
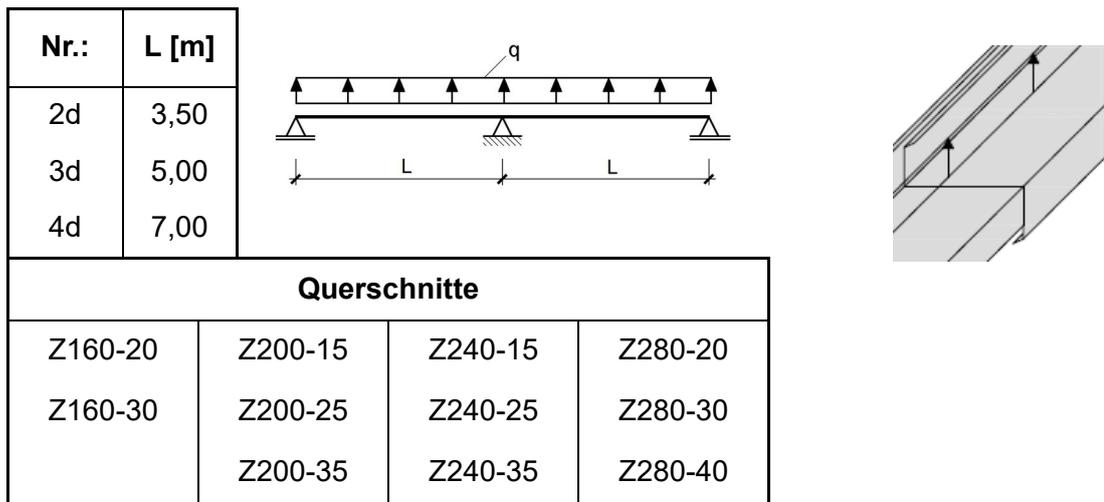


Bild 6.55 andrückende/abhebende Linienlast Koppelträger – abweichender Tragwiderstand

In den nachfolgenden Untersuchungen werden die in Abschnitt 5.5 bereits aufgeführten Parameterreihen 2 bis 4 mit einer linienförmigen (Sog-)Last ausgewertet, siehe Bild 6.55 (rechts). Die Parameterreihen werden mit dem Index  $d$  fortgeführt, siehe Tab. 6.2.

Anschließend sind diese mit den Stabwerksmodellen a), b), c) und f), siehe Bild 6.15, zu vergleichen. Aufgrund der bereits festgestellten großen Abweichungen für Stabwerksmodelle d) und e) werden diese in den nachfolgenden Berechnungen nicht weiterverfolgt.

Tab. 6.2 Parameterreihen 2d bis 4d – gedrehte Koppelausführung



**Parameterreihen 2d bis 4d**

In Bild 6.56 und Bild 6.57 sind die Verhältniszerte  $M_{f,SWM-B}/M_{f,FEM}$  und  $M_{s,SWM-B}/M_{s,FEM}$  für eine Stützweite  $L=3,50m$  abgebildet (Parameterreihe 2d). Hinsichtlich des Feldmomentes ist zu erkennen, dass die hier vorgestellten Stabwerksmodelle alle auf der sicheren Seite bemessen. Die Abweichungen betragen nur wenige Prozent. Wird an dieser Stelle der Vergleich zur Parameterreihe 2c (linienförmige andrückende Last, siehe Bild 6.29) hergestellt, sind bei genauerer Betrachtung geringfügige Unterschiede erkennbar. Während bei der andrückenden Last die durchschnittlichen Abweichungen je SWM-B b), c) und f) bei ca. 2% bis 5% lagen, konnte bei einer Soglast Abweichungen von 1% bis 3% ermittelt werden. An dieser Stelle sei zu erwähnen, dass die Unterschiede vermehrt bei den beulgefährdeten Querschnitten auftraten. Die Divergenz zwischen den beiden Belastungsfällen ist äußerst gering, jedoch liegt die Vermutung nahe, dass bei der abhebenden Linienlast, bedingt durch die geänderten Steifigkeiten, sich prozentual größere Feldmomente einstellen.

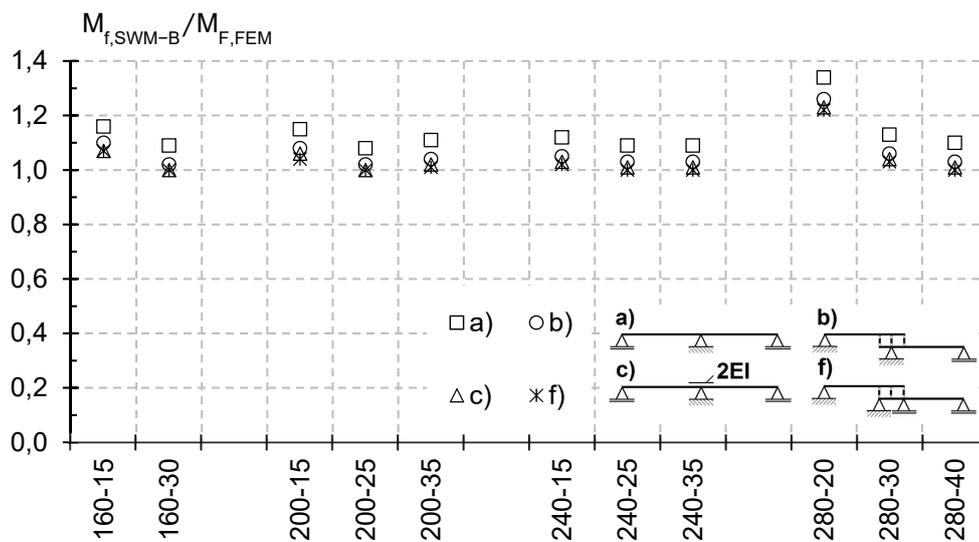
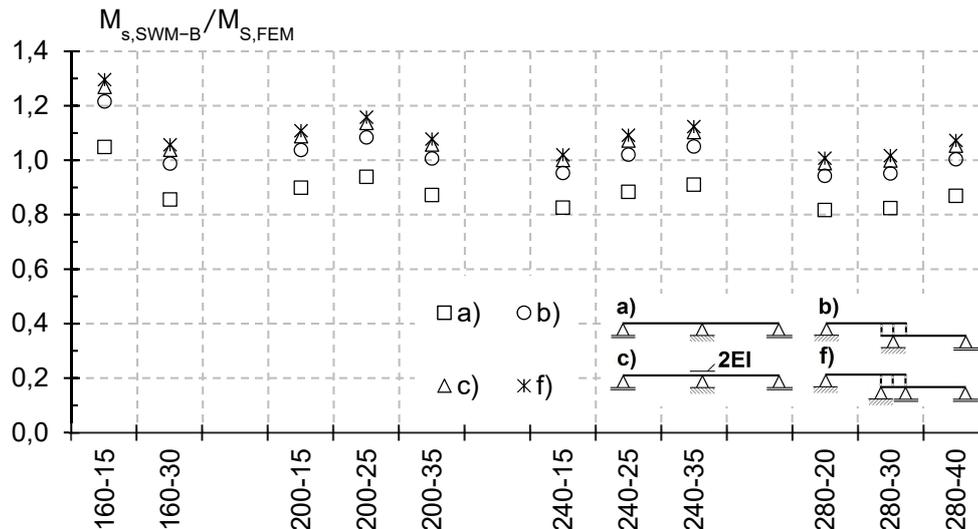


Bild 6.56 Verhältniszert  $M_{f,SWM-B}/M_{f,FEM}$  – (Parameterreihe 2d) Stützweite 3,50m

Bild 6.57 Verhältnswert  $M_{s,SWM-B}/M_{s,FEM}$  – (Parameterreihe 2d) Stützweite 3,50m

Die Bemessung des Stützmomentes kann dahingehend nur mit den Modellen c) und f) auf der sicheren Seite vollzogen werden. Die Stützmente werden an dieser Stelle mit einer Abweichung von 5% (SWM-B c)) bzw. 7% (SWM-B f)) auf der sicheren Seite bemessen. Wie auch beim Feldmoment ist eine Umlagerung auch so beim Stützmoment zu erkennen. Werden die Verhältnswerte aus Bild 6.30 (andrückenden Last) verglichen, ist ersichtlich, dass bei einer abhebenden Belastung prozentual geringere Stützmente berechnet werden. Auch hier konnten die größten Unterschiede bei den beulgefährdeten Querschnitten (Z200-15; Z240-15) beobachtet werden. Hieraus lässt sich ableiten, dass sich eine geringfügige Schnittgrößenumverteilung einstellt.

Bei Betrachtung einer Stützweite von  $L=5,00\text{m}$  (Parameterreihe 3d) ist ersichtlich, dass die Ermittlung des Feldmomentes mit allen hier vorgestellten Stabwerkssystemen durchgeführt werden kann, siehe Bild 6.58. Die zutreffendste Näherung kann mit SWM-B f) erzielt werden. In Bild 6.59 ist der Verhältnswert  $M_{s,SWM-B}/M_{s,FEM}$  für das Stützmoment abgebildet. Wie auch bei der Parameterreihe 3c (Abschnitt 5.5) sind die SWM-B c) und f) dazu geeignet die Biegemomente präzise zu ermitteln. Bei näherer Betrachtung und Vergleich zur Parameterreihe 3c kann weiterhin, insbesondere bei den beulgefährdeten Querschnitten, eine Schnittgrößenumverteilung beobachtet werden, siehe Bild 6.60. Wie zu erkennen ist, führt die unterschiedliche Belastung zu prozentual unterschiedlichen Feld- und Stützmomenten. Während der Einfluss bei den Feldmomenten kaum ins Gewicht fällt, können im Stützbereich größere Unterschiede beobachtet werden (siehe hierzu Z200-15 und Z240-15 in Bild 6.60).

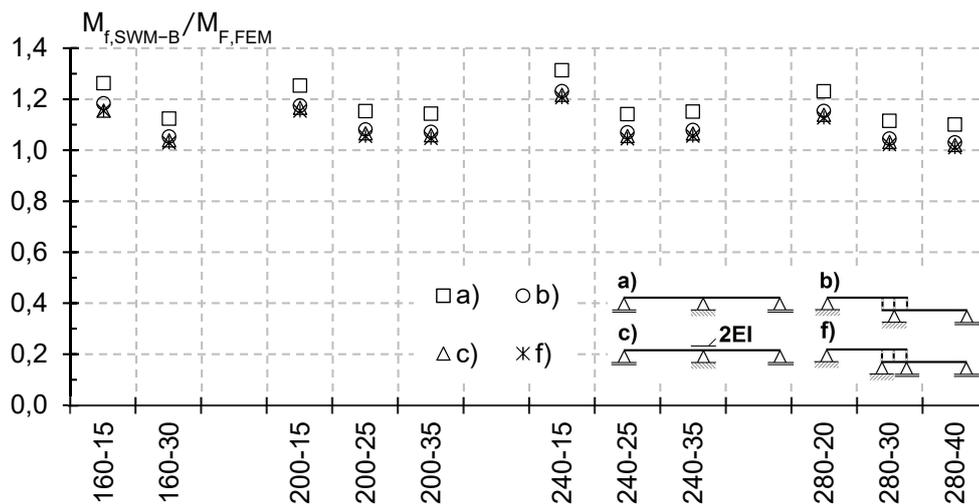


Bild 6.58 Verhältnswert  $M_{f,SWM-B} / M_{f,FEM}$  - (Parameterreihe 3d) Stützweite 5,00m

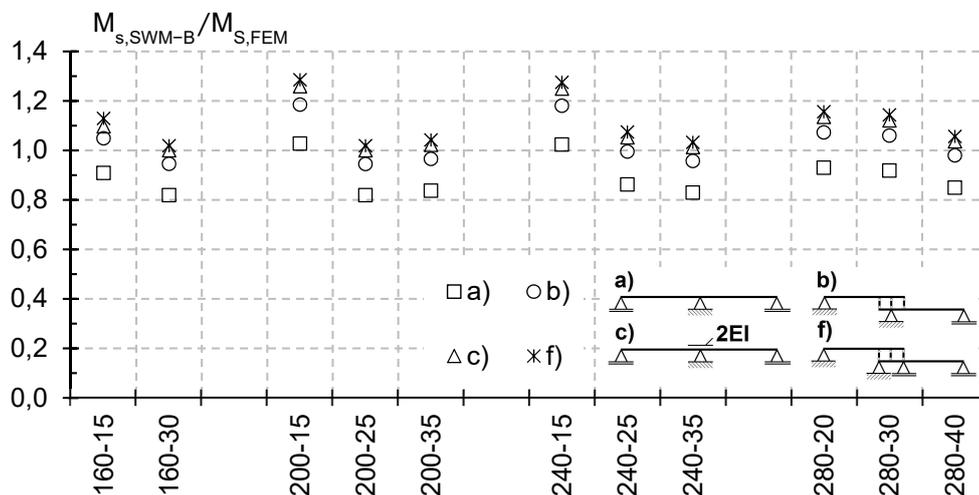


Bild 6.59 Verhältnswert  $M_{s,SWM-B} / M_{s,FEM}$  - (Parameterreihe 3d) Stützweite 5,00m

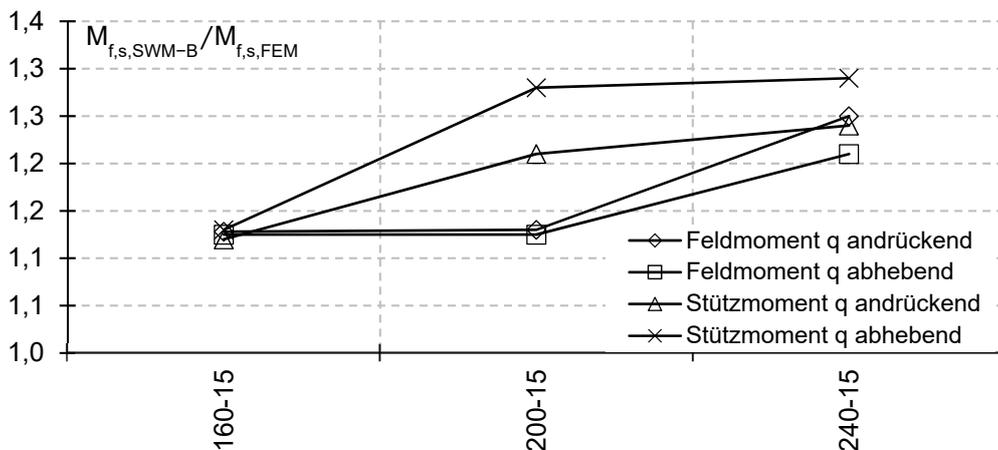


Bild 6.60 Verhältnswert  $M_{f,s,SWM-B} / M_{f,s,FEM}$  andrückende/abhebend Last - Stützweite 5,00m

In Bild 6.61 und Bild 6.62 sind die Verhältniszerte  $M_{f,SWM-B}/M_{f,FEM}$  und  $M_{s,SWM-B}/M_{s,FEM}$  für eine Stützweite von  $L=7,00m$  abgebildet. Hinsichtlich des Feldmomentes ist zu erkennen, dass dieses für einen Großteil der Querschnitte auf der sicheren Seite abgebildet wird.

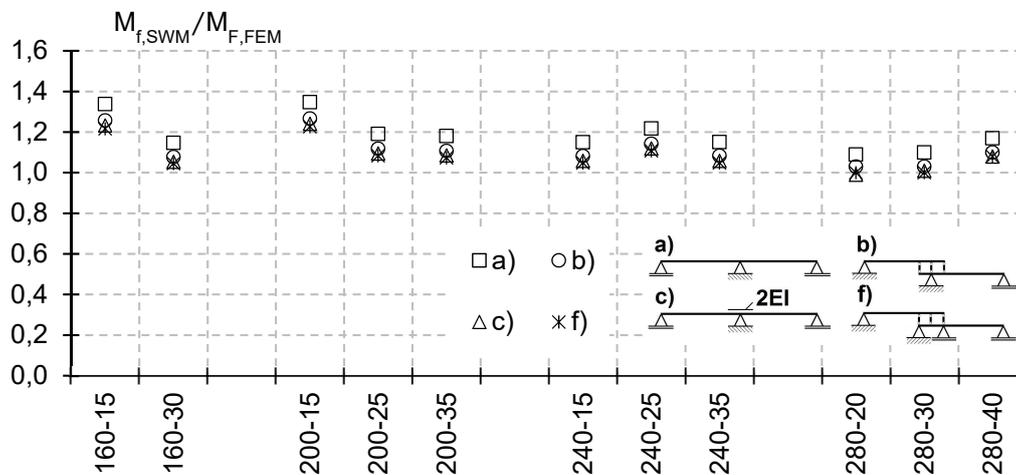


Bild 6.61 Verhältniszert  $M_{f,SWM-B}/M_{f,FEM}$  – (Parameterreihe 4d) Stützweite 7,00m

Wird an dieser Stelle der Verhältniszert  $M_{s,SWM-B}/M_{s,FEM}$  betrachtet, ist zu erkennen, dass mit Ausnahme von System a) die SWM-B b), c) und f) das Stützmoment zutreffend abbilden. Die durchschnittliche Abweichung beträgt hierbei 6% bis 13%. Dies konnte in der Parameterreihe 4c nicht beobachtet werden. In dieser Parameterreihe konnte nur SWM-B f) zur Bemessung herangezogen werden. Hieraus lässt sich ableiten, dass ebenso für eine Stützweite von  $L=7,0m$  prozentual geringere Stützmente unter Berücksichtigung einer abhebenden Linienlast berechnet werden.

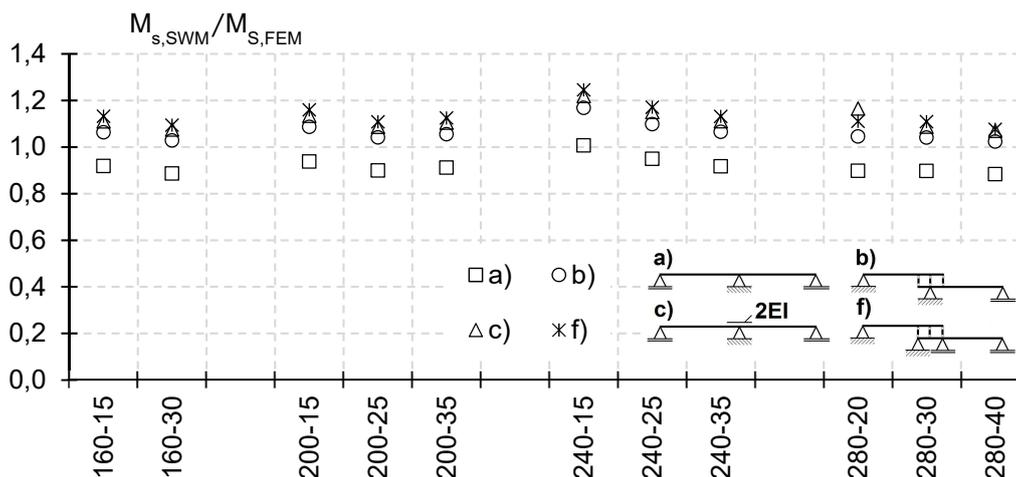


Bild 6.62 Verhältniszert  $M_{s,SWM-B}/M_{s,FEM}$  – (Parameterreihe 4d) Stützweite 7,00m

In diesem Abschnitt wurde mithilfe parametrischer Untersuchungen das Tragverhalten eines gekoppelten Zweifeldträgers infolge einer abhebenden Linienlast untersucht. Dadurch, dass die Querschnitte nicht symmetrisch sind, weisen sie unterschiedliche Gurtbreiten auf. Es konnte

gezeigt werden, dass im Vergleich zu einer andrückenden Last unterschiedliche Gurtbereiche gedrückt werden. Während z.B. unter einer Auflast im untenliegenden Träger im Feldbereich der breite Gurt gedrückt wird, erfährt unter einer abhebenden Last der schmale Gurt die Druckspannungen. In diesem Fall sind unterschiedliche effektive Querschnitte in den Feld- und Stützbereichen zu berücksichtigen. Zusammenfassend zeigte sich, dass auch infolge dieser Belastung eine Verwendung der SWM-B c) und f) gültig ist. Eine detailliertere Zusammenfassung zu den zu verwendenden statischen Systemen findet sich in Abschnitt 6.5.

### **Schrag Stab FEM**

Auf den nachfolgenden Seiten, wird die Bemessung für eine abhebende Last (Parameterreihen 2d bis 4d) mithilfe der Stabwerkmodelle c) und f) mit dem aus der Praxis bekannten EDV-Programm Schrag Stab FEM verglichen. An dieser Stelle werden die sich ergebenden Ausnutzungsgrade gegenübergestellt. Als Belastung wird die aus der numerischen Simulation gewonnene Grenzlast berücksichtigt. Die Berechnung der Querschnittstragfähigkeit erfolgt in Schrag Stab FEM gemäß Theorie I. Ordnung, da für Biegung um die schwache Achse nur geringfügige Unterschiede im Vergleich zur Theorie II. Ordnung beobachtet werden konnten. In Bild 6.63 sind die verschiedenen Ausnutzungsgrade für die Stützweite  $L=3,50\text{m}$  dargestellt. Erkennbar ist, dass die Bemessung mit den Stabwerksmodellen c) und f) für diesen Lastfall durchschnittlich um ca. 14 % wirtschaftlicher ausfällt. Die größten Abweichungen treten bei den beulgefährdeten Querschnitten (z.B. Z160-15; Z200-15; Z240-15) auf.

Ebenso kann bei einer Stützweite von  $L=5,00\text{m}$  die Bemessung mithilfe der berücksichtigten Stabwerkmodelle optimiert werden, wie in Bild 6.64 zu erkennen ist. Der durchschnittliche Ausnutzungsgrad bezogen auf Schrag Stab FEM liegt bei 120%. Dahingehend beträgt dieser für das Stabwerksmodell c) bzw. f) durchschnittlich ca. 111%.

Bis auf die Querschnitte Z200-15, Z240-15 und Z280 liegt die Bemessung zwischen Schrag Stab FEM und den SWM-B c) und f) für eine Stützweite von  $L=7,00\text{m}$  dicht beieinander, siehe Bild 6.65. Die Unterschiede zwischen diesen Bemessungsvarianten werden mit ansteigender Stützweite augenscheinlich geringer. Dies konnte bereits in Abschnitt 6.2.2 beobachtet werden. Insgesamt ist es möglich den Ausnutzungsgrad mithilfe der hier vorgestellten statischen Systeme durchschnittlich um ca. 5% zu reduzieren

Zusammenfassend zeigt sich, dass auch bei einer abhebenden Beanspruchung (Soglast) eine Optimierung in der Bemessung vollzogen werden kann. Hinsichtlich des Optimierungsansatzes in Schrag Stab FEM kann auf Abschnitt 6.2.4 verwiesen werden.

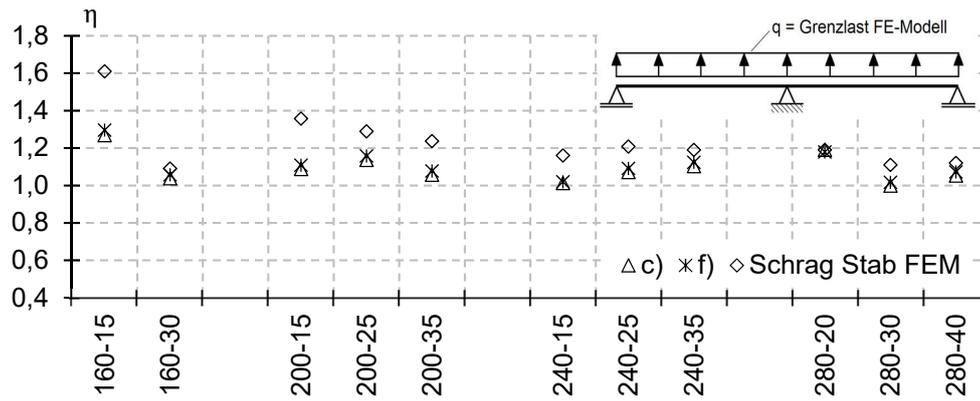


Bild 6.63 Ausnutzungsgrade Stabwerksmodell c), f) und Schrag Stab FEM bei abhebender Last  $q = \text{Grenzlast FE-Modell}$  – Stützweite  $L=3,50\text{m}$

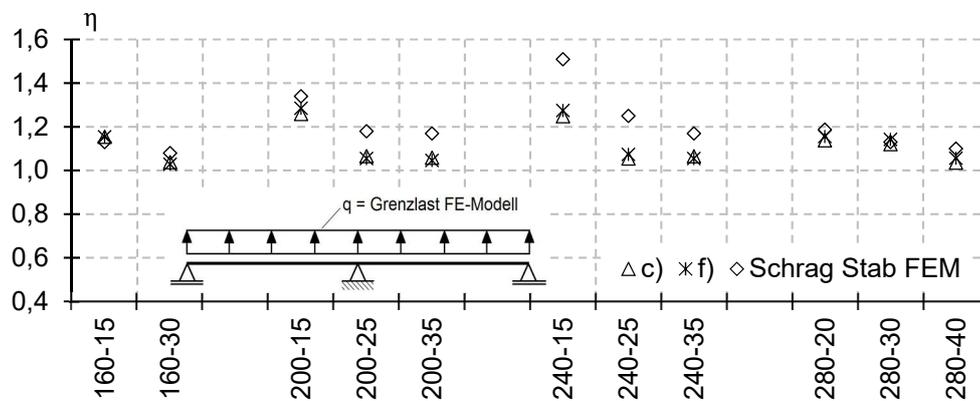


Bild 6.64 Ausnutzungsgrade Stabwerksmodell c), f) und Schrag Stab FEM bei abhebender Last  $q = \text{Grenzlast FE-Modell}$  – Stützweite  $L=5,00\text{m}$

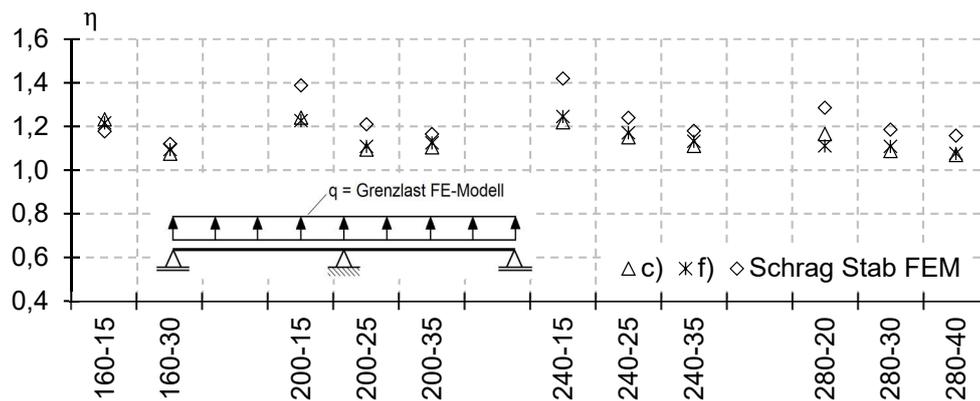


Bild 6.65 Ausnutzungsgrade Stabwerksmodell c), f) und Schrag Stab FEM bei abhebender Last  $q = \text{Grenzlast FE-Modell}$  – Stützweite  $L=7,00\text{m}$

## 6.4 Dreifeldträger

In den vorherigen Abschnitten wurden numerische Untersuchungen an gekoppelten Zweifeldträgern durchgeführt. In der Praxis hat sich gezeigt, dass gekoppelte Z-Pfetten auch über mehr als zwei Felder als Koppelträger ausgebildet werden. Ein Dreifeldträger besitzt im Vergleich zu einem Zweifeldträger neben den beiden Endfeldern ein Innenfeld. Hieraus resultiert gegenüber dem Zweifeldträger ein veränderter Biegemomentenverlauf, insbesondere im Koppelbereich, siehe Bild 6.66. Im Vergleich zum gekoppelten Zweifeldträger beträgt bei einer Stützweite von  $L=3,50\text{m}$  die Koppellänge des Innenfelds  $525\text{mm}$  ( $k_2=0,15 \cdot L$ ). Bei einem Endfeld beträgt diese dahingehend  $350\text{mm}$  ( $k_1=0,1 \cdot L$ ), siehe Bild 6.67.

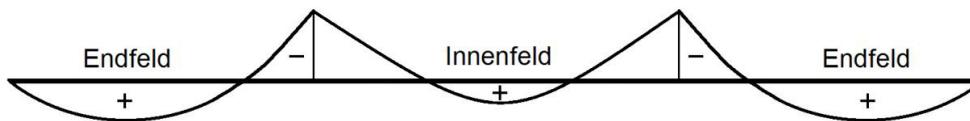


Bild 6.66 Dreifeldträger – Biegemomentenverlauf

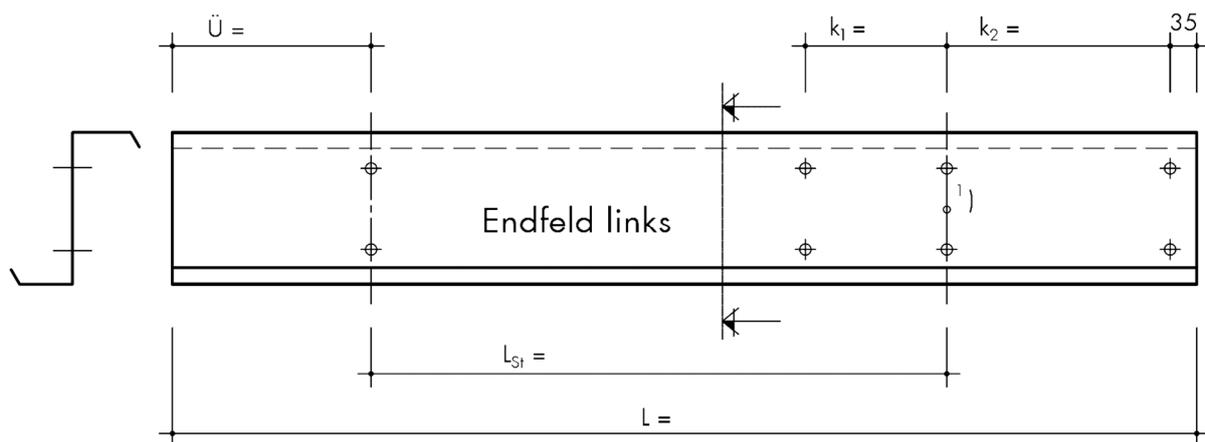


Bild 6.67 Koppellängen Endfeld/Innenfeld [82]

Aus diesem Grund werden in diesem Abschnitt numerische Simulationen für einen gekoppelten Dreifeldträger mit einer Stützweite  $L=3,50\text{m}$  durchgeführt. Diese numerischen Untersuchungen werden als Vorbereitung für weitere Untersuchungen (Experimentell/Numerisch) gesehen. In den FE-Untersuchungen wird folgende Trägeranordnung in den Überkopplungsbereichen angesetzt, siehe Bild 6.68. Die berücksichtigten Querschnitte werden in Tab. 6.3 aufgeführt.

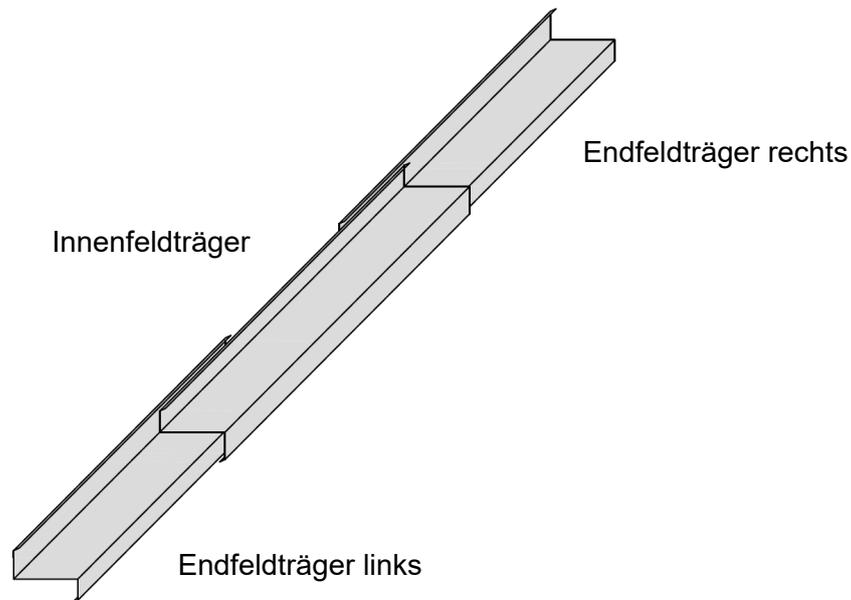


Bild 6.68 Dreifeldträger – Trägeranordnung Kopplungsbereich

Tab. 6.3 Übersicht Querschnitte – Dreifeldträger [82]

Querschnitte			
Z160-20	Z200-15	Z240-15	Z280-20
Z160-30	Z200-35	Z240-35	Z280-40

### 6.4.1 Spannungsverlauf und Verformungsverhalten

In den nachfolgenden Abbildungen sind die Spannungsverläufe des gekoppelten Dreifeldträgers abgebildet. Die Spannungsauswertung erfolgt weiterhin an der maßgebenden Stelle im Bereich der Randversteifung (Lippe). Dargestellt ist der Verlauf des Querschnitts Z200-35. Dieser steht stellvertretend für diese Stützweite. Sofern deutliche Abweichungen hinsichtlich des Spannungsverlaufs zwischen den einzelnen Querschnitten zu beobachten sind, werden diese an den entsprechenden Stellen aufgeführt. Der Bereich der Überkopplung ist in den Abbildungen grau hinterlegt. Weiterhin können die qualitativen Druck- und Zugspannungsbereiche der Anlage B (Bild B.10 und Bild B.11) entnommen werden.

Wie dem Bild 6.69 zu entnehmen ist, bilden sich die Spannungen je Träger, insbesondere im Koppelbereich, unterschiedlich aus. Während die beiden Endfeldträger ihr Spannungsextremum innerhalb der Kopplung in einem Abstand von  $x=150\text{mm}$  bis  $x=200\text{mm}$  ausgehend vom Kopplungsbeginn erreichen ( $=0,94 \cdot L$  bis  $0,96 \cdot L$ ), weist der Träger des Innenfelds seine betragsmäßig größte Spannung im Koppelbereich am Anschnitt aus. In den numerischen Untersuchungen konnte zusätzlich bei vereinzelt Querschnitten die maximale (Koppel-) Spannung des Innenfeldträgers auch außerhalb der Kopplung in einem Abstand von ca. 100mm beobachtet werden.

Hinsichtlich des Spannungsverlaufs sind dennoch für einen Großteil der Querschnitte Parallelen bezüglich der Untersuchungen aus Abschnitt 5.7 und Abschnitt 6.2 erkennbar. Weiterhin stellt sich infolge einer linienförmigen Belastung der typische quadratische Verlauf ein. Ebenso kann die bei einem klassischen Dreifeldträger auftretende große Diskrepanz zwischen dem Innen- und Endfeld (max./min. Spannungen) beobachtet werden.

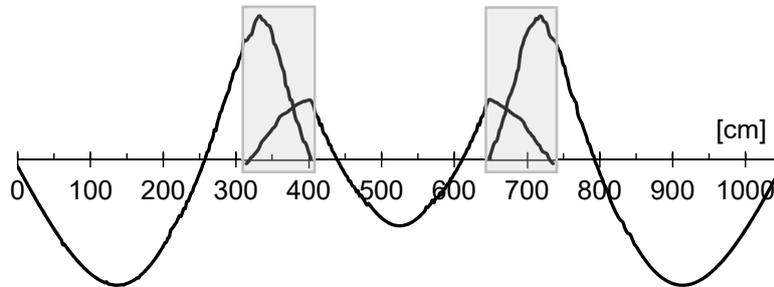


Bild 6.69 Spannungsverlauf Dreifeldträger –  $L=3,50\text{m}$  (Z200-35)

In Bild 6.70 und Bild B.12 (Anlage B) ist das Verformungsverhalten des gekoppelten Dreifeldträgers abgebildet. Die Auswertung der Verformung erfolgt beispielhaft für das Profil Z200-35 im Stegbereich. Bei näherer Betrachtung ist ebenfalls das bereits bekannte Verformungsverhalten ersichtlich. Der obenliegende Träger (Innenfeld) stützt sich im Koppelbereich auf den untenliegenden (Endfeld) ab. Erkennbar ist dies an der geänderten Steigung der Verformungskurve im Koppelbereich, siehe Bild 6.70. Im Anschnitt der Überkopplung kann deswegen für den Innenfeldträger von einer federnden Lagerung ausgegangen werden, siehe Bild 6.71.

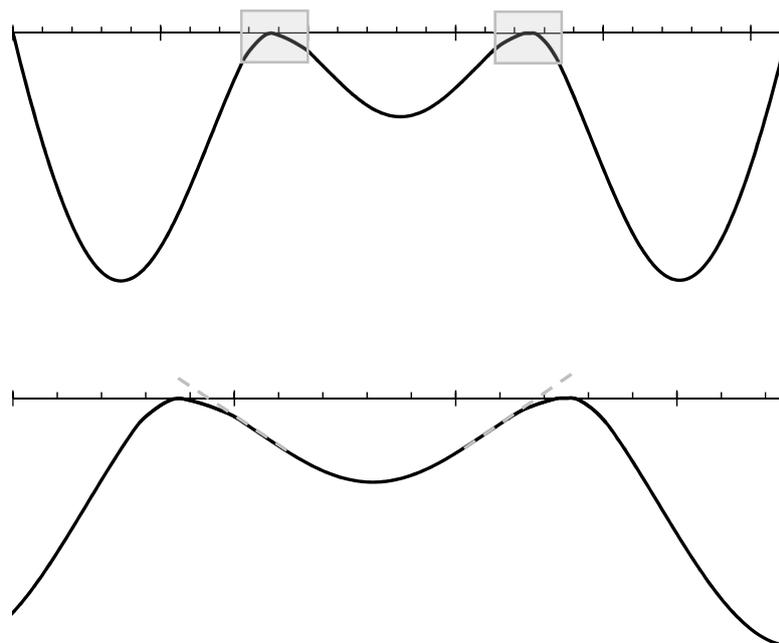
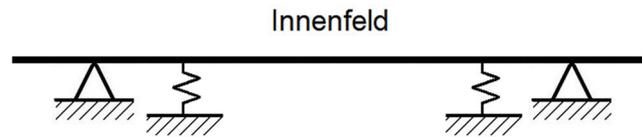
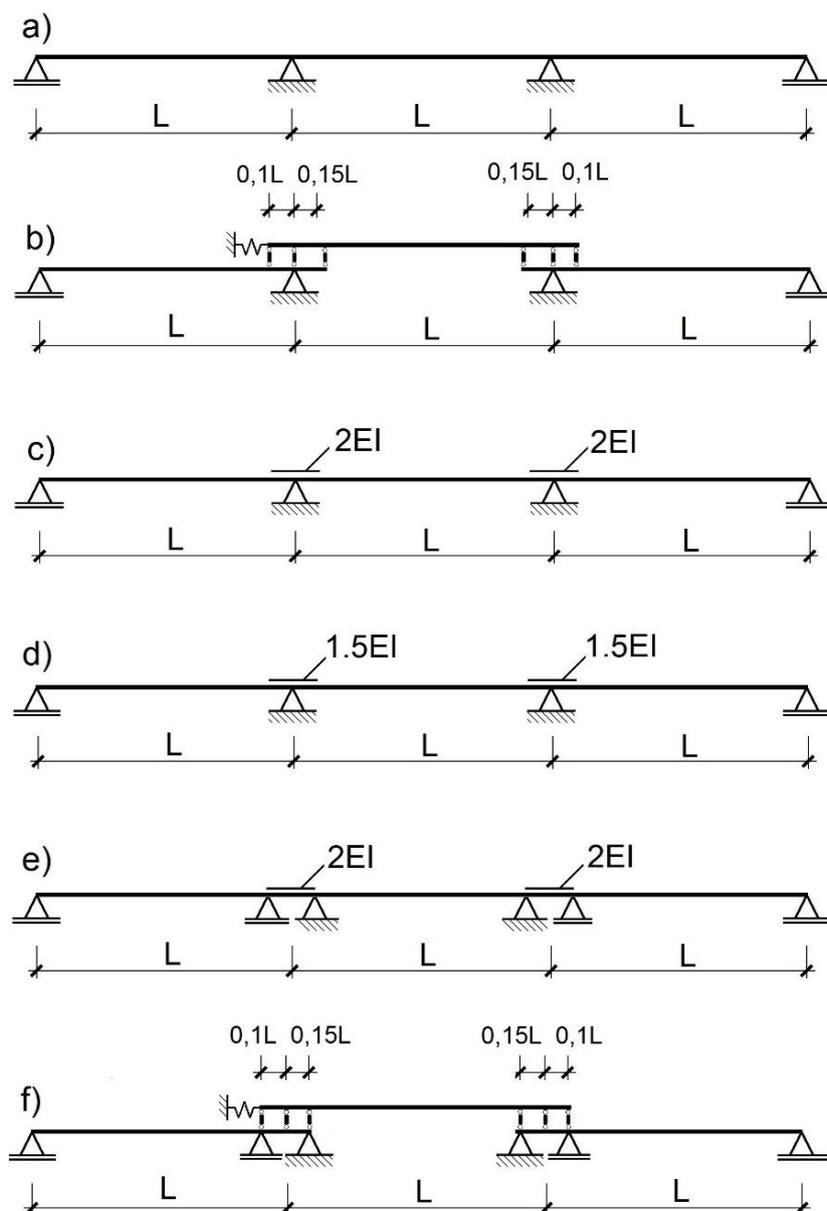


Bild 6.70 Verformungsverlauf Dreifeldträger –  $L=3,50\text{m}$  (Z200-35) – Auswertung Steg

Bild 6.71 Federlagerung – oberliegender Träger (Innenfeld) –  $L=3,50\text{m}$  (Z200-35)

### 6.4.2 Stabwerksmodelle – Dreifeldträger

In Bild 6.72 sind mögliche Stabwerksmodelle zur Ermittlung realitätsnaher Biegemomentenverläufe abgebildet. Die hier vorgestellten SWM-B wurden bereits als Zweifeldträger für den gekoppelten Zweifeldträger verwendet.

Bild 6.72 Stabwerksmodelle zur Ermittlung der Biegemomente  $M_z$  – gekoppelter Dreifeldträger

Die Auswertungsbereiche der Stützmomente werden für die SWM-B a), c) und d) in Anlehnung an die bisherigen Untersuchungen (Abschnitt 6.2.1) festgelegt. Die Auswertung erfolgt dabei im Anschnitt der Überkopplung. In Bild 6.73 sind die Auswertungsbereiche für einen gekoppelten Dreifeldträger dargestellt. Wann welcher Bereich aus Bild 6.73 maßgebend ist, wird in den nachfolgenden Untersuchungen beschrieben. Bei den restlichen SWM-B b), e) und f) wird jeweils das betragsmäßig größte Stützmoment betrachtet.

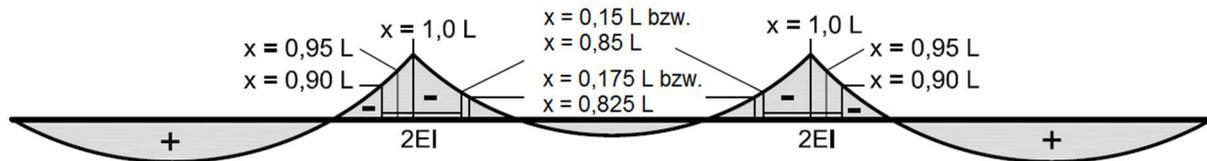


Bild 6.73 mögliche Auswertungsbereiche für das Stützmoment SWM-B a), c) und d)

In Bild 6.74 ist das Verhältnis von  $M_{f,SWM-B}/M_{f,FEM}$ , abgebildet. Hierbei ist erkennbar, dass sich beim SWM-B a) das jeweils größte und beim SWM-B e) sich das jeweils kleinste Feldmoment einstellt. Dies konnte ebenso für den gekoppelten Zweifeldträger beobachtet werden. Darüber hinaus liegen die mittels Stabwerkssystem e) und f) ermittelten Biegemomente teilweise auf der unsicheren Seite. Die Systeme b), c) und d) bilden dahingehend für nahezu alle Querschnitte die Biegemomente  $M_z$  auf der sicheren Seite ab. Werden an dieser Stelle die verschiedenen Stabwerkssysteme miteinander verglichen, führt das SWM-B c) zu den geringsten prozentualen Abweichungen. Dies konnte bereits bei den Untersuchungen zu den gekoppelten Zweifeldträgern beobachtet werden. Die Differenz beträgt hierbei im Mittel ca. 12%.

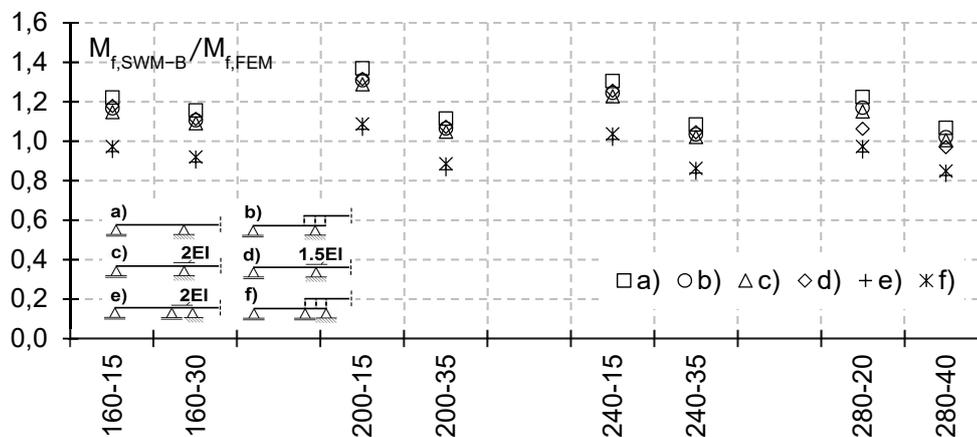
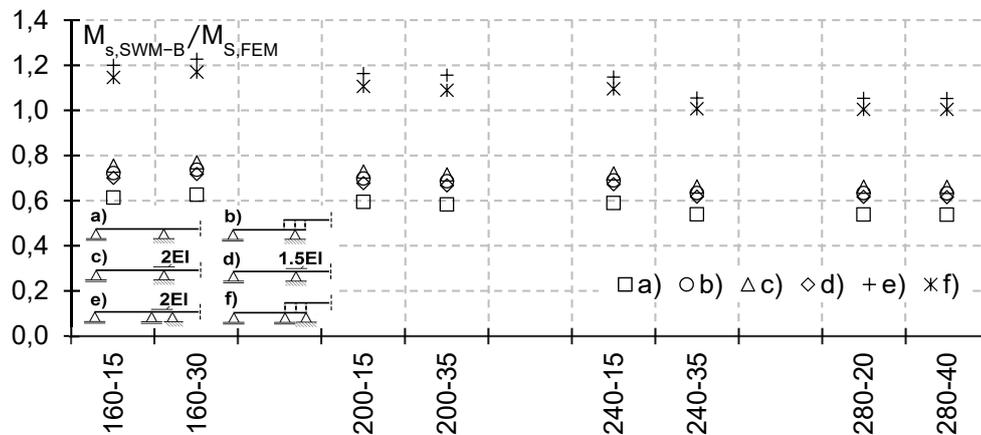


Bild 6.74 Verhältnisswert  $M_{f,SWM-B}/M_{f,FEM}$  (Endfeld links/rechts) – Stützweite 3,50m

In Bild 6.75 ist der Verhältnisswert  $M_{s,SWM-B}/M_{s,FEM}$  (Stützmoment des linken Endfeldträgers) dargestellt. Hierbei ist zu erkennen, dass die Systeme a) bis d) das Stützmoment auf der unsicheren Seite abbilden. Die maximalen Abweichungen betragen ca. 20% bis 50%. Lediglich die Stabwerkssysteme e) und f) bilden das Stützmoment auf der sicheren Seite ab.

An dieser Stelle ist anzumerken, dass für die SWM-B c) und d) der Auswertungsbereich in Anlehnung an die gekoppelten Zweifeldträger gewählt wurde, siehe Bild 6.17. Das Biegemoment  $M_z$  wird in diesem Fall im Anschnitt ( $=0,9 \cdot L$ ) ausgewertet. In den numerischen Simulationen konnte jedoch gezeigt werden, dass das Stützmoment des linken oder rechten

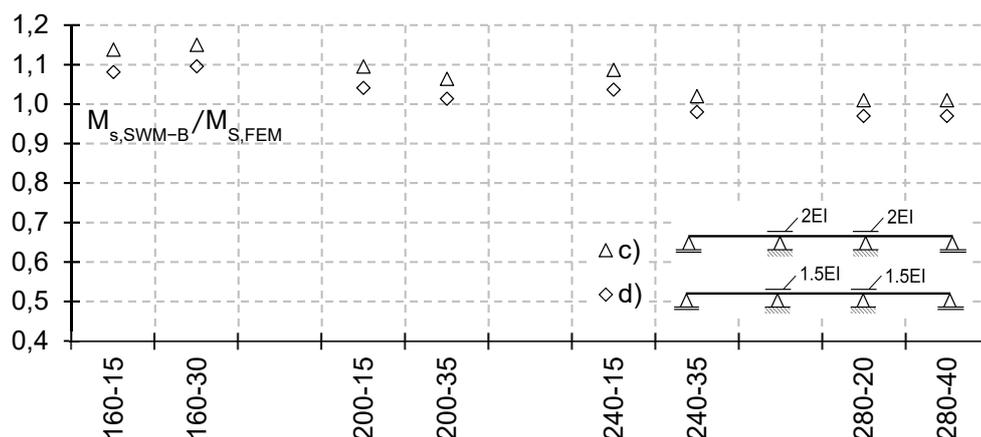
Endfeldträgers innerhalb der Kopplung betragsmäßig am größten ist. Für den gekoppelten Zweifeldträger führte diese Modellbildung (Auswertung im Anschnittbereich) zu zutreffenden Ergebnissen. Dies kann beim gekoppelten 3-Feldträger nicht bestätigt werden.



Auswertungsbereich SWM-B a), c) und d):  $x=0,90 \cdot L$  (Anschnitt)

Bild 6.75 Verhältnswert  $M_{s,SWM-B}/M_{s,FEM}$  (Endfeld links/rechts) – Stützweite 3,50m

Aus diesem Grund sind in Bild 6.76 die Verhältnswerte  $M_{s,SWM-B}/M_{s,FEM}$  für eine Auswertung des Stützmomentes innerhalb der Kopplung ( $x=0,95 \cdot L$ ) für die Stabwerkssysteme c) und d) abgebildet. Unter Berücksichtigung dieses Aspektes können die Stützmomente mit geringen Abweichungen abgebildet werden. Nur bei den Querschnitten der Reihe Z280 wird das Stützmoment mithilfe des SWM-B d) auf der unsicheren Seite berechnet. Die durchschnittliche Abweichung im Hinblick auf System c) (DLT  $2.0EI_z$ ) beträgt ca. 7%. Bereits bei den numerischen Untersuchungen zum gekoppelten 2-Feldträger konnten querschnittsabhängige Abweichungen, insbesondere bei den beulgefährdeten Querschnitten und der Profilreihe Z280, beobachtet werden.



Auswertungsbereich SWM-B c) und d):  $x=0,95 \cdot L$  (Anschnitt)

Bild 6.76 Verhältnswert  $M_{s,SWM-B}/M_{s,FEM}$  (Koppel Träger links) – Stützweite 3,50m

In Bild 6.77 sind die Verhältnismerte  $M_{f,SWM-B}/M_{f,FEM}$  für das Feldmoment des Innenfeldträgers abgebildet. Lediglich bei vereinzelt Querschnitten und das auch nur für die Systeme a), e) und f) kann das Feldmoment auf der sicheren Seite berechnet werden.

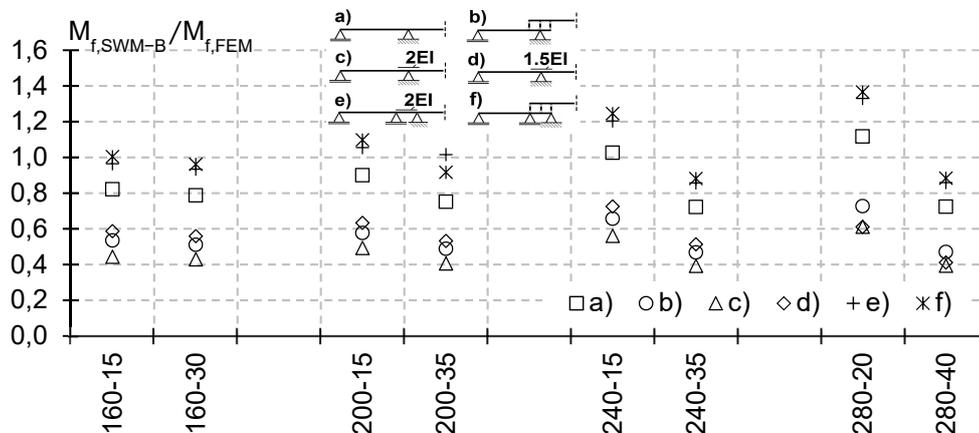
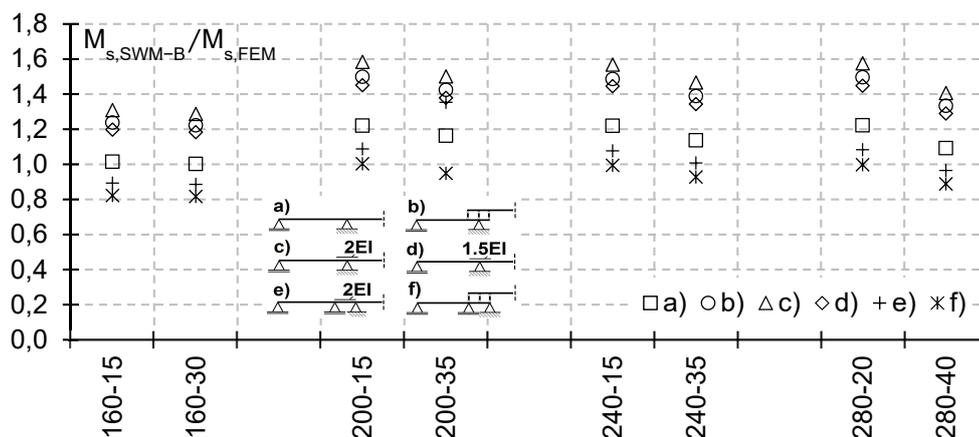


Bild 6.77 Verhältnismerte  $M_{f,SWM-B}/M_{f,FEM}$  (Innenfeld) – Stützweite 3,50m

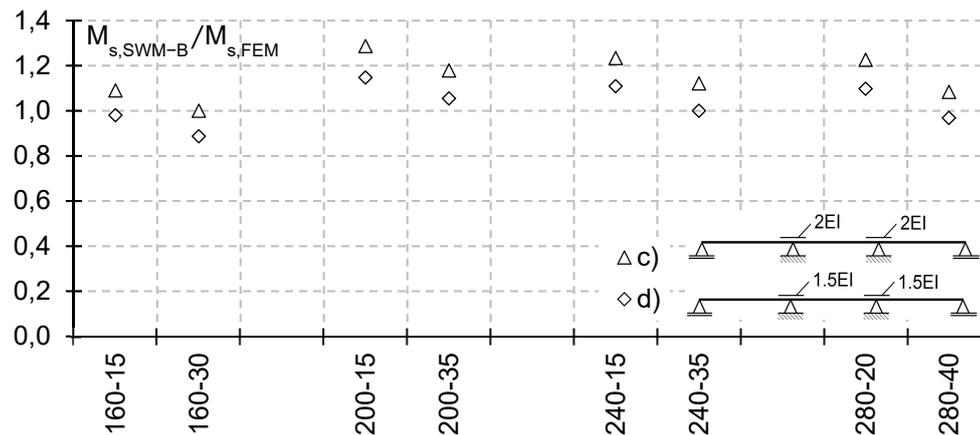
Der Verhältnismerte des Stützmomentes  $M_{s,SWM-B}/M_{s,FEM}$  (Träger Innenfeld) liegt dahingehend für die Stabwerkssysteme a) bis d) weit auf der sicheren Seite (bis zu ca. 60%), siehe Bild 6.78. Eine Optimierung kann erzielt werden, sofern die Stützmente des Innenfeldträgers außerhalb der Kopplung ausgewertet werden ( $x=0,825 \cdot L$ ). Diese Bereiche konnten ebenso in den numerischen Untersuchungen festgestellt werden. Die Stützmente werden dahingehend mithilfe der SWM-B e) und f) vorwiegend auf der unsicheren Seite ermittelt.

Aufgrund der beschriebenen großen (positiven) Diskrepanz z.B. SWM-B c) und d) werden nachfolgend die Stützmente modellhaft außerhalb der Kopplung ( $x=0,825 \cdot L$ ) ausgewertet, siehe Bild 6.79. Hierbei zeigt sich, dass für das SWM-B c) die Ergebnisse weiterhin auf der sicheren Seite liegen, jedoch kann die durchschnittliche Abweichung deutlich auf ca. 14% reduziert werden.



Auswertungsbereich SWM-B a), c) und d):  $x=0,15 \cdot L$  bzw.  $0,85 \cdot L$  (Anschnitt)

Bild 6.78 Verhältnismerte  $M_{s,SWM-B}/M_{s,FEM}$  (Innenfeld) – Stützweite 3,50m



Auswertungsbereich SWM-B c) und d):  $x=0,175 \cdot L$  bzw.  $x=0,825 \cdot L$

Bild 6.79 Verhältniswert  $M_{s,SWM-B} / M_{s,FEM}$  (Innenfeld) – Stützweite 3,50m

Bei einem gekoppelten Zweifeldträger zeigte sich in den parametrischen Untersuchungen, dass die Bemessung mithilfe der SWM-B c) und f) durchgeführt werden kann. Eine Übertragbarkeit, insbesondere des Stabwerkmodells f), auf einen gekoppelten Dreifeldträger konnte in diesem Abschnitt nur bedingt bestätigt werden. Dahingehend zeigte sich, dass unter einer Anpassung der Auswertungsbereiche des SWM-B c) eine zutreffende Ermittlung der Biegemomente  $M_z$  durchgeführt werden kann. Allerdings muss beachtet werden, dass das Feldmoment im Innenfeld teilweise unterschätzt werden kann. Da jedoch das Stützmoment (Innenfeld) infolge einer gleichförmigen Streckenlast immer bemessungsrelevant ist, liegt die Bemessung dennoch auf der sicheren Seite. An dieser Stelle sind weitere Untersuchungen durchzuführen um eventuell über einen Korrekturbeiwert das Feldmoment anzupassen.

### Weitere gekoppelte Systeme

Im vorherigen Abschnitt konnte beobachtet werden, dass eine Bemessung mithilfe des SWM-B f) nur beschränkt möglich ist. Damit auch für einen gekoppelten Dreifeldträger eine allgemeingültige Bemessung ohne vorher festzulegende Auswertungsbereiche möglich ist, werden die Ergebnisse aus den numerischen Untersuchungen mit weiteren gekoppelten Stabwerkmodellen verglichen. In Bild 6.80 sind diese aufgeführt. Um ein labiles System zu vermeiden, werden horizontale Federn an den jeweiligen Trägerenden des Innenfeldträgers angebracht. Für reine Biegung sind diese kraftlos. Bei näherer Betrachtung der gekoppelten Stabwerkmodelle resultiert der Unterschied der einzelnen Systeme hinsichtlich der Ausbildung des Mittelauflegers.

Bei Betrachtung der Verhältniswerte in Bild 6.81 ist erkennbar, dass querschnittsabhängig bei den SWM-B g) bis i) eine auf der unsicheren Seite liegende Abweichung von bis zu ca. 16% auftreten kann.

In Bild 6.82 ist der Verhältniswert für das Feldmoment des Innenfeldträgers dargestellt. Wie zu erkennen ist, gibt es zwischen einzelnen Modellen deutliche Unterschiede. Während das SWM-B h) das Feldmoment auf der unsicheren Seite abbildet, kann es durch die System g) und i) zutreffend angenähert werden. Die präziseste Abbildung wird mit SWM-B i) erzielt. Hier beträgt die durchschnittliche Abweichung ca. 18%. Auffallend sind große Abweichungen bei den beulgefährdeten Querschnitten.

Werden die unterschiedlichen Stabwerksmodelle hinsichtlich des Stützmomentes für den Endfeldträger verglichen, kann dies mit den Systemen g) und i) auf der sicheren Seite ermittelt werden, siehe Bild 6.83.

Die zutreffendste Näherung ist wiederum mit SWM-B i) zu erreichen (Abweichung ca. 10%). In Bild 6.84 sind die Unterschiede bezogen auf das Stützmoment für den Innenfeldträger abgebildet. Wie zu erkennen ist, liegen die SWM-B h) und i) hinsichtlich der Ermittlung des Stützmomentes auf der sicheren Seite. Die durchschnittliche Abweichung von System i) liegt bei ca. 16%. Bei den anderen Systemen können Abweichungen (sichere Seite) von bis zu 60% auftreten.

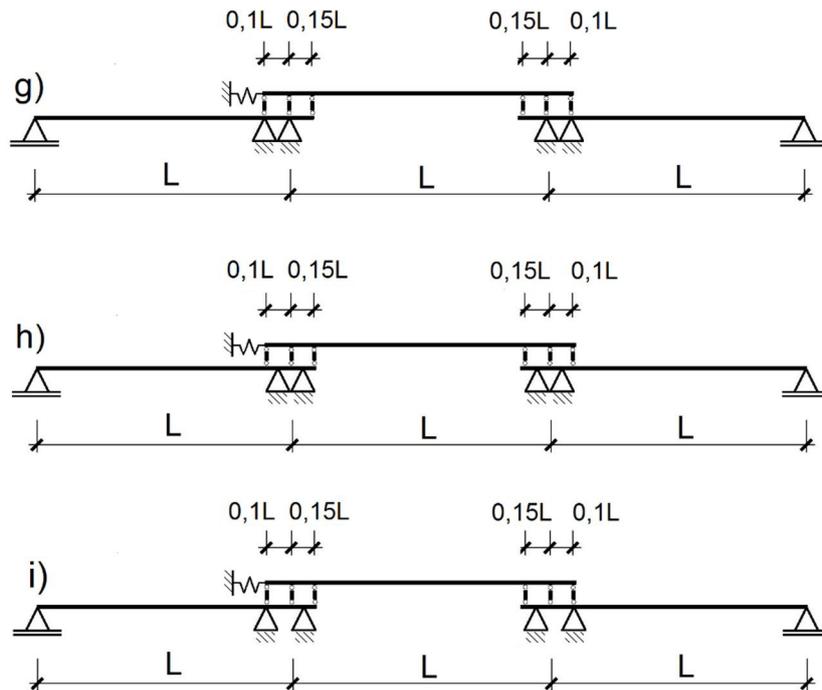


Bild 6.80 Gekoppelte Stabwerksmodelle – Dreifeldträger

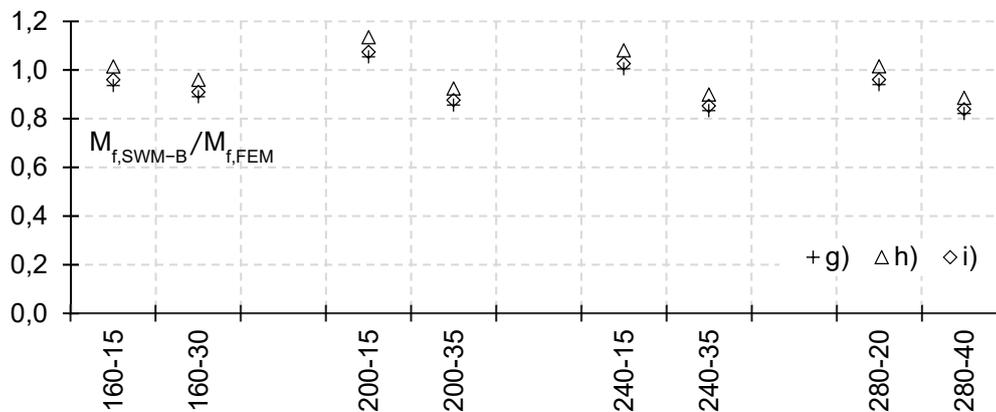
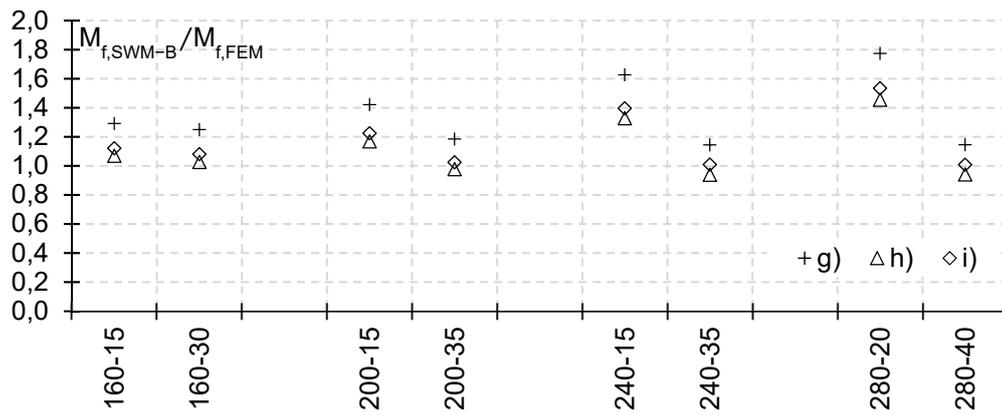
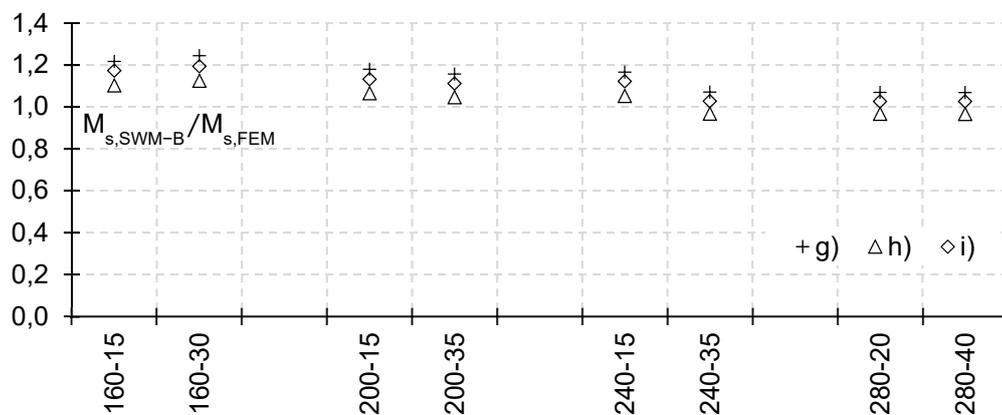
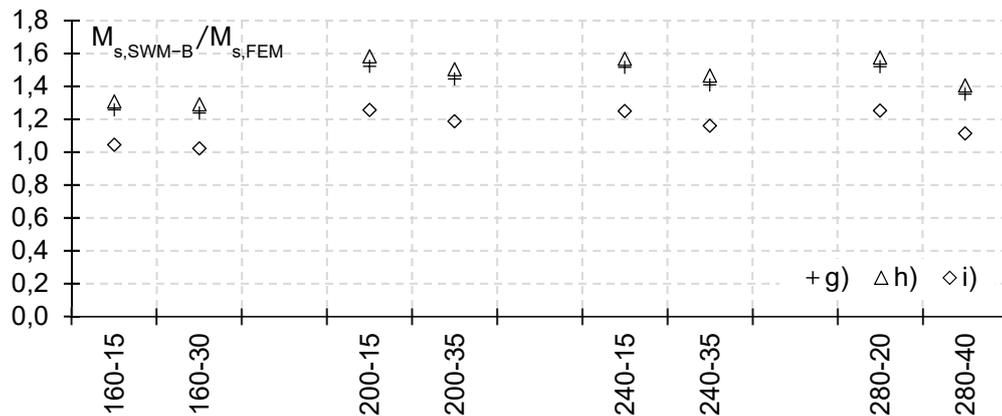


Bild 6.81 Verhältnswert  $M_{f,SWM-B}/M_{f,FEM}$  (Endfeld) – Stützweite 3,50m

Bild 6.82 Verhältnswert  $M_{f,SWM-B}/M_{f,FEM}$  (Innenfeld) – Stützweite 3,50mBild 6.83 Verhältnswert  $M_{s,SWM-B}/M_{s,FEM}$  (Endfeld) – Stützweite 3,50mBild 6.84 Verhältnswert  $M_{s,SWM-B}/M_{s,FEM}$  (Innenfeld) – Stützweite 3,50m

Zusammenfassend zeigt sich, dass zusätzlich zum Stabwerksmodell c) auch eine Bemessung mit einem gekoppelten System (SWM-B i)) allgemeingültig durchgeführt werden kann. Hierbei muss beachtet werden, dass das Feldmoment (Endfeld) mit SWM-B i) auf der unsicheren Seite ermittelt wird. Da jedoch für diese Belastung (gleichförmige Streckenlast) das Stützmoment (Endfeld) in jedem Fall größer ist als das Feldmoment des Endfelds, kann dennoch eine Bemessung auf der sicheren Seite erfolgen.

In diesem Abschnitt wurden numerische Untersuchungen an einem gekoppelten Dreifeldträger (Stützweite  $L=3,50\text{m}$ ) mit Gleichstreckenlast durchgeführt um das Tragverhalten, insbesondere im Koppelbereich, zu analysieren. Wesentliche Unterschiede zum gekoppelten Zweifeldträger sind die variierenden Überkopplungslängen und der geänderte Biegemomentenverlauf  $M_z$ . Nach Auswertung der Spannungsverläufe war ersichtlich, dass die maximale Spannung beim untenliegenden Träger, wie bei einem gekoppelten Zweifeldträger, innerhalb der Kopplung aufgetreten ist. Der untenliegende Träger befand sich bei diesen Untersuchungen jeweils im Endfeld. Ebenso konnte für den obenliegenden Träger (Innenfeld) die maximale Spannung im Koppelbereich im Anschnitt beobachtet werden. Weiterhin war der für diese Belastung typische quadratische Spannungsverlauf ersichtlich. Eine Zusammenfassung zu den zu verwendenden statischen Systemen findet sich in Abschnitt 6.5.

### 6.4.3 Bemessungsbeispiel – Dreifeldträger

Im nachfolgenden Beispiel wird die Bemessung eines gekoppelten Dreifeldträgers mithilfe der Stabwerkmodelle c) und f) für Biegung um die schwache Achse vorgestellt. Die Stützweite, Belastung und der Querschnittstyp können der nachfolgenden Abbildung entnommen werden. Die linienförmige Belastung greift im Schubmittelpunkt an und erzeugt reine Biegung um die schwache Achse.

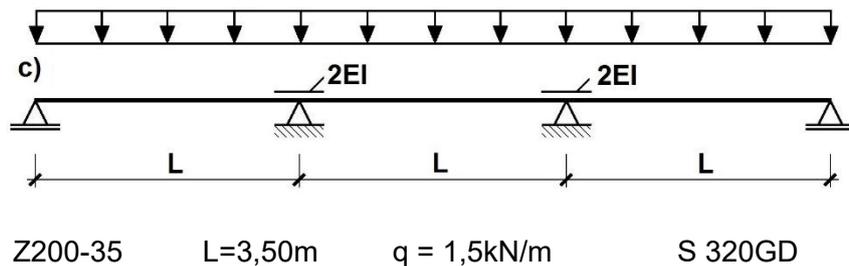


Bild 6.85      Statisches System 3-Feldträger – Bemessungsbeispiel für Biegung um die schwache Achse (Lastangriff im Schubmittelpunkt)

#### Schnittgrößenermittlung (z.B. EDV-Programm)

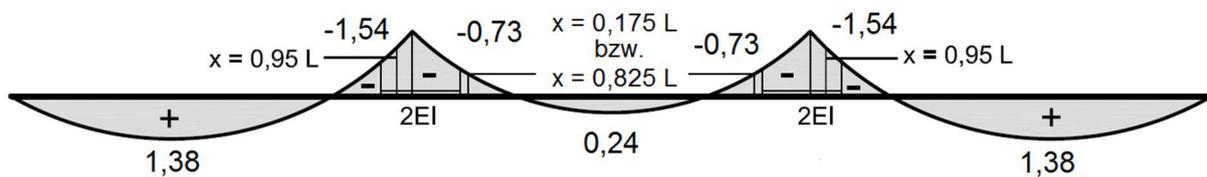


Bild 6.86      qualitativer Momentenverlauf  $M_z$  [kNm] – Bemessungsbeispiel für Biegung um die schwache Achse (Lastangriff im Schubmittelpunkt)

**Spannungsnachweis gemäß DIN EN 1993-1-3****Feldbereich:**

$$W_{z,\text{eff}} = 13,4 \text{ cm}^3 \text{ (Träger links/rechts)}$$

$$W_{z,\text{eff}} = 13,6 \text{ cm}^3 \text{ (Träger mitte)}$$

**Stützbereich**

$$W_{z,\text{eff}} = 13,6 \text{ cm}^3 \text{ (Träger links/rechts)}$$

$$W_{z,\text{eff}} = 13,4 \text{ cm}^3 \text{ (Träger mitte)}$$

**Nachweis Feldbereich:**

Endfeld

$$\sigma_x = \frac{M_{\text{el},f}}{W_{z,\text{eff}}} = \frac{138}{13,4} = 10,3 \frac{\text{kN}}{\text{cm}^2} < f_{y,d} = 32,0 \frac{\text{kN}}{\text{cm}^2} \quad (6.23)$$

Innenfeld

$$\sigma_x = \frac{M_{\text{el},f}}{W_{z,\text{eff}}} = \frac{24}{13,6} = 1,80 \frac{\text{kN}}{\text{cm}^2} < f_{y,d} = 32,0 \frac{\text{kN}}{\text{cm}^2} \quad (6.24)$$

**Nachweis Stützbereich:**

Endfeld

$$\sigma_x = \frac{|M_{\text{el},s}|}{W_{z,\text{eff}}} = \frac{154}{13,6} = 11,3 \frac{\text{kN}}{\text{cm}^2} < f_{y,d} = 32,0 \frac{\text{kN}}{\text{cm}^2} \quad (6.25)$$

Innenfeld

$$\sigma_x = \frac{|M_{\text{el},s}|}{W_{z,\text{eff}}} = \frac{73}{13,4} = 5,4 \frac{\text{kN}}{\text{cm}^2} < f_{y,d} = 32,0 \frac{\text{kN}}{\text{cm}^2} \quad (6.26)$$

## 6.5 Zusammenfassung Ingenieurmodell Biegung um die schwache Achse

### Verfahren 2: Gekoppelter Zweifeldträger – andrückende Einzel- bzw. Streckenlast

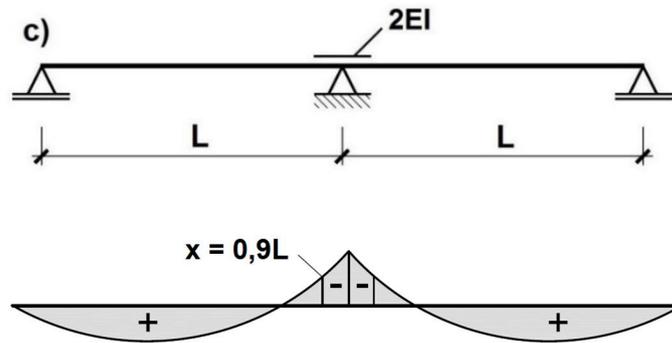
Mithilfe der in diesem Abschnitt durchgeführten parametrischen Untersuchungen wurde die Biegemomentenverteilung (Feld-/ Stützgebiet) für einen gekoppelten Zweifeldträger (Stützweite  $L=1,80\text{m}$ ,  $L=3,50\text{m}$ ,  $L=5,00\text{m}$  und  $L=7,00\text{m}$ ) infolge Biegung um die schwache Achse analysiert. Als Belastung wurden jeweils Einzel- und Linienlasten berücksichtigt. Es wurden insgesamt sechs Stabwerksmodelle zur Ermittlung der Biegemomente  $M_z$  vorgestellt und die daraus resultierenden Ergebnisse mit denen aus der FE-Untersuchung verglichen.

In den vorhergehenden Untersuchungen (Abschnitt 6.2) hat sich gezeigt, dass die Ermittlung der Biegemomente maßgeblich vom Querschnitt, der Belastung und der Stützweite abhängig ist. Während für die Stützweiten  $L=3,50\text{m}$ ,  $L=5,00\text{m}$  und  $L=7,00\text{m}$  eine auf der sicheren Seite liegende Bemessung mit diversen SWM-B bestätigt werden konnte, konnte dies für die Stützweite  $L=1,80\text{m}$  nur bedingt gezeigt werden. Der Anwendungsbereich der hier vorgestellten Stabwerksmodelle bezieht sich daher auf folgende Stützweiten:  $3,50\text{m} \leq L \leq 7,00\text{m}$ . Die Tragfähigkeit kann für Stützweiten  $L < 3,50\text{m}$  mit dem Verfahren 1 gemäß Abschnitt 5.5 nachgewiesen werden. Weiterhin beschränkt sich die Anwendung der Stabwerksmodelle auf gleichförmige Streckenlasten (Vollast) und Einzellasten mit einem Lastangriff jeweils in Feldmitte.

Für die Ermittlung der Feldmomente konnten neben SWM-B c), f) auch die Systeme a), b) und d) allgemeingültig verwendet werden. Das SWM-B e) lieferte dahingehend nur bis zu einer Stützweite von  $L=5,00\text{m}$  Ergebnisse auf der sicheren Seite. Die SWM-B c) und e) bildeten hierbei im Vergleich zu den anderen SWM-B das Feldmoment am genauesten ab. In diesen und in den vorhergehenden Parameteruntersuchungen konnte beobachtet werden, dass unter Verwendung von  $1.0EI_z$  im Koppelbereich (SWM-B a)) dieser zu weich abgebildet wird. So konnte gezeigt werden, dass die Feldmomente deutlich zu hoch und die Stützmomente deutlich zu gering ermittelt werden.

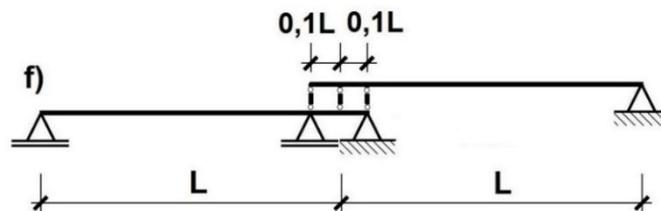
Während bei Einzellasten (Lastangriff in Feldmitte) neben SWM-B c) und f) auch die Systeme b) und d) die Stützmomente bis zu einer Stützweite von  $L=5,00\text{m}$  auf der sicheren Seite liegend berechnen, können unter einer gleichförmigen Streckenlast lediglich die Modelle c) und f) die Stützmomente aus der FE-Berechnung näherungsweise und allgemeingültig für alle Stützweiten und Querschnitte bestimmen. In diesem Fall lieferte das Stabwerksmodell c) ebenfalls geringfügig wirtschaftlichere Ergebnisse als das SWM-B f).

Aus den genannten Gründen ist eine allgemeingültige Berechnung sowohl für das Feld- als auch für das Stützmoment nur mit den SWM-B c) und f) zu empfehlen, siehe Bild 6.87 und Bild 6.88. In Tabelle 6.4. ist zudem der zulässige Anwendungs- und die Auswertungsbereiche des Stützmomentes zusammengefasst dargestellt.



Auswertung des betragsmäßig größten Feldmomentes

Bild 6.87 Stabwerksmodell c) Biegung – Allgemeingültiges statisches System gekoppelter Zweifeldträger und Auswertungsbereiche Stützmoment



Auswertung der betragsmäßig größten Momente im Feld- und Stützbereich

Bild 6.88 Stabwerksmodell f) Biegung – Allgemeingültiges statisches System gekoppelter Zweifeldträger

### Verfahren 2: Gekoppelter Zweifeldträger – abhebende Einzel- bzw. Streckenlast

Mithilfe der parametrischen Untersuchungen (P2d bis P4d) konnte gezeigt werden, dass eine Bemessung mithilfe der Stabwerkmodelle c) und f) (Bild 6.87 und Bild 6.88) auch bei einer abhebenden Linienlast weiterhin gültig ist. Während die Feldmomente ebenso mithilfe der SWM-B a), b) ermittelt werden können, ist eine zutreffende Näherung des Stützmomentes nur mit den SWM-B c) und f) möglich. Allerdings konnten Unterschiede im Hinblick auf die Biegemomentenverteilung beobachtet werden. An dieser Stelle zeigte sich bei einigen Querschnitten eine Schnittgrößenverteilung. Im Vergleich zu einer andrückenden Last werden bei einer abhebenden Last prozentual größere Feld- jedoch geringere Stützmomente ermittelt. Dies zeigte sich insbesondere bei den beulgefährdeten Querschnitten (z.B. Z200-15 und Z240-15). In Tabelle 6.4 sind zusammenfassend die Anwendungs- und Auswertungsbereiche (Stützmoment) infolge einer abhebenden Linienlast dargestellt.

Tabelle 6.4 Verfahren 2: Genaue Ermittlung der Biegemomente  $M_z$

Belastungsart / Stabwerksmodell Biegung	Lastangriff		Stützweite L[m]			Auswertungsbereiche	
	ohne Ausmitte*	mit Ausmitte	$\leq 1,80$	$1,80 < L \leq 5,00$	$5,00 < L \leq 7,00$	Feld	Stütze
c)	x	x		x	x	max $M_f$	max $M_s$ $x=0,9L$
f)	x	x		x	x	max $M_f$	max $M_s$
c)	x	x		x	x	max $M_f$	max $M_s$ $x=0,9L$
f)	x	x		x	x	max $M_f$	max $M_s$
c)	x	x		x	x	max $M_f$	max $M_s$ $x=0,9L$
f)	x	x		x	x	max $M_f$	max $M_s$
c)	x	x		x	x	max $M_f$	max $M_s$ $x=0,9L$
f)	x	x		x	x	max $M_f$	max $M_s$

\* unmittelbare Lasteinleitung im Schubmittelpunkt

**Verfahren 2: Gekoppelter Dreifeldträger – andrückende Streckenlast**

Wie beim Spannungsverlauf  $\sigma$  zeigten sich auch beim Verformungsverhalten Parallelen zum gekoppelten Zweifeldträger. Es konnte ebenso anhand der Verformungskurven beobachtet werden, dass sich der obenliegende Träger auf den untenliegenden abstützt.

Bei Betrachtung der Biegemomentenermittlung mittels SWM-B zeigten sich dahingehend erste Unterschiede. Während bei einem gekoppelten Zweifeldträger eine Ermittlung der

Biegemomente  $M_z$  mithilfe eines SWM-B mit Koppelmechanismus z.B. SWM-B f) möglich ist, konnte dies bei einem 3-Feldträger nur bedingt bestätigt werden. Aus den genannten Gründen wurden weitere Stabwerksmodelle mit Koppelmechanismus ausgewertet. Hier zeigte sich bei dem System i) (Bild 6.89) im Hinblick auf die Stützmomente und für das Feldmoment des Innenfelds zutreffende Ergebnisse. Das Feldmoment des Endfelds konnte jedoch nicht auf der sicheren Seite abgebildet werden. Da allerdings das Stützmoment des Endfeldträgers bei diesem Lastfall maßgebend ist, liegt diese Vorgehensweise dennoch auf der sicheren Seite.

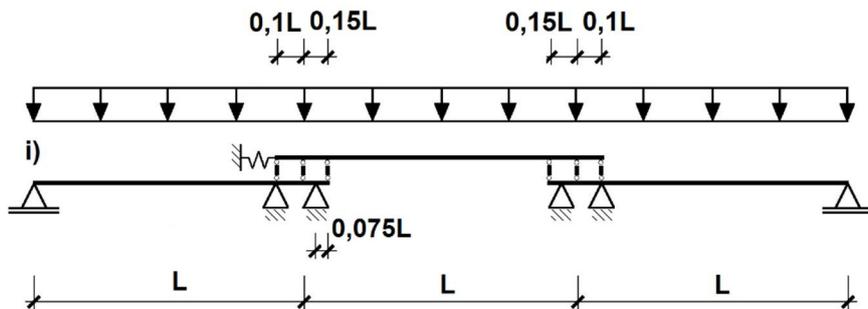


Bild 6.89 Stabwerksmodell i) – Statisches System gekoppelter 3-Feldträger  $L=3,50\text{m}$

Wie bereits im vorherigen Abschnitt gezeigt, können die Biegemomente  $M_z$  eines gekoppelten Zweifeldträgers auch mit einem SWM-B ohne Koppelmechanismus (SWM-B c) Bild 6.90) auf der sicheren Seite bemessen werden. Sofern die modellhaft angesetzten Auswertungsbereiche für das Stützmoment angepasst werden, kann eine wirtschaftliche und gleichzeitig auf der sicheren Seite liegende Berechnung erfolgen. Damit dieser Bemessungsansatz auch für andere Stützweiten und/oder Belastungen seine Gültigkeit besitzt, sind die Ergebnisse durch weitere experimentelle und numerische Untersuchungen abzusichern.

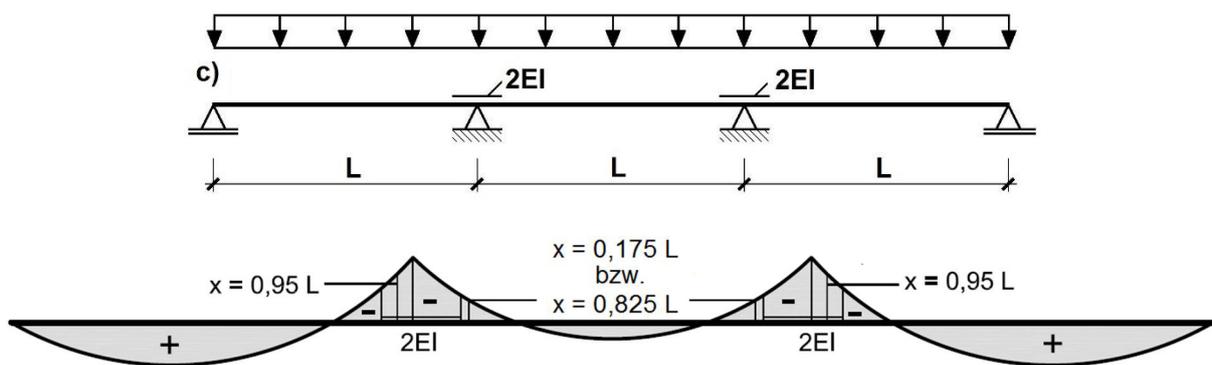


Bild 6.90 Stabwerksmodell c) – Statisches System gekoppelter 3-Feldträger  $L=3,50\text{m}$  und Auswertungsbereiche Stützmoment (Endfeld/ Innenfeld)

## 7 Experimentelle Untersuchungen – Torsionsbeanspruchung

### 7.1 Einleitung

Neben den bereits in Abschnitt 4 vorgestellten Untersuchungen zum Tragverhalten für Biegung um die schwache Achse, wurden im Zeitraum November 2015 bis März 2016 in den Versuchshallen der FH Aachen, Fachbereich Bauingenieurwesen, Traglastversuche an gekoppelten Z-förmigen Querschnitten für Torsion durchgeführt. Dabei wurden insgesamt zwei verschiedene Versuchsreihen (6 Trägerpaare) überprüft. Das statische System und die Abmessungen wurden für alle 12 Träger beibehalten. Unterschiede zwischen den beiden Versuchsreihen resultierten aus unterschiedlichen Profilabmessungen und Blechdicken. Alle Träger wurden aus Stahl der Materialgüte S 320 GD + Z275 NA-C nach DIN EN 10346 hergestellt und wiesen die Korrosionsschutzklasse K1 auf. Das gekoppelte Mehrfeldträgersystem kann Bild 7.1 entnommen werden. In Tab. 7.1 sind die untersuchten Systeme und Querschnitte dargestellt.

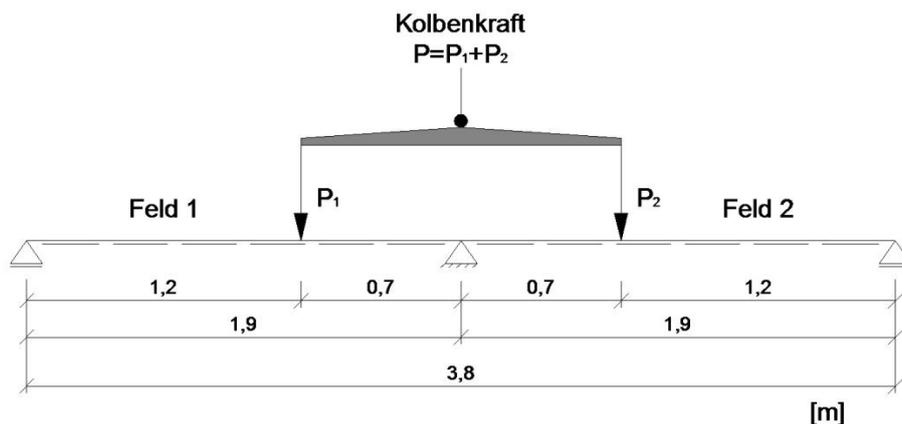


Bild 7.1 Statisches System des Versuchsaufbaus, Längsansicht

Tab. 7.1 Materialparameter der Versuchsreihen

Versuchsreihe	Bezeichnung der Profile		Streckgrenze $R_{eH}$ bzw. $R_{eL}$ [N/mm <sup>2</sup> ]		Zugfestigkeit $R_m$ [N/mm <sup>2</sup> ]		Schraubabstände an Koppelstelle	
	Träger links	Träger rechts	Träger links	Träger rechts	Träger links	Träger rechts	k1 [mm]	k2 [mm]
Versuchsreihe 1 (1.1, 1.2, 1.3)	Z280-20	Z280-20	400	400	452	452	155	155
Versuchsreihe 2 (2.1, 2.2, 2.3)	Z200-20	Z200-20	352	352	424	424	155	155

## 7.2 Versuchsaufbau und -durchführung

Zur Aufbringung der Druckkräfte wurde eine Anlage vom Hersteller Form+Test Seidner verwendet. Die maximale Kolbenkraft beträgt bei diesem Gerät 400 kN. Der zugehörige maximale Kolbenweg 300mm. Die Last wurde weggeregelt mit einer Geschwindigkeit von 2,0 mm/min aufgebracht. Am Druckkolben wurde ein gelenkig gelagertes Schwert befestigt, an dessen Enden im Abstand von 1,4 m zwei Vorrichtungen zum Aufbringen der Torsionslasten (Vertikales Kräftepaar) vorgesehen waren, siehe Bild 7.2.



Bild 7.2 Versuchsaufbau Torsion - Seitenansicht

Damit dem Träger ein Torsionsmoment aufgeprägt werden kann, muss die Belastung des Kolbens über ein Kräftepaar (Druck- und Zugkraft) aufgebracht werden. Dieses Kräftepaar wird über eine Art Wippenkonstruktion aufgezwungen, siehe Bild 7.3. Während durch die Kolbenkraft der rechte Bereich (Bild 7.3) innerhalb der Lasteinleitungskonstruktion mit einer Druckkraft beansprucht wird, wird im gleichen Zuge der linke Bereich durch die

Wippenkonstruktion mit einer Zugkraft beansprucht. Im linken Bereich ist ebenfalls unterhalb des Trägers eine keilförmige Lastverteilungsplatte angebracht. Diese ist mit jeweils zwei Gewindestangen (mit Kugelgelenk) mit der Wippe verbunden. Die Belastung wurde dementsprechend in beiden Feldern als Einzellast über keilförmige Lastverteilplatten aufgebracht und sukzessive bis zum Versagen der Träger gesteigert (weggeregelt).

Die Versuchsträger wurden an drei Stellen aufgelagert, siehe Bild 7.4. Analog zu einem Standard-Pfettenschuh wurde eine Auflagerbreite von 140 mm vorgesehen. Die beiden Trägerenden wurden mit Schrauben (2 M16, 8.8) mit der Unterkonstruktion fixiert. Im Bereich des Innenauflegers erfolgte eine Verbindung der Trägerprofile mit der Auflagerkonstruktion mittels zwei Schrauben (2 M16, 8.8), siehe Bild 7.5.

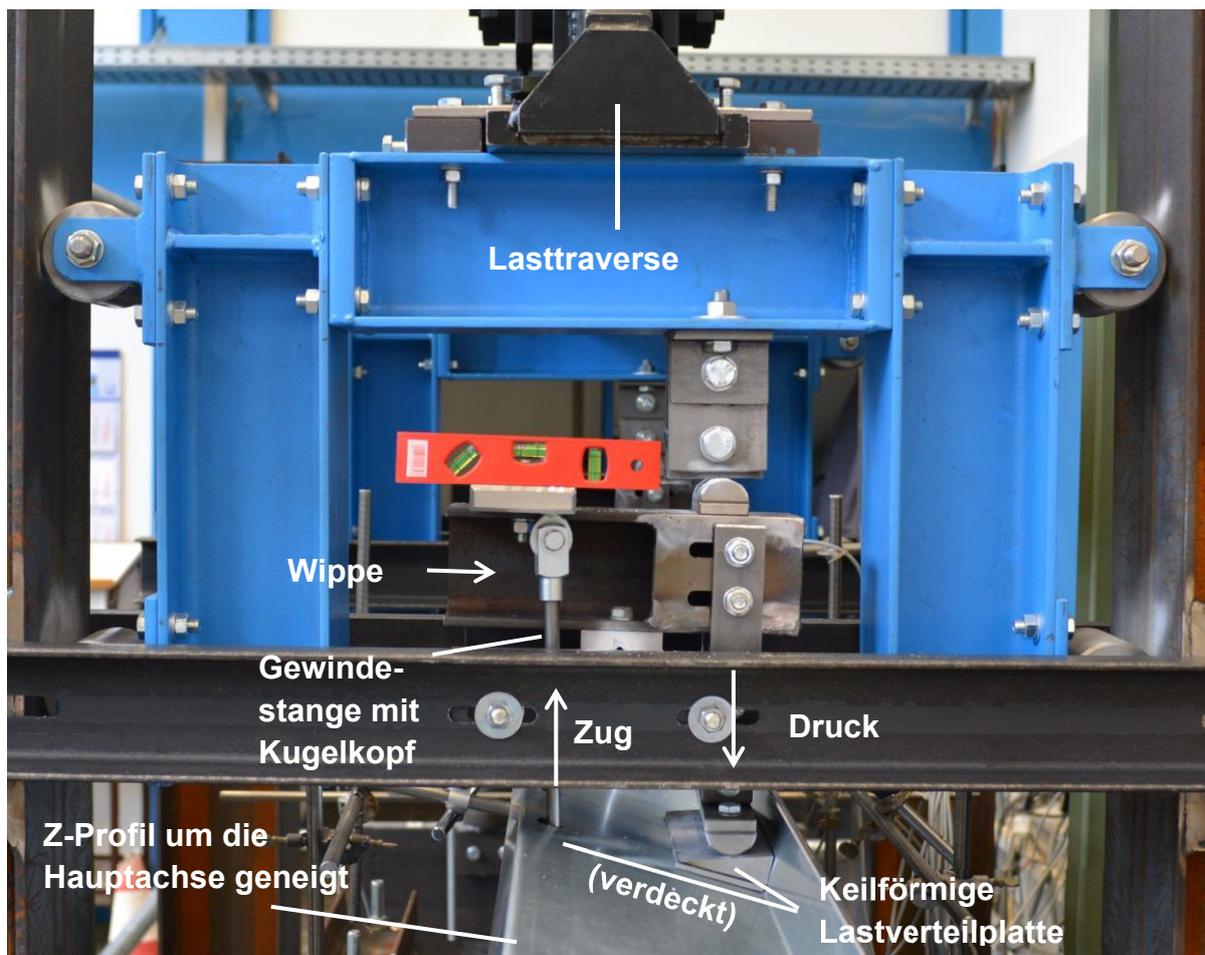


Bild 7.3 Versuchsaufbau Torsion (Lasteinleitungsstruktur)

Die Unterkonstruktion wurde eigens für diese Versuche an der FH Aachen gefertigt. Sie bot die Möglichkeit, die Auflagerpunkte der Träger sowohl in Trägerlängsrichtung als auch quer zum Träger zu verschieben. Außerdem konnte der Neigungswinkel der Auflagerplatten geändert werden, so dass eine Belastung in Richtung der jeweiligen schwachen Hauptachse sichergestellt werden konnte.

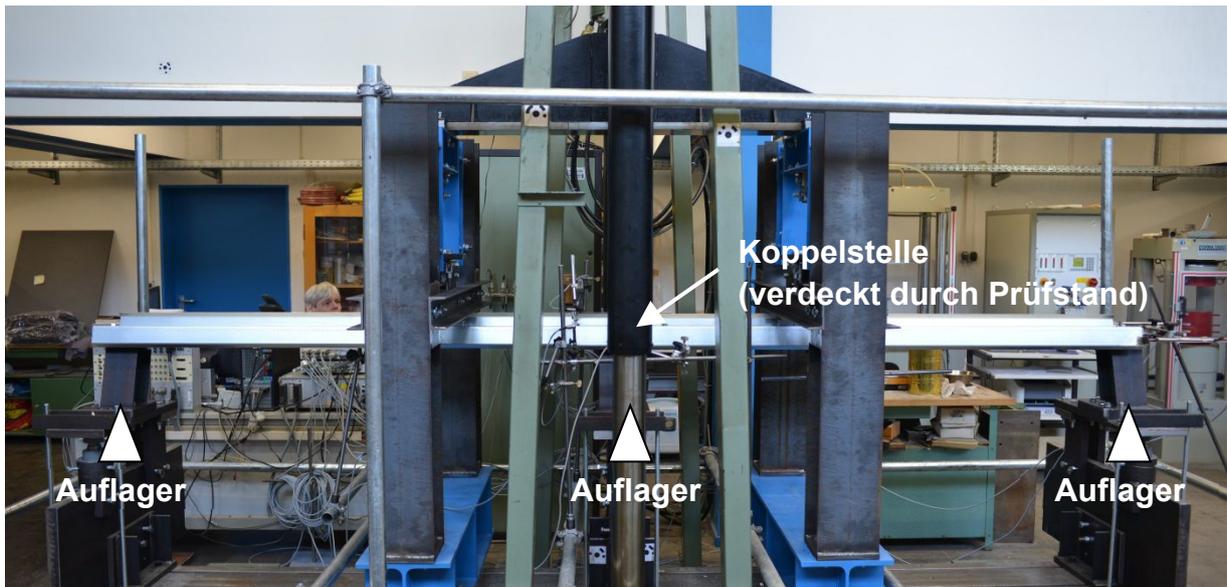


Bild 7.4 Lagerausbildung – Ansicht der gesamten Trägerlänge

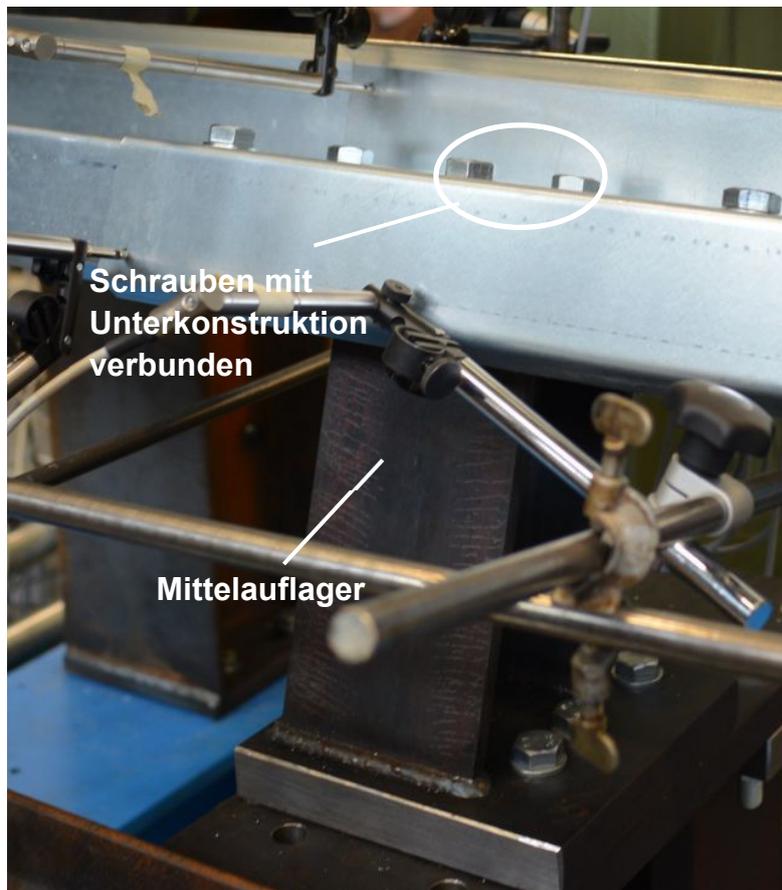


Bild 7.5 Versuchsaufbau Torsion - Mittelaufleger

**Messeinrichtung**

Die sich einstellenden Verformungen wurden über 13 Wegaufnehmer gemessen, die an einer unabhängigen Gestängekonstruktion befestigt wurden. Hierbei wurden sechs im Lasteinleitungsbereich (Feldbereich) und fünf im Bereich der Kopplung angebracht. Weitere zwei Wegaufnehmer wurden am Endauflager installiert. In Bild 7.6, Bild 7.7 und Bild 7.8 sind die Positionen der Wegaufnehmer dargestellt. Im Feld- (WA 3,6) und im Lasteinleitungsbereich (WA 1,2,4,5) wurde die vertikale Verformung gemessen. Im Bereich der Kopplung (WA 8,10,11,12,15) und am Endauflager (WA 13,14) wurde die horizontale Verschiebung aufgezeichnet.

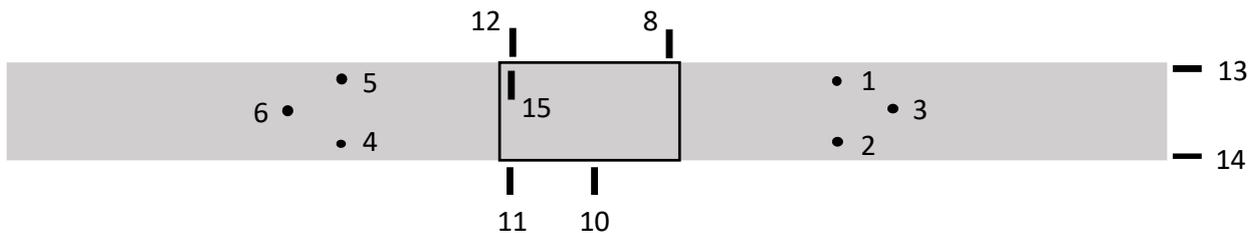


Bild 7.6 Messeinrichtung (Draufsicht)

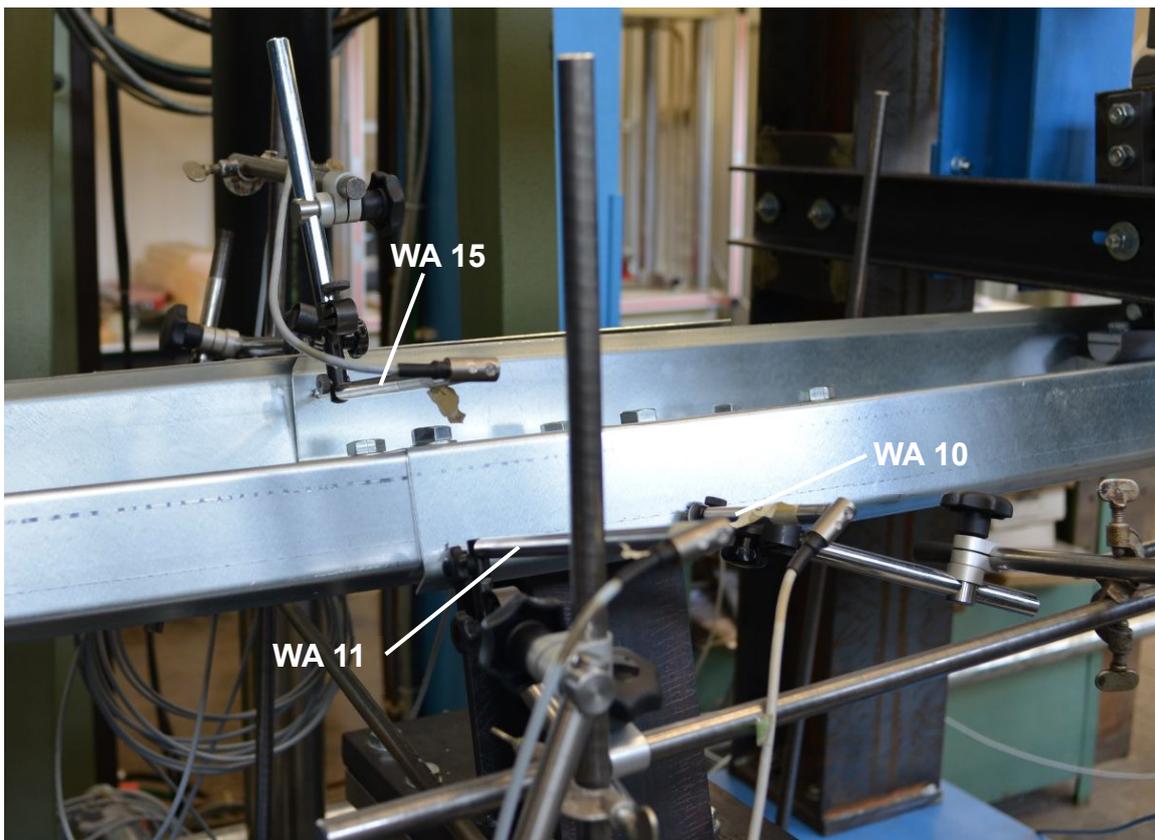


Bild 7.7 Messeinrichtung Koppelbereich (WA 10, 11, 15)

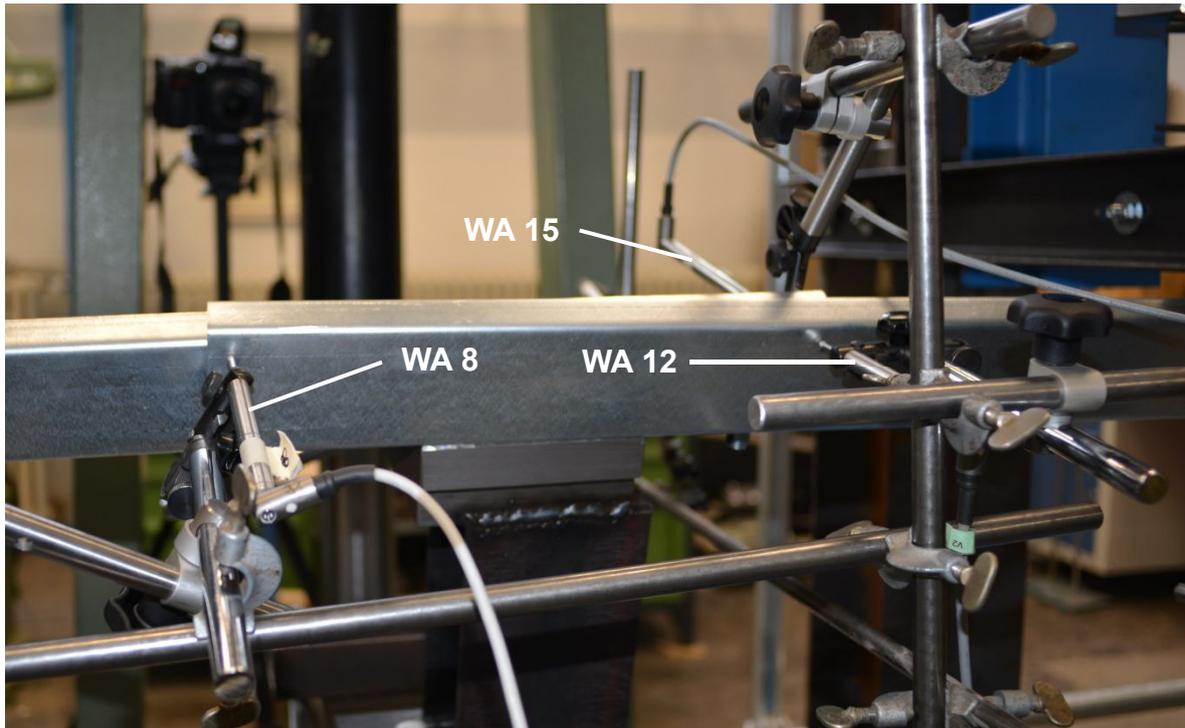


Bild 7.8 Messeinrichtung Koppelbereich (WA 8, 12, 15)

## 7.3 Zusammenfassung der Versuchsergebnisse

In der nachfolgenden Tabelle sind die Messwerte der durchgeführten Versuche dargestellt. Aufgeführt sind zum einen die maximale Kolbenlast und zum anderen der zugehörige Kolbenweg.

Tab. 7.2 Torsionsversuche – Kolbenlast &amp; Kolbenweg

Nr.:	Profiltyp	max. Kolbenlast [kN]	zugehöriger Kolbenweg [mm]
1.1	Z280-20	45,12	15,27
1.2	Z280-20	45,64	15,46
1.3	Z280-20	44,93	15,15
2.1	Z200-20	35,48	13,80
2.2	Z200-20	35,16	13,41
2.3	Z200-20	34,43	13,68

In Bild 7.9 ist das Kraft-Weg-Diagramm der Versuchsreihen 2.1, 2.2 und 2.3 abgebildet. Die Abweichungen zwischen den drei Einzelversuchen sind so gering, dass sie vernachlässigbar sind.

In Bild 7.10 und Bild 7.11 ist der rechte Träger der Versuchsreihe 2 im Versagenszustand abgebildet. Es ist erkennbar, dass das Versagen der Träger im Bereich der Randsteife (Lippe) auftritt. Ebenso ist in den Abbildungen das Verwölben des Querschnitts gut zu erkennen.

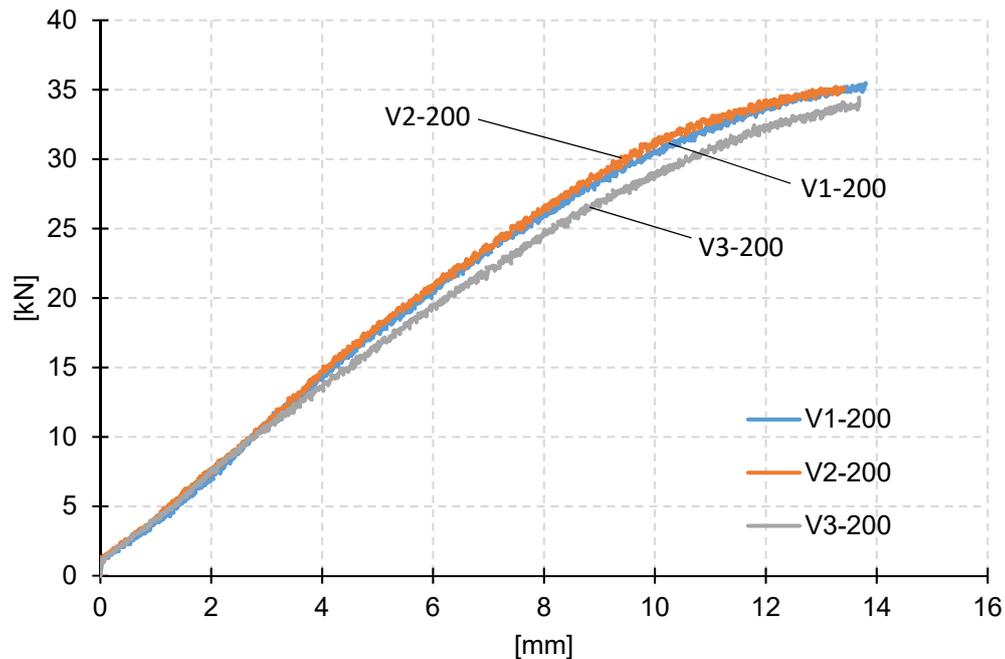


Bild 7.9 Kraft-Weg-Diagramme Versuche V1, V2, V3 (Z200)

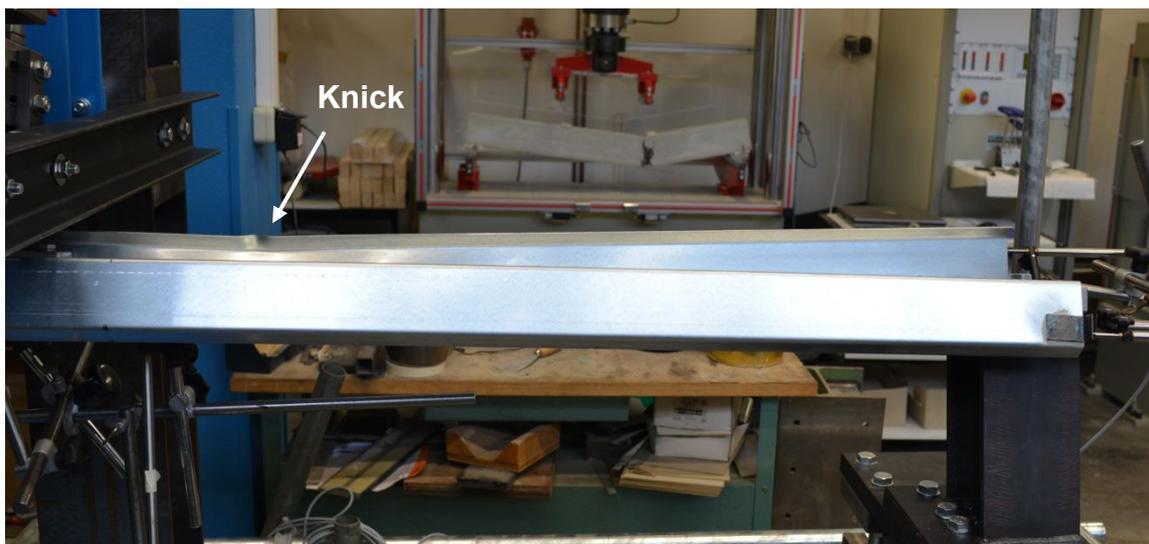


Bild 7.10 Verwölbter Querschnitt (Z200 - Träger rechts)

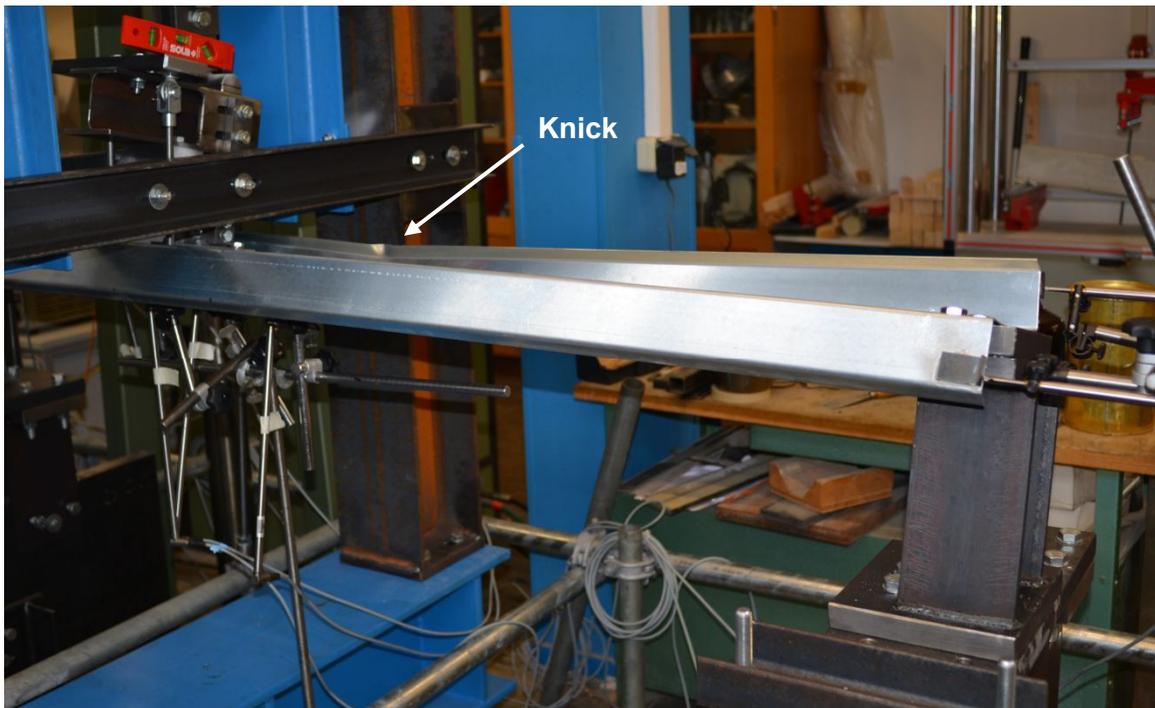


Bild 7.11 Verwölbter Querschnitt (Z200 - Träger rechts)

Um nun gezielte Aussagen über das Tragverhalten oder das Last-Verformungs-Verhalten treffen zu können sind theoretische Untersuchungen bzw. Nachrechnungen mit z.B. Finite-Elemente-Programmen (siehe Abschnitt 5) unumgänglich. Aus diesen Nachrechnungen lassen sich so weitere Informationen wie z.B. Spannungen und Schnittgrößen gewinnen. In den nachfolgenden Abschnitten wird daher das nichtlineare Tragverhalten gekoppelter Z-Querschnitte mithilfe vertiefter numerischer Untersuchungen analysiert.

## **8 Numerische Untersuchungen – Torsionsbeanspruchung**

### **8.1 Grundlagen numerischer Untersuchungen – Torsionsversuche**

#### **8.1.1 Physikalische Nichtlinearität**

Siehe Abschnitt 5.2.1

#### **8.1.2 Geometrische Nichtlinearität**

Siehe Abschnitt 5.2.2

#### **8.1.3 Gleichgewichtsermittlung**

Siehe Abschnitt 5.2.3

#### **8.1.4 Nachweisformate**

Siehe Abschnitt 5.2.4

#### **8.1.5 Imperfektionen**

Siehe Abschnitt 5.2.5

### **8.2 Verifizierung der Versuchsreihen mit ANSYS [17]**

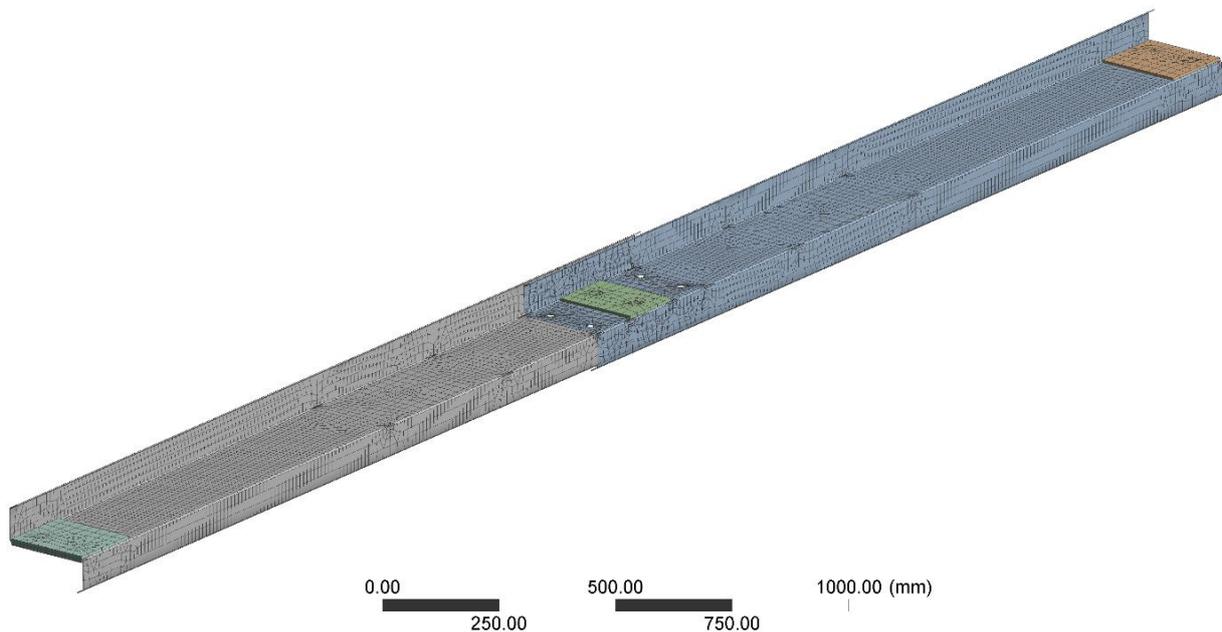
Die numerischen Untersuchungen wurden im Rahmen dieser Arbeit mit dem FEM-Programm ANSYS 14.5 [17] durchgeführt. Um die Genauigkeit des FE-Modells zu überprüfen, werden die aus den vorherigen Abschnitten beschriebenen Versuchsreihen verifiziert. In diesem Abschnitt folgen zum einen Erläuterungen zum gewählten FE-Modell und zum anderen wird die Verifikation aufgezeigt.

#### **8.2.1 Diskretisierung**

##### **Querschnitt / Geometrie**

In Bild 8.1 ist die Geometrie des FE-Modells abgebildet. Versuchsbedingt wurden geometrische Vereinfachungen vorgenommen. Ein Beispiel hierfür sind die Schrauben. Diese wurden in der

FE-Berechnung durch nichtlineare Kontaktelemente ersetzt. Des Weiteren wurden im Gegensatz zu den numerischen Untersuchungen für Biegung um die schwache Achse (Abschnitt 5) die Auflagerplatten als Schalelemente mit modelliert, siehe Bild 8.1.



Auflagerplatten zur Sichtbarkeit hervorgehoben

Bild 8.1 Finite-Elemente-Modell – Versuchsreihen Torsion [17]

### Lagerung

Für die Festhaltung im Raum werden im Bereich der End- und des Mittelauflegers die Auflagerplatten mit modelliert. An den Auflagerplattenunterseiten werden alle 3 Translationsfreiheitsgrade (Verschiebungen  $u$ ,  $v$ ,  $w$ ) im Raum blockiert., siehe Bild 8.2.

### Kontaktflächen

Identisch zu den numerischen Untersuchungen für Biegung um die schwache Achse wurde der Koppelbereich ebenfalls mit nichtlinearen Kontaktflächen versehen. Hinsichtlich der Eigenschaften wird an dieser Stelle auf Abschnitt 5.3 verwiesen.

Zusätzlich werden im Bereich der Endauflager und des Mittelauflegers Kontaktelemente verwendet. Um die Schraubverbindung realitätsgetreu nachzubilden wird diese im Bereich der Auflager durch Kontaktflächen mit einem Durchmesser  $d=40$  mm um die Lochbohrungen ( $d=17$  mm) herum idealisiert. In diesem Bereich wird mit dem Kontakt „Verbund“ gearbeitet. Die Elemente der Träger / Auflagerplatten sind damit innerhalb dieses Kreisringes in alle Richtungen fest miteinander verbunden. Die übrigen Bereiche werden mit dem nichtlinearen Kontakt reibungsfrei versehen, siehe Bild 8.3.

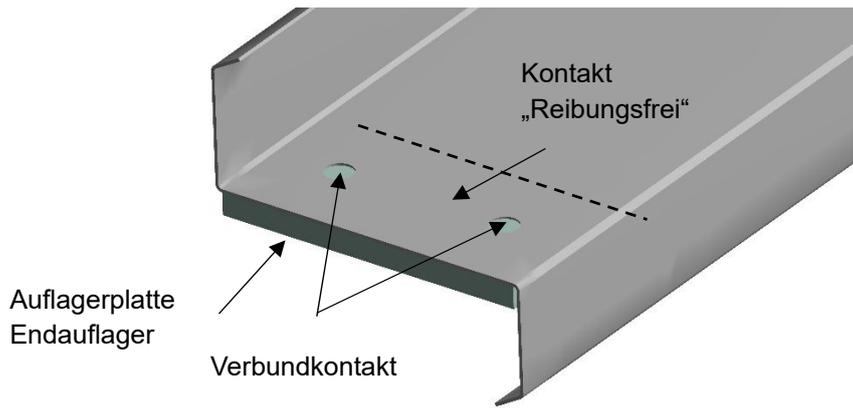


Bild 8.2 Auflager- und Kontaktbedingungen (Endauflager) [17]

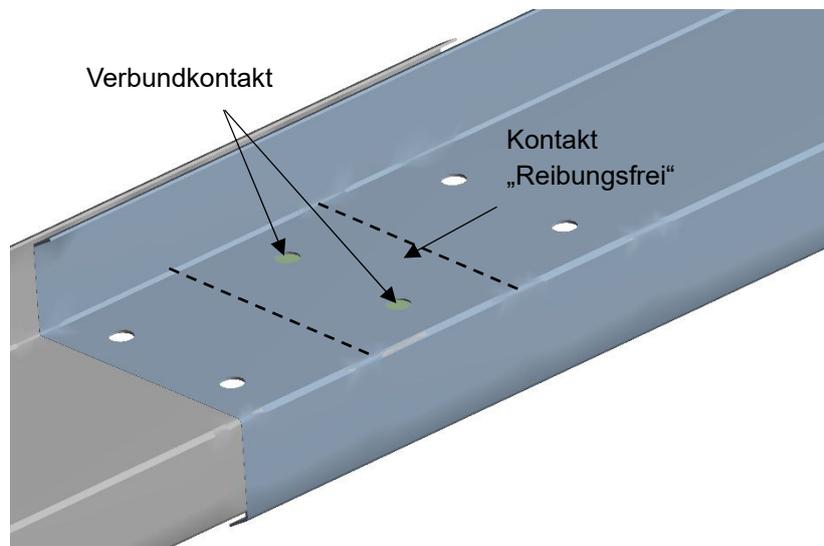


Bild 8.3 Auflager- und Kontaktbedingungen (Koppelbereich) [17]

### Elementierung

Siehe Abschnitt 5.3

### Belastung

Die Belastung (Einzelmoment  $\rightarrow$  Kräftepaar) wird über jeweils zwei schmale Kontaktflächen in lokaler z-Richtung aufgebracht. Die Lage und Abmessungen dieser Flächen wurden in Anlehnung an die Versuchsreihen (keilförmige Lastverteilplatten) gewählt. Des Weiteren werden in der numerischen Simulation die Profile um den Winkel  $\alpha$  gedreht (Hauptachseneckwinkel). Die Beanspruchung wurde in der numerischen Untersuchung kraftgeregelt mit ca. 100 Lastschritten aufgebracht.

## 8.2.2 Vergleich FE-Ergebnisse mit Versuchsreihen

Die Genauigkeit des numerischen Modells wurde anhand der in diesem Abschnitt vorgestellten Versuchsreihen mittels Nachrechnungen verifiziert. An dieser Stelle wird die Verifikation der

Versuchsreihe 2 (Z200) exemplarisch aufgeführt. In Bild 8.4 bis Bild 8.8 sind die Messwerte ausgewählter Wegaufnehmer bzw. die numerisch ermittelten Verformungen abgebildet.

Bei Betrachtung der Verformungsdiagramme ist ersichtlich, dass diese gut übereinstimmen. Die auftretenden Abweichungen sind vernachlässigbar gering. Ebenso ist es möglich das Versagensverhalten (Beulen des Obergurtes – Träger rechts) zutreffend nachzubilden, siehe Bild 8.9.

Aufgrund der geringen Diskrepanz zwischen den Messwerten und den Ergebnissen aus der numerischen Simulation lässt sich festhalten, dass die Güte der Ergebnisse ausreichend genau sind um das Modell für vertiefte parametrische Untersuchungen heranzuziehen.

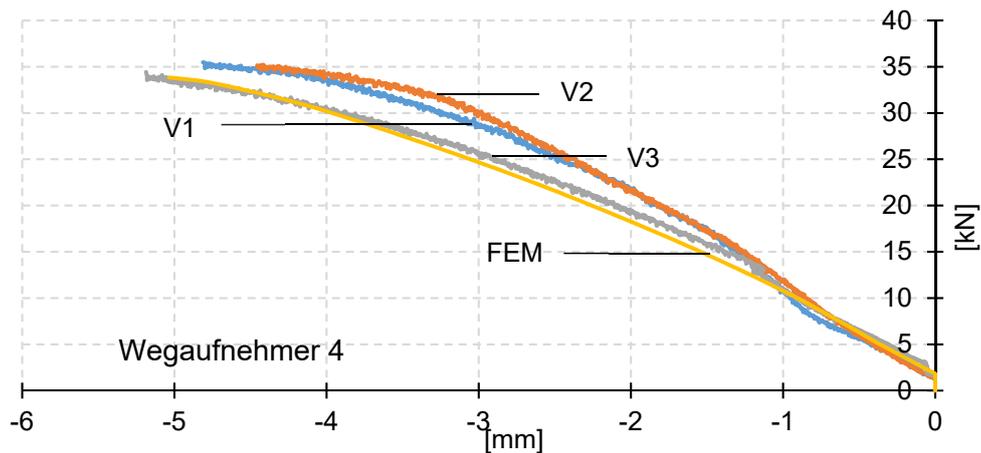


Bild 8.4 Traglastkurven Versuchsreihe 2 (Z200) – Wegaufnehmer 4

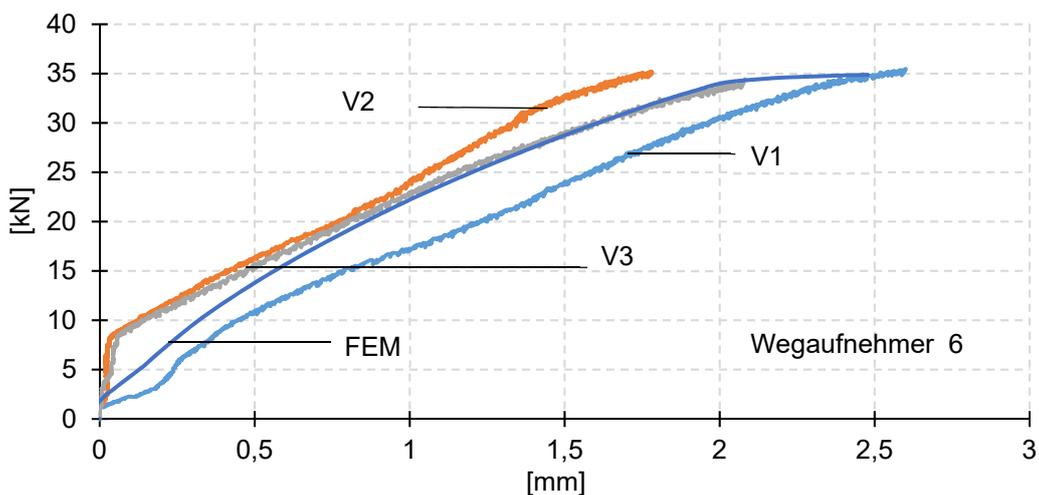


Bild 8.5 Traglastkurven Versuchsreihe 2 (Z200) – Wegaufnehmer 6

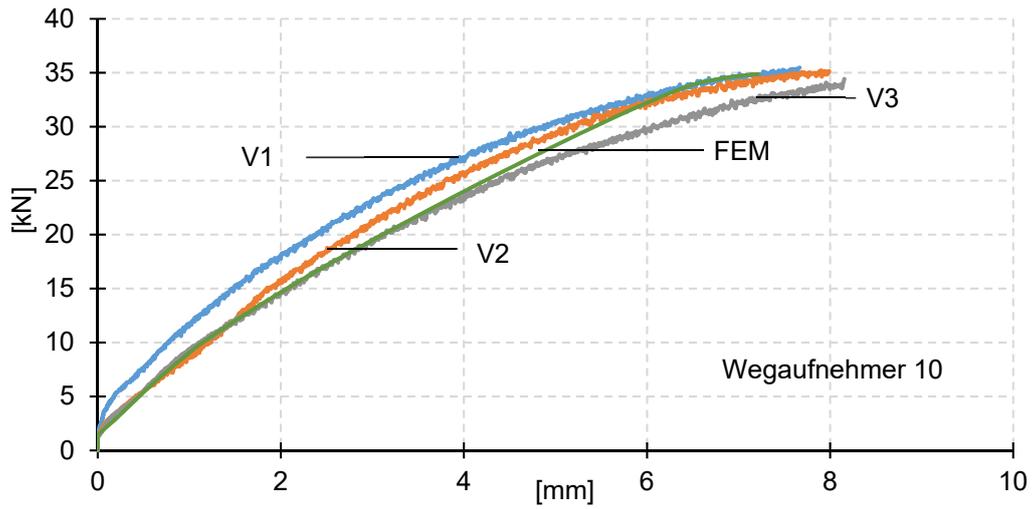


Bild 8.6 Traglastkurven Versuchsreihe 2 (Z200) – Wegaufnehmer 10

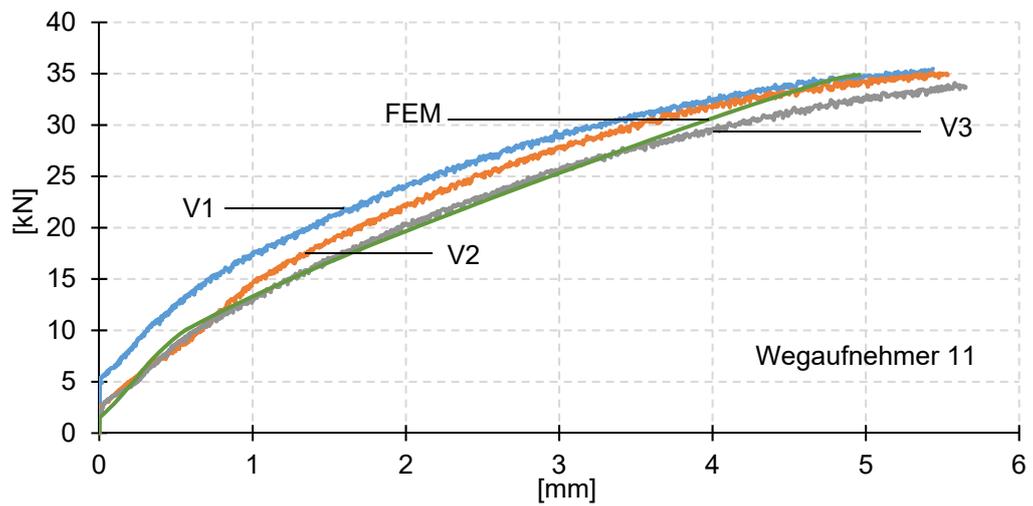


Bild 8.7 Traglastkurven Versuchsreihe 2 (Z200) – Wegaufnehmer 11

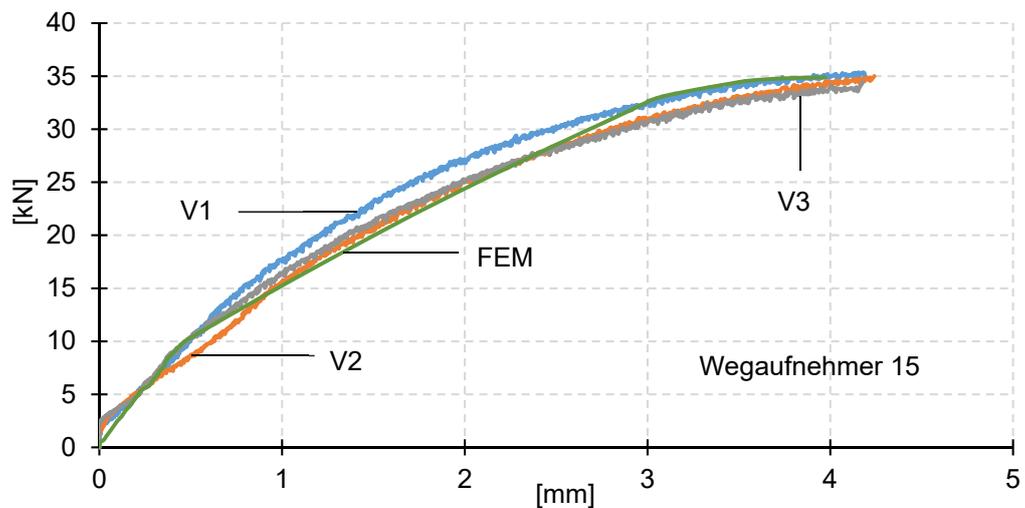


Bild 8.8 Traglastkurven Versuchsreihe 2 (Z200) – Wegaufnehmer 15

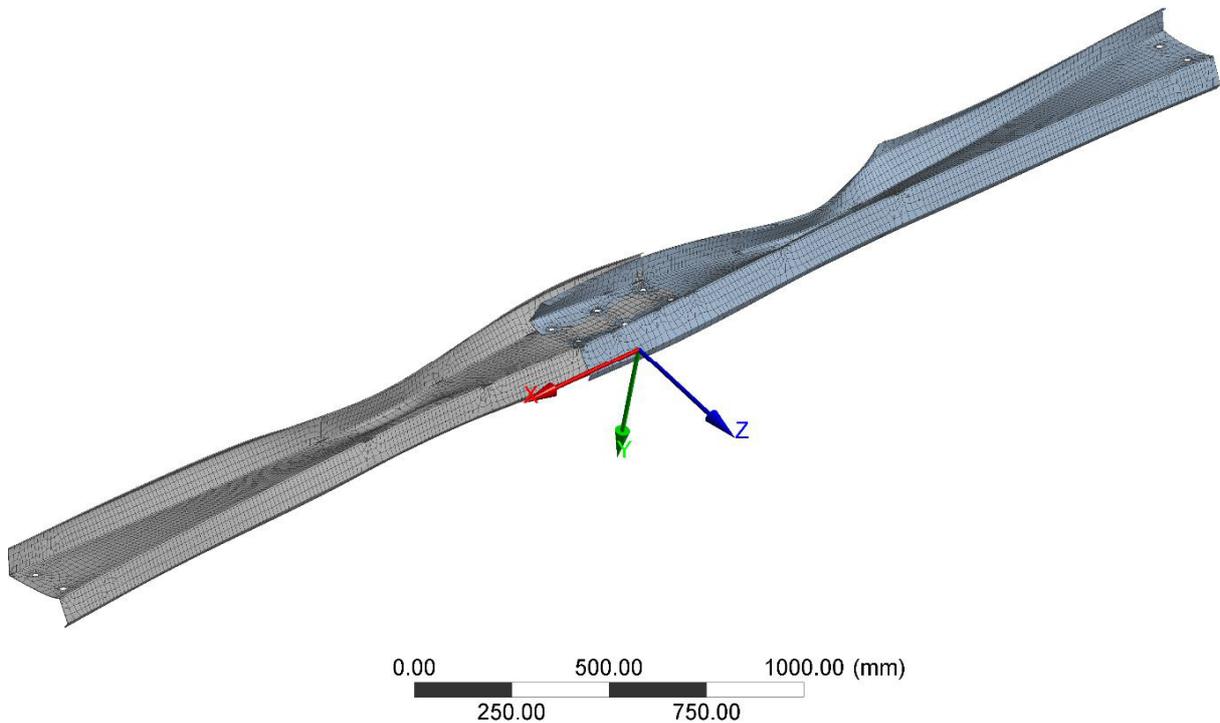


Bild 8.9 Verformungsverhalten bei Erreichen der Traglast – FE-Simulation ANSYS (skalierte Darstellung)

## 8.3 Torsion

### 8.3.1 Einleitung

Dadurch, dass bei den im Rahmen dieser Arbeit untersuchten Z-Profilen die Lage des Schwerpunktes nicht mit der Lage des Schubmittelpunktes übereinstimmt, wird der Querschnitt planmäßig durch Torsion beansprucht. Dies ist allerdings nur der Fall, wenn die Last nicht durch den Schubmittelpunkt verläuft, siehe Bild 8.10. So tritt neben einer reinen Biege- auch immer eine Torsionsbeanspruchung auf, die bei einer Bemessung bzw. auch bei der Beurteilung des Tragverhaltens zwingend zu berücksichtigen ist.

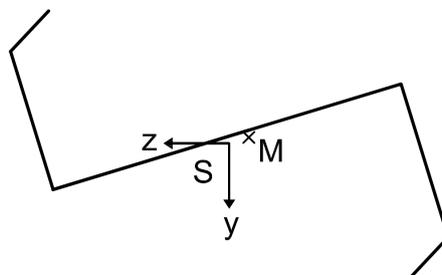


Bild 8.10 Schwerpunkt S und Schubmittelpunkt M (Hauptachsen)

Der Schubmittelpunkt (Drillruhepunkt) bezeichnet den Punkt eines Querschnitts, durch den eine Querkraft verlaufen muss, damit der Querschnitt keine Verdrehung erfährt.

Folglich ist von Torsion zu sprechen, sofern der Querschnitt eine Verdrehung  $\vartheta$  erfährt. Die Verdrehung wird im Normalfall durch ein Torsionsmoment (Kräftepaar) hervorgerufen. Neben der Verdrehung können sich bestimmte Querschnittsformen ebenso verwölben, siehe z.B. Bild 8.11.

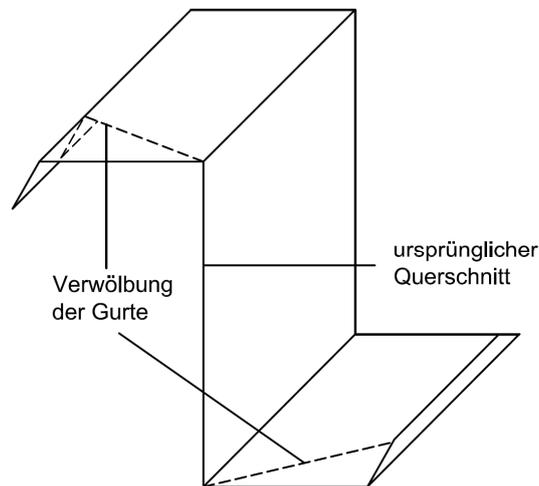


Bild 8.11 Verwölbung Z-Profil

Bei einer Verwölbung geht orthogonal zur Längsachse die Querschnittsgestalt verloren. Infolge einer Torsionsbelastung entstehen sowohl tangentielle als auch normale Spannungen. An dieser Stelle ist üblicherweise zwischen zwei Arten von Torsionsbeanspruchungen zu unterscheiden:

### St. Venant'sche Torsion (Wölbkraftfreie Torsion)

- Die St. Venant'sche Torsion gilt für wölbfreie (quasi-wölbfreie) Querschnitte
- Im Querschnitt werden nur primäre Schubspannungen ( $\tau_p$ ) hervorgerufen
- Es treten keine zusätzlichen Normalspannungen auf
- Das Torsionsmoment ist über die ganze Länge des Bauteils konstant
- Querschnittsverwölbungen können sich ungehindert ausbreiten

### Wölbkrafttorsion (Zwangsdrehung)

- Die Wölbkrafttorsion gilt für alle nicht wölbfreien Querschnitte
- Aufgrund der behinderten Verwölbung treten neben den primären Schubspannungen ( $\tau_p$ ) auch sekundäre Schubspannungen ( $\tau_s$ ) und Normalspannungen  $\sigma_\omega$  auf
- Das Torsionsmoment ist nicht konstant

Bei der St. Venant'schen Torsion berechnet sich das Torsionsmoment zu

$$M_{t,I} = G \cdot I_t \cdot \vartheta' \quad (\text{primäres Torsionsmoment}) \quad (8.1)$$

Unter Berücksichtigung der Wölbkrafttorsion kommt ein weiterer Anteil hinzu

$$M_{t,II} = - E \cdot I_\omega \cdot \vartheta''' \quad (\text{sekundäres Torsionsmoment}) \quad (8.2)$$

Folglich wird das innere Torsionsmoment  $M_t$  nicht nur durch den primären (Drill)widerstand (St. Venant), sondern auch durch den Wölbwiderstand  $I_\omega$  abgetragen. Somit ergibt sich das innere Torsionsmoment zu

$$M_t = G \cdot I_t \cdot \vartheta' - E \cdot I_\omega \cdot \vartheta''' \quad (8.3)$$

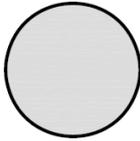
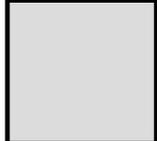
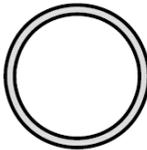
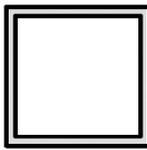
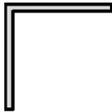
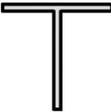
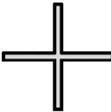
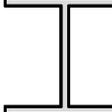
		wölbfrei	nicht wölbfrei
geschlossen	voll		
	hohl	 	
offen		  	  

Bild 8.12 Wölbfreie / nicht wölbfreie Querschnitte

Die Form des Querschnitts bzw. das Verhältnis von Torsionswiderstand  $I_T$  zum Wölbwiderstand  $I_\omega$  ist maßgebend für den abtragenden Anteil des Torsionsmomentes. Bei wölbfreien Querschnitten, mit einem in der Regel großen Torsionswiderstand  $I_T$  und einem geringen Wölbwiderstand  $I_\omega$ , wird das Moment in den meisten Fällen über primäre Torsion (St. Venant) abgetragen. Nicht wölbfreie Querschnitte weisen in vielen Fällen dahingehend einen sehr viel größeren Wölbwiderstand  $I_\omega$  auf. Aus diesem Grund wird das Moment anteilig über sekundäre Torsion (Wölbkrafttorsion) abgetragen.

Bei einem Abtrag über primäre Torsion entstehen tangentielle, primäre Schubspannungen  $\tau_p$ . Wird das Torsionsmoment darüber hinaus über Wölbkrafttorsion abgetragen, entstehen zusätzlich sekundäre Schubspannungen  $\tau_s$  und Normalspannungen  $\sigma_\omega$ . Die Normalspannungen werden dabei durch das Wölbmoment  $M_\omega$  hervorgerufen. Für eine exakte Bemessung müssen diese Anteile unbedingt berücksichtigt werden.

Mithilfe des folgenden Beispiels [71] soll anschaulich erklärt werden, wie es zu der in primärer und sekundärer aufgeteilter Torsionslastabtragung kommt.

An einem beidseitig gabelgelagerten Einfeldträger greift in Feldmitte ein Torsionsmoment mit dem Betrag  $2 \cdot M_t$  an. Unter Berücksichtigung, dass das Torsionsmoment jeweils zur Hälfte in das linke bzw. rechte Gabellager eingeleitet wird, verdrehen sich die Gurte gegenläufig, siehe Bild 8.13.

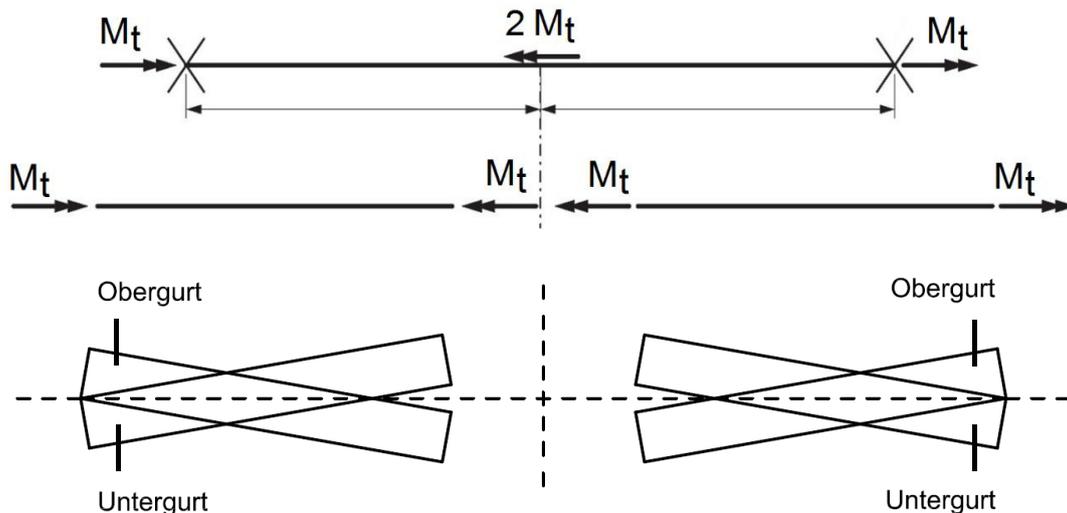


Bild 8.13: Beispiel Torsion Z-Querschnitt – Querschnittsverwölbung

Eine rein theoretische Zusammenführung der Trägerstücke in Feldmitte ist nicht ohne Zwang möglich. Die Ursache liegt in der Verwölbung des Querschnitts. Damit die Schnittufer wieder zusammengeführt werden können, müssen augenscheinlich Zwangskräfte aufgebracht werden. Durch das Aufbringen von Momenten in den Gurten bzw. Lippen könnte dieses Ziel erreicht werden. Hierdurch entstehen die folgenden Schnittgrößen, siehe Bild 8.14.

Die Trägerhälften sind jedoch nicht in Stabmitte gelagert, weshalb die Lagerreaktionen als äußere Belastung aufzubringen sind. Hierbei entspricht die äußere Belastung dem Torsionsmoment  $2 \cdot V_G \cdot h_s$  ( $h_s$ =Trägerhöhe).

Aus diesem Grund wird das aufgebrachte Torsionsmoment  $2M_t$  in der Folge über zwei Varianten abgetragen:

Primäre Torsion

$$M_{t,I} = M_t - V_G \cdot h_s \quad (\text{durch Verdrehung mit der Beanspruchung } \tau_p) \quad (8.4)$$

Sekundäre Torsion

$$M_{t,II} = V_G \cdot h_s \quad (\text{durch Gurtbiegung mit den Beanspruchungen } \sigma_\omega, \tau_s) \quad (8.5)$$

Die im Rahmen dieser Arbeit untersuchten Z-Profile gehören zu den nicht wölbfreien Querschnitten. Aufgrund dessen sind die Normalspannungen aus dem Wölbmoment zu untersuchen.

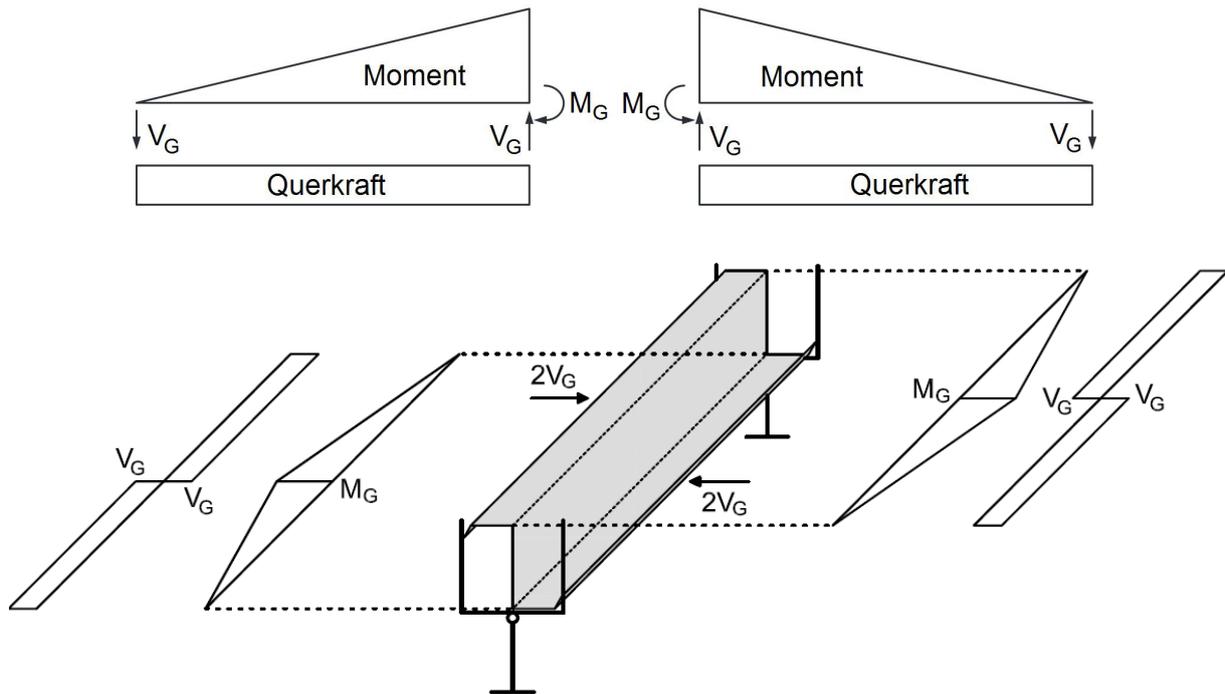


Bild 8.14: Beispiel Torsion Z-Querschnitt – Aufbringen von Zwangskräften

Vereinfachend kann das Wölbmoment als Moment der Gurtbiegemomente angesehen werden. Bei dieser Vorgehensweise wird der Steg (gedanklich) entfernt. Die St. Venantsche Torsionssteifigkeit  $GI_T = 0$  wird in der Folge nicht berücksichtigt. Wird dem Träger ein Einzeltorsionsmoment aufgezwungen, wird dieses durch ein Kräftepaar ersetzt. Dieses Kräftepaar wirkt parallel zu den Gurten und erzeugt das gleiche Einzeltorsionsmoment

$$V_o = V_u = M_x / h_s \quad (8.6)$$

Bei dieser Vorgehensweise wirkt der Gurt als Biegesystem. Das Wölbmoment ergibt sich nun als Moment der Gurtbiegemomente, siehe Bild 8.15.

$$M_\omega = M_G \cdot h_s \quad (8.7)$$

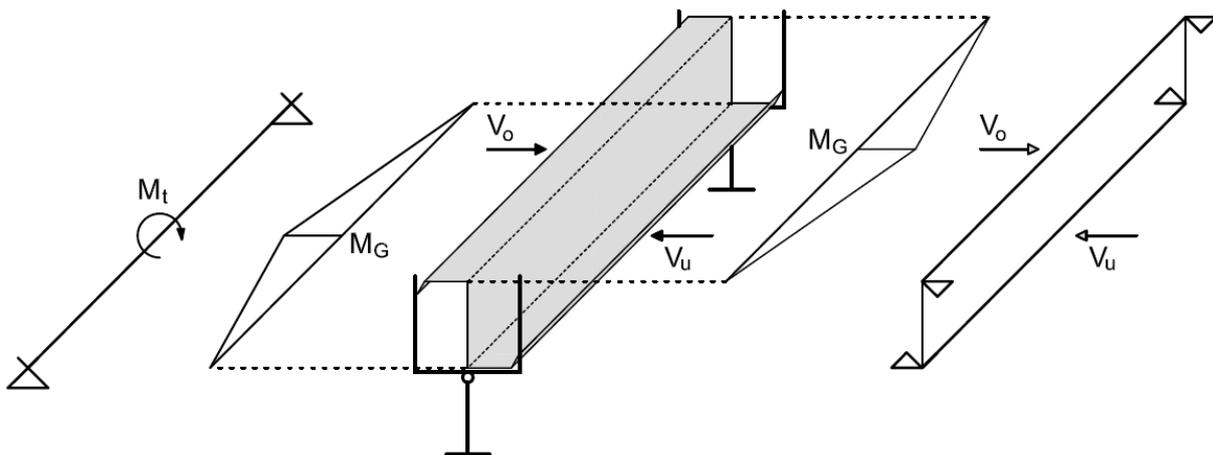


Bild 8.15 Wölbmoment – Vereinfachter Ansatz

### 8.3.2 Wölbkrafttorsion Koppelträger

Wie bereits in der Einleitung beschrieben, stimmt bei den zu untersuchenden Profilgeometrien die Lage des Schwerpunktes nicht mit der Lage des Schubmittelpunktes überein. Aus diesem Grund wird das Profil planmäßig durch Torsion beansprucht.

In Bild 8.16 sind die aus einem Wölbmoment resultierenden Spannungen exemplarisch für den linken und rechten Träger (Feld- und Koppelbereich) dargestellt. Anders als bei der Biegespannungsverteilung weisen die beiden äußeren Querschnittsfasern (Lippen oben/unten) das gleiche Vorzeichen auf. Daher ist es möglich, dass sich in manchen Belastungskombinationen die resultierenden Spannungsanteile aus der Biegung und der Wölbkrafttorsion aufsummieren, während sie sich in einem anderen Fall gegenseitig reduzieren, siehe hierzu Bild 8.16 in Verbindung mit Bild 8.17.

Der qualitative Verlauf des Wölbmomentes ( $M_\omega$ ) für einen klassischen Durchlaufträger kann infolge eines Einzeltorsionsmomentes Bild 8.18 und infolge eines Linientorsionsmomentes Bild 8.19 entnommen werden. Bedingt durch die Analogiebetrachtung ergibt sich vereinfachend der Verlauf des Wölbmomentes  $M_\omega$  analog zum Biegemomentenverlauf  $M_z$  (Einzeltorsionsmoment - Einzellast / Linientorsionsmoment - Linienlast). Die Analogie wird in Abschnitt 9.2 ausführlich beschrieben.

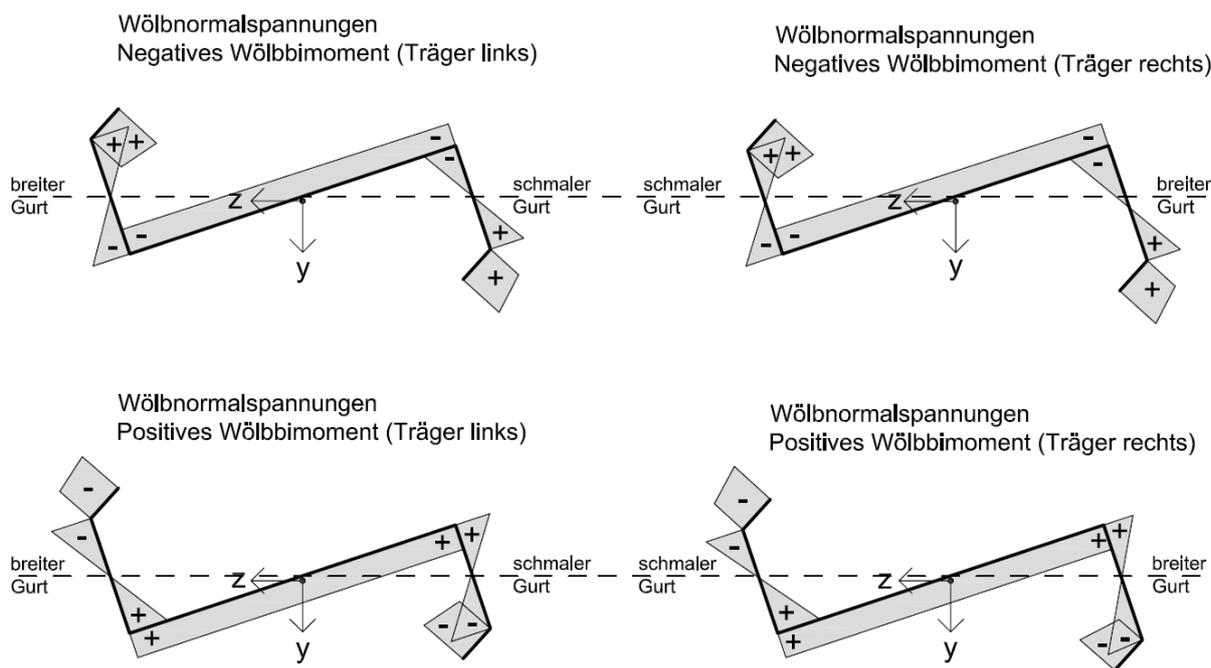


Bild 8.16: Spannungsverteilung (Wölbkrafttorsion)

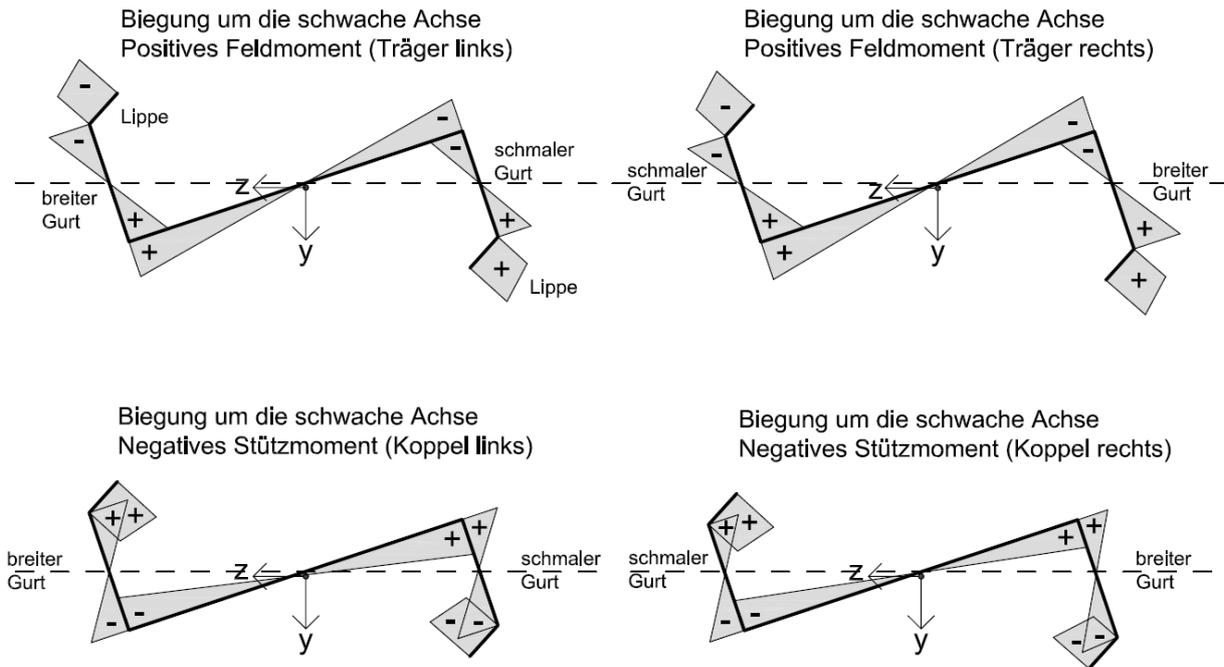


Bild 8.17 Spannungsverteilung (Biegung um die schwache Achse)

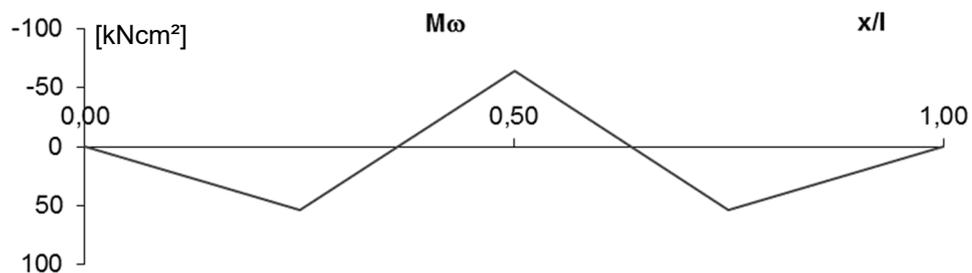


Bild 8.18 Wölbmoment Durchlaufträger - Einzeltorsionsmoment [44]

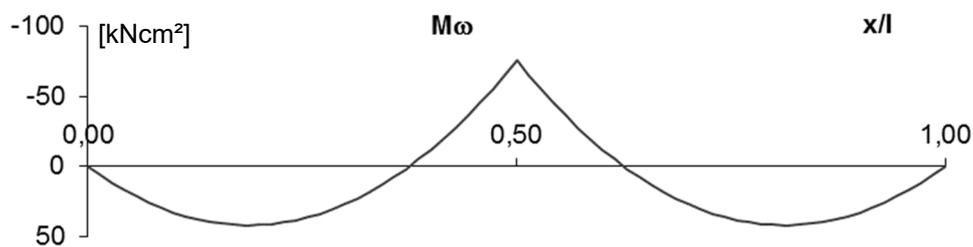


Bild 8.19 Wölbmoment Durchlaufträger - Linientorsionsmoment [44]

Wie sich der genaue Verlauf bei einem gekoppelten Zweifeldträger einstellen wird im nachfolgenden Abschnitt mithilfe diverser numerischer Untersuchungen analysiert.

## 8.4 Numerische Untersuchungen - Wölbkrafttorsion

Bei der Bemessung eines gekoppelten Mehrfeldträgers aus Z-Profilen ist nahezu immer eine den Querschnitt verdrehende Einwirkung vorhanden. Aus diesem Grund ist der Einfluss des Wölbmomentes und der daraus resultierenden Wölbnormalspannung bei der Bemessung zwingend zu berücksichtigen.

In diesem Abschnitt soll daher das Tragverhalten (insbesondere die Schnittgrößenverteilung  $M_{\omega}$ ) des Koppelträgers analysiert werden. Bei der Berechnung mittels FE-Methode wird das in Abschnitt 8 vorgestellte und bereits verifizierte numerische Modell verwendet.

In den nachfolgenden Parameterstudien werden die in der Praxis gängigen Querschnitte Z160 / Z200 / Z240 und Z280 aus [82] ausgewertet, siehe Bild 8.20. Hierbei wird je Profilhöhe ein mehr und ein weniger beulgefährdeter Querschnitt betrachtet. Die numerischen Untersuchungen werden für die Stützweiten  $L=3,50\text{m}$  und  $L=5,00\text{m}$  durchgeführt.

Als Belastung werden Einzel- und Linientorsionsmomente durch Kräftepaare aufgebracht, siehe Bild 8.21. Durch die gewählte Beanspruchung treten aufgrund der Asymmetrie des Profils geringe Biegespannungsanteile auf. Diese sind vernachlässigbar gering und werden daher in den weiterführenden Untersuchungen nicht berücksichtigt.

Querschnitte			
Z160-20	Z200-15	Z240-15	Z280-20
Z160-30	Z200-35	Z240-35	Z280-40

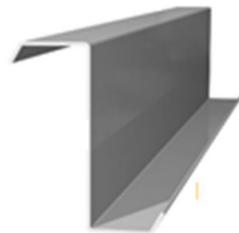


Bild 8.20 Übersicht Querschnitte [82]

Die Einzel-/ Linienlasten (Kräftepaare) werden in einem Abstand  $e_s$  zum Schwerpunkt aufgebracht. Der Abstand  $a_{l,r}$  (siehe Bild 8.21) beträgt in Anlehnung an die Versuchsreihen für alle Querschnitte des linken Trägers  $a_l=3,0\text{cm} \cdot \cos(\alpha)$ . Da die Z-Profile um  $180^\circ$  gegeneinander versetzt eingebaut werden, verschiebt sich die Lage des Schwerpunktes. Damit für den linken und rechten Träger jeweils ein identisches Torsionsmoment aufgebracht werden kann, ist die Lage des Kräftepaares durch den Abstand  $a_r$  zum Querschnittsrand beim rechten Träger anzupassen. Die Summe der Hebelarme um den Schubmittelpunkt ist bei beiden Trägern gleich ( $e_{m1}+e_{m2} = e_{m3} + e_{m4}$ ).

Zur Erzeugung des Linientorsionsmomentes werden die Kräftepaare jeweils bis zur Mittelachse der Überkopplung geführt, siehe Bild 8.22. Das Einzeltorsionsmoment wird in den nachfolgenden Parameterreihen je Träger in Feldmitte aufgebracht. In Tab. 8.1 sind die detaillierten Angaben zu den Kräftepaaren aufgeführt.

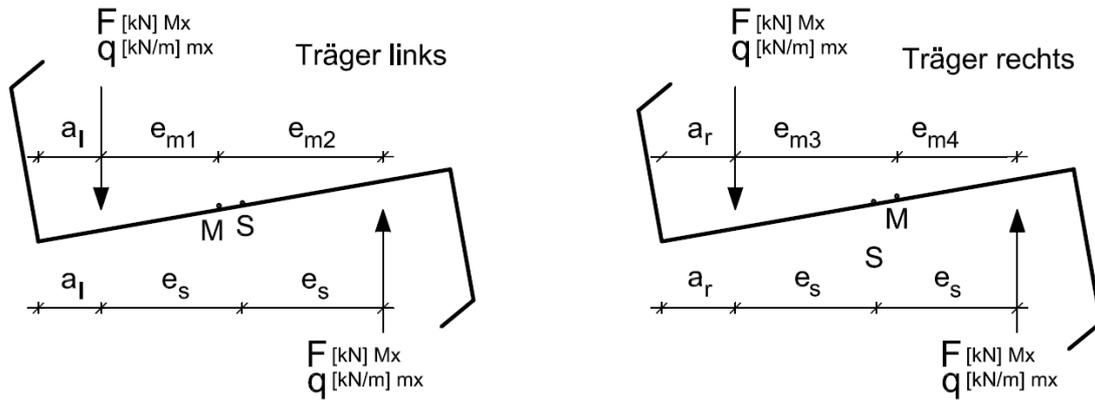


Bild 8.21 Kräftepaare zur Erzeugung eines Torsionsmomentes – P1a bis P4a

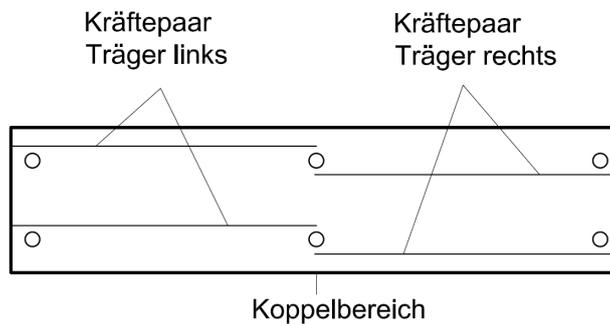


Bild 8.22 Kräftepaare im Bereich der Überkopplung (Draufsicht)

Tab. 8.1 Übersicht Kräftepaare Parameterreihen

Profil	$a_l$ [cm]	$a_r$ [cm]	$e_s$ [cm]	$e_{m1}$ [cm]	$e_{m2}$ [cm]	$e_{m1}+e_{m2}$ [cm]	$e_{m3}$ [cm]	$e_{m4}$ [cm]	$e_{m3}+e_{m4}$ [cm]
Z160-15	2,72	3,01	4,35	3,74	4,95	8,69	5,39	3,30	8,69
Z160-30	2,69	2,98	4,21	3,38	5,03	8,41	5,03	3,38	8,41
Z200-15	2,83	3,18	6,36	5,30	7,43	12,73	7,44	5,29	12,73
Z200-35	2,82	3,15	6,24	5,19	7,30	12,49	7,30	5,19	12,49
Z240-15	2,87	3,24	8,37	7,34	9,40	16,74	9,81	6,93	16,74
Z240-35	2,85	3,21	8,22	7,03	9,41	16,44	9,41	7,03	16,44
Z280-20	2,88	3,25	10,28	9,07	11,48	20,55	11,62	8,93	20,55
Z280-40	2,87	3,23	10,14	8,91	11,37	20,28	11,38	8,90	20,28

In den einzelnen Parameterreihen wird dieselbe Materialgüte (S 320 GD + Z275 NA-C nach DIN EN 10346) wie in den Versuchsreihen verwendet (Streckgrenze  $R_e = 352$  MPa gemäß Prüfzeugnis Versuchsträger).

In Bild 8.23 und Tab. 8.2 sind die einzelnen Parameterreihen mit den maßgebenden Angaben zum statischen System und der positiven Momentendrehrichtung (siehe Bild 8.21) abgebildet.

Um nun Aussagen über das Tragverhalten treffen zu können, wird die Wölbnormalspannungsverteilung bei Erreichen der Streckgrenze, im Feld- und Stützbereich, mithilfe des FE-Programms ANSYS [17] untersucht. An dieser Stelle ist zu beachten, dass im unmittelbaren Lasteinleitungsbereich (Steg) lokale Spannungsspitzen auftreten. In den nachfolgenden parametrischen Untersuchungen werden diese jedoch nicht berücksichtigt.

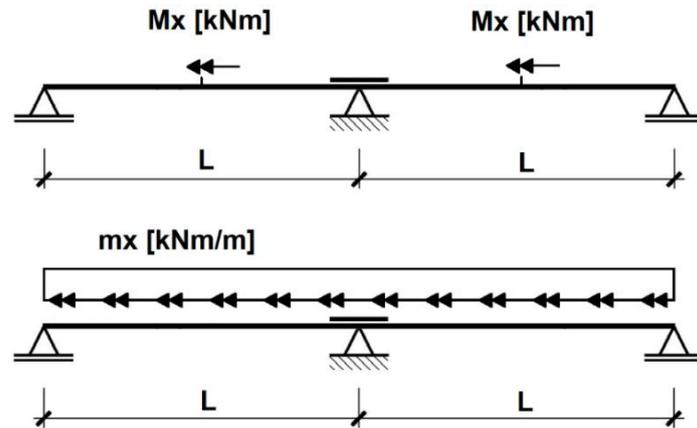


Bild 8.23 Statische Systeme Parameterreihen 1a bis 4a - Torsion

Tab. 8.2 Übersicht Parameterreihen 1 bis 4

Profile	$M_x$ [kNm]		$m_x$ [kNm/m]	
	1a,b	2a,b	3a,b	4a,b
Z 160-15	L=3,50m	L=5,00m	L=3,50m	L=5,00m
Z 160-30				
Z 200-15				
Z 200-35				
Z 240-15				
Z 240-35				
Z 280-20				
Z 280-40				

Index a: Belastung/Momentendrehrichtung siehe Bild 8.23

Index b: Belastung/Momentendrehrichtung siehe Bild 8.33

### 8.4.1 Parameterreihe 1a – $M_x$ (Stützweite $L=3,50m$ )

In diesem Abschnitt wird für einen gekoppelten Mehrfeldträger die Verteilung des Wölbmomentes infolge eines Einzeltorsionsmomentes für den Feld- und Stützbereich analysiert (Stützweite  $L=3,50m$ ). In den numerischen Untersuchungen wird das Einzeltorsionsmoment über ein Kräftepaar jeweils in Feldmitte aufgebracht. Die Angaben zum Kräftepaar finden sich in Bild 8.21 und Bild 8.23.

In der Anlage C (Bild C.1) sind die maximalen / minimalen Spannungen bei Erreichen der Streckgrenze vom Betrage her abgebildet. Hierbei konnte eine negative Wölbnormalspannungsverteilung ( $\hat{=}$  positives  $M_\omega$ ) in den Feldern und eine positive im Koppelbereich ( $\hat{=}$  negatives  $M_\omega$ ) an den Lippenaußenkanten beobachtet werden, siehe Bild 8.24. Die qualitativen Druck- und Zugspannungsbereiche können ebenso der Anlage C (Bild C.9 und Bild C.10) entnommen werden.

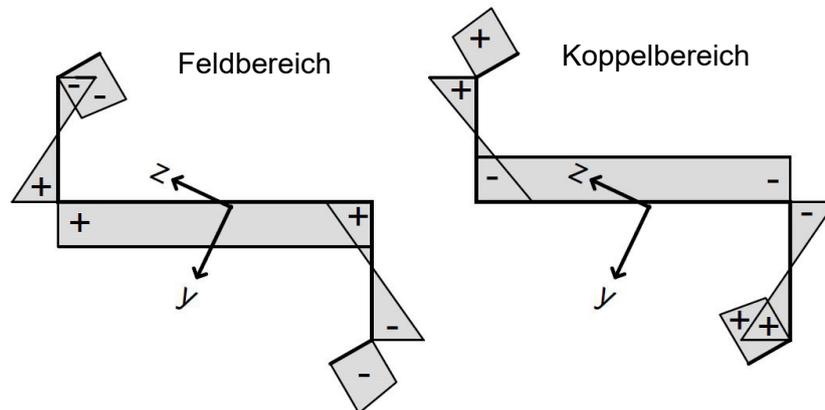


Bild 8.24 Wölbnormalspannungsverteilung Z-Profil (Feld- Koppelbereich) – P1a bis P4a

Die betragsmäßig größten Spannungen treten im Feldbereich auf. Hier konnte auch das Querschnittsversagen beobachtet werden. Im Gegensatz zu den Versuchsreihen (Stützweite  $L=1,80\text{m}$ ) versagt bei einer Stützweite  $L=3,50\text{m}$  der linke Träger im Feldbereich. Während dort Spannungen von ca. 301 MPa bis 352 MPa erreicht werden, liegen die Wölbnormalspannungen im Koppelbereich bei ca. 147 MPa bis 263 MPa. Es konnte festgestellt werden, dass die zugehörigen Spannungen im Stützbereich für die Querschnitte mit der größten Beulgefährdung am geringsten ausfallen (Z160-15; Z200-15; Z240-15).

In Bild 8.25 ist der Wölbnormalspannungsverlauf  $\sigma_\omega$  exemplarisch für den Querschnitt Z200-35 dargestellt.

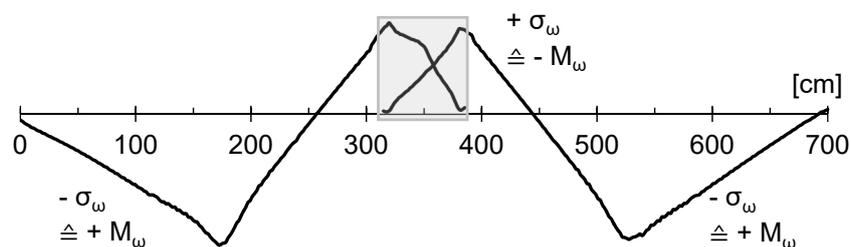


Bild 8.25 Einzeltorsionsmoment: Spannungsverlauf  $\sigma_\omega$  ( $L=3,50\text{m}$ ) – Z200-35

Die Auswertung der Spannungen erfolgte in der Lippe (Randversteifung  $\max|\omega|$ ). Erkennbar ist, dass die minimalen Spannungen im Feld im Bereich der Lasteinleitung auftreten. Der für diese Belastung zu erwartende lineare Spannungsverlauf ( $\sigma_\omega$ ) kann weitestgehend bestätigt werden. Hinsichtlich der Spannungsverteilung im Koppelbereich können teilweise Parallelen zu den Parameterreihen (Biegung um die schwache Achse) gezogen werden. Während beim rechten Träger die maximale Spannung im Anschnitt der Kopplung auftritt ( $x=0,90\cdot L$ ), konnte

dies beim linken Träger bei einer Vielzahl der Querschnitte nicht beobachtet werden. So stellt sich die maximale Spannung im Koppelbereich des linken Trägers ebenfalls im Anschnitt ein. Bei einigen Querschnitten konnte dennoch auch das Spannungsextremum im Koppelbereich beobachtet werden.

#### 8.4.2 Parameterreihe 2a – $M_x$ (Stützweite $L=5,00\text{m}$ )

In der Parameterreihe 2a wird die Spannungs- bzw. Momentenverteilung ( $\sigma_\omega$  bzw.  $M_\omega$ ) infolge eines Einzeltorsionsmomentes für eine Stützweite von  $L=5,00\text{m}$  untersucht. In den numerischen Untersuchungen hat sich gezeigt, dass die betragsmäßig größten Spannungen an den Lippenaußenkanten auftreten. Hierbei ist die betragsmäßig größte Wölbnormalspannung in den Feldern negativ ( $\triangleq$  positives  $M_\omega$ ) und im Koppelbereich positiv ( $\triangleq$  negatives  $M_\omega$ ). Es konnte weiterhin festgestellt werden, dass die betragsmäßig größten Spannungen im Feldbereich des linken Trägers auftreten. An dieser Stelle konnte ebenfalls das Querschnittsversagen beobachtet werden. Die Spannungen im Feldbereich des rechten Trägers liegen bei Erreichen der Streckgrenze bei 331 MPa bis 348 MPa. Im Koppelbereich stellen sich Spannungen zwischen ca. 218 MPa und 306 MPa ein, siehe hierzu Anlage C (Bild C.2). Im Vergleich zur P1a (Parameterreihe 1a) steigen die zugehörigen Spannungsanteile sowohl im Koppelbereich als auch im rechten Träger (Feldbereich) somit an.

In Bild 8.26 ist der qualitative Verlauf der Wölbnormalspannung dargestellt. Die minimale Spannung (Feld) konzentriert sich im Lasteinleitungsbereich. An dieser Stelle ist ein weitestgehend linearer Verlauf zu erkennen. Im Koppelbereich konnte wie bei der Parameterreihe 1a beobachtet werden, dass sich die maximale Wölbnormalspannung bei beiden Trägern im Anschnittbereich einstellt.

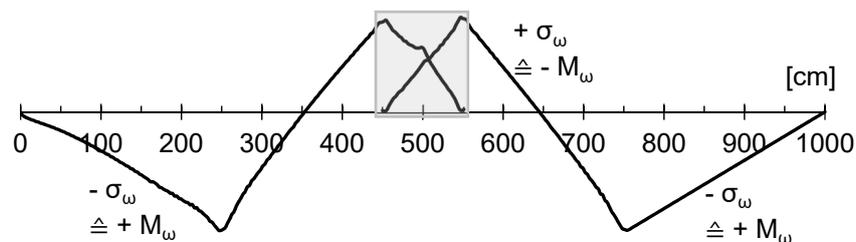
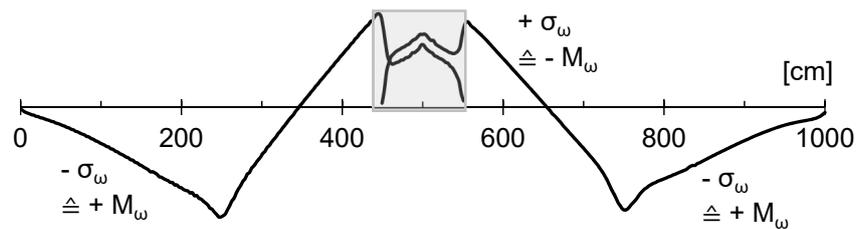


Bild 8.26 Einzeltorsionsmoment: Spannungsverlauf  $\sigma_\omega$  ( $L=5,00\text{m}$ ) - Z200-35

#### Wölbnormalspannungsverlauf $\sigma_\omega$ für Zweifeldträger mit Verbundkontakt (Gesamtquerschnitt)

In Bild 8.27 ist der Wölbnormalspannungsverlauf  $\sigma_\omega$  für einen gekoppelten Zweifeldträger (statisches System und Belastung siehe Parameterreihe 2a/ Z200-35) mit einem Verbundkontakt anstatt eines reibungsfreien Kontaktes im Koppelbereich dargestellt. Der Verbundkontakt bewirkt, dass alle Querschnittsteile fest miteinander verbunden sind (verschweißt/verklebt) und infolgedessen als Gesamtquerschnitt wirken.

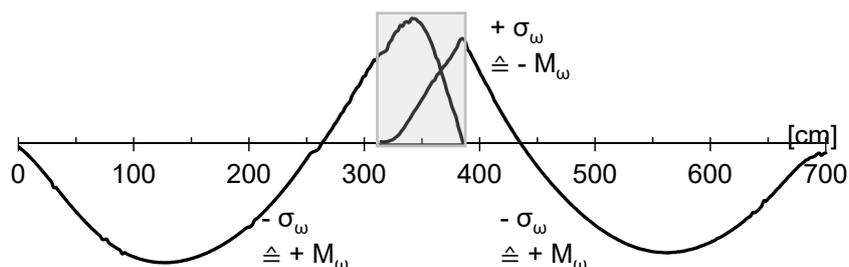
Bild 8.27 Einzeltorsionsmoment: Spannungsverlauf  $\sigma_\omega$  ( $L=3,50\text{m}$ ) - Z200-35 „Verbund“

Wie erkennbar ist, wird das Spannunsextremum ebenfalls im Anschnitt erreicht. Im Gegensatz zum gekoppelten Zweifelfträger, wo die Spannung im Koppelbereich weitestgehend linear abgebaut wird, fällt diese beim „Verbund-Träger“ aufgrund des doppelten Querschnitts sprunghaft ab. Hinsichtlich der Spannungsverteilung sind somit für diese Belastung nur bedingt Parallelen zum gekoppelten Mehrfeldträger erkennbar.

### 8.4.3 Parameterreihe 3a – mx (Stützweite $L=3,50\text{m}$ )

In diesem und im nachfolgenden Abschnitt wird die Beanspruchung durch ein Linientorsionsmoment untersucht. Die positive Momentendrehrichtung sowie weitere Angaben zum Kräftepaar können Abschnitt 8.4 entnommen werden.

In dieser Parameterreihe konnte festgestellt werden, dass wiederum im linken Träger (Feldbereich) bei allen Querschnitten die Streckgrenze zuerst erreicht wird. Darauf folgt der Feldbereich des rechten Trägers (ca. 314 MPa bis 326 MPa). Die zugehörigen Spannungen im Koppelbereich betragen ca. 228 MPa bis 306 MPa, siehe hierzu die Anlage C (Bild C.3). Dabei weisen diejenigen Querschnitte mit der größten Beulgefährdung die geringste zugehörige Spannung auf. Die maximalen/minimalen Spannungen können auch infolge eines Linientorsionsmomentes an den Lippenaußenkanten beobachtet werden. Hierbei ist die betragsmäßig größte Spannung in den Feldern weiterhin negativ (positives  $M_\omega$ ) und im Koppelbereich positiv (negatives  $M_\omega$ ), siehe hierzu auch Bild C.15 und Bild C.16 (Anlage C). In Bild 8.28 ist die Wölbnormalspannungsverteilung dargestellt. Wie zu erkennen ist, stellt sich der für die diese Belastung zu erwartende quadratische Verlauf ein. Dabei ist im Vergleich zu den vorhergehenden Untersuchungen (Einzeltorsionsmoment) im Koppelbereich die maximale Spannung innerhalb der Überkopplung bzw. im Abstand von  $x \approx 175\text{mm}$  zum Beginn der Überlappung vorzufinden. Im rechten Träger kann die maximale Spannung dahingehend weiterhin im Anschnitt beobachtet werden.

Bild 8.28 Linientorsionsmoment: Spannungsverlauf  $\sigma_\omega$  ( $L=3,50\text{m}$ ) - Z200-35

#### 8.4.4 Parameterreihe 4a – mx (Stützweite L=5,00m)

In der Parameterreihe 4a wird die Verteilung des Wölbmoments infolge eines Linientorsionsmomentes für eine Stützweite von  $L=5,0\text{m}$  untersucht. Das Querschnittsversagen tritt im Koppelbereich auf, siehe Anlage C (Bild C.4). Hierbei versagt sowohl der linke untenliegende, als auch der rechte obenliegende Träger. Im Feldbereich treten zugehörige Spannungen von 296 MPa bis 345 MPa bei Erreichen der Streckgrenze auf. In der nachfolgenden Abbildung ist die Wölbnormalspannungsverteilung dargestellt. Hierbei tritt wie in der Parameterreihe 3a das Spannungsextremum sowohl im Anschnitt als auch innerhalb der Kopplung ( $x \approx 0,95 \cdot L$ ) auf. Weiterhin ist für diese Belastung der typische quadratische Verlauf zu erkennen.

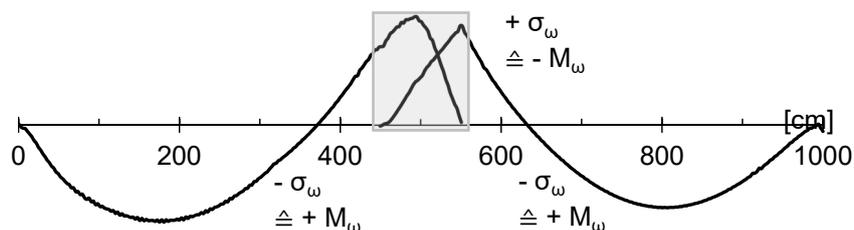


Bild 8.29 Linientorsionsmoment: Spannungsverlauf  $\sigma_\omega$  ( $L=5,00\text{m}$ ) - Z200-35

#### Wölbnormalspannungsverlauf $\sigma_\omega$ für Zweifeldträger mit Verbundkontakt (Gesamtquerschnitt)

In Bild 8.30 ist ein gekoppelter Zweifeldträger (statisches System und Belastung siehe Parameterreihe 4a/ Z200-35) mit einem Verbundkontakt anstatt eines reibungsfreien Kontaktes im Koppelbereich ausgewertet.

Erkennbar ist, dass dieser Träger ebenfalls sein Spannungsmaximum im Anschnitt erreicht. Allerdings fällt diese wiederum aufgrund des doppelten Querschnitts sofort sprunghaft ab. Wie auch infolge eines Einzelmomentes sind für diese Belastung (Linientorsionsmoment) nur bedingt Parallelen zum gekoppelten Mehrfeldträger erkennbar. In den vorherigen Abschnitten wurde die Wölbnormalspannungsverteilung an gekoppelten Mehrfeldträgern untersucht. Hierbei wurden Stützweiten von  $L=3,50\text{m}$  und  $L=5,00\text{m}$  betrachtet und Einzel- und Linientorsionsmomente berücksichtigt.

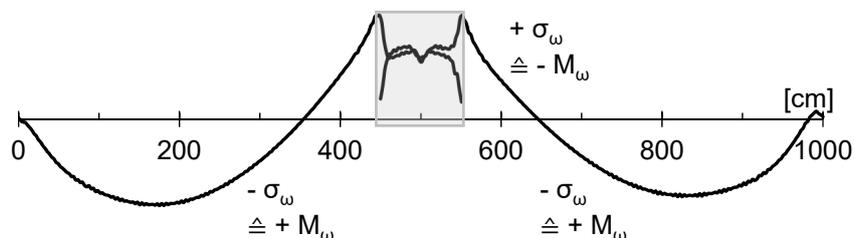


Bild 8.30 Linientorsionsmoment: Spannungsverlauf  $\sigma_\omega$  ( $L=5,00\text{m}$ ) - Z200-35 „Verbund“

In den numerischen Untersuchungen hat sich gezeigt, dass durch die gewählten Kräftepaare positive Wölbmomente im Feldbereich (Zugspannungen an den Querschnittsrandfasern;

Druckspannungen im Stegbereich) und negative Wölbmomente im Koppelbereich (Druckspannungen an den Querschnittsrandfasern; Zugspannungen im Stegbereich) auftreten. Wird nun die Momentendrehrichtung geändert, siehe Bild 8.31, sind im Feldbereich negative Wölbmomente und im Stützbereich positive Wölbmomente zu erwarten. Hierdurch treten im Feldbereich Druckspannungen an den Querschnittsrandfasern und Zugspannungen im Stegbereich auf. Im Koppelbereich sind Zugspannungen an den Querschnittsrandfasern und Druckspannungen im Stegbereich zu erwarten, siehe Bild 8.32. Durch die unterschiedlichen gedrückten Bereiche des Querschnitts, sind in der Folge unterschiedliche effektive Querschnittswerte zu berücksichtigen. So weichen der Torsionswiderstand  $I_{\omega}$  und die Wölbordinate  $\omega$  je nach Spannungsverteilung z.T. deutlich voneinander ab. Durch die variierende Steifigkeit kann sich eine geänderte Wölbnormalspannungsverteilung im Vergleich zu den Parameterreihen P1a bis P4a ergeben.

Aus diesem Grund werden im nachfolgenden Abschnitt weitere parametrische Untersuchungen durchgeführt. Die Angaben zum statischen System, Stützweiten, Auswertungsbereiche, Grenzlasten usw. können den Parameterreihen P1b bis P4b und Bild 8.33 entnommen werden. Die Momentendrehrichtung (Kräftepaare) basiert auf Bild 8.31.

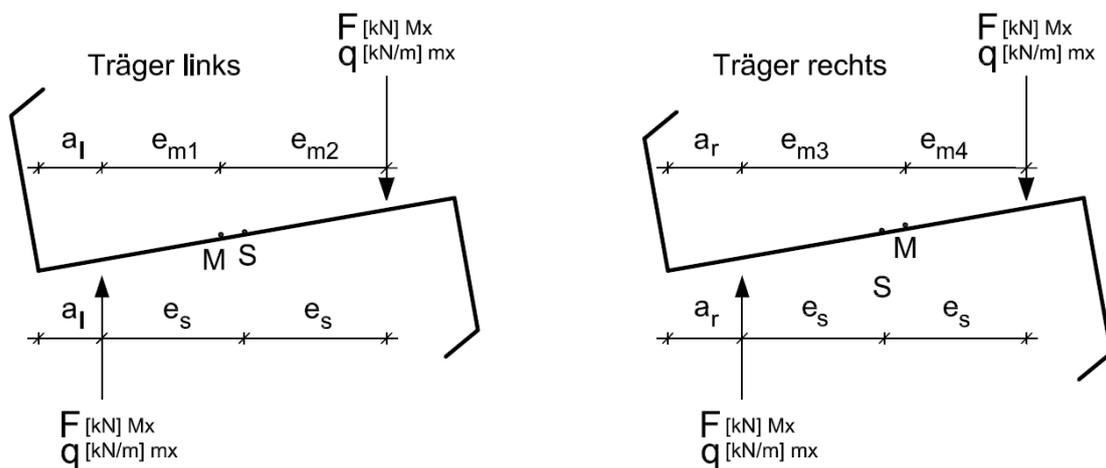


Bild 8.31 Kräftepaare zur Erzeugung eines Torsionsmomentes – P1b bis P4b

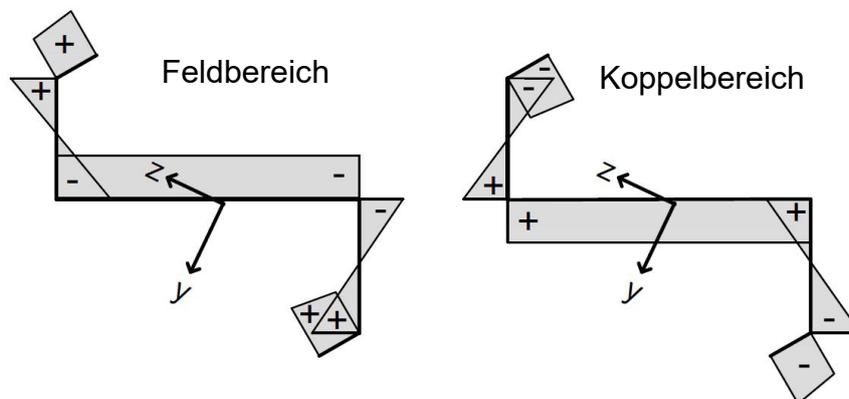


Bild 8.32 Wölbnormalspannungsverteilung Z-Profil (Feld- Koppelbereich) – P1b bis P4b

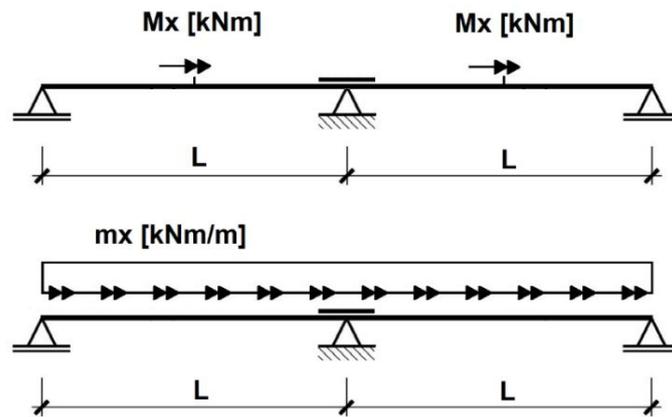


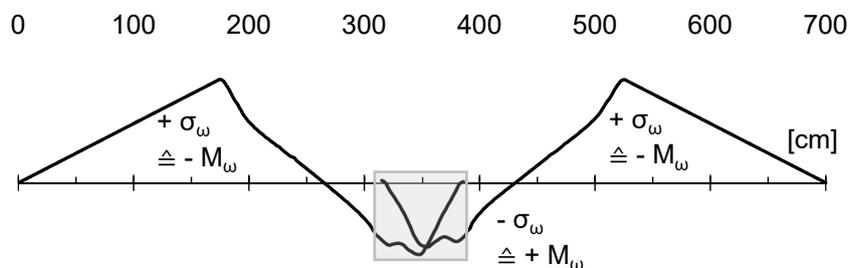
Bild 8.33 Statische Systeme - Parameterreihen 1b bis 4b

#### 8.4.5 Parameterreihe 1b – $M_x$ (Stützweite $L=3,50\text{m}$ )

Für diese Parameterreihe konnte festgestellt werden, dass im Feldbereich die größte Spannung erreicht wird, weswegen an dieser Stelle auch das Querschnittsversagen auftritt, siehe Bild C.5 (Anlage C). Allerdings versagt anders als bei P1a der rechte Träger zuerst. Während die Spannungen im linken Träger bei ca. 345 MPa liegen, werden im Koppelbereich Spannungen von 183 MPa bis 288 MPa erreicht. Bei Betrachtung von Bild C.5 ist ersichtlich, dass die zugehörigen Spannungen (betragsmäßig) im Stützbereich für die Querschnitte mit der größten Beulgefährdung am geringsten ausfallen (Z160-15; Z200-15; Z240-15; Z280-20).

Wie bereits vermutet wurde durch die numerische Simulation bestätigt, dass sich infolge der negativen Momentendrehrichtung im Feldbereich negative Wölbmomente ( $\hat{=}$  positive Wölbnormalspannungen) und im Stützbereich positive Wölbmomente einstellen ( $\hat{=}$  negative Wölbnormalspannungen), siehe Bild 8.34 und Anlage C (Bild C.12 und Bild C.13).

In den numerischen Untersuchungen hat sich gezeigt, dass die minimalen Spannungen im Feldbereich im unmittelbaren Lasteinleitungsbereich auftreten. Die betragsmäßig größte Spannung im Koppelbereich tritt dahingehend bei beiden Trägern innerhalb der Überlappung auf. Hier konnte das Spannungsextremum in einem Abstand von  $x=0,95\div 0,98\cdot L$  (ausgehend vom Endauflager) beobachtet werden. An dieser Stelle ist ein wesentlicher Unterschied zu den vorhergehenden Parameterreihen 1a bis 4a zu beobachten.

Bild 8.34 Einzeltorsionsmoment: Spannungsverlauf  $\sigma_\omega$  ( $L=3,50\text{m}$ ) - Z200-35

### 8.4.6 Parameterreihe 2b – $M_x$ (Stützweite $L=5,00m$ )

Wie bereits in P1b festgestellt, versagt in der Parameterstudie 2b ebenfalls der rechte Träger zuerst, siehe Anlage C (Bild C.6). Im linken Träger (Feldbereich) konnten durchschnittlich ca. 329 MPa bis 341 MPa erreicht werden. Die betragsmäßig größte Spannung ist in den Feldbereichen weiterhin positiv ( $\hat{=}$  negatives Wölbmoment). Dahingehend sind die betragsmäßig größten Spannungen im Koppelbereich negativ ( $\hat{=}$  positives Wölbmoment), siehe Bild 8.35. Diese erreichen ca. 202 MPa und 302 MPa. Der rechte obenliegende Träger weist hierbei immer eine betragsmäßig geringere Spannung als der linke untenliegende Träger auf. Die Koppelträger tragen somit geringfügig unterschiedliche Lasten ab.

Bei Betrachtung der Wölbnormalspannungsverteilung (Bild 8.35) sind qualitativ keine Unterschiede zu Parameterreihe 1b zu erkennen. Neben dem quadratischen Verlauf, treten die minimalen Spannungen im Koppelbereich bei beiden Trägern ebenfalls innerhalb der Überkopplung in einem Abstand von  $x=0,95\div 0,97\cdot L$  (ausgehend vom Endauflager) auf.

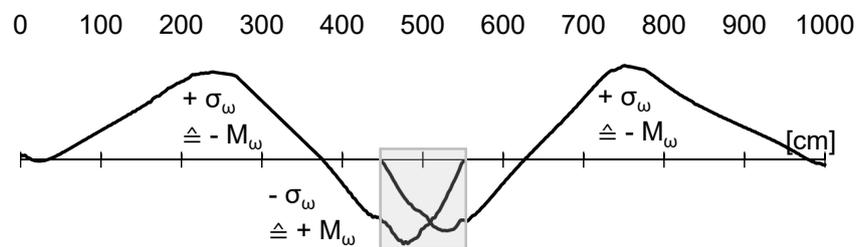


Bild 8.35 Einzeltorsionsmoment: Spannungsverlauf  $\sigma_\omega$  ( $L=5,00m$ ) - Z200-35

### 8.4.7 Parameterreihe 3b – $m_x$ (Stützweite $L=3,50m$ )

In dieser Parameterreihe wird für eine Stützweite von  $L=3,50m$  die Wölbnormalspannungsverteilung  $\sigma_\omega$  infolge eines Linientorsionsmomentes untersucht. Anders als bei den bisher hier vorgestellten Parameterreihen (Index b) versagt in diesem Fall bei allen Querschnitten der linke untenliegende Träger im Koppelbereich. Die zugehörigen Spannungen liegen in den Feldbereichen bei ca. 302 MPa bis 345 MPa. Der rechte Träger erreicht im Koppelbereich Spannungen von 266 MPa bis 292 MPa, siehe Anlage C (Bild C.7).

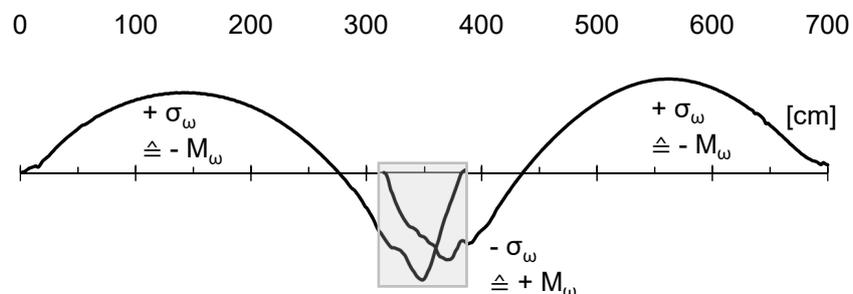


Bild 8.36 Linientorsionsmoment: Spannungsverlauf  $\sigma_\omega$  ( $L=3,50m$ ) - Z200-35

In Bild 8.36 ist zu erkennen, dass sich im Feldbereich weiterhin negative Wölbmomente ( $\hat{=} +\sigma_\omega$ ) und im Stützbereich positive Wölbmomente ( $\hat{=} -\sigma_\omega$ ) einstellen, siehe Anlage C (Bild C.18 und Bild C.19). Ebenso zeigt sich, dass weiterhin bei beiden Trägern die maximale Spannung im Koppelbereich innerhalb der Überkopplung auftritt.

#### 8.4.8 Parameterreihe 4b – $m_x$ (Stützweite $L=5,00\text{m}$ )

Für diese Parameterreihe konnte wiederum festgestellt werden, dass das Querschnittsversagen im linken Träger des Koppelbereichs auftritt, siehe Bild C.8 (Anlage C). Die zugehörigen Spannungen betragen im rechten obenliegenden Träger 295 MPa bis 341 MPa. Im Vergleich zur Parameterreihe 3b können somit größere zugehörige Spannungsanteile beobachtet werden. Diese Erkenntnis konnten bereits in den numerischen Untersuchungen (Parameterreihen Biegeversuche) festgestellt werden.

Die zugehörigen Spannungen im Feldbereich liegen je Querschnitt zwischen 271 MPa und 310 MPa. An dieser Stelle lässt sich ebenfalls eine Umlagerung der Spannungen bei Zunahme der Stützweite erkennen. Im Vergleich zur Parameteruntersuchung P3b sind die zugehörigen Spannungen im Feldbereich durchschnittlich um ca. 15% gesunken.

Der qualitative Spannungsverlauf kann Bild 8.37 entnommen werden. Weiterhin stellt sich der quadratische Spannungsverlauf ein. Ebenso konnte die maximale Spannung bei beiden Trägern im Koppelbereich innerhalb der Überkopplung beobachtet werden ( $x=0,95\div 0,97\cdot L$ ). Wesentliche Unterschiede zwischen den verschiedenen Stützweiten sind infolgedessen nicht zu beobachten.

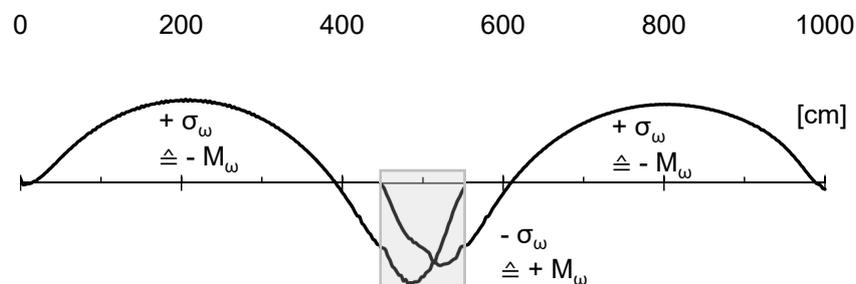


Bild 8.37 Linientorsionsmoment: Spannungsverlauf  $\sigma_\omega$  ( $L=5,00\text{m}$ ) - Z200-35

In den vorherigen Abschnitten wurde die Wölbnormalspannungsverteilung  $\sigma_\omega$  an gekoppelten Mehrfeldträgern infolge von Einzel- und Linientorsionsmomenten für Stützweiten von  $L=3,50\text{m}$  und  $L=5,00\text{m}$  untersucht.

Je nach Momentendrehrichtung zeigten sich positive/negative Wölbmomente im Feldbereich (Zug-/Druckspannungen an den Querschnittsrandfasern; Druck-/Zugspannungen im Stegbereich) und negative/positive Wölbmomente im Koppelbereich (Druck-/Zugspannungen an den Querschnittsrandfasern; Zug-/Druckspannungen im Stegbereich), siehe Bild 8.38 und Bild 8.39.

Bei Betrachtung der aufgebrachten Torsionsmomente konnten weitere Unterschiede beobachtet werden. Während für die Parameterreihen 1a bis 4a bei einem Einzeltorsionsmoment die maximalen Spannungen im Koppelbereich im Anschnitt auftreten, konnte dies infolge eines

Linientorsionsmomentes nur teilweise (rechter Träger Koppelbereich) bestätigt werden. In diesem Fall konnte beim linken Träger das Querschnittsversagen innerhalb der Überkopplung, in einem Abstand von ca.  $0,95 \cdot L$  festgestellt werden. An dieser Stelle sind Parallelen zu den Spannungsverläufen (Parameterreihen Biegeversuche) erkennbar, was auf die Analogiebeziehung zwischen Biegung und Wölbkrafttorsion zurückzuführen ist.

Bei den Parameterreihen 1b bis 4b stellte sich dahingehend unabhängig von der Belastung die maximale Spannung im Koppelbereich innerhalb der Überkopplung ein. Die unterschiedlichen gedrückten Bereiche und somit unterschiedlichen effektiven Querschnitte je Momentendrehrichtung wirken sich diesbezüglich auf das Tragverhalten, insbesondere im Koppelbereich, aus.

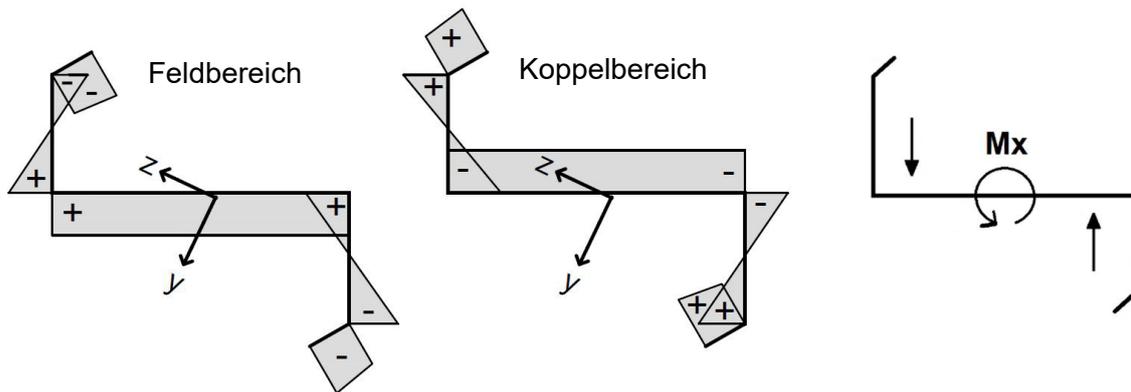


Bild 8.38 Wölbnormalspannungsverteilung Z-Profil (Feld- Koppelbereich) – P1a bis P4a

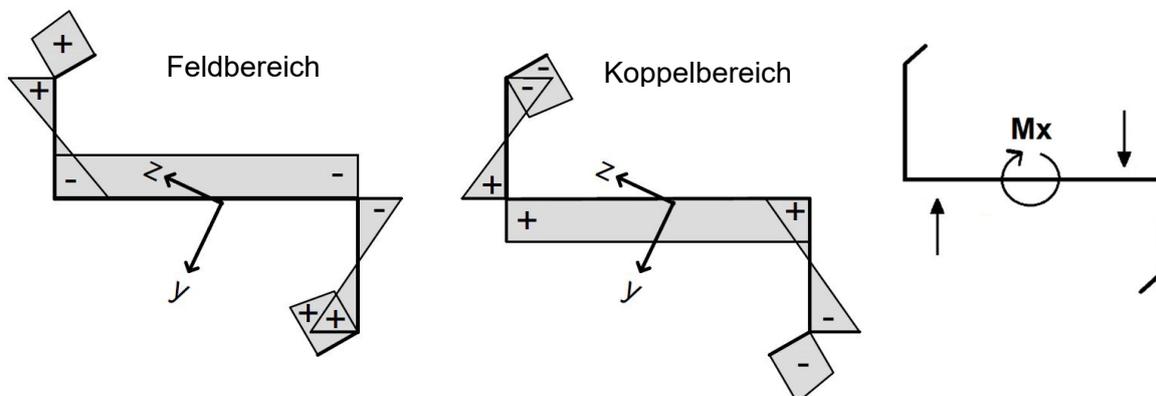


Bild 8.39 Wölbnormalspannungsverteilung Z-Profil (Feld- Koppelbereich) – P1b bis P4b

## 9 Ingenieurmodell – Torsionsbeanspruchung

### 9.1 Einleitung

Für gekoppelte Mehrfeldträger gibt es bislang keine baupraktischen Modelle mit welchen die Schnittgrößen, insbesondere das Wölbmoment  $M_\omega$ , zutreffend ermittelt werden kann. Aus diesem Grund wurde im vorherigen Abschnitt das Tragverhalten eines gekoppelten Zweifeldträgers infolge einer Torsionsbeanspruchung (Einzel-/Linientorsionsmoment) untersucht.

Durch die numerischen Untersuchungen konnte bestätigt werden, dass sich auch infolge der Überkopplung im Stützbereich eine Durchlaufwirkung einstellt. Es konnte jedoch festgestellt werden, dass die realen Schnittgrößenverläufe (Koppelträger) von denen der „klassischen Durchlaufträger“, insbesondere im Stützbereich voneinander abweichen (siehe z.B. „Verbund“-Träger in Bild 8.30).

Aus diesem Grund werden im folgenden Abschnitt mögliche Verfahren vorgestellt, die dazu geeignet sein sollen die Wölbmomentverteilung allgemeingültig und zutreffend zu ermitteln.

### 9.2 Schnittgrößenermittlung – Wölbmoment $M_\omega$

Wie bereits in Abschnitt 8.3 beschrieben, wird das innere Torsionsmoment  $M_t$  nicht nur durch den primären Drillwiderstand (St. Venant), sondern auch durch den Wölbwiderstand  $I_\omega$  abgetragen. Hierbei ist das Verhältnis von Torsionswiderstand  $I_T$  zum Wölbwiderstand  $I_\omega$  entscheidend dafür, über welchen Anteil das Torsionsmoment abgetragen wird.

Die in dieser Arbeit zu untersuchenden Querschnitte gehören zu den nicht wölbfreien Querschnitten. Nicht wölbfreie Querschnitte weisen einen sehr viel größeren Wölbwiderstand  $I_\omega$  im Vergleich zum Torsionswiderstand  $I_T$  auf. Aus diesem Grund wird das Moment hauptsächlich über sekundäre Torsion (Wölbkrafttorsion) abgetragen. Mithilfe der Stabkennzahl für Torsion ( $\varepsilon = \lambda \cdot l$ ) ist zutreffend zu bestimmen, welche Torsionsart maßgebend ist.

$$\lambda \cdot l \rightarrow \infty \quad \text{Reine St. Venantsche Torsion} \quad (9.1)$$

$$\lambda \cdot l \rightarrow 0 \quad \text{Reine Wölbkrafttorsion} \quad (9.2)$$

Der Wert  $\lambda$  setzt sich hierbei wie folgt zusammen

$$\lambda = \sqrt{\left(\frac{G \cdot I_T}{E \cdot I_\omega}\right)} \quad (9.3)$$

In der Praxis wird es kaum möglich sein, ein System dem einen oder dem anderen Grenzfall zuzuordnen. Daher liegt faktisch immer gemischte Torsion vor. In der Literatur [64] haben sich die folgenden Grenzen zu einer vereinfachten Einordnung bewiesen:

$$\lambda \cdot l < 0,5 \quad \text{Reine Wölbkrafttorsion} \quad (9.4)$$

$$0,5 \leq \lambda \cdot l \leq 10 \quad \text{Gemischte Torsion} \quad (9.5)$$

$$\lambda \cdot l > 10 \quad \text{Reine St. Venantsche Torsion} \quad (9.6)$$

In der nachfolgenden Tab. 9.1 ist das Produkt aus Abklingfaktor und Stablänge ( $\varepsilon = \lambda \cdot l$ ) für die hier behandelten Querschnitte und Stützweiten dargestellt.

 Tab. 9.1 Stabkennzahl  $\varepsilon$ 

Profil	$I_T$	$I_\omega$	$\lambda$	$\varepsilon$ (3,5 m)	$\varepsilon$ (5,0 m)
Z 160-15	0,04	2776	0,0022	0,77	1,10
Z 160-30	0,29	5944	0,0043	1,52	2,17
Z 200-15	0,04	4507	0,0019	0,65	0,93
Z 200-35	0,53	11300	0,0043	1,49	2,13
Z 240-15	0,05	9077	0,0015	0,51	0,73
Z 240-15	0,61	22587	0,0032	1,13	1,61
Z 280-20	0,13	24220	0,0014	0,50	0,72
Z 280-40	1,05	51682	0,0028	0,98	1,40

Wie erkennbar ist, liegt in den wenigsten Fällen reine Torsion vor. Das Torsionsmoment wird demnach anteilig über St. Venantsche Torsion und Wölbkrafttorsion abgetragen. Bei einem Abtrag über primäre Torsion entstehen tangential, primäre Schubspannungen  $\tau_p$ . Wird das Torsionsmoment darüber hinaus über Wölbkrafttorsion abgetragen, entstehen zusätzlich sekundäre Schubspannungen  $\tau_s$  und Normalspannungen  $\sigma_\omega$ . Im folgenden Abschnitt wird in den eigenen Berechnungen der Anteil der St. Venantschen Torsion bei der Ermittlung des Wölbmomentes vereinfachend vernachlässigt. Hieraus ergeben sich die folgenden Vor- und Nachteile:

Durch den Ansatz reiner Wölbkrafttorsion kann die DGL der gemischten Torsion (primäre + sekundäre Torsion) zur DGL der reinen Wölbkrafttorsion reduziert werden. Hier sind Parallelen zur DGL der Biegelinie erkennbar. Dieser Ansatz kann für eine Analogiebetrachtung verwendet werden, siehe Tab. 9.2.

DGL reine Wölbkrafttorsion

$$M_\omega(x) = -E \cdot I_\omega \cdot v''(x)$$

$$M_{x,s}(x) = M'_\omega = -E \cdot I_\omega \cdot v'''(x)$$

$$m_t(x) = M'_{x,s}(x) = E \cdot I_\omega \cdot v''''(x)$$

DGL Biegung

$$M_y(x) = -E \cdot I_y \cdot w''(x) \quad (9.7)$$

$$V_z(x) = M'_y = -E \cdot I_y \cdot w'''(x) \quad (9.8)$$

$$q(x) = -V'_z = -E \cdot I_y \cdot w''''(x) \quad (9.9)$$

Tab. 9.2 Analogiebetrachtung

Größe	Bezeichnung	Einheit	Größe	Bezeichnung	Einheit
$M_t$	Einzel-torsionsmoment	kNm	F	Einzellast	kN
$m_t$	Strecken-torsionsmoment	kNm/m	q	Streckenlast	kN/m
$\vartheta$	Verdrehung	rad	w	Durchbiegung	mm
$M_\omega$	Wölbbimoment	kNm <sup>2</sup>	$M_y, M_z$	Biegemoment	kNm
$M_{x,s}$	Sekundäres Torsionsmoment	kNm	$V_z, V_y$	Querkraft	kN

### Lagerungsbedingungen

Das gelenkige Auflager (Biegetheorie) entspricht einem Gabellager bei der Wölbkrafttorsion. Wie bereits beschrieben stellt sich bei der Biegetheorie bei einem Mehrfeldträger eine Durchlaufwirkung über dem Innenaufleger ein. Der Stab liegt zwar gelenkig auf, läuft aber biegesteif durch. Diese Biegesteifigkeit wurde bereits in Abschnitt 5 hinsichtlich Biegung um die schwache Achse untersucht. Analog hierzu kann sich an einem Gabellager, an dieser Stelle auch über dem Zwischenaufleger, ebenfalls ein Stützmoment  $M_\omega$  ausbilden. Durch das angrenzende Feld wird eine Wölbbehinderung erzeugt, wodurch das Wölbbimoment  $M_\omega$  nicht automatisch null ist.

Unter der Annahme einer reinen Wölbkrafttorsion, ist es möglich mithilfe der beschriebenen Analogie die Wölbbimomente mit handelsüblichen Stabwerksprogrammen zu berechnen, auch wenn diese aufgrund der fehlenden Freiheitsgrade hierzu eigentlich nicht in der Lage sind.

Ziel dieses Abschnittes ist es u.a. die Durchlaufwirkung für Wölbkrafttorsion eines gekoppelten Mehrfeldträgers zu definieren und diese mit gängigen Berechnungsmethoden/Stabwerksprogrammen zu vergleichen um hieraus einen möglichen Bemessungsansatz zu liefern.

### 9.2.1 Modellbildung mithilfe der Analogiebetrachtung

Zu Beginn dieser Arbeit wurde gezeigt, dass es für die in dieser Arbeit zu untersuchenden Mehrfeldträger keine baupraktischen Modelle zur Ermittlung der Schnittgrößen für Biegung um die schwache Achse und Torsion gibt. In Folge der Überlappung im Stützbereich ist ein verstärkter Querschnitt dort vorhanden. Hierdurch ist eine erhöhte Biegesteifigkeit und gleichzeitig auch ein vergrößerter Wölbwiderstand vorzufinden.

Im Abschnitt 6.2 wurden bereits mehrere Modelle (SWM-B) zur Ermittlung der Schnittgrößen für Biegung um die schwache Achse vorgestellt, siehe Bild 6.15. Letztendlich konnte das gekoppelte Modell System f) im Koppelbereich die zutreffendsten Ergebnisse erzielen.

In den numerischen Untersuchungen (Parameterreihen Biegeversuche) hat sich gezeigt, dass bei vielen Querschnitten im Koppelbereich die betragsmäßig größte Spannung im Anschnitt der Überlappung vorzufinden ist. Diesbezüglich wurde im Stabwerksmodell auch an dieser Stelle

das Stützmoment ausgewertet. Wie den entsprechenden Abschnitten dieser Arbeit zu entnehmen ist, konnte mit dieser Vorgehensweise eine gute Übereinstimmung zwischen der FEM und dem Stabwerksmodell erzielt werden.

In den numerischen Simulationen (Torsionsversuche), Abschnitt 8, konnte ebenso beobachtet werden, dass die max./min. Spannung des Koppelbereiches im Anschnitt auftritt. Aus diesen Gründen und infolge der beschriebenen Analogie wird das bereits bekannte Modell für den Lastfall Torsion herangezogen.

Vereinfachend kann das Wölbbimoment wie in Abschnitt 8.3.1 beschrieben als Moment der Gurtbiegemomente angesehen werden, siehe Gl. (8.6) und (8.7). Zum besseren Verständnis wird an dieser Stelle ein Beispiel aufgeführt, siehe Bild 9.1.

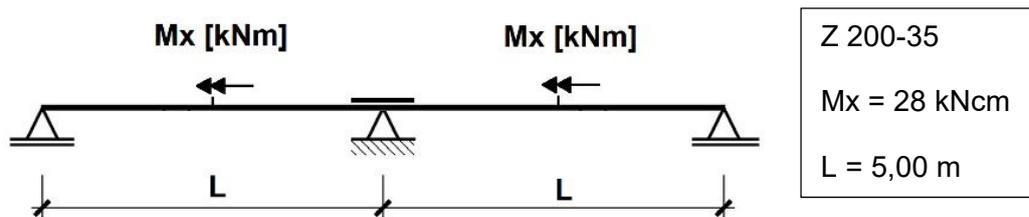


Bild 9.1 Statisches System – Berechnungsbeispiel (Wölbbimoment  $M_\omega$ )  
Momentendrehrichtung siehe Bild 9.3

**Schritt 1:**

Bildung eines äquivalenten Kräftepaars.

$$V_o = V_u = \frac{M_x}{h} = \frac{28}{20} = 1,40 \text{ kN} \quad (9.10)$$

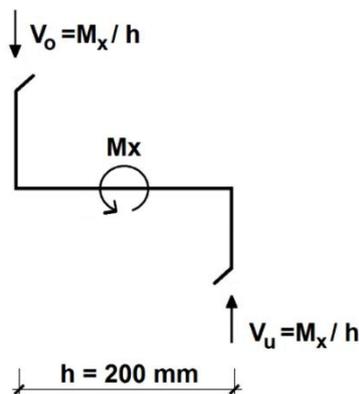


Bild 9.2 Resultierendes Kräftepaar (Gurte) – Berechnungsbeispiel (Wölbbimoment  $M_\omega$ )

**Schritt 2:**

Der Gurt wirkt als Biegesystem. An dieser Stelle können nun verschiedene Ansätze (statische Systeme) zur Ermittlung der Gurtbiegemomente herangezogen werden. Die statischen Systeme sind in Bild 9.4 dargestellt. In Bild 9.3 sind die Schnittgrößen mit dem Stabwerksmodell a) (SWM-T a)) ermittelt worden.

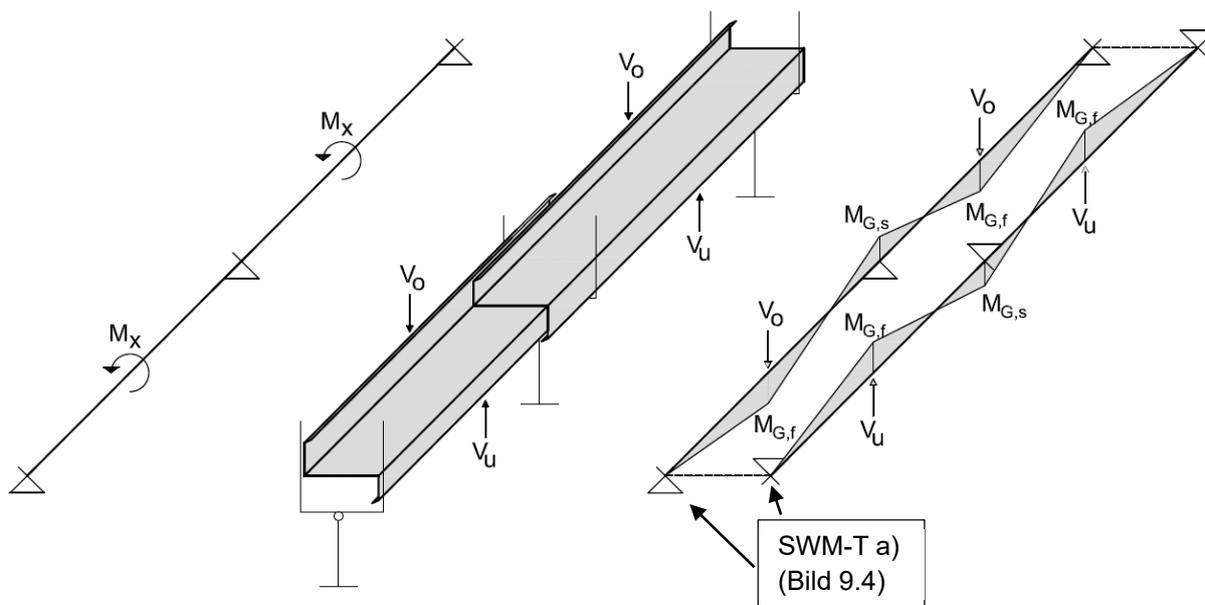


Bild 9.3 Gurtbiegemomentenermittlung  $M_G$  – hier: SWM-T a)

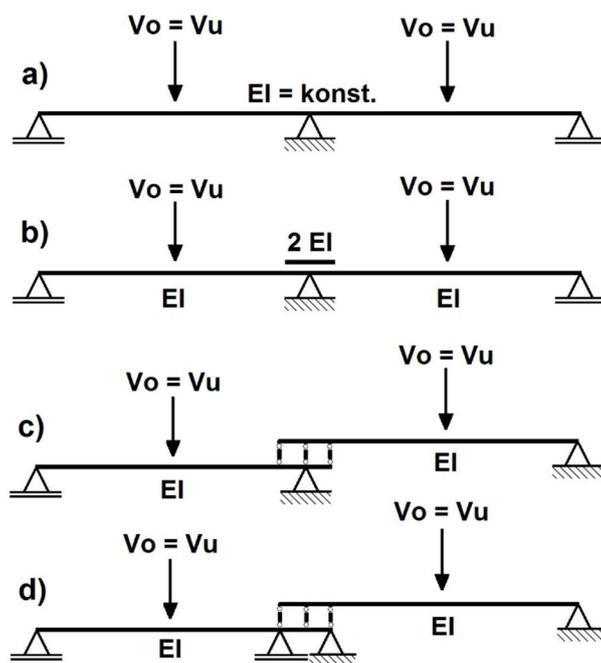


Bild 9.4 Stabwerksmodelle Torsion (SWM-T) zur Berechnung der Gurtbiegemomente  $M_G$  (Gurt wirkt als Biegesystem) – Resultierendes Kräftepaar (positives Einzeltorsionsmoment)

Fall a)

Die Schnittgrößen werden in diesem Fall mit konstanten Steifigkeiten ermittelt. Die Verstärkung im Koppelbereich wird bei der Schnittgrößenermittlung nicht berücksichtigt. Das Stützmoment wird über dem Zwischenaufleger (1,0·1) ausgewertet und zu jeweils 50% auf beide Träger verteilt.

$$M_{G,f} = 0,156 \cdot 1,40 \cdot 500 = 109,2 \text{ kNcm} \quad (9.11)$$

$$M_{G,s} = -0,188 \cdot 1,40 \cdot 500/2 = -65,8 \text{ kNcm} \quad (9.12)$$

Fall b)

Bei diesem System wird der doppelte Querschnitt berücksichtigt, indem eine 2,0-fache Biegesteifigkeit im Koppelbereich bei der Schnittgrößenermittlung angesetzt wird. Das Stützmoment wird wie im Fall a) ausgewertet und auf die Träger verteilt.

$$M_{G,f} = 101,0 \text{ kNcm (EDV)} \quad (9.13)$$

$$M_{G,s} = -149,1/2 = -74,6 \text{ kNcm (EDV)} \quad (9.14)$$

Fall c)

In diesem Fall wird das Stützmoment über dem Mittelauger ausgewertet. Eine Aufteilung auf die jeweiligen Träger darf an dieser Stelle nicht erfolgen.

$$M_{G,f} = 103,0 \text{ kNcm (EDV)} \quad (9.15)$$

$$M_{G,s} = -72,0 \text{ kNcm (EDV)} \quad (9.16)$$

Fall d)

Die Vorgehensweise ist Fall c) zu entnehmen.

$$M_{G,f} = 100,0 \text{ kNcm (EDV)} \quad (9.17)$$

$$M_{G,s} = -50,0 \text{ kNcm (EDV)} \quad (9.18)$$

### Schritt 3:

Das Wölbbimoment ergibt sich als Moment der Gurtbiegemomente.

a)

$$M_{\omega,f} = M_{G,f} \cdot h = 109,2 \cdot 20 = 2184 \text{ kNcm} \quad (9.19)$$

$$M_{\omega,s} = M_{G,s} \cdot h = -65,8 \cdot 20 = -1316 \text{ kNcm}^2 \quad (9.20)$$

b)

$$M_{\omega,f} = M_{G,f} \cdot h = 101,0 \cdot 20 = 2020 \text{ kNcm}^2 \quad (9.21)$$

$$M_{\omega,s} = M_{G,s} \cdot h = -74,6 \cdot 20 = -1492 \text{ kNcm}^2 \quad (9.22)$$

c)

$$M_{\omega,f} = M_{G,f} \cdot h = 103,0 \cdot 20 = 2060 \text{ kNcm}^2 \quad (9.23)$$

$$M_{\omega,s} = M_{G,s} \cdot h = -72,0 \cdot 20 = -1440 \text{ kNcm}^2 \quad (9.24)$$

d)

$$M_{\omega,f} = M_{G,f} \cdot h = 100,0 \cdot 20 = 2020 \text{ kNcm}^2 \quad (9.25)$$

$$M_{\omega,s} = M_{G,s} \cdot h = -50,0 \cdot 20 = -1000 \text{ kNcm}^2 \quad (9.26)$$

Erkennbar ist, dass der unterschiedliche Ansatz der Biegesteifigkeit im Koppelbereich zu einer unterschiedlichen Verteilung des Wölbbimomentes führt. Ebenso ist es möglich die Wölbbimomentenverteilung mit einem gekoppelten Stabwerksmodell zu ermitteln. Weiterhin ist der Auswertungsbereich von Bedeutung.

In den nachfolgenden Abschnitten werden infolgedessen Berechnungen aufgezeigt, die die Ergebnisse aus den numerischen Untersuchungen (Parameterreihen Abschnitt 8.4) mit denen der Stabwerksmodelle gegenüberstellt.

Zusätzlich werden Untersuchungen mit der kommerziellen Software KStab durchgeführt. Mithilfe des Programms KStab ist es möglich die gemischte Torsion (St. Venantsche Torsion / Wölbkrafttorsion) für einen Durchlaufträger mit gleichen und ungleichen Biegesteifigkeiten zutreffend zu erfassen.

Bei der Berechnung mittels Stabwerksmodell wird als Belastung jeweils das Moment berücksichtigt, welches zum Versagen des Querschnitts (=Erreichen der Streckgrenze) geführt hat.

Damit die Ergebnisse aus den numerischen Untersuchungen (Parameterreihen) überhaupt mit den Stabwerksmodellen a) bis d) verglichen werden können, müssen die in Abschnitt 8.4 aufgezeigten Spannungen in Wölbmomente  $M_\omega$  umgerechnet werden, siehe hierzu Bild 9.5.

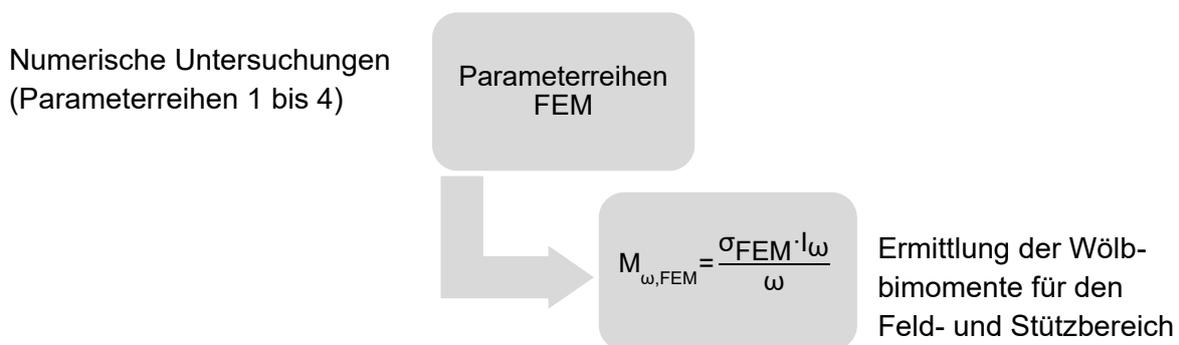


Bild 9.5 Umrechnung der Wölbnormalspannungen  $\sigma_\omega$  in Wölbmomente  $M_\omega$

Hierbei ist zu beachten, dass der Wölbwiderstand  $I_\omega$  und die Wölbordinate  $\omega$  am Nettoquerschnitt ermittelt werden. An dieser Stelle sind die effektiven Querschnitte für die in Bild 8.24 und Bild 8.32 dargestellte Spannungsverteilung zu berechnen.

## 9.2.2 Einzeltorsionsmoment – Parameterreihen 1 und 2

In diesem Abschnitt wird für die Parameterreihen 1 und 2 untersucht, inwieweit eine vereinfachte Ermittlung des Wölbmomentes  $M_\omega$  mithilfe der in Bild 9.4 dargestellten Stabwerksmodelle möglich ist. Dafür werden die händisch ermittelten Wölbmomente (Stabwerksmodelle) mit denen aus der numerischen Untersuchung verglichen. In den nachfolgenden Diagrammen wird jeweils der Verhältniswert von  $M_{\omega,HR}/M_{\omega,FEM}$  abgebildet. Der Wert  $M_{\omega,HR}$  steht für das mittels Stabwerksmodell berechnete Wölbmoment (Vorgehensweise siehe Beispiel Bild 9.1 f.).

In Voruntersuchungen zeigte sich, dass die Bemessung mithilfe von SWM-T a) und c) für eine Vielzahl der Querschnitte zu unwirtschaftlich ausfällt. Ebenso konnte beobachtet werden, dass eine Bemessung über dem Zwischenaufleger (SWM-T b) Auswertung  $1,0 \cdot L$ ) ebenfalls zu unwirtschaftlichen Ergebnissen führt. Dahingehend konnten mithilfe des SWM-T d) bei einer Auswertung über dem Zwischenaufleger die numerisch ermittelten Wölbmomente z.T. nicht

erreicht werden. Aus diesem Grund werden die folgenden Auswertungsbereiche in den nachfolgenden Untersuchungen vorausgesetzt:

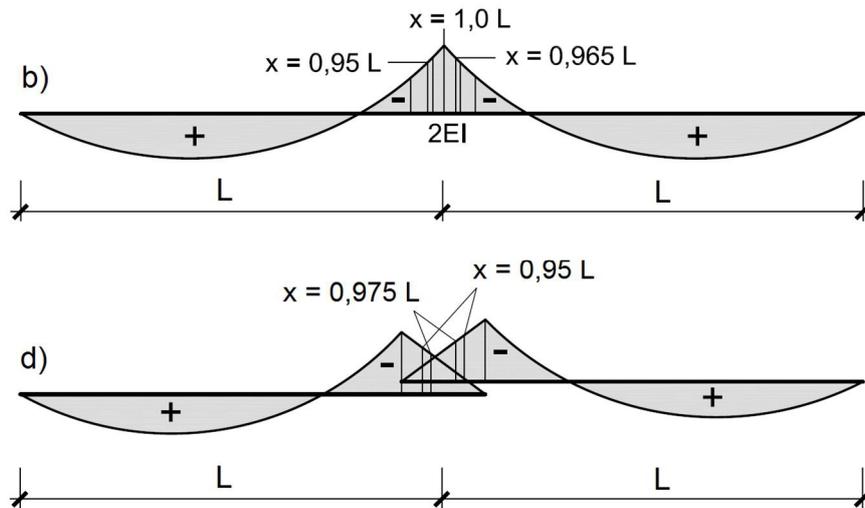


Bild 9.6 Stabwerksmodelle Torsion (SWM-T) b) und d):  
Auswertungsbereiche Gurtbiegemomente  $M_g$

In Bild 9.7 sind die aus dem Einzeltorsionsmoment resultierenden Kräftepaare (Gurtkräfte) der Parameterreihen 1a, 2a (Bild links) und 1b, 2b (Bild rechts) dargestellt.

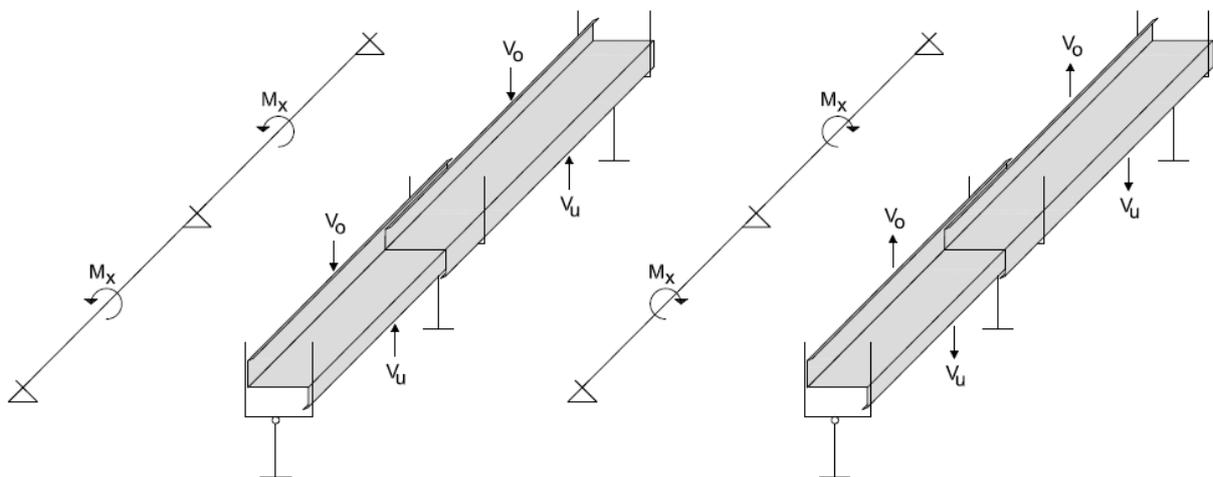


Bild 9.7 Resultierende Kräftepaare - Einzeltorsionsmoment Parameterreihen 1a, 2a (links) /  
Einzeltorsionsmoment Parameterreihen 1b, 2b (rechts)

### Parameterreihe 1a

In Bild 9.8 ist für die Parameterreihe 1a das Verhältnis von  $M_{\omega,HR}/M_{\omega,FEM}$  abgebildet. Das Stützmoment wurde hierbei in einem Abstand von  $0,95 \cdot L$  (ausgehend vom Endauflager) ausgewertet. Es ist zu erkennen, dass die mittels Stabwerksmodell ermittelten Wölbmomente allesamt auf der sicheren Seite liegen. Im Feldbereich weisen diese hierbei eine Sicherheit von 2% bis 35% auf. Bei den Stützmomenten ca. 10% bis 41%.

Bei einer Bemessung im Anschnitt ( $0,90 \cdot L$ ) werden bei einigen Querschnitten die Wölbmomente im Stützbereich auf der unsicheren Seite bemessen (ca. 5% bis 10%), siehe

Bild 9.9. Dies trifft vor allem auf die Querschnitte zu, die aufgrund Ihrer Blechdicke weniger bis gar nicht beulgefährdet sind.

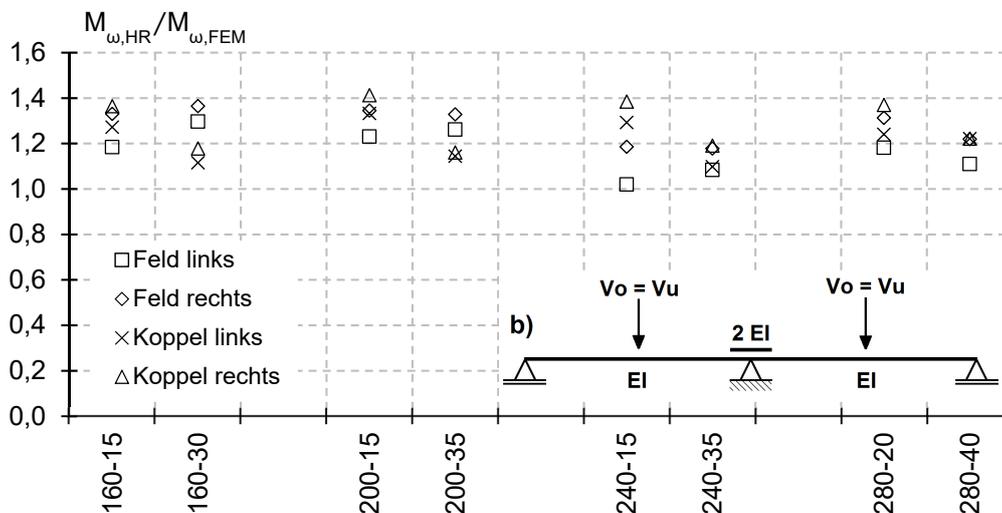


Bild 9.8 SWM-T b) P1a: Verhältnswert  $M_{\omega,HR} / M_{\omega,FEM}$  –  $L=3,50m$  (Auswertung  $x=0,95 \cdot L$ )

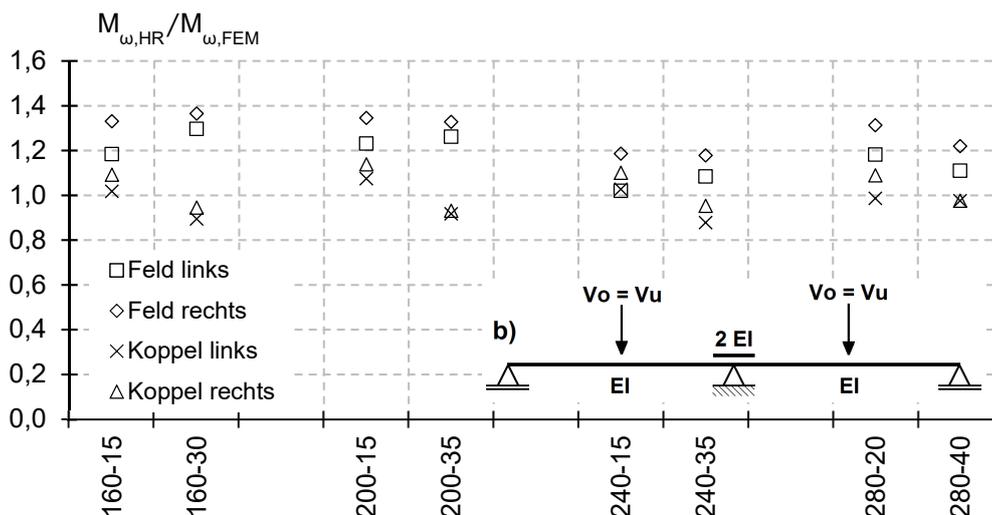


Bild 9.9 SWM-T b) P1a: Verhältnswert  $M_{\omega,HR} / M_{\omega,FEM}$  –  $L=3,50m$  (Auswertung  $x=0,90 \cdot L$ )

In Bild 9.10 sind die Verhältnswerte  $M_{\omega,HR} / M_{\omega,FEM}$  für das Koppelträgersystem d) abgebildet. Werden die Verhältnswerte des Stabwerkmodells d) mit denen des Stabwerkmodells b) verglichen, sind nur geringfügige Unterschiede zu erkennen. Bei beiden Modellen wird mit den genannten Auswertungsbereichen sowohl das Feld- als auch das Stützmoment nahezu identisch abgebildet.

Im Hinblick auf die einzelnen Querschnitte zeigt sich, dass mit sinkendem  $h/t$  – Verhältnis (Profilhöhe/Blechdicke) die zugehörigen Spannungen im Koppelbereich abfallen, siehe Bild 9.11. Hieraus resultiert, dass bei den beulgefährdeten Querschnitten weniger Lastanteile über den Koppelbereich abgetragen werden, als bei den übrigen Querschnitten. Ursache hierfür kann der gedrückte Steg im Stützbereich sein. Der effektive Querschnitt ist bei dieser Belastung (Einzeltorsionsmoment) im Stützbereich hinsichtlich des Widerstandes

(Wölbkrafttorsion / Biegung) aufgrund der unterschiedlichen gedrückten Bereiche deutlich geringer als im Feldbereich. Aus diesem Grund kann es steifigkeitsabhängig bei den beulgefährdeten Querschnitten zu einer Umlagerung zum Feld kommen.

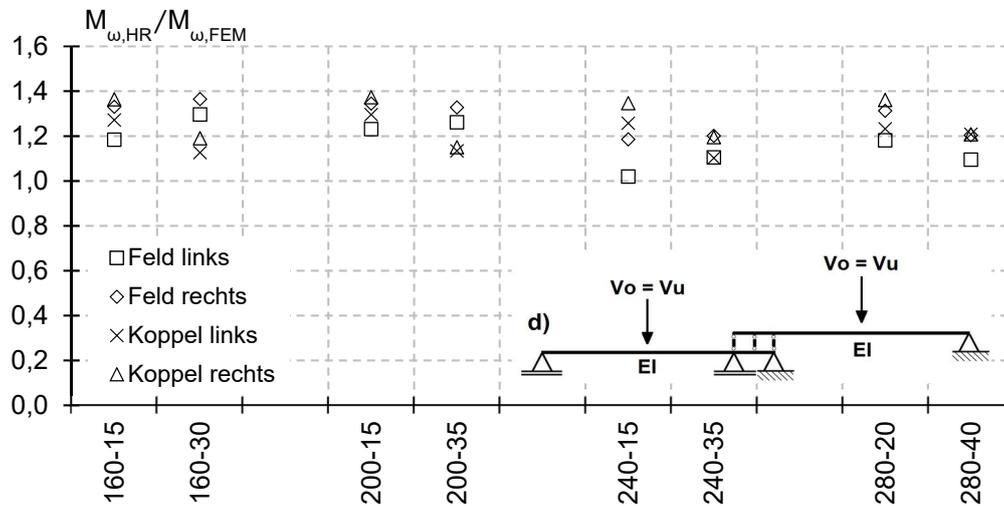


Bild 9.10 SWM-T d) P1a: Verhältniswert  $M_{\omega,HR}/M_{\omega,FEM}$  –  $L=3,50m$  (Auswertung  $x=0,975 \cdot L$ )

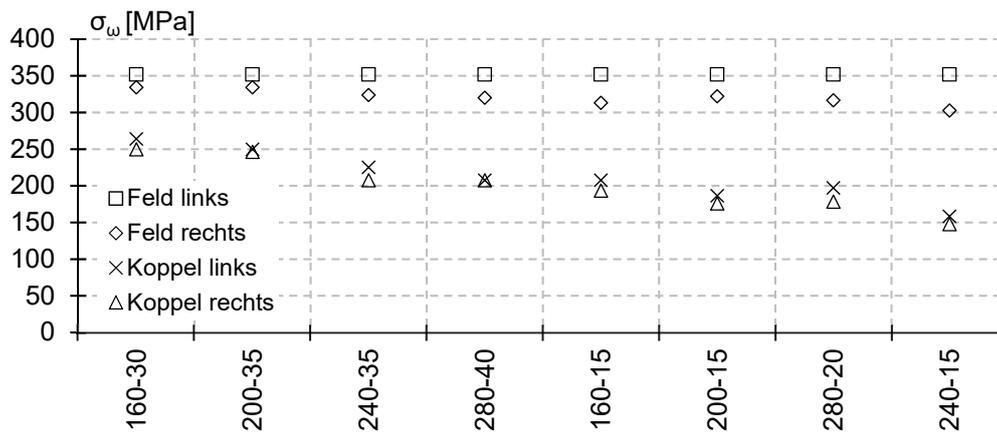


Bild 9.11 P1a: Spannungen  $\sigma_{\omega,FEM}$  bezogen auf das  $h/t$  – Verhältnis ( $L=3,50m$ )

### Parameterreihe 1b

In der P1b wird das Einzeltorsionsmoment mit negativ definierter Momentendrehrichtung angesetzt, siehe Bild 8.31. Hierdurch sind die Gurtkräfte (Kräftepaare) mit negativer Krafrichtung anzusetzen (Bild 9.12). Außerdem sind, wie bereits dargestellt, geänderte effektive Querschnitte in den Feld- und Koppelbereichen zu berücksichtigen, siehe u.a. Bild 8.32.

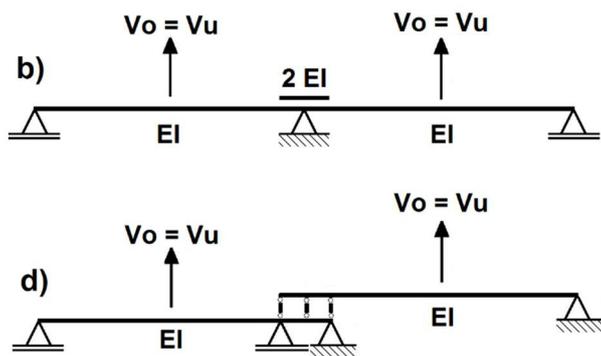


Bild 9.12 SWM-T b) und d) - Resultierendes Kräftepaar (negatives Einzeltorsionsmoment)

In Bild 9.13 ist das Verhältnis von  $M_{\omega,HR}/M_{\omega,FEM}$  für den Auswertungsbereich (Stützmoment)  $x=0,95 \cdot L$  abgebildet. Für eine Vielzahl der Querschnitte liegt die Bemessung auf der sicheren Seite. Lediglich bei einem Querschnitt kann das Stützmoment aus der numerischen Simulation nicht erreicht werden. Aus diesem Grund ist der Auswertungsbereich des Stützmomentes im Stabwerksmodell für eine allgemeingültige Bemessung anzupassen. Bei der Auswertung der nachfolgenden Parameterreihen mit negativer Momentendrehrichtung (P1b bis P4b) werden die Stützmomente in einem Abstand von  $x=0,965 \cdot L$  ausgewertet.

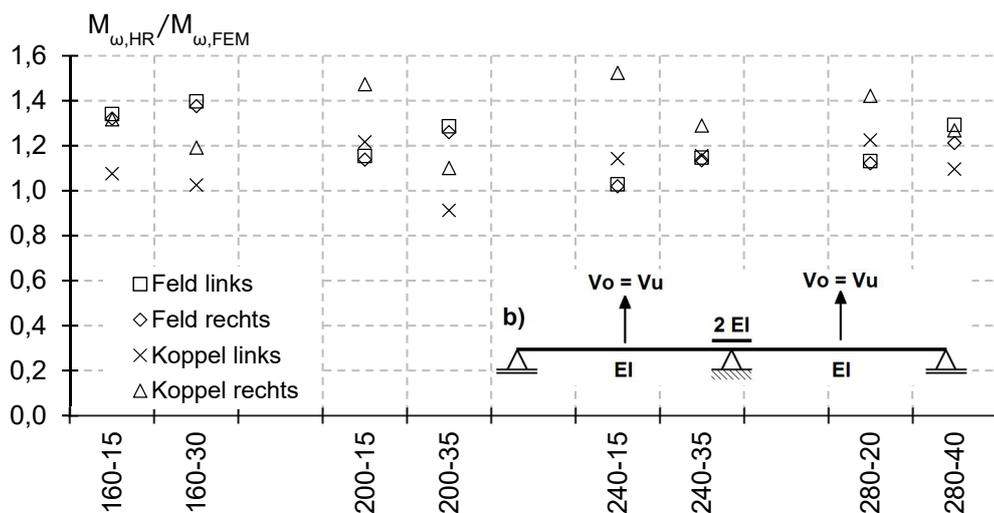
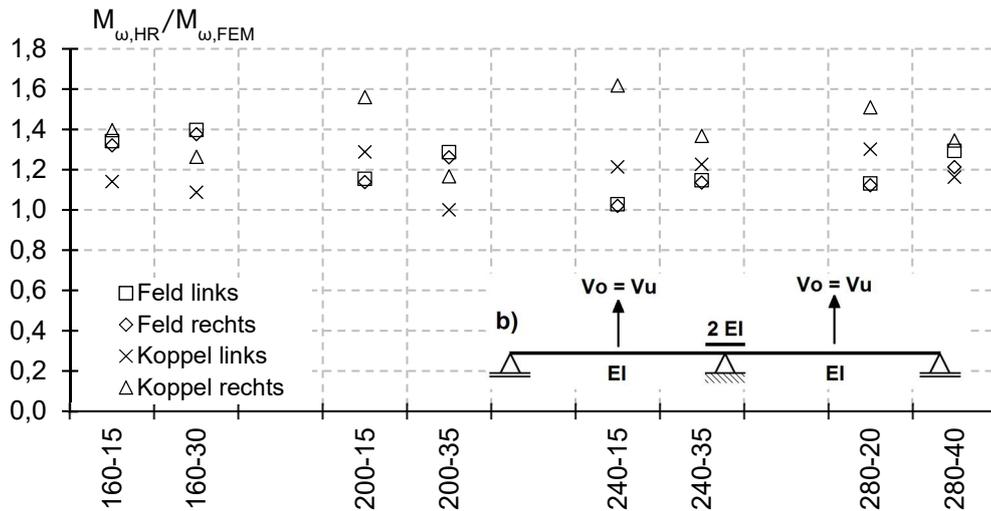
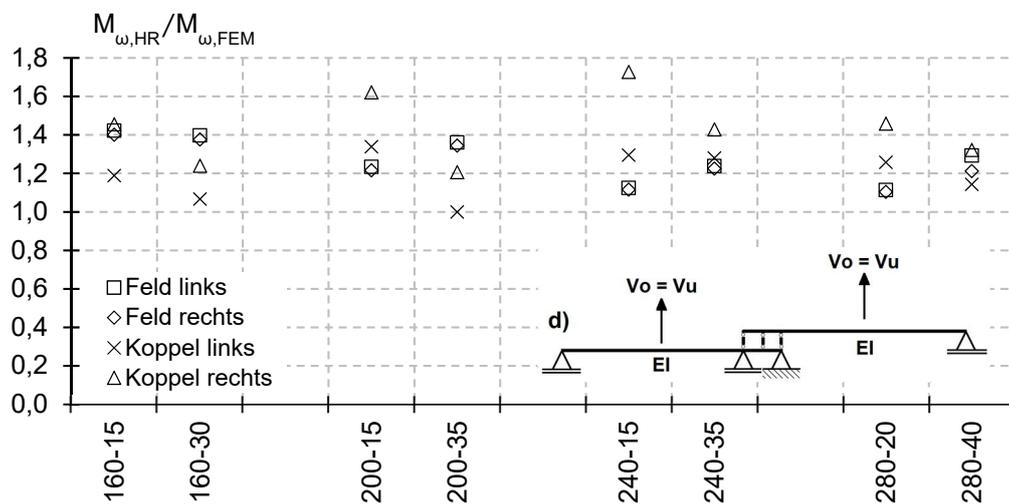


Bild 9.13 SWM-T b) P1b: Verhältnswert  $M_{\omega,HR}/M_{\omega,FEM}$  –  $L=3,50m$  (Auswertung  $x=0,95L$ )

In Bild 9.14 ist das Verhältnis  $M_{\omega,HR}/M_{\omega,FEM}$  für den Auswertungsbereich  $x=0,965 \cdot L$  dargestellt. Wie erkennbar ist, liegt dieser Ansatz auf der sicheren Seite. Die Feldmomente weisen eine Sicherheit von 2% bis 40% auf. Im Stützbereich ist eine Sicherheit von 1% bis 62% vorzufinden. Da für diese Belastung immer der Querschnitt im Feld maßgebend ist, liegt dieser Ansatz maximal zu 40% auf der sicheren Seite. Dies kann auch für das gekoppelte Stabwerksmodell d), siehe Bild 9.15, beobachtet werden. Allerdings ist hierfür ebenso der Auswertungsbereich des Stützmomentes für diese Belastung (negatives Torsionsmoment) anzupassen ( $x=0,95 \cdot L$ ).

Bild 9.14 SWM-T b) P1b: Verhältnisswert  $M_{\omega,HR}/M_{\omega,FEM}$  –  $L=3,50\text{m}$  (Auswertung  $x=0,965L$ )Bild 9.15 SWM-T d) P1b: Verhältnisswert  $M_{\omega,HR}/M_{\omega,FEM}$  –  $L=3,50\text{m}$  (Auswertung  $x=0,95L$ )

### Parameterreihe 2a

In Bild 9.16 und Bild 9.17 ist für die Parameterreihe 2a das Verhältnis von  $M_{\omega,HR}/M_{\omega,FEM}$ , für das SWM-T b) bzw. d) abgebildet. Hierbei ist ersichtlich, dass es hinsichtlich der Stütz(wölbbi)momente eine gute Übereinstimmung gibt. Die durchschnittlichen Abweichungen liegen bei ca. 5%. Bei den Wölbmomenten im Feldbereich liegen die Abweichungen bei ca. 20% bis 40%.

Im Vergleich zur Stützweite  $L=3,50\text{m}$ , werden die durchschnittlichen Abweichungen im Feldbereich größer und im Koppelbereich insgesamt kleiner. Es kommt augenscheinlich zu einer Schnittgrößenumlagerung vom Feld zur Stütze. Dies konnte bereits bei den Parameterreihen (Biegeversuchen) beobachtet werden und bestätigt weiterhin die Theorien der beschriebenen Analogien zwischen Biegung und Wölbkrafttorsion. Ebenso ist für diese Stützweite zu erkennen, dass die zugehörigen Spannungsanteile weiterhin mit sinkendem  $h/t$  – Verhältnis abklingen, siehe Bild 9.18.

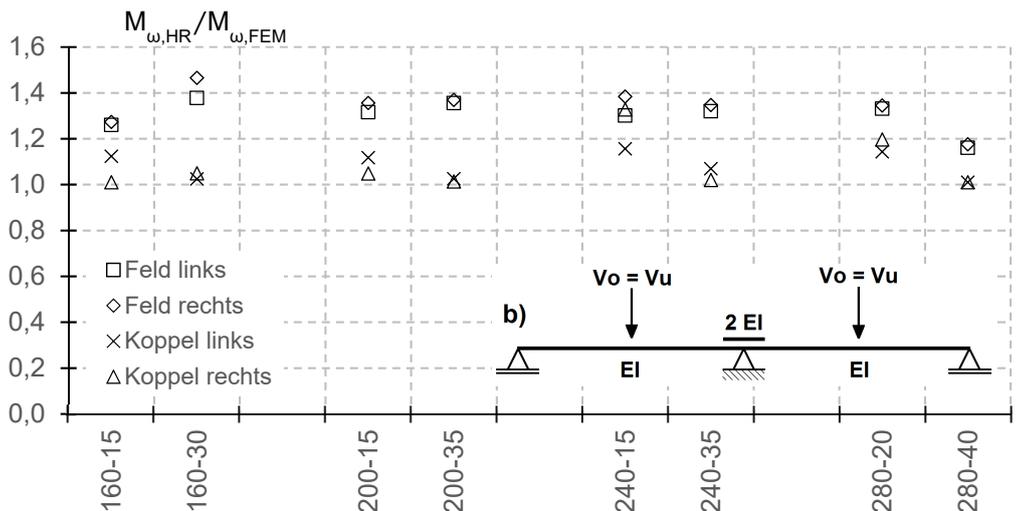


Bild 9.16 SWM-T b) P1b: Verhältnswert  $M_{\omega,HR}/M_{\omega,FEM}$  –  $L=5,00m$  (Auswertung  $x=0,95 \cdot L$ )

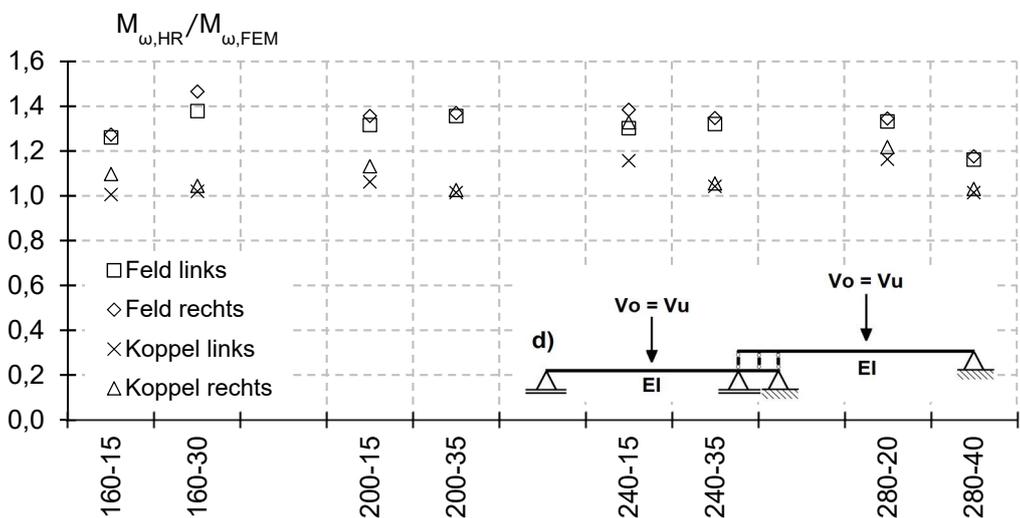


Bild 9.17 SWM-T d) P1b: Verhältnswert  $M_{\omega,HR}/M_{\omega,FEM}$  –  $L=5,00m$  (Auswertung  $x=0,975 \cdot L$ )

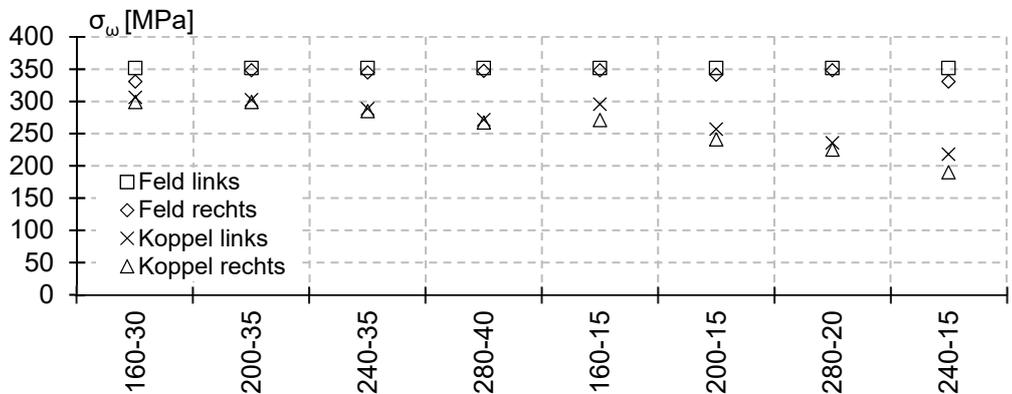


Bild 9.18 P2a: Spannungen  $\sigma_{\omega,FEM}$  bezogen auf das  $h/t$  – Verhältnis ( $L=5,00m$ )

**Parameterreihe 2b**

Wie in Bild 9.19 ersichtlich ist, kann auch für eine Stützweite von  $L=5,00\text{m}$  eine gute Übereinstimmung zwischen den FE-Untersuchungen und den Stabwerksmodellen erzielt werden, sofern die Schnittgrößen mit einer 2,0-fachen Biegesteifigkeit im Koppelbereich berechnet werden und das Stützmoment im Überlappungsbereich ( $x=0,965 \cdot L$ ) ausgewertet wird. Die größten Abweichungen treten dabei im Feldbereich auf (ca. 19% bis 47%). Die Abweichungen im Koppelbereich betragen bis zu ca. 57%. Da auch für diese Stützweite der Querschnitt im Feldbereich versagt, liegt die maximale Abweichung bei ca. 40%.

Bei einer Bemessung mit dem gekoppelten Stabwerksmodell d), siehe Bild 9.20, können ebenfalls die numerisch ermittelten Wölbbimomente auf der sicheren Seite abgebildet werden. Im Feldbereich ist eine Sicherheit von bis zu 47% und im Stützbereich von bis zu 52% erkennbar.

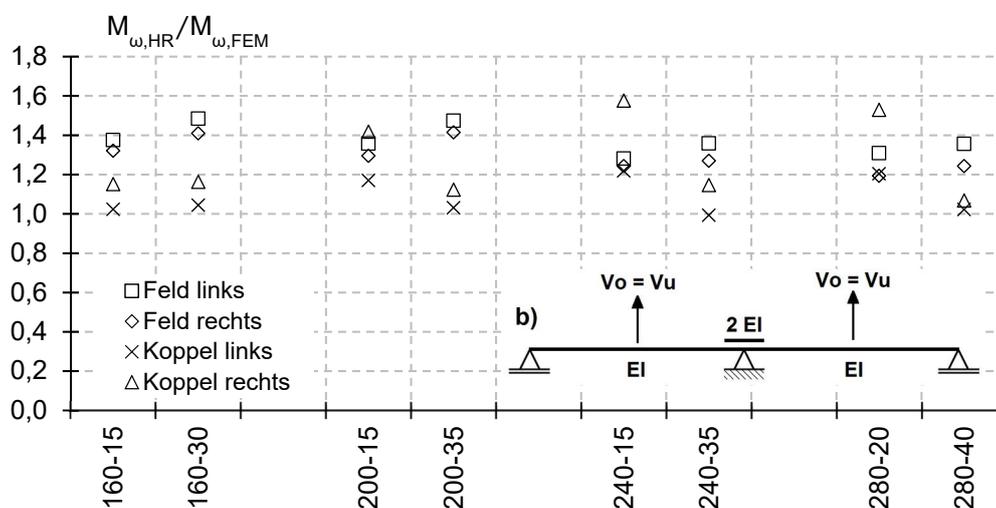


Bild 9.19 SWM-T b) P2b: Verhältnswert  $M_{w,HR}/M_{w,FEM}$  –  $L=5,00\text{m}$  (Auswertung  $x=0,965L$ )

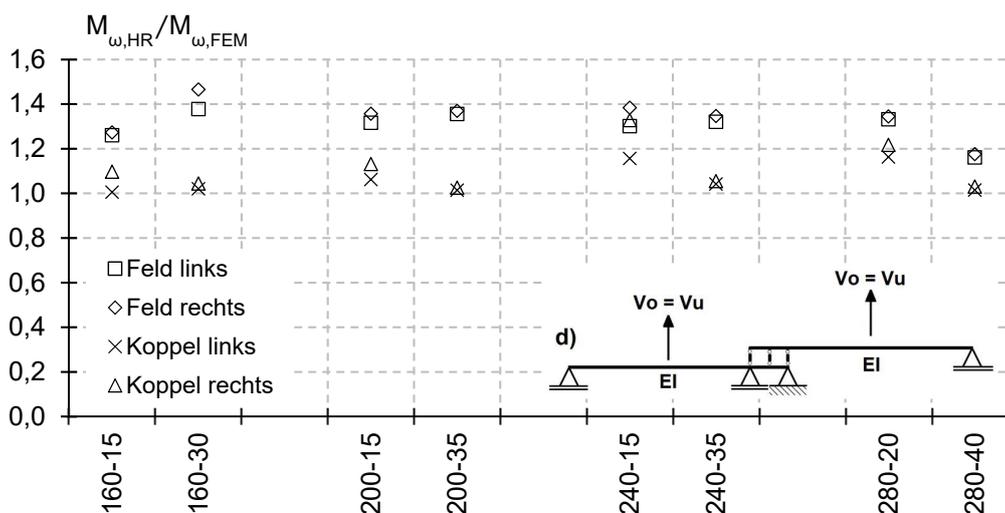


Bild 9.20 SWM-T d) P2b: Verhältnswert  $M_{w,HR}/M_{w,FEM}$  –  $L=5,00\text{m}$  (Auswertung  $x=0,95L$ )

Auffallend hierbei ist wiederum, dass bei den beulgefährdeten Querschnitten (Z240-15, Z280-20) sehr große Abweichungen im Hinblick auf die Verhältniswerte beim rechten obenliegenden Träger im Koppelbereich auftreten.

### 9.2.3 Linientorsionsmoment – Parameterreihen 3 und 4

In diesem Abschnitt wird die Wölbbimomentenverteilung  $M_\omega$  infolge eines Linientorsionsmomentes für die Stützweiten  $L=3,50\text{m}$  und  $L=5,00\text{m}$  untersucht. Diejenigen Stabwerksmodelle, die zum Zwecke der Untersuchungen herangezogen werden, sind in Bild 9.21 dargestellt. Das Kräftepaar  $V_o=V_u$  wird nun aufgrund des Linientorsionsmomentes als Linienlast aufgebracht. Die Linienlasten sind weiterhin je nach Momentendrehrichtung positiv bzw. negativ anzusetzen. Die Vorgehensweise kann wiederum Bild 9.1 entnommen werden. An dieser Stelle ist das Einzeltorsionsmoment durch ein Linientorsionsmoment und dass über Einzellasten abgebildete Kräftepaar durch Linienlasten zu ersetzen. Die Auswertungsbereiche im Stützbereich werden in Anlehnung an die Parameterreihen P1a,b bis P2a,b (Einzeltorsionsmoment) gewählt, siehe Bild 9.6.

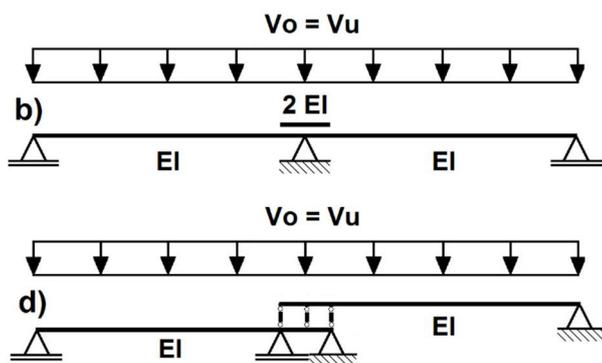


Bild 9.21 SWM-T b) und d) Resultierendes Kräftepaar (positives Linientorsionsmoment) – Parameterreihen 3a und 4a

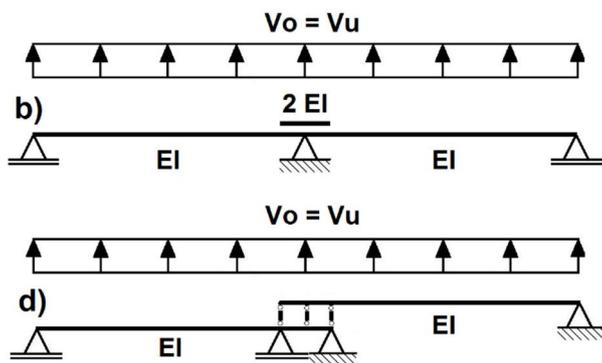


Bild 9.22 SWM-T b) und d) Resultierendes Kräftepaar (negatives Linientorsionsmoment) – Parameterreihen 3b und 4b

In Bild 9.23 sind die aus dem Linientorsionsmoment resultierenden Kräftepaare der Parameterreihen 3a, 4a und 3b, 4b dargestellt.

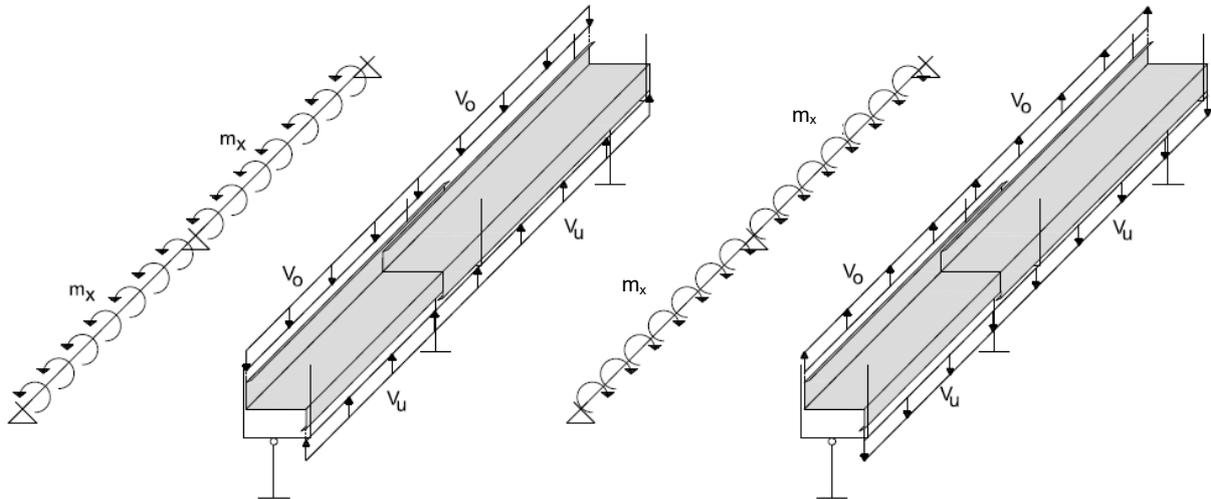


Bild 9.23 Resultierende Kräftepaare - Einzeltorsionsmoment Parameterreihe 3a,4a (links) / Einzeltorsionsmoment Parameterreihe 3b,4b (rechts)

### Parameterreihe 3a

In Bild 9.24 sind die Verhältniszerte  $M_{\omega,HR}/M_{\omega,FEM}$  für die Parameterreihe P3a dargestellt. Es ist zu erkennen, dass die Abweichungen zur FE-Berechnung im Feldbereich am geringsten ausfallen. Hier liegt eine Sicherheit von bis zu ca. 30% vor. Die im Koppelbereich mittels Stabwerksmodell ermittelten Spannungen, liegen ca. 4% bis 33% auf der sicheren Seite. Diese wurden weiterhin im Stützbereich im Abstand  $x=0,95 \cdot L$  ausgehend vom Endauflager ausgewertet.

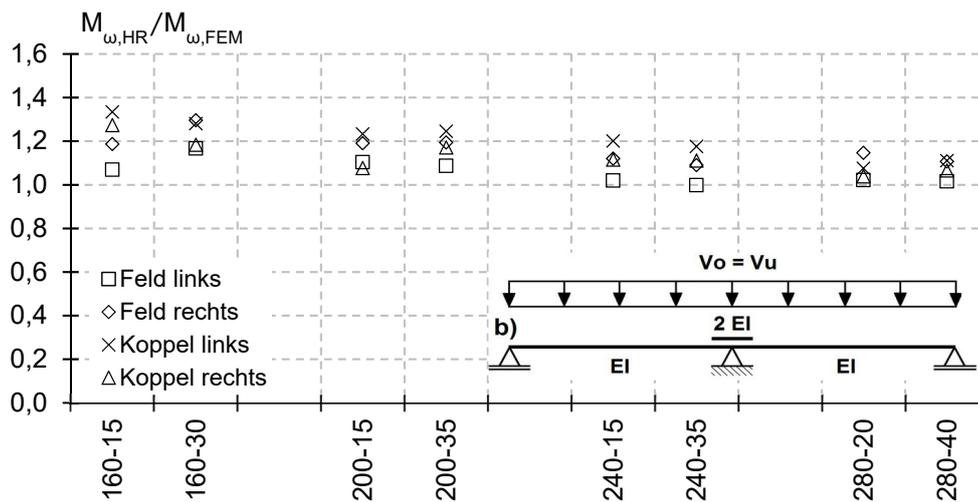


Bild 9.24 SWM-T b) P3a: Verhältniszert  $M_{\omega,HR}/M_{\omega,FEM}$  –  $L=3,50m$  (Auswertung  $x=0,95L$ )

Werden an dieser Stelle die Wölbbimomente mit dem gekoppelten SWM-T d) ermittelt, können ebenfalls alle Ergebnisse auf der sicheren Seite abgebildet werden, siehe Bild 9.25.

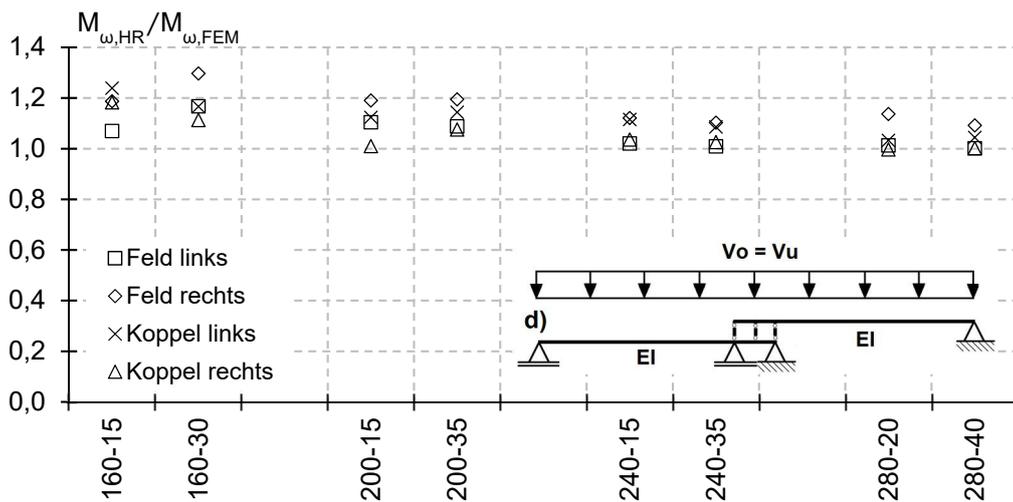


Bild 9.25 SWM-T d) P3a: Verhältnswert  $M_{\omega,HR}/M_{\omega,FEM}$  –  $L=3,50m$  (Auswertung  $x=0,975L$ )

Während es hinsichtlich des Feld(wölbbi)momentes im Vergleich zum SWM-T b) keine nennenswerten Unterschiede gibt, sind diese im Stützbereich umso größer. Durch den Ansatz des gekoppelten Systems können die Stützmomente im Vergleich zum SWM-T b) wirtschaftlicher berechnet werden. An dieser Stelle sind Abweichungen bis ca. 24% zu beobachten.

Wie bereits bei der Belastung durch ein Einzeltorsionsmoment festgestellt, sinken die zugehörigen Spannungen auch infolge eines Linientorsionsmomentes im Koppelbereich mit abklingendem  $h/t$  – Verhältnis, siehe Bild 9.26.

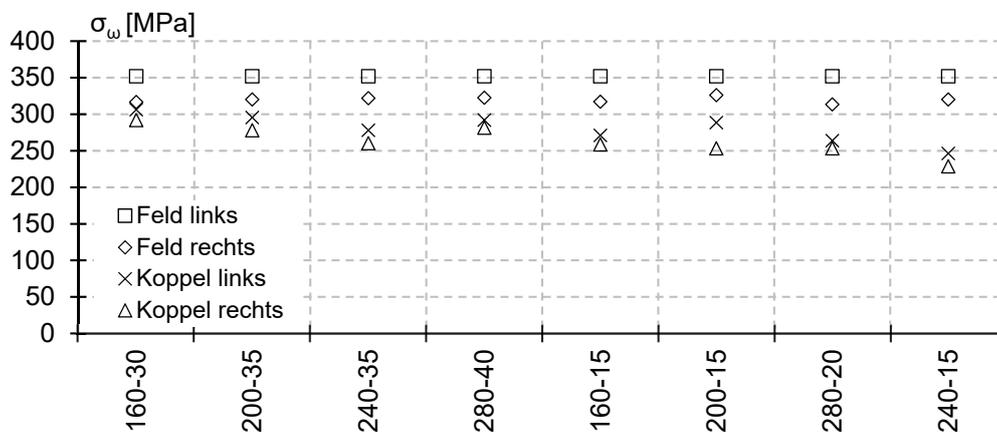


Bild 9.26 P3a: Spannungen  $\sigma_{\omega,FEM}$  bezogen auf das  $h/t$  – Verhältnis ( $L=3,50m$ )

**Parameterreihe 3b**

In Bild 9.27 ist für die negative Momentendrehrichtung (Stützweite  $L=3,50m$ ), das Verhältnis  $M_{\omega,HR}/M_{\omega,FEM}$  dargestellt. Wie bereits bei den vorherigen Parameterreihen mit negativer Momentendrehrichtung wird auch in dieser Parameterreihe das Moment im Stützbereich in einem Abstand  $x=0,965 \cdot L$  ausgewertet. Die Schnittgrößen werden weiterhin mit 2,0-facher Biegesteifigkeit im Koppelbereich ermittelt. Für den linken untenliegenden Träger kann im Koppelbereich eine sehr gute Übereinstimmung erzielt werden. Die durchschnittliche Abweichung beträgt ca. 5% Prozent. Anders sieht dies für den rechten obenliegenden Träger

aus. Insbesondere bei den beulgefährdeten Querschnitten liegt in dieser Parameterreihe eine große Diskrepanz für den rechten oberen Träger im Koppelbereich vor. Hier betragen die Abweichung ca. 33% bis 48%. Im Feldbereich können dahingehend wirtschaftlichere Ergebnisse erzielt werden. Die durchschnittliche Abweichung beträgt für den linken Träger ca. 18% und für den rechten ca. 13%. Ähnliche Verhältniswerte sind ebenso bei dem gekoppelten SWM-T d) zu erkennen, siehe Bild 9.28.

Während die durchschnittliche Abweichung der Verhältniswerte im Gegensatz zu SWM-T b) in den Feldern um ca. 2% reduziert werden kann, steigen diese im Koppelbereich geringfügig an. Der linke untenliegende Träger weist hierbei eine äußerst geringe Abweichung auf (ca. 5%). Im rechten oberen Träger können dahingehend weiterhin große Abweichungen beobachtet werden (bis zu ca. 52%).

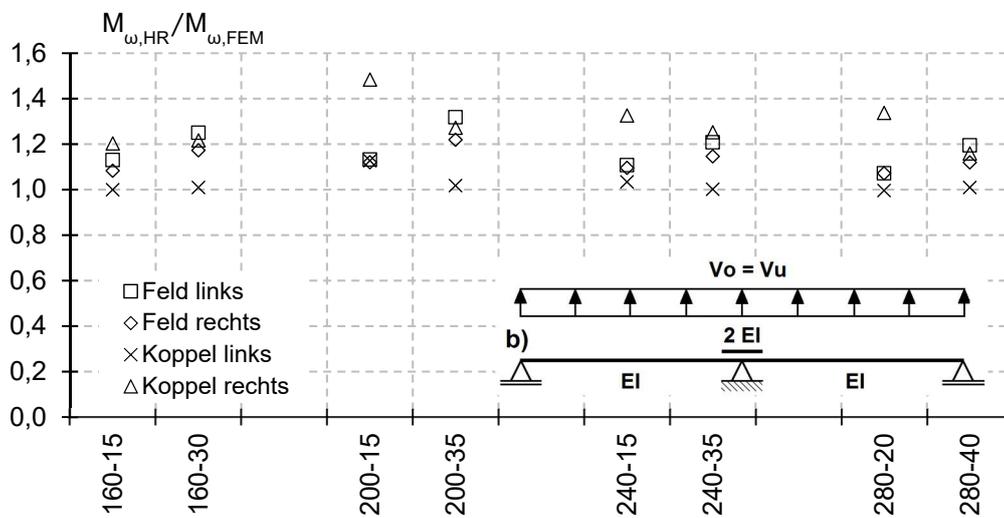


Bild 9.27 SWM-T b) P3b: Verhältniswert  $M_{w,HR}/M_{w,FEM}$  –  $L=3,50m$  (Auswertung  $x=0,965L$ )

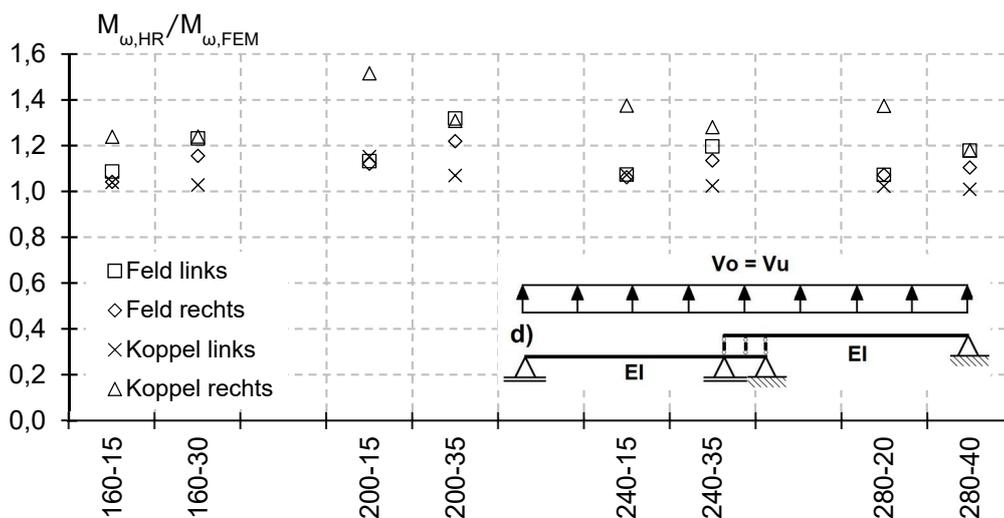


Bild 9.28 SWM-T d) P3b: Verhältniswert  $M_{w,HR}/M_{w,FEM}$  –  $L=3,50m$  (Auswertung  $x=0,95L$ )

Diese Abweichung hat mehrere Gründe. In den numerischen Untersuchungen hat sich gezeigt, dass beide Träger im Koppelbereich unterschiedlich beansprucht werden. So konnte nahezu für alle Stützweiten und Beanspruchungen beobachtet werden, dass die zugehörigen Spannungen im rechten obenliegenden Träger im Vergleich zum linken untenliegenden geringer ausfallen. Bei der Ermittlung der Wölbbimomente werden die Momente nahezu identisch berechnet. Da in jedem Fall das größte Moment im Stützbereich (linker Träger) abgedeckt wird, wird das des rechten Trägers zwangsläufig zu groß abgebildet. Weiterhin treten z.T. große Unterschiede, insbesondere bei den beulgefährdeten Querschnitten, auf. Dies kann auf die effektiven Querschnitte zurückzuführen sein. In den Auswertungen werden die Wölbbimomente über die Beziehung

$$M_{\omega} = \frac{\sigma \cdot I_{\omega, \text{eff}}}{\omega_{\text{eff}}} \quad (9.27)$$

ermittelt. Je größer die Beulgefährdung ausfällt, desto mehr wird der Widerstand (z.B. Wölbbträgheitsmoment  $I_{\omega}$ ) infolge der effektiven Querschnitte reduziert. Dass die Abweichungen, insbesondere bei den beulgefährdeten Querschnitten, so deutlich ausfallen, kann als Indiz dafür gesehen werden, dass der modellhaft berücksichtigte (effektive) Querschnitt augenscheinlich nicht auftritt.

#### **Parameterreihe 4a**

In Bild 9.29 sind die Verhältniszerte  $M_{\omega, \text{HR}}/M_{\omega, \text{FEM}}$  der Parameterreihe P4a für das SWM-T b) abgebildet. Im Gegensatz zu einer Stützweite von  $L=3,50\text{m}$ , steigen die Abweichungen im Feldbereich stark an (bis ca. 49%). Dahingehend werden die Stützmomente teilweise auf der unsicheren Seite abgebildet. Aus diesem Grund ist der Auswertungsbereich ebenfalls für diese Stützweite für eine allgemeingültige Bemessung anzupassen. Sofern die Auswertung des Stützmomentes in einem Abstand von  $x=0,965 \cdot L$  (siehe negative Momentendrehrichtung Parameterreihe Index b) vollzogen wird, werden alle Querschnitte, insbesondere im Stützbereich, auf der sicheren Seite bemessen. Die durchschnittliche Abweichung beträgt an dieser Stelle ca. 14%.

Ebenso ist bei dem gekoppelten SWM-T d) in Bild 9.30 zu erkennen, dass bei einer Auswertung in einem Abstand von  $x=0,975 \cdot L$  die Stützmomente ebenfalls auf der unsicheren Seite abgebildet werden. Wird auch an dieser Stelle der Auswertungsbereich  $x=0,95 \cdot L$  (siehe negative Momentendrehrichtung Parameterreihe Index b) vorausgesetzt, werden die numerisch ermittelten Momente zutreffend abgebildet.

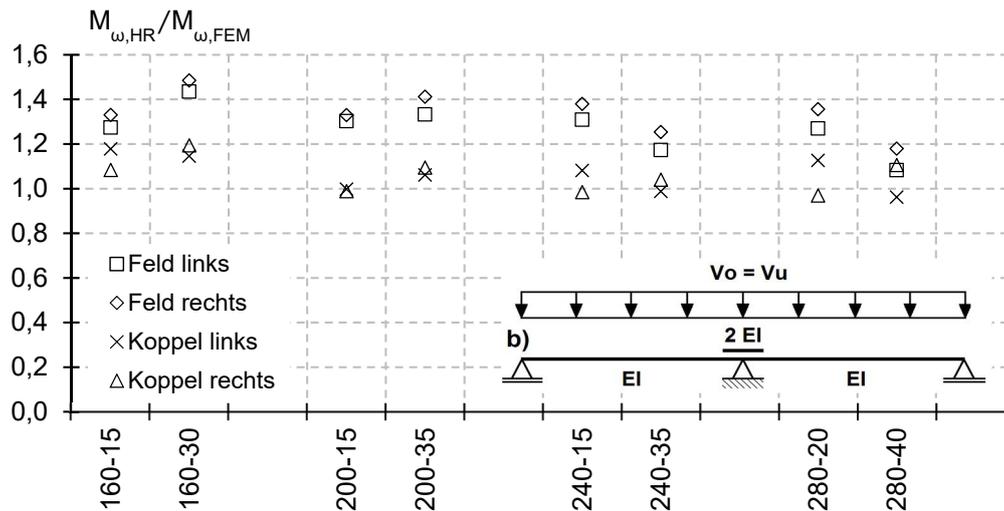


Bild 9.29 SWM-T b) P4a: Verhältniswert  $M_{\omega,HR}/M_{\omega,FEM}$  –  $L=5,00m$  (Auswertung  $x=0,95L$ )

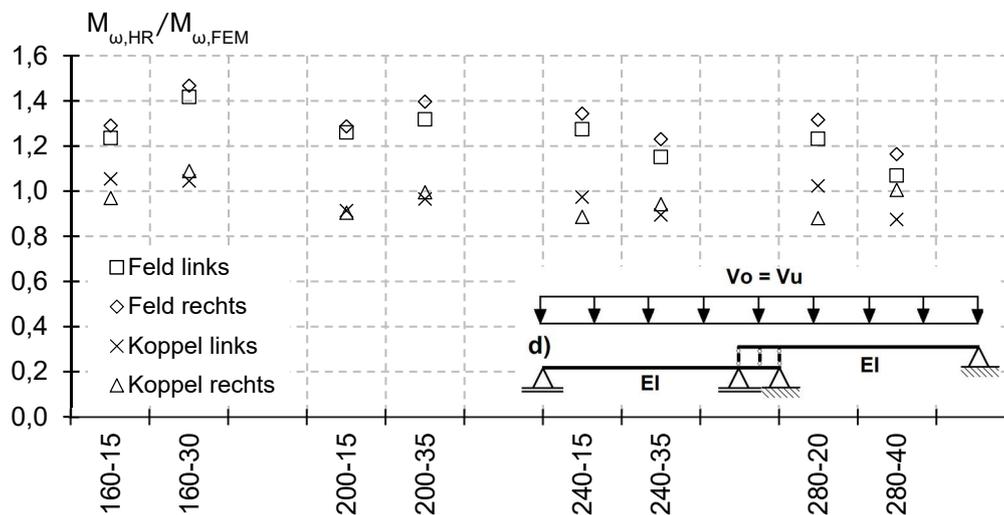


Bild 9.30 SWM-T d) P4a: Verhältniswert  $M_{\omega,HR}/M_{\omega,FEM}$  –  $L=5,00m$  (Auswertung  $x=0,975L$ )

**Parameterreihe 4b**

In Bild 9.31 ist für die negative Momentendrehrichtung (Stützweite  $L=5,00m$ ), das Verhältnis  $M_{\omega,HR}/M_{\omega,FEM}$  abgebildet. Das Moment wird in dieser Parameterreihe (negative Momentendrehrichtung) im Stützbereich in einem Abstand  $x=0,965 \cdot L$  ausgewertet. Für den Koppelbereich kann mit dieser Vorgehensweise bei den weniger bis gar nicht beulgefährdeten Querschnitten eine gute Übereinstimmung erzielt werden. Die durchschnittliche Abweichung beträgt hierbei je Träger ca. 10% bzw. 23%. Hinsichtlich der Feldmomente ist eine ähnlich große Sicherheit wie bei der Parameterreihe 4a vorhanden (ca. 37%).

Bei Berücksichtigung des gekoppelten SWM-T kann das Feldmoment geringfügig wirtschaftlicher ermittelt werden. Der Verhältniswert für das Stützmoment liegt weiterhin auf der sicheren Seite (durchschnittlich ca. 13% bzw. 26% je Träger), siehe Bild 9.32.

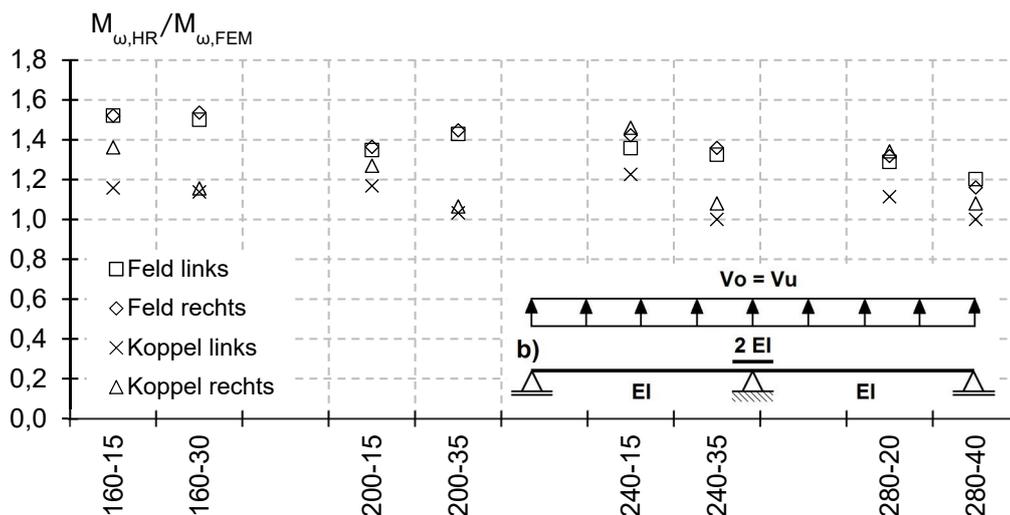


Bild 9.31 SWM-T b) P4b: Verhältnswert  $M_{\omega,HR}/M_{\omega,FEM}$  –  $L=5,00m$  (Auswertung  $x=0,965L$ )

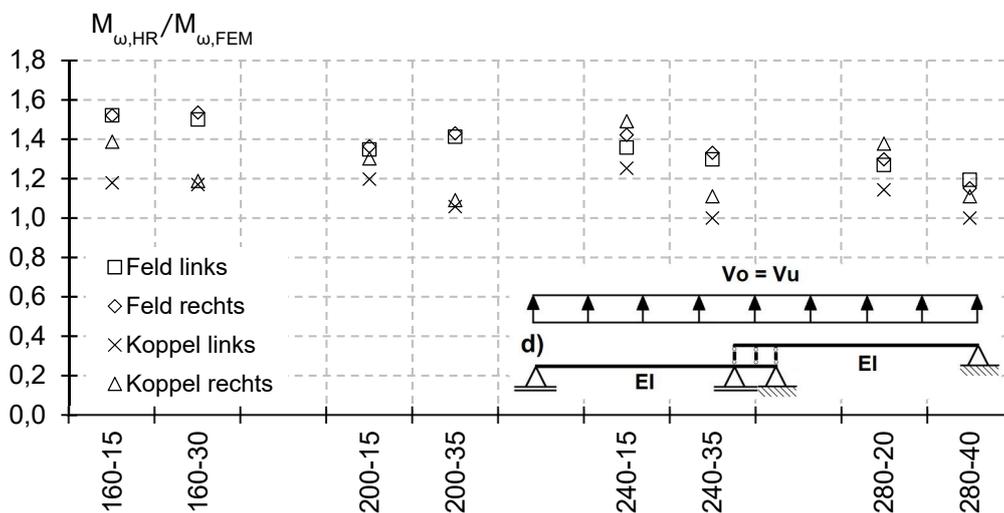


Bild 9.32 SWM-T d) P4b: Verhältnswert  $M_{\omega,HR}/M_{\omega,FEM}$  –  $L=5,00m$  (Auswertung  $x=0,965L$ )

### 9.2.4 Optimierung durch gemeinsamen Lastabtrag (gemischte Torsion)

Im vorherigen Abschnitt wurde unter der Annahme einer reinen Wölbkrafttorsion eine vereinfachte Vorgehensweise zur Ermittlung des Wölbmomentes vorgestellt. Es konnte gezeigt werden, dass die Bemessung unter Einhaltung bestimmter Randbedingungen (z.B. Auswertungsbereiche Stützmoment) allgemeingültig durchgeführt werden kann. Jedoch waren auch in vielen Fällen große Abweichungen zwischen der numerischen Simulation und dem vereinfachten Modell vorzufinden.

In diesem Abschnitt sollen daher die Wölbmomente unter der Annahme einer gemischten Torsion ermittelt werden. Wie in Tab. 9.1 gezeigt, liegt die Stabkennzahl  $\epsilon$  für Torsion für die hier untersuchten Querschnitte und Stützweiten in der Größenordnung  $0,5 \leq \epsilon \leq 10$ . Aus diesem Grund wird ein Teil des Torsionsmomentes auch über St. Venantsche Torsion abgetragen.

Hierdurch kann sich der Anteil des Wölbmomentes bei den in dieser Arbeit untersuchten Querschnitten deutlich reduzieren.

**Beispiel gemischte Torsion (Einfeldträger)**

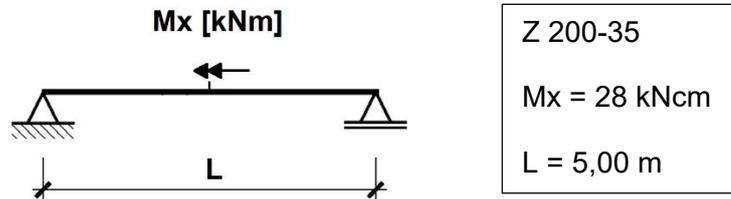


Bild 9.33 Wölbmoment – Berechnungsbeispiel (gemischte Torsion)

$$\varepsilon = \lambda \cdot 1 = \sqrt{\left(\frac{G \cdot I_T}{E \cdot I_\omega}\right)} \cdot 1 = 2,13 \tag{9.28}$$

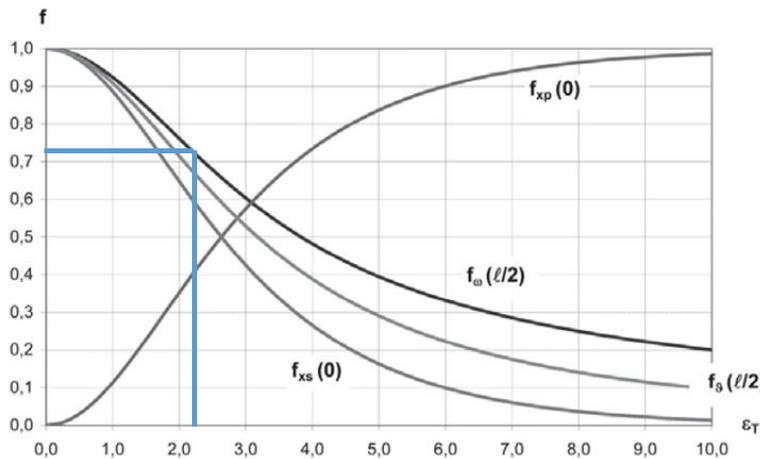


Bild 9.34 Verlauf der Reduktionsfaktoren für einen Einfeldträger mit  $M_{xL}$  in Feldmitte [56]

$$f_\omega = 0,74 \tag{9.29}$$

Gemischte Torsion:

$$M_\omega = f_\omega \cdot \frac{M_x \cdot L}{4} = 0,74 \cdot \frac{28 \cdot 500}{4} = 2590 \text{ kNcm}^2 \tag{9.30}$$

Wölbkrafttorsion:

$$M_\omega = \frac{M_x \cdot L}{4} = \frac{28 \cdot 500}{4} = 3500 \text{ kNcm}^2 \tag{9.31}$$

Aus diesem Beispiel ist erkennbar, dass eine Reduktion des Wölbmomentes von ca. 36% möglich ist. Aus diesem Grund wird in der nachfolgenden Untersuchung die primäre Torsion beim Lastabtrag mitberücksichtigt. Bei der Berechnung mit KStab ist allerdings zu beachten, dass dies nur für die Stabwerksmodelle a) und b) (Bild 9.35) möglich ist. Das gekoppelte Stabwerksmodell f) kann nicht abgebildet werden. Bei der Berechnung mit KStab muss das Torsionsmoment zudem nicht als Kräftepaar aufgebracht werden

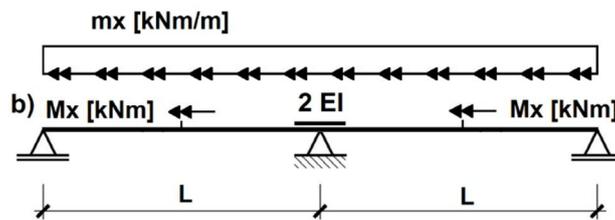


Bild 9.35 Statisches System – Kstab [44]

Mithilfe der durchgeführten Untersuchungen konnte festgestellt werden, dass unter Berücksichtigung der gemischten Torsion das Wölbmoment mithilfe des statischen Systems b) (Bild 9.35) teilweise deutlich im Vergleich zum vereinfachten Verfahren (Abschnitt 9.2) reduziert werden kann. Die Höhe der Reduktion ist dabei abhängig vom Querschnitt und der Stützweite. Die Stützmomente sind in diesem Fall in einem Abstand  $x=0,97 \cdot L$  auszuwerten.

### 9.3 Zusammenfassung Ingenieurmodell Torsion

Mithilfe der in diesem Abschnitt durchgeführten parametrischen Untersuchungen wurde die Ermittlung des Wölbmomentes (Feld-/ Stützbereich) für einen gekoppelten Zweifeldträger (Stützweite  $L=3,50\text{m}$  und  $L=5,00\text{m}$ ) infolge einer Torsionsbeanspruchung analysiert. Als Belastung wurden jeweils Einzel- und Linientorsionsmomente berücksichtigt. In der vorgestellten vereinfachten Vorgehensweise wird das Wölbmoment, wie in Abschnitt 8.3.1 beschrieben, als Moment der Gurtbiegemomente angesehen.

Unter der Annahme einer reinen Wölbkrafttorsion ist es möglich, mithilfe der beschriebenen Analogie, die Wölbmomente mit handelsüblichen Stabwerksprogrammen zu berechnen. Auch wenn diese aufgrund der fehlenden Freiheitsgrade hierzu eigentlich nicht in der Lage sind.

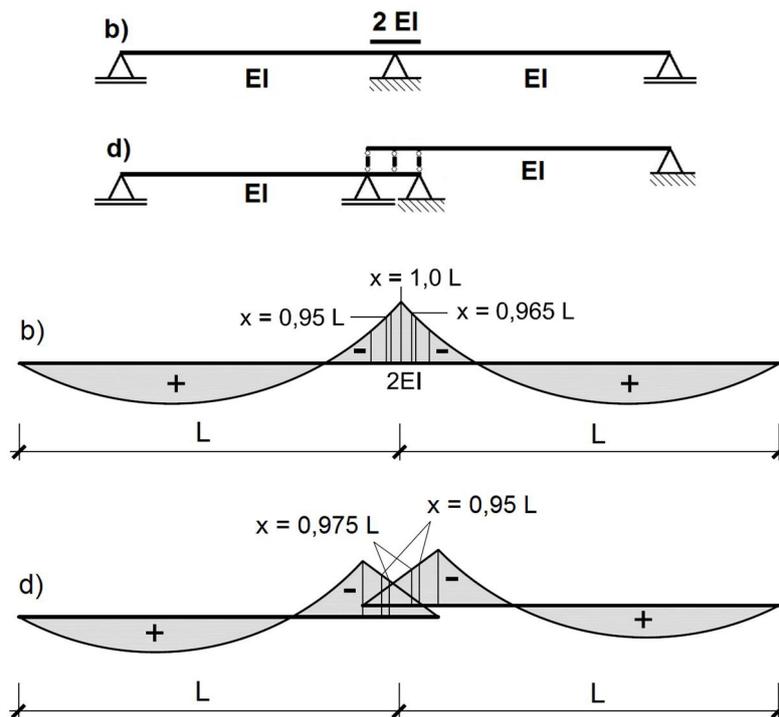
Wird dem Träger ein Einzel- oder Linientorsionsmoment aufgezwungen, wird dieses bei dieser Vorgehensweise durch ein Kräftepaar ersetzt. Das Kräftepaar wirkt parallel zu den Gurten und erzeugt das gleiche Einzel-/ Linientorsionsmoment, siehe Gl. (8.6) und (8.7).

In diesem Abschnitt wurden vier Stabwerksmodelle zur Ermittlung des Gurtbiegemomentes vorgestellt und die daraus resultierenden Ergebnisse mit denen aus der FE-Untersuchung verglichen. Es konnte gezeigt werden, dass letztendlich nur die SWM-T b) und d) dazu geeignet sind, die Wölbmomente zutreffend zu ermitteln. Für das SWM-T b) wird ein klassischer Durchlaufträger mit 2,0-facher Biegesteifigkeit im Koppelbereich herangezogen. Das SWM-T d) beschreibt ein gekoppeltes System. Dieses wurde bereits bei der Biegung (Parameterreihen Biegeversuche) berücksichtigt und konnte dort für eine allgemeingültige Bemessung herangezogen werden. Die statischen Systeme können Bild 9.36 und der jeweilige Anwendungsbereich kann Tab. 9.3 entnommen werden. Hierbei ist es dem Anwender überlassen mit welchem statischen System die Gurtbiegemomente ermittelt werden. Je mehr die Gurtkräfte  $V_o=V_u$  je Träger allerdings voneinander abweichen umso größer ist die Diskrepanz zwischen den beiden Systemen. In diesem Fall ist das SWM-T d) zu bevorzugen.

Für die Auswertung des Stützmomentes ist der Auswertungsbereich von zentraler Bedeutung. So konnte gezeigt werden, dass unabhängig von der Stützweite und Momentendrehrichtung realitätsnahe Ergebnisse erzielt werden, sofern beim SWM-T b) das Moment in einem Abstand

von  $x=0,965 \cdot L$  ausgewertet wird. Bei dem gekoppelten System d) beträgt der Abstand dahingehend  $x=0,95 \cdot L$ .

Im Feldbereich wird an dieser Stelle bei beiden Systemen das maximale Moment berücksichtigt. In den Parameterreihen konnte beobachtet werden, dass insbesondere bei den beulgefährdeten Querschnitten größere Diskrepanzen aufgetreten sind. Dies kann u.U. auf die effektiven Querschnitte zurückzuführen sein. Je größer die Beulgefährdung ausfällt, desto mehr wird der Widerstand (z.B.  $I_0$ ) infolge des Berechnungsverfahrens (wirksame Breiten) reduziert. Dass die Abweichungen, insbesondere bei den beulgefährdeten Querschnitten so deutlich ausfallen, kann als Indiz dafür gesehen werden, dass der modellhaft berücksichtigte effektive Querschnitt augenscheinlich nicht auftritt.



Anwendungsbereich siehe Tab. 9.3

Bild 9.36 SWM-T b) und d) – Statisches System Gekoppelter Zweifeldträger (Gurtbiegemomente  $M_G$ ) und Auswertungsbereiche Stützmoment

Wie beschrieben wird bei dieser Vorgehensweise nur der sekundäre Drillwiderstand berücksichtigt. In Abhängigkeit der Stabkennzahl  $\varepsilon$  konnte gezeigt werden, dass bei vielen Querschnitten und einer Stützweite von  $L=5,00m$  sich zusätzlich der primäre Torsionswiderstand an der Abtragung des Torsionsmomentes beteiligt. Eine Optimierung kann insbesondere im Feldbereich durchgeführt werden, sofern die St. Venant'sche Torsion zusätzlich mitberücksichtigt wird. Bei dieser Vorgehensweise (KStab - gemischte Torsion) werden die Wölbmomente sowohl im Feld- als auch im Stützbereich unter Ansatz der statischen Systeme a) und b) aus Bild 9.37 allgemeingültig auf der sicheren Seite bemessen. Das Stützmoment wird im Vergleich zum vereinfachten Verfahren nicht in einem Abstand  $x=0,965 \cdot L$ , sondern  $x=0,97 \cdot L$  ausgewertet und auf beide Träger zu jeweils 50% verteilt.

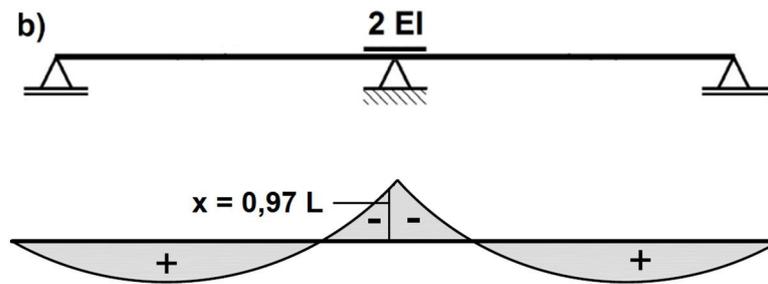


Bild 9.37 Stabwerksmodell b) und Auswertungsbereich Stützmoment zur Ermittlung der Wölbmomentenverteilung  $M_\omega$  unter Berücksichtigung des primären und sekundären Drillwiderstands z.B. in KStab [44]

Tab. 9.3 Stabwerksmodelle (SWM-T) zur Berechnung der Gurtbiegemomente  $M_G$  (Gurt wirkt als Biegesystem)

	Belastungsart	Stabwerksmodell	Auswertungsbereiche für die Torsionsbemessung		
			Feld	Stütze* L=3,50m	Stütze* L=5,00m
Genauere Ermittlung der Biegemomente $M_{\omega}$			max $M_f$	max $M_s$ $x=0,95L$	max $M_s$ $x=0,95L$
			max $M_f$	max $M_s$ $x=0,975L$	max $M_s$ $x=0,975L$
			max $M_f$	max $M_s$ $x=0,965L$	max $M_s$ $x=0,965L$
			max $M_f$	max $M_s$ $x=0,95L$	max $M_s$ $x=0,95L$
			max $M_f$	max $M_s$ $x=0,95L$	max $M_s$ $x=0,95L$
			max $M_f$	max $M_s$ $x=0,975L$	max $M_s$ $x=0,975L$
			max $M_f$	max $M_s$ $x=0,965L$	max $M_s$ $x=0,965L$
			max $M_f$	max $M_s$ $x=0,95L$	max $M_s$ $x=0,95L$

\*Allgemeingültige Bemessung:  
Auswertungsbereiche SWM-T b)  $x=0,965 \cdot L$ ; SWM-T d)  $x=0,95 \cdot L$

## 10 Berechnungsbeispiel für Biegung um die schwache Achse und Torsion

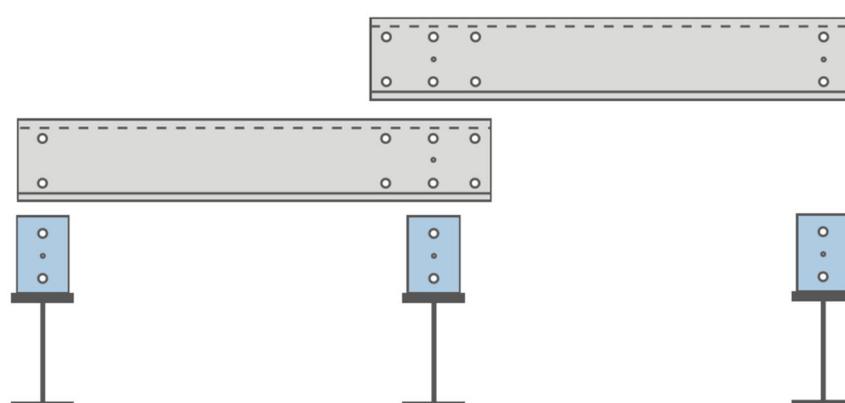
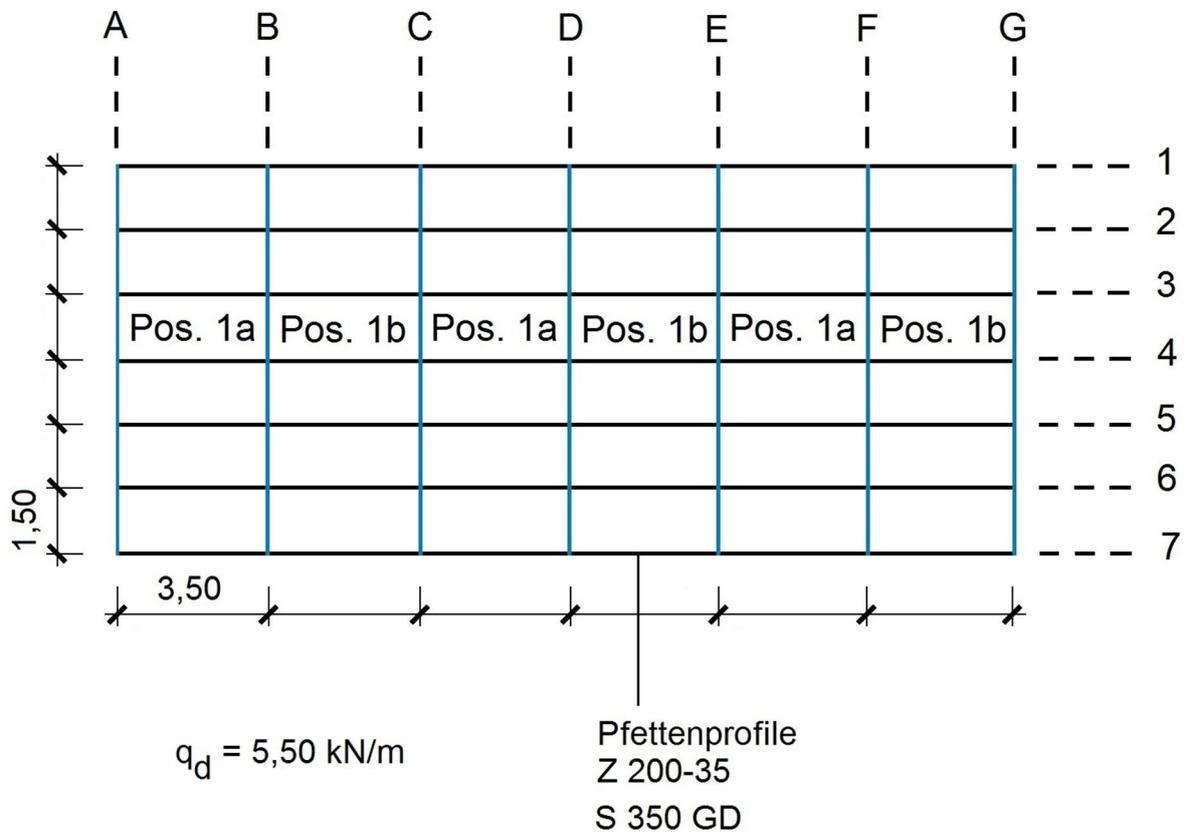


Bild 10.1 Grundriss Stahlhalle / Ausbildung Koppelträger [82] – Berechnungsbeispiel für Biegung und Torsion

In den nachfolgenden Abschnitten werden für das vorliegende Beispiel unterschiedliche Berechnungsmethoden zur Ermittlung der Biege- und Wölbnormalspannungen aufgezeigt. Hierfür werden unterschiedliche statische Systeme herangezogen. Die Koppelpfetten werden in diesem Beispiel als Zweifeldträger ausgebildet.

## 10.1 Verfahren 2 – Gekoppelter Zweifeldträger

Das statische System der Koppelfetten kann Bild 10.2 entnommen werden. Bedingt durch die geneigten Hauptachsen tritt infolge einer vertikalen Belastung  $q_d$  neben reiner Biegung um die starke Achse auch Biegung um die schwache Achse auf, siehe Bild 10.2. In einem ersten Schritt ist daher die äußere Einwirkung  $q_d$  in die jeweiligen Anteile zu zerlegen.

Bemessungslast:

$$q_d = 5,50 \text{ kN/m} \quad (10.1)$$

**Hauptachsentransformation:**

Hauptachseneckwinkel  $\alpha = 20,1^\circ$  (Z200-35)

$$q_{zz} = q_d \cdot \cos(\alpha) = 5,50 \cdot \cos 20,1^\circ = 5,20 \text{ kN/m} \quad (10.2)$$

$$q_{yy} = q_d \cdot \sin(\alpha) = 5,50 \cdot \sin 20,1^\circ = 1,90 \text{ kN/m} \quad (10.3)$$

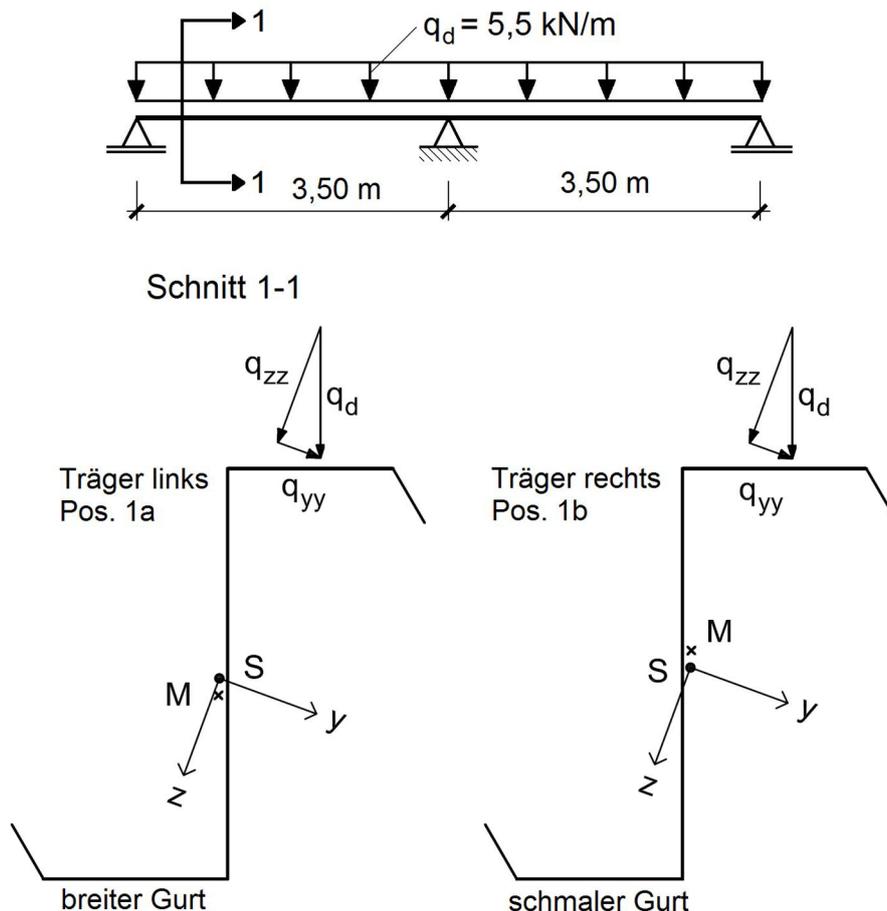


Bild 10.2 Statisches System und Lastangriff

## Schnittgrößenermittlung – Biegung

### 1. Biegung um die schwache Achse

Für die Schnittgrößenermittlung können folgende statischen Systeme verwendet werden, siehe Bild 10.3. Diese kann wahlweise per Hand oder mit den gängigen EDV-Programmen (z.B. Dlubal RStab [26]) durchgeführt werden. In Bild 10.4 sind die resultierenden Biegemomentenverläufe  $M_z$  dargestellt.

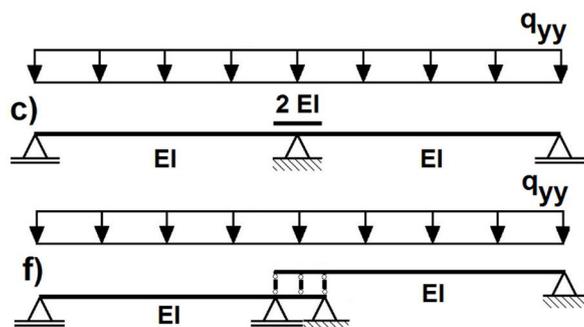


Bild 10.3 Stabwerksmodelle (SWM-B) c) und f) für die Biegemomentenermittlung  $M_z$

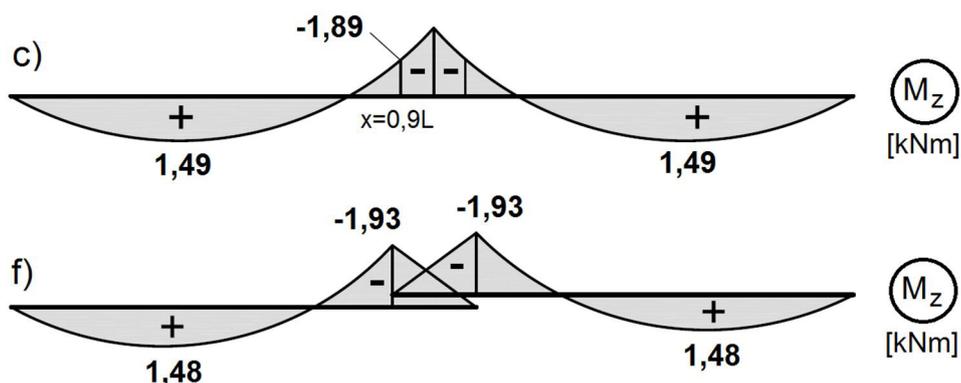


Bild 10.4 Biegemomentenverlauf  $M_z$  [26] – SWM-B c) und f)

Für die weitergehende Bemessung wird der mit SWM-B c) ermittelte Biegemomentenverlauf berücksichtigt.

### 2. Biegung um die starke Achse

Für die Schnittgrößenermittlung wird das Modell nach *Schardt/Schrade* [79] herangezogen, siehe Bild 10.5. In Bild 10.6 ist der resultierende Biegemomentenverlauf  $M_y$  dargestellt.

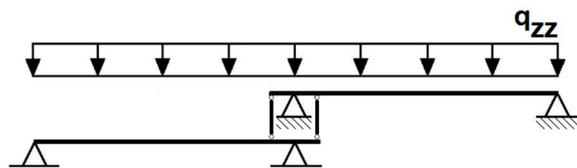
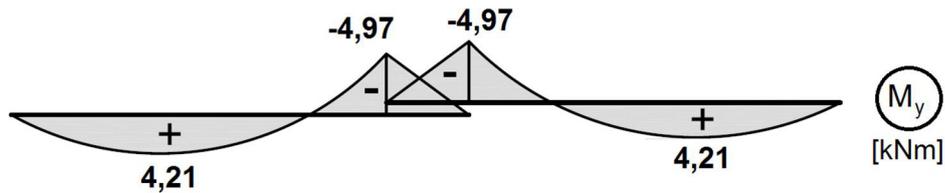


Bild 10.5 Stabwerksmodell nach *Schardt/Schrade* [79] für die Biegemomentenermittlung  $M_y$

Bild 10.6 Biegemomentenverlauf  $M_y$  – Stabwerksmodell Schardt/ Schrade [26]

### Spannungsermittlung - Biegung

Durch die um  $180^\circ$  gegeneinander versetzt eingebauten Träger treten sowohl für den Feld- als auch für den Stützbereich unterschiedliche effektive Querschnittswerte in den jeweiligen Trägern auf. Es wird vereinfachend der Nachweis mit dem kleinsten Widerstandsmoment geführt.

#### 1. Biegung um die schwache Achse

##### SWM-B c)

$W_{z,\text{eff}} = 13,4 \text{ cm}^3$  (Z200-35: Feldbereich Träger links / Stützbereich Träger rechts)

$W_{z,\text{eff}} = 13,6 \text{ cm}^3$  (Z200-35: Feldbereich Träger rechts / Stützbereich Träger links)

##### Feldbereich:

$$\sigma_x = \frac{M_{\text{el},f,z}}{W_{z,\text{eff}}} = \frac{149}{13,4} = 11,1 \frac{\text{kN}}{\text{cm}^2} \quad (10.4)$$

##### Stützbereich:

$$\sigma_x = \frac{|M_{\text{el},s,z}|}{W_{z,\text{eff}}} = \frac{189}{13,4} = 14,1 \frac{\text{kN}}{\text{cm}^2} \quad (10.5)$$

#### 2. Biegung um die starke Achse

##### SWM Schardt / Schrade [79]

$W_{y,\text{eff}} = 76,7 \text{ cm}^3$  (Z200-35: Feldbereich Träger links / Stützbereich Träger rechts)

$W_{y,\text{eff}} = 76,9 \text{ cm}^3$  (Z200-35: Feldbereich Träger rechts / Stützbereich Träger links)

##### Feldbereich:

$$\sigma_x = \frac{M_{\text{el},f,y}}{W_{y,\text{eff}}} = \frac{421}{76,7} = 5,5 \frac{\text{kN}}{\text{cm}^2} \quad (10.6)$$

##### Stützbereich:

$$\sigma_x = \frac{|M_{\text{el},s,y}|}{W_{y,\text{eff}}} = \frac{497}{76,7} = 6,5 \frac{\text{kN}}{\text{cm}^2} \quad (10.7)$$

Infolge des außermittigen Lastangriffs sind neben den Biegespannungsanteilen  $\sigma_x$  auch die Wölbnormalspannungen  $\sigma_\omega$  zu berücksichtigen, siehe Bild 10.2. Dadurch, dass die Belastung nicht im Schubmittelpunkt eingeleitet wird, tritt planmäßig Torsion auf. Das Linientorsionsmoment  $m_x$  ergibt sich derweil wie folgt, siehe hierzu auch Bild 10.7:

Träger links

$$m_x = q_d \cdot e_l = 0,055 \cdot 3,68 = 0,2024 \text{ kNcm/cm} \quad (10.8)$$

Träger rechts

$$m_x = q_d \cdot e_r = 0,055 \cdot 3,57 = 0,1964 \text{ kNcm/cm} \quad (10.9)$$

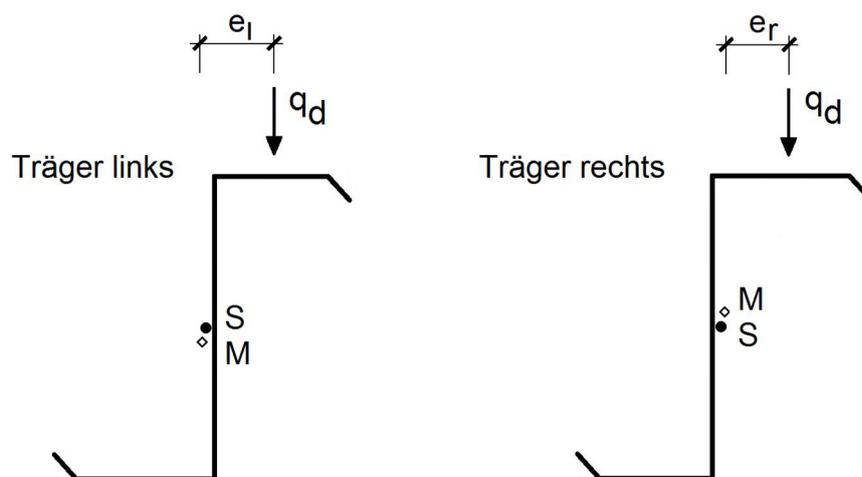


Bild 10.7 Hebelarm  $e$  zur Ermittlung des einwirkenden Torsionsmomentes  $m_x$

### Schnittgrößenermittlung - Torsion

Für die Ermittlung der Wölbnormalspannungen  $\sigma_\omega$  ist es erforderlich, dass durch die außermittige Lasteinleitung entstehende Torsionsmoment  $m_x$  in ein Kräftepaar  $V_o = V_u = m_x / h$  zu zerlegen, siehe Bild 10.8.

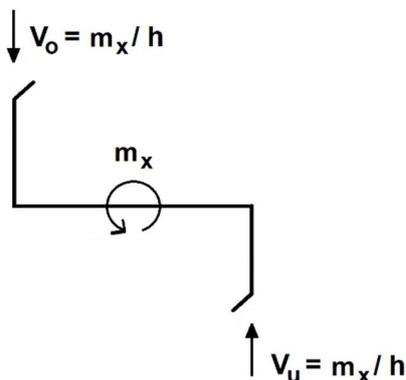


Bild 10.8 Kräftepaar - Torsion

Das Linientorsionsmoment  $m_x$  wird an dieser Stelle durch ein Kräftepaar ersetzt. Dieses wirkt parallel zu den Gurten und erzeugt das gleiche Linientorsionsmoment. Unter Berücksichtigung

der Gurtkräfte  $V_o$  bzw.  $V_u$  wird anschließend der Gurtbiegemomentenverlauf  $M_G$  ermittelt. Hierzu können die in Bild 10.9 dargestellten statischen Systeme herangezogen werden.

Gurtkraft - Träger links

$$V_o = V_u = m_x / h = 0,2024/20 = 0,0101 \text{ kN/cm} = 1,01 \text{ kN/m} \quad (10.10)$$

Gurtkraft - Träger rechts

$$V_o = V_u = m_x / h = 0,1964/20 = 0,00982 \text{ kN/cm} = 0,98 \text{ kN/m} \quad (10.11)$$

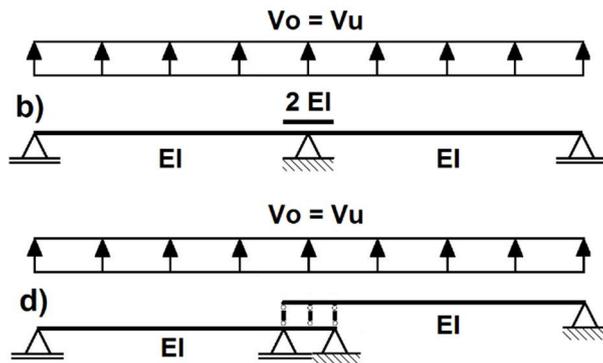


Bild 10.9 Stabwerksmodelle (SWM-T) b) und d) zur Ermittlung der Gurtbiegemomente  $M_G$  – negatives Linientorsionsmoment

Für die SWM-T b) und d) ist der sich einstellende Gurtbiegemomentenverlauf  $M_G$  in Bild 10.10 qualitativ abgebildet. Hierbei ist zu beachten, dass das Stützmoment in einem Abstand von  $x=0,965 \cdot L$  (SWM-T b)) und  $x=0,95 \cdot L$  (SWM-T d)) ausgehend von Endauflager ausgewertet wird. Über die Beziehung

$$M_{\omega,fs} = M_{G,fs} \cdot h \quad (10.12)$$

kann das Wölbbimoment ermittelt werden.

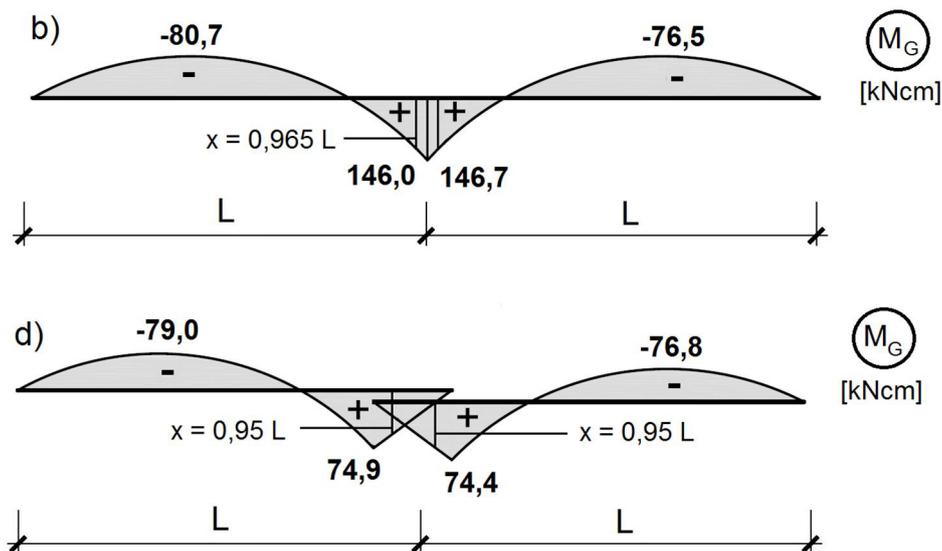


Bild 10.10 Gurtbiegemomentenverlauf  $M_G$  [26] – SWM-T b) und d)

Für die weitergehende Bemessung wird der mit SWM-T b) ermittelte Wölbmomentenverlauf berücksichtigt. Hierbei ist zu beachten, dass das im Stützbereich ermittelte Wölbmoment  $M_\omega$  zu jeweils 50% auf beide Träger verteilt wird. Dies gilt nur unter Verwendung von SWM-T b).

**SWM-T b)**

Träger links

$$M_{\omega,f} = M_{G,f} \cdot h = -80,7 \cdot 20 = -1614 \text{ kNcm}^2 \quad (10.13)$$

$$M_{\omega,s} = M_{G,s} \cdot h = 146,0 / 2 \cdot 20 = 1460 \text{ kNcm}^2 \quad (10.14)$$

Träger rechts

$$M_{\omega,f} = M_{G,f} \cdot h = -76,5 \cdot 20 = -1530 \text{ kNcm}^2 \quad (10.15)$$

$$M_{\omega,s} = M_{G,s} \cdot h = 146,7 / 2 \cdot 20 = 1467 \text{ kNcm}^2 \quad (10.16)$$

**Spannungsermittlung - Torsion****SWM-T b)**

Feldbereich:

 $I_{\omega,\text{eff}} = 11311 \text{ cm}^3$ ;  $\omega = -75,9$  (Z200-35: Träger links) $I_{\omega,\text{eff}} = 11249 \text{ cm}^3$ ;  $\omega = -76,0$  (Z200-35: Träger rechts)

$$\sigma_\omega = \frac{M_\omega}{I_{\omega,\text{eff}}} \cdot \omega_{\text{eff}} = \frac{-1614}{11311} \cdot (-75,9) = 10,8 \frac{\text{kN}}{\text{cm}^2} \quad (10.17)$$

$$\sigma_\omega = \frac{M_\omega}{I_{\omega,\text{eff}}} \cdot \omega_{\text{eff}} = \frac{-1530}{11249} \cdot (-76,0) = 10,3 \frac{\text{kN}}{\text{cm}^2} \quad (10.18)$$

Stützbereich:

 $I_{\omega,\text{eff}} = 8515 \text{ cm}^3$ ;  $\omega = -64,6$  (Z200-35: Träger links) $I_{\omega,\text{eff}} = 8564 \text{ cm}^3$ ;  $\omega = -64,9$  (Z200-35: Träger rechts)

$$\sigma_\omega = \frac{M_\omega}{I_{\omega,\text{eff}}} \cdot \omega_{\text{eff}} = \frac{1460}{8515} \cdot (-64,6) = -11,1 \frac{\text{kN}}{\text{cm}^2} \quad (10.19)$$

$$\sigma_\omega = \frac{M_\omega}{I_{\omega,\text{eff}}} \cdot \omega_{\text{eff}} = \frac{1467}{8564} \cdot (-64,9) = -11,1 \frac{\text{kN}}{\text{cm}^2} \quad (10.20)$$

**Interaktionsnachweis**
**Feldbereich**

$$\sigma = \left| \frac{M_{el,f,z}}{W_{z,eff}} \right| + \left| \frac{M_{el,f,y}}{W_{y,eff}} \right| + \left| \frac{M_{\omega}}{W_{\omega,eff}} \right| = 11,1 + 5,5 + 10,8 = 27,4 \frac{\text{kN}}{\text{cm}^2} \quad (10.21)$$

$$\sigma = 27,4 \frac{\text{kN}}{\text{cm}^2} < f_{y,d} = 32,0 \frac{\text{kN}}{\text{cm}^2} \quad (10.22)$$

**Stützbereich**

$$\sigma = \left| \frac{M_{el,f,z}}{W_{z,eff}} \right| + \left| \frac{M_{el,f,y}}{W_{y,eff}} \right| + \left| \frac{M_{\omega}}{W_{\omega,eff}} \right| = 14,1 + 6,5 + 11,1 = 25,0 \frac{\text{kN}}{\text{cm}^2} \quad (10.23)$$

$$\sigma = 25,0 \frac{\text{kN}}{\text{cm}^2} < f_{y,d} = 32,0 \frac{\text{kN}}{\text{cm}^2} \quad (10.24)$$

## 10.2 Alternative Berechnungsmethode – Biegung um die schwache Achse

Unter Ansatz eines klassischen Durchlaufträgers mit einem fiktiven Gesamtquerschnitt im Überkopplungsbereich ( $1,5 EI$ ) kann die Tragfähigkeit für Biegung um die schwache Achse näherungsweise für das in Abschnitt 10 vorgestellte Beispiel alternativ abgeschätzt werden. Diese Methode kann zur Vordimensionierung verwendet werden.

Das statische System ist Bild 10.11 zu entnehmen (Lastanteil  $q_{yy}$  siehe Gln. 10.3). Die Schnittgrößenermittlung kann auch in diesem Fall mit den gängigen EDV-Programmen (z.B. Dlubal RStab [26] oder KStab [44]) durchgeführt werden. In Bild 10.12 ist der sich einstellende Biegemomentenverlauf  $M_z$  dargestellt.

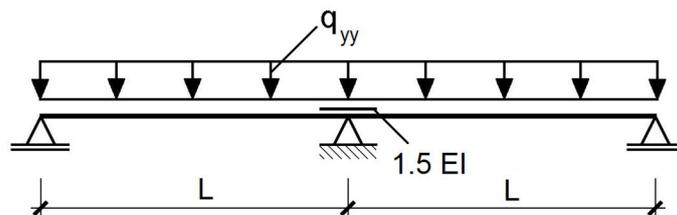
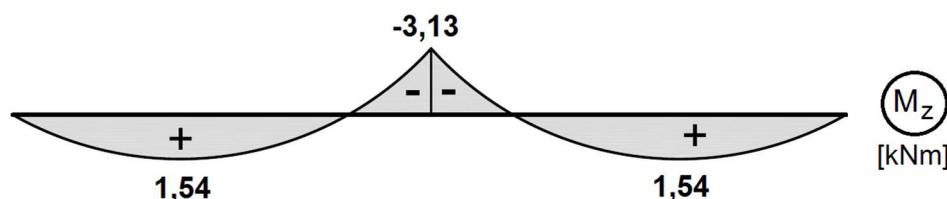


Bild 10.11 Statisches System für die Grenzlastabschätzung


 Bild 10.12 Biegemomentenverlauf  $M_z$  [26]

Für die Abschätzung der Tragfähigkeit sind in einem weiteren Schritt die elastischen Grenzmomente sowohl im Feld- als auch im Stützbereich zu ermitteln. Hierbei wird im Feldbereich das maßgebende Widerstandsmoment 1,0-fach und im Bereich der Überkopplung 1,5-fach berücksichtigt.

$$\text{grenz } M_{el,f} = W_{z,eff,1,0} \cdot f_{y,b} = 13,4 \cdot 32,0 = 429 \text{ kNcm} \quad (10.25)$$

$$\text{grenz } M_{el,s} = W_{z,eff,1,5} \cdot f_{y,b} = 1,5 \cdot 13,4 \cdot 32,0 = 643 \text{ kNcm} \quad (10.26)$$

$$\text{vorh } M_{el,f} = 154 \text{ kNcm} < \text{grenz } M_{el,f} = 429 \text{ kNcm} \quad (10.27)$$

$$\text{vorh } |M_{el,s}| = 313 \text{ kNcm} < \text{grenz } M_{el,s} = 643 \text{ kNcm} \quad (10.28)$$

## 11 Zusammenfassung

Die vorliegende Arbeit behandelt das Tragverhalten dünnwandiger Kaltprofil-Koppelpfetten (Z-Profile) aus Stahlblech für Biegung um die schwache Achse und Torsion. Hierfür werden Nachweisverfahren und -methoden im Hinblick auf Ihre Anwendbarkeit zur Abbildung des Tragverhaltens analysiert. Für Biegung um die schwache Achse sowie Torsion werden Stabwerksmodelle (SWM-B / SWM-T) zur Ermittlung des Biegemomentes  $M_z$  und des Wölbmomentes  $M_\omega$  aufgezeigt und verifiziert.

Kapitel 2 enthält eine Zusammenstellung der Grundlagen, die für den Stahlleichtbau von wesentlicher Bedeutung sind. In diesem Zusammenhang werden typische Querschnittsformen kaltprofilierter Profile aufgezeigt, Eigenschaften des Werkstoffs und Maßnahmen zur Querschnittsoptimierung (Randaussteifungen) dargestellt. Darüber hinaus werden die Versagensmechanismen dünnwandiger Bauteile, insbesondere das lokale Blechbeulen, die Forminstabilität des Querschnitts (distorsional buckling) und die Instabilität des Gesamtbauteils beschrieben.

Dünnwandige Bauteile sind wegen ihrer geringen Blechdicken und der damit eingehenden großen Schlankheit stark beulgefährdet. Von diesem Effekt wird das Tragverhalten enorm beeinflusst. Werden die Blechelemente jener Querschnitte in Plattenebene durch Druckkräfte belastet, entziehen sich Teilflächen bei Annäherung an die kritische Beullast durch Ausbeulen. An dieser Stelle tritt eine Umlagerung der Spannungen zu den gelagerten Längsrändern auf. In diesem Fall ist von **Plattenbeulen** zu sprechen. Zur Erfassung dieses Tragverhaltens wird in der vorliegenden Arbeit die **Methode der wirksamen Breiten** angewendet. Bei der Methode der wirksamen Breiten wird die Spannungsumlagerung von weniger steifen Bereichen zu steiferen Bereichen über Spannungsblöcke realitätsgetreu abgebildet, indem die ausgebeulten Bereiche nicht für die Berechnung der Querschnittswerte angesetzt werden. Hierdurch entsteht ein „effektiver Querschnitt“ mit einer abgeminderten Tragfähigkeit.

Die für diese Arbeit verwendeten EDV-Programme werden in Kapitel 3 vorgestellt und Erläuterungen zu den jeweiligen Programmschwerpunkten und Berechnungsmethoden gegeben.

Das geometrisch und physikalisch nichtlineare Tragverhalten gekoppelter Zweifeldträger anhand **experimenteller Untersuchungen** wird in Abschnitt 4 untersucht. Hier zeigte sich, dass die Forminstabilität des rechten (obenliegenden) Querschnitts im Feldbereich in der Regel die Versagensursache darstellt. Bereits in den Versuchsreihen konnte beobachtet werden, dass durchlaufende Systeme eine bis zu 20% höhere Traglast aufweisen als identische gekoppelte Systeme. Erste Vergleichsrechnungen mit dem aus der Praxis bekannten Programm Schrag Stab FEM zur Berechnung gekoppelter Mehrfeldträger aus Stahlblech zeigten dahingehend, dass ein großes Einsparpotential bei der Bemessung vorhanden ist.

In Kapitel 5 werden diesbezüglich **parametrische Untersuchungen** mit einem verifizierten Finite-Elemente-Modell durchgeführt. Die Parameter werden durch verschiedene Querschnitte,

unterschiedliche Stützweiten ( $L=1,80\text{m}$ ,  $L=3,50\text{m}$ ,  $L=5,00\text{m}$  und  $L=7,00\text{m}$ ) und Belastungen (Einzel- und Linienlasten) gesetzt. Es werden diverse Berechnungen mit jeweils unterschiedlichen Ansätzen bei der Schnittgrößenermittlung bzw. für die Grenzlastermittlung durchgeführt. So wird die aus der numerischen Untersuchung gewonnene Grenzlast (Last bei Erreichen der Streckgrenze) mit der klassischen Durchlaufträgerberechnung verglichen. Zu diesem Zweck werden Durchlaufträger mit gleichen Biegesteifigkeiten (ohne steifigkeitsabhängiger Schnittgrößenumlagerung) berücksichtigt. Weiterhin werden Berechnungen unter Berücksichtigung eines fiktiven Gesamtquerschnitts mit einer 1,5-fachen bzw. 2,0-fachen Biegesteifigkeit im Koppelbereich (mit steifigkeitsabhängiger Schnittgrößenumlagerung) durchgeführt. Eine **Durchlaufwirkung** sowie querschnittsabhängige Unterschiede konnte bei allen Stützweiten und Belastungsformen beobachtet werden, auch wenn diese sich von Stützweite zu Stützweite unterschiedlich stark ausbildete.

Es wurde gezeigt, dass unter Berücksichtigung einer 1,5-fachen Biegesteifigkeit im Koppelbereich die Grenzlast des Koppelträgers in zutreffender Näherung berechnet werden kann (**Verfahren 1**). Dies konnte für typische Belastungsformen wie u.a. einer mittigen Einzellast in Feldmitte und einer gleichförmigen Streckenlast für Stützweiten von  $L=3,50\text{m}$  bis  $L=7,00\text{m}$  bewiesen werden.

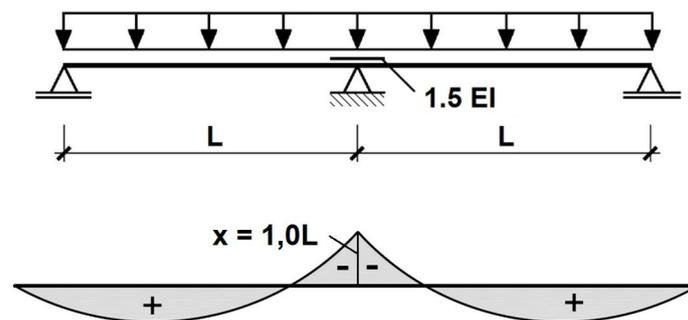


Bild 11.1 Verfahren 1: Statisches System und Auswertungsbereich Stützmoment

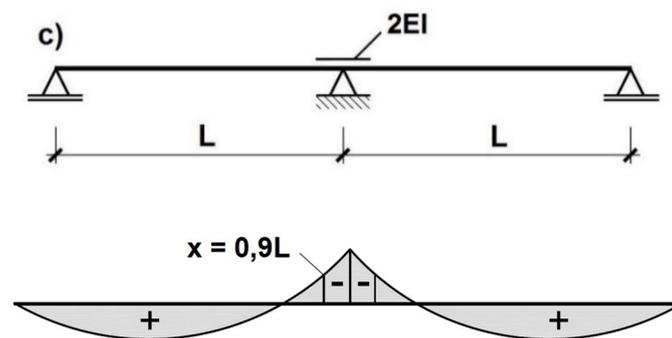
Für die Entwicklung von **Stabwerksmodellen** ist die genaue Schnittgrößenverteilung und das Verformungsverhalten, insbesondere im Koppelbereich von wesentlicher Bedeutung. Zu diesem Zweck wurden die tatsächlichen Verläufe der Schnittgrößen ( $M_z$ ) / Spannungen  $\sigma_x$  mithilfe der numerischen Simulation ausgewertet um mögliche Schlüsse für ein Stabwerksmodell abzuleiten. Als Resultat zeigten sich unsymmetrische Spannungsverläufe im Koppelbereich. So konnte für den rechten obenliegenden Träger eine maximale Spannung im Anschnitt erkannt werden, während das Spannungsmaximum des linken untenliegenden Trägers innerhalb der Überlappung liegt. Weiterhin konnte mithilfe der FE-Untersuchungen erkannt werden, dass sich der rechte obenliegende Träger teilweise im Koppelbereich auf den untenliegenden Träger abstützt. Dies zeigte sich vor allem durch unterschiedliche Steigungen des Verformungsverlaufs.

Diese Ausführungen dienen als Grundlage für die Ermittlung eines händischen Verfahrens sowie eines Stabwerkmodells (**Verfahren 2**) in Kapitel 6.

Bei der Auswertung zur Erstellung eines händischen Bemessungsverfahrens zeigt sich eine nur beschränkte Anwendbarkeit auf baupraktische Fälle, so dass dieser Ansatz nicht weiterverfolgt

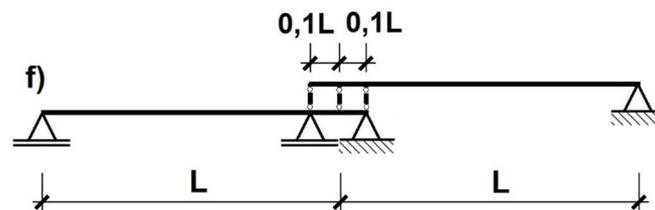
wird. Stattdessen wird die Bemessung eines gekoppelten Zweifeldträgers mithilfe diverser Stabwerksmodelle analysiert. Zu diesem Zweck werden Stützweiten von  $L=3,50\text{m}$  bis  $L=7,00\text{m}$  für u.a. mittige Einzellasten je Träger und einer gleichförmigen Streckenlast als Auf- und abhebende Last untersucht.

Mithilfe der Stabwerksmodelle aus Bild 11.2 und Bild 11.3 kann für die genannten Belastungen und Stützweiten, der untersuchten Querschnitte, ein zutreffendes Ergebnis erzielt werden. Während im Feldbereich das SWM-B f) die wirtschaftlichste Bemessung liefert, kann dies im Stützbereich mit dem SWM-B c) erzielt werden. Da das Querschnittsversagen für die angegebenen Lasten im Stützbereich auftritt, ist die Verwendung von SWM-B c) zu empfehlen.



Auswertung des betragsmäßig größten Feldmomentes

Bild 11.2 Stabwerksmodell (SWM-B) c) – Allgemeingültiges statisches System gekoppelter Zweifeldträger und Auswertungsbereiche Stützmoment



Auswertung der betragsmäßig größten Momente im Feld- und Stützbereich

Bild 11.3 Stabwerksmodell (SWM-B) f) – Allgemeingültiges statisches System gekoppelter Zweifeldträger

In der Praxis zeigt sich, dass gekoppelte Z-Pfetten auch über mehr als zwei Felder als Koppelträger ausgebildet werden. Aus diesem Grund werden in Kapitel 6 weitere numerische Untersuchungen für einen **gekoppelten Dreifeldträger** durchgeführt. Diese dienen der Vorbereitung für weitere Untersuchungen (Experimentell/Numerisch).

In den FE-Simulationen zeigte sich, dass sich auch bei einem gekoppelten Dreifeldträger ein qualitativ gleiches Tragverhalten einstellt. So konnte ebenfalls eine unsymmetrische Spannungsverteilung im Koppelbereich und ein Abstützen des obenliegenden Trägers im Koppelbereich beobachtet werden. Für eine Bemessung der maßgebenden Querschnittsbereiche kann nach ersten Untersuchungen folgendes Stabwerkmodells verwendet werden (Stützweite  $L=3,50\text{m}$  – gleichförmige Streckenlast), siehe Bild 11.4.

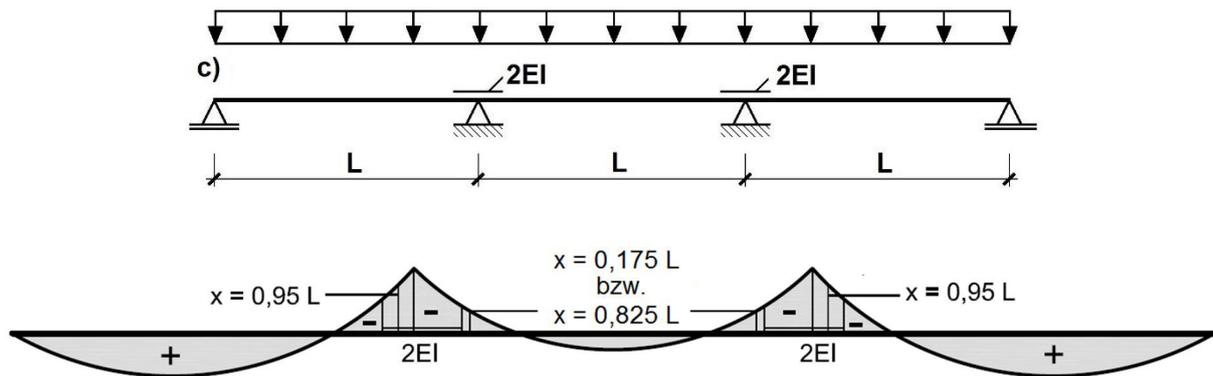


Bild 11.4 Stabwerksmodell (SWM-B) c) – Statisches System gekoppelter 3-Feldträger  $L=3,50\text{m}$  und Auswertungsbereiche Stützmoment (Endfeld/ Innenfeld)

Bei den im Rahmen dieser Arbeit untersuchten Querschnitten stimmt die Lage des Schwerpunktes nicht mit der Lage des Schubmittelpunktes überein. Sofern die Last nicht durch den Schubmittelpunkt verläuft, hat dies zur Folge, dass der Querschnitt planmäßig durch **Torsion** beansprucht wird. So tritt neben einer reinen Biege- auch immer eine Torsionsbeanspruchung auf. Aus diesem Grund werden in Kapitel 7 experimentelle Untersuchungen zum Tragverhalten infolge Torsion durchgeführt. An dieser Stelle konnte ebenso eine Forminstabilität des rechten obenliegenden Querschnitts als Versagensursache für alle Versuchsträgerpaare festgestellt werden.

Mithilfe der in Kapitel 8 gezeigten Verifikation eines Finite-Elemente-Modells (Kalibrierung an Versuchsreihen Kapitel 7) werden parametrische Untersuchungen infolge Torsion für Stützweiten von  $L=3,50\text{m}$  bis  $L=5,00\text{m}$  durchgeführt. Hierfür werden sowohl Einzel- als auch Linientorsionsmomente (positiv und negativ) berücksichtigt. Durch die Dünnwandigkeit und Form des Querschnitts (nicht wölbfrei) tritt bei einer Torsionsbeanspruchung neben der St. Venantschen Torsion auch **Wölbkrafttorsion** und damit eingehende **Wölbnormalspannungen**  $\sigma_\omega$  auf. Infolge des hohen Wölbwiderstands  $I_\omega$  im Vergleich zum eher geringen Torsionsträgheitswiderstand  $I_T$ , wird das Torsionsmoment in erster Linie durch Wölbkrafttorsion abgetragen.

In den in diesem Kapitel durchgeführten numerischen Untersuchungen wird das Tragverhalten, insbesondere die Wölbmomentenverteilung, untersucht. An dieser Stelle sind Parallelen zu den parametrischen Untersuchungen (Biegung Kapitel 5 und 6), besonders hinsichtlich der Verteilung der Spannungen im Koppelbereich, erkennbar. Grund hierfür ist die bestehende Analogie zwischen der Biegung und der reinen Wölbkrafttorsion.

DGL reine Wölbkrafttorsion

$$M_\omega(x) = -E \cdot I_\omega \cdot v''(x)$$

DGL Biegung

$$M_y(x) = -E \cdot I_y \cdot w''(x) \quad (11.1)$$

Diese Erkenntnisse bilden die Grundlage zur Ermittlung der Wölbmomentenverteilung mithilfe eines Stabwerksmodells (SWM-T) in Kapitel 9. Unter der Annahme einer reinen Wölbkrafttorsion ist es möglich die Wölbmomente, mithilfe der Analogie, durch

handelsübliche Stabwerksprogramme zu berechnen, auch wenn diese aufgrund der fehlenden Freiheitsgrade hierzu eigentlich nicht in der Lage sind.

Vereinfachend kann das Wölbmoment wie in Abschnitt 8.3.1 beschrieben als Moment der Flanschbiegemomente angesehen werden. Bei dieser Vorgehensweise wird der Steg nicht berücksichtigt ( $G \cdot I_T = 0$ ).

Wird dem Träger ein Einzel- oder Linientorsionsmoment aufgezwungen, wird das Moment durch ein Kräftepaar ersetzt. Dieses wirkt parallel zu den Gurten und erzeugt das gleiche Einzel- / Linientorsionsmoment

$$V_o = V_u = M_x / h_s \quad (11.2)$$

Bei der beschriebenen Vorgehensweise wirkt der Gurt als Biegesystem. Das Wölbmoment ergibt sich als **Moment der Gurtbiegemomente**

$$M_w = M_G \cdot h_s \quad (11.3)$$

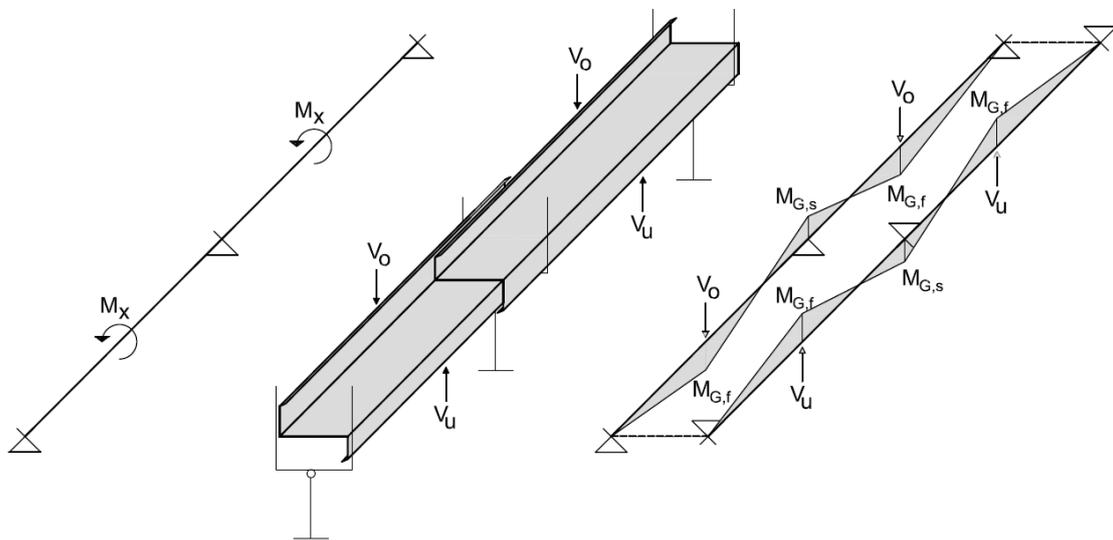
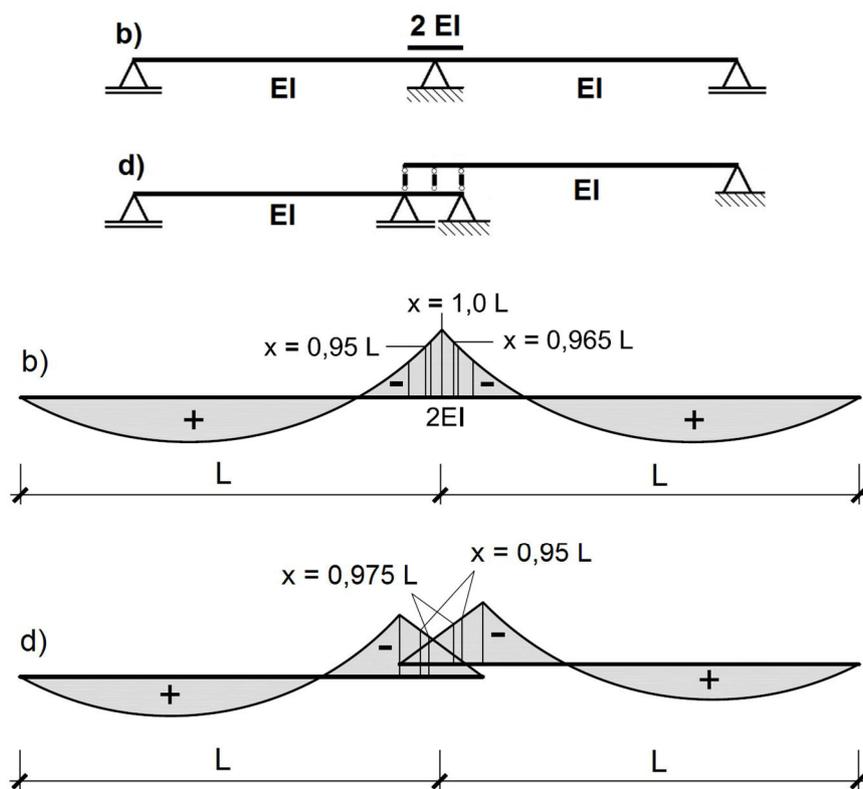


Bild 11.5 Vereinfachter Ansatz zur Ermittlung des Wölbmomentenverteilung

Zur Ermittlung des Gurtbiegemomentes werden diverse Stabwerksmodelle berücksichtigt. Diese werden mit den Ergebnissen der beschriebenen parametrischen Untersuchungen verglichen. Letztendlich konnte mit dem in Bild 11.6 dargestellten Stabwerksmodellen eine allgemeingültige Bemessung durchgeführt werden. Sofern in beiden Trägern ein nahezu identisches Torsionsmoment aufgebracht wird, liefern beide SWM-T gleich gute Ergebnisse. In diesem Fall ist es dem Anwender überlassen welches System zur Bemessung herangezogen wird. Sollten jedoch die Gurtlasten (Kräftepaare) je Träger voneinander abweichen (=unterschiedliche Torsionsmomente) können wirtschaftlichere Ergebnisse mit SWM-T d) (gekoppeltes System) erzielt werden.

Ebenso ist es möglich die Wölbmomente mit der kommerziellen Software KStab unter Berücksichtigung der **gemischten Torsion** zu berechnen. Hierdurch ist eine Optimierung, insbesondere im Feldbereich, möglich. Als statisches System wird ein Durchlaufträger mit  $2,0EI$  im Koppelbereich berücksichtigt, siehe Bild 11.7.



Anwendungsbereich siehe Tab. 9.3

Bild 11.6 Stabwerksmodelle (SWM-T) b) und d) und Auswertungsbereiche zur Ermittlung der Gurtbiegemomente  $M_G$

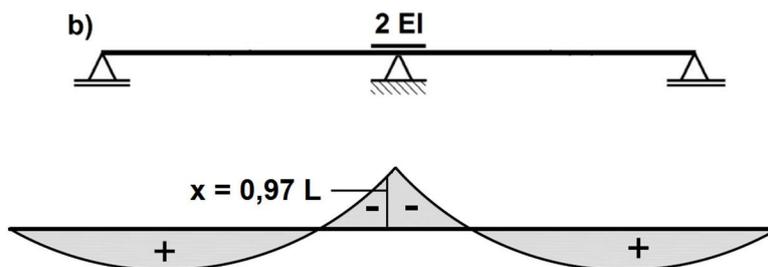


Bild 11.7 Stabwerksmodell (SWM-T) b) und Auswertungsbereich Stützmoment zur Ermittlung der Wölbmomentenverteilung  $M_\omega$  unter Berücksichtigung des primären und sekundären Drillwiderstands z.B. in KStab [44]





## Anlagen A – Experimentelle Untersuchungen: Biegung um die schwache Achse



Bild A.1      mehrwelliges Beulen des Obergurts;  
Versuch-Nr. 1.1 (Z300-25 + Z300-25)



Bild A.2      mehrwelliges Beulen des Obergurts;  
Versuch-Nr. 1.1 (Z300-25 + Z300-25)

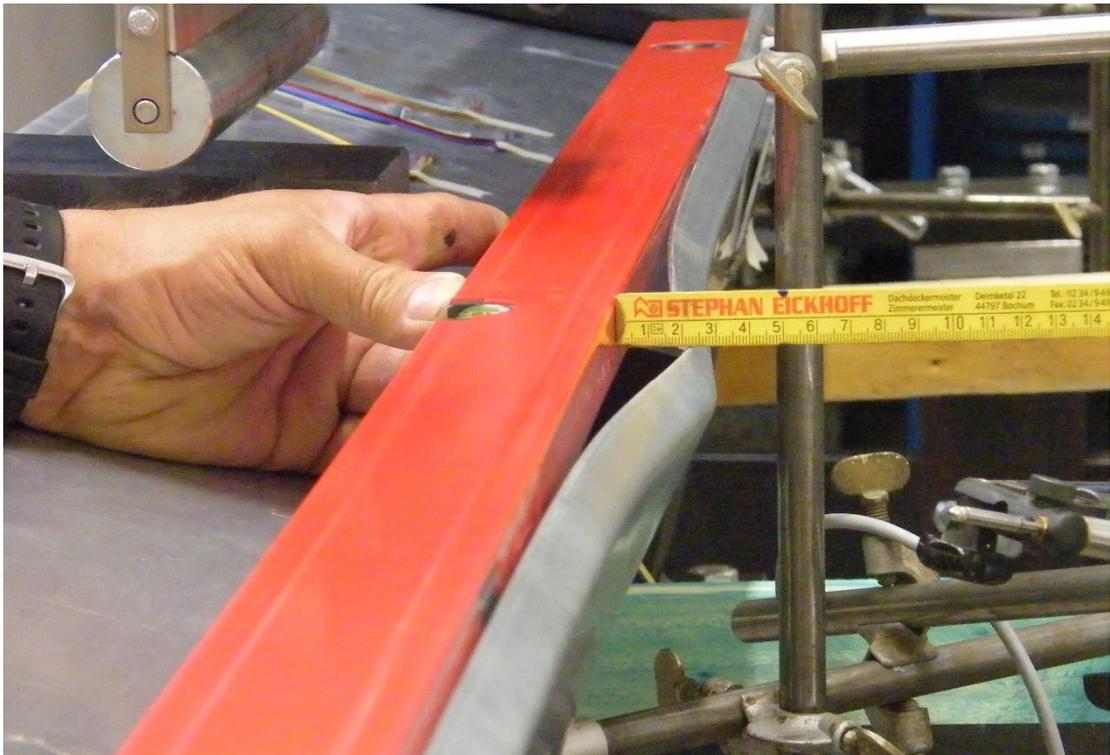


Bild A.3      plastische (bleibende) Verformung des gebeulten Obergurtes;  
Versuch-Nr. 1.1 (Z300-25 + Z300-25)

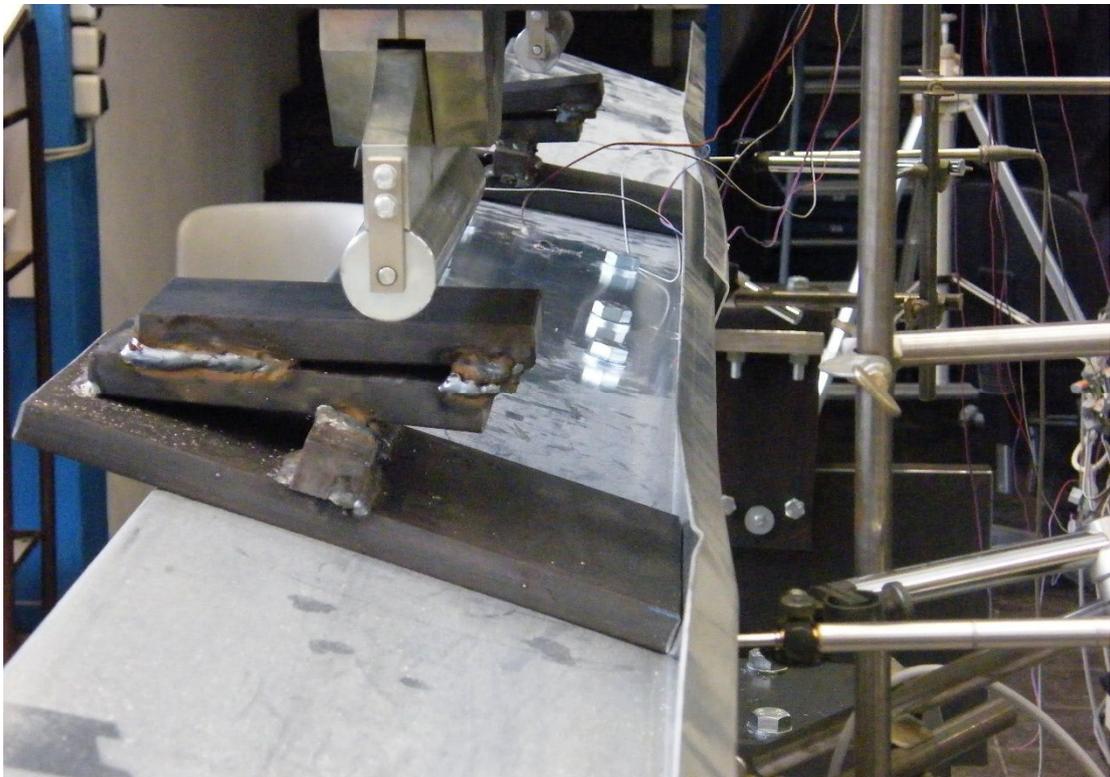


Bild A.4      plastische (bleibende) Verformungen des Obergurtes,  
Beulen der Lippe in Feld 2; Versuch-Nr. 4.3 (Z240-20 + Z240-25)



Bild A.5 Beulen des Obergurts in Feld 2; Versuch-Nr. 7.3 (Z180-20 + Z180-20)

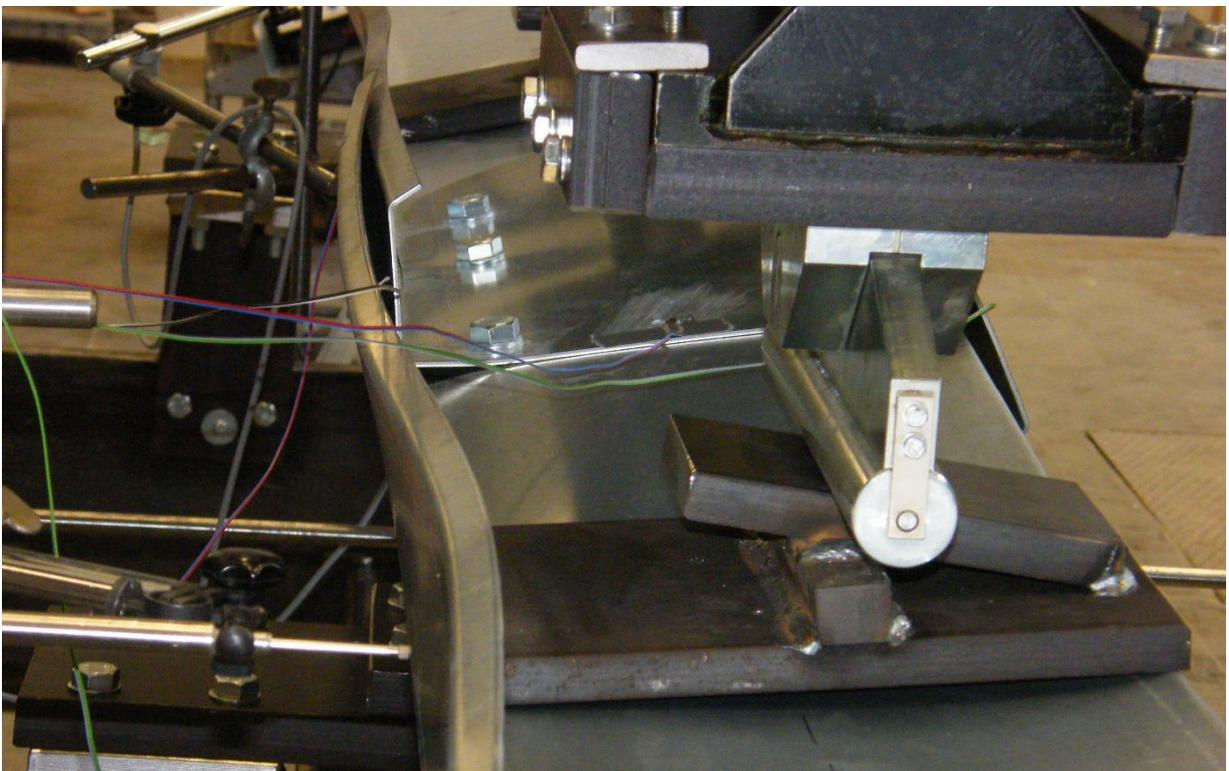


Bild A.6 Deformation der Obergurte im Bereich der Koppelstelle; Versuch-Nr. 2.1 (Z300-25 + Z300-30)



Bild A.7 Deformation der Unterurte im Bereich der Koppelstelle (von unten betrachtet); Versuch-Nr. 2.1 (Z300-25 + Z300-30)



Bild A.8 Deformation der Koppelstelle während der Belastung; Versuch-Nr. 7.3 (Z180-20 + Z180-20) mehrwelliges Beulen des Obergurts; Versuch-Nr. 1.1 (Z300-25 + Z300-25)

Tab. A-1 Zusammenfassung der Versuchsergebnisse [50]

Nr. des Einzelversuchs	Bezeichnung der Profile		max. Kolbenlast [kN]	Zugehöriger Kolbenweg (max. Kolbenweg) [mm]	Zugehörige vertikale Durchbiegung (maximale vertikale Durchbiegung) [mm]	
	Träger links	Träger rechts			Träger links (V1)	Träger rechts (V2)
1.1	Z300-25	Z300-25	49,64	19,6 (21,5)	20,7 (21,3)	14,9 (19,3)
1.2	Z300-25	Z300-25	47,44	17,6 (19,7)	19,4 (20,7)	13,5 (18,5)
1.3	Z300-25	Z300-25	49,16	18,6 (19,8)	18,6 (18,7)	15,0 (17,5)
2.1	Z300-25	Z300-30	64,04	30,7 (32,0)	38,2 (38,6)	18,4 (19,6)
2.2	Z300-25	Z300-30	64,44	31,7 (33,0)	31,3 (40,3)	16,5 (19,0)
2.3	Z300-25	Z300-30	62,36	29,5 (30,7)	27,1 (35,7)	16,2 (18,9)
3.1	Z300-35		95,56	29,2 (32,9)	24,8 (25,6)	27,7 (32,8)
3.2	Z300-35		96,12	31,5 (34,0)	27,7 (29,6)	29,4 (30,9)
3.3	Z300-35		99,56	29,0 (31,0)	24,9 (25,7)	26,6 (29,2)
4.1	Z240-20	Z240-25	50,92	25,5 (26,0)	31,2 (31,3)	17,2 (19,9)
4.2	Z240-20	Z240-25	51,64	25,4 (25,7)	30,0 (30,1)	16,9 (17,0)
4.3	Z240-20	Z240-25	52,88	27,1 (27,2)	31,0 (31,0)	18,1 (18,4)
5.1	Z240-20	Z240-20	40,04	17,8 (18,0)	19,7 (19,7)	13,5 (15,6)
5.2	Z240-20	Z240-20	39,92	17,3 (17,5)	19,2 (19,3)	14,3 (16,8)
5.3	Z240-20	Z240-20	39,72	17,0 (17,2)	16,1 (16,2)	14,5 (16,0)
6.1	Z180-20	Z180-25	42,20	24,7 (25,1)	25,6 (25,7)	19,9 (19,9)
6.2	Z180-20	Z180-25	41,40	24,5 (24,8)	17,2 (17,3)	16,6 (16,6)
6.3	Z180-20	Z180-25	45,60	29,8 (30,4)	23,5 (24,1)	22,9 (23,7)
7.1	Z180-20	Z180-20	35,88	22,3 (23,2)	18,3 (19,1)	22,2 (22,4)
7.2	Z180-20	Z180-20	34,00	30,7 (30,7)	24,8 (24,9)	28,2 (29,3)
7.3	Z180-20	Z180-20	33,32	27,4 (27,4)	22,9 (22,9)	30,0 (30,0)
8.2	Z300-25		60,84	27,6 (29,6)	23,7 (24,5)	25,8 (27,2)
8.3	Z300-25		60,04	27,2 (29,0)	18,5 (19,2)	23,8 (25,1)
8.4	Z300-25		62,56	24,8 (26,3)	19,4 (20,2)	21,3 (21,9)

## Anlagen B – Numerische Untersuchungen: Biegung um die schwache Achse

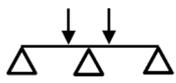
Tab. B.1 Ergebnisse der Verifikation „Effektive Querschnittswerte“:  
Zwischen- und Endwerte aus [59]

<b>Untergurt:</b>			
Beulwert	$k_{\sigma}$	-	17,26
Beulschlankheit	$\lambda_p$	-	0,461
abg. Beulschlankheit	$\lambda_{p,red}$	-	-
Abminderungsfaktor	$\rho$	-	1,000
Wirksame Breite	$b_{e,1}$	mm	14,60
Wirksame Breite	$b_{e,2}$	mm	21,90
Wirksame Breite	$b_{e,2,c}$	mm	47,90
<b>Lippe (unten):</b>			
Wirksame Breite	$c_{eff}$	mm	23,75
red. Blechdicke	$t_{eff}$	mm	1,50
<b>Steg:</b>			
Beulwert	$k_{\sigma}$	-	25,36
Beulschlankheit	$\lambda_p$	-	0,965
abg. Beulschlankheit	$\lambda_{p,red}$	-	-
Abminderungsfaktor	$\rho$	-	0,921
Wirksame Breite	$b_{e,1}$	mm	28,37
Wirksame Breite	$b_{e,2}$	mm	42,56
Wirksame Breite	$b_{e,2,c}$	mm	124,08

Tab. B.2 Ergebnisse der Verifikation „Effektive Querschnittswerte“:  
Zusammenfassung Iteration aus [59]

Parameter:		Einheit	Startwert	1. Iteration	2. Iteration
Abminderungsfaktor	$\chi_{d,n-1}$	-	1,000	0,715	0,7474
<b>Obergurt:</b>					
Beulwert	$k_{\sigma}$	-	30,27	30,27	30,27
Beulschlankheit	$\lambda_p$	-	0,387	0,387	0,387
abg. Beulschlankheit	$\lambda_{p,red}$	-	-	0,327	0,334
Abminderungsfaktor	$\rho$	-	1,0	1,0	1,0
Wirksame Breite	$b_{e,1}$	mm	12,36	12,36	12,36
Wirksame Breite	$b_{e,2}$	mm	18,53	18,53	18,53
<b>Lippe (Obergurt):</b>					
Beulwert	$k_{\sigma}$	-	0,5	0,5	0,5
Beulschlankheit	$\lambda_p$	-	1,027	1,027	1,027
Abg. Beulschlankheit	$\lambda_{p,red}$	-	-	0,868	0,8879
Abminderungsfaktor	$\rho$	-	0,795	0,9025	0,8877
Wirksame Breite	$c_{eff}$	mm	18,88	21,43	21,08
red. Blechdicke	$t_{eff}$	mm	1,50	1,07	1,12
<b>Randsteife:</b>					
Wirksame Fläche	$A_s$	mm <sup>2</sup>	46,88	50,685	
Abstand	$e_s$	mm	5,705	6,795	
	$b_1$	mm	67,05	67,239	
Trägheitsmoment	$I_s$	mm <sup>4</sup>	1843	2584	
Federsteifigkeit	K	N/mm <sup>2</sup>	0,192	0,191	
Verzweigungsspannung	$\sigma_{cr,s}$	N/mm <sup>2</sup>	367,96	401,47	
Abminderungsfaktor	$\chi_{d,n}$	-	0,715	0,7474	
red. wirksame Fläche	$A_{s,red}$	mm <sup>2</sup>	33,50	37,88	

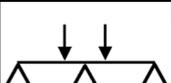
Tab. B.3 Ergebnisse der numerischen Untersuchungen - Parameterreihe 1a:  
 Normalspannungen  $\sigma_x$  <sup>1)</sup> Feld- / Koppelbereich  
 (Stützweite L=1,80 m) <sup>2)</sup>

	Feld links [MPa]	Koppel links [MPa]	Feld rechts [MPa]	Koppel rechts [MPa]
Z160-15	329,8	401,0	324,2	294,3
Z160-30	341,7	401,0	337,4	356,3
Z200-15	381,9	401,0	389,4	226,9
Z200-25	348,5	401,0	346,7	269,0
Z200-35	337,4	401,0	341,2	304,5
Z240-15	401,0	372,1	389,2	263,3
Z240-25	394,8	401,0	373,8	244,7
Z240-35	361,2	401,0	348,1	269,3
Z280-20	401,0	367,8	372,4	242,7
Z280-30	401,0	400,4	373,8	252,0
Z280-40	381,2	401,0	364,1	256,5

<sup>1)</sup> zugehörige Spannungen bei Erreichen der Streckgrenze

<sup>2)</sup> Laststellung in Anlehnung an die Versuchsreihen

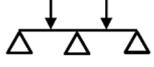
Tab. B.4 Ergebnisse der numerischen Untersuchungen - Parameterreihe 1a: Verhältniswerte  
 elastische Grenzlasten  $F_{FEM} / F_{DLT}$  <sup>1)</sup>  
 (Stützweite L=1,80m)

	Schnittgrößenermittlung EI = konst.			Schnittgrößenermittlung EI ≠ konst.	
	$F_{FEM} / F_{DLT-1.0I}$ <sup>2)</sup>	$F_{FEM} / F_{DLT-1.5I}$ <sup>2)</sup>	$F_{FEM} / F_{DLT-2.0I}$ <sup>2)</sup>	$F_{FEM} / F_{DLT-1.5EI}$	$F_{FEM} / F_{DLT-2.0EI}$
Z160-15	1,54	1,03	0,97	1,11	0,88
Z160-30	1,63	1,09	1,03	1,18	0,93
Z200-15	1,68	1,12	1,06	1,21	0,95
Z200-25	1,49	1,00	0,94	1,08	0,85
Z200-35	1,50	1,00	0,95	1,09	0,85
Z240-15	1,57	1,05	0,99	1,14	0,89
Z240-25	1,42	0,95	0,90	1,03	0,81
Z240-35	1,39	0,93	0,88	1,01	0,79
Z280-20	1,33	0,89	0,84	0,97	0,76
Z280-30	1,35	0,90	0,85	0,98	0,77
Z280-40	1,33	0,89	0,84	0,96	0,75

<sup>1)</sup> Laststellung in Anlehnung an die Versuchsreihen

<sup>2)</sup> Spannungsnachweis mit I-fachen Querschnitt im Koppelbereich

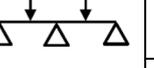
Tab. B.5 Ergebnisse der numerischen Untersuchungen - Parameterreihe 1b:  
Normalspannungen  $\sigma_x$  <sup>1)</sup> Feld- / Koppelbereich (Stützweite L=1,80 m) <sup>2)</sup>

	Feld links [MPa]	Koppel links [MPa]	Feld rechts [MPa]	Koppel rechts [MPa]
Z160-15	401,0	386,6	363,1	293,8
Z160-30	401,0	378,4	401,0	356,1
Z200-15	391,2	357,1	401,0	217,6
Z200-25	401,0	392,1	381,3	274,2
Z200-35	401,0	378,9	394,7	301,8
Z240-15	395,9	331,5	305,2	201,7
Z240-25	401,0	347,8	400,0	240,6
Z240-35	401,0	368,7	401,0	261,5
Z280-20	401,0	333,4	370,4	206,9
Z280-30	401,0	340,7	397,5	263,7
Z280-40	401,0	354,0	401,0	233,6

<sup>1)</sup> zugehörige Spannungen bei Erreichen der Streckgrenze

<sup>2)</sup> Laststellung: Punktlast in Feldmitte

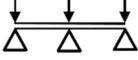
Tab. B.6 Ergebnisse der numerischen Untersuchungen - Parameterreihe 1b: Verhältniswerte  
elastische Grenzlasten  $F_{FEM} / F_{DLT}$  <sup>1)</sup>  
(Stützweite L=1,80m)

	Schnittgrößenermittlung EI = konst.			Schnittgrößenermittlung EI ≠ konst.	
	$F_{FEM} / F_{DLT-1.0I}$ <sup>2)</sup>	$F_{FEM} / F_{DLT-1.5I}$ <sup>2)</sup>	$F_{FEM} / F_{DLT-2.0I}$ <sup>2)</sup>	$F_{FEM} / F_{DLT-1.5EI}$	$F_{FEM} / F_{DLT-2.0EI}$
Z160-15	1,50	1,25	1,25	1,20	1,16
Z160-30	1,49	1,24	1,24	1,20	1,15
Z200-15	1,46	1,22	1,22	1,16	1,14
Z200-25	1,46	1,22	1,22	1,16	1,11
Z200-35	1,45	1,21	1,21	1,15	1,12
Z240-15	1,37	1,14	1,14	1,11	1,06
Z240-25	1,25	1,04	1,04	1,00	0,96
Z240-35	1,31	1,09	1,09	1,04	1,01
Z280-20	1,30	1,30	1,30	0,96	0,93
Z280-30	1,23	1,23	1,23	0,95	0,91
Z280-40	1,28	1,28	1,28	0,95	0,92

<sup>1)</sup> Laststellung: Punktlast in Feldmitte

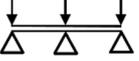
<sup>2)</sup> Spannungsnachweis mit I-fachen Querschnitt im Koppelbereich

Tab. B.7 Ergebnisse der numerischen Untersuchungen - Parameterreihe 1c:  
Normalspannungen  $\sigma_x$  <sup>1)</sup> Feld- / Koppelbereich (Stützweite L=1,80 m) <sup>2)</sup>

	Feld links [MPa]	Koppel links [MPa]	Feld rechts [MPa]	Koppel rechts [MPa]
Z160-15	272,7	401,0	268,8	276,9
Z160-30	357,3	401,0	327,3	341,2
Z200-15	251,2	401,0	250,0	222,6
Z200-25	274,1	401,0	250,8	240,5
Z200-35	305,7	401,0	288,3	301,9
Z240-15	401,0	395,6	395,0	345,3
Z240-25	273,0	401,0	275,9	240,4
Z240-35	271,5	401,0	255,0	257,7
Z280-20	401,0	367,9	395,6	338,7
Z280-30	318,4	401,0	318,3	280,2
Z280-40	263,1	401,0	263,3	267,0

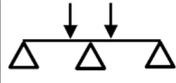
<sup>1)</sup> zugehörige Spannungen bei Erreichen der Streckgrenze

Tab. B.8 Ergebnisse der numerischen Untersuchungen - Parameterreihe 1c: Verhältniszerte  
elastische Grenzlasten [kN/m]  $q_{FEM} / q_{DLT}$   
(Stützweite L=1,80m)

	Schnittgrößenermittlung EI = konst.			Schnittgrößenermittlung EI ≠ konst.	
	$q_{FEM} / q_{DLT-1.0I}$ <sup>1)</sup>	$q_{FEM} / q_{DLT-1.5I}$ <sup>1)</sup>	$q_{FEM} / q_{DLT-2.0I}$ <sup>1)</sup>	$q_{FEM} / q_{DLT-1.5EI}$	$q_{FEM} / q_{DLT-2.0EI}$
Z160-15	1,40	1,04	0,87	1,12	0,88
Z160-30	1,60	1,19	0,99	1,27	1,00
Z200-15	1,31	0,98	0,82	1,06	0,82
Z200-25	1,29	0,96	0,80	1,03	0,81
Z200-35	1,37	1,02	0,85	1,10	0,86
Z240-15	1,52	1,13	0,95	1,23	0,96
Z240-25	1,20	0,89	0,75	0,96	0,75
Z240-35	1,09	0,81	0,68	0,88	0,69
Z280-20	1,31	0,98	0,82	1,05	0,83
Z280-30	1,16	0,86	0,72	0,93	0,73
Z280-40	1,20	0,89	0,74	0,96	0,75

<sup>1)</sup> Spannungsnachweis mit I-fachen Querschnitt im Koppelbereich

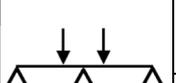
Tab. B.9 Ergebnisse der numerischen Untersuchungen - Parameterreihe 2a:  
Normalspannungen  $\sigma_x$  <sup>1)</sup> Feld- / Koppelbereich (Stützweite L=3,50 m) <sup>2)</sup>

	Feld links [MPa]	Koppel links [MPa]	Feld rechts [MPa]	Koppel rechts [MPa]
Z160-15	401,0	340,0	359,3	307,2
Z160-30	401,0	380,4	388,8	373,8
Z200-15	401,0	352,3	362,4	292,7
Z200-25	401,0	356,0	386,2	329,0
Z200-35	401,0	379,5	393,5	354,9
Z240-15	401,0	347,0	378,1	270,9
Z240-25	401,0	333,8	367,2	253,5
Z240-35	401,0	327,7	386,2	292,5
Z280-20	401,0	361,1	387,3	267,6
Z280-30	401,0	346,8	368,9	280,1
Z280-40	401,0	328,9	377,8	277,8

<sup>1)</sup> zugehörige Spannungen bei Erreichen der Streckgrenze

<sup>2)</sup> Laststellung in Anlehnung an die Versuchsreihen

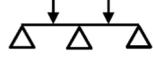
Tab. B.10 Ergebnisse der numerischen Untersuchungen - Parameterreihe 2a: Verhältniswerte  
elastische Grenzlasten  $F_{FEM} / F_{DLT}$  <sup>1)</sup>  
(Stützweite L=3,50m)

	Schnittgrößenermittlung EI = konst.			Schnittgrößenermittlung EI ≠ konst.	
	$F_{FEM} / F_{DLT-1.0I}$ <sup>2)</sup>	$F_{FEM} / F_{DLT-1.5I}$ <sup>2)</sup>	$F_{FEM} / F_{DLT-2.0I}$ <sup>2)</sup>	$F_{FEM} / F_{DLT-1.5EI}$	$F_{FEM} / F_{DLT-2.0EI}$
Z160-15	1,96	1,30	1,22	1,41	1,05
Z160-30	1,58	1,06	0,99	1,14	0,92
Z200-15	1,94	1,29	1,21	1,38	1,09
Z200-25	1,80	1,20	1,12	1,29	1,01
Z200-35	1,59	1,06	0,99	1,14	0,89
Z240-15	1,89	1,26	1,18	1,36	1,06
Z240-25	1,78	1,19	1,11	1,28	1,00
Z240-35	1,79	1,19	1,11	1,28	1,00
Z280-20	1,70	1,13	1,06	1,22	0,96
Z280-30	1,66	1,11	1,03	1,19	0,93
Z280-40	1,73	1,16	1,08	1,24	0,97

<sup>1)</sup> Laststellung in Anlehnung an die Versuchsreihen

<sup>2)</sup> Spannungsnachweis mit I-fachen Querschnitt im Koppelbereich

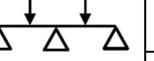
Tab. B.11 Ergebnisse der numerischen Untersuchungen - Parameterreihe 2b:  
Normalspannungen  $\sigma_x$  <sup>1)</sup> Feld- / Koppelbereich (Stützweite L=3,50 m) <sup>2)</sup>

	Feld links [MPa]	Koppel links [MPa]	Feld rechts [MPa]	Koppel rechts [MPa]
Z160-15	377,5	401,0	366,8	327,8
Z160-30	353,9	401,0	347,2	399,4
Z200-15	328,8	401,0	324,6	239,1
Z200-25	372,3	401,0	367,1	357,8
Z200-35	346,6	401,0	341,9	369,4
Z240-15	307,8	401,0	279,7	203,3
Z240-25	343,4	401,0	334,0	251,2
Z240-35	363,2	401,0	356,7	318,5
Z280-20	295,4	401,0	270,7	204,0
Z280-30	322,2	401,0	307,0	233,5
Z280-40	376,6	401,0	365,0	292,9

<sup>1)</sup> zugehörige Spannungen bei Erreichen der Streckgrenze

<sup>2)</sup> Laststellung: Punktlast in Feldmitte

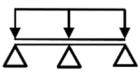
Tab. B.12 Ergebnisse der numerischen Untersuchungen - Parameterreihe 2b: Verhältniswerte  
elastische Grenzlasten  $F_{FEM} / F_{DLT}$  <sup>1)</sup>  
(Stützweite L=3,50m)

	Schnittgrößenermittlung EI = konst.			Schnittgrößenermittlung EI ≠ konst.	
	$F_{FEM} / F_{DLT-1.0I}$ <sup>2)</sup>	$F_{FEM} / F_{DLT-1.5I}$ <sup>2)</sup>	$F_{FEM} / F_{DLT-2.0I}$ <sup>2)</sup>	$F_{FEM} / F_{DLT-1.5EI}$	$F_{FEM} / F_{DLT-2.0EI}$
Z160-15	1,61	1,35	1,35	1,29	1,24
Z160-30	1,40	1,17	1,17	1,10	1,07
Z200-15	1,71	1,42	1,42	1,36	1,30
Z200-25	1,48	1,24	1,24	1,18	1,13
Z200-35	1,41	1,18	1,18	1,13	1,09
Z240-15	1,69	1,41	1,41	1,35	1,30
Z240-25	1,47	1,22	1,22	1,17	1,13
Z240-35	1,40	1,17	1,17	1,11	1,07
Z280-20	1,58	1,32	1,32	1,25	1,22
Z280-30	1,44	1,20	1,20	1,14	1,11
Z280-40	1,40	1,17	1,17	1,11	1,08

<sup>1)</sup> Laststellung: Punktlast in Feldmitte

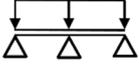
<sup>2)</sup> Spannungsnachweis mit I-fachen Querschnitt im Koppelbereich

Tab. B.13 Ergebnisse der numerischen Untersuchungen - Parameterreihe 2c:  
Normalspannungen  $\sigma_x$  <sup>1)</sup> Feld- / Koppelbereich (Stützweite L=3,50 m)

	Feld links [MPa]	Koppel links [MPa]	Feld rechts [MPa]	Koppel rechts [MPa]
Z160-15	377,5	401,0	366,8	327,8
Z160-30	353,9	401,0	347,2	399,4
Z200-15	328,8	401,0	324,6	239,1
Z200-25	372,3	401,0	367,1	357,8
Z200-35	346,6	401,0	341,9	369,4
Z240-15	307,8	401,0	279,7	203,3
Z240-25	343,4	401,0	334,0	251,2
Z240-35	363,2	401,0	356,7	318,5
Z280-20	295,4	401,0	270,7	204,0
Z280-30	322,2	401,0	307,0	233,5
Z280-40	376,6	401,0	365,0	292,9

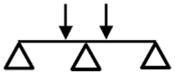
<sup>1)</sup> zugehörige Spannungen bei Erreichen der Streckgrenze

Tab. B.14 Ergebnisse der numerischen Untersuchungen - Parameterreihe 2c: Verhältniszerte  
elastische Grenzlasten  $q_{FEM} / q_{DLT}$  <sup>1)</sup>  
(Stützweite L=3,50m)

	Schnittgrößenermittlung EI = konst.			Schnittgrößenermittlung EI ≠ konst.	
	$q_{FEM} / q_{DLT-1.0I}$ <sup>1)</sup>	$q_{FEM} / q_{DLT-1.5I}$ <sup>1)</sup>	$q_{FEM} / q_{DLT-2.0I}$ <sup>1)</sup>	$q_{FEM} / q_{DLT-1.5EI}$	$q_{FEM} / q_{DLT-2.0EI}$
Z160-15	1,90	1,23	1,05	1,31	1,13
Z160-30	1,58	1,05	0,89	1,13	0,89
Z200-15	1,82	1,22	1,03	1,27	1,03
Z200-25	1,76	1,17	0,99	1,29	0,98
Z200-35	1,58	1,05	0,89	1,14	0,90
Z240-15	1,63	1,09	0,92	1,17	0,91
Z240-25	1,62	1,08	0,92	1,16	0,91
Z240-35	1,55	1,03	0,87	1,12	0,87
Z280-20	1,45	0,96	0,72	1,04	0,82
Z280-30	1,41	0,94	0,75	1,02	0,78
Z280-40	1,64	1,00	0,86	1,04	0,85

<sup>1)</sup> Spannungsnachweis mit I-fachen Querschnitt im Koppelbereich

Tab. B.15 Ergebnisse der numerischen Untersuchungen - Parameterreihe 3a: Normalspannungen  $\sigma_x$  <sup>1)</sup> Feld- / Koppelbereich (Stützweite L=5,00 m) <sup>2)</sup>

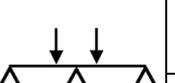


	Feld links [MPa]	Koppel links [MPa]	Feld rechts [MPa]	Koppel rechts [MPa]
Z160-15	305,9	401,0	274,9	361,2
Z160-30	330,7	401,0	318,7	398,6
Z200-15	317,6	401,0	283,9	360,8
Z200-25	315,2	401,0	302,6	377,0
Z200-35	323,9	401,0	314,9	396,0
Z240-15	345,7	401,0	313,2	353,5
Z240-25	326,3	401,0	301,7	355,6
Z240-35	319,2	401,0	304,5	367,6
Z280-20	342,0	401,0	313,9	336,1
Z280-30	347,4	401,0	317,9	357,5
Z280-40	325,8	401,0	306,9	364,3

<sup>1)</sup> zugehörige Spannungen bei Erreichen der Streckgrenze

<sup>2)</sup> Laststellung in Anlehnung an die Versuchsreihen

Tab. B.16 Ergebnisse der numerischen Untersuchungen - Parameterreihe 3a: Verhältniswerte elastische Grenzlasten  $F_{FEM} / F_{DLT}$  <sup>1)</sup> (Stützweite L=5,00m)

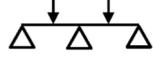


	Schnittgrößenermittlung EI = konst.			Schnittgrößenermittlung EI ≠ konst.	
	$F_{FEM} / F_{DLT-1.0I}$ <sup>2)</sup>	$F_{FEM} / F_{DLT-1.5I}$ <sup>2)</sup>	$F_{FEM} / F_{DLT-2.0I}$ <sup>2)</sup>	$F_{FEM} / F_{DLT-1.5EI}$	$F_{FEM} / F_{DLT-2.0EI}$
Z160-15	1,63	1,09	1,01	1,18	0,92
Z160-30	1,51	1,01	0,94	1,09	0,85
Z200-15	1,82	1,21	1,13	1,31	1,03
Z200-25	1,57	1,04	0,97	1,13	0,88
Z200-35	1,53	1,02	0,95	1,10	0,87
Z240-15	2,04	1,36	1,27	1,47	1,15
Z240-25	1,60	1,07	1,00	1,15	0,91
Z240-35	1,52	1,01	0,94	1,10	0,86
Z280-20	1,87	1,25	1,16	1,35	1,05
Z280-30	1,69	1,13	1,05	1,22	0,95
Z280-40	1,54	1,03	0,96	1,11	0,87

<sup>1)</sup> Laststellung in Anlehnung an die Versuchsreihen

<sup>2)</sup> Spannungsnachweis mit I-fachen Querschnitt im Koppelbereich

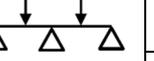
Tab. B.17 Ergebnisse der numerischen Untersuchungen - Parameterreihe 3b:  
Normalspannungen  $\sigma_x$  <sup>1)</sup> Feld- / Koppelbereich (Stützweite L=5,00 m) <sup>2)</sup>

	Feld links [MPa]	Koppel links [MPa]	Feld rechts [MPa]	Koppel rechts [MPa]
Z160-15	398,7	401,0	357,0	373,2
Z160-30	401,0	385,4	388,9	380,1
Z200-15	401,0	385,7	359,3	347,6
Z200-25	401,0	399,0	384,3	384,3
Z200-35	401,0	390,7	389,8	390,0
Z240-15	401,0	360,6	364,7	309,2
Z240-25	401,0	386,7	372,8	349,8
Z240-35	401,0	396,1	385,3	369,3
Z280-20	401,0	352,3	366,7	295,0
Z280-30	401,0	369,0	367,4	331,9
Z280-40	401,0	385,9	380,9	355,5

<sup>1)</sup> zugehörige Spannungen bei Erreichen der Streckgrenze

<sup>2)</sup> Laststellung: Punktlast in Feldmitte

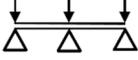
Tab. B.18 Ergebnisse der numerischen Untersuchungen - Parameterreihe 3b: Verhältniswerte  
elastische Grenzlasten  $F_{FEM} / F_{DLT}$  <sup>1)</sup>  
(Stützweite L=5,00m)

	Schnittgrößenermittlung EI = konst.			Schnittgrößenermittlung EI ≠ konst.	
	$F_{FEM} / F_{DLT-1.0I}$ <sup>2)</sup>	$F_{FEM} / F_{DLT-1.5I}$ <sup>2)</sup>	$F_{FEM} / F_{DLT-2.0I}$ <sup>2)</sup>	$F_{FEM} / F_{DLT-1.5EI}$	$F_{FEM} / F_{DLT-2.0EI}$
Z160-15	1,56	1,30	1,30	1,25	1,20
Z160-30	1,37	1,14	1,14	1,10	1,05
Z200-15	1,70	1,42	1,42	1,36	1,30
Z200-25	1,45	1,21	1,21	1,16	1,11
Z200-35	1,38	1,15	1,15	1,11	1,06
Z240-15	1,77	1,48	1,48	1,43	1,37
Z240-25	1,46	1,22	1,22	1,16	1,11
Z240-35	1,38	1,16	1,16	1,11	1,06
Z280-20	1,65	1,37	1,37	1,32	1,26
Z280-30	1,45	1,21	1,21	1,12	1,08
Z280-40	1,39	1,16	1,16	1,11	1,07

<sup>1)</sup> Laststellung: Punktlast in Feldmitte

<sup>2)</sup> Spannungsnachweis mit I-fachen Querschnitt im Koppelbereich

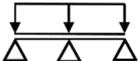
Tab. B.19 Ergebnisse der numerischen Untersuchungen - Parameterreihe 3c:  
Normalspannungen  $\sigma_x$  <sup>1)</sup> Feld- / Koppelbereich (Stützweite L=5,00 m)

	Feld links [MPa]	Koppel links [MPa]	Feld rechts [MPa]	Koppel rechts [MPa]
Z160-15	314,9	401,0	307,0	394,3
Z160-30	295,0	376,7	287,5	401,0
Z200-15	335,9	399,0	331,7	401,0
Z200-25	303,8	401,0	297,8	368,3
Z200-35	306,7	401,0	300,3	383,1
Z240-15	313,6	401,0	305,7	317,3
Z240-25	324,4	401,0	317,2	356,2
Z240-35	308,5	401,0	302,3	358,2
Z280-20	309,5	401,0	299,1	270,4
Z280-30	343,1	401,0	334,8	354,7
Z280-40	327,0	401,0	320,5	360,1

<sup>1)</sup> zugehörige Spannungen bei Erreichen der Streckgrenze

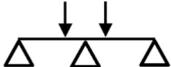
<sup>2)</sup> ohne Berücksichtigung des doppelten Querschnitts im Koppelbereich

Tab. B.20 Ergebnisse der numerischen Untersuchungen - Parameterreihe 3c: Verhältniszerte  
elastische Grenzlaster  $q_{FEM} / q_{DLT}$   
(Stützweite L=5,00m)

	Schnittgrößenermittlung EI = konst.			Schnittgrößenermittlung EI ≠ konst.	
	$q_{FEM} / q_{DLT-1.0I}$ <sup>1)</sup>	$q_{FEM} / q_{DLT-1.5I}$ <sup>1)</sup>	$q_{FEM} / q_{DLT-2.0I}$ <sup>1)</sup>	$q_{FEM} / q_{DLT-1.5EI}$	$q_{FEM} / q_{DLT-2.0EI}$
Z160-15	1,80	1,20	1,01	1,29	1,02
Z160-30	1,38	0,92	0,77	1,00	0,77
Z200-15	2,06	1,37	1,15	1,49	1,15
Z200-25	1,53	1,02	0,85	1,09	0,86
Z200-35	1,48	0,98	0,82	1,06	0,83
Z240-15	1,91	1,27	1,07	1,37	1,08
Z240-25	1,60	1,07	0,89	1,15	0,90
Z240-35	1,46	0,97	0,82	1,00	0,82
Z280-20	1,71	1,14	0,96	1,23	0,96
Z280-30	1,66	1,10	0,93	1,19	0,93
Z280-40	1,54	1,03	0,86	1,11	0,87

<sup>1)</sup> Spannungsnachweis mit I-fachen Querschnitt im Koppelbereich

Tab. B.21 Ergebnisse der numerischen Untersuchungen - Parameterreihe 4a:  
Normalspannungen  $\sigma_x$  <sup>1)</sup> Feld- / Koppelbereich (Stützweite L=7,00 m) <sup>2)</sup>

	Feld links [MPa]	Koppel links [MPa]	Feld rechts [MPa]	Koppel rechts [MPa]
Z160-15	285,5	368,8	280,5	401,0
Z160-30	329,4	369,7	326,2	401,0
Z200-15	303,0	401,0	270,9	363,3
Z200-25	316,3	379,3	308,2	401,0
Z200-35	311,5	364,6	318,2	401,0
Z240-15	300,7	398,4	284,6	401,0
Z240-25	305,1	401,0	299,7	389,1
Z240-35	311,8	389,6	303,5	401,0
Z280-20	309,0	401,0	279,0	382,6
Z280-30	306,3	401,0	289,4	382,3
Z280-40	314,4	401,0	303,1	396,3

<sup>1)</sup> zugehörige Spannungen bei Erreichen der Streckgrenze

<sup>2)</sup> Laststellung in Anlehnung an die Versuchsreihen

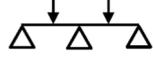
Tab. B.22 Ergebnisse der numerischen Untersuchungen - Parameterreihe 4a: Verhältniswerte  
elastische Grenzlasten  $F_{FEM} / F_{DLT}$  <sup>1)</sup>  
(Stützweite L=7,00m)

	Schnittgrößenermittlung EI = konst.			Schnittgrößenermittlung EI ≠ konst.	
	$F_{FEM} / F_{DLT-1.0I}$ <sup>2)</sup>	$F_{FEM} / F_{DLT-1.5I}$ <sup>2)</sup>	$F_{FEM} / F_{DLT-2.0I}$ <sup>2)</sup>	$F_{FEM} / F_{DLT-1.5EI}$	$F_{FEM} / F_{DLT-2.0EI}$
Z160-15	1,49	0,99	0,94	1,07	0,85
Z160-30	1,42	0,95	0,90	1,02	0,80
Z200-15	1,49	0,99	0,94	1,08	0,84
Z200-25	1,47	0,98	0,93	1,07	0,84
Z200-35	1,41	0,94	0,89	1,02	0,80
Z240-15	1,66	1,11	1,05	1,20	0,94
Z240-25	1,43	0,95	0,91	1,03	0,81
Z240-35	1,41	0,94	0,89	1,01	0,80
Z280-20	1,65	1,10	1,05	1,20	0,94
Z280-30	1,43	0,95	0,90	1,03	0,81
Z280-40	1,44	0,96	0,91	1,04	0,81

<sup>1)</sup> Laststellung in Anlehnung an die Versuchsreihen

<sup>2)</sup> Spannungsnachweis mit I-fachen Querschnitt im Koppelbereich

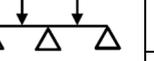
Tab. B.23 Ergebnisse der numerischen Untersuchungen - Parameterreihe 4b:  
Normalspannungen  $\sigma_x$  <sup>1)</sup> Feld- / Koppelbereich (Stützweite L=7,00 m) <sup>2)</sup>

	Feld links [MPa]	Koppel links [MPa]	Feld rechts [MPa]	Koppel rechts [MPa]
Z160-15	363,1	357,6	381,4	401,0
Z160-30	401,0	351,2	381,4	385,8
Z200-15	401,0	384,3	303,8	319,0
Z200-25	381,4	401,0	365,6	374,9
Z200-35	394,8	381,5	387,5	401,0
Z240-15	305,2	401,0	277,9	287,2
Z240-25	400,1	401,0	391,5	392,4
Z240-35	401,0	369,7	378,6	378,1
Z280-20	370,5	401,0	339,6	338,8
Z280-30	397,5	401,0	378,7	386,3
Z280-40	401,0	389,3	386,9	388,9

<sup>1)</sup> zugehörige Spannungen bei Erreichen der Streckgrenze

<sup>2)</sup> Laststellung: Punktlast in Feldmitte

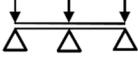
Tab. B.24 Ergebnisse der numerischen Untersuchungen - Parameterreihe 4b: Verhältniswerte  
elastische Grenzlasten  $F_{FEM} / F_{DLT}$  <sup>1)</sup>  
(Stützweite L=7,00m)

	Schnittgrößenermittlung EI = konst.			Schnittgrößenermittlung EI ≠ konst.	
	$F_{FEM} / F_{DLT-1.0I}$ <sup>2)</sup>	$F_{FEM} / F_{DLT-1.5I}$ <sup>2)</sup>	$F_{FEM} / F_{DLT-2.0I}$ <sup>2)</sup>	$F_{FEM} / F_{DLT-1.5EI}$	$F_{FEM} / F_{DLT-2.0EI}$
Z160-15	1,38	1,16	1,16	1,09	1,05
Z160-30	1,27	1,06	1,06	1,01	0,97
Z200-15	1,43	1,19	1,19	1,14	1,09
Z200-25	1,36	1,13	1,13	1,08	1,04
Z200-35	1,33	1,11	1,11	1,06	1,02
Z240-15	1,46	1,22	1,22	1,16	1,12
Z240-25	1,39	1,16	1,16	1,10	1,06
Z240-35	1,30	1,08	1,08	1,03	0,99
Z280-20	1,45	1,21	1,21	1,15	1,10
Z280-30	1,39	1,16	1,16	1,11	1,06
Z280-40	1,31	1,09	1,09	1,04	1,00

<sup>1)</sup> Laststellung: Punktlast in Feldmitte

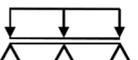
<sup>2)</sup> Spannungsnachweis mit I-fachen Querschnitt im Koppelbereich

Tab. B.25 Ergebnisse der numerischen Untersuchungen - Parameterreihe 4c:  
Normalspannungen  $\sigma_x$  <sup>1)</sup> Feld- / Koppelbereich (Stützweite L=7,00 m)

	Feld links [MPa]	Koppel links [MPa]	Feld rechts [MPa]	Koppel rechts [MPa]
Z160-15	195,2	371,2	194,3	401,0
Z160-30	200,6	371,0	196,9	401,0
Z200-15	195,4	401,0	186,0	346,4
Z200-25	213,1	401,0	204,9	393,4
Z200-35	212,1	401,0	206,6	395,9
Z240-15	197,0	401,0	191,5	374,0
Z240-25	189,6	401,0	190,5	335,6
Z240-35	203,6	401,0	200,9	371,4
Z280-20	217,1	401,0	232,4	366,3
Z280-30	207,5	401,0	214,7	388,1
Z280-40	215,3	401,0	204,3	376,6

<sup>1)</sup> zugehörige Spannungen bei Erreichen der Streckgrenze

Tab. B.26 Ergebnisse der numerischen Untersuchungen - Parameterreihe 4c: Verhältniszerte  
elastische Grenzlasten  $q_{FEM} / q_{DLT}$   
(Stützweite L=7,00m)

	Schnittgrößenermittlung EI = konst.			Schnittgrößenermittlung EI ≠ konst.	
	$q_{FEM} / q_{DLT-1.0I}$ <sup>1)</sup>	$q_{FEM} / q_{DLT-1.5I}$ <sup>1)</sup>	$q_{FEM} / q_{DLT-2.0I}$ <sup>1)</sup>	$q_{FEM} / q_{DLT-1.5EI}$	$q_{FEM} / q_{DLT-2.0EI}$
Z160-15	1,62	1,08	0,90	1,14	0,92
Z160-30	1,38	0,92	0,77	1,00	0,78
Z200-15	1,71	1,14	0,95	1,22	0,97
Z200-25	1,55	1,04	0,86	1,13	0,87
Z200-35	1,52	1,01	0,84	1,10	0,86
Z240-15	1,76	1,18	0,98	1,26	0,99
Z240-25	1,40	0,93	0,77	1,01	0,79
Z240-35	1,43	0,95	0,79	1,03	0,80
Z280-20	1,75	1,17	0,97	1,26	0,99
Z280-30	1,48	0,99	0,82	1,06	0,83
Z280-40	1,48	0,99	0,82	1,07	0,83

<sup>1)</sup> Spannungsnachweis mit I-fachen Querschnitt im Koppelbereich

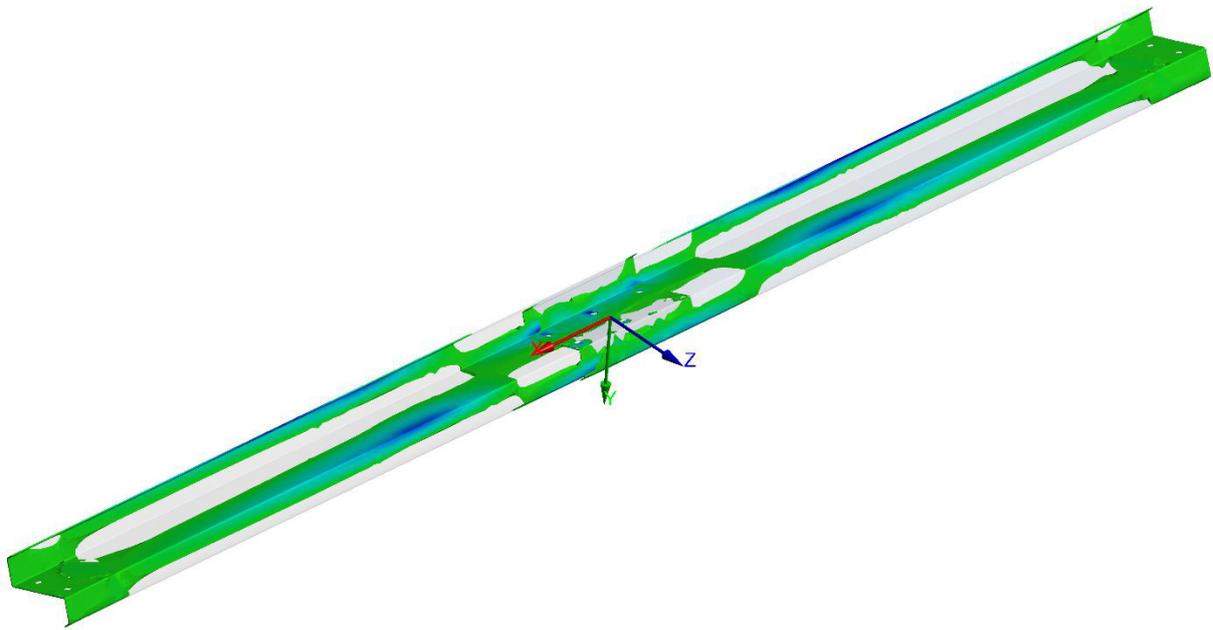


Bild B.1 Ergebnisse der numerischen Untersuchungen - Parameterreihe 1a, Einzellast, Stützweite  $L=1,80\text{m}$ : Qualitative Darstellung der Druckspannungsbereiche (Biegenormalspannung  $\sigma_x$  Grenzlastniveau, elastisch)

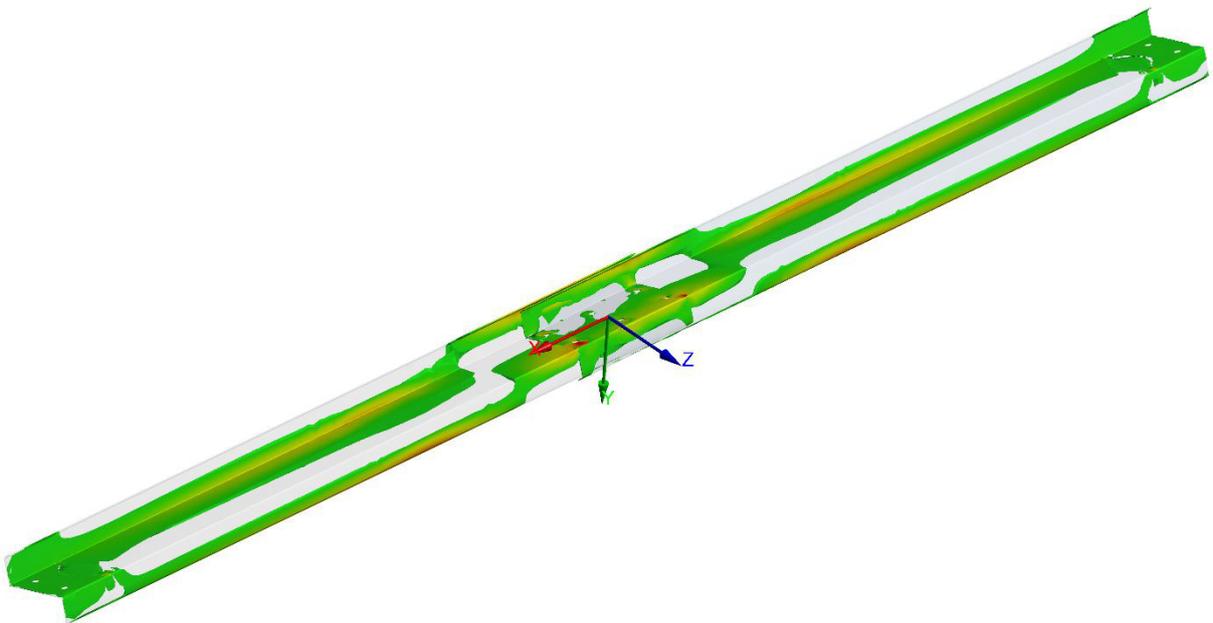


Bild B.2 Ergebnisse der numerischen Untersuchungen - Parameterreihe 1a, Einzellast, Stützweite  $L=1,80\text{m}$ : Qualitative Darstellung der Zugspannungsbereiche (Biegenormalspannung  $\sigma_x$ , Grenzlastniveau, elastisch)

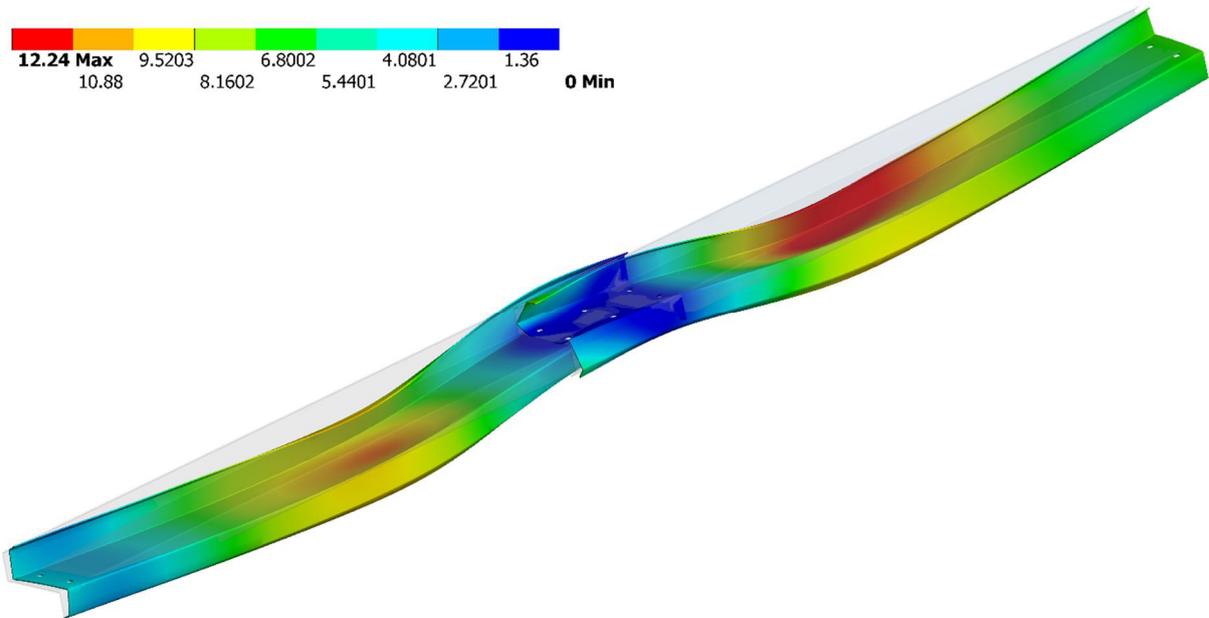


Bild B.3 Ergebnisse der numerischen Untersuchungen - Parameterreihe 1a, Einzellast, Stützweite  $L=1,80\text{m}$ : Gesamtverformung (skalierte Darstellung) in mm (Grenzlastniveau, elastisch)

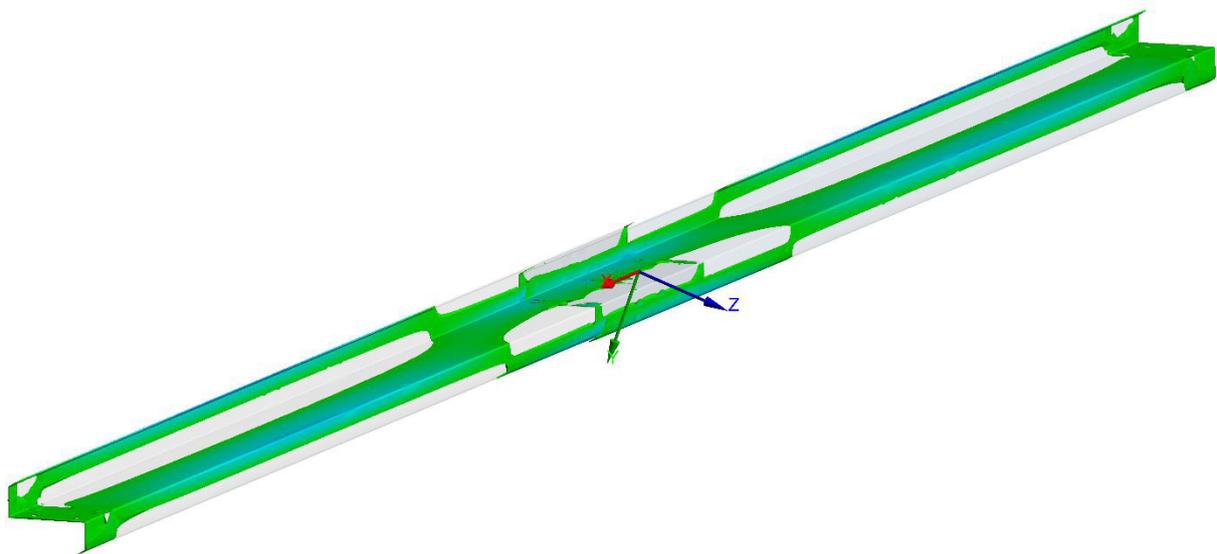


Bild B.4 Ergebnisse der numerischen Untersuchungen - Parameterreihe 2c, Streckenlast, Stützweite  $L=3,50\text{m}$ : Qualitative Darstellung der Druckspannungsbereiche (Biegenormalspannung  $\sigma_x$ , Grenzlastniveau, elastisch)

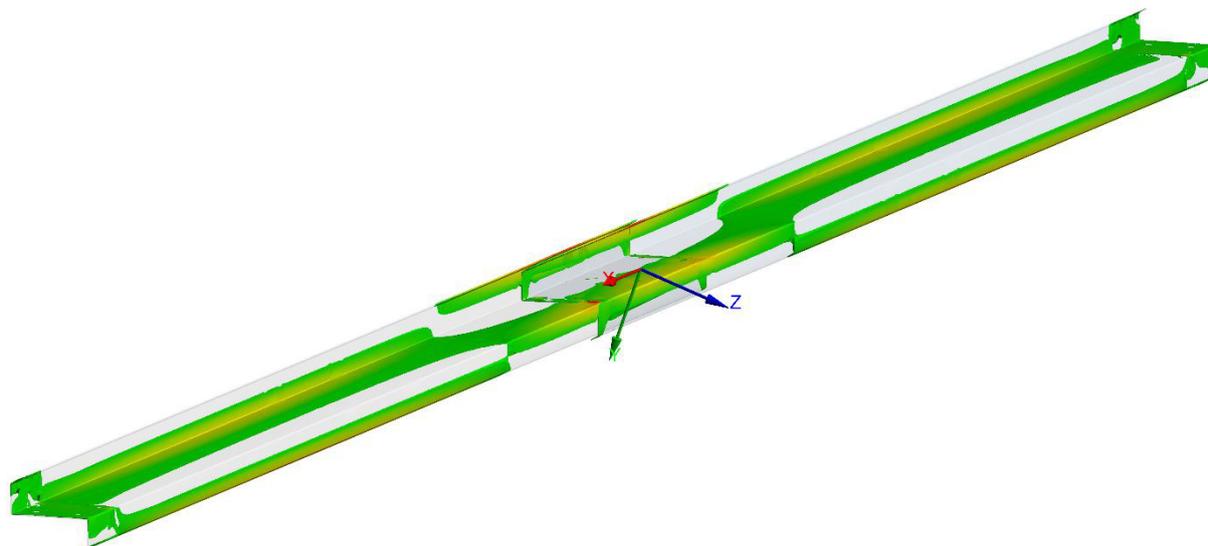


Bild B.5 Ergebnisse der numerischen Untersuchungen - Parameterreihe 2c, Streckenlast, Stützweite L=3,50m: Qualitative Darstellung der Zugspannungsbereiche (Biegenormalspannung  $\sigma_x$ , Grenzlastniveau, elastisch)

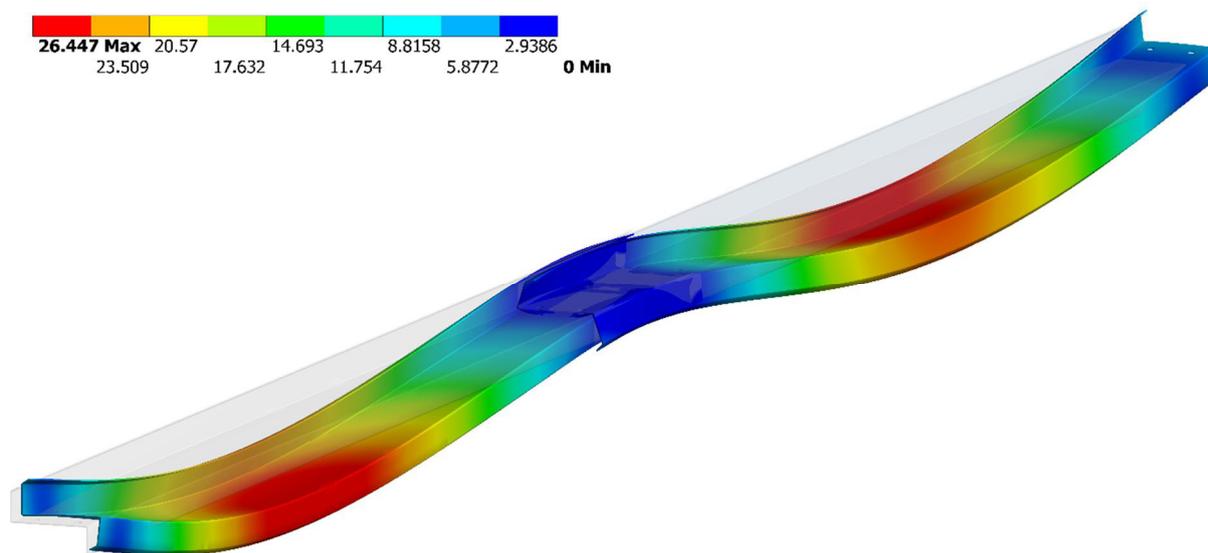


Bild B.6 Ergebnisse der numerischen Untersuchungen - Parameterreihe 2c, Streckenlast, Stützweite L=3,50m: Gesamtverformung (skalierte Darstellung) in mm (Grenzlastniveau, elastisch)

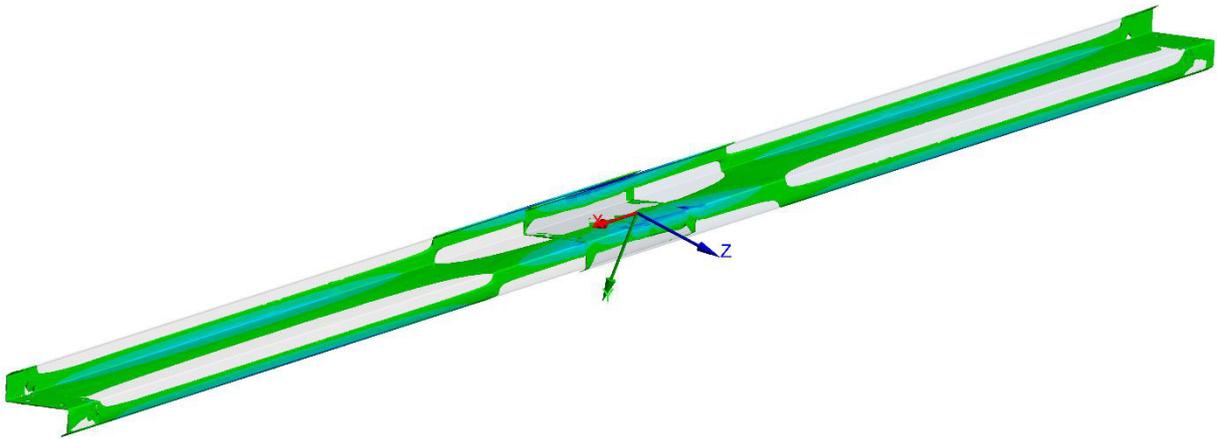


Bild B.7 Ergebnisse der numerischen Untersuchungen - Parameterreihe 2c, Streckenlast (Sog), Stützweite L=3,50m: Qualitative Darstellung der Druckspannungsbereiche (Biegenormalspannung  $\sigma_x$ , Grenzlastniveau, elastisch)

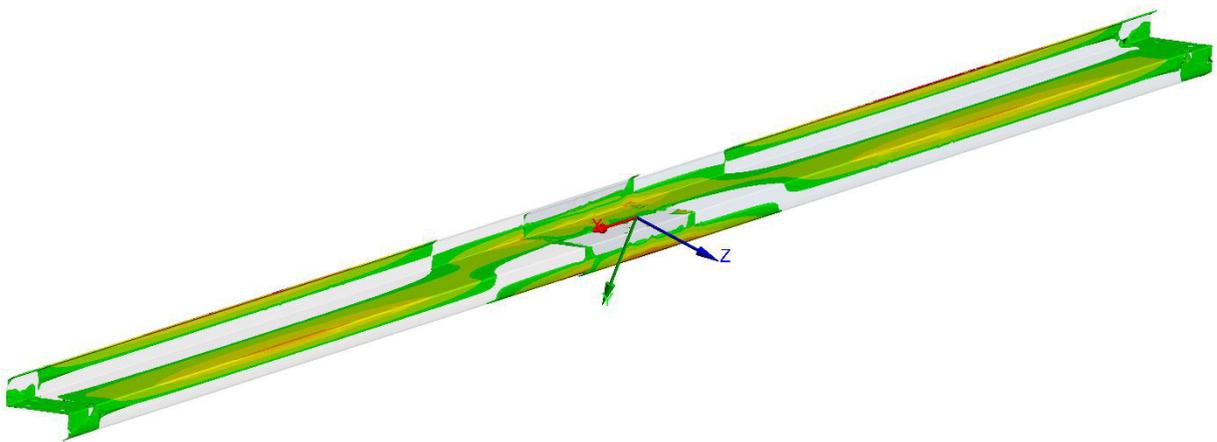


Bild B.8 Ergebnisse der numerischen Untersuchungen - Parameterreihe 2c, Streckenlast (Sog), Stützweite L=3,50m: Qualitative Darstellung der Zugspannungsbereiche (Biegenormalspannung  $\sigma_x$ , Grenzlastniveau, elastisch)

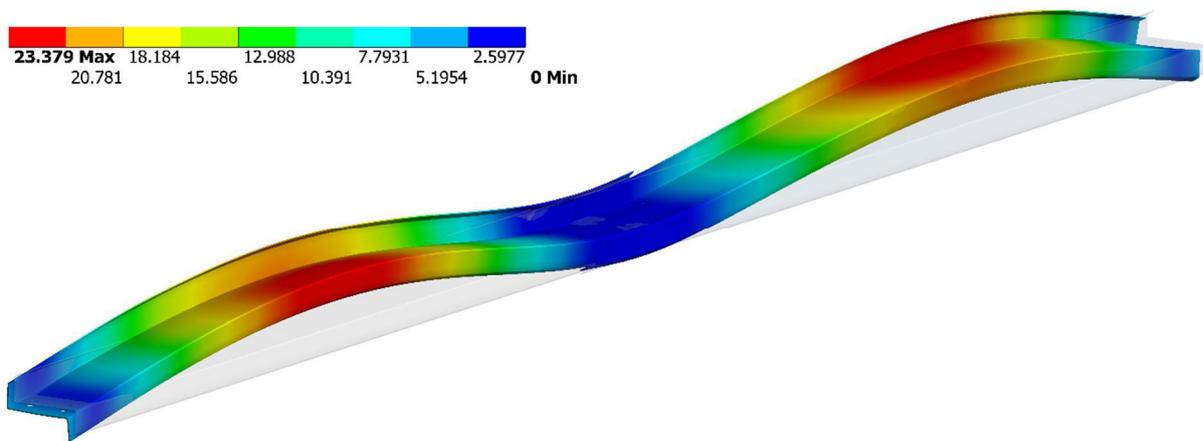


Bild B.9 Ergebnisse der numerischen Untersuchungen - Parameterreihe 2c, Streckenlast (Sog), Stützweite L=3,50m: Gesamtverformung (skalierte Darstellung) in mm (Grenzlastniveau, elastisch)

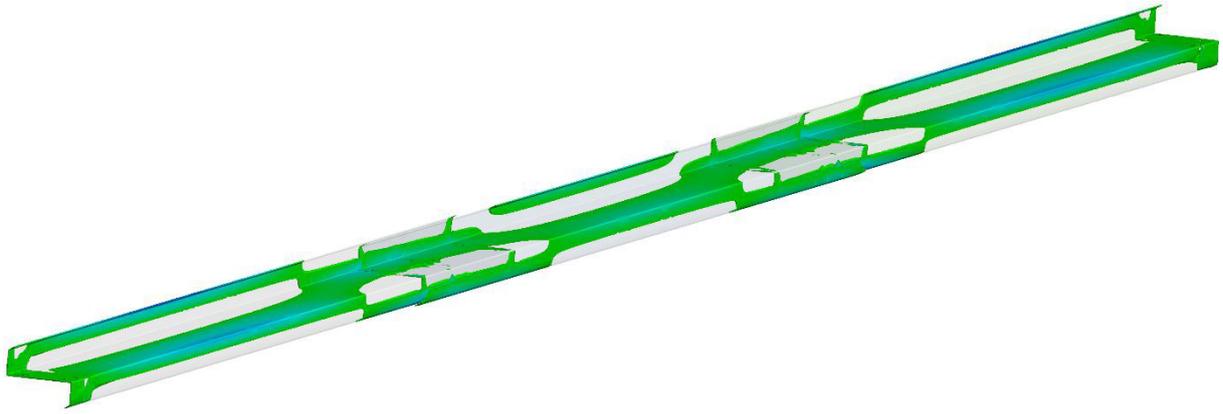


Bild B.10 Ergebnisse der numerischen Untersuchungen - 3-Feldträger, Streckenlast, Stützweite  $L=3,50\text{m}$ : Qualitative Darstellung der Druckspannungsbereiche (Biegenormalspannung  $\sigma_x$ , Grenzlastniveau, elastisch)

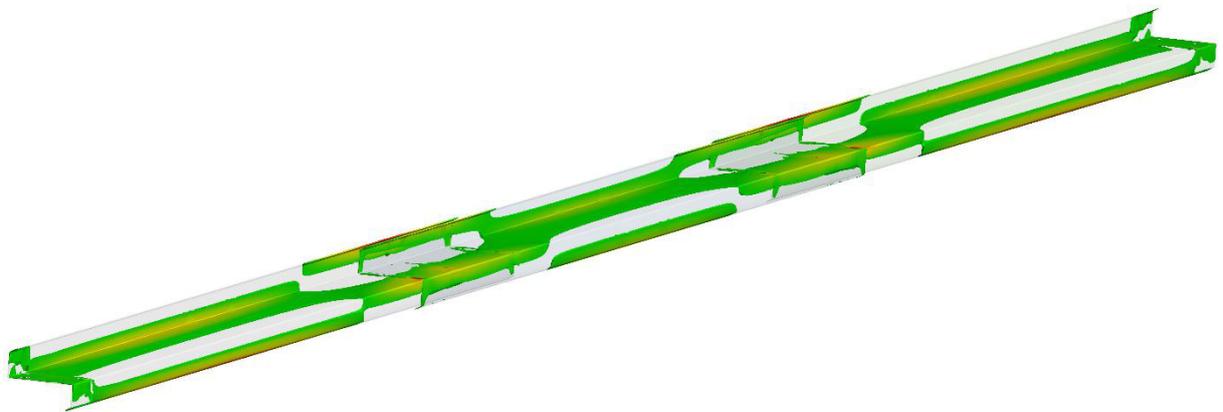


Bild B.11 Ergebnisse der numerischen Untersuchungen - 3-Feldträger, Streckenlast, Stützweite  $L=3,50\text{m}$ : Qualitative Darstellung der Zugspannungsbereiche (Biegenormalspannung  $\sigma_x$ , Grenzlastniveau, elastisch)

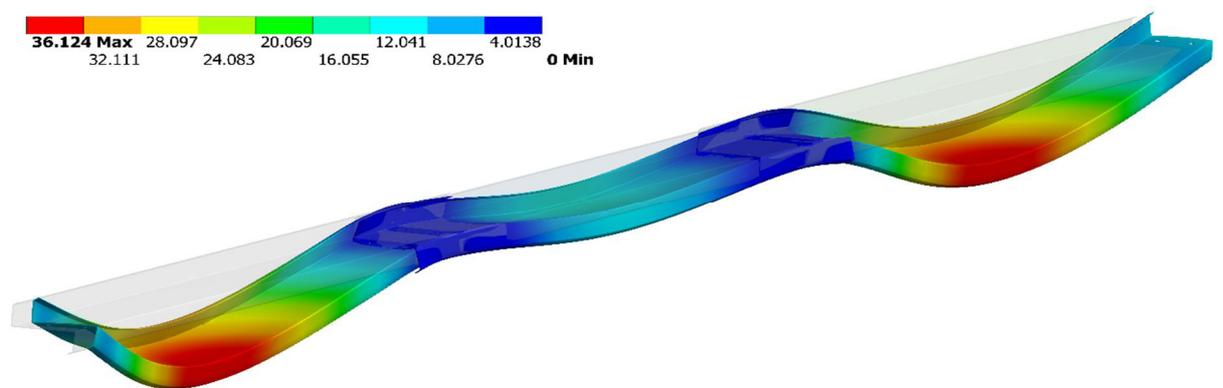
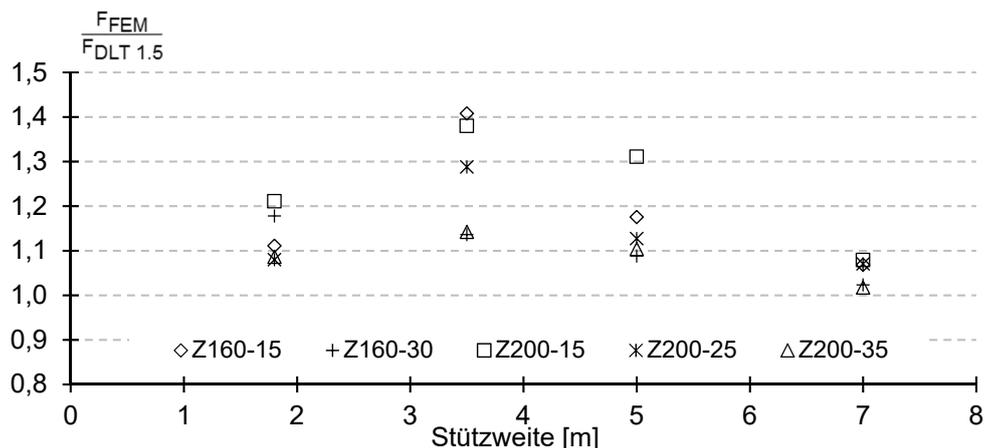
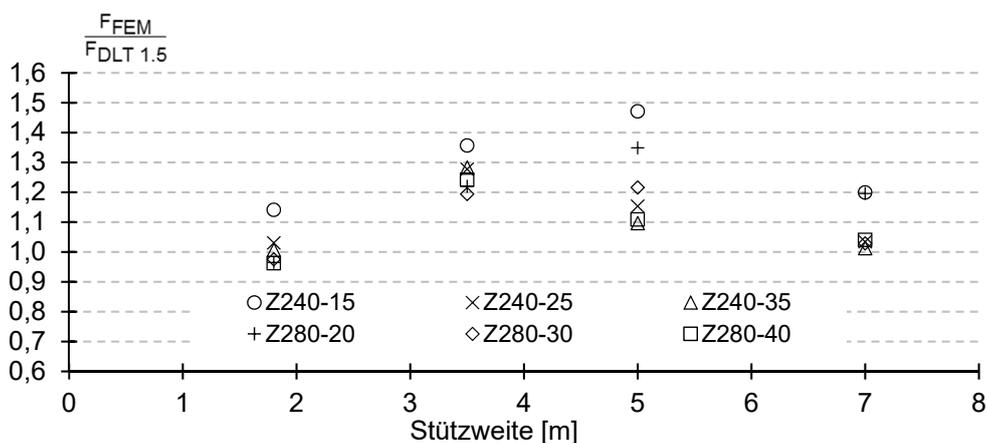


Bild B.12 Ergebnisse der numerischen Untersuchungen - 3-Feldträger, Streckenlast, Stützweite  $L=3,50\text{m}$ : Gesamtverformung (skalierte Darstellung) in mm (Grenzlastniveau, elastisch)



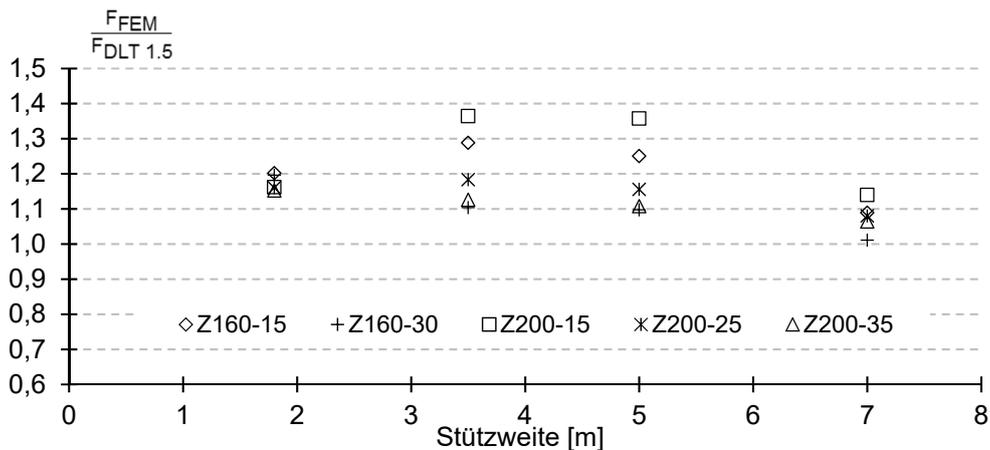
Schnittgrößenermittlung:  $EI \neq \text{konst.}$   
 Spannungsnachweis:  $EI \neq \text{konst.}$

Bild B.13 Verhältniswert (elastische Grenzlast)  $F_{FEM} / F_{DLT\ 1.5EI}$  (Z160/Z200) – P1a bis P4a



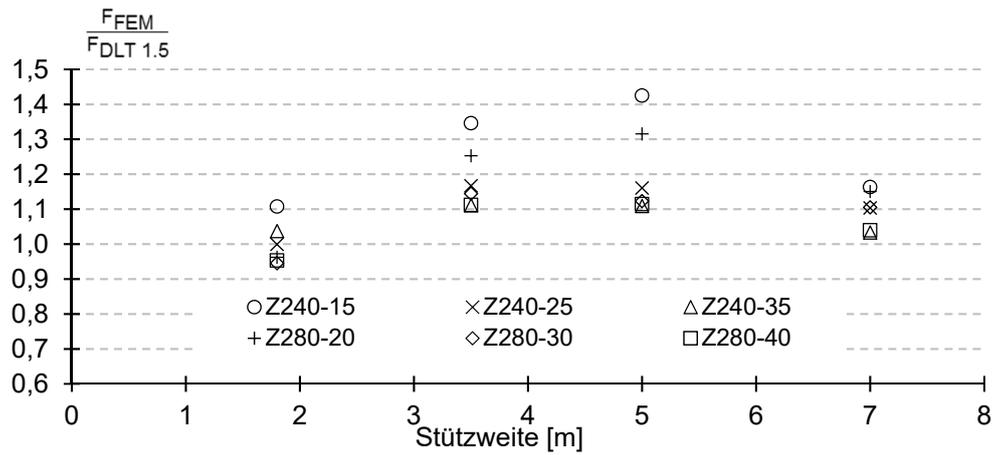
Schnittgrößenermittlung:  $EI \neq \text{konst.}$   
 Spannungsnachweis:  $EI \neq \text{konst.}$

Bild B.14 Verhältniswert (elastische Grenzlast)  $F_{FEM} / F_{DLT\ 1.5EI}$  (Z240/Z280) – P1a bis P4a



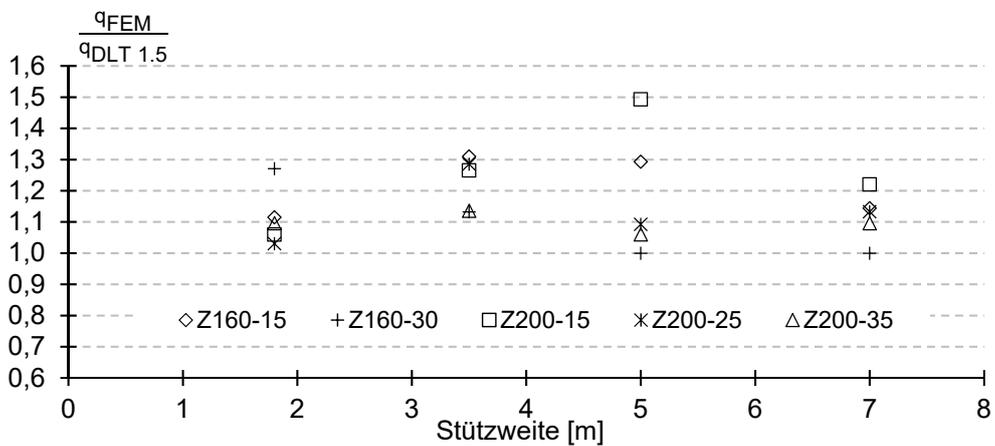
Schnittgrößenermittlung:  $EI \neq \text{konst.}$   
 Spannungsnachweis:  $EI \neq \text{konst.}$

Bild B.15 Verhältniswert (elastische Grenzlast)  $F_{FEM} / F_{DLT\ 1.5EI}$  (Z160/Z200) – P1b bis P4b



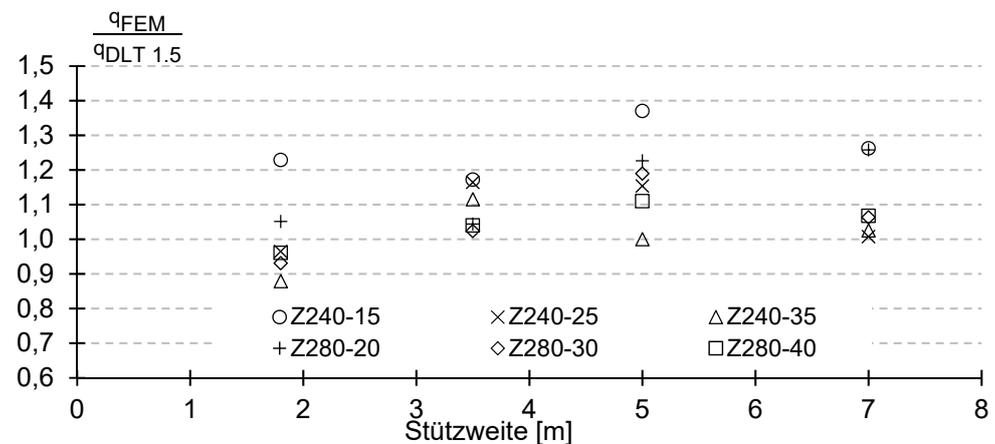
Schnittgrößenermittlung:  $EI \neq konst.$   
 Spannungsnachweis:  $EI \neq konst.$

Bild B.16 Verhältniswert (elastische Grenzlast)  $F_{FEM}/F_{DLT-1,5EI}$  (Z240/Z280) – P1b bis P4b



Schnittgrößenermittlung:  $EI \neq konst.$   
 Spannungsnachweis:  $EI \neq konst.$

Bild B.17 Verhältniswert (elastische Grenzlast)  $q_{FEM}/q_{DLT-1,5EI}$  (Z160/Z200) – P1c bis P4c



Schnittgrößenermittlung:  $EI \neq konst.$   
 Spannungsnachweis:  $EI \neq konst.$

Bild B.18 Verhältniswert (elastische Grenzlast)  $q_{FEM}/q_{DLT-1,5EI}$  (Z240/Z280) – P1c bis P4c

## Anlagen C – Numerische Untersuchungen: Torsion

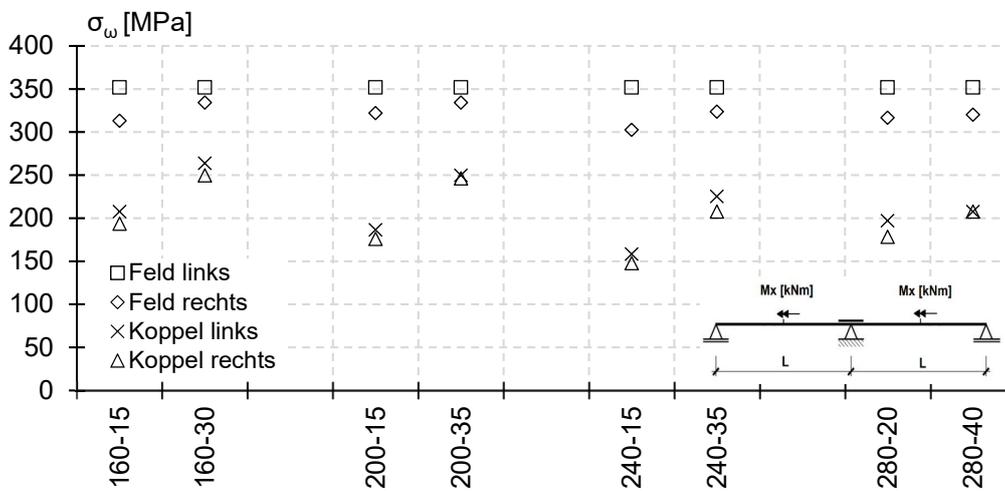


Bild C.1 Ergebnisse der numerischen Untersuchungen Parameterreihe 1a:  
Wölbnormalspannung  $|\sigma_\omega|$  – Stützweite  $L=3,50\text{m}$

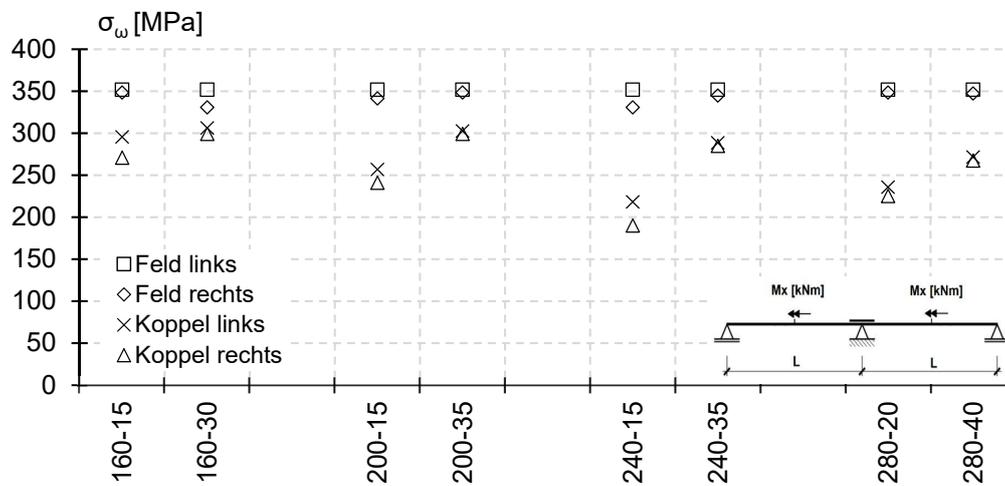


Bild C.2 Ergebnisse der numerischen Untersuchungen Parameterreihe 2a:  
Wölbnormalspannung  $|\sigma_\omega|$  – Stützweite  $L=5,00\text{m}$

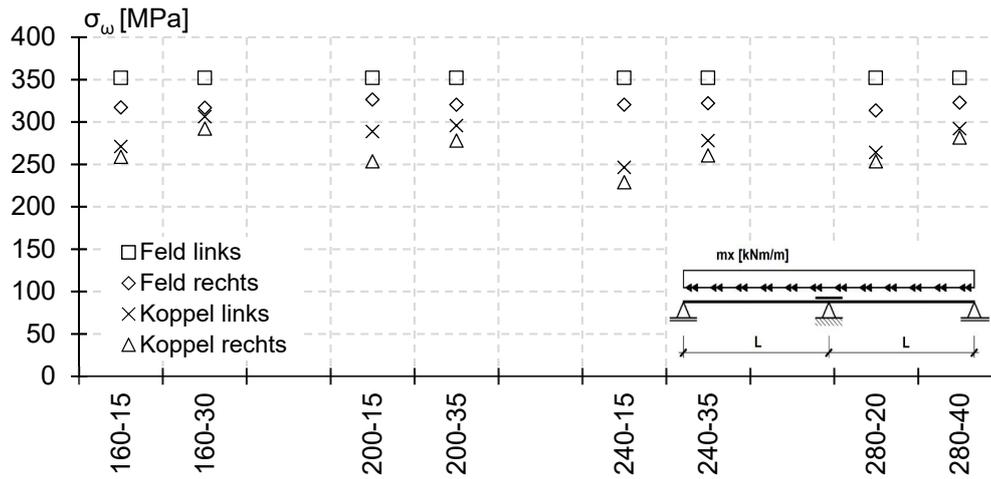


Bild C.3 Ergebnisse der numerischen Untersuchungen Parameterreihe 3a: Wölbnormalspannung  $|\sigma_{\omega}|$  – Stützweite  $L=3,50\text{m}$

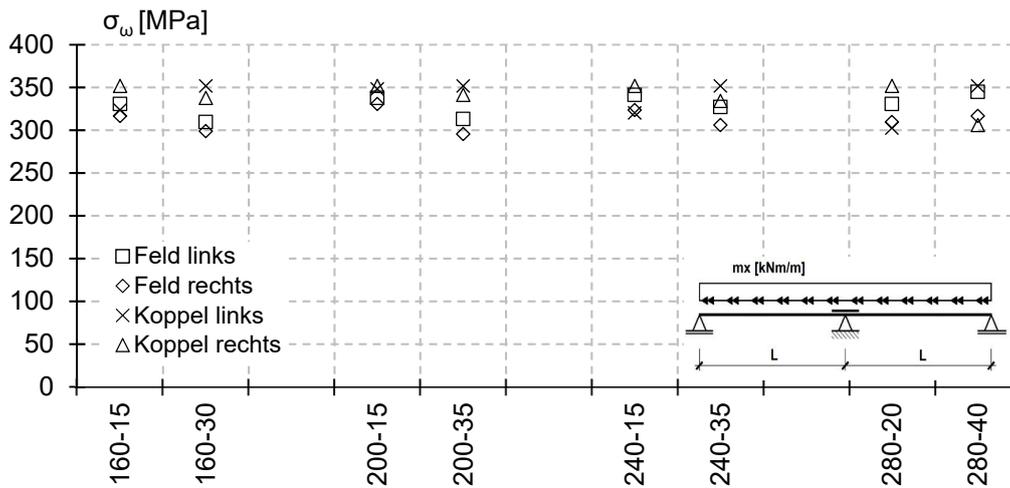


Bild C.4 Ergebnisse der numerischen Untersuchungen Parameterreihe 4a: Wölbnormalspannung  $|\sigma_{\omega}|$  – Stützweite  $L=5,00\text{m}$

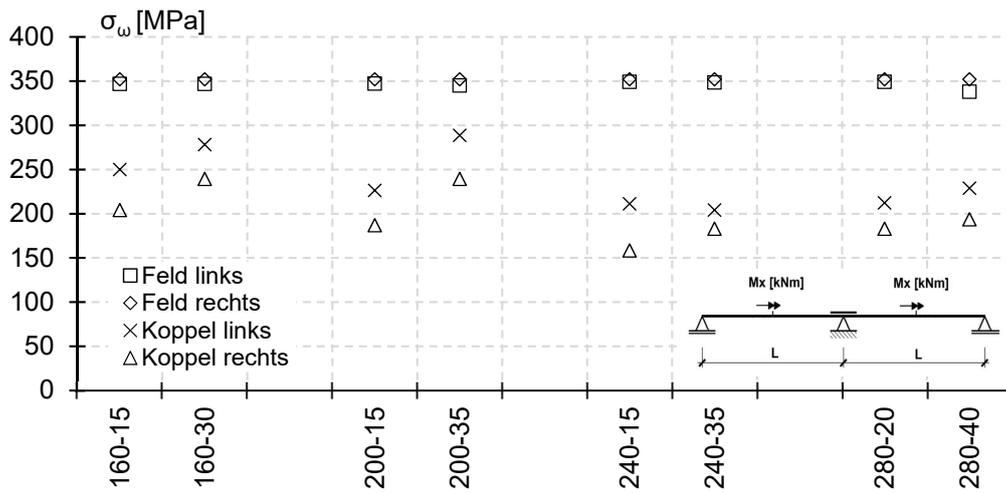


Bild C.5 Ergebnisse der numerischen Untersuchungen Parameterreihe 1b: Wölbnormalspannung  $|\sigma_w|$  – Stützweite L=3,50m

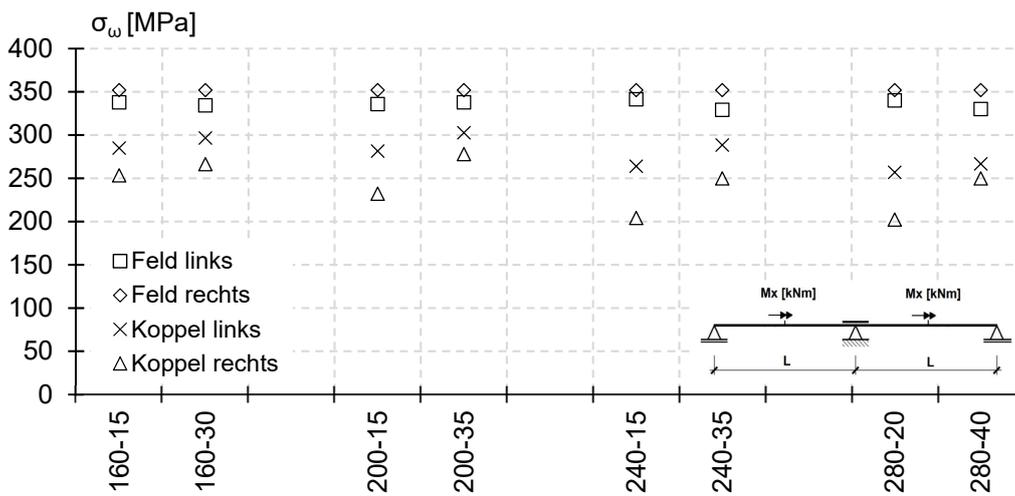


Bild C.6 Ergebnisse der numerischen Untersuchungen Parameterreihe 2b: Wölbnormalspannung  $|\sigma_w|$  – Stützweite L=5,00m

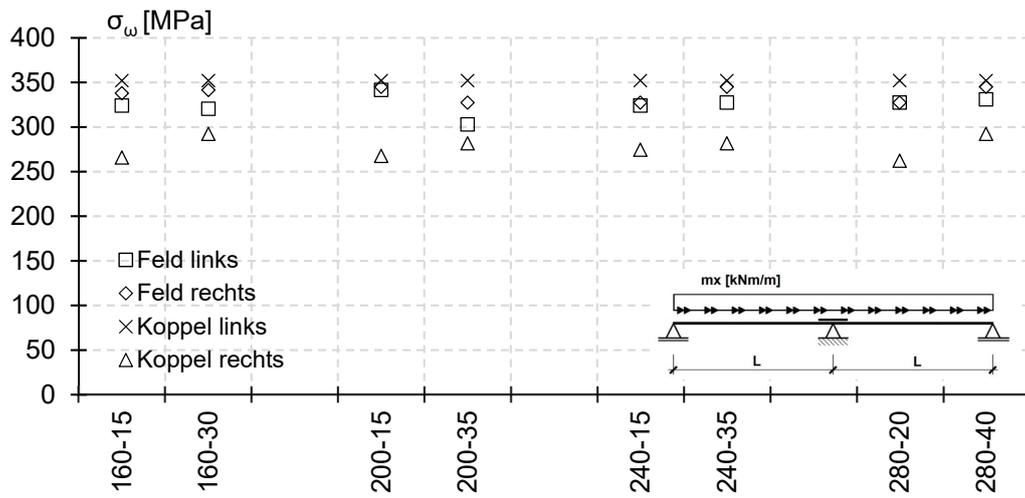


Bild C.7 Ergebnisse der numerischen Untersuchungen Parameterreihe 3b: Wölbnormalspannung  $\sigma_{\omega l}$  – Stützweite  $L=3,50\text{m}$

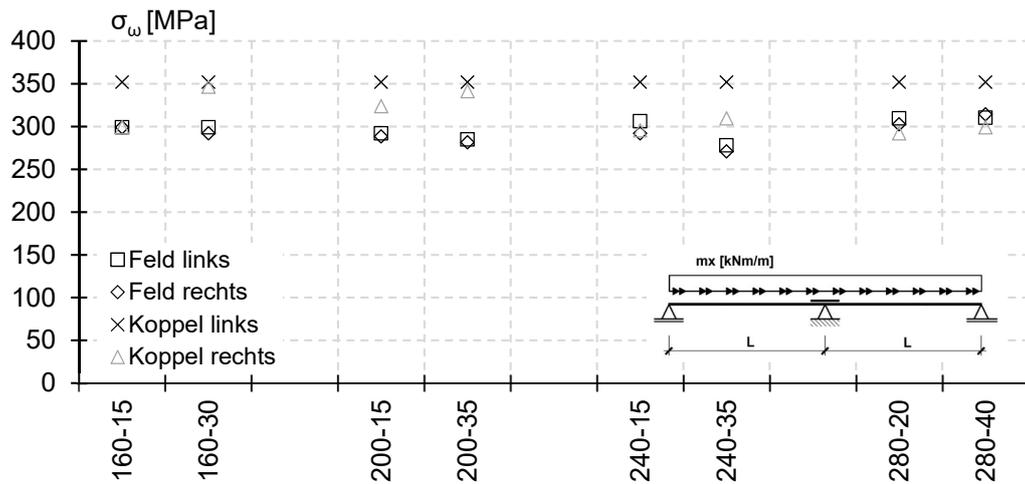


Bild C.8 Ergebnisse der numerischen Untersuchungen Parameterreihe 4b: Wölbnormalspannung  $\sigma_{\omega l}$  – Stützweite  $L=5,00\text{m}$

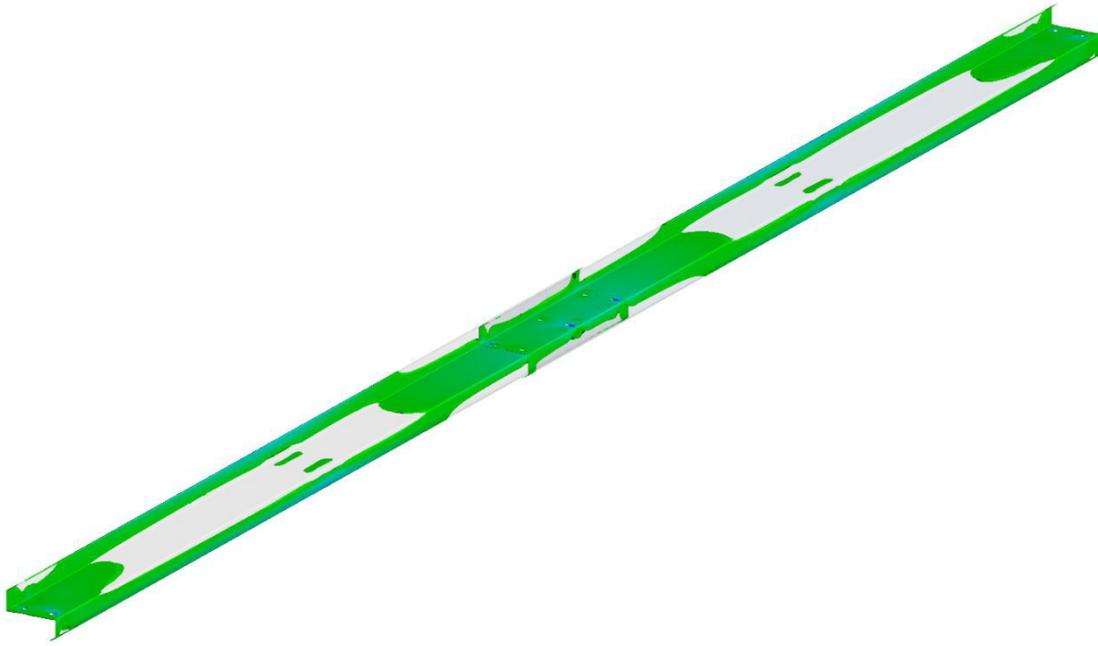


Bild C.9 Ergebnisse der numerischen Untersuchungen - Parameterreihe 1a, Einzeltorsionsmoment, Stützweite  $L=3,50\text{m}$ : Qualitative Darstellung der Druckspannungsbereiche (Wölbormalspannung  $\sigma_\omega$ , Grenzlastniveau, elastisch)

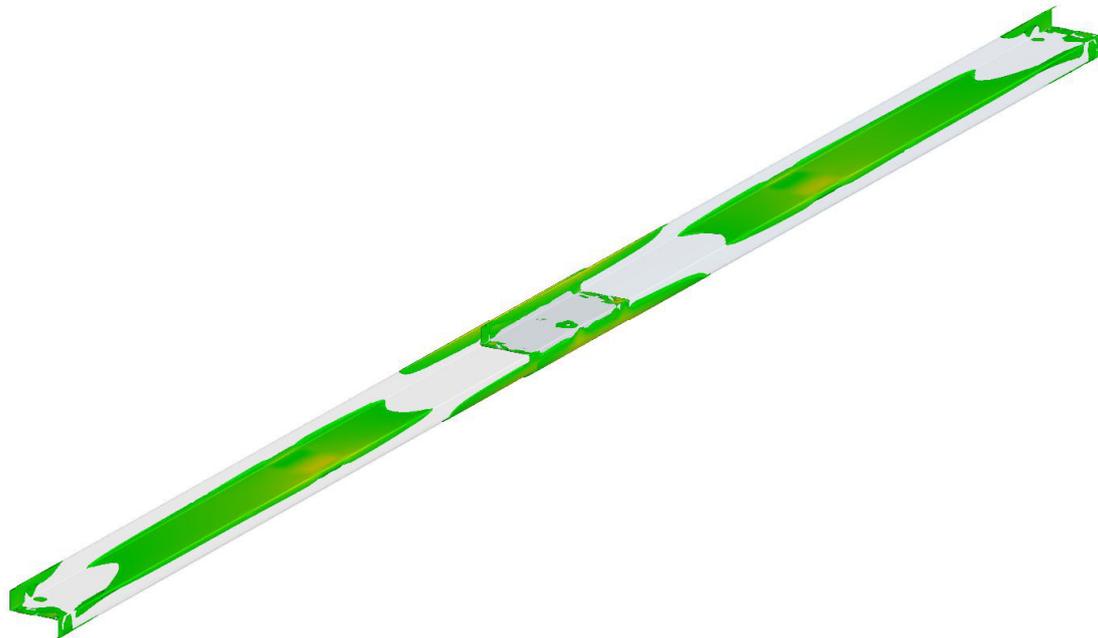


Bild C.10 Ergebnisse der numerischen Untersuchungen - Parameterreihe 1a, Einzeltorsionsmoment, Stützweite  $L=3,50\text{m}$ : Qualitative Darstellung der Zugspannungsbereiche (Wölbormalspannung  $\sigma_\omega$ , Grenzlastniveau, elastisch)

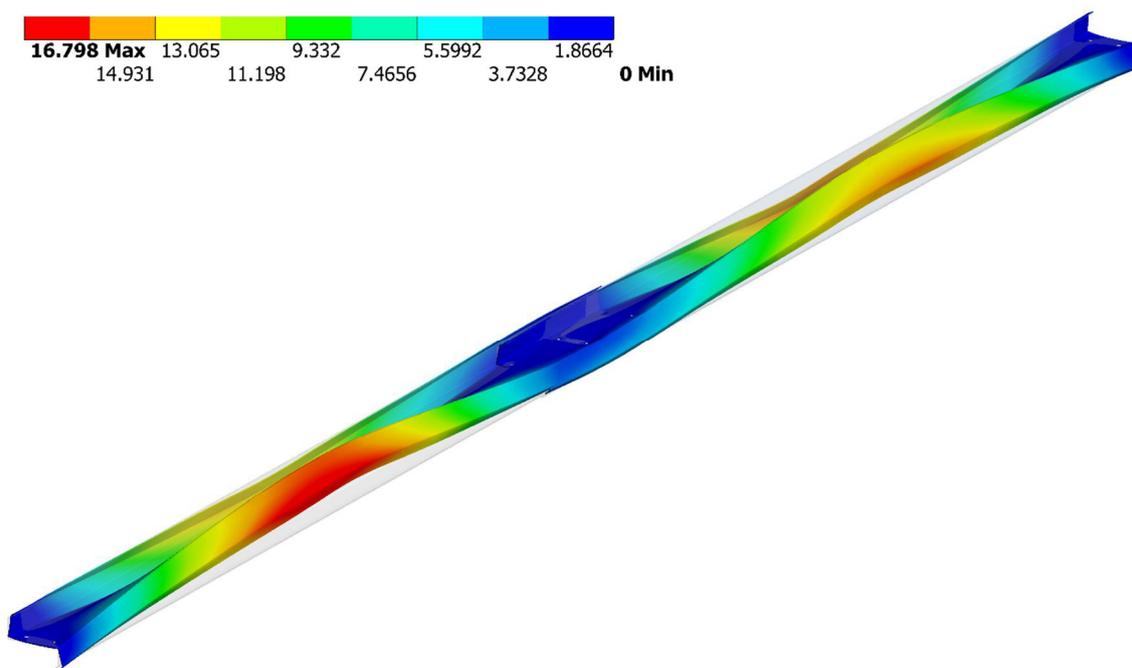


Bild C.11 Ergebnisse der numerischen Untersuchungen - Parameterreihe 1a, Einzeltorsionsmoment, Stützweite L=3,50m: Gesamtverformung (skalierte Darstellung) in mm (Grenzlastniveau, elastisch)

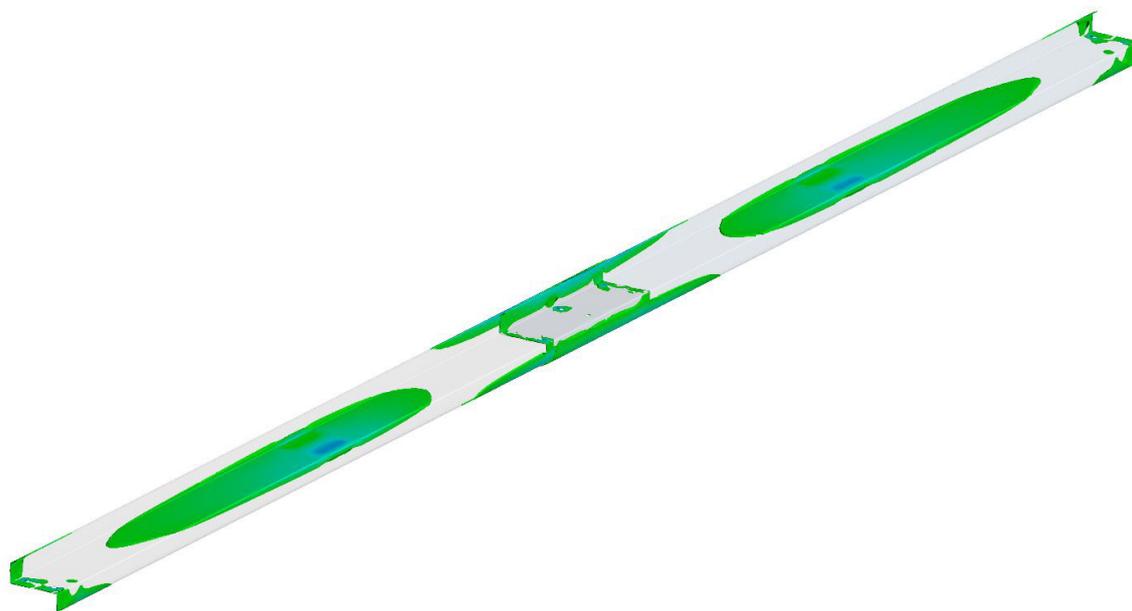


Bild C.12 Ergebnisse der numerischen Untersuchungen - Parameterreihe 1b, Einzeltorsionsmoment, Stützweite L=3,50m: Qualitative Darstellung der Druckspannungsbereiche (Wölbormalspannung  $\sigma_\omega$ , Grenzlastniveau, elastisch)

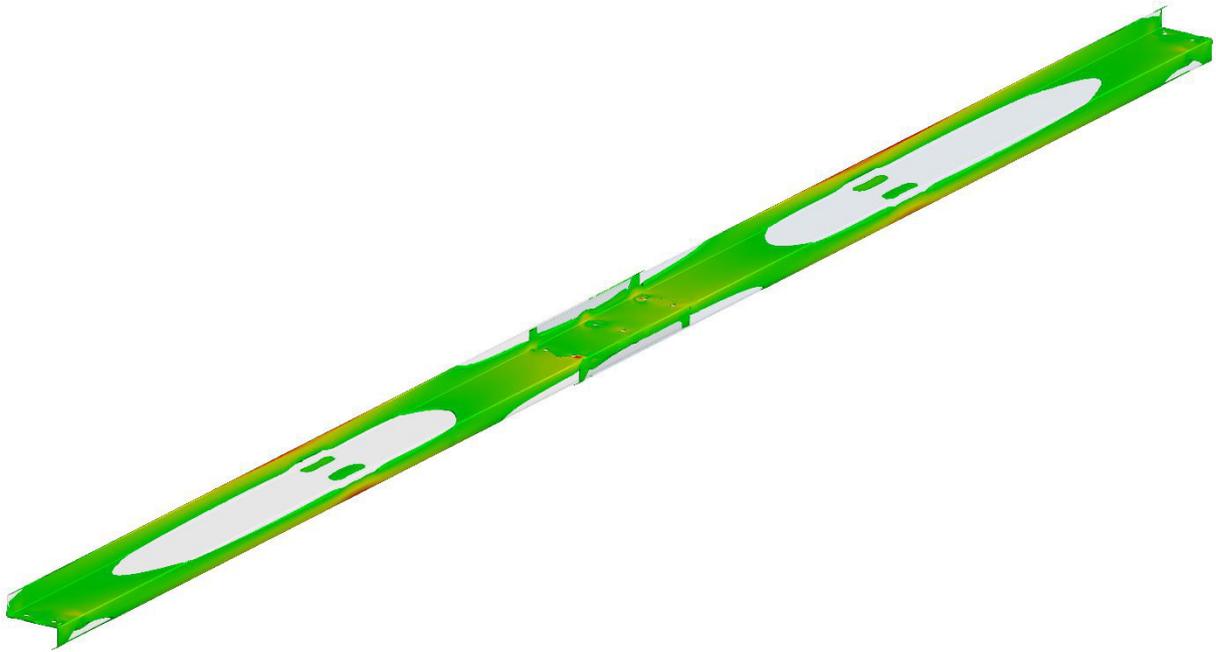


Bild C.13 Ergebnisse der numerischen Untersuchungen - Parameterreihe 1b, Einzeltorsionsmoment, Stützweite L=3,50m: Qualitative Darstellung der Zugspannungsbereiche (Wölbormalspannung  $\sigma_\omega$ , Grenzlastniveau, elastisch)

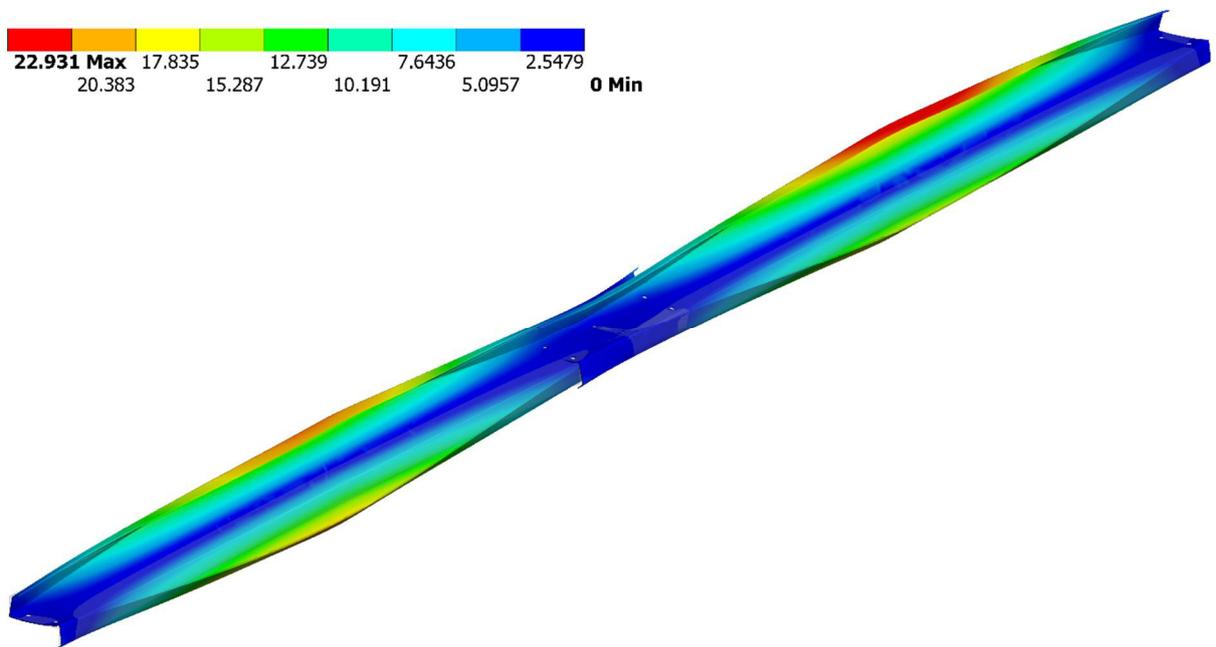


Bild C.14 Ergebnisse der numerischen Untersuchungen - Parameterreihe 1b, Einzeltorsionsmoment, Stützweite L=3,50m: Gesamtverformung (skalierte Darstellung) in mm (Grenzlastniveau, elastisch)

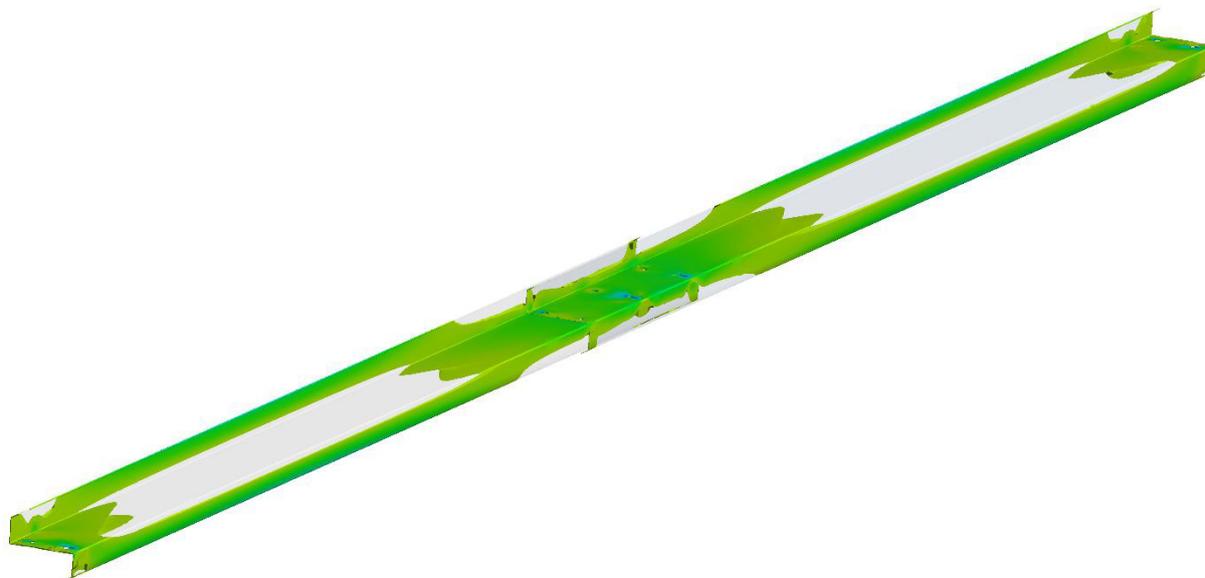


Bild C.15 Ergebnisse der numerischen Untersuchungen - Parameterreihe 3a, Streckentorsionsmoment, Stützweite  $L=3,50\text{m}$ : Qualitative Darstellung der Druckspannungsbereiche (Wölbormalspannung  $\sigma_\omega$ , Grenzlastniveau, elastisch)



Bild C.16 Ergebnisse der numerischen Untersuchungen - Parameterreihe 3a, Streckentorsionsmoment, Stützweite  $L=3,50\text{m}$ : Qualitative Darstellung der Zugspannungsbereiche (Wölbormalspannung  $\sigma_\omega$ , Grenzlastniveau, elastisch)

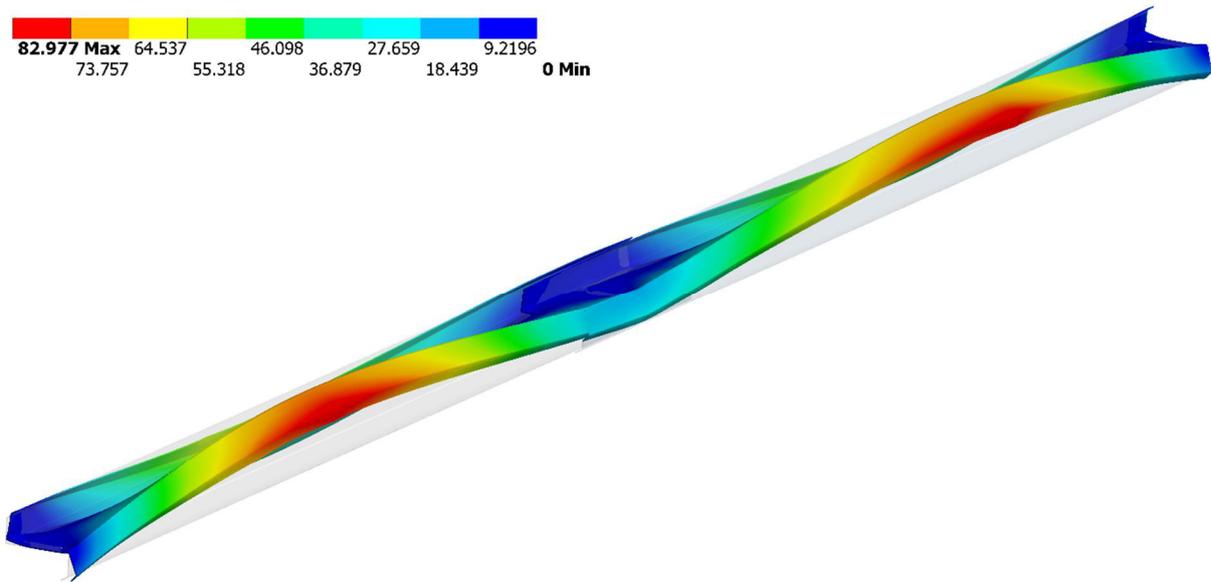


Bild C.17 Ergebnisse der numerischen Untersuchungen - Parameterreihe 3a, Streckentorsionsmoment, Stützweite L=3,50m: Gesamtverformung (skalierte Darstellung) in mm (Grenzlastniveau, elastisch)

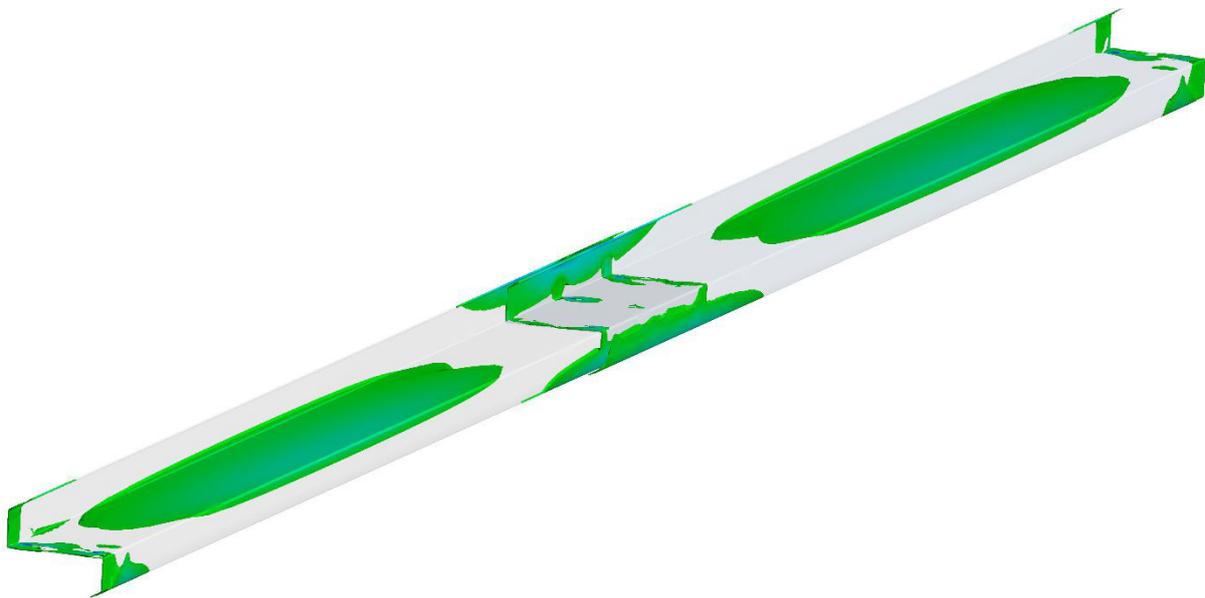


Bild C.18 Ergebnisse der numerischen Untersuchungen - Parameterreihe 3b, Streckentorsionsmoment, Stützweite L=3,50m: Qualitative Darstellung der Druckspannungsbereiche (Wölbormalspannung  $\sigma_\omega$ , Grenzlastniveau, elastisch)

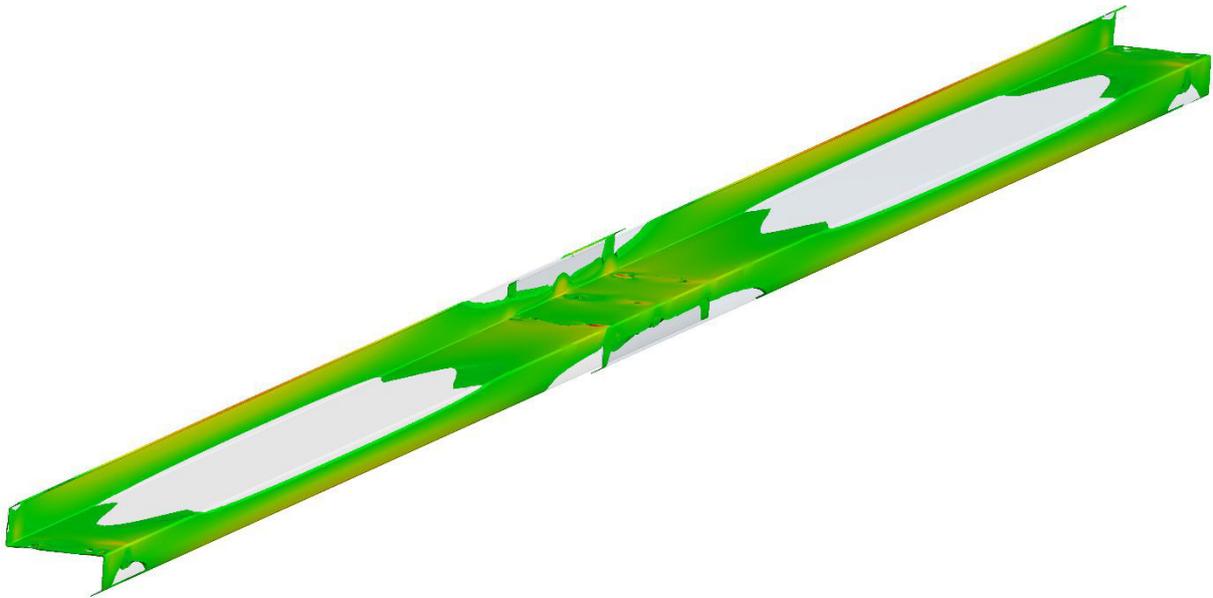


Bild C.19 Ergebnisse der numerischen Untersuchungen - Parameterreihe 3b, Streckentorsionsmoment, Stützweite L=3,50m: Qualitative Darstellung der Zugspannungsbereiche (Wölbormalspannung  $\sigma_\omega$ , Grenzlastniveau, elastisch)

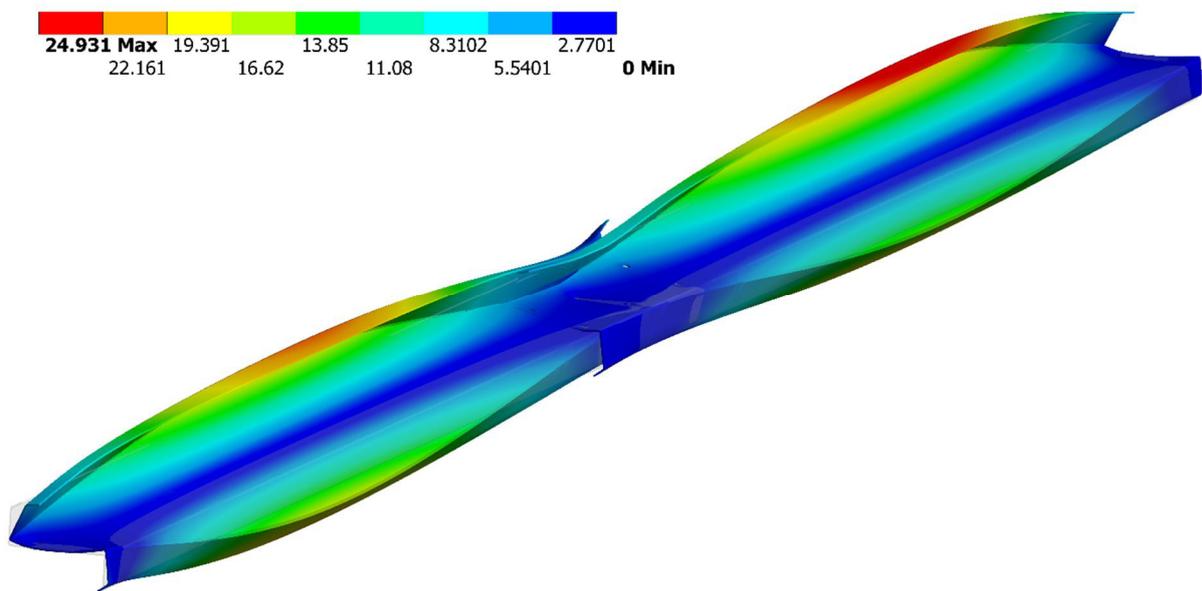


Bild C.20 Ergebnisse der numerischen Untersuchungen - Parameterreihe 3b, Streckentorsionsmoment, Stützweite L=3,50m: Gesamtverformung (skalierte Darstellung) in mm (Grenzlastniveau, elastisch)





---

## Literaturverzeichnis

### Normen

- [1] DIN 18800-1 (2008-11): Stahlbauten - Teil 1: Bemessung und Konstruktion
- [2] DIN 18800-2 (2008-11): Stahlbauten - Teil 2: Stabilitätsfälle - Knicken von Stäben und Stabwerken
- [3] DIN 18800-3 (2008-11): Stahlbauten - Teil 3: Stabilitätsfälle - Plattenbeulen
- [4] DIN 50125 (2009-07): Prüfung metallischer Werkstoffe - Zugproben
- [5] DIN EN 10143 (2010-12): Kontinuierlich schmelztauchveredeltes Blech und Band aus Stahl - Grenzabmaße und Formtoleranzen
- [6] DIN EN 10346 (2009-07): Kontinuierlich schmelztauchveredelte Flach-erzeugnisse aus Stahl -Technische Lieferbedingungen
- [7] DIN EN 1990 (2010-12): Eurocode: Grundlagen der Tragwerksplanung
- [8] DIN EN 1993-1-1 (2010-12): Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-3: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau
- [9] DIN EN 1993-1-1/NA (2010-12): Nationaler Anhang - National festgelegte Parameter - Ersatzvermerk siehe unten Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-3: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau
- [10] DIN EN 1993-1-3 (2010-12): Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-3: Allgemeine Regeln - Ergänzende Regeln für kaltgeformte dünnwandige Bauteile und Bleche
- [11] DIN EN 1993-1-3/NA (2010-12): Nationaler Anhang - National festgelegte Parameter - Ersatzvermerk siehe unten Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-3: Allgemeine Regeln - Ergänzende Regeln für kaltgeformte dünnwandige Bauteile und Bleche
- [12] DIN EN 1993-1-5 (2010-12): Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-5: Plattenförmige Bauteile
- [13] DIN EN 1993-1-6 (2010-12): Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-6: Festigkeit und Stabilität von Schalen
- [14] DIN EN 1993-1-8 (2010-12): Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-8: Bemessung von Anschlüssen
- [15] E DIN EN 1090-4 (2014-06): Ausführungen von Stahltragwerken und Aluminiumtragwerken – Teil 4: Technische Anforderungen an tragende, dünnwandige, kaltgeformte Bauelemente und Bauteile für Dach-, Decken-, Boden- und Wandanwendungen aus Stahl

### Richtlinien

- [16] DAST-Richtlinie 016 (1988): Entwurf, Bemessung und konstruktive Gestaltung von Tragwerken aus dünnwandigen kaltgeformten Bauteilen

### Weiterführende Literatur

- [17] ANSYS INC. Documentation for Release 14.5 Canonsburg, 2012
- [18] Batista, E. d., Rodrigues, F.: Residual Stress Measurements on Cold-Formed Profiles. *Experimental Techniques* 16 (1992), S. 25-29
- [19] Bornscheuer, F. W.: Systematische Darstellung des Biege- und Verdrehvorgangs unter besonderer Berücksichtigung der Wölbkrafttorsion. *Stahlbau* 21 (1952), Heft 1, S. 1-9
- [20] Bornscheuer, F. W.: Beispiel und Formelsammlung zur Spannungsberechnung dünnwandiger Stäbe mit wölbbehindertem Querschnitt. *Stahlbau* 21 (1952), Heft 12, S. 225-232 und *Stahlbau* 22 (1953), Heft 2, S. 32-44
- [21] Bornscheuer, F. W.: Tafeln der Torsionskenngrößen für die Walzprofile der DIN 1025-1027. *Stahlbau* 30 (1961), Heft 3, S. 81-82
- [22] Broer, G.: Kaltprofile. *Stahleisen*, 3.Auflage, 1982
- [23] Brune, B., Kalameya, J.: Kaltgeformte, dünnwandige Bauteile und Bleche aus Stahl nach Din EN 1993-1-3: Hintergründe, Bemessung und Beispiele. *Stahlbau-Kalender* 2009, Ernst & Sohn, 2009, S. 454-527
- [24] Brune, B.: Stahlbaunormen - Kommentar zu DIN EN 1993-1-3: Allgemeine Bemessungsregeln - Ergänzende Regeln für kaltgeformte Bauteile und Bleche. *Stahlbau-Kalender* 2013, Ernst & Sohn, 2013, S. 247-316
- [25] Cywinski, C.: Drillträger-Formeln für die wichtigsten Belastungsfälle. *Stahlbau* 52 (1983), Heft 8, S.245-252
- [26] Dlubal RStab, Programmversion 7, Dlubal Software GmbH, Tiefenbach, 2012
- [27] Eidamshaus, P., Gladishefski, H., Lesniak, Z. K.: Handbuch für die Berechnung kaltgeformter Stahlbauteile, Band A, *Stahleisen*, 1977
- [28] Eidamshaus, P., Gladishefski, H., Lesniak, Z. K.: Handbuch für die Berechnung kaltgeformter Stahlbauteile, Band B, *Stahleisen*, 1976
- [29] Frickel, J.: Zur Torsionsbeanspruchung von Stäben unter Berücksichtigung der geometrischen und physikalischen Nichtlinearität. *Fortschritt-Berichte VDI*, Reihe 4, Nr. 191, VDI Verlag, Düsseldorf 2003
- [30] Francke W., Friemann, H.: Schub und Torsion in geraden Stäben. *Werner Verlag*, 3. Auflage, 2005
- [31] Gehring, A., Saal. H.: Vorrichtung zur Prüfung von Feinblech unter Druckbeanspruchung. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 37 (2006), S.674-680
- [32] Georgi, M.: Untersuchung dünnwandiger Stahlquerschnitte unter dem Aspekt der Tragfähigkeit. *Bachelorthesis*, Hochschule Mittweida, August 2011
- [33] Gläßer, K.: Ermüdungsprobleme dünnwandiger kaltgeformter Bauteile. *Dissertation*, Technische Universität Berlin, 2006
- [34] Grote, H.: Zum Einfluss des Beulens auf die Tragfähigkeit von Walzprofilen aus hochfestem Stahl. *Dissertation*, Ruhr-Universität Bochum, 2003
- [35] In: [www.ruhr-uni-bochum.de](http://www.ruhr-uni-bochum.de), Stand: 29.12.2015,  
URL: <http://www.ruhr-uni-bochum.de/stahlbau/software/index.html.de>

- 
- [36] Kanning, W.: Dachsysteme mit Kaltprofilpfetten. Stahlbau 52 (1983), S. 20-25.
- [37] Kindmann R.: Teil 2 - Stabilität und Theorie II. Ordnung, Ernst & Sohn, 4. Auflage, 2008
- [38] Kindmann R., Frickel J.: Grenztragfähigkeit von I - Querschnitten für beliebige Schnittgrößen. Stahlbau 68 (1999), Heft 4, S. 290-301
- [39] Kindmann, R., Frickel, J.: Elastische und plastische Querschnittstragfähigkeit. Ernst & Sohn, 2002
- [40] Kindmann, R., Krahwinkel, M.: Stahl- und Verbundkonstruktionen, Springer Vieweg, 2. Auflage, 2012
- [41] Krahwinkel, M.: Zur Beanspruchung stabilisierender Konstruktionen im Stahlbau. Fortschritt-Bericht VDI, Reihe 4 Nr. 166, Düsseldorf VDI Verlag 2001
- [42] Krahwinkel, M.: Bauaufsichtliche Einführung des Eurocode 3: Ein Erfahrungsbericht aus der Baupraxis. Beratende Ingenieure, Heft 3/4-2013
- [43] Kraus M.: RUB QSW-offen. Programmversion 02/2002
- [44] Laumann, J.: KStab. Programmversion 11/2003
- [45] Laumann, J.: Zur Berechnung der Eigenwerte und Eigenformen für Stabilitätsprobleme des Stahlbaus. Fortschritt-Berichte VDI, Reihe 4, Nr. 193, VDI Verlag, Düsseldorf 2003
- [46] Laumann, J.: Berechnung der Eigenwerte und Eigenformen für Stabilitätsprobleme. DAST, Heft 1/2003, Stahlbau Verlag 2003
- [47] Laumann, J.: Geometrische Ersatzimperfektionen beim Biegedrillknicken von Kragträgern. RUBSTAHL-Bericht 1-2003, Ruhr-Universität Bochum 2003 und Stahlbauforum
- [48] Laumann, J.: Traglastversuche an Aluminiumfassaden. RUBSTAHL-Bericht 8-2004, Ruhr-Universität Bochum 2004 und Stahlbauforum
- [49] Laumann, J.: Zum Nachweis stabilitätsgefährdeter Systeme unter Berücksichtigung von Ersatzimperfektionen - Wirtschaftliche Methoden – Fehlervermeidung. Festschrift Prof. Kindmann, Ruhr- Universität Bochum, Shaker Verlag Aachen, 2007
- [50] Laumann, J.; Kohlhaas, S.: Dokumentation der Traglastversuche an SCHRAG Z-Profilen. 29.02.2012, FH-Aachen
- [51] Laumann, J.: SCHRAG Stab FEM 2011 bis 2016; FE-Programm zur Bemessung von Trägern mit dünnwandigen Querschnitten nach Theorie I. und II. Ordnung unter Berücksichtigung des Beulens nach DAST-Richtlinie 016 und Eurocode 3
- [52] Lindner, J.: Drehbettungsbeiwerte bei Unterwind. Bauingenieur 55 (1980), S. 365-369
- [53] Lindner, J.: Stabilisierung von Trägern durch Trapezbleche. Stahlbau 56 (1987), S. 9-15
- [54] Lindner, J.; Gregull, T.: Zur Berechnung von Pfetten aus Kaltprofilen. Stahlbau 58 (1989), S. 87-91
- [55] Lindner, J., Aschinger, R.: Zur Streckgrenzenerhöhung infolge Kaltumformung bei dünnwandigen Profilen. Stahlbau 62 (1993), S. 170-178
- [56] Lohse, W., Laumann, J., Wolf, C.: Stahlbau 1 - Bemessung von Stahlbauten nach Eurocode mit zahlreichen Beispielen, Springer Vieweg, 25. Auflage, 2015
- [57] Lohse, W.: Stahlbau 2. Teubner Verlag, 20. Auflage, 2005
-

- [58] Ludwig, C.: Plastische Querschnittstragfähigkeit von doppelsymmetrischen I-Querschnitten - Tragfähigkeitsbedingungen, Genauigkeit, Nebeneffekte. Dissertation, Ruhr-Universität Bochum, 2013
- [59] Mainz, S.: Effektive Querschnittswerte. Programmversion 01-2014
- [60] Mainz, S.: Statistische Auswertung der Traglastversuche an SCHRAG Z-Profilen. unveröffentlicht, FH Aachen, November 2012
- [61] Mainz, S.: Dokumentation der Traglastversuche (Torsion) an SCHRAG Z-Profilen. unveröffentlicht, FH Aachen, Mai 2016
- [62] Meiser, J.: Zur Berechnung der elastisch-plastischen Traglast von auf Biegung und Torsion beanspruchten Durchlaufträgern. Dissertation, Universität Karlsruhe, 1977
- [63] Meister, J.: Berechnung der Traglast von auf Biegung und Torsion beanspruchten, gabelgelagerten Durchlaufträgern. Stahlbau 48 (1979), Heft 8, S. 250-253
- [64] Mensinger, M.: Metallbau, Vorlesungsskript. TU München, Stand 07/2008
- [65] Meskouris, K., Hake, E.: Statik der Stabtragwerke - Einführung in die Tragwerkslehre. Springer, 1999
- [66] Misiek, T., Podleschny, R.: Neue europäische Normen für den Metallleichtbau: Bemessung, Konstruktion und Ausführung von Dach und Wand. Stahlbau-Kalender 2014, Wiley-VCH Verlag GmbH, 2014, S. 165-251
- [67] Petersen, C.: Stahlbau - Grundlagen der Berechnung und baulichen Ausbildung von Stahlbauten. Friedrich Vieweg & Sohn Verlagsgesellschaft mbH, 2. Auflage, Braunschweig 1990
- [68] Petersen, C.: Stahlbau. Vieweg, 3. Auflage 1994, Braunschweig
- [69] Petersen, C.: Statik und Stabilität der Baukonstruktionen. Vieweg, 2. Auflage 1982, Braunschweig
- [70] Priebe, J.: Die Methode der wirksamen Breiten und Ihre Verwendung zur Berechnung der Tragfähigkeit dünnwandiger Querschnitte aus Stahl, Universität Dortmund, 1994
- [71] Priebe, J.: Stahlbau III, Skriptum zur Vorlesung. TU Hamburg-Harburg, WS 2009/2010, Februar 2010
- [72] Roik, K., Carl, J., Lindner, J.: Biegetorsionspropleme gerader dünnwandiger Stäbe. Verlag Wilhelm Ernst & Sohn, 1972
- [73] Rotter, J.: „Challenges in the generalisation of structural buckling assessments to all structures and load cases“. Thin-walled structures. Hrsg. Von Dubina, D., Ungureanu, V. Bd. 1. Brussels: European Convention for Constructional Steelwork, 2011, S. 71-86
- [74] Rondal, J.: Residual stresses in cold-rolled profiles, Construction and Building Materials 1 (1987), S. 150-164
- [75] Rusch A.: Tragfähigkeit von beulgefährdeten normalspannungsbeanspruchten I-Profilen, Dissertation, TU Berlin, Shaker Verlag, Aachen, 2000
- [76] Rust, W.: Nichtlineare Finite-Elemente-Berechnungen, Kontakt, Geometrie, Material. Vieweg+Teubner, 2.Auflage, 2011

- 
- [77] Schafer, B.: Cold-Formed Steel Behaviour and Design: Analytical and Numerical Modeling of Elements and Members with Longitudinal Stiffeners. Dissertation, Cornell University New York, 1997
- [78] Schardt, R.: Eine Erweiterung der Technischen Biegetheorie für die Berechnung biegesteifer prismatischer Faltwerke. Der Stahlbau 35 (1966), Heft 6, S. 161-171, Heft 12, S. 384
- [79] Schardt, R.; Schrade, W.: Kaltprofilpfetten. Bericht Nr. 1,1982, Institut für Statik, Technische Hochschule Darmstadt
- [80] Schneider, K.-J.: Bautabellen für Ingenieure, Werner Verlag, 20. Auflage, 2012
- [81] Schilling, S.: Beispiele zur Bemessung von Stahltragwerken nach DIN EN 1993 Eurocode 3. Ernst & Sohn, 2012
- [82] SCHRAG Kantprofile, Pfetten- und Riegel-Katalog, Stand 6/2011
- [83] Schulz, G.: Traglastermittlung von planmäßig mittig belasteten Druckstäben aus Baustahl unter Berücksichtigung von geometrischen und strukturellen Imperfektionen. Dissertation, TH Graz, 1968
- [84] Straube, M., Schmidt G.: Bemessung von Leichtbauprofilen im Stahlbau. Diplomarbeit, Sommersemester 2005
- [85] Wagenknecht, G.: Stahlbau-Praxis nach Eurocode 3, Band 1 Tragwerksplanung, Grundlagen. Beuth Verlag GmbH, 4. Auflage, 2011
- [86] Wagenknecht, G.: Stahlbau-Praxis nach Eurocode 3, Band 2 Verbindungen und Konstruktionen. Beuth Verlag GmbH, 4. Auflage, 2014
- [87] Wendehorst, R.: Bautechnische Zahlentafeln, 35. Auflage 2015, B.G. Teubner
- [88] Wiertner, M.: Auswertung von Versuchen an kaltgeformten Z-Querschnitten im Bereich der Koppelstellen bei Biegung um die schwache Achse und vergleichende Berechnung. Bachelorthesis, unveröffentlicht, Februar 2012, FH-Aachen
- [89] Wiertner, M.: Numerische Traglastermittlung gekoppelter Z-Profilquerschnitte mittels FE-Methode, Masterthesis, unveröffentlicht, Mai 2014, FH-Aachen
- [90] Wrede, H.: Leichtbau ist nicht schwer - Dünnwandige Stahl- und Aluminiumprofile in einem Schritt nachweisen. Stahlbau, 11/2014, S.832-834
- [91] Wriggers, P.: Nichtlineare Finite-Elemente-Methoden. Springer, 2001
- [92] Yu, W., La Boube, R.: Cold -Formed Steel Design. Wiley, 4. Auflage, 2010
- [93] Zimbelmann, J.: Das Beulverhalten unverteifter und verteifter Schalen, Diplomarbeit, Universität Stuttgart, April 2005