BERGISCHE
UNIVERSITÄT
WUPPERTAL

Einfluss von Imperfektionen auf die numerische Traglastbestimmung ausgesteifter Beulfelder

Dissertation

zur

Erlangung des Grades Doktor-Ingenieur (Dr.-Ing.)

Fakultät für Architektur und Bauingenieurwesen

Bergische Universität Wuppertal

Larissa Schönfeld

aus Petershausen

2024

Veröffentlicht als Heft 29 in der Schriftenreihe des
Instituts für Konstruktiven Ingenieurbau
Fakultät 5, Abteilung Bauingenieurwesen
Bergische Universität Wuppertal

Herausgeber

Der Geschäftsführende Direktor
Institut für Konstruktiven Ingenieurbau
Bergische Universität Wuppertal

Fachgebiet

Stahlbau und Verbundkonstruktionen
Univ.-Prof. Dr.-Ing. Bernd Naujoks
Fakultät 5, Abteilung Bauingenieurwesen
Bergische Universität Wuppertal

Organisation und Verwaltung

Institut für Konstruktiven Ingenieurbau
Bergische Universität Wuppertal
Pauluskirchstraße 11
42285 Wuppertal
Telefon: (0202) 439-4039

© **Dr.-Ing. Larissa Schönfeld**

ISBN 978-3-940795-28-1

Alle Rechte, insbesondere die der Übersetzung in andere Sprachen, sind vorbehalten. Mit Genehmigung des Autors ist es gestattet, dieses Heft ganz oder teilweise auf fotomechanischem Wege (Fotokopie, Mikrokopie) zu vervielfältigen.

Ich bin das Eisen, das im Feuer geläutert und veredelt wurde.

Vorwort

Die vorliegende Dissertation ist während meiner Zeit als wissenschaftliche Mitarbeiterin an der Hochschule Ruhr West (HRW) in Mülheim an der Ruhr entstanden. Es handelt sich um eine kooperative Arbeit, die ich in Zusammenarbeit mit dem Lehrstuhl für Stahlbau und Verbundkonstruktionen der Bergischen Universität Wuppertal angefertigt habe.

An dieser Stelle möchte ich mich vor allem bei meinem Doktorvater Herrn Prof. Dr.-Ing. Bernd Naujoks für seine Unterstützung und sein persönliches Engagement bei der Betreuung und Erstellung der Dissertation bedanken. Mit seinen konstruktiven Anmerkungen und seiner permanenten Diskussionsbereitschaft hat er entscheidend zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. Christian Ludwig für die Ermöglichung der Promotion und seine Unterstützung während der Dissertation. Die vielen wertvollen Diskussionen sowie die kontinuierlichen, hilfreichen und kreativen Anmerkungen haben mich stets motiviert und maßgeblich zum Erfolg meiner Promotion beigetragen.

Ein weiterer Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. Helmus für die Übernahme des Vorsitzes der Prüfungskommission. Meinen Kolleginnen und Kollegen am Institut Bauingenieurwesen der HRW danke ich für die ausgezeichnete Zusammenarbeit in den vergangenen sieben Jahren. Aus dem kollegialen Austausch, der sowohl innerhalb wie auch außerhalb der Hochschule stattgefunden hat, konnte ich immer wieder neue Motivation für die Umsetzung dieser Arbeit gewinnen. Gleichermaßen bedanke ich mich bei den Mitarbeiterinnen und Mitarbeitern am Lehrstuhl für Stahlbau und Verbundkonstruktionen der Bergischen Universität Wuppertal für die fachlichen Diskussionen und darüber hinaus für die Einladungen zu den nichtfachlichen Veranstaltungen des Lehrstuhls.

Abschließend möchte ich mich bei meiner Familie, insbesondere bei meinen Eltern, bedanken die mich stets gewissenhaft unterstützt und mir bedingungslos zur Seite gestanden hat.

Wuppertal, im Oktober 2024

Larissa Schönfeld

Tag der Einreichung:	09. April 2024
Tag der mündlichen Prüfung:	20. August 2024
Prüfungskommission:	Prof. Dr.-Ing. M. Helmus (Vorsitz) Prof. Dr.-Ing. B. Naujoks Prof. Dr.-Ing. C. Ludwig Prof. Dr.-Ing. A. Goldack

Kurzdarstellung

Bei der Beanspruchung von dünnwandigen, plattenförmigen Flächentragwerken in der Ebene tritt das Stabilitätsversagen Plattenbeulen auf. Dabei ergeben sich Verformungen senkrecht zur Platte, welche die Tragfähigkeit des Bauteils erheblich beeinflussen. Der Nachweis ausreichender Tragfähigkeit kann gemäß der Bemessungsnorm EN 1993-1-5 mithilfe von Formeln oder unter Verwendung der Finite-Elemente-Methode (FE-Methode) erfolgen. Für die Anwendung der FE-Methode werden im Anhang C der EN 1993-1-5 einige grundlegende Hinweise gegeben. Detailliertere Anweisungen zur Modellierung im Stahlbau sollen in der neuen Bemessungsnorm PREN 1993-1-14 enthalten sein.

Mit Anwendung der Bemessungsnormen EN 1993-1-5 bzw. PREN 1993-1-14 kann ein *vollständiger Tragsicherheitsnachweis* für das Plattenbeulen geführt werden. Dies erfolgt im Rahmen einer geometrischen und materiell nichtlinearen Analyse mit Imperfektionen (GMNIA). Für die Anwendung von GMNIA ist der richtige Ansatz von Imperfektionen entscheidend. Gemäß EN 1993-1-5 bzw. PREN 1993-1-14 können unterschiedliche Imperfektionsarten (geometrische, strukturelle, geometrische Ersatzimperfektionen) mit unterschiedlichen Imperfektionsformen (z. B. aus linearer Beulanalyse, trigonometrischer Funktion, direkter Messung) angewendet und teilweise auch kombiniert werden. Zusätzlich ist bei geometrischen (Ersatz-) Imperfektionen, lokalen und globalen Imperfektionen so zu überlagern, dass sich die geringste Traglast ergibt. Diese Vielzahl von Varianten und uneindeutigen Anwendungsregeln stellen bei der Verwendung von GMNIA eine große Herausforderung dar und bergen erhebliches Potential für eine fehlerhafte Bemessung.

Im Rahmen dieser Arbeit erfolgt in einem ersten Schritt die grundsätzliche Klärung von Werkstoffmodellen, Elementierung, Lagerung, Lasteinleitung und Berechnungsverfahren für eine GMNIA-Untersuchung im Bereich Plattenbeulen. Anschließend werden die unterschiedlichen Imperfektionsarten und Imperfektionsformen detailliert erläutert und auftretende Widersprüche bei Anwendung der einzelnen Varianten kritisch hinterfragt. Durch umfangreiche numerische Untersuchungen mittels GMNIA können die Traglasten der unterschiedlichen Varianten bestimmt werden. Dabei wird zum einen deutlich, dass die umfangreichen Kombinationsmöglichkeiten nach EN 1993-1-5 bzw. PREN 1993-1-14 durch eine einzige neue vorgestellte Ersatzimperfektion ersetzt werden können. Zum anderen ergeben sich beim alleinigen Ansatz von strukturellen Imperfektionen nach PREN 1993-1-14 geringere Traglasten als beim Ansatz von geometrischen Ersatzimperfektionen gemäß EN 1993-1-5 bzw. PREN 1993-1-14. Um die aufwendige Modellierung von strukturellen Imperfektionen zu vermeiden, wird eine Vereinfachung in Form einer angepassten geometrischen Ersatzimperfektion vorgeschlagen.

Abstract

When thin-walled, plate-shaped load-bearing structures are stressed in the plane of the plate, the stability of the structure fails and plate buckling occurs. This results in deformation perpendicular to the plate, which significantly influences the load-bearing capacity of the component. Sufficient load-bearing capacity can be verified according to the design standard EN 1993-1-5 either by using formulae or the finite element method (FE method). Annex C of EN 1993-1-5 provides some basic information on the application of the FE method. More detailed instructions on modelling steel structures will be included in the new design standard prEN 1993-1-14.

When applying the design standards EN 1993-1-5 or prEN 1993-1-14, a complete structural safety analysis for plate buckling can be performed. This is carried out as part of a geometrically and materially non-linear analysis with imperfections (GMNIA). The correct approach to imperfections is of decisive importance for the application of GMNIA. According to EN 1993-1-5 and prEN 1993-1-14, different types of imperfections (geometric, structural, geometric equivalent imperfections) with different forms of imperfection (e. g. from linear buckling analysis, trigonometric functions, or direct measurement) may be used and sometimes combined. In addition, local and global imperfections must be superimposed for geometric (equivalent) imperfections in such a way that the smallest ultimate load is obtained. This multitude of variants and ambiguous application rules represent a considerable challenge in the application of GMNIA and harbour significant potential for design errors.

The first step in this thesis is to clarify the basic material models, element definition, boundary conditions, load application and calculation methods for a GMNIA investigation of plate buckling. Subsequently, the various types and forms of imperfection are explained in detail and any contradictions that arise when applying the individual variants are critically scrutinised. The ultimate loads of the different variants are determined using extensive numerical analyses with GMNIA. One thing that becomes clear is that the extensive combination options according to EN 1993-1-5 and prEN 1993-1-14 can be replaced by a single equivalent imperfection presented here for the first time. Furthermore, the application of single structural imperfections according to prEN 1993-1-14 results in lower ultimate loads than the approach using geometric equivalent imperfections according to EN 1993-1-5 or prEN 1993-1-14. In order to avoid the complex modelling of structural imperfections, a simplification in the form of an adapted geometric equivalent imperfection is proposed.

Inhaltsverzeichnis

1 Einleitung ... 1

1.1 Überblick ... 1
1.2 Problemstellung und Motivation ... 1
1.3 Zielsetzung ... 2
1.4 Gliederung ... 4

2 Plattenbeulen ... 5

2.1 Platten und Scheiben ... 5
2.2 Beulen einer Platte ... 6
2.3 Unterscheidung von Beulfeldern ... 8
2.4 Nachweisformate nach EN 1993-1-5 ... 10

3 Finite-Elemente-Modellbildung ... 13

3.1 Vorbemerkungen zum Normenstand ... 13
3.2 Werkstoffmodelle ... 14
3.2.1 Werkstoffmodelle nach EN 1993-1-5 und prEN 1993-1-14 ... 14
3.2.2 Werkstoffmodelle nach ECCS 33 und BSK ... 16
3.2.3 Isotrope / kinematische Verfestigung ... 16
3.2.4 Übersicht von Werkstoffmodellen in der Forschung ... 17
3.3 Elementierung ... 18
3.3.1 Elementtyp ... 18
3.3.2 Elementanzahl ... 20
3.4 Lagerung und Lasteinleitung ... 25
3.5 Berechnungsverfahren ... 30
3.5.1 Berechnungskonzepte ... 30
3.5.2 Newton-Raphson-Verfahren ... 32
3.5.3 Bogenlängenverfahren ... 32
3.5.4 Erweiterung des Newton-Raphson-Verfahrens ... 33
3.5.5 Stand der Forschung bzgl. Berechnungsverfahren ... 33
3.5.6 Nachbeulverhalten ... 35
3.5.7 Vergleich der Berechnungsverfahren ... 37
3.6 Imperfektionen ... 39
3.6.1 Imperfektionsarten ... 39
3.6.2 Geometrische Imperfektionen e_g ... 40
3.6.3 Strukturelle Imperfektionen e_s ... 47
3.6.4 Geometrische Ersatzimperfektionen e_0 ... 54
3.6.5 Imperfektionen nach EN 1993-1-5 / prEN 1993-1-14 ... 54
3.6.6 Stand der Forschung ... 56

4 Formänderung infolge Schweißens ... 63

4.1 Grundlagen ... 63
4.2 Schrumpfungsarten ... 63
4.3 Stand der Forschung ... 67
4.4 Laborversuche und Praxisbeispiele ... 68
4.5 Einfluss der Schweißfolge ... 73

5 Numerische Untersuchungen ... 79

5.1 FE-Modellierung ... 79

5.2 Validierung und Verifizierung ... 79
5.3 Imperfektionsansätze ... 81
5.3.1 Unausgesteifte Beulfelder ... 81
5.3.2 Ausgesteifte Beulfelder ... 84
5.4 Traglasten ausgesteifter Beulfelder ... 85
5.4.1 Mindeststeifigkeit ... 85
5.4.2 Beulformen ... 87
5.4.3 Parameterbereich ... 90
5.4.4 Imperfektionskombinationen ... 91
5.4.5 Vorgehensweise bei Traglastberechnungen ... 92
5.4.6 IMP-1GF vs. Normkombination ... 96
5.4.7 IMP-1GF(M1) vs. Normkombination ... 98
5.4.8 Eigenspannung vs. Normkombination ... 100
5.4.9 IMP-1GF(M2) vs. Eigenspannung ... 103

6 Erläuterungsbeispiel ... 107

6.1 Vorbemerkungen ... 107
6.2 Geometrie ... 107
6.3 Methoden und Varianten ... 108
6.3.1 Übersicht ... 108
6.3.2 Einzelfeldbeulen einzeln ... 110
6.3.3 Einzelfeldbeulen als Teil vom Gesamtfeld ... 111
6.3.4 Gesamtfeldbeulen ohne I_T ... 114
6.3.5 Gesamtfeldbeulen mit I_T ... 115
6.3.6 Zusammenfassung der Tragfähigkeiten ... 116
6.3.7 Empfehlungen zur GMNIA ... 118

7 Zusammenfassung ... 121

8 Ausblick ... 125

Literaturverzeichnis ... 127

Software und Softwaredokumentationen ... 127

Normen und Richtlinien ... 127

Fachliteratur ... 128

Anhang ... 135

Abkürzungs- und Symbolverzeichnis

Die wesentlichen Formelzeichen und Definitionen sind im Folgenden aufgeführt. Weitere Bezeichnungen werden bei ihrer erstmaligen Verwendung erläutert.

Koordinaten, Ordinaten, Bezugspunkte und Verschiebungsgrößen

x	Plattenlängsrichtung
y, z	Hauptachsen in der Querschnittsebene
u, v, w	Verschiebungen in x-, y-, z-Richtung
	globales Koordinatensystem

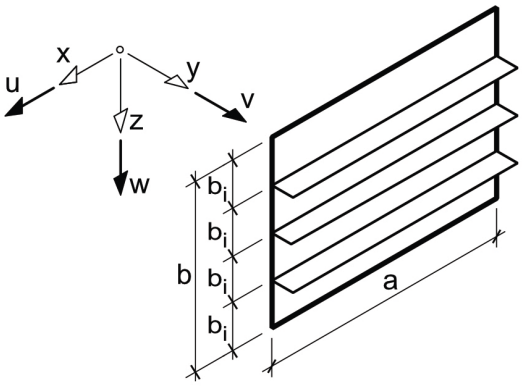


Bild 1.1 Definition positiver Achsen und Verschiebungsgrößen im lokalen Koordinatensystem

Werkstoffkennwerte

E	Elastizitätsmodul
f_y	Streckgrenze
f_u	Zugfestigkeit
ε	Dehnung

Querschnittskennwerte und -abmessungen

a	Beulfeldlänge
b	Beulfeldhöhe oder Gurtbreite
b_i	Beulfeldhöhe zwischen Längssteifen
t_w	Platten- oder Stegdicke
α	Seitenverhältnis eines Beulfeldes
A_{sl}	Fläche der Steife ohne Steganteil
I_{sl}	Flächenträgheitsmoment der Längssteife inkl. mitwirkender Blechsteifen der angrenzenden Platte
I_T	*St. Venantsches* Torsionsträgheitsmoment
ρ	Abminderungsfaktor
ξ	Wichtungsfaktor beim knickstabähnlichen Verhalten
$\overline{\lambda_p}$	Bezogene Schlankheit
α_{cr}	Eigenwert, Verzweigungslastfaktor
γ^*	Mindeststeifigkeit
γ	Bezogene Biegesteifigkeit
δ	Bezogene Dehnsteifigkeit
k_σ	Beulwert
t_f	Gurtdicke bzw. Flanschdicke
h_w	Steghöhe
b_{FL}	Breite Flachsteife
t_{FL}	Dicke Flachsteife

L	Länge
t	Blechdicke
n	Anzahl der Längssteifen

Last- und Schnittgrößen

F	Einzellast
N	Längskraft, Normalkraft
σ_x	Normalspannung in x-Richtung
σ_v	Vergleichsspannung nach *von Mises*
$\sigma_{cr,p}$	Ideale Beulspannung
σ_{res}	Eigenspannungen

Imperfektionen

e_g	geometrische Imperfektionen
e_s	strukturelle Imperfektionen
e_0	geometrische Ersatzimperfektionen

Indizes

x	x-Richtung
y	y-Richtung
z	z-Richtung
g	geometrisch
s	strukturell
0	Ersatz
Kom	Kombination

Abkürzungen

EF	Einzelfeld
TF	Teilfeld
GF	Gesamtfeld
MWQ	Methode der wirksamen Querschnitte
MRS	Methode der reduzierten Spannungen
FEM	Finite-Element-Methode
ThA	Thermische Analyse
LA	Lineare elastische Analyse
LBA	Lineare elastische Verzweigungs- (Eigenwert-)Analyse
MNA	Materiell nichtlineare Analyse
GNIA	Geometrisch nichtlineare elastische Analyse mit Imperfektionen
GMNIA	geometrisch physikalisch nichtlinear unter Berücksichtigung von Imperfektionen
NR	Newton-Raphson-Verfahren
Arc	Bogenlängenverfahren (Englisch: Arc-Length Method)
EW	Eigenwert
P	Platte
K	Knickstab

S	Schale
UP	Unterpulverschweißen
APDL	Ansys Parametric Design Language
n. v.	nicht vorhanden
lok	lokal
glo	global
V1	Variante 1
V2	Variante 2
M1	Methode 1
M2	Methode 2

1 Einleitung

1.1 Überblick

Dünnwandige Bauteile oder Querschnittsteile aus Stahl, die durch Druck- und/oder Schubspannungen in der Ebene beansprucht werden, können infolge von Plattenbeulen versagen. Das Plattenbeulen ist ein Stabilitätsversagen, welches besonders bei Flächentragwerken bemessungsmaßgebend werden kann, wenn die Bauteildicke wesentlich kleiner ist, als Bauteillänge oder -breite. Die Beanspruchbarkeit dieser sogenannten Beulfelder ist unter anderem abhängig von der Geometrie, der Belastung und der Beanspruchungsrichtung. Daraus ergeben sich unterschiedliche Verformungen senkrecht zur Platte, die auch als Beulformen bezeichnet werden. Zur Bemessung von dünnwandigen Querschnittsteilen sind in der zugehörigen Bemessungsnorm EN 1993-1-5 [14] drei Nachweismethoden angegeben:

- Methode der effektiven Querschnitte (MEQ)
- Methode der reduzierten Spannungen (MRS)
- Finite-Elemente-Methode (FEM)

Die Verfahren MEQ und MRS basieren im Wesentlichen auf Formeln und sind für die Handrechnung geeignet. Teilweise wird beim Nachweis mit der MRS auf numerische Unterstützung zurückgegriffen, z. B. bei der Ermittlung des Verzweigungslastfaktors α_{cr}. Alternativ zur formelgestützten Bemessung kann die FE-Methode in Form einer geometrischen und materiell nichtlinearen Analyse mit Imperfektionen (GMNIA) zur Bestimmung der Traglast angewendet werden. Anhang C der EN 1993-1-5 [14] enthält nur wenige grundlegende Angaben zur Nutzung der FE-Methode. Durch die Einführung der neuen Norm PREN 1993-1-14 „Eurocode 3 - Design of steel structures - Part 1-14 Design assisted by finite element analysis“ [18] soll eine breitere Anwendung der FE-Methode im Stahlbau ermöglicht werden. Die PREN 1993-1-14 [18] soll den Anhang C ersetzen, welcher in der Neufassung der PREN 1993-1-5 [16] nicht mehr enthalten sein wird.

1.2 Problemstellung und Motivation

Mithilfe der FE-Methode kann die Traglast von dünnwandigen, plattenförmigen Querschnittsteilen direkt bestimmt werden. Der Einsatz der FE-Methode ermöglicht es, komplexe Modelle abzubilden, sowie schnelle Berechnungen und umfangreiche Parameterstudien durchzuführen. Grundlage dafür ist der sichere Einsatz einer geometrischen und materiell nichtlinearen Analyse mit Imperfektionen (GMNIA). In EN 1993-1-5 [14] bzw. in PREN 1993-1-14 [18] wird explizit darauf hingewiesen, dass der Einsatz dieser Normen Ingenieuren vorbehalten ist, die „in der Anwendung von FE erfahren sind“ (Zitat aus PREN 1993-1-14 [18]). Ein Grund dafür kann, aus Sicht der Autorin, die umfangreiche Anzahl an Varianten zur Traglastermittlung in EN 1993-1-5 [14] bzw. in PREN 1993-1-14 [18] sein. Bei der Anwendung ist es notwendig, unter-

schiedliche Imperfektionsarten (geometrische, strukturelle, geometrische Ersatzimperfektionen) mit unterschiedlichen Imperfektionsformen (z. B. aus linearer Beulanalyse, trigonometrischer Funktion, direkter Messung) zu kombinieren. Zur Bestimmung der geringsten Traglast sind zusätzlich lokale und globale geometrische (Ersatz-)Imperfektionen zu überlagern.

In zahlreichen wissenschaftlichen Arbeiten wird die FE-Methode verwendet, um das Tragverhalten von beulgefährdeten Bauteilen zu untersuchen. Bei der Analyse dieser Arbeiten fällt auf, dass bestimmte Herangehensweisen beim Einsatz der GMNIA ohne weiterführende Untersuchungen meist einfach übernommen werden. Dazu zählen z. B. Berechnungsverfahren, bevorzugt verwendete Imperfektionsarten und Imperfektionsformen sowie die Kombinationen dieser. Wesentliche Grundlagen zur Modellierung werden dagegen häufig nur wenig erläutert. Meistens fehlt eine kritische Auseinandersetzung mit den umfangreichen Kombinationen, die nach EN 1993-1-5 [14] bzw. PREN 1993-1-14 [18] erforderlich ist.

Der unzureichende Vergleich der unterschiedlichen Imperfektionsansätze sowie das Fehlen einer konkreten Handlungsempfehlung für die Anwendung der GMNIA beim Plattenbeulen stellen die zentrale Motivation dieser Arbeit dar. Zusätzlich soll die Anzahl der möglichen Kombinationen auf ein sinnvolles Maß reduziert werden, um das Fehlerpotential bei der Anwendung von GMNIA zu minimieren.

1.3 Zielsetzung

Ziel dieser Arbeit ist die Entwicklung von Handlungsempfehlungen für den Einsatz von GMNIA zur direkten Traglastbestimmung beim Stabilitätsversagen Plattenbeulen. Dazu werden grundlegende Annahmen und Randbedingungen für FE-Modellierung überprüft und eindeutige Empfehlungen abgegeben. Anschließend erfolgt die kritische Hinterfragung unterschiedlicher Imperfektionsansätze sowie die Entwicklung von Vereinfachungen, um die Anzahl der möglichen Imperfektionskombinationen auf ein baupraktisch sinnvolles Maß zu reduzieren. Im Einzelnen werden folgende Aspekte untersucht:

Elementierung

Bei einer FE-Analyse hängt die Qualität der Ergebnisse nicht nur vom Elementtyp, sondern auch von der Elementanzahl ab. Eine hohe Anzahl von Elementen führt, trotz moderner Rechentechnik bei einer GMNIA, meist zu langen Rechenzeiten. Durch eine Konvergenzstudie kann eine sinnvolle Anzahl von Elementen bestimmt werden. Dabei soll mit dieser Arbeit untersucht werden, ob eine Konvergenzstudie im Rahmen einer linearen elastischen Beulanalyse ausreichend ist oder ob die ausreichende Elementierung nur mittels Traglastbestimmung im Rahmen einer GMNIA bestimmt werden kann.

Randbedingungen für Lagerung und Lasteinleitung

Zur Ermittlung der Traglast eines Beulfeldes ist besonders auf die richtige Modellierung der Lagerung zu achten. Dazu muss zwischen der Lagerung in Längs- und Querrichtung sowie der Lagerung der Steifen unterschieden werden. In den zugrundeliegenden wissenschaftlichen Arbeiten stehen diese Angaben nur teilweise zur Verfügung. Aus diesem Grund sollen die unterschiedlichen Lagerungsvarianten sowie die Einleitung der Last an den Rändern untersucht werden. Anschließend erfolgt eine Gegenüberstellung der unterschiedlichen Varianten und deren Auswirkung auf die Traglast. Es soll eine eindeutige Lagerungsempfehlung abgegeben werden.

Berechnungsverfahren

Zur Untersuchung von Beulproblemen mithilfe von GMNIA werden derzeit i. d. R. zwei Iterationsverfahren verwendet: das Bogenlängenverfahren und das Newton-Raphson-Verfahren. In der überwiegenden Anzahl der Veröffentlichungen kommt das Bogenlängenverfahren zum Einsatz. Als Begründung für die Anwendung dieses Berechnungsverfahrens wird das für das Plattenbeulen typische Vor- und Nachbeulverhalten angegeben. Eine konkrete Erläuterung dieses Verhaltens sowie der Einfluss des Berechnungsverfahrens auf die Ermittlung der Traglast erfolgen in den Veröffentlichungen kaum. Ein Ziel dieser Arbeit ist es, die unterschiedlichen Berechnungsverfahren hinsichtlich ihrer Anwendung auf das Plattenbeulen zu untersuchen und eine Anwendungsempfehlung abzugeben.

Imperfektionsarten und -formen

Die Imperfektionen stellen einen *entscheidenden* Einflussfaktor bei der direkten Traglastermittlung von stabilitätsgefährdeten Bauteilen dar. Im Rahmen einer GMNIA-Berechnung sind diese zwingend zu berücksichtigen, um ein realitätsnahes Tragverhalten mittels FE-Methode abbilden zu können. Dabei wird in EN 1993-1-5 [14] bzw. in PREN 1993-1-14 [18] unterschieden zwischen den Imperfektions**arten**:

- geometrische Imperfektionen
- strukturelle Imperfektionen
- geometrische Ersatzimperfektionen

Zusätzlich müssen bei den geometrischen (Ersatz-)Imperfektionen

- lokale Imperfektionen und
- globale Imperfektionen

überlagert werden. Neben den unterschiedlichen Imperfektionsarten können folgende Imperfektions**formen** angewendet werden:

- Beuleigenform aus linearer elastischer Eigenwert-Analyse (LBA)
- trigonometrische Funktion z. B. Sinusfunktion
- Veränderung der Form durch eine vordefinierte Verschiebung z. B. Ersatzlast
- gemessene Imperfektionsform z. B. Scan-Daten
- Hinweise der Verformungsbilder nach Fertigungsnorm EN 1090-2 [12]

Für eine GMNIA-Untersuchung sind gemäß EN 1993-1-5 [14] bzw. in PREN 1993-1-14 [18] Imperfektionsarten mit Imperfektionsformen zu überlagern. In der Mehrzahl der wissenschaftlichen Arbeiten werden geometrische Ersatzimperfektionen, die eine Vereinfachung darstellen, in Verbindung mit trigonometrischen Funktionen verwendet, welche i. d. R. Programmierkenntnisse erfordern. Ziel dieser Arbeit ist es, die Traglasten beim Ansatz unterschiedlicher Imperfektionsarten zu vergleichen und Empfehlungen für die baupraktische Anwendung abzugeben. Dabei soll ein Schwerpunkt auf dem Einfluss der Richtung der geometrischen (Ersatz-)Imperfektionen liegen.

Kombination von Imperfektionen

Die Bemessungsnormen EN 1993-1-5 [14] bzw. PREN 1993-1-14 [18] bieten verschiedene Ansatzvarianten zur Berücksichtigung von Imperfektionsarten beim Plattenbeulen. So ist es möglich, entweder geometrische Imperfektionen (z. B. aus Messwerten oder nach Fertigungsnorm EN 1090-2 [12]) mit strukturellen Imperfektionen (z. B. nach PREN 1993-1-14 [18], KUBSCH [74] oder BSK 94 [133]) zu überlagern oder geometrische Ersatzimperfektionen zu verwenden. Durch die zusätzliche Berücksichtigung von lokalen und globalen geometrischen (Ersatz-)Imperfektionen ergeben sich eine Vielzahl von Varianten. Die Mehrzahl der wissenschaftlichen Arbeiten beschränkt sich auf die Anwendung der geometrischen Ersatzimperfektionen. Diese stellt jedoch eine erhebliche Vereinfachung der real vorliegenden geometrischen und strukturellen Imperfektionen dar. Teilweise wird in den Arbeiten angegeben, dass die strukturellen Imperfektionen vernachlässigt werden dürften. Dies erscheint der Autorin als Schweißfachingenieurin wenig plausibel. Durch die erforderliche Überlagerung von lokalen und globalen geometrischen (Ersatz-)Imperfektionen ergibt sich eine Vielzahl von möglichen Kombinationen. Im Rahmen dieser Arbeit soll eine Vereinfachung der Überlagerung von lokalen und globalen Effekten entwickelt werden, um sowohl die Fehleranfälligkeit, als auch den Modellierungsaufwand erheblich zu reduzieren.

1.4 Gliederung

Nach einer kurzen Einführung in das Thema Plattenbeulen in Kapitel 1 werden in Kapitel 2 die wesentlichen Grundlagen für die Erstellung eines numerischen Modells vorgestellt. Dazu gehören die Themen normative Vorgaben (Abschnitt 3.1), Werkstoffmodelle (Abschnitt 3.2), Elementierung (Abschnitt 3.3), Strukturmodellierung (Abschnitt 3.4), Berechnungsverfahren (Abschnitt 3.5) und Imperfektionen (Abschnitt 3.6). Im Kapitel 4 erfolgt die Erläuterung unterschiedlicher Beulformen im Hinblick auf Ursprung und Verwendung. Umfangreiche numerische Untersuchungen zur Ermittlung der Traglasten für Beulfelder werden im Kapitel 5 durchgeführt. Dabei liegt der Schwerpunkt im Abschnitt 5.3.1 auf unausgesteiften und in den Abschnitten 5.3.2 sowie 5.4 auf ausgesteiften Beulfeldern. Ein Erläuterungsbeispiel mit direktem Vergleich unterschiedlicher Berechnungsmöglichkeiten ist in Kapitel 6 enthalten. Im Kapitel 7 werden die Ergebnisse der Untersuchungen sowie die im Rahmen dieser Arbeit entwickelten baupraktischen Verbesserungen zusammengefasst.

2 Plattenbeulen

2.1 Platten und Scheiben

Platten und Scheiben können als Flächentragwerke bezeichnet werden, da die Dicke *t* dieser Bauteile wesentlich kleiner ist, als deren Länge und Breite. Aus diesem Grund werden Flächentragwerke meist auf ihre Mittelebene reduziert. Bei Stäben ist es ebenso üblich, den Querschnitt auf seine Stabachse zu reduzieren. Die Unterscheidung zwischen Platten und Scheiben erfolgt anhand der Richtung der Beanspruchung, siehe Bild 2.1. Als *Scheibe* werden Bauteile bezeichnet, die *in ihrer Ebene* beansprucht werden. Typische Beispiele hierfür sind aussteifende Wände und Decken. Im Unterschied dazu erfolgt die Belastung bei *Platten senkrecht zu ihrer Ebene*. Ein typisches Beispiel für die Form der Beanspruchung ist eine Deckenplatte, die Vertikallasten abträgt.

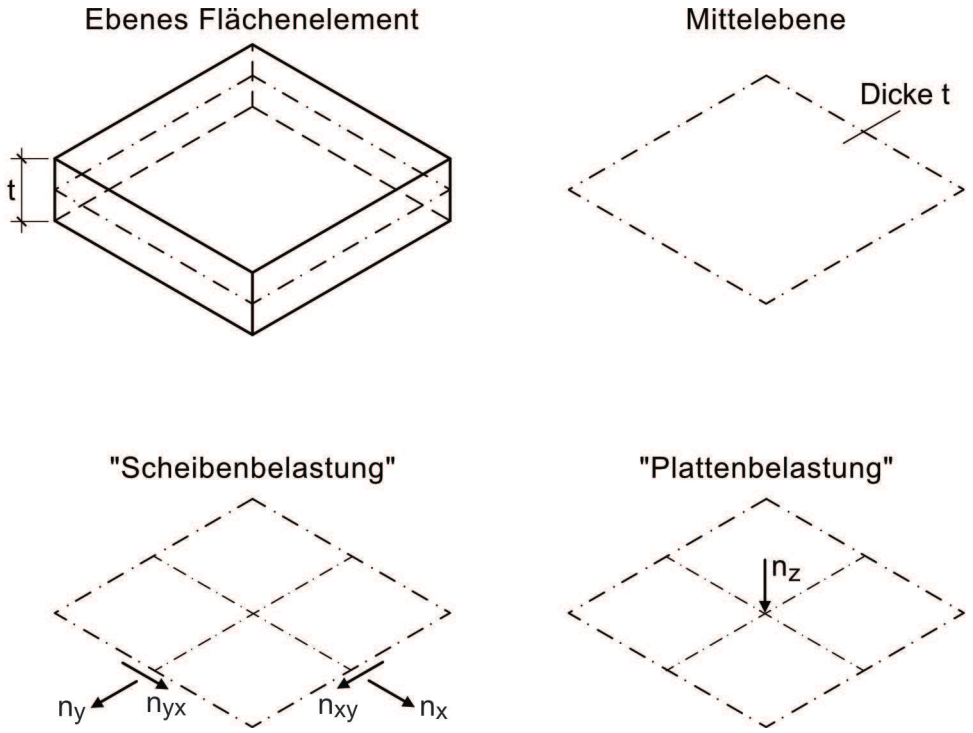


Bild 2.1 Ebene Flächentragwerke Scheiben und Platten [61]

In Bild 2.2 ist ein Tragwerk dargestellt, in dem sowohl Scheiben, als auch Platten vorhanden sind. An dieser Stelle wird darauf hingewiesen, dass ein Bauteil sowohl eine Scheibe, als auch eine Platte sein kann, aufgrund gleichzeitiger Beanspruchung in der Ebene und in der Senkrechten zu dieser.

Bild 2.2 Tragwerk mit Scheiben und (Decken-)Platten [84]

2.2 Beulen einer Platte

Wenn ein dünnwandiges Flächentragwerk in Scheibenrichtung beansprucht wird, kann das Stabilitätsversagen Plattenbeulen auftreten. Dabei ergibt sich eine Verformung senkrecht zur Platte. In Bild 2.3 ist ein Beispiel für das Beulen eines Blechfeldes im Rahmen eines Großbauteilversuches dargestellt.

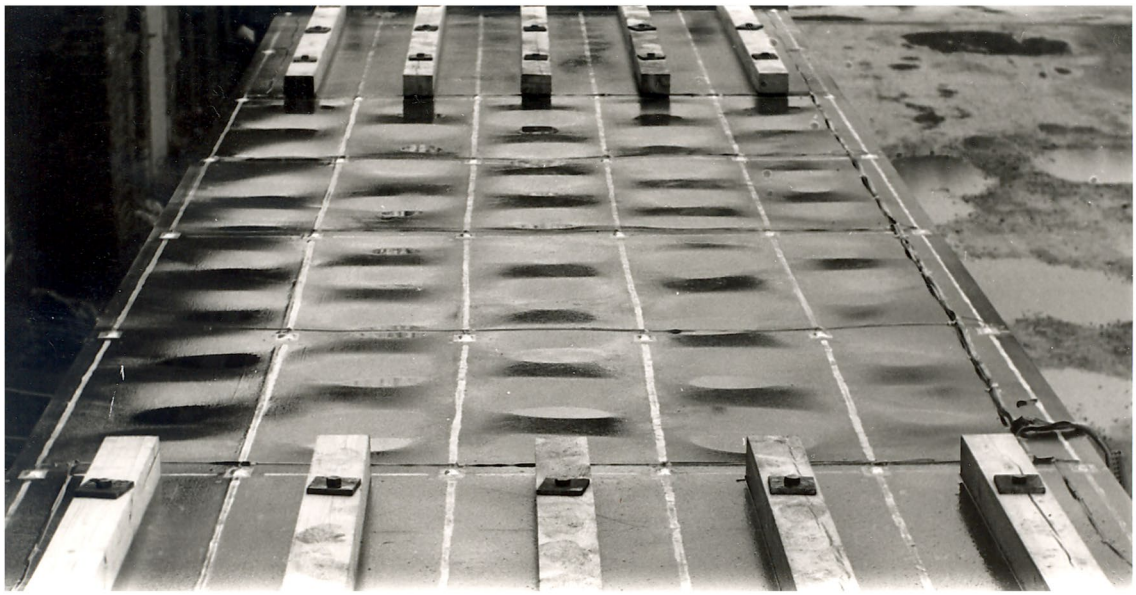


Bild 2.3 Einzelfeldbeulen bei einer ausgesteiften Platte [110]

Die Form der Beule ist abhängig von der vorliegenden Beanspruchung. Dabei wird unterschieden zwischen Druckspannungen σ_x, Druckspannungen σ_y (bzw. σ_z) und Schubspannungen τ. Typische Beulfiguren infolge von Druck und Schub sind in Bild 2.4 dargestellt. Zusätzlich verdeutlicht Bild 2.4, dass unterschiedliche Spannungen zu unterschiedlichen Verformungen führen. Die Verformungen können mit der Durchbiegung von Platten verglichen werden. Aus diesem Grund wird dieses Verhalten als *Plattenbeulen* bezeichnet und stellt ein *Stabilitätsversagen* dar.

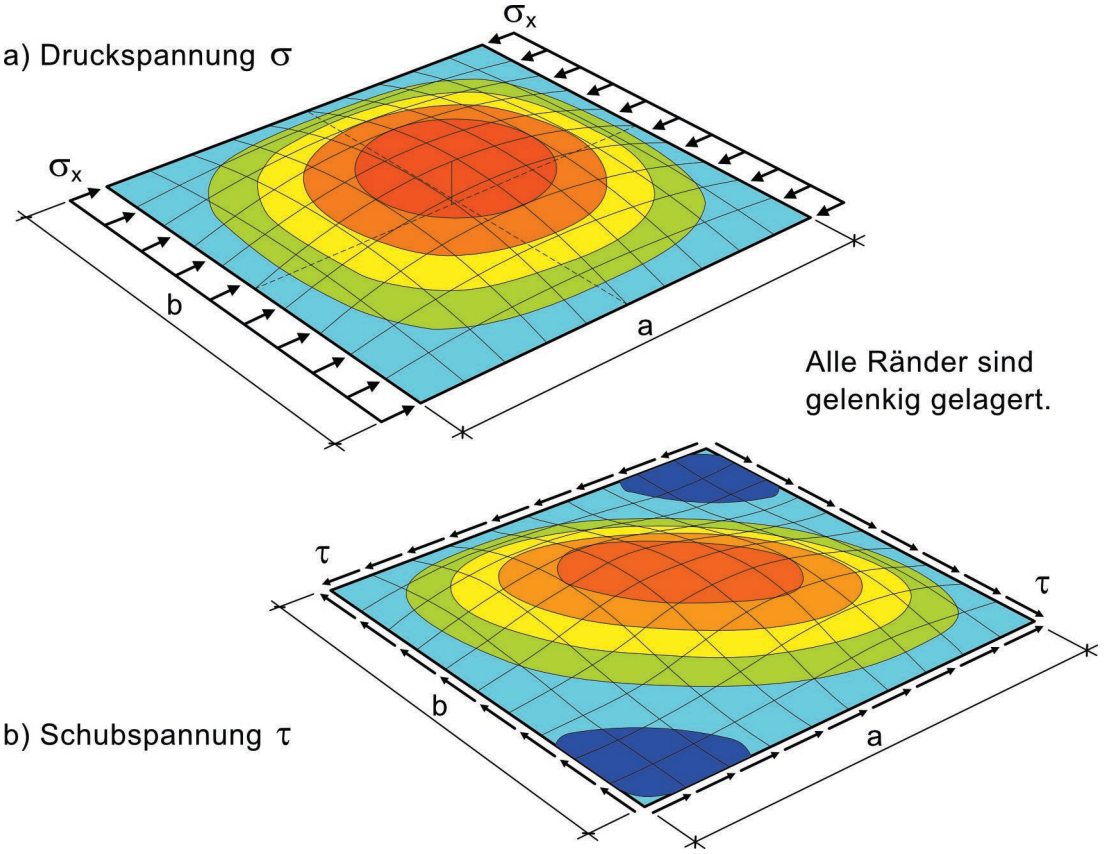


Bild 2.4 Beulen infolge von Druck- und Schubspannungen [59]

Bei gleichzeitiger Einwirkung mehrerer Spannungen entstehen komplexe Verformungsmuster. Der Begriff Plattenbeulen bezieht sich auf die spezifische Verformung dünnwandiger, ebener Flächentragwerke unter Lasten, die in der Plattenebene wirken. Obwohl die Beanspruchung aus mechanischer Sicht einer Belastung in der Ebene entspricht, wird der Name „Plattenbeulen" nicht von der Art der Beanspruchung abgeleitet, sondern von der Verschiebungsfigur, die durch das Stabilitätsproblem verursacht wird. Aus diesem Grund ist die Bezeichnung „Platte“ sowohl in der Fachliteratur, als auch in der Anwendungspraxis üblich.

2.3 Unterscheidung von Beulfeldern

Flächentragwerke, die der Beulgefahr unterliegen, werden als Beulfelder bezeichnet. Zur Verstärkung von Beulfeldern und zur konstruktiven Ausbildung der Lagerung werden Steifen in Längs- und Querrichtung eingebracht. Somit geben sich gemäß Bild 2.5 Einzel-, Teil- und Gesamtfelder, die wie folgt beschrieben werden können:

- Einzelfeld: unversteiftes Beulfeld zwischen Längs- und Quersteifen oder Rändern von Teil- oder Gesamtfeldern
- Teilfeld: längsversteiftes Beulfeld oder unversteiftes Beulfeld zwischen Quersteifen und Längsrändern des Gesamtbeulfeldes
- Gesamtfeld: unversteiftes oder versteiftes Beulfeld zwischen Längs- und Querrändern

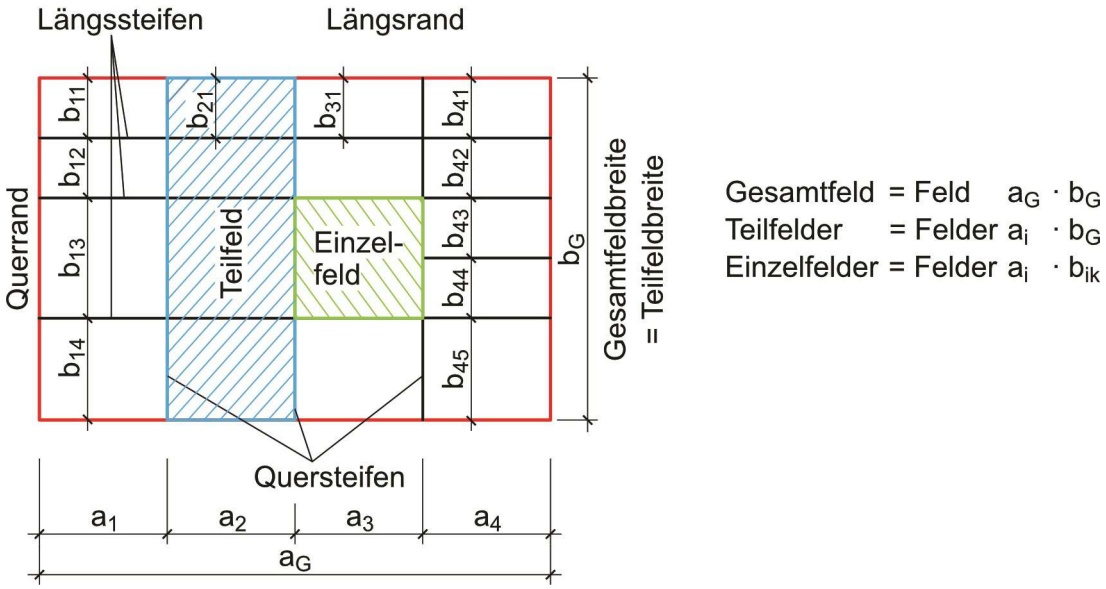


Bild 2.5 Unterscheidung verschiedener Beulfelder nach [10]

Das Seitenverhältnis eines Beulfeldes wird mit dem Faktor α beschrieben:

$$\alpha = \frac{a_i}{b_i} \tag{2.1}$$

Beim Tragsicherheitsnachweis Plattenbeulen ist immer zwischen dem Versagen von Einzel-, Teilfeld- und Gesamtfeldbeulen zu unterscheiden. Es sind immer Einzelfeld- (bzw. Teilfeld-) und Gesamtfeldnachweise zu führen. In Bild 2.6 ist ein Beispiel für die mögliche Aufteilung eines Bauteils in die einzelnen Beulfelder dargestellt. In Abhängigkeit von der Steifenanordnung ergeben sich unterschiedliche Felder. Beispielsweise entspricht bei einem unausgesteiften Bauteil das Einzelfeld dem Gesamtfeld.

Bild 2.6 Beispiel für verschiedene Beulfelder [84]

Beim Nachweis Plattenbeulen ist neben der Länge *a* die Breite *b* des Beulfeldes entscheidend. Die Definitionen für die Gesamt- und Teilfeldbreite b_G, sowie für die Einzelfelder b_i sind in Bild 2.7 dargestellt.

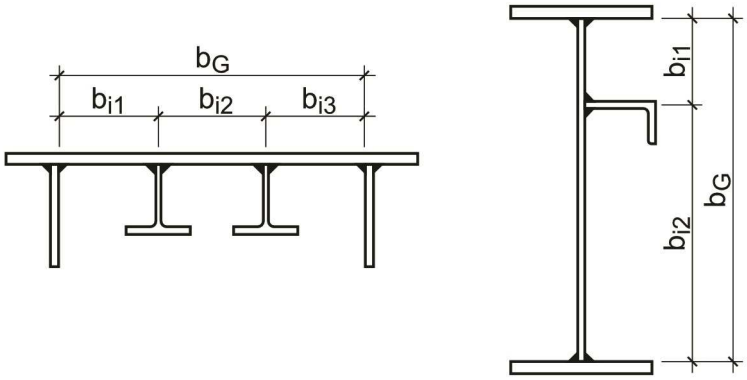


Bild 2.7 Maßgebende Beulfeldbreiten [10]

2.4 Nachweisformate nach EN 1993-1-5

Die EN 1993-1-5 [14] beinhaltet drei Methoden zur Nachweisführung beim Plattenbeulen. Dabei wird unterschieden zwischen:

- Methode der wirksamen Querschnitte (EN 1993-1-5 [14] Kapitel 4 bis 7)
- Methode der reduzierten Spannungen (EN 1993-1-5 [14] Kapitel 10)
- Finite-Element-Methode (EN 1993-1-5 [14] Anhang C)

Im Folgenden werden die verschiedenen Vorgehensweisen kurz erläutert. *Dabei ist wichtig zu erwähnen, dass für die einzelnen Methoden unterschiedliche Anwendungsgrenzen zu beachten sind. Zusätzlich ergeben sich je nach Methode unterschiedliche Tragfähigkeiten, was eine direkte Vergleichbarkeit nur bedingt ermöglicht.* Ein Grund für die verschiedenen Tragfähigkeiten liegt u. a. in unterschiedlichen methodischen Ansätzen bei der Nachweisführung.

Methode der wirksamen Querschnitte

Bei Anwendung der Methode der wirksamen Querschnitte werden beulgefährdete Querschnittsflächen als unwirksam ausgespart. Somit ergibt sich rechnerisch eine neue Schwerpunktlage und die Querschnittswerte müssen neu bestimmt werden. Dies führt zu einer veränderten Spannungsverteilung. Ein vereinfachtes Beispiel ist in Bild 2.8 dargestellt.

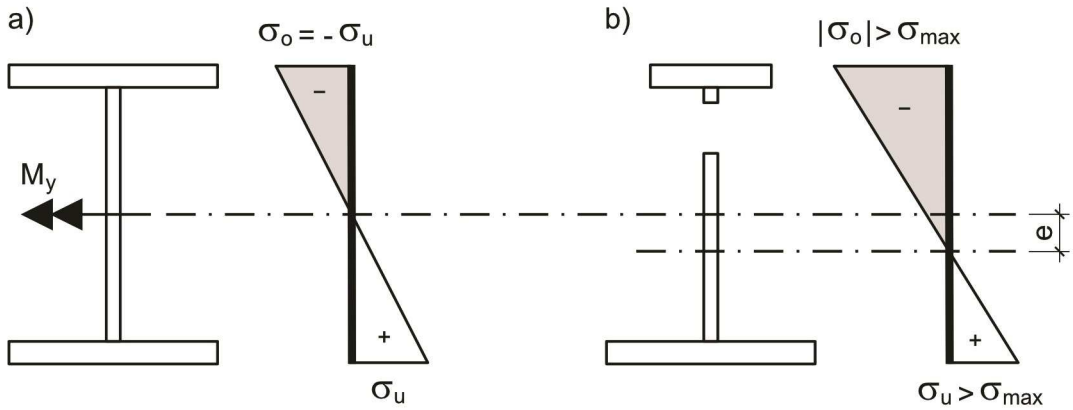


Bild 2.8 a) Bruttoquerschnitt und Spannungsverteilung
b) Wirksamer Querschnitt (Obergurt und Steg abgemindert) [84]

Gemäß EN 1993-1-5 [14] ist folgender Nachweis aufgrund der Längsspannung unter Berücksichtigung der wirksamen Querschnittswerte zu führen:

$$\frac{N}{A_{eff} \cdot \frac{f_y}{\gamma_{M0}}} + \frac{M_y + N \cdot e_N}{W_{eff} \cdot \frac{f_y}{\gamma_{M0}}} \leq 1{,}0 \tag{2.2}$$

Methode der reduzierten Spannungen

Im Unterschied zur Methode der wirksamen Querschnittsfläche wird bei der Methode der reduzierten Spannungen der *gesamte* Querschnitt berücksichtigt. Die Berücksichtigung des Plattenbeulens erfolgt in Form einer Streckgrenzenreduzierung, siehe Bild 2.9. Somit erfolgt die Ermittlung der Tragfähigkeit eines Querschnittes durch einen elastischen Spannungsnachweis unter Berücksichtigung einer Tragbeulspannung.

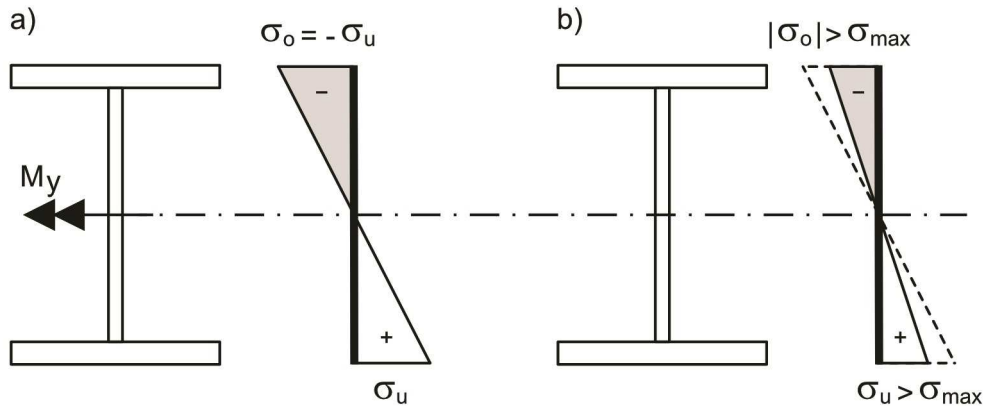


Bild 2.9 a) Bruttoquerschnitt und Spannungsverteilung
b) Abminderung der Spannung [84]

Der Nachweis für reine Längsspannungen wird mithilfe der Methode der reduzierten Spannungen nach EN 1993-1-5 [14] wie folgt geführt:

$$\frac{\sigma_x}{\rho \cdot \frac{f_y}{\gamma_{M1}}} \leq 1{,}0 \tag{2.3}$$

Das Verfahren der reduzierten Spannungen ist vergleichbar mit der Vorgehensweise in DIN 18800-3 [10]. Weiterführende Erläuterungen zu den beiden Methoden sind der einschlägigen Literatur zu entnehmen.

Finite-Elemente-Methode (FEM)

Durch die steigende Leistungsfähigkeit von Berechnungshardware und -software finden FEM-Lösungen vermehrt Einzug in die Baupraxis. Dies wird u. a. auch daran deutlich, dass in Zukunft für die Anwendung der FE-Methode eine eigene Fachnorm, die PREN 1993-1-14 [18] zur Verfügung stehen wird. Der Ansatz der FE-Methode zur Bestimmung der Traglast ist ein wesentlicher Bestandteil dieser Arbeit. In den nachfolgenden Kapiteln wird intensiv auf die Anwendung der FE-Methode eingegangen.

Tabelle 2.1 enthält eine Übersicht zu den drei Nachweismethoden nach EN 1993-1-5 [14]. Dabei wird bei jeder Methode zwischen der Ermittlung des Eigenwertes α_{cr} und der nachfolgenden Nachweisführung unterschieden. Die Bezeichnung „Formel“ in Tabelle 2.1 weist darauf hin, dass hierfür i. d. R. Formeln in EN 1993-1-5 [14] aufgeführt werden. Natürlich ist es möglich, diese „klassischen“ Formeln in einer Software zu hinterlegen. Unter der Bezeichnung „FEM“ wird, im Rahmen dieser Arbeit,

eine rein numerische Lösung unter Verwendung von Matrizen verstanden. Nachweisformeln zur Ermittlung der Traglast aus EN 1993-1-5 [14] werden dabei nicht verwendet.

Tabelle 2.1 Übersicht über die Nachweismethoden gemäß EN 1993-1-5 [14]

Methode	**Ermittlung α_{cr}**	**Tragsicherheitsnachweis**
der wirksamen Querschnitte	Formel (indirekt)	Formel
der reduzierten Spannungen	Formel / FEM	Formel
GMNIA	FEM	FEM

Bei Anwendung der Methode der wirksamen Querschnitte nach EN 1993-1-5 [14] ergibt sich der Eigenwert α_{cr} „indirekt“ aus der bezogenen Schlankheit. Gemäß Tabelle 2.1 kann der Eigenwert α_{cr} bei Anwendung der Methode der reduzierten Spannungen mithilfe von Formeln oder mittels der FE-Methode bestimmt werden. Besonders bei der Ermittlung von α_{cr} von ausgesteiften Beulfeldern kommt in der Literatur häufig die FE-Methode zum Einsatz, z. B. in [42], [43], [76], [77], [119] oder [135], in der die Eigenwerte unter Zuhilfenahme von EB-Plate [4] bestimmt werden. Um einen realistischen Tragsicherheitsnachweis möglichst vollständig mithilfe der FE-Methode zu führen, kommt das Berechnungskonzept GMNIA (geometrisch physikalisch nichtlinear unter Berücksichtigung von Imperfektionen) zum Einsatz. Diese Methode wird in Abschnitt 3.5 näher erläutert.

In den folgenden Abschnitten wird das Konzept der Finite-Elemente-Methode mit samt ihrer Anwendungsgrenzen vorgestellt. Weiterführende Erläuterungen inkl. der Anwendungsgrenzen zur Methode der wirksamen Querschnitte und der Methode der reduzierten Spannungen können u. a. [59] und [102] entnommen werden.

3 Finite-Elemente-Modellbildung

3.1 Vorbemerkungen zum Normenstand

Die numerische Berechnung mithilfe der FE-Methode ist aktuell auf einem Entwicklungsstand, der den Einsatz für eine Vielzahl von unterschiedlichen Tragwerksanalysen ermöglicht. Die FE-Modelle können durch bestehende Bauteilversuche validiert oder auch unter Verwendung einer analytischen Lösung verifiziert werden. Der Einsatz der FE-Methode hat darüber hinaus die Vorteile, komplexe Modelle abbilden, sowie schnelle Berechnungen und umfangreiche Parameterstudien durchführen zu können. Durch die steigende Anzahl von numerischen Untersuchungen zu plattenförmigen Bauteilen, ergeben sich zunehmend tiefergehende und fallspezifische Einblicke in die Vorgänge des Tragverhaltens realer Konstruktionen.

Hinweise zur Anwendung der FE-Methode für schlanke plattenförmige Bauteile können dem Eurocode EN 1993-1-5 Anhang C [14] entnommen werden. Der Anhang C [14] beinhaltet jedoch aus Anwendersicht nur wenige Vorgaben für z. B. Berechnungskonzepte, Werkstoffmodelle sowie einen Ansatz von Imperfektionen zur Durchführung von FE-Berechnungen. Zudem wird in [14] explizit darauf hingewiesen, dass eine qualitative Einschätzung der Berechnungen mittels der FE-Methode nur von Ingenieuren mit entsprechender Erfahrung zu erfolgen hat.

Zukünftig sollen im neuen Eurocode EN 1993-1-14 ,,Eurocode 3 - Design of steel structures - Part 1-14 Design assisted by finite element analysis“, der eigens für die Anwendung der FE-Methode erstellt wird, Angaben zur Anwendung numerischer Modelle vorhanden sein. Dabei ist der Eurocode PREN 1993-1-14 [18] speziell auf die Anwendung der FE-Methode im Stahlbau ausgelegt. In der Neufassung von Eurocode 3-1-5 [16] wird der Anhang C [14] nicht mehr enthalten sein.

In dem neuen PREN 1993-1-14 [18] Abschnitt 1 finden sich weitere zusätzliche Angaben zur Modellierung bei Anwendung der FE-Methode. Dabei werden grundlegende Angaben u. a. zu den Definitionen der Lasten, der Elementierung oder der Arten von Eigenspannungsmodellen gemacht. Zur sicheren und widerspruchsfreien Bemessung von plattenförmigen Bauteilen reichen die bisherigen Hinweise und Anwendungsregeln nicht aus. Durch die unvollständigen Regelungen sowie das Fehlen von Anwendungsgrenzen entstehen teilweise Missverständnisse und Widersprüche. In den folgenden Abschnitten werden grundlegende Aspekte und wichtige Anwendungsparameter ausführlich untersucht und anschließend Empfehlungen abgeleitet. Diese ermöglichen eine baupraktisch effektive Anwendung der FE-Methode zur sicheren Bemessung von plattenförmigen Bauteilen.

3.2 Werkstoffmodelle

3.2.1 Werkstoffmodelle nach EN 1993-1-5 und prEN 1993-1-14

Die Berücksichtigung des Materialverhaltens erfolgt mithilfe von Werkstoffmodellen. Im Anhang C der EN 1993-1-5 [14] sind vier verschiedene Werkstoffmodelle in Form von Spannungs-Dehnungs-Diagrammen enthalten, siehe Bild 3.1.

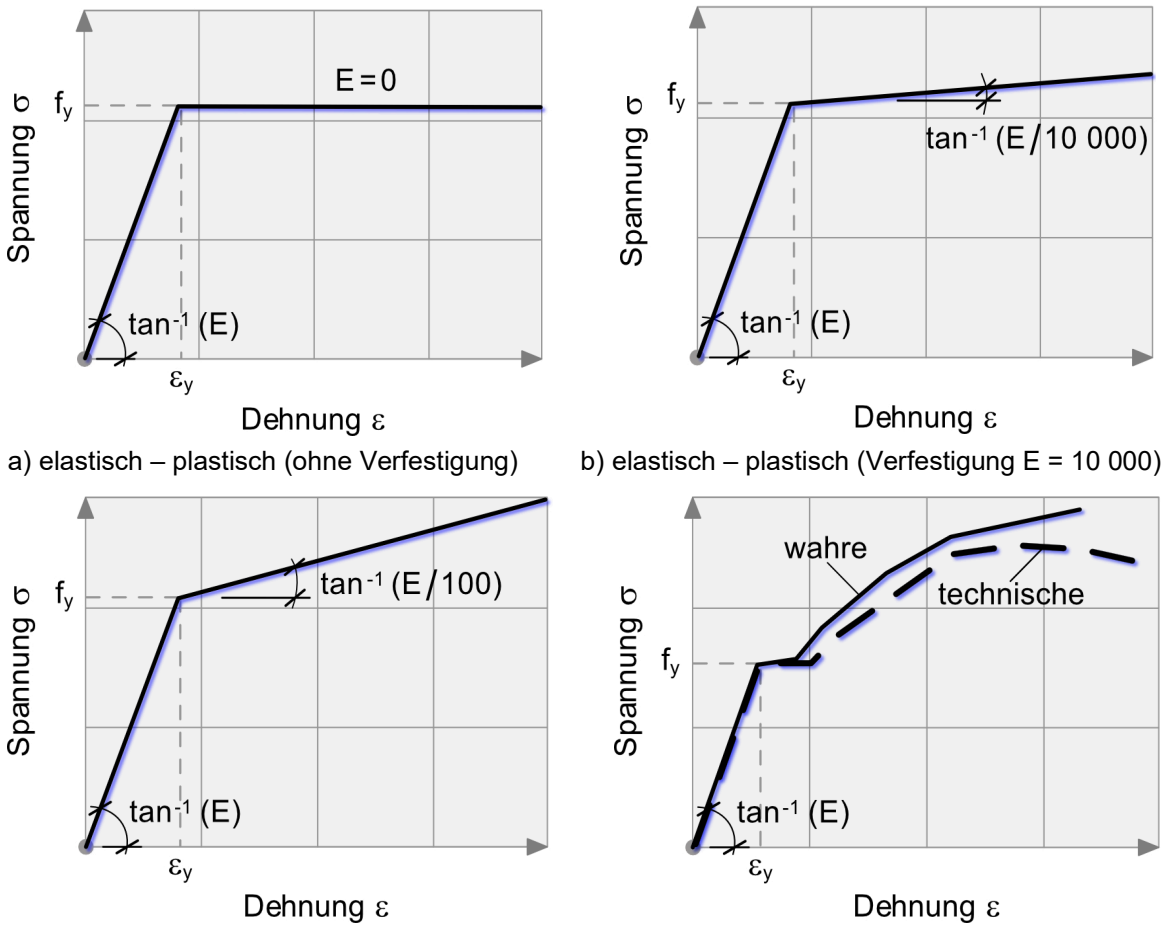


Bild 3.1 Werkstoffmodelle für FE-Methode von Stahl nach EN 1993-1-5 [14]

Diese vier Werkstoffmodelle unterscheiden sich lediglich im plastischen Bereich ($\sigma > f_y$) und werden wie folgt beschrieben:

a) linear elastisch – ideal plastisch ohne Verfestigung E = 0
b) linear elastisch – ideal plastisch mit Pseudoverfestigung E / 10 000
c) linear elastisch – ideal plastisch mit Verfestigung E / 100
d) wahre und technische Spannungs-Dehnungs-Kurve

Alle Varianten in EN 1993-1-5 [14] weisen zunächst ein linear elastisches Verhalten bis zum Fließbereich auf. Die Steigung des Graphen im elastischen Bereich wird durch den Elastizitätsmodul E beschrieben. Bei der Variante a) mit $E = 0$ wird ab dem Fließbereich ein idealer Zustand ohne Verfestigung angenommen. Dieses Modell kann aller-

dings zu numerischen Problemen führen. Grund dafür ist der schlagartige Verlust der Steifigkeit von Elementen beim Erreichen der Streckgrenze f_y. Es ist daher sinnvoll eine sehr kleine Verfestigung (Pseudoverfestigung) nach der Streckgrenze f_y im FE-Programm zu berücksichtigen. Dies entspricht der Variante b), bei der eine sehr kleine Verfestigung mit einem Faktor von E / 10 000 angenommen wird. Sollten Effekte infolge Verfestigung berücksichtigt werden, sind diese z. B. mit einem bilinearen Modell gemäß Variante c) mit E / 100 möglich. Bei diesem Modell ist darauf zu achten, dass ein weiteres Abbruchkriterium für die numerische Untersuchung eingesetzt wird, um eine Steigerung der Spannungen oberhalb der Zugfestigkeit f_u zu vermeiden.

Zur Verwendung der Variante d) in Bild 3.1 ist die Verwendung von Ergebnissen aus Zugversuchen möglich. Bei den meisten Zugversuchen wird die technische Spannungs-Dehnungs-Kurve ausgegeben. Diese bezieht sich auf den unverformten Ausgangsquerschnitt der Zugprobe. Für eine numerische Analyse muss diese jedoch in die „wahre“ Spannungs-Dehnungs-Beziehung umgerechnet werden, da sich das numerische Modell auf den Verformungszustand des Bauteils bezieht. Die Umrechnung der technischen Spannungs-Dehnungs-Kurve in „wahre“ Spannungen und Dehnungen kann mit den Gleichungen (3.1) und (3.2) erfolgen, siehe auch EN 1993-1-5 [14] und RUST [115].

$$\sigma_{true} = \sigma \cdot (1 + \varepsilon) \tag{3.1}$$

$$\varepsilon_{true} = \ln(1 + \varepsilon) \tag{3.2}$$

Das Werkstoffmodell der Variante d) wird nur vereinzelt angewendet. In den vorliegenden Untersuchungen, wie z. B. von BRAUN [27], DETZEL [38], THOMAS [135] und ZIZZA [147], liegen die Daten aus Zugversuchen vor. Jedoch beschränken sich die genannten Autoren auf die Verwendung der gemessenen Streckgrenze und ein einfaches, bilineares Materialmodell der Variante b) bzw. c).

Im Entwurf der PREN 1993-1-14 [18], der speziell die Anwendung der FE-Methode abdecken soll, werden die gleichen Werkstoffmodelle aufgeführt wie in der EN 1993-1-5 [14], siehe Bild 3.1. Eine Ausnahme bildet die Variante c) mit E / 100. Dieses Modell wird durch ein multilineares Werkstoffmodell gemäß Bild 3.2 ersetzt. Weiterführende Angaben zu den einzelnen Werten in Bild 3.2 können [18] entnommen werden.

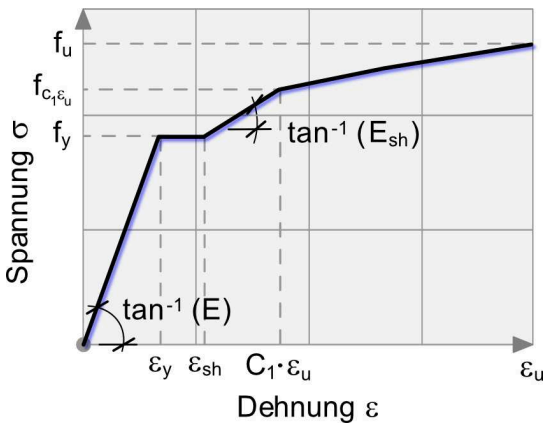


Bild 3.2 Multilineares Spannungs-Dehnungs-Diagramm im Entwurf nach PREN 1993-1-14 [18]

3.2.2 Werkstoffmodelle nach ECCS 33 und BSK

Weitere Spannungs-Dehnungs-Beziehungen mit Verfestigungsanteilen sind in ECCS 33 [41] und BSK 94 [133] enthalten. Das Werkstoffmodell gemäß ECCS 33 [41] ist in Bild 3.3 auf der linken Seite und das Modell gemäß BSK 94 [133] auf der rechten Seite dargestellt.

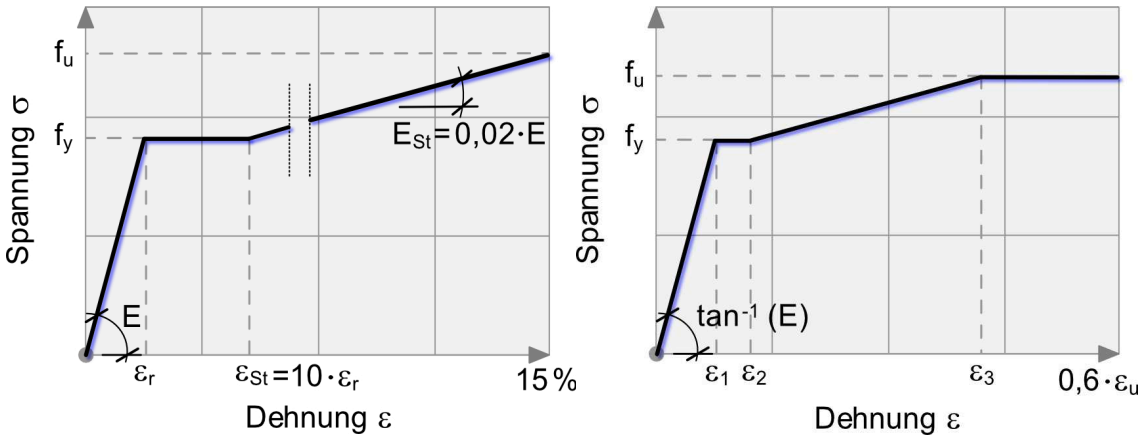


Bild 3.3 Werkstoffmodelle nach ECCS 33 [41] links und nach BSK 94 [133] rechts

In den Werkstoffmodellen ECCS 33 [41] und BSK 94 [133] wird der Verfestigungsanteil berücksichtigt. An dieser Stelle wird darauf hingewiesen, dass das Werkstoffmodell PREN 1993-1-14 [18], dargestellt in Bild 3.2, vergleichbar ist mit dem Modell gemäß BSK 94 [133] in Bild 3.3 (rechts). Weitere Erläuterungen zu den einzelnen Werten der Werkstoffmodelle in Bild 3.3 können z. B. [18], [41] und [133] entnommen werden.

3.2.3 Isotrope / kinematische Verfestigung

Der Einfluss der Werkstoffverfestigung bei zunehmender Dehnung kann unterschiedlich berücksichtigt werden. Die einfachste Form ist die lineare Verfestigung (z. B. Werkstoffmodell der Variante b) und c) in Bild 3.1 - Bild 3.3). Dabei wird die Steigung der Verfestigungsgeraden durch das Tangentenmodul, wie z. B. E / 10 000, E / 100, E_{st} usw., definiert. Bei der Berücksichtigung von Verfestigungseffekten im Rahmen einer FE-Untersuchung unterscheidet man bei duktilen Werkstoffen häufig zwischen den zwei folgenden Verfestigungsgesetzen:

- isotrope Verfestigung
- kinematische Verfestigung

NASDALA [96] und RUST [115] empfehlen die kinematische Verfestigung für Metalle unter zyklischer Belastung und die isotrope Verfestigung für Metalle unter statischer Belastung zu verwenden. Für die statischen Systeme, die im Rahmen dieser Arbeit untersucht werden, wird eine isotrope Verfestigung angesetzt. Eine isotrope Modellierung des Werkstoffes wird u. a. auch von BRAUN [27], EBEL [39], KLÖPPEL ET AL. [65], KUHLMANN ET AL. [75], SEITZ [127], TIMMERS [136], THOMAS [135], ZIZZA [147] zugrunde

gelegt. Weitere Informationen zu den Verfestigungsgesetzen sind z. B. in GEBHARDT [49], MÜLLER ET AL. [93] und RUST [115] enthalten.

3.2.4 Übersicht von Werkstoffmodellen in der Forschung

Tabelle 3.1 gewährt eine Übersicht zu den hier vorgestellten Werkstoffmodellen und deren Anwendung in ausgewählten wissenschaftlichen Arbeiten. Es wird deutlich, dass überwiegend das bilineare Werkstoffmodell nach EN 1993-1-5 [14] der Variante b) oder c) für die numerische Berechnung angewendet wird. Allerdings ist festzuhalten, dass dieses Modell der Variante c) in POUROSTAD ET AL. [104] und TIMMERS [136] nicht mit dem Verfestigungsmodul $E / 100$, sondern mit $E / 1000$ angewendet wurde. Eine Begründung hierfür findet sich in den Veröffentlichungen nicht.

Tabelle 3.1 Übersicht der verwendeten Werkstoffmodelle

Werkstoffmodell	Anwendung in
bilinear mit E = 0 EN 1993-1-5 [14], Bild 3.1 a)	Ebel [39], Jonczyk [55], Rusch at al. [80]
bilinear mit E / 10 000 EN 1993-1-5 [14], Bild 3.1 b)	Detzel [38], Kuhlmann et al. [75] + [76], Piculin et al. [101], Pourostad et al. [103], Schillo [119], Sinur [128], Zizza [147]
bilinear mit E / 100 EN 1993-1-5 [14], Bild 3.1 c)	Detzel [38], Jonczyk [55], Kalameya [57], Martin et al. [87], Nascimento et.al. [95]**, Pourostad et al. [104]*, Timmers [136]*
wahre / technische σ - ε - Kurve EN 1993-1-5 [14], Bild 3.1 d)	Detzel [38]***, Schillo [119]
multilinear prEN 1993-1-14 [18], Bild 3.2	Biscaya et al. [25], Kuhlmann et al. [75], Radwan et al. [107], Somodi et al. [129]
multilinear BSK 94 [133], Bild 3.3	Braun [27], Mensinger et al. [92], Seitz [127]****
trilinear ECCS 33 [41], Bild 3.3	Jonczyk [55]

* Verfestigungsmodul E / 1000 *** multilineares Werkstoffmodell
** Verfestigungsmodul E / 250 **** mit nominellen Werten

Eine umfassende Vergleichsuntersuchung der hier aufgeführten und weiterer Werkstoffmodelle wurde von GARDNER & YUN [48] durchgeführt. Das Werkstoffmodell der Variante c) nach EN 1993-1-5 [14] ist gemäß [48] weniger für warmgewalzte Baustähle geeignet. Dies wurde in [48] an über 500 experimentellen Spannungs-Dehnungs-Diagrammen untersucht und nachgewiesen. Stattdessen eignet sich gemäß [48] das multilineare Werkstoffmodell des vorläufigen Entwurfes der PREN 1993-1-14 [18] für vereinfachte Analyse- und Konstruktionsansätze von warmgewalzten Stählen. Nach

Aussage der Autoren in [48] berücksichtigt dieses Modell die Kaltverfestigung und liefert dabei genauere Daten bei einer numerischen Simulation. Der Schwerpunkt dieser Arbeit liegt auf der numerischen Untersuchung von geschweißten Bauteilen. In Abhängigkeit von unterschiedlichen Konstruktions- und Schweißrandbedingungen neigen Schweißnähte zu einem Spannungs-Dehnungs-Verlauf ohne Fließplateau. Zusätzlich wurden im Rahmen der Verifizierung des numerischen Modells unterschiedliche Werkstoffmodelle untersucht. Aufgrund der geringen Dehnungen beim Erreichen der Traglast, konnten keine signifikanten Einflüsse festgestellt werden. Zusätzlich weisen Werkstoffmodelle mit einem Plateaubereich ($E = 0$) die Gefahr von numerischen Instabilitäten auf. Aus den zuvor genannten Gründen wird im Rahmen dieser Arbeit das bilineare Werkstoffmodell nach EN 1993-1-5 [14], Variante b) Bild 3.1 mit einer isotropen Verfestigung verwendet.

3.3 Elementierung

3.3.1 Elementtyp

Im Rahmen dieser Arbeit erfolgen die numerischen Simulationen mit der FE-Software ANSYS [2]. Hierzu steht eine Vielzahl von Elementen zur Verfügung. Für Stabilitätsuntersuchungen von dünnen Blechen hat sich der Einsatz von Schalenelementen als sinnvoll erwiesen. Im Programm ANSYS [2] können u. a. folgende Elemente für die Vernetzung von dünnwandigen Strukturen verwendet werden:

- SHELL 181
- SHELL 281
- SOLSH 190

Die Elemente SHELL 181, 281 und SOLSH 190 unterscheiden sich u. a. bei der Knotenanzahl, der Ansatzfunktion und dem Freiheitsgrad. In Bild 3.4 sind die Abmessungen eines einzelnen Elements schematisch dargestellt.

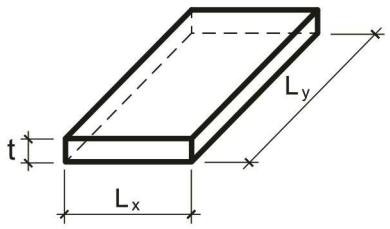


Bild 3.4 Abmessungen eines Elementes

Gemäß ANSYS [20] kommen SHELL 181 und 281 Elemente bei dünnen bis mitteldicken Schalenstrukturen (t / L_x, t / L_y = 1 / 50 bis 1 / 10) zum Einsatz. SOLSH 190 Elemente eignen sich gut für mitteldicke bis dicke Bauteile (t / L_x, t / L_y = 1 / 10 bis 1 / 5), in welchen eine Analyse über die Dicke des Elementes erfolgen kann, siehe [20]. Das Element SOLSH 190 bietet die Möglichkeit ein relativ dünnes Volumenelement an ein klassisches Modell aus Volumenelementen (SOLID-Elementen) anzubinden, siehe

[32]. Der Aufbau der vorgestellten Elemente ist in Bild 3.5 schematisch dargestellt. In Tabelle 3.2 sind deren wesentliche Eigenschaften zusammengefasst.

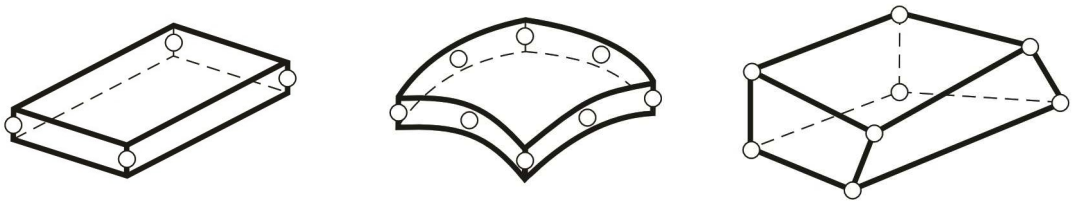


Bild 3.5 Aufbau von SHELL und SOLSH Elementen nach [3]

Tabelle 3.2 Vergleich der Elemente SHELL 181, 281 und SOLSH 190 Schalenelementen in ANSYS [3], [20]

	SHELL 181	**SHELL 281**	**SOLSH 190**
Ansatzfunktion	linear	quadratisch	Linear
Anzahl der Knoten	4	8	
Anzahl der Freiheitsgrade pro Knoten	6		3
Analyse von	dünnen bis mitteldicken Schalenstrukturen t / L_x, t / L_y = 1 / 50 bis 1 / 10		mitteldicken bis dicken Schalenstrukturen t / L_x, t / L_y = 1 / 10 bis 1 / 5
Eignung	linearer / nichtlinearer Berechnungen mit großen Dehnungen		

Bei der Verwendung von Elementen mit einer quadratischen Ansatzfunktion ist meist eine geringere Anzahl erforderlich als bei der Verwendung von linearen Elementen. Durch eine Steigerung der Elementzahl ergeben sich bei beiden Ansatzfunktionen bessere Ergebnisse. Allerdings wird dadurch auch die Rechenzeit erhöht. Die Rechenzeit für eine numerische Lösung ist nicht nur von der Elementanzahl abhängig, sondern wird durch die Anzahl der zu berücksichtigenden Freiheitsgrade (DOF) bestimmt [20].

Untersuchungen u. a. von ANSYS [20] und BRAUN [27] zu den o. g. Elementen ergeben folgende Schlussfolgerungen:

- SHELL 281 besitzt ein besseres Konvergenzverhalten als SHELL 181 bei gleicher Elementierung
- SHELL 181 und SOLSH 190 liefern gleichwertige Ergebnisse
- SHELL 281 benötigt eine viel höhere Rechenzeit als SHELL 181 und SOLSH 190
- nur geringe Abweichungen im Vergleich zwischen SHELL 181 (bei ausreichend feiner Elementierung) und SHELL 281

Vergleichbare Elementtypen gibt es auch in ausgewählten anderen FE-Programmen. Für die GMNIA-Untersuchungen von Beulfeldern werden häufig die FE-Programme ABAQUS [1] oder ANSYS [2] verwendet. Ein Vergleich von unterschiedlichen Elementtypen der beiden Softwareprodukte ist in Tabelle 3.3 zusammengestellt.

Tabelle 3.3 Vergleich von ausgewählten Elementen aus ABAQUS [1] und aus ANSYS [2] nach [23]

	Element		
ABAQUS [1]	S4R	S8R	SC8R
ANSYS [2]	SHELL 181	SHELL 281	SOLSH 190
Knoten	4	8	8
Freiheitsgrade	6	6	3

Dabei ist deutlich zu sehen, dass Elemente mit ähnlichen Eigenschaften in beiden Programmen zur Verfügung stehen. Bei numerischen Untersuchungen von Beulfeldern mit ANSYS [2] wird das Element SHELL 181 bevorzugt, siehe z. B. DETZEL [38], KUHLMANN ET AL. [75], SEITZ [127] und TIMMERS [136]. KUHLMANN ET AL. [76], SINUR [128] und ZIZZA [147] verwenden in ABAQUS [1] das Element S4R.

Einen weiteren wichtigen Hinweis für die Wahl der SHELL 181 Elemente liefert MÜLLER [93]. Für thermische Analysen (z. B. für die Modellierung von Eigenspannungen) eignen sich lineare Funktionen besser als Funktionen mit höherer Ordnung. Aus diesem Grund und den geringen Dicken der untersuchten Platten wird das Element SHELL 181 für die numerischen Untersuchungen in dieser Arbeit verwendet. Weitere Detaileigenschaften der unterschiedlichen Elementtypen können der ANSYS-HILFE [3] und [6] entnommen werden.

3.3.2 Elementanzahl

Bei einer FE-Analyse hängt die Qualität der Ergebnisse nicht nur vom Elementtyp, sondern auch von der Elementanzahl ab. Bei der Ermittlung einer sinnvollen Anzahl von Elementen ist eine Reihe von Randbedingungen zu beachten. Dazu gehören u. a. Bauteilgeometrie, Lagerungs-, Lastbedingungen sowie Berechnungsverfahren. Die erforderliche Anzahl der Elemente ergibt sich meistens aufgrund der Bauteilgeometrie. Die Elementanzahl sollte so gewählt sein, dass in einer vertretbaren Berechnungsdauer sowohl das Trag-, als auch das Verformungsverhalten hinreichend genau erfasst werden, siehe z. B. KUHLMANN ET AL. [75], SINUR [128], ZIZZA [147]. Bei größeren Modellen können Submodelle eingefügt werden, um die Elementanzahl und damit die Rechenzeit zu verringern. Um eine optimale Elementanzahl für die anschließende Parameterstudie zu bestimmen, wird im Folgenden eine Konvergenzstudie anhand von unausgesteiften und ausgesteiften Beulfeldern durchgeführt. Dabei erfolgt eine

Analyse des Einflusses der Elementanzahl auf die Traglast und die Rechenzeit. Zur Durchführung dieser Konvergenzstudie kommt der Elementtyp SHELL 181 aus Bild 3.5 zum Einsatz. Für die Untersuchung wird eine vierseitig gelenkig gelagerte quadratische Platte modelliert und mit einachsiger konstanter Längsdruckspannung angenommen. Mit Hilfe der verfügbaren Vernetzungsmethode Multi-Zone in ANSYS [2] kann ein regelmäßiges Netz erstellt werden. In Bild 3.6 sind fünf unausgesteifte Beulfelder (a = 120 cm; b = 120 cm; t_w = 2,595 cm; S 355; $\bar{\lambda}_p$ = 1,0; σ_x = 10 kN/cm²) mit unterschiedlicher Anzahl von Elementen dargestellt.

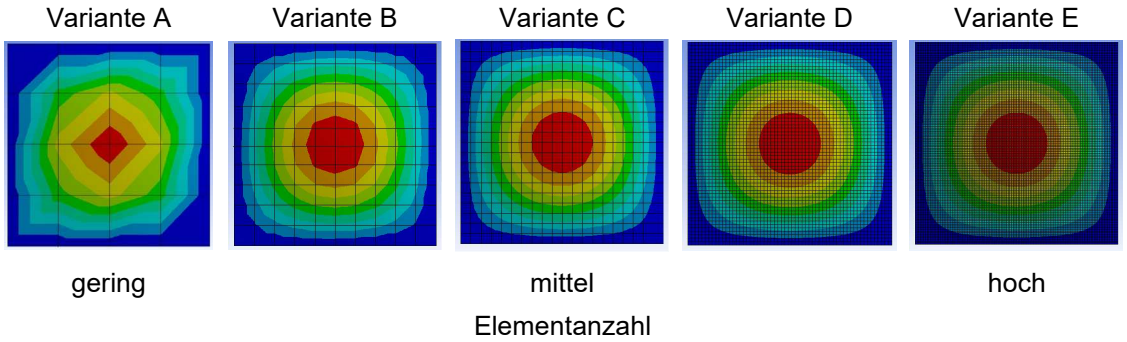


Bild 3.6 Erste Eigenform von druckbeanspruchten unausgesteiften Beulfeldern bei unterschiedlicher Elementanzahl

Die Parameter sowie die Ergebnisse der Studie an fünf Varianten A - E werden in der Tabelle 3.4 und im Bild 3.7 zusammengestellt. Dabei erfolgt zunächst die Ermittlung der Verzweigungslastfaktoren nach der LBA Tabelle 3.7 im Abschnitt 3.5.1. Die maximale Traglast wird nach geometrischer und materiell nichtlinearer Analyse unter Ansatz von geometrischer *Ersatz*imperfektion (GMNIA gemäß Tabelle 3.7) berechnet, siehe auch Abschnitt 5.4.

Tabelle 3.4 Einfluss der Elementanzahl auf Verzweigungslastfaktor und Traglast (GMNIA) anhand eines unausgesteiften Beulfeldes mit dem Seitenverhältnis α = 1

Variante	Elementierung		Verzweigungs-lastfaktor α_{cr}	Traglast (GMNIA) F_{max} [kN]
	Anz. je Rand	Gesamtanzahl		
A	4	16	3,8627	8217
B	10	100	3,5757	8329
C	20	400	3,5256	8370
D	60	3600	3,4896	8301
E	120	14400	3,4796	8302

Anhand der Verzweigungslastfaktoren α_{cr} in Tabelle 3.4 wird deutlich, dass mit zunehmender Elementanzahl der Verzweigungslastfaktor sehr schnell gegen einen Wert von ca. 3,5 konvergiert. Somit wäre in diesem Rechenbeispiel die Variante C als ausrei-

chend anzunehmen, welche zu einer maximalen Traglast von 8370 kN führt. Bei einem Vergleich der Traglasten gemäß Tabelle 3.4 fällt auf, dass die Variante C zur höchsten Traglast führt. Erst bei der Elementierung gemäß Variante D konvergiert die Traglast. Bei diesem Beispiel stellt die Konvergenz des Verzweigungslastfaktors für sich selbst nicht zwingend ein ausreichendes Kriterium dar, um die minimale Traglast zu bestimmen. Besonders anschaulich ist dies in Bild 3.7 dargestellt. Ursächlich für die höhere Traglast der Variante C kann der Versteifungseffekt Hourglassing sein, siehe [3]. Mit zunehmender Elementanzahl wird dieser Effekt reduziert. Weitere Erläuterungen zum Effekt des Hourglassings sind z. B. in [3], [69] und [96] enthalten.

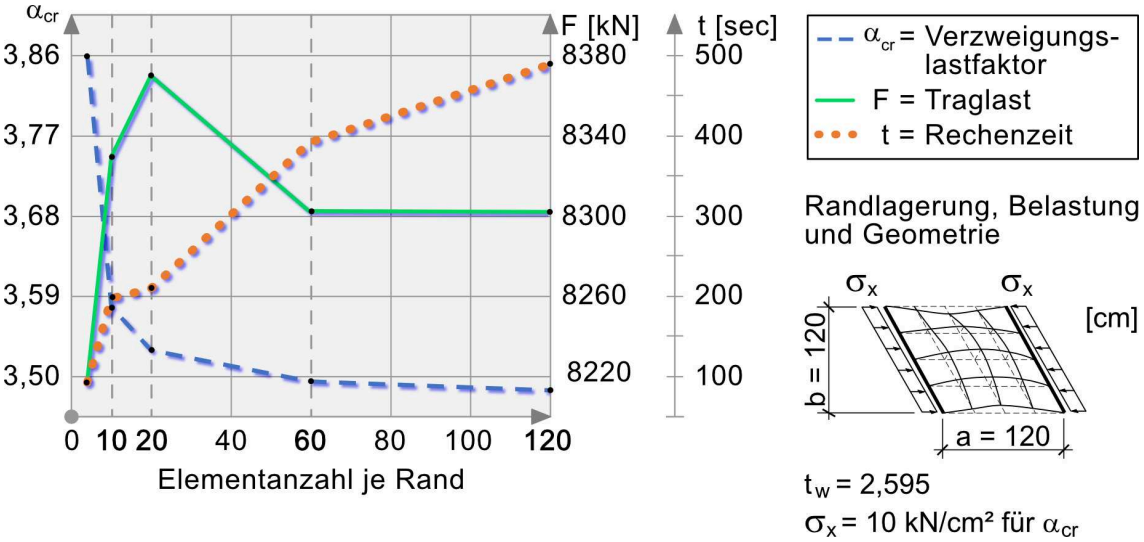


Bild 3.7 Konvergenzstudie an einem unausgesteiften Beulfeld mit dem Seitenverhältnis $\alpha = 1$

Im Folgenden wird eine weitere Konvergenzstudie an einem ausgesteiften Beulfeld durchgeführt. Die Geometrie zzgl. Belastung und Stahlgüte für diese Studie wurde TIMMERS ET AL. [138] entnommen, siehe Bild 3.8.

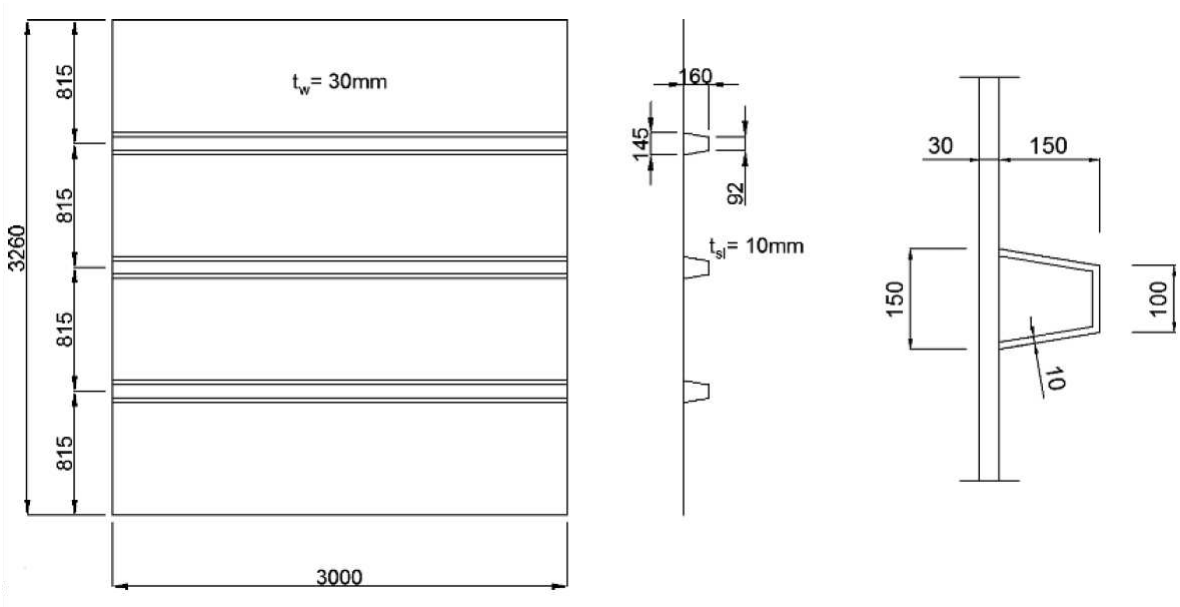


Bild 3.8 Beispiel für ein Beulfeld inkl. Steifendetail [138]

Analog zur vorherigen Untersuchung werden die Streuungen der Verzweigungslastfaktoren und der Traglasten in Abhängigkeit von der Elementanzahl untersucht. Bei diesem Beispiel handelt es sich um ein Bodenblech (S 355) einer Brücke unter konstanten Längsdruckspannungen ($\sigma_{x,Ed}$ = 247 N/mm²) mit drei Trapezlängssteifen. Weitere ausführliche Informationen sind in [138] zu finden. Das Beispiel aus TIMMERS ET AL. [138] wird in ANSYS [2] modelliert. Die Untersuchung erfolgt in Form dreier Varianten I bis III mit unterschiedlicher Anzahl von Elementen im Stegblech und in den Längssteifen. Zunächst wird der Verzweigungslastfaktor mithilfe einer linearen Beulanalyse (LBA, siehe Tabelle 3.7) bestimmt. Das Ergebnis der LBA des ausgesteiften Beulfelds ist in Bild 3.9 dargestellt.

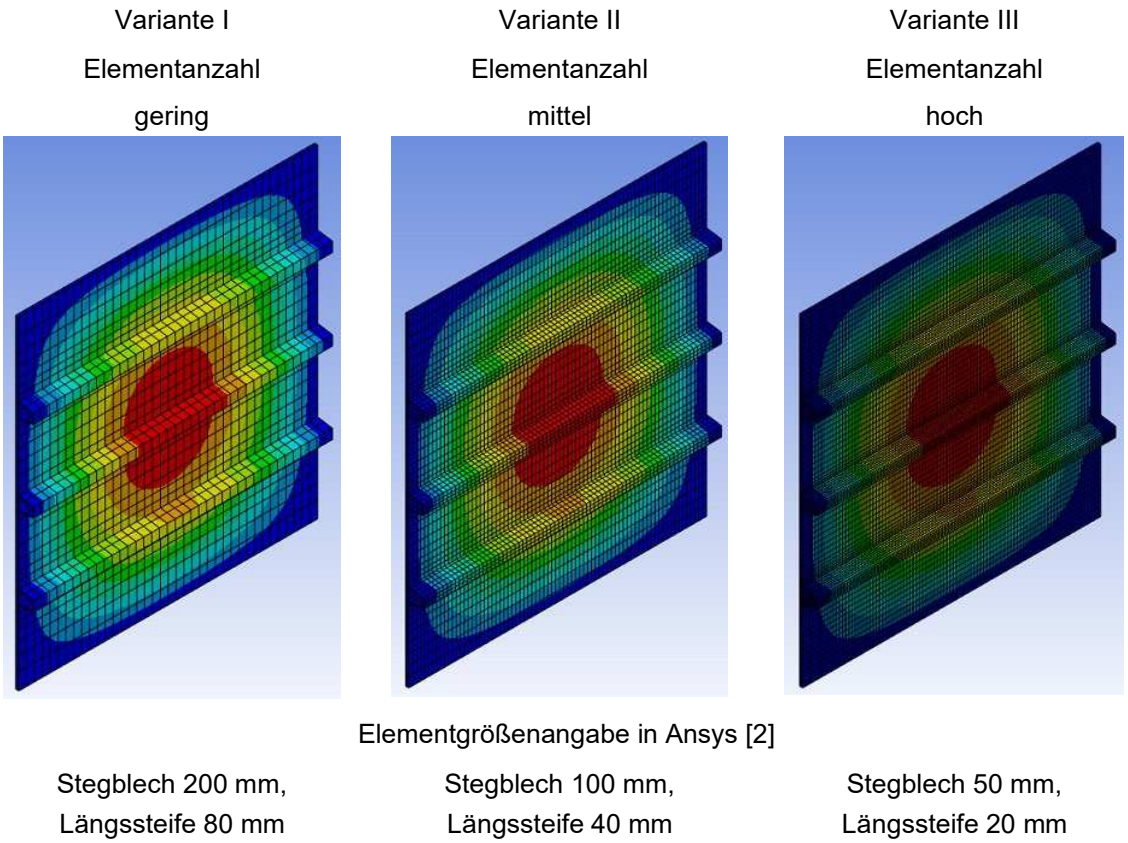


Bild 3.9 Beulformen eines ausgesteiften Beulfeldes mit unterschiedlicher Elementanzahl im Rahmen der Nachrechnung des Beispiels von TIMMERS ET AL. [138]

In Bild 3.10 sind die untersuchten Elementgrößen in den Trapezlängssteifen im Detail dargestellt.

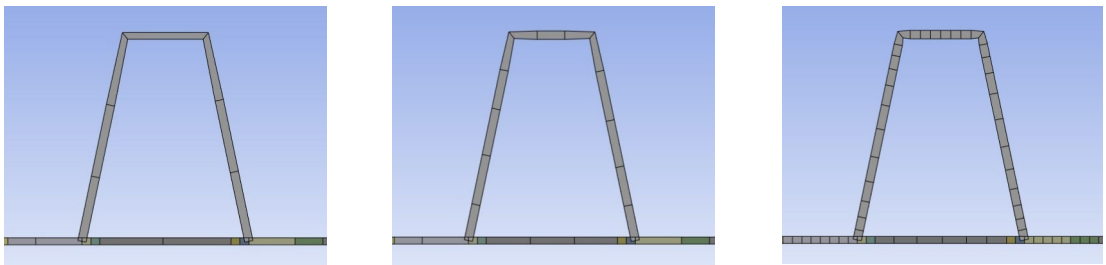


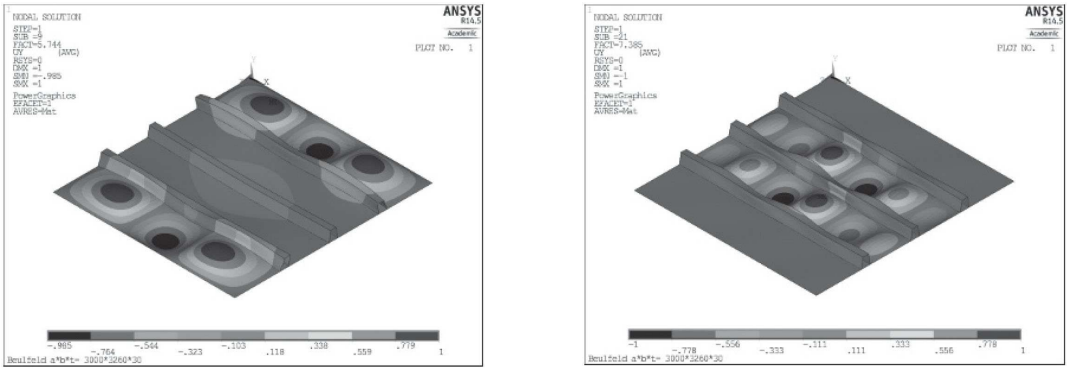
Bild 3.10 Elementverteilung am Querschnitt der Trapezlängssteife mit (v.l.n.r.) 80, 40 und 20 mm

Die vorherige Netzstudie an unausgesteiften Beulfeldern macht deutlich, dass eine Einschätzung der erforderlichen Elementanzahl nur bei der Ermittlung der Traglast sinnvoll ist. Aus genanntem Grund wird in dieser Studie auf die detaillierte Auswertung der Verzweigungslastfaktoren bzw. der Eigenwerte nicht näher eingegangen. Die Untersuchungen der einzelnen Verzweigungslasten zeigen eine sehr gute Übereinstimmung mit den Verzweigungslastfaktoren nach TIMMERS ET AL. [138]. Die Abweichung liegt bei 0,03 bis 1,0 %. In [103] wird eine Abweichung des Verzweigungslastfaktors im Rahmen einer Modellverifizierung von bis zu 1,9 % als vertretbar angesehen. Zur Bestimmung der Traglast bei ausgesteiften Beulfeldern, infolge GMNIA-Berechnung, sind die einzelnen Eigenformen als Imperfektion gemäß EN 1993-1-5 [14] miteinander zu kombinieren, siehe Abschnitt 5.4. Dabei ist eine Vielzahl von Kombinationen an ausgewählten Eigenformen erforderlich. Im Beispiel von TIMMERS ET AL. [138] wird schließlich die Kombination Nr. 3 (Eigenwert 1 + 12 + 21) maßgebend, siehe Tabelle 3.5 (grau hinterlegt). Die ausführliche Erläuterung der einzelnen Kombinationen für dieses Beispiel findet sich in [138]. Darüber hinaus sind die ermittelten Traglasten gemäß GMNIA-Berechnung mit der maßgebenden Traglast aus [138] in Tabelle 3.5 zusammengestellt.

Tabelle 3.5 Vergleich der Traglasten aus [138] mit dem eigenen FE-Modell

Imperf.-kombi-nation	Traglast nach Timmers et al. [138] [N/mm²]	Variante I		Variante II		Variante III	
		Elementgröße Stegbl. 200 mm, Längsst. 80 mm		Elementgröße Stegbl. 100 mm, Längsst. 40 mm		Elementgröße Stegbl. 50 mm, Längsst. 20 mm	
		Traglast [N/mm²]	Diff. [%]	Traglast [N/mm²]	Diff. [%]	Traglast [N/mm²]	Diff. [%]
1	277,6	294,0	5,90	297,0	6,99	295,9	6,60
2	296,8	291,9	-1,66	294,9	-0,66	293,8	-1,03
3	271,9	294,8	8,44	286,0	5,17	285,9	5,14
4	275,5	309,7	12,40	289,0	4,89	288,9	4,85

Beim Vergleich der Varianten I bis III in Tabelle 3.5 wird deutlich, dass für die Imperfektionskombination 1 bereits die Variante I eine ausreichende Elementierung aufweist. Im Unterschied dazu ist für die Imperfektionskombination 4 die Variante II empfehlenswert. Eine mögliche Ursache dafür ist der Einfluss der lokalen Beulformen (siehe Abschnitt 3.6.6) auf die Traglast. Beispiele für lokale Beulformen aus TIMMERS ET AL. [138] sind in Bild 3.11 dargestellt.



Mode 9 Mode 21

Bild 3.11 Lokale Beulmoden (Mode 9 und 21) aus der LBA [138]

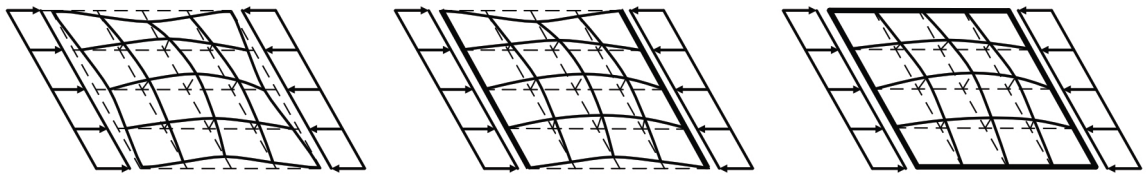
Eine Erhöhung der Elementanzahl gemäß Variante III führt zu keiner nennenswerten Verbesserung. Vergleichbare Elementgrößen wurden z. B. in [75], [92], [128] und [147] verwendet. Für nachfolgende Untersuchungen bei ausgesteiften Beulfeldern werden annähernd die Elementgrößen der Variante II verwendet. Auf signifikant abweichende Elementgrößen wird ausdrücklich hingewiesen. Die Abweichungen der *Traglasten* in Tabelle 3.5 zwischen TIMMERS ET AL. [138] und Variante II sind im Rahmen der üblichen Toleranzen bei numerischen Modellen mit GMNIA-Untersuchung vertretbar. Erfahrungsgemäß können Abweichungen dieser Größenordnung durch geringfügige Unterschiede bei der Modellierung entstehen. Eine Reihe von wichtigen Modellierungsgrößen (wie z. B. Anzahl der Substeps) werden in [138] nicht mit angegeben.

Zusammenfassend kann festgestellt werden, dass der Verzweigungslastfaktor kein hinreichendes Kriterium für eine ausreichend genau Elementierung darstellt. Es sollte die Traglast infolge GMNIA betrachtet werden. Weiterhin ist bei ausgesteiften Beulfeldern auf eine genügend feine Elementierung für die lokalen Beulformen zwingend zu achten.

3.4 Lagerung und Lasteinleitung

Lagerungsbedingungen und die Form der Lasteinleitung sind wesentliche Faktoren für eine korrekte numerische Simulation. Nicht selten stellen diese den Anwender vor erhebliche Herausforderungen. Daher sind auf Seiten des Anwenders vertiefte Fachkenntnisse und umfangreiche Erfahrungen auf dem Gebiet der FE-Methode erforderlich. Ein entsprechender Hinweis wird direkt in EN 1993-1-5 [14] gegeben. Beim Literaturstudium fällt auf, dass bei älteren Veröffentlichungen detaillierte Angaben zu Lagerung und Lasteinleitung kaum zu finden sind. Erst in aktuellen Veröffentlichungen werden diese Punkte etwas genauer (häufig aber immer noch unvollständig) beschrieben. Bei der Bemessung von Beulfeldern sind i. d. R einzelne Bauteile (Beulfelder) aus dem Gesamttragwerk gedanklich herausgelöst. Dabei kommt der richtigen Modellierung der Lagerung eine besondere Bedeutung zu, die an dieser Stelle näher betrachtet wird. Grundsätzlich gilt, dass bei der Bildung eines Teilmodells die Lagerungsbedingungen die Verformungseigenschaften der angrenzenden Bauteile widerspiegeln sollten. In der Fachliteratur wird bei der Lagerung von Beulfeldern

senkrecht zur Plattenebene meist die Navierlagerung angenommen, siehe u. a. [36], [59], [67] und [100]. Dies bedeutet, dass das Beulfeld *senkrecht zur Plattenebene* gelenkig und unverschieblich gelagert ist. Angaben zur Lagerung *in Plattenebene* sind meist unvollständig oder fehlen ganz. Im Rahmen einer FE-Analyse ist die Frage nach der Verformbarkeit der Ränder in Plattenebene zu klären. In Bild 3.12 sind drei mögliche Lagerungsvarianten dargestellt.



a) alle Ränder frei verformbar b) Querränder gerade, Längsränder verformbar c) alle Ränder gerade

Bild 3.12 Lagerungsvarianten und Verformung der Ränder

Im Rahmen dieser Arbeit werden als Querränder immer die beanspruchten Ränder bezeichnet, während die Längsränder unbeansprucht sind, siehe Bild 3.13.

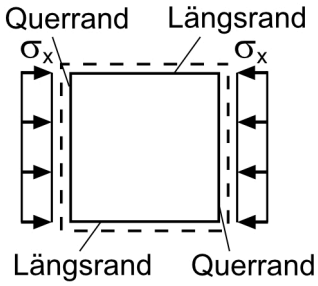


Bild 3.13 Definition der Ränder

Die drei unterschiedlichen Varianten gemäß Bild 3.12 wurden von BRAUN [27] untersucht und dessen Ergebnisse von ZIZZA [147] bestätigt. In Bild 3.14 ist der Einfluss der unterschiedlichen Lagerungsvarianten in Plattenebene aus Bild 3.12 auf das Tragverhalten (Abminderungsfaktor ρ) dargestellt. Untersucht wird eine vierseitig gelagerte Platte unter einer konstanten Druckbelastung mit einem Seitenverhältnis von $\alpha = 1{,}0$. Die Traglastspannung $\sigma_{x,FEM}$ wurde mithilfe von GMNIA bestimmt (siehe Abschnitte 3.5 und 3.5.7). Durch Anwendung von Gleichung (3.3) kann der zugehörige Abminderungsfaktor ρ bestimmt werden. Die bezogene Schlankheit $\bar{\lambda}_p$ ergibt sich gemäß Gleichung (3.4). Bei der Bemessung werden keine Teilsicherheitsbeiwerte berücksichtigt.

$$\rho = \frac{\sigma_x}{f_y} \tag{3.3}$$

$$\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{\alpha_{ult}}{\alpha_{cr}}} \tag{3.4}$$

Weitere Parameter für die Modellierung sind im Kapitel 5 enthalten.

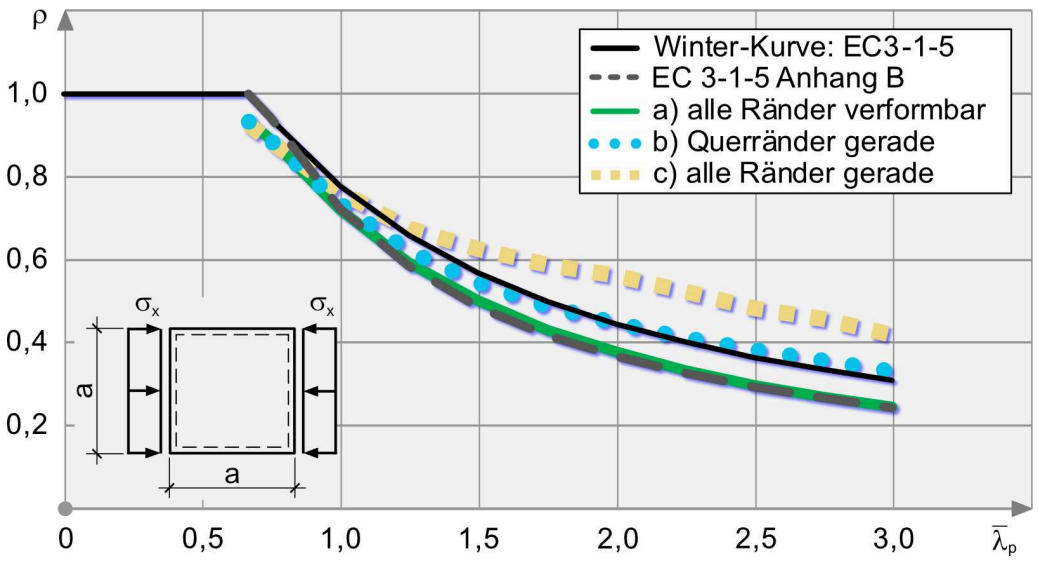


Bild 3.14 Tragverhalten einer Platte bei unterschiedlichen Lagerungsvarianten aus Bild 3.12

Die Traglasten in Bild 3.14 für die Lagerungsbedingungen a) bis c) werden mit der Winter-Kurve verglichen. Dabei wird deutlich, dass bei allseitiger gerader Lagerung (Variante c) – gelber Graph) die Traglast bereits ab der bezogenen Steifigkeit von $\bar{\lambda}_p \geq 1{,}1$ oberhalb der Winter-Kurve liegt. Eine Lagerung mit geraden Querrändern (Variante b) – blau gepunktete Kurve) liefert eine sehr gute Übereinstimmung mit nur geringfügigen Über- und Unterschreitungen der Traglasten. Die Traglasten bei freier Verformbarkeit aller Ränder (Variante a) – grüner Graph) liegen über dem gesamten bezogenen Schlankheitswert unterhalb der Winter-Kurve. Zum weiteren Vergleich ist in Bild 3.14 die Abminderungskurve nach EN 1993-1-5 Anhang B [14] (grau gestrichelter Graph) dargestellt. Ein Vergleich der Verläufe der Variante a) (grüner Graph) mit der Abminderungskurve nach EN 1993-1-5 Anhang B [14] (grau gestrichelter Graph) zeigt eine sehr gute Übereinstimmung. Diese Übereinstimmung legt nahe, dass bei Anwendung der Abminderungskurve gemäß Anhang B [14] von freiverformbaren Rändern (siehe Bild 3.12 a) auszugehen ist. Vergleichbare Ergebnisse sind auch in KUHLMANN ET AL. [76] und [105] enthalten.

Neben der bisherigen rein numerischen Vorgehensweise zur Untersuchung der zutreffenden Lagerung gemäß Bild 3.12, soll an dieser Stelle eine einfach nachvollziehbare ingenieurtechnische Überlegung stehen. In Bild 3.15 ist eine typische Konstruktion eines beulgefährdeten Bauteils dargestellt.

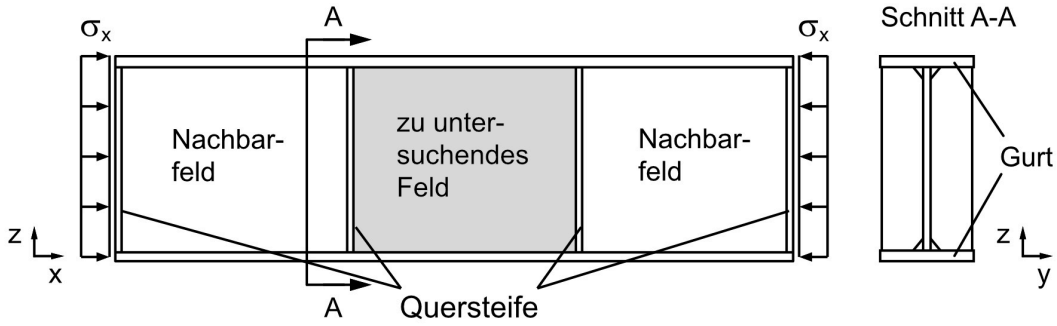


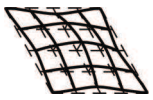
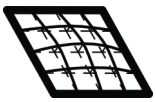
Bild 3.15 Beispiel für die Konstruktion eines beulgefährdeten Bauteils

Zur Ermittlung der Traglast wird das zu untersuchende Beulfeld gedanklich herausgelöst und mit den passenden Randbedingungen versehen. Bei dem Beispiel in Bild 3.15 weisen die Gurte eine geringe Steifigkeit in z-Richtung auf. Daraus folgt, dass sich die unbelasteten Längsränder nahezu frei in z-Richtung verformen können. Die belasteten Querränder (beansprucht durch eine konstante Druckspannung) werden kontinuierlich gerade (man spricht von einer Kopplung) in Belastungsrichtung (im Bild 3.15 in x-Richtung) verschoben. Diese vereinfachten Überlegungen entsprechen der Lagerungsvariante b) in Bild 3.12. Zur Einhaltung der Bedingung, dass ein Rand gerade bleibt (gleichmäßige Verformung), werden von TIMMERS [136] BEAM-Elemente verwendet, die eine große Biegesteifigkeit aufweisen. Alternativ kann dies durch das Aufbringen einer Verschiebung oder auch durch eine einfache Kopplung der Elemente an den Querrändern in Belastungsrichtung erreicht werden. Für die nachfolgende Untersuchung werden folgende Modellierungsmöglichkeiten berücksichtigt:

- Möglichkeit ①: Kraft direkt auf den Querrand aufgebracht mit gekoppelten Elementen
- Möglichkeit ②: Verschiebung direkt auf den Querrand aufgebracht

In Tabelle 3.6 sind die unterschiedlichen Lagerungs- und Belastungsmöglichkeiten zusammengefasst. Dabei ist zu beachten, dass, bei einer aufgebrachten konstanten Verschiebung auf die Querränder, diese gerade bleiben.

Tabelle 3.6 Lagerungs- und Belastungsmöglichkeiten beim Modellieren in ANSYS [2]

Lagerung	Belastung		
	Querränder		Längsränder
a) 	M ①	Elemente gekoppelt + Kraft	Elemente verformbar
	M ②	-	
b)	M ①	Elemente gekoppelt + Kraft	Elemente verformbar
	M ②	reine Verschiebung	Elemente verformbar
c) 	M ①	Elemente gekoppelt + Kraft	Elemente gekoppelt
	M ②	reine Verschiebung	Elemente gekoppelt

Die nachfolgenden Untersuchungen erfolgen an einer vierseitig gelagerten Platte mit konstanter Druckspannung und einem Seitenverhältnis von $\alpha = 1{,}0$. In Bild 3.16 sind die Abminderungsfaktoren ρ, abhängig von der bezogenen Schlankheit $\bar{\lambda}_p$ und den unterschiedlichen Möglichkeiten der Modellierung, dargestellt. Analog zu Bild 3.14 werden die Traglasten in Bild 3.16 mithilfe von GMNIA bestimmt, siehe Abschnitt 3.5 und Abschnitt 3.5.7. Der Abminderungsfaktor ρ ergibt sich gemäß Gleichung (3.3).

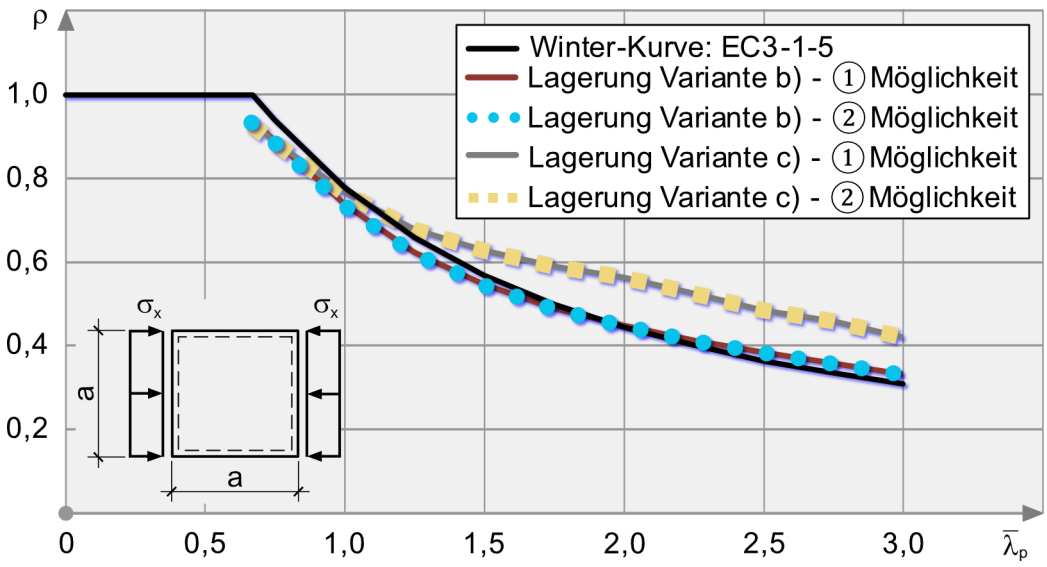


Bild 3.16 Tragverhalten einer Platte bei unterschiedlichen Modellierungsmöglichkeiten gemäß Tabelle 3.6

In Bild 3.16 ist deutlich erkennbar, dass keine Abweichungen der Traglasten zwischen den Varianten „Kraft direkt auf Querrand mit gekoppelten Elementen“ und „Verschiebung direkt auf den Querrand“ festgestellt werden konnten. Vergleichbare Untersuchungen der Lagerungsbedingungen sind u. a. in BRAUN [27], BRUNE [29], LINDNER ET AL. [80], MATEUS ET AL. [90], MAUR ET AL. [91], TIMMERS [136] und ZIZZA [147] dokumentiert. Basierend auf diesen Untersuchungen werden im Rahmen dieser Arbeit die in Bild 3.12 b) dargestellten Lagerungsbedingungen für die unausgesteiften Platten angewendet. Dabei ist zu beachten, dass bei ausgesteiften Beulfeldern auch die Lagerung der Beulsteifen mit zu modellieren ist. Da sich die Querränder der Beulsteifen selbst bei einem gedanklich herausgelösten Beulfeld mit verformen können, ist eine verformbare Lagerungsbedingung für die Steifen selbst zu wählen, siehe Bild 3.17.

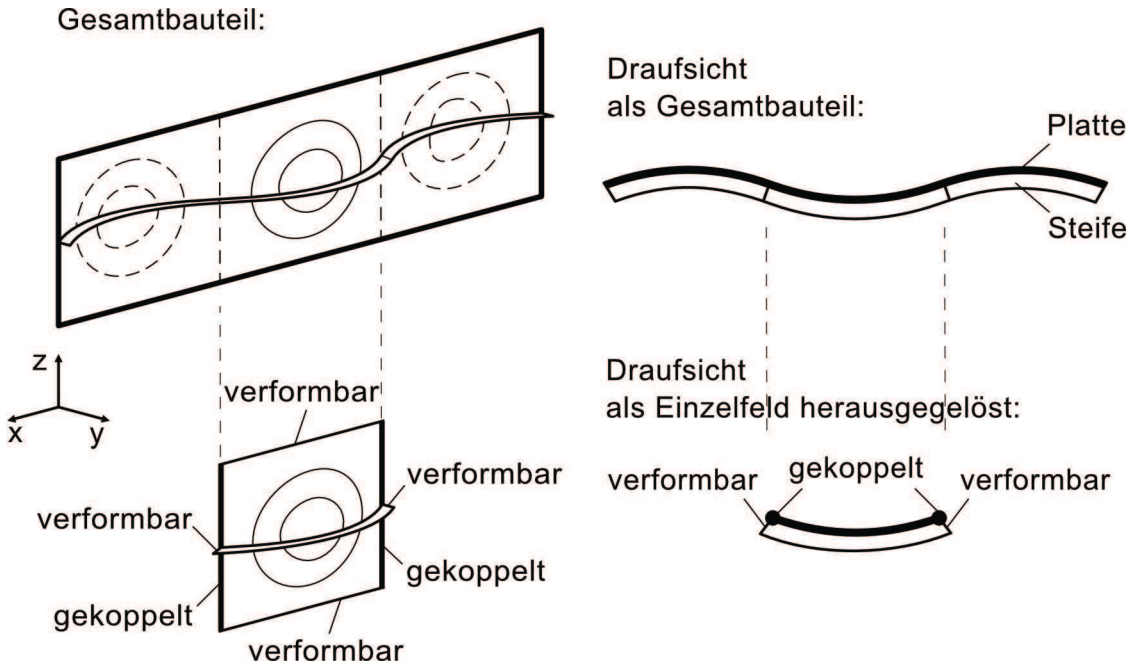


Bild 3.17 Lagerung und Verformung eines ausgesteiften Beulfeldes

Weiterhin sind die Lasten bei einem gedanklich herausgelösten Beulfeld auf Platte und Steife aufzubringen. Dabei werden die Lasten zwischen Steife und Platte in der Form aufgeteilt, dass sich im elastischen Bereich die gleiche Spannung ergibt. Aufgrund dieser Überlegungen wird für ausgesteifte Beulfelder, im Rahmen dieser Arbeit, die Lagerung b) mit der Möglichkeit ①, gemäß Tabelle 3.6, verwendet. Zusammengefasst werden bei den nachfolgenden Untersuchungen für Lagerung und Lasteinleitung angenommen:

- Längsränder Platte (unbelastet) in Querrichtung (z-Richtung) verformbar
- Querränder Platte (belastet) in Längsrichtung (x-Richtung) gekoppelt (Querrand bleibt gerade)
- Querränder Steifen (belastet) in Längsrichtung (x-Richtung) verformbar
- Längs- und Querränder von Platte unverschieblich in y-Richtung gelagert (Navierlagerung)
- Randlagerung Querränder Platte in z-Richtung mittels Einzellager und Längsränder in x-Richtung mittels schwacher Federn
- Lasten werden als Linienlasten in x-Richtung auf die Querränder von Platte und Steifen aufgebracht

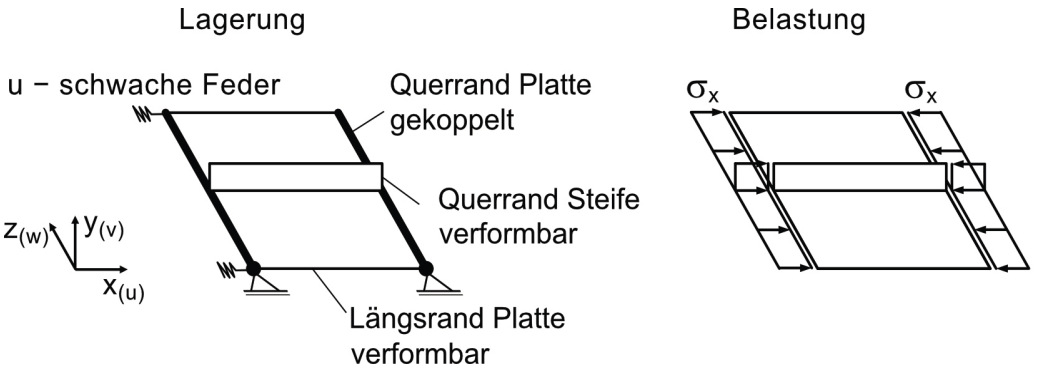


Bild 3.18 Definition der Lagerung und Belastung eines ausgesteiften Beulfeldes im globalen Koordinatensystem

3.5 Berechnungsverfahren

3.5.1 Berechnungskonzepte

Für eine numerische Untersuchung von Platten sind in EN 1993-1-5 Anhang C [14] mehrere Berechnungskonzepte angegeben. Eine Übersicht der Berechnungskonzepte gemäß EN 1993-1-5 [14] findet sich zusammengefasst in Tabelle 3.7. Für den numerischen Nachweis beim Plattenbeulen liegen die in Tabelle 3.7 grau hinterlegten Methoden dieser Arbeit zugrunde. Im Folgenden werden die Berechnungskonzepte kurz erläutert. Weitere Methoden und Erläuterungen lassen sich aus [14] und EN 1993-1-6 [17] entnehmen.

Mithilfe der linearen Analyse (LA) kann eine Spannungsverteilung auf Basis der Elastizitätstheorie bestimmt werden. Diese Spannungsverteilung dient als Grundlage, um mithilfe einer linearen Beulanalyse (LBA) den Eigenwert sowie die Eigenform der Struktur zu ermitteln. Die Eigenform selbst besitzt keinen direkten „Größenwert“. Sie stellt jedoch die Basis einer imperfekten Bauteilstruktur dar. Durch die Wahl einer geeigneten Imperfektionsform aus unterschiedlichen Eigenformen und die Skalierung der Imperfektion durch die Berücksichtigung eines geeigneten Stichmaßes („Größenwert“ der Imperfektion), kann die geometrische Nichtlinearität berücksichtigt werden. Bei einer anspruchsvollen GMNIA-Berechnung können die Einflüsse aus geometrischen und materiellen Nichtlinearitäten berücksichtigt werden, wodurch ein numerischer Tragsicherheitsnachweis für das Plattenbeulen möglich wird. Eine Herausforderung für die Anwendung einer GMNIA-Berechnung stellt neben der Wahl des richtigen Imperfektionsansatzes (siehe Abschnitt 3.5.7) auch eine Reihe von Randbedingungen dar (siehe Abschnitte 3.3 und 3.4). Hinweise zur materiellen Nichtlinearität sind in Abschnitt 3.2 enthalten. Die Qualität der numerischen Ergebnisse ist ganz erheblich von den zuvor genannten Faktoren abhängig.

Tabelle 3.7 Berechnungskonzepte für die Anwendung der FE-Methode nach [14] und [17]

Berechnungskonzept	Abk.	Struktur-verhalten	Werkstoff	Platten-geometrie
lineare elastische Analyse	LA	linear	linear	perfekt
lineare elastische Verzweigungs-(Eigenwert)-Analyse	LBA	linear	linear	perfekt
materiell nichtlineare Analyse	MNA	linear	nichtlinear	perfekt
geometrisch nichtlineare elastische Analyse mit Imperfektionen	GNIA	nichtlinear	linear	imperfekt
geometrisch und materiell nichtlineare Analyse mit Imperfektionen	GMNIA	nichtlinear	nichtlinear	imperfekt

Unterschiedliche Berechnungsverfahren stehen für eine GMNIA-Berechnung zur Verfügung. Sie unterscheiden sich in der Art der Ermittlung der Last-Verformungs-Pfade (auch Traglastkurven genannt). Häufig kommen folgende iterative Berechnungsverfahren zur Anwendung:

- Newton-Raphson-Verfahren (NR-Verfahren)
- Bogenlängenverfahren (Englisch: Arc-Length Method)

In den folgenden Abschnitten werden die beiden Berechnungsverfahren kurz vor-, ihre bisherigen Anwendungsbereiche dargestellt und wichtige Grundlagen für die Traglastermittlung erläutert.

3.5.2 Newton-Raphson-Verfahren

Beim NR-Verfahren handelt es sich um ein Tangentenverfahren, bei dem die Belastung in jedem Iterationsschritt inkrementell gesteigert wird. Der prinzipielle Last-Verformungs-Pfad ist in Bild 3.19 dargestellt. Dabei wird die Steifigkeitsmatrix in jedem Iterationsschritt neu aufgebaut und ein Gleichgewichtszustand zwischen den inneren und den äußeren Kräften gesucht. Durch die iterative Anpassung des Algorithmus erfolgt die Bestimmung des daraus resultierenden Verformungszuwachses. Mit Annäherung an die Traglast (Peak) werden die Lastinkremente immer kleiner. Sobald die inkrementelle Verschiebung hinreichend klein ist, wird die Iteration beendet. Allerdings erfolgt dabei nur eine Annäherung an die maximale Last *F*, ohne den Peak der Kurve zu erreichen. Durch die Wahl ausreichend kleiner Lastinkremente kann fast eine Annäherung an die theoretische maximale Traglast erreicht werden. Ein fallender Last-Verformungs-Pfad kann mithilfe des NR-Verfahrens nicht verfolgt werden.

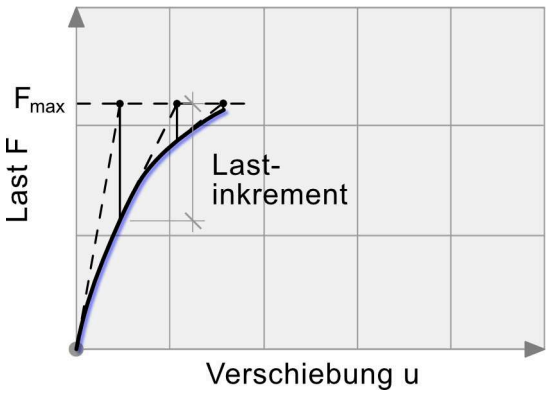


Bild 3.19 Last-Verformungs-Pfad beim Newton-Raphson-Verfahren nach [96]

Weitere ausführliche Erläuterungen zu diesem Verfahren sind u. a. in [54], [115] und [141] enthalten.

3.5.3 Bogenlängenverfahren

Das Bogenlängenverfahren ist die Erweiterung des klassischen Newton-Raphson-Verfahrens. Im Gegensatz zum NR-Verfahren kann beim Bogenlängenverfahren nicht nur die Verformung, sondern auch das Lastniveau nach jedem Iterationsschritt iterativ angepasst werden. Somit ermöglicht das Bogenlängenverfahren, über die theoretisch maximale Traglast hinaus zu berechnen und einen abfallenden Last-Verformungs-Pfad nach dem Peak weiter zu bestimmen, siehe Bild 3.20.

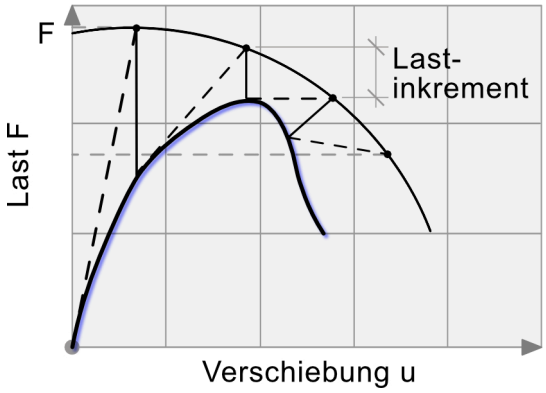


Bild 3.20 Last-Verformungs-Pfad beim Bogenlängenverfahren nach [96]

Analog zum Newton-Raphson-Verfahren ist eine feinere Inkrementeinteilung im Bereich des Peaks nötig, um die theoretische Traglast nicht zu überrechnen [54]. Dabei sollte darauf geachtet werden, dass im Unterschied zum NR-Verfahren eine direkte Schrittsteuerung, aufgrund des unklaren Verlaufs des Last-Verformungs-Pfades, kaum möglich ist. Dies kann dazu führen, dass die Berechnung nach Erreichen der Traglast noch viele weitere (größrenteils nicht notwendige) Iterationsschritte durchläuft. Aufgrund dessen sollte ein Kompromiss zwischen Genauigkeit und extrem hohen Rechenaufwand gefunden werden.

3.5.4 Erweiterung des Newton-Raphson-Verfahrens

In der wissenschaftlichen Literatur wird als häufigster Nachteil des Newton-Raphson-Verfahren angegeben, dass sich die Lastschritte nur der maximalen Last annähern können und somit den Peak nicht erreichen oder sogar überschreiten, siehe Abschnitt 3.5.2, Bild 3.19. Die Software ANSYS [2] bietet jedoch auch die Möglichkeit, mit dem kraftgesteuerten NR-Verfahren über die Traglast hinaus zu iterieren. Die Berechnung des maximalen Lastniveaus erfolgt, gemäß der Empfehlung in ANSYS [19], mithilfe einer Stabilisierungsenergie. Die Anwendung des NR-Verfahrens unter Verwendung dieser Stabilisierungsenergie gilt als bevorzugtes Berechnungsverfahren beim Stabilitätsversagen durch Plattenbeulen nach ANSYS [19].

3.5.5 Stand der Forschung bzgl. Berechnungsverfahren

In Tabelle 3.8 ist eine Übersicht über die Anwendung des Newton-Raphson-Verfahrens und der Bogenlängenverfahren in ausgewählten wissenschaftlichen Arbeiten zusammengestellt. Die Tabelle 3.8 beinhaltet nur Arbeiten zum Thema Stabilitätsuntersuchungen von Plattenbeulen, in welchen das Berechnungsverfahren mit angegeben wurde. Eine wissenschaftliche Veröffentlichung, in der das NR-Verfahren mit Stabilisierungsenergie zur Traglastbestimmung beim Plattenbeulen angewendet wurde, konnte im Rahmen der Literaturrecherche nicht identifiziert werden.

Tabelle 3.8 Übersicht über die Anwendung der Berechnungsverfahren in wissenschaftlichen Arbeiten zum Thema Plattenbeulen

Verfahren	Quelle
Newton-Raphson	Haffar et al. [51], Kuhlmann et al. [75], Ruff et al. [112], Thomas [135]
Bogenlängenverfahren	Braun [27], Detzel [38], Kuhlmann et al. [75] + [76], Rusch & Lindner [80], Schillo [119], Seitz [127], Sinur [128], Timmers [136], Zizza [147]

Wie in der Tabelle 3.8 deutlich zu erkennen ist, kommt überwiegend das Bogenlängenverfahren zum Einsatz. Als Grund für die Anwendung dieses Verfahrens wird in den genannten Arbeiten aufgeführt, dass das *„Tragverhalten im Nachbeulbereich“* oder der *„fallende Verlauf des Last-Verformungs-Pfades“* betrachtet werden muss. Eine nachvollziehbare Erläuterung für die Relevanz des Tragverhaltens beim Plattenbeulen *nach dem Erreichen der Traglast* findet sich in diesen Veröffentlichungen jedoch nicht. Daher sollen im Folgenden die Verfahren miteinander verglichen und das Thema Nachbeulverhalten im Abschnitt 3.5.6 näher betrachtet werden. Gemäß NASDALA [96] ist für die Bestimmung von Verzweigungslasten beim Plattenbeulen das Bogenlängenverfahren nicht geeignet. Zur Berechnung der maximalen Last von plattenförmigen Bauteilen wird u. a. in ANSYS [19] und [96] das NR-Verfahren empfohlen. Das Bogenlängenverfahren ist vor allem bei Untersuchung von Schalen und bei Durchschlagproblemen geeignet. Hier interessiert der Last-Verformungs-Pfad im Nachbeulbereich, um „bösartiges Verhalten“ zu identifizieren, siehe Abschnitt 3.5.6, Bild 3.20. Weitere Erläuterungen sind u. a. in [108], [115], [143] und [144] enthalten. Eine Übersicht über die Unterschiede zwischen dem NR-Verfahren und dem Bogenlängenverfahren zeigt Tabelle 3.9.

Tabelle 3.9 Vergleich des Newton-Raphson- und Bogenlängenverfahrens nach [96]

Newton-Raphson Verfahren	Bogenlängenverfahren
Standardverfahren	Erweiterung des klassischen Newton-Raphson-Verfahrens
Inkrementelle lastgesteuerte Berechnung (Bild 3.19)	Kombination von Verschiebungs- und Laststeuerung möglich (Bild 3.20)
lastgesteuerte Berechnung kann instabilen Bereich überspringen	ungeeignet für Kontaktprobleme
geeignet bei genau definiertem Lastniveau	geeignet für Durchlag- und Zurückschlagprobleme
anwendbar bei Verzweigungsproblemen	nur bedingt für elastoplastisches Material geeignet

Weitere Informationen zu den einzelnen Berechnungsverfahren sind z. B. in BORST [30], GEBHARDT [49], MÜLLER [93], NASDALA [96] und STEINKE [132] enthalten.

3.5.6 Nachbeulverhalten

In Bild 3.21 sind die Last-Verformungs-Pfade von unterschiedlichen Bauteilen *im elastischen Bereich* dargestellt. Wichtig ist, dass es sich dabei nicht um reale Traglastkurven wie z. B. in Bild 3.19 oder in Bild 3.20 handelt, da nichtlineare Effekte in Bild 3.21 nicht berücksichtigt werden. Die Kurven in Bild 3.21 können auch als *ideale* Last-Verformungs-Pfade bezeichnet werden.

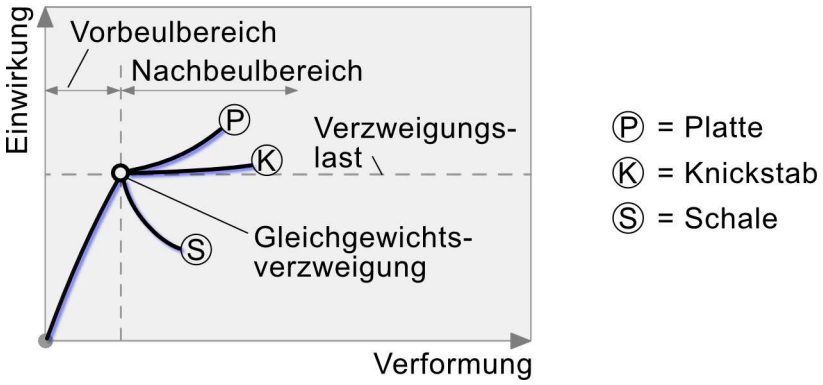


Bild 3.21 Ideale Last-Verformungs-Pfade von Platten, Knickstäben und Schalen nach [81]

Gemäß Bild 3.21 wird beim idealen Tragverhalten zwischen Vor- und Nachbeulbereich unterschieden. Vergleichbare Einteilungen werden u. a. auch von ESSLINGER [44], GAMBHIR [47], RUST [115], SCHEER ET AL. [117] und ZIEMIAN [146] vorgenommen. In Bild 3.21 wird das unterschiedliche Tragverhalten von Platten, Knickstäben und Schalen ab Erreichen der Verzweigungslast deutlich. Der Verzweigungslastfaktor beträgt an dieser Stelle $\alpha_{cr} = 1$. Bei einem *idealen Knickstab,* stellt das Erreichen der Verzweigungslast, die *theoretisch* maximal aufnehmbare Last eines idealen Bauteils dar. In der Stabtheorie kann das Tragverhalten eines idealen Knickstabes nach KINDMANN [59] eingeteilt werden in:

$\alpha_{cr} > 10$	geringe Stabilität, Querschnittsnachweis erforderlich
$\alpha_{cr} = 1$ bis 10	Stabilitätsgefahr (elastische Berechnung)
$\alpha_{cr} < 1$	Bauteil versagt

Bei dieser Methode handelt es sich nicht um eine explizite Nachweismethode, sondern nur um eine Abschätzung der Stabilitätsgefahr. Der Last-Verformungs-Pfad in Bild 3.21 für *ideale Platten* steigt nach dem Erreichen der Verzweigungslast weiter an. Somit kann der Tragsicherheitsnachweis einer Platte im Fall $\alpha_{cr} < 1$ immer noch erfüllt sein. Grund dafür sind die sogenannten überkritischen Tragreserven der plattenförmigen Bauteile, siehe KINDMANN [59]. Der Effekt der überkritischen Tragreserven bei Plattenbauteilen ist bekannt und wurde u. a. von JUNGBLUTH ET AL. [56] beschrieben. Dabei treten Membranzugspannungen auf, welche die Zunahme der Verformung aus der Plattenebene heraus behindern, siehe auch PETERSEN [99]. Gemäß KINDMANN [60] ergeben sich bei schlankeren allseitig gelagerten Platten größere überkritische

Tragreserven als bei kompakten Platten. Im Unterschied zu den plattenförmigen Bauteilen sinkt bei *idealen Schalen* gemäß Bild 3.21 die maximale Last nach Erreichen der Verzweigungslast erheblich ab. Dieses Verhalten von Schalen wird von LINDNER ET AL. [81] als „bösartig“ beschrieben. Während es sich bei den Last-Verformungs-Pfaden in Bild 3.21 um das ideales Tragverhalten handelt, wird im Vergleich dazu in Bild 3.22 das reale Tragverhalten schematisch dargestellt.

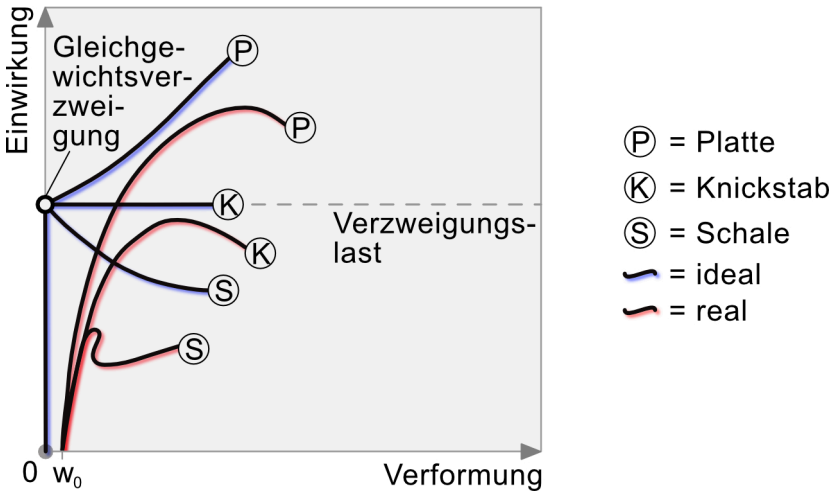


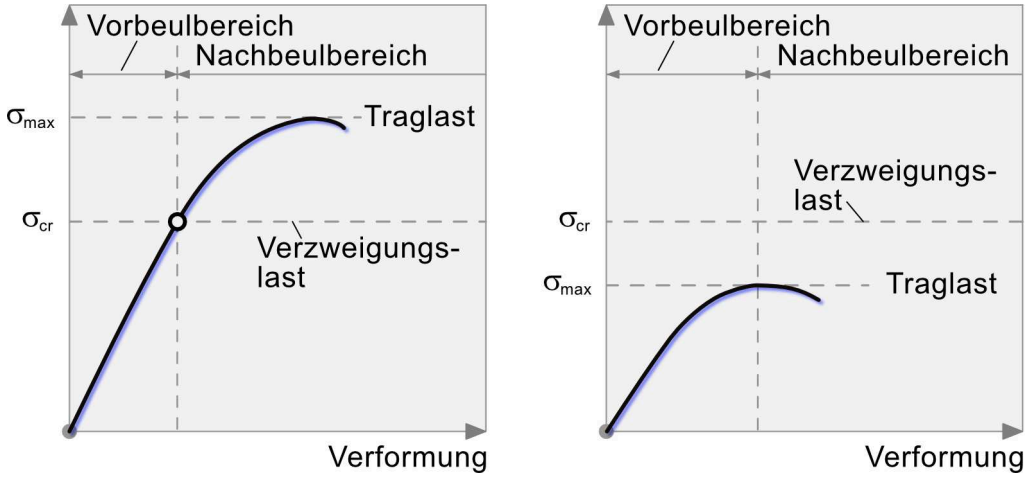
Bild 3.22 Ideale und reale Last-Verformungs-Pfade von Platten, Knickstäben und Schalen

Bei einem realen Tragverhalten werden Effekte infolge geometrischer und struktureller Imperfektionen berücksichtigt. Aus diesem Grund verlaufen die realen Last-Verformungs-Pfade in Bild 3.22 unterhalb der idealen Kurven. Weitere Ausführungen zu den einzelnen Imperfektionen finden sich in Abschnitt 3.5.7. Eine Gegenüberstellung von idealen und realen Last-Verformungs-Pfaden ist u. a. auch in ESSLINGER [44], BRAUN ET AL.[28], PETERSEN [100] und SCHEER ET AL. [117] enthalten.

Bei genauerer Analyse des realen Last-Verformungs-Pfades der Platte in Bild 3.22 fällt auf, dass in diesem Fall ausgeprägte überkritische Tragreserven auftreten, da die reale Traglast oberhalb der Verzweigungslast liegt. Wie bereits erwähnt, tritt dieser Fall im Allgemeinen bei schlanken Plattenbauteilen auf. Kompakte plattenförmige Bauteile können einen realen Last-Verformungs-Pfad vergleichbar mit einem Knickstab aufweisen. Somit können sich Traglasten ober- und unterhalb der Verzweigungslast ergeben. Da im Rahmen der Bemessung von plattenförmigen Bauteilen die Beanspruchung eher in Form von Spannungen, als in Form von Schnittgrößen angegeben wird, wird die Verzweigungslast nachfolgend in Form der idealen Beulspannung σ_{cr} angegeben.

$$\sigma_{cr} = \alpha_{cr} \cdot \sigma \tag{3.5}$$

In Bild 3.23 sind schematisch die realen Spannungs-Verformungs-Pfade für eher schlanke (mit überkritischen Tragreserven) und eher kompakte (ohne überkritische Tragreserven) Platten dargestellt.



schlanke Platte mit überkritischen Tragreserven ($\alpha_{cr} < 1$)

kompakte Platte ohne überkritische Tragreserven ($\alpha_{cr} > 1$)

Bild 3.23 Reale Spannungs-Verformungs-Pfade von eher schlanken und eher kompakten Platten

Bei Anwendung von Gleichung (3.5) kann gemäß Bild 3.23 links ein Verzweigungslastfaktor von $\alpha_{cr} < 1$ bestimmt werden. Hingegen ergibt der Pfad in Bild 3.23 rechts einen Verzeigungslastfaktor von $\alpha_{cr} > 1$. Die ideale Beulspannung wird in Bild 3.23 rechts nicht erreicht. Dieses Verhalten ist aus der Stabtheorie bekannt, s. Bild 3.22. Wichtig an dieser Stelle ist die *Definition des Begriffes „Nachbeulverhalten“*. Dabei muss gemäß Bild 3.23 zwischen zwei Fällen unterschieden werden:

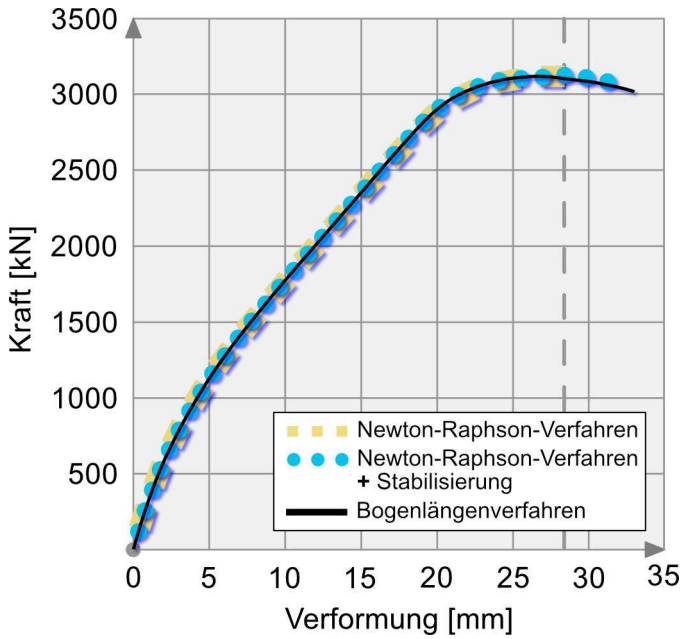
- Fall 1: $\alpha_{cr} < 1$ → Nachbeulverhalten, wenn $\sigma > \sigma_{cr}$
- Fall 2: $\alpha_{cr} > 1$ → Nachbeulverhalten, wenn $\sigma = \sigma_{max}$

Der Fall in Bild 3.23 links wird in der Literatur mehrfach beschrieben, siehe z. B. Bild 3.21. Für die Bestimmung der maximalen Spannung (Traglast) bei einem Spannungs-Verformungs-Pfad gemäß Bild 3.23 links ist die Anwendung des Bogenlängenverfahrens (wie in den wissenschaftlichen Arbeiten in Tabelle 3.8) nicht nachvollziehbar. Die maximale Spannung liegt zwar per Definition in Bild 3.23 links im Nachbeulbereich, aber der Spannungs-Verformungs-Pfad fällt in diesem Bereich bis zum Erreichen der Traglast nicht ab. Somit kann das NR-Verfahren gemäß Abschnitt 3.5.2 angewendet werden. Beim Spannungs-Verformungs-Pfad für eher kompakte Platten nach Bild 3.23 rechts wird die maximale Spannung (Traglast) am Übergang zwischen Vor- und Nachbeulbereich erreicht. Eine Untersuchung des Nachbeulbereichs gemäß Bild 3.23 rechts erscheint aus baupraktischer Sicht kaum erforderlich. Die Autorin vermutet, dass die Verfasser der wissenschaftlichen Arbeiten in Tabelle 3.8 in ihren Überlegungen dem Fall aus Bild 3.23 links gefolgt sind.

3.5.7 Vergleich der Berechnungsverfahren

In Bild 3.24 sind die Last-Verformungs-Pfade für die drei vorgestellten Berechnungsverfahren (NR-Verfahren, Bogenlängenverfahren und NR-Verfahren mit Stabilisie-

rungsenergie) im Rahmen einer GMNIA-Berechnung dargestellt. Weitere Angaben zu dem im Bild 3.24 dargestellten Beispiel finden sich in SCHÖNFELD ET AL. [123].



Traglasten:

F_{Arc} = 3108 kN

F_{NR} = 3116 kN

$F_{NR+Stab.}$ = 3130 kN

Bild 3.24 Last-Verformungs-Pfade von NR-Verfahren, NR-Verfahren mit Stabilisierungsenergie und Bogenlängenverfahren (Arc) beim Plattenbeulen nach [123]

Es ist deutlich zu erkennen, dass bis zum Erreichen der maximalen Last (Traglast) die Last-Verformungs-Pfade identisch verlaufen. Das reine NR-Verfahren bricht bei F = 3116 kN kurz vor Erreichen der maximalen Traglast ab. Bei Anwendung des Bogenlängenverfahrens ergibt sich eine maximale Last von F = 3108 kN. Diese Berechnungsmethode liefert noch eine Vielzahl von Verformungen nach dem Erreichen der Traglast, die in Bild 3.24 nicht dargestellt sind. Diese Verformungen sind für die Untersuchung des Tragverhaltens beim Plattenbeulen i. d. R. kaum relevant. Weiterhin fällt auf, dass, obwohl das NR-Verfahren nicht bis zum Peak des Last-Verformungs-Pfades iteriert, dieses eine höhere Traglast angibt als das Bogenlängenverfahren. Grund dafür ist die Wahl der Lastinkremente. Diese Steuerung ist beim Bogenlängenverfahren kaum möglich, siehe Abschnitt 3.5.3. Dadurch tritt der unbeabsichtigte Effekt des „Überrechnens“ der maximal aufnehmbaren Last auf, darauf weist z. B. NASDALA [96] hin. Bei Anwendung des NR-Verfahrens mit Stabilisierungsenergie nach [19] ergibt sich eine maximale Last von F = 3130 kN. Der Last-Verformungs-Pfad in Bild 3.24 kann bis nach dem Peak angegeben werden. Zusammenfassend bietet die Anwendung des NR-Verfahrens mit Stabilisierungsenergie nach [19] folgende Vorteile:

- Ermittlung der maximalen Traglast
- Last-Verformungs-Pfad über den Peak hinaus
- direkte Steuerung der Lastinkremente
- verkürzte Rechenzeiten

Bei den numerischen Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit wird das Berechnungsverfahren Newton-Raphson mit Stabilisierungsenergie nach [19] verwendet.

3.6 Imperfektionen

3.6.1 Imperfektionsarten

Imperfektionen haben maßgeblichen Einfluss auf die Ermittlung von Traglasten bei stabilitätsgefährdeten Bauteilen. Gemäß Tabelle 3.7 sind Imperfektionen bei einer GMNIA-Berechnung zu berücksichtigen. Ziel ist es, sich unter Verwendung der FE-Methode mit möglichst realitätsnahen Imperfektionen dem wirklichen Tragverhalten stark anzunähern. Die Imperfektionen lassen sich in äußere und innere Imperfektionen unterteilen [99]. Bild 3.25 zeigt einen Überblick über die real auftretenden Imperfektionsarten. In den Bemessungsnormen EN 1993-1-5 [14] bzw. PREN 1993-1-14 [18] wird die Berücksichtigung von Imperfektionen im Rahmen einer GMNIA-Berechnung gefordert. Zur besseren Unterscheidung wird für die äußeren Imperfektionen der Index „g“ (geometrisch) und für die inneren Imperfektionen der Index „s“ (strukturell) verwendet. Sofern nicht anders angegeben, sind im Rahmen dieser Arbeit mit strukturellen Imperfektionen die Eigenspannungen σ_{res}, infolge thermischer Prozesse bei der Herstellung, zu verstehen. Im Rahmen der Bemessung kommen noch Ersatzimperfektionen (Index „0“) zum Einsatz. Diese stellen eine ingenieurmäßige Vereinfachung der real auftretenden Imperfektionen dar.

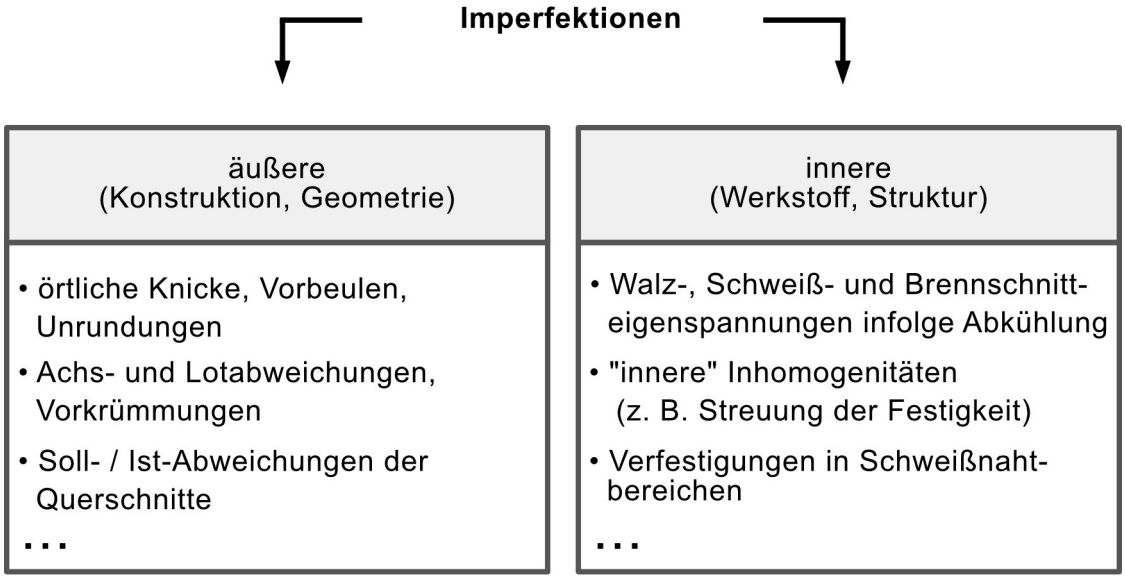


Bild 3.25 Übersicht der real auftretenden Imperfektionsarten

Aufgrund ihrer hohen Relevanz, werden die in Bild 3.25 dargestellten Imperfektionsarten in den folgenden Abschnitten näher erläutert.

- geometrische Imperfektion, siehe Abschnitt 3.6.2
- strukturelle Imperfektionen, siehe Abschnitt 3.6.3
- geometrische Ersatzimperfektionen, siehe Abschnitt 3.6.3

3.6.2 Geometrische Imperfektionen e_g

Bei den geometrischen Imperfektionen handelt es sich um real messbare Maß- und Formabweichungen von Bauteilen. Diese entstehen infolge ungleichmäßiger Erwärmung und/oder Abkühlung von Bauteilen, z. B. beim Walzen, Brennschneiden oder Schweißen. Zusätzlich ergeben sich geometrische Imperfektionen auf Grund von Abweichungen beim Ausrichten der Einzelteile im Rahmen des Zusammenbaus. Ein einfaches Beispiel für real messbare Imperfektionen ist in Bild 3.26 dargestellt.

Bild 3.26 Einfaches Beispiel für geometrische Imperfektion infolge Schweißens

Das Bauteil in Bild 3.26 weist nach einer einfachen Schweißung erhebliche messbare Verformungen (geometrische Imperfektionen) auf. Die Bestimmung von geometrischen Imperfektionen kann durch Messung am realen Bauteil erfolgen, was jedoch im Rahmen einer Tragwerksanalyse für ein neues Bauteil nicht praktikabel ist, da das Bauteil zum Zeitpunkt der Tragwerksbemessung noch nicht gefertigt ist. Aus diesem Grund kann für die Ermittlung von geometrischen Toleranzen die Herstellungsnorm für Stahlbauteile verwendet werden. In einer solchen Herstellungsnorm werden die Grenzwerte für die zulässigen Maß- und Formabweichungen von Stahlbauteilen angegeben. Eine historische Übersicht über die unterschiedlichen Normen ist in Tabelle 3.10 zusammengefasst. Dabei werden keine Normenentwürfe oder Vornormen berücksichtigt. Eine Unterscheidung zwischen Bemessungs- und Herstellungsnorm ist sehr wichtig. Grundsätzlich legen Fertigungsnormen die Randbedingungen für die Herstellung von Bauteilen aus Stahl fest. Ein wesentlicher Bestandteil davon sind die geometrischen Imperfektionen. Die Bemessungsnormen beinhalten dagegen Angaben für die Tragwerksplanung, um eine sichere Bemessung der Tragwerke durchzuführen. Im Idealfall sind beide Normen aufeinander abgestimmt. Bei der europäischen Normengeneration verweist die Bemessungsnorm bzgl. geometrischer Imperfektionen auf die Herstellungsnorm, siehe Tabelle 3.10. Dabei wird deutlich, dass dies in der Vergangenheit nicht so war. An dieser Stelle wird betont, dass in den Bemessungsnormen (DIN 18800-3 [10], DAST-RI 012 [35]) explizit darauf hingewiesen wird, dass es sich um *Herstellungstoleranzen* und damit geometrische Imperfektionen e_g handelt. Vergleichbare Übersichten sind in BRAUN ET AL. [28] und SCHMIDT ET AL. [122] enthalten.

Tabelle 3.10 Historische Entwicklung von Bemessungsnormen für das Plattenbeulen im Stahlbau

Bemessungsnorm	Verweis bzw. Bezug	Herstellungsnorm
EN 1993-1-5 [13] (2007)	geometrische Toleranzen aus	EN 1090-2 [11] (2008)
DIN 18800-3 [10] (1990)	eigene geom. Toleranzen	-
DASt-Ri 012 [35] (1979)	eigene geom. Toleranzen	-
DIN 4114 [9] (1952)	kein Verweis	-
-	keine Bemessungsnorm	DIN 1079 [7] (1938)

In den einzelnen Normen wird bei den Herstellungstoleranzen zwischen „lokal“ und „global“ unterschieden. Im Kommentar [122] zur EN 1090-2 [12] erfolgt die Erläuterung von lokal und global mithilfe von Bild 3.27. Dabei wird eine *globale Imperfektion* definiert als eine Verformung, bei der sich eine *Platte inkl. der Steifen* verformt. Eine *lokale Imperfektion* beschreibt die Verformung einer Platte *zwischen den Steifen*.

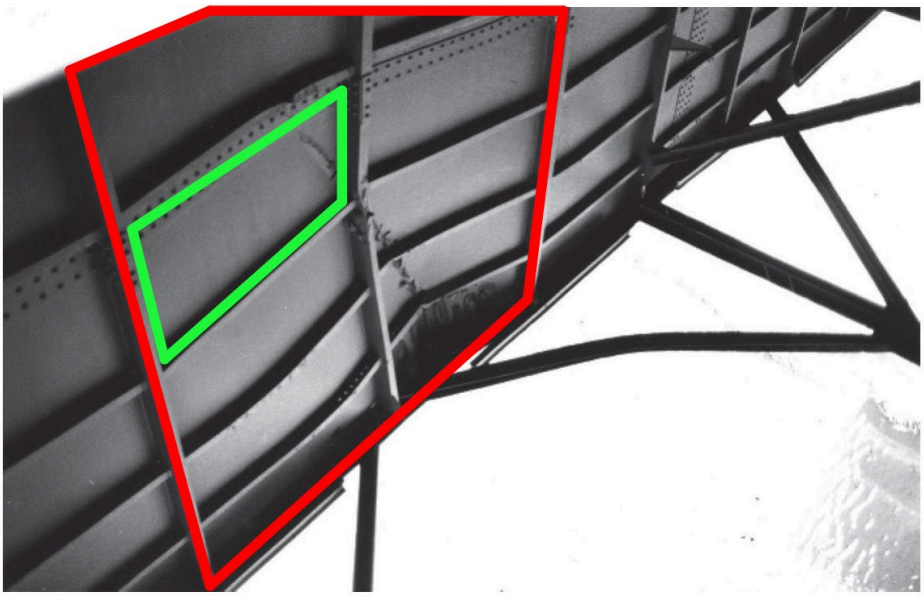


Bild 3.27 Definition von globalen (rot) und lokalen (grün) Imperfektionen anhand eines ausgebeulten Brückenträgersteges in [122] nach [121]

Die lokalen geometrischen Imperfektionen gelten für unausgesteifte (Einzel-) Beulfelder und die globalen geometrischen Imperfektionen für ausgesteifte (Teil- oder Gesamt-) Beulfelder. Nachfolgend werden die Herstellungstoleranzen der unterschiedlichen Normen gemäß Tabelle 3.10 im Detail vorgestellt.

Herstellungstoleranzen unausgesteifter Beulfelder (lokale Imperfektionen)

In Tabelle 3.11 sind Angaben zu den geometrischen lokalen Imperfektionen e_g der unterschiedlichen Herstellungsnormen aus Tabelle 3.10 für unausgesteifte Beulfelder

zusammengestellt. Dabei wird deutlich, dass der Umfang der Angaben im Laufe der Zeit zugenommen hat.

Tabelle 3.11 Historische Entwicklung der Herstellungstoleranzen bei unausgesteiften Beulfeldern (geometrische lokale Imperfektionen e_g)

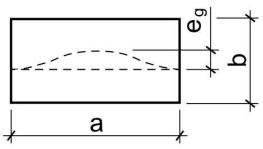
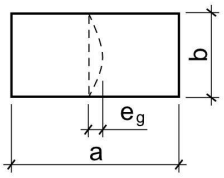
Norm / Richtlinie **Ausgabejahr**	**DIN 1079 [8]** **1970**	**DASt-Ri-012 [35]** **1979**	**DIN 18800-3 [10]** **1990**	**EN 1090-2 [12] (aktueller Stand)** **2018**	**Nr.**
unausgesteifte Beulfelder: allgemein 	$\min\begin{pmatrix}\pm\frac{a}{250}\\ \pm\frac{b}{250}\end{pmatrix}$	$\min\begin{pmatrix}\pm\frac{a}{250}\\ \pm\frac{b}{250}\end{pmatrix}$	für $\frac{a}{b}\le 2$: $\pm\frac{a}{250}$ für $\frac{a}{b}>2$: $\pm\frac{b}{125}$	bei Druck $\frac{a}{b}\le 2$: $\pm\frac{a}{250}$ $\frac{a}{b}>2$: $\pm\frac{b}{125}$	1
				bei Biegung / Schub $\max\begin{pmatrix}\pm\frac{b}{100}\\ t\end{pmatrix}$	2
unausgesteifte Beulfelder: Druckbeanspruchung in Querrichtung 	$\min\begin{pmatrix}\pm\frac{a}{250}\\ \pm\frac{b}{250}\end{pmatrix}$	$\min\begin{pmatrix}\pm\frac{a}{250}\\ \pm\frac{b}{250}\end{pmatrix}$	für $\frac{a}{b}<0{,}5$: $\pm\frac{a}{125}$ für $\frac{a}{b}\ge 0{,}5$: $\pm\frac{b}{250}$	bei Druck $\frac{a}{b}<0{,}5$: $\pm\frac{a}{125}$ $\frac{a}{b}\ge 0{,}5$: $\pm\frac{b}{250}$	3
				bei Biegung / Schub $\max\begin{pmatrix}\frac{b}{t}\le 80:\pm\frac{b}{200}\\ 80<\frac{b}{t}\le 200:\\ \pm\frac{b^2}{t\cdot 16000}\\ \frac{b}{t}>200:\pm\frac{b}{80}\\ t\end{pmatrix}$	4

Tabelle 3.11 verdeutlicht, dass mit Einführung der DIN 18800 - 3 [10] zusätzliche Regelungen für den Querdruck eingeführt wurden. Gemäß SCHMIDT ET AL. [122] sollen diese Regelungen knickstabähnliches Verhalten abdecken, da der Grenzwert von $e_g = b/250$ bei üblicher Fertigungsgenauigkeit nach [122] nur schwer einzuhalten ist. In Bild 3.28 sind die geometrischen Imperfektionen e_g gemäß EN 1090 - 2 [12] (Tabelle 3.11 Nr.1 und 3) dargestellt. Dabei ergibt sich, dass bei einer biaxialen Belastung (Längs- und Querdruck gleichzeitig) ab dem Seitenverhältnis $\alpha > 1$ die geometrischen Imperfektionen infolge Längsdruck maßgebend sind.

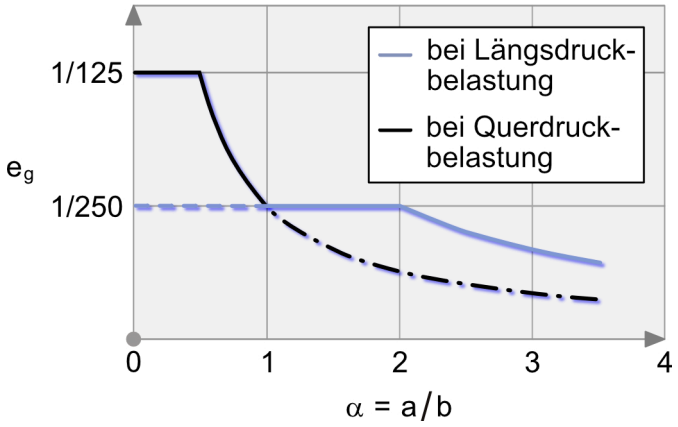


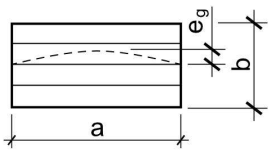
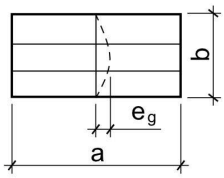
Bild 3.28 Vergleich der geometrischen Imperfektionen nach EN 1090-2 [12] infolge gleichzeitiger Längs- und Querbelastung von unausgesteiften Beulfelder

Zusammenfassend wird mithilfe von Tabelle 3.11 deutlich, dass in EN 1090 - 2 [12] die Größe der geometrischen Imperfektionen e_g neben der Geometrie auch *von der vorliegenden Belastung* des unausgesteiften Beulfeldes abhängig ist.

Herstellungstoleranzen ausgesteifter Beulfelder (globale Imperfektionen)

Die Angaben für die geometrischen globalen Imperfektionen der in Tabelle 3.10 aufgeführten Normen sind in Tabelle 3.12 zusammengestellt. Dabei ist klar erkennbar, ob sich die Werte seit der Einführung der DAST-RI 012 [35] verändert haben. Angesichts der verbesserten Herstellungsprozesse in den letzten 45 Jahren erscheint dies wenig plausibel.

Tabelle 3.12 Historische Entwicklung der Herstellungstoleranzen bei ausgesteiften Beulfeldern (geometrisch globale Imperfektionen e_g)

Norm / Richtlinie **Ausgabejahr**	**DIN 1079 [8]** **1970**	**DASt-Ri-012 [35]** **1979**	**DIN 18800-3 [10]** **1990**	**EN 1090-2 [12] (aktl. Stand)** **2018**	**Nr.**
Längssteifen in längs-versteiften Beulfeldern  	$\min\begin{pmatrix} \pm\frac{a}{500} \\ \pm\frac{b}{500} \\ 8\text{ mm} \end{pmatrix}$	$\pm\frac{a}{400}$	$\pm\frac{a}{400}$	$\pm\frac{a}{400}$	1
Quersteifen in längs-versteiften Beulfeldern  	$\min\begin{pmatrix} \pm\frac{b}{250} \\ 8\text{ mm} \end{pmatrix}$	$\min\begin{pmatrix} \pm\frac{a}{400} \\ \pm\frac{b}{400} \end{pmatrix}$	$\min\begin{pmatrix} \pm\frac{a}{400} \\ \pm\frac{b}{400} \end{pmatrix}$	$\min\begin{pmatrix} \pm\frac{a}{400} \\ \pm\frac{b}{400} \end{pmatrix}$	2

Beim Blick auf Tabelle 3.12 fällt auf, dass die Toleranzangabe für Längssteifen von $e_g = \pm\, a/400$ (Nr. 1), die seit der Einführung der DAST-RI 012 [35] gelten, unabhängig von der Breite b sind. In Bild 3.29 sind die geometrischen Imperfektionen für ausgesteifte Beulfelder nach EN 1090-2 [12] (Tabelle 3.12 Nr. 1 und 2) in Abhängigkeit vom Seitenverhältnis α dargestellt. Es ist zu erkennen, dass die geometrischen Imperfektionen e_g bei Quersteifen mit einem größer werdenden Seitenverhältnis abnehmen. Im Unterschied dazu bleibt die Größe von e_g bei Längssteifen mit $e_g = \pm\, a/400$ konstant. Auf diese Diskrepanz weist bereits SEITZ [127] hin.

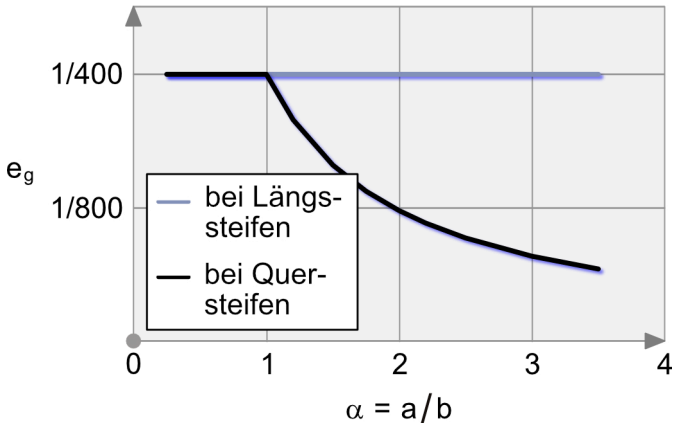


Bild 3.29 Vergleich der geometrischen Imperfektionen nach EN 1090-2 [12] für Längs- und Quersteifen von ausgesteiften Beulfeldern

Nach Rücksprache mit den Hauptautoren von [122] handelt es sich bei den Längssteifen hier um eine korrekte Angabe von $e_g = \pm\, a/400$ (Tabelle 3.12 Nr. 1). Dabei soll, laut Aussage der Hauptautoren, an dieser Stelle explizit nicht der Einfluss der Breite *b* berücksichtigt werden.

Steifenverdrehung

Neben lokalen und globalen geometrischen Imperfektionen sind in EN 1090-2 [12] auch Angaben zur Steifenverdrehung enthalten, siehe Bild 3.30.

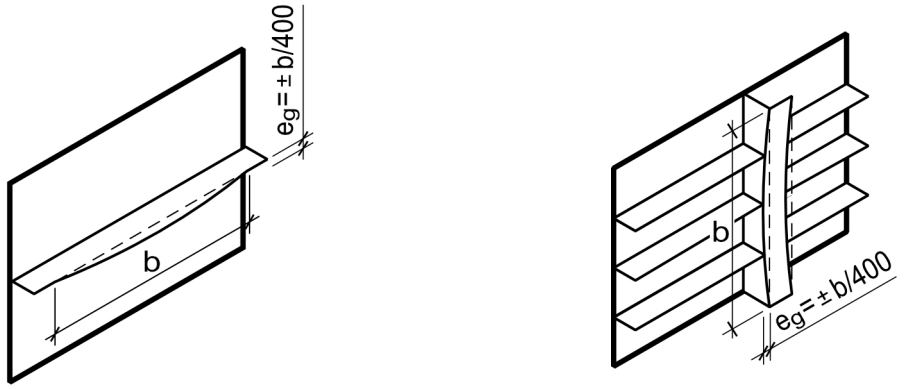


Bild 3.30 Herstellungstoleranzen infolge Steifenverdrehung für Längs- (links) und Quersteifen (rechts) nach [12]

Die Begrenzung der Verdrehung von Steifen wird in EN 1090-2 [12] sowohl für Längs- als auch für Quersteifen mit einem Grenzmaß von $e_g = \pm\, b/400$ angegeben. Weitere ausführliche Angaben zu den einzelnen Toleranzen sind in EN 1090-2 [12] enthalten. Erläuterungen zur Herstellungsnorm für Stahlbauteile können z. B. SCHMIDT ET AL. [122] entnommen werden.

Gemessene geometrische Imperfektionen

Bei neu gefertigten und bereits bestehenden Bauteilen sind die geometrischen Imperfektionen e_g direkt messbar. Die Messung von geometrischen Imperfektionen im Rahmen der Fertigung dient der Qualitätssicherung. Bei bestehenden Tragwerken kann die Bestimmung der real vorhandenen geometrischen Imperfektionen als Grundlage für eine Nachrechnung mithilfe der FE-Methode dienen. Für die Messung der geometrischen Imperfektionen an Bauteilen stehen neben klassischen händischen Verfahren (z. B. Messscheit) auch moderne Methoden (z. B. 3D-Laserscan) zur Verfügung. Tabelle 3.13 enthält eine Übersicht über die verwendeten Messverfahren aus unterschiedlichen Veröffentlichungen und der Baupraxis.

Tabelle 3.13 Übersicht über Messverfahren geometrischer Imperfektion

Bauteil bzw. Tragwerk	Messverfahren	Quelle
Versuchskörper – Teilausschnitt (vor Versuchsdurchführung)	Induktiver Wegaufnehmer	Braun [27], Kubsch [74], Seitz [127]
	Dehnungsmessstreifen	Schillo [119]
	Photogrammetrie	Zizza [147]
	3D-Laser-Scan	Kuhlmann et al. [75], Mensinger et al. [92], Thomas [135]
	Nivellement	Roik [110]
Brücke vor Montage (in Werkstatt – unbelasteter Zustand)	Handaufmaß (Messlineal)	Fischer [46]
	k. A.	Macháček [85]
Brücke im eingebauten Zustand (belasteter Zustand)	Handaufmaß (Messlineal)	Fischer [46]
	Richtscheit	SEH Engineering [126]
	Photogrammetrie	Knabenschuh [66]
	k. A.	Macháček [85]

Bei den in Tabelle 3.13 aufgeführten Messverfahren handelt es sich um zerstörungsfreie Methoden. Die einzelnen Verfahren weisen unterschiedliche Genauigkeiten auf. Neben dem Verfahren selbst, sind auch die Durchführung der Messung und die

Interpretation der Messwerte wesentliche Qualitätskriterien. Aus diesem Grund werden z. B. in EN 1090-2 [12] Hinweise zur Durchführung mittels Messscheit gegeben. In Bild 3.31 sind Beispiele für das Anlegen des Messscheits bei unausgesteiften Beulfeldern dargestellt.

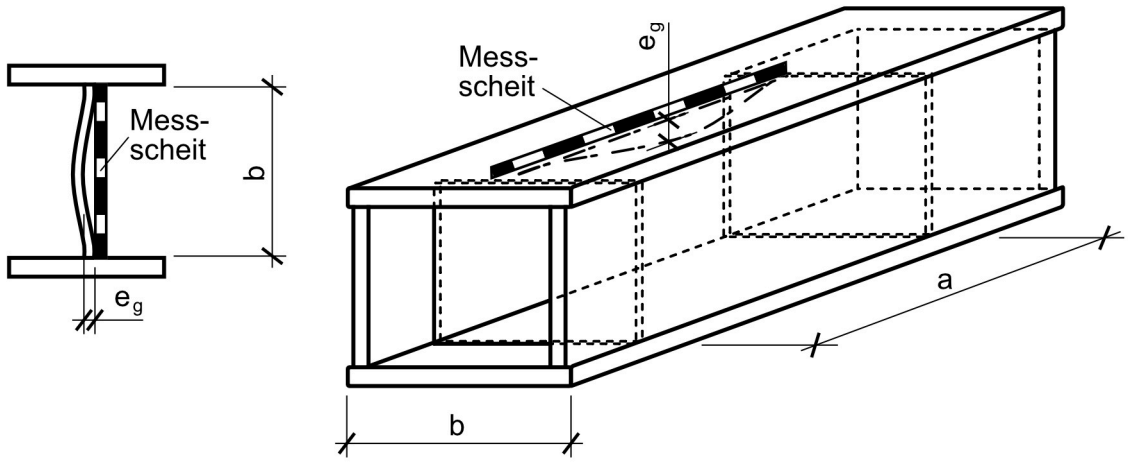


Bild 3.31 Beispiele für die Ermittlung der bei offenen (links) und geschlossenen (rechts) Profilen mittels Messscheit Herstellungstoleranzen (geometrische Imperfektionen e_g) nach [12]

So wird z. B. in SCHMIDT ET AL. [122] darauf hingewiesen, dass bei allgemein unausgesteiften Beulfeldern (Tabelle 3.11 Nr. 1 und 2) die Messlehre so lange verschoben werden muss, bis der höchste gemessene Wert ermittelt wurde. Bei Querdruck (Tabelle 3.11 Nr. 3 und 4) beziehen sich die zulässigen Abweichungen auf die Länge L der Messlehre. Dabei wird die Messlehre in Querrichtung $L = b$ angesetzt. Für die Ermittlung der geometrischen Imperfektionen bei ausgesteiften Beulfeldern in Längsrichtung (Tabelle 3.12 Nr. 1) ist zu beachten, dass sich der Messwert Bild 3.32 nicht auf den Stich in der Mitte der Längssteife bezieht. Es wird der größte Stich, entlang der gesamten Länge der Steife gemessen, siehe Bild 3.32. Auf diese Weise wird sichergestellt, dass auch globale Beulformen erfasst werden, welche sich über mehr als eine Halbwelle in Längsrichtung erstrecken können.

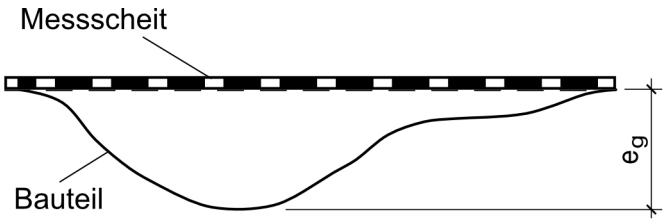


Bild 3.32 Beispiel für die Ermittlung der Herstellungstoleranzen bei ausgesteiften Beulfeldern mittels Messscheit (geometrische Imperfektionen e_g) nach [12]

Bei der Messung der Verdrehung der Steifen ist ebenfalls zu beachten, dass der größte gemessene Wert entlang der gesamten Länge der Steife als repräsentativer Messwert betrachtet werden sollte. Ein Beispiel für eine verformte Steife ist in Bild 3.33 dargestellt.

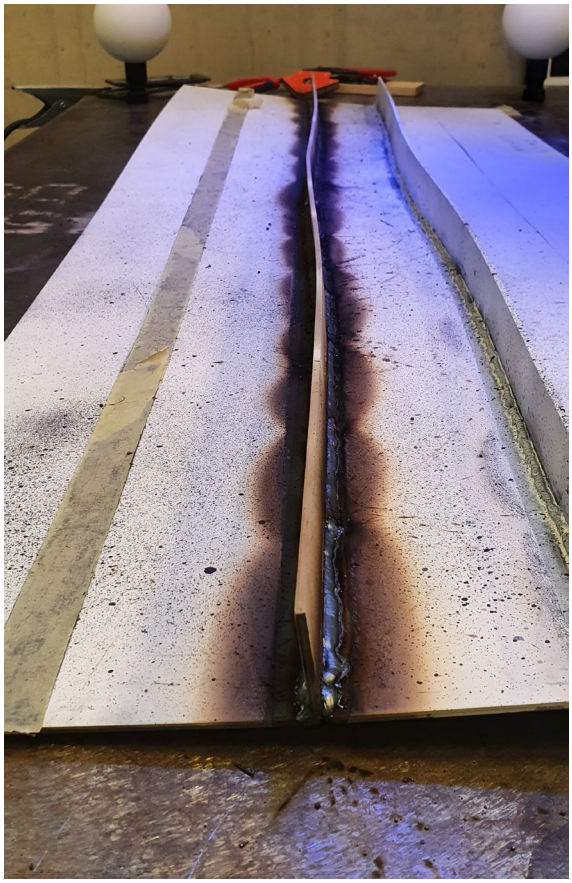


Bild 3.33 Beispiel einer verformten Längssteife nach dem Schweißen

Für moderne Messverfahren, wie z. B. Photogrammetrie oder 3D-Laserscan (siehe Tabelle 3.13), gibt es in der Literatur nur wenige Hinweise, die sich auf eine zuverlässige Durchführung der Messung und die Auswertung der Messdaten beziehen. Erläuterungen zur Funktionsweise der einzelnen Messmethoden in Tabelle 3.13 sind der jeweiligen Literatur zu entnehmen.

In Tabelle 3.13 wird explizit zwischen Versuchskörpern (vor Versuchsdurchführung) und realen Tragwerken (unbelastet) unterschieden. Grund für diese Differenzierung ist, dass sich im Rahmen dieser Arbeit *wesentliche Unterschiede im Hinblick auf die gemessenen geometrischen Imperfektionen e_g zwischen Bauteilen für Laboruntersuchungen und realen Tragwerken ergaben*. Diese Unterschiede werden in Kapitel 4 ausführlich erläutert.

3.6.3 Strukturelle Imperfektionen e_s

Bei den strukturellen Imperfektionen e_s handelt es sich um „innere“ Imperfektionen, die von „außen“ nicht erkennbar sind. Dazu zählen u. a. Streuungen der Festigkeit infolge Herstellung oder Verformung (Fließgrenzenstreuung), Anisotropie und Eigenspannungen infolge von Schweißprozessen bei der Bauteilherstellung, siehe Bild 3.25. Dabei tragen die Eigenspannungen i. d. R. den größten Anteil zu den strukturellen Imperfektionen bei. Da im Rahmen dieser Arbeit von einem homogenen isotropen Werkstoff mit gleicher Festigkeit ausgegangen wird, sind im Folgenden mit strukturel-

len Imperfektionen e_s immer Eigenspannungen σ_{res} infolge Schweißens gemeint. Die Eigenspannungen stehen mit sich selbst im Gleichgewicht, wodurch sich keine resultierenden Schnittgrößen ergeben. Das Schweißen ist neben dem Schrauben die wichtigste Verbindungsart im Stahlbau. Infolge der ungleichmäßigen (lokalen beschränkten) Erwärmung beim Schweißen ergeben sich neben geometrischen Imperfektionen e_g (Verzug) auch strukturelle Imperfektionen e_s in Form von Eigenspannungen. Die prinzipielle Entstehung von Eigenspannungen infolge lokaler Erwärmung ist in Bild 3.34 dargestellt. Die Ausdehnung des erwärmten Bereiches wird durch das umliegende nicht erwärmte Material behindert.

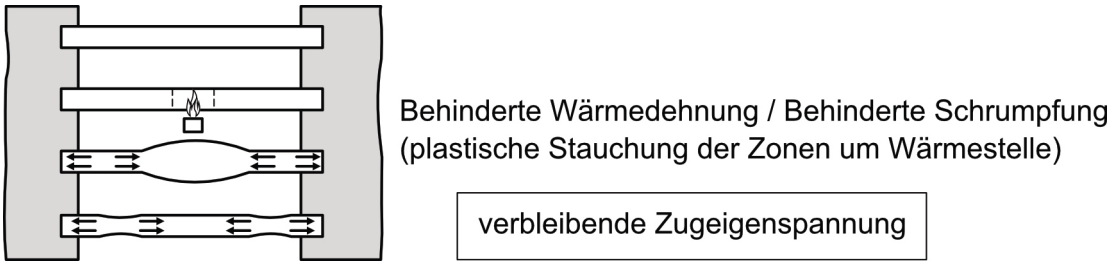


Bild 3.34 Entstehung von Eigenspannung infolge behinderter Dehnung am Beispiel eines Stabes nach [45]

Aufgrund der ungleichmäßigen Erwärmung von Stahlbauteilen im Rahmen der Herstellung, sind baupraktisch in nahezu allen Stahltragwerken Eigenspannungen vorhanden. Die Größe und die Verteilung dieser Eigenspannungen hängen von einer Vielzahl von Parametern ab. So neigen „dünne“ Bauteile mit geringer Steifigkeit dazu, Eigenspannungen in Form von Verformungen (Verzug) abzubauen oder umzulagern. Daraus ergeben sich auch Anteile für die geometrischen Imperfektionen, wie sie z. B. in Bild 3.26 im Abschnitt 3.6.2 dargestellt sind. Der komplexe Zusammenhang zwischen geometrischen und strukturellen Imperfektionen infolge des Schweißens ist stark vereinfacht im nachfolgenden Bild 3.35 dargestellt.

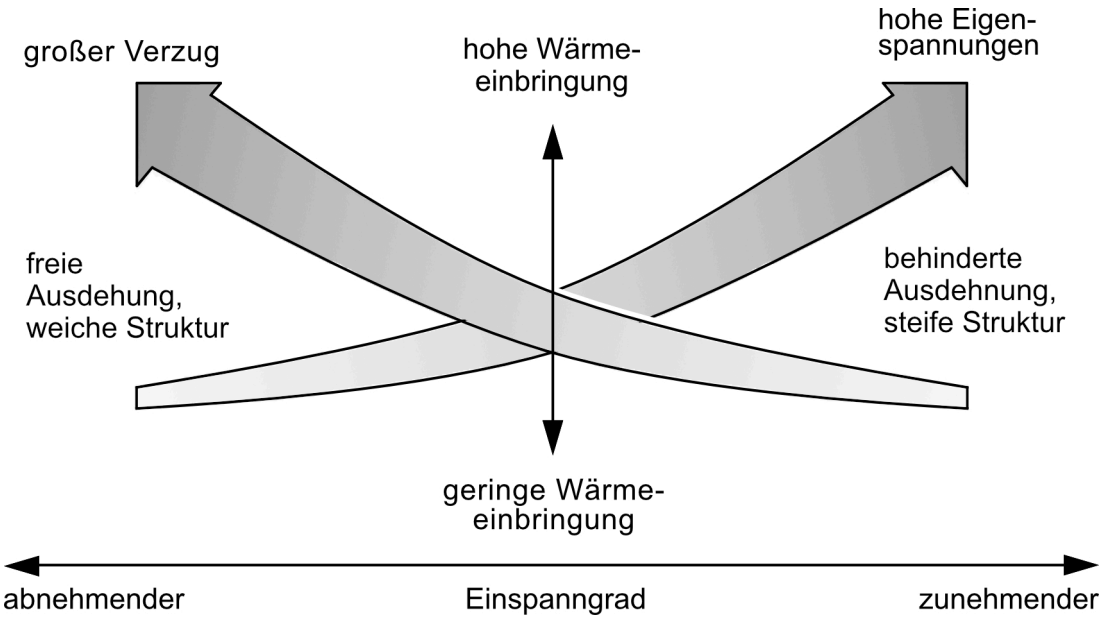


Bild 3.35 Zusammenhang zwischen geometrischen Imperfektionen (Verzug) und strukturellen Imperfektionen (Eigenspannungen)

Dabei wird deutlich, dass mit zunehmendem Einspanngrad (Bild 3.35, rechts) infolge steifer werdender Struktur die Eigenspannung ansteigt. Allgemein gilt, dass mit zunehmender Wärmeeinbringung sich höhere Eigenspannungen bzw. Verzüge ergeben. Bei vollständiger „Durchwärmung“ des Bauteils wird dieser Effekt reduziert, siehe MALISIUS [86]. Der Effekt des Verzuges infolge ungleichförmiger Erwärmung wird z. B. beim Flammrichten genutzt. In Bild 3.36 ist der Gurt einer Brücke dargestellt, der lokal mittels Autogenflamme verformt wurde. Dabei ergaben sich Eigenspannungen in der Größe, dass sich der Gurt wie gewünscht verformte. Die gleiche Methode wird auch zum Richten von Bauteilen eingesetzt.

Bild 3.36 Brückengurt mittels Flammrichten in gekrümmte Form gebracht

Modelle für strukturelle Imperfektionen e_s (Eigenspannungen)

In der Literatur werden unterschiedliche Modelle für den Verlauf und die Höhe von Eigenspannungen σ_{res} angegeben. In Bild 3.37 sind häufig verwendete Eigenspannungsmodelle für geschweißte I-Profile zusammengestellt. Modelle für Walzprofile sind nicht Gegenstand dieser Arbeit und werden deshalb nicht betrachtet. Gemäß Bild 3.37 sind die Eigenspannungsmodelle nach ECCS 33 [41] und PREN 1993-1-14 [18] identisch. Grundlegende Unterschiede ergeben sich beim Vergleich der Modelle von PREN 1993-1-14 [18] / ECCS 33 [41] mit der schwedischen Norm BSK 94 [133]. Während in PREN 1993-1-14 [18] / ECCS 33 [41] die Steghöhe h_w bzw. Gurtbreite b berücksichtigt wird, geht bei BSK 94 [133] die Stegdicke t_w bzw. Flanschdicke t_f in das Eigenspannungsmodell mit ein. Weiterhin fällt auf, dass die Höhe der Druckspannung nach PREN 1993-1-14 [18] / ECCS 33 [41] einen festen Wert von $0{,}25 \cdot f_y$ annimmt, während bei BSK 94 [133] die Höhe der Druckspannung σ_c aus dem Gleichgewicht mit der Zugspannung ermittelt werden muss. Der parabelförmige Verlauf der Eigenspannung für geschweißte Profile gemäß ECCS 22 [40] spiegelt nicht mehr den aktuellen Kenntnisstand wider und wird deshalb nicht weiter betrachtet.

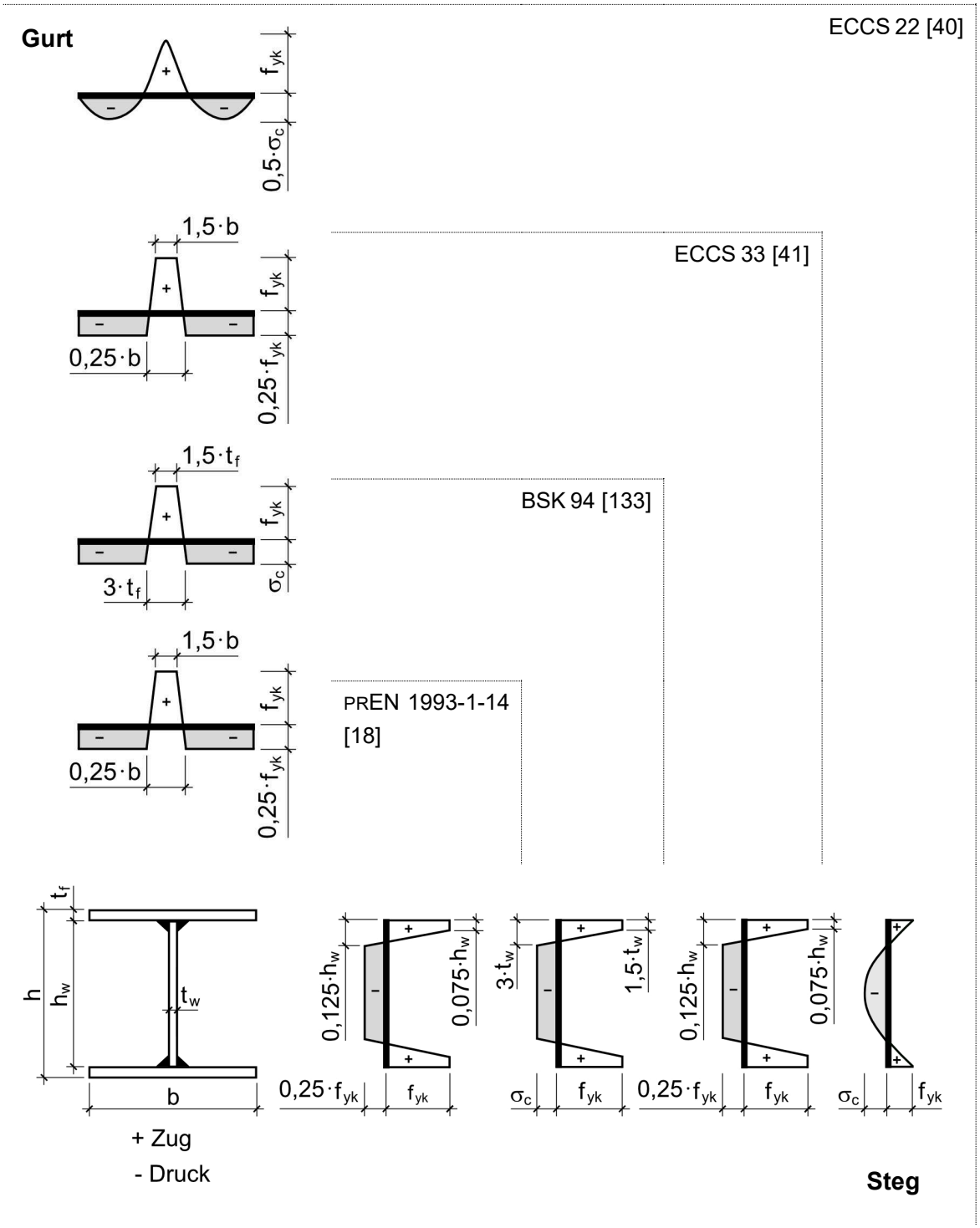


Bild 3.37 Eigenspannungsmodelle für geschweißte I-Profile

Zusätzlich zu den Modellen in Bild 3.37 ist in Bild 3.38 das Eigenspannungsmodell nach KUBSCH [74] dargestellt. Dieses Modell wurde von RUSCH [113] vereinfacht und im Rahmen von umfangreichen Untersuchungen von LINDNER ET AL. [80] bestätigt. Die ausführlichen Untersuchungen sowie weitere Erläuterungen hierfür sind u. a. in LINDNER ET AL. [80] und RUSCH [113] zu finden.

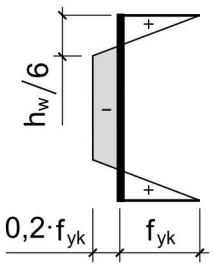


Bild 3.38 Eigenspannungsverteilung im Steg nach Kubsch [74]

An dieser Stelle wird darauf hingewiesen, dass bei keinem der Eigenspannungsmodelle in Bild 3.37 und Bild 3.38 die typischen schweißtechnischen Herstellungsparameter wie z. B. Schweißverfahren, Nahtdicke, Schweißfolge und Stromstärke berücksichtigt werden. Diese Parameter zählen zu den wesentlichen Bestandteilen einer Schweißanweisung, auf deren Basis der Schweißer das Bauteil fertigt. Einflüsse aus der Geometrie werden nur stark vereinfacht, in Form von b und h_w oder t_f und t_w, berücksichtigt. Es ist anzumerken, dass allein durch die Anwendung unterschiedlicher Schweißverfahren erhebliche Unterschiede in der Energieverteilung entstehen. In Bild 3.39 wird die unterschiedliche Energieverteilung zwischen den im Stahlbau typischen Schweißverfahren, dem Lichtbogenhandschweißen (E-Schweißen) und dem Unterpulverschweißen (UP), deutlich.

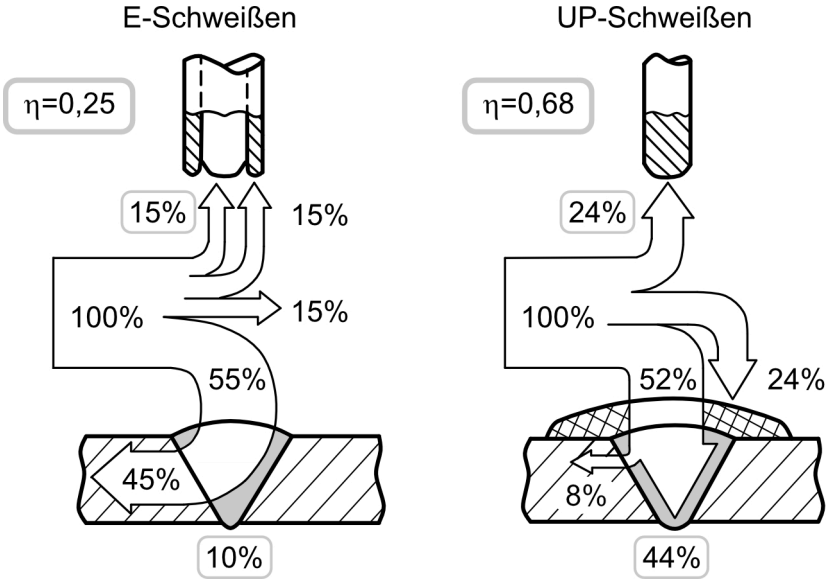


Bild 3.39 Energieverteilung beim Lichtbogenhandschweißen und beim Unterpulverschweißen nach [94]

Ein weiterer wichtiger Aspekt der Eigenspannungsmodelle ist die anzusetzende Streckgrenze f_y in Bild 3.37. Das Eigenspannungsmodell nach ECCS 33 [41] verwendet die Streckgrenze von f_y = 235 N/mm², unabhängig vom verwendeten Werkstoff. Nach dem neuen Entwurf der PREN 1993-1-14 [18] kann das in Bild 3.37 dargestellte Eigenspannungsmodell für geschweißte I-Profile, mit der tatsächlich vorliegenden Streckgrenze des verwendeten Werkstoffes, im Bereich von S 235 bis S 700, benutzt werden. Ebenso wird beim BSK 94 [133] Modell die tatsächlich vorliegende Streckgren-

ze berücksichtigt. Als Grenze wird bei Anwendung des BSK 94 [133] Modells von CLARIN [34] eine Streckgrenze von 500 N/mm² empfohlen.

Messungen von strukturellen Imperfektionen e_s (Eigenspannungen σ_{res})

In Tabelle 3.14 findet sich eine Übersicht über die unterschiedlichen Messverfahren zur Bestimmung von strukturellen Imperfektionen e_s. Die Messverfahren werden in zerstörend und zerstörungsfrei unterteilt.

Tabelle 3.14 Ausgewählte Messverfahren zur Bestimmung von strukturellen Imperfektionen (Eigenspannungen)

Messmethode	Messverfahren	verwendet in
zerstörungsfrei	Setzdehnungsmesser	Köröndi et al. [68]
	Röntgenmessverfahren	Pasternak et al. [97], Pasternak et al. [98]
zerstörend	Zerlegungsverfahren	Ban et al. [22], Kubsch [74], Pasternak et al. [98], Schaper et al. [116], Tankova et al. [134]
	Bohrlochverfahren	Liu et al. [82], Wang [142]

Aus Tabelle 3.14 wird deutlich, dass zerstörende Verfahren häufiger zum Einsatz kommen. Da das Bauteil dabei vor der Bestimmung der Traglast zerstört werden muss, kann ein Traglastversuch nicht mehr im Anschluss daran durchgeführt werden, um z. B. den Einfluss der Eigenspannungen auf das Tragverhalten zu bestimmen. Aus diesem Grund müssen bei der Anwendung einer zerstörenden Ermittlung der strukturellen Imperfektionen jeweils zwei möglichst identische Versuchskörper gefertigt werden. Auf eine Vorstellung der einzelnen Messverfahren aus Tabelle 3.14 wird an dieser Stelle verzichtet und stattdessen auf die angegebene Literatur verwiesen. In Tabelle 3.15 ist eine Übersicht über die untersuchten Bauteile zusammengestellt, bei denen die Eigenspannungen bestimmt wurden.

Tabelle 3.15 Übersicht über die untersuchten Bauteile zur Bestimmung von strukturellen Imperfektionen (Eigenspannungen)

Art des Bauteils	Messkörper	Quelle
real ausgeführtes Bauwerk	un- und ausgesteifte Beulfelder, Längssteifen	Köröndi et al. [68]
Laborversuchskörper	unausgesteifte Beulfelder	Jungbluth et al. [56], Kubsch [74]
	Stege von geschweißten I-Profilen	Pasternak et al. [97], Schaper et al. [116], Tankova [134]

Bei allen in Tabelle 3.15 aufgeführten Laborversuchskörpern wurden keine ausgesteiften Bauteile untersucht. Die gemessenen strukturellen Imperfektionen der Messkörper dienen teilweise der Validierung der Eigenspannungsmodelle in Bild 3.37 und in Bild 3.38. Ein Vergleich von Eigenspannungsmodellen mit gemessenen Eigenspannungen für einen Steg ist in Bild 3.40 dargestellt. Dabei wurde die Stahlgüte S 355 angenommen.

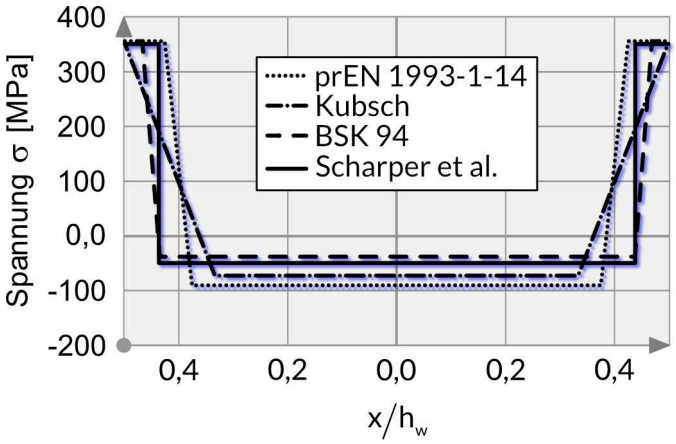


Bild 3.40 Vergleich der Eigenspannungsmodelle im Steg nach [123]

In den einzelnen Untersuchungen kommen die Autoren teilweise auch zu gegensätzlichen Schlussfolgerungen. Zum Beispiel schätzt PASTERNAK ET AL. [97] den Einfluss der Blechdicke als gering ein. Im Gegensatz dazu zeigen die Ergebnisse von SCHAPER ET AL. [116] einen deutlichen Einfluss. Weiterhin empfiehlt PASTERNAK ET AL. [97] den Ansatz nach BSK 94 [133]. SCHAPER ET AL. [116] hingegen verwendt die Annahmen von ECCS 33 [41] für die weiterführenden Untersuchungen. Diese unterschiedlichen Schlussfolgerungen könnten auf die verschiedenen Randparameter der einzelnen Untersuchungen zurückzuführen sein. So wurde z. B. von [116] die Energiebilanz unterschiedlicher Schweißverfahren nicht als Parameter berücksichtigt.

Zusammenfassend sind Höhe und Verteilung von strukturellen Imperfektionen e_s (Eigenspannungen σ_{res}) in der Realität von einer Vielzahl von Parametern wie z. B. Schweißverfahren, Abkühlbedingungen, Nahtdicke, Schweißfolge, Stromstärke und Steifigkeit der Bauteile abhängig, siehe z. B. HÄNSCH [52] und PETERSEN [100]. Diese Parameter werden in den gängigen Eigenspannungsmodellen kaum oder gar nicht berücksichtigt. Gemäß CLARIN [34], JUNGBLUTH ET AL. [56], KUBSCH [74], LINDNER ET AL. [79], ROIK [109], SCHAPER ET AL. [116] und SOMODI ET AL. [130] ist der Einfluss der Stahlgüte bei S 235, S 355 und S 460 sehr gering.

Im Rahmen dieser Arbeit wird die Stahlgüte S 355 verwendet, da diese Stahlfestigkeit häufig für Brückentragwerke zur Anwendung kommt. In der Untersuchung wird die vorhandene Streckgrenze bei der Ermittlung von strukturellen Imperfektionen gemäß PREN 1993-1-14 [18] berücksichtigt.

3.6.4 Geometrische Ersatzimperfektionen e_0

Alternativ zu geometrischen und strukturellen Imperfektionen können geometrische *Ersatz*imperfektionen e_0 zur Ermittlung der Traglast mittels GMNIA verwendet werden. Die geometrischen Ersatzimperfektionen sind mit den geometrischen Imperfektionen nach Abschnitt 3.6.2 vergleichbar, da bei beiden Imperfektionsformen zwischen lokalen und globalen Imperfektionen unterschieden wird. In der Realität liegt eine Kombination aus geometrischen und strukturellen Imperfektionen gleichzeitig im Bauteil vor. Zur Vermeidung einer aufwendigen Modellierung von strukturellen Imperfektionen (Eigenspannungen σ_{res}) nach Abschnitt 3.6.3 kommen häufig geometrische Ersatzimperfektionen e_0 zum Einsatz. Diese werden in Form einer Formabweichung auf das zu untersuchende Bauteil aufgebracht, wobei deren Größe (häufig als Stichmaß bezeichnet) i. d. R. größer ist, als bei den rein geometrischen Imperfektionen e_g. Durch diese zusätzlich vergrößerte Imperfektion soll der Einfluss der strukturellen Imperfektion mitberücksichtigt werden. *Die geometrische Ersatzimperfektionen e_0 stellen somit eine erhebliche Vereinfachung des realen Bauteiles dar*. Angaben zu Ersatzimperfektionen sind in EN 1993-1-5 [14] bzw. PREN 1993-1-14 [18] enthalten. Insbesondere die Anwendung der geometrischen Ersatzimperfektionen wird in diesen Normen ausführlich beschrieben.

3.6.5 Imperfektionen nach EN 1993-1-5 / prEN 1993-1-14

In EN 1993-1-5 Anhang C [14] bzw. PREN 1993-1-14 [18] sind Hinweise zu den Imperfektionsarten sowie deren Anwendung enthalten. Es wird zwischen folgenden Imperfektionsarten unterschieden:

- geometrische Imperfektionen e_g, siehe Abschnitt 3.6.2
- strukturelle Imperfektionen e_s, siehe Abschnitt 3.6.3
- geometrische Ersatzimperfektionen e_0, siehe Abschnitt 3.6.4

In Tabelle 3.16 sind Ansatzvarianten bzw. deren Kombinationen nach PREN 1993-1-14 [18] zusammengefasst. Diese können in zwei grundsätzliche Varianten „A“ und „B“ unterteilt werden. Bei Anwendung der Variante „A“ überlagern sich geometrische e_g und strukturelle e_s Imperfektionen. Dabei können die geometrischen Imperfektionen entweder als Messwerte von den realen Bauteilen oder als Grenzwerte nach der Fertigungsnorm EN 1090-2 [12] verwendet werden. Es ist zu beachten, dass die Grenzwerte (Herstellungstoleranzen) in EN 1090-2 [12] gemäß EN 1993-1-5 Anhang C [14] bzw. PREN 1993-1-14 [18] auf 80 % zu reduzieren sind. Bei der Variante „B“ handelt es sich um geometrische Ersatzimperfektionen. Diese schließen vereinfacht die Effekte aus strukturellen (Eigenspannungen σ_{res}) und geometrischen Imperfektionen mit ein, siehe Abschnitt 3.6.4.

Tabelle 3.16 Ansatzvarianten der Imperfektionen nach PREN 1993-1-14 [18]

Variante	Imperfektionen
A	Geometrische Imperfektion e_g — EN 1090-2 [12] (80%) / Messwerte ⊕ Strukturelle Imperfektion e_s — prEN 1993-1-14 [18] / Kubsch [74] / BSK 94 [133]
B	Geometrische Ersatzimperfektionen e_0 aus prEN 1993-1-14 [18] / EN 1993-1-5 Anhang C [14]

Für die Modellierung von geometrischen Imperfektionen und geometrischen Ersatzimperfektionen mithilfe der FE-Methode stehen mehrere Methoden zur Verfügung, die in Tabelle 3.17 zusammengestellt werden.

Tabelle 3.17 Methoden zur Modellierung von geometrischen Imperfektionen e_g und geometrischen Ersatzimperfektionen e_0 nach PREN 1993-1-14 [18]

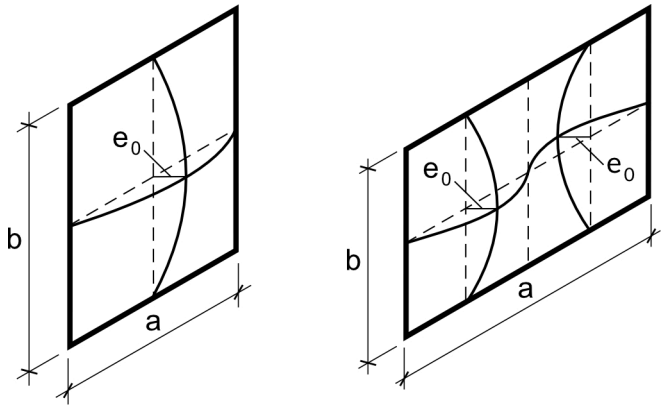
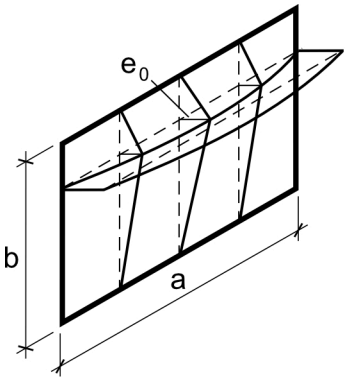
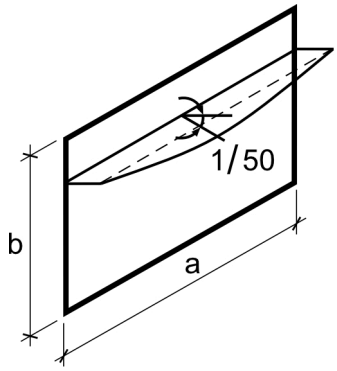
Imperfektion	Eigenwertberech-nung (LBA)	trigonom. Funktion (z. B. sin)	vordefinierte Verschiebung	Messwerte (z. B. 3D-Scan)
e_g	✓	✓	✓	✓
e_0	✓	✓	✓	✗
„✓“ zulässig, „✗“ nicht zulässig				

Entsprechend Tabelle 3.17 ist die Kombination von Messwerten (z. B. von einem 3D-Laserscanner) und geometrischen Ersatzimperfektionen e_0 nach PREN 1993-1-14 [18] nicht zulässig. Ein möglicher Grund dafür ist, dass sich gemessene geometrische Imperfektionen aus dem Zusammenspiel von Steifigkeit und Wärmeeinbringung gemäß Bild 3.35 ergeben können. Dies ist besonders bei der Überprüfung von bestehenden Tragwerken zu beachten. An dieser Stelle wird betont, dass die Hinweise zu den Verformungsdarstellungen in EN 1090-2 [12] nur für geometrische Imperfektionen e_g gültig sind. In EN 1993-1-5 Anhang C [14] bzw. PREN 1993-1-14 [18] sind explizit Angaben für die geometrischen Ersatzimperfektionen e_0 enthalten. Dabei wird unterschieden zwischen:

- unausgesteiften Beulfeldern (lokale Imperfektion)
- ausgesteiften Beulfeldern (globale Imperfektion)
- Steifenverdrehung

Diese Imperfektionen werden auch in der Herstellungsnorm EN 1090-2 [12] beschrieben, siehe Abschnitt 3.6.2. Die Form der geometrischen Ersatzimperfektionen e_0 nach EN 1993-1-5 Anhang C [14] bzw. PREN 1993-1-14 [18] sowie deren Höhe (Stichmaß oder Amplitude) sind in Tabelle 3.18 dargestellt.

Tabelle 3.18 Geometrische Ersatzimperfektionen e_0 für plattenförmige Bauteile nach EN 1993-1-5 Anhang C [14] / PREN 1993-1-14 [18]

Imperfektion	Form	Stichmaß
lokal		$e_0 = \min\left(\frac{a}{200};\frac{b}{200}\right)$
global		$e_0 = \min\left(\frac{a}{400};\frac{b}{400}\right)$
Steife		$e_0 = \left(\frac{1}{50}\right)$

Gemäß EN 1993-1-5 Anhang C [14] bzw. PREN 1993-1-14 [18] sind die geometrischen Ersatzimperfektionen e_0 in Tabelle 3.18 so zu überlagern, dass sich eine minimale Traglast ergibt. In der Kombination von lokalen und globalen Ersatzimperfektionen sowie der Steifenverdrehung wird eine „führende“ Imperfektion mit 100 % und die „begleitende“ Imperfektion mit 70 % überlagert. Zusätzlich sind die Imperfektionsrichtungen so zu wählen, dass der geringste Widerstand ermittelt werden kann.

3.6.6 Stand der Forschung

Mit gestiegener Leistungsfähigkeit der Rechentechnik hat in den letzten Jahren die Anzahl der wissenschaftlichen Untersuchungen, in denen GMNIA-Berechnungen

(siehe Abschnitt 3.5) enthalten sind, stetig zugenommen. Bei der Auswertung dieser Untersuchungen ist zu beachten, welche Randbedingungen die einzelnen Autoren für die numerischen Untersuchungen angesetzt haben. Dabei liegt ein Fokus besonders auf den verwendeten Imperfektionen. Eine Übersicht wissenschaftlicher Arbeiten zum Thema Plattenbeulen ist in Tabelle 3.19 zusammengestellt.

Tabelle 3.19 Übersicht über die verwendeten Imperfektionsansätze aus Tabelle 3.16 in ausgewählten wissenschaftlichen Arbeiten

Tabelle 3.16	Imperfektionsart	Imperfektionsform	Quelle
A	$e_g + e_s$	Sinus - Funktion	Degée et al. [37], Detzel [38], Haffar et al. [51], Kövesdi [70] + [71], Pasternak et al. [97], Radwan et al. [107]
		LBA	Somodi et al. [131]
B	e_0	Sinus - Funktion (=APDL)	Biscaya et al. [25], Braun [27], Detzel [38], Kuhlmann et al. [76], Martin et al. [87], Pourostad et al. [103] + [104], Sinur [128], Somodi et al. [129], Timmers et al. [139] + [140], Zizza [147]
		LBA	Biscaya et al. [25], Kuhlmann et al. [75], Mensinger et al. [92], Piculin et al. [101], Pourostad et al. [103], Schillo [119], Schillo et al. [120]
B*	e_0	Messwerte	Kuhlmann et al. [75], Mensinger et al. [92], Thomas [135]
n.v.	e_g	Sinus - Funktion	Seitz [127]
	e_g	LBA	Kuhlmann et al. [76], Kuhlmann et al. [78], Seitz [127]

e_g – geometrische Imperfektion, e_s – strukturelle Imperfektion, e_0 – geometrische Ersatzimperfektion
B* - Ansatz von gemessenen Imperfektionen (Stich) als Ersatzimperfektionen
„n.v.“ – Einordnung gemäß Tabelle 3.16 in PREN 1993-1-14 [18] nicht vorhanden

Aus Tabelle 3.19 wird deutlich, dass in den wissenschaftlichen Arbeiten geometrische Ersatzimperfektionen e_0 bevorzugt mit einer Sinusfunktion zur Modellierung der imperfekten Geometrie verwendet werden (in Tabelle 3.19 in zwölf Arbeiten). Ausreichende Kenntnisse über die möglichen Eigenformen sind in diesem Fall zwingend für eine sichere Bemessung erforderlich. Dies kann z. B. durch eine vorangegangene separate LBA (lineare Eigenwert- bzw. Beulanalyse, siehe Tabelle 3.7) erfolgen. Es fällt auf, dass die Kombination aus LBA und geometrischen sowie strukturellen Imperfektionen kaum Verwendung findet (in Tabelle 3.19 in einer Arbeit). Im Rahmen der Literaturrecherche war darüber hinaus bei keiner der in Tabelle 3.19 aufgeführten wissenschaftlichen Arbeiten die Berücksichtigung der Steifenverdrehung nach Tabelle 3.18 direkt erkennbar. An dieser Stelle wird darauf hingewiesen, dass

mehrere Publikationen angeben, der Einfluss der strukturellen Imperfektionen e_s (Eigenspannungen σ_{res}) auf die Traglast sei zu vernachlässigen, z. B. KUHLMANN ET AL. [75], POUROSTAD ET AL. [103] + [104], SINUR [128], THOMAS [135], ZIZZA [147]. Eine Untersuchung dieser Annahme wird in den Kapiteln 4 und 5.3.2 erfolgen.

Die Angaben für die imperfekte Geometrie von ausgesteiften Beulfeldern in EN 1993-1-5 Anhang C [14] bzw. PREN 1993-1-14 [18] (siehe Tabelle 3.18, Mitte) beziehen sich auf eine Steife. Die Form der imperfekten Geometrie für den Ansatz von geometrischen Imperfektionen und geometrischen Ersatzimperfektionen bei mehreren Steifen ist in EN 1993-1-5 Anhang C [14] bzw. PREN 1993-1-14 [18] nicht eindeutig angegeben. Aus diesem Grund werden von ZIZZA [147] drei unterschiedliche Interpretationen vorgestellt, siehe Bild 3.41.

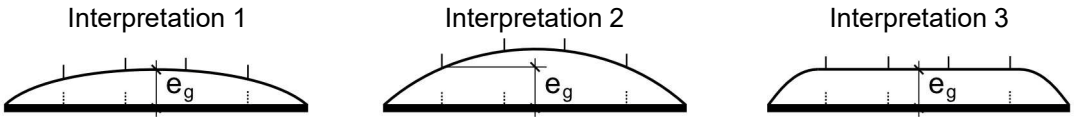


Bild 3.41 Ansatzmöglichkeiten der globalen Imperfektionen bei mehreren Längssteifen nach [147]

Nach Einschätzung von ZIZZA [147] kommt die Interpretationsform 3 einer realistischen Imperfektionsform nahe, da diese mit der Versagensform in seinen Untersuchungen vergleichbar ist. Dabei wird der maximale Stich bei allen Längssteifen als konstant angenommen, sodass die Beulform quer zur Längssteife einer Trapezform ähnelt. Die Interpretation 3 aus Bild 3.41 wurde z. B. von [75], [103], [104] und [139] übernommen. Die Beulformen infolge der Imperfektionen werden im Abschnitt 5.4.2 ausführlich erläutert.

Lokale und globale Imperfektion

Gemäß Tabelle 3.19 werden zur Modellierung von geometrischen Imperfektionen oder geometrischen Ersatzimperfektionen überwiegend Sinusfunktionen verwendet. Mithilfe dieser Funktionen erfolgt die Berücksichtigung von lokalen und globalen Imperfektionen im numerischen Modell. Dies kann z. B. in Form von folgenden Gleichungen abgebildet werden, siehe z. B. [139] oder [147]:

$$w_{lok}(x,y) = w_{lok} \cdot \sin\left(\frac{\pi \cdot x}{a}\right) \cdot \sin\left(\frac{\pi \cdot y}{b_{lok}}\right) \tag{3.6}$$

$$w_{glo}(x) = w_{glo} \cdot \sin\left(\frac{\pi \cdot x}{a}\right) \tag{3.7}$$

Dabei sind

$w_{lok/glo}$	die lokale und globale Amplitude
x und y	die Koordinaten des jeweiligen Beulfeldes
a und b	die Abmessungen des jeweiligen Beulfeldes

In Bild 3.42 sind die Sinusfunktionen schematisch für ein ausgesteiftes Beulfeld dargestellt.

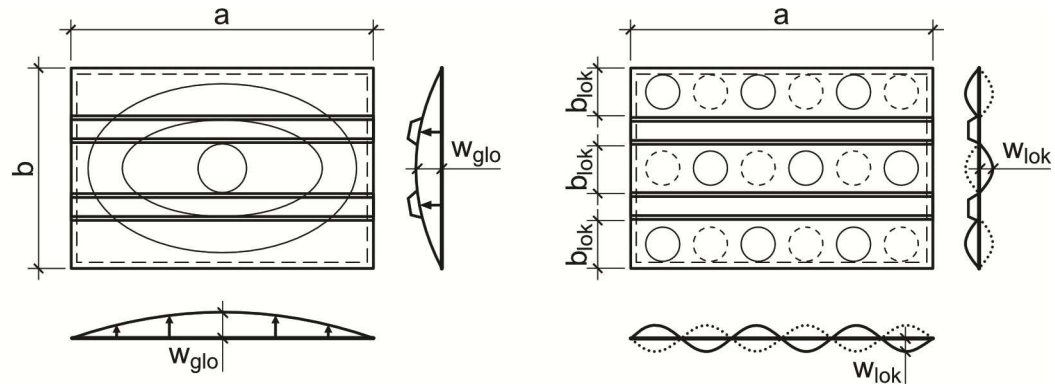


Bild 3.42 Sinusfunktionen zur Modellierung von globalen (links) und lokalen (rechts) Beulimperfektionen nach [139]

Die eigenständige Modellierung der lokalen und globalen Beulimperfektionen gemäß Bild 3.42 setzt umfangreiches Wissen über mögliche Eigenformen voraus. Darüber hinaus sind Programmierkenntnisse der verwendeten Software erforderlich. Alternativ zur eigenständigen Modellierung von Eigenformen können die Ergebnisse aus einer LBA (lineare Eigenwert- bzw. Beulanalyse, s. Tabelle 3.7) übernommen werden. Die Eigenformen der linearen Beulanalyse (LBA) erlauben die Identifikation verschiedener Versagensformen beim Plattenbeulen. In Abhängigkeit des gewählten Imperfektionsansatzes können die Eigenformen auf die entsprechende Amplitudenhöhe skaliert (geometrische Imperfektionen, s. Abschnitt 3.6.2 oder geometrische Ersatzimperfektionen, s. Abschnitt 3.6.5) und überlagert werden. Die Eigenformen sind dabei von der Belastung (Druck, Schub, Biegung) und den geometrischen Randbedingungen des Bauteils abhängig. Im Rahmen dieser Arbeit werden nur Eigenformen bei konstanter Druckbeanspruchung in Längsrichtung betrachtet. Die Identifikation unterschiedlicher Versagensformen bei Anwendung der LBA soll anhand eines Beispiels nachfolgend kurz erläutert werden. In Bild 3.43 ist ein Beulfeld mit vier Steifen dargestellt.

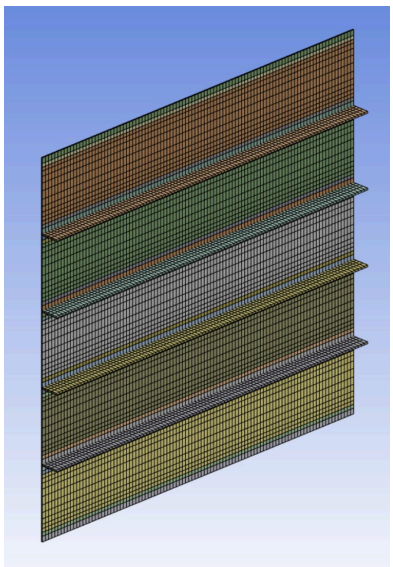


Bild 3.43 Beispiel eines ausgesteiften Beulfeldes mit vier Längssteifen

Bei einer Handrechnung wird gemäß Bild 2.5 und Bild 3.27 unterschieden zwischen:

- Einzelfeldbeulen (lokales Beulen zwischen den Längssteifen), siehe Bild 3.44
- Teilfeldbeulen, siehe Bild 3.45
- Gesamtfeldbeulen (globales Beulen des gesamten Beulfeldes), siehe Bild 3.46

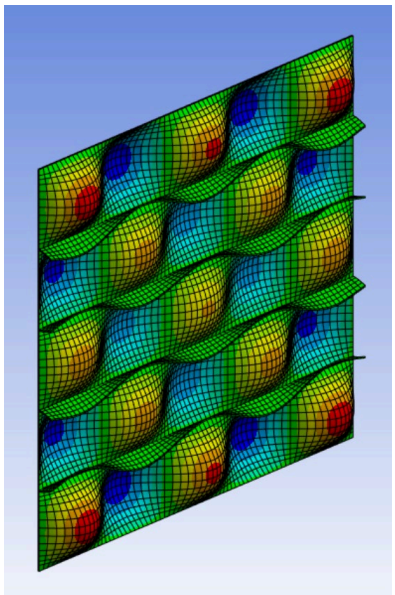


Bild 3.44 lokale Eigenform (Einzelfeldbeulen)

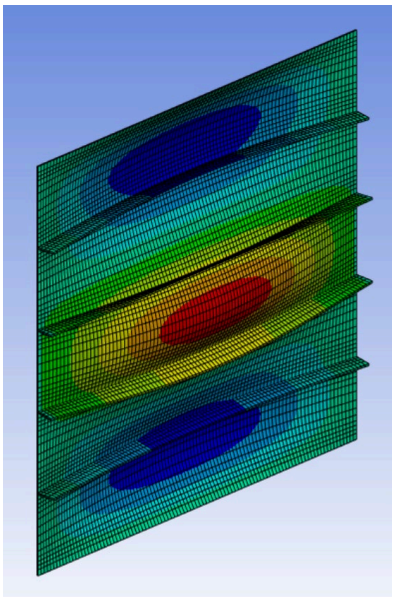
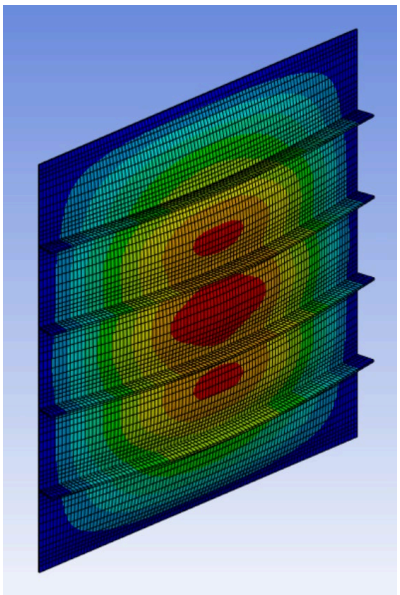


Bild 3.45 Teilfeld Eigenform (Teilfeldbeulen)



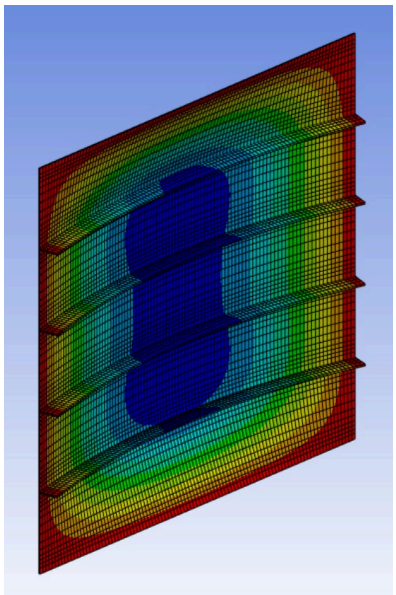


Bild 3.46 Globale Eigenformen (Gesamtfeldbeulen)

Neben der Imperfektionsform ist auch die Imperfektionsrichtung gemäß EN 1993-1-5 Anhang C [14] bzw. PREN 1993-1-14 [18] so zu wählen, dass sich die kleinste Traglast ergibt. Im Rahmen dieser Arbeit wird eine *Imperfektion in Richtung der Längssteifen* gemäß Bild 3.46 links als *positive Imperfektion* bezeichnet. Somit gilt die *Imperfektion in Richtung der Platte* nach Bild 3.46 rechts als *negative Imperfektion*. Auf die notwendige Berücksichtigung von Imperfektionen in positiver und negativer Richtung

wird explizit in den Arbeiten von KUHLMANN ET AL. [75], SEITZ [127] und TIMMERS ET AL. [139] und [140] hingewiesen. Im Unterschied dazu werden in einigen Arbeiten nur Imperfektionen in positiver Richtung berücksichtigt, siehe BEG ET AL. [24], MARTIN ET AL. [87], MENSINGER ET AL. [92], THOMAS [135], ZIZZA [147].

Imperfektionskombinationen

Nach EN 1993-1-5 [14] bzw. PREN 1993-1-14 [18] sind die unterschiedlichen Imperfektionsformen zu überlagern, um die minimale Traglast zu bestimmen. Dabei sind die „führende“ Imperfektion mit 100 % und die „begleitenden“ Imperfektionen mit jeweils 70 % der Amplitudenhöhe anzusetzen. Die Kombination erfolgt entweder durch die Überlagerung der Sinusfunktionen gemäß Bild 3.42 oder durch die Überlagerung der Eigenformen z. B. in Bild 3.44, Bild 3.45 und Bild 3.46. Während die Kombination von lokalen und globalen Imperfektionen in den meisten der wissenschaftlichen Arbeiten in Tabelle 3.19 erfolgt, wird die Steifenverdrehung gemäß Bild 3.30 oder Tabelle 3.18 nicht direkt erwähnt. An dieser Stelle wird darauf hingewiesen, dass bei Anwendung einer LBA zur Modellierung der imperfekten Struktur eine Verdrehung der Steife je nach Beulform automatisch mitberücksichtigt wird, siehe z. B. im Bild 3.44. Die Kombination von lokalen und globalen Beulformen beruht meist auf der subjektiven Auswahl geeigneter Imperfektionsformen. In einigen Arbeiten wird auf eine Kombination verzichtet, z. B. DETZEL [38], POUROSTAD ET AL. [104] und THOMAS [135]. Aufgrund dieser uneinheitlichen Sachlage bei der Identifikation und Überlagerung geeigneter Beulformen, werden im Kapitel 5 neue Vorschläge zur vereinfachten Bemessung mittels GMNIA vorgestellt.

4 Formänderung infolge Schweißens

4.1 Grundlagen

Beim Schmelzschweißen von Stahlbauteilen ergeben sich im Bereich des Lichtbogens Temperaturen bis zum Schmelzpunkt. Die Größe dieses lokal erwärmten Bereiches ist abhängig von einer Vielzahl von Parametern. Dazu gehören u. a. die Schweißparameter, die Abmessungen des Bauteils und die gewünschte Nahtausführung. Im Bereich der Erwärmung dehnt sich der Werkstoff aus und versucht, sich bei der Abkühlung wieder zusammenzuziehen. Der Prozess des Zusammenziehens wird als *Schrumpfen* bezeichnet. Aufgrund der lokal begrenzten Erwärmung behindert das umgebende kältere Material eine Verformung, siehe Bild 3.34 in Abschnitt 3.6.3. Somit ergeben sich Formänderungen und / oder Eigenspannungen in Abhängigkeit von Einspanngrad und Wärmeeinbringung, siehe Bild 3.35 in Abschnitt 3.6.3. Die Formänderung von Bauteilen infolge von Schweißprozessen wird häufig als *Verzug* bezeichnet. Ein Beispiel für eine massive Formänderung infolge Schweißens ist in Bild 4.1 dargestellt.

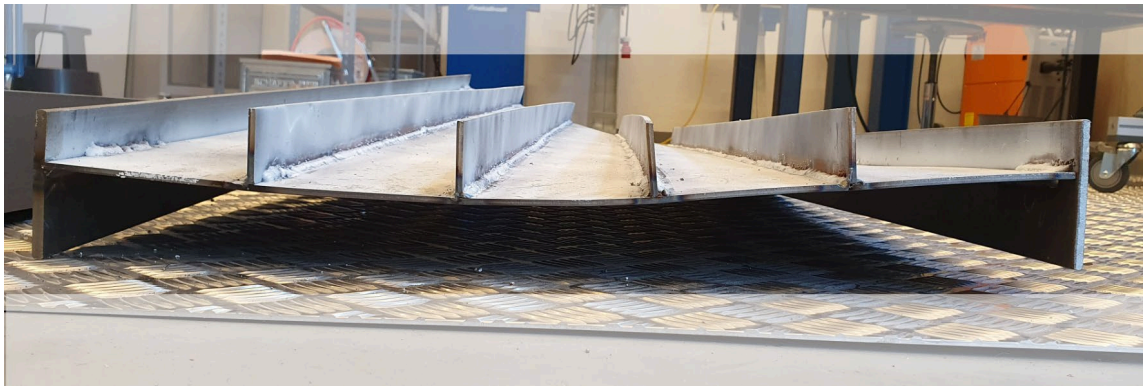


Bild 4.1 Formänderungen (Verzug) infolge Schweißens

4.2 Schrumpfungsarten

Bei den Formänderungen infolge Schrumpfens wird zwischen Längs-, Quer- und Dickenschrumpfung unterschieden, siehe Bild 4.2. Die Größe der Schrumpfverformung ist u. a. abhängig von:

- Konstruktion, z. B. Steifigkeit, Abmessungen
- Werkstoffeigenschaften, z. B. Wärmeausdehnungskoeffizient, Wärmeleitfähigkeit
- Schweißverfahren, z. B. Wärmemenge, Schweißfolge

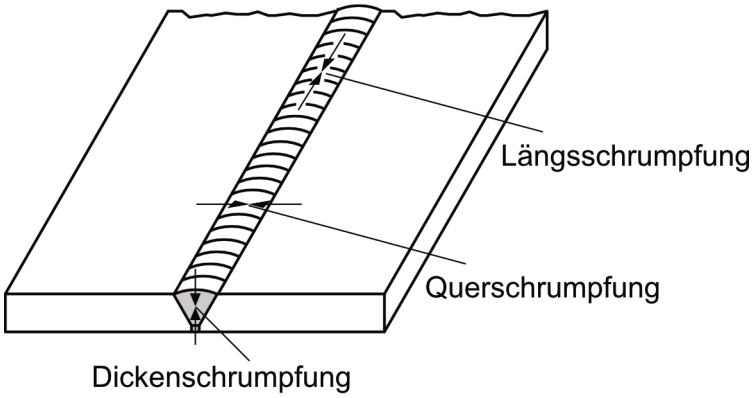


Bild 4.2 Schrumpfarten infolge Abkühlung einer V-Naht [62]

Längsschrumpfung

Bei Schweißungen, die im Bereich des Bauteilschwerpunktes erfolgen, verkürzt sich das Bauteil wie in Bild 4.3 dargestellt.

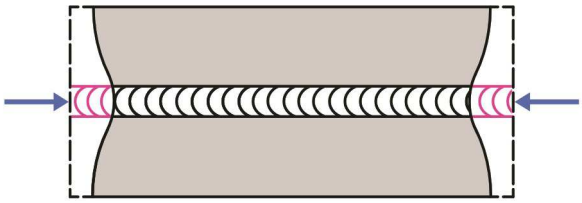


Bild 4.3 Verkürzung infolge Längsschrumpfen [88]

Richtwerte für eine Längenänderung beim Längsschrumpfen sind in Tabelle 4.1 zusammengestellt.

Tabelle 4.1 Längsverkürzung für Stumpf- und Kehlnähte nach [50]

Verhältnis Naht- / Werkstückfläche	Schrumpfung [mm/m]
> 1 : 150	0,1
= 1 : 80	0,3
< 1 : 50	1,0

Bei Anordnung von Schweißnähten außerhalb des Bauteilschwerpunktes ergibt sich eine Biegeverformung, siehe Bild 4.4.

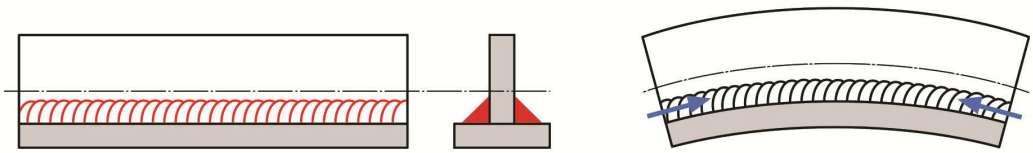


Bild 4.4 Biegeverformung infolge Längsschrumpfens [88]

Querschrumpfung

Gemäß Bild 4.5 ergibt sich analog zum Längsschrumpfen auch beim Querschrumpfen eine Formänderung.

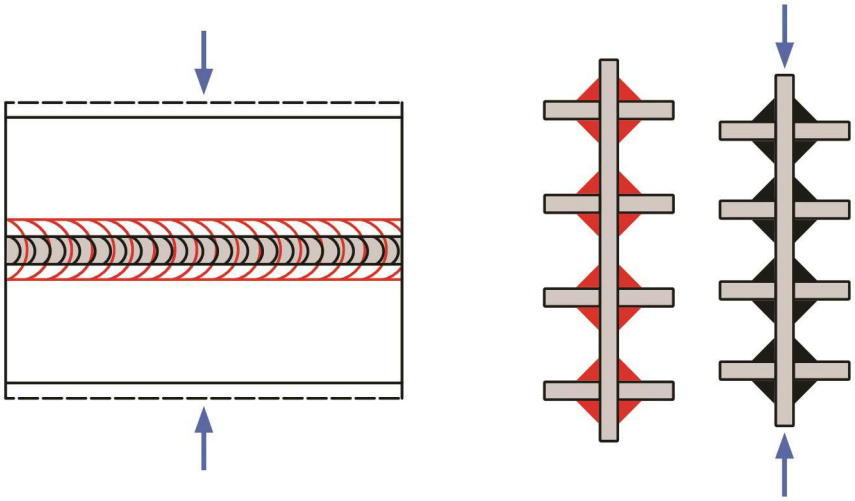
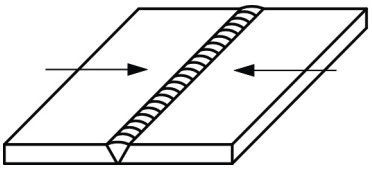
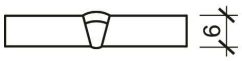
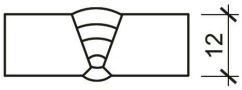


Bild 4.5 Verkürzung infolge Querschrumpfens [88]

Tabelle 4.2 zeigt ausgewählte Anhaltswerte für die Größe der möglichen Querschrumpfung. Dabei wird der Einfluss von z. B. Nahtform und Bauteildicke deutlich.

Tabelle 4.2 Querschrumpfung von Stumpfnähten nach [45], [86]

	Die Schrumpfmaße sind Mittelwerte von Messungen an großen, gut vorgehefteten Bauteilen aus S235	
Querschnitt	**Angaben zur Schweißung**	**Schrumpf-maß/mm**
 6	Lichtbogenschweißen, umhüllte Stabelektrode, 2 Lagen	1,0
12	Lichtbogenschweißen, umhüllte Stabelektrode, 5 Lagen, ohne Gegenschweißen	1,6
 12	Lichtbogenschweißen, umhüllte Stabelektrode, 5 Lagen, Wurzel ausgefugt, 2 Wurzellagen	1,8

Neben der gleichmäßigen Querschrumpfung gemäß Bild 4.5 ergeben sich bei ungleichmäßiger Erwärmung über die Blechdicke unterschiedliche Querschrumpfmaße, siehe Bild 4.6. Daraus resultiert eine Winkelverformung (Winkelverzug).

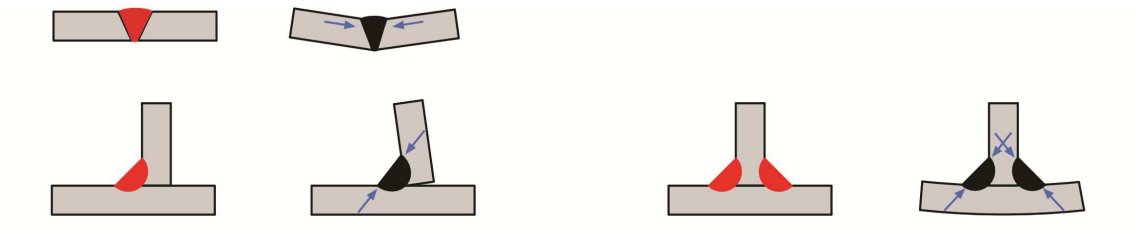
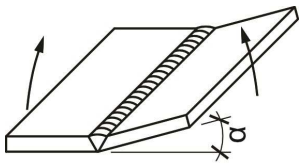
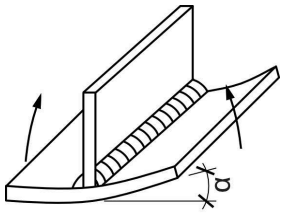
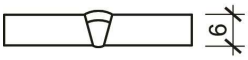
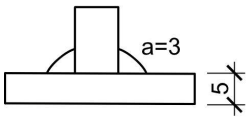
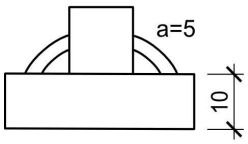
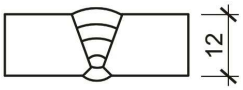
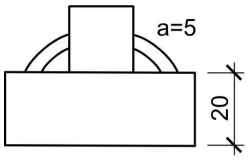


Bild 4.6 Winkelverformung infolge ungleichmäßiger Querschrumpfung bei Kehl- und V-Nähten [88]

Eine Auswahl von Richtwerten für die Winkelverformung infolge Querschrumpfung von Stumpf- und Kehlnähten sind in Tabelle 4.3 zusammengestellt.

Tabelle 4.3 Winkelschrumpfung von Stumpf- und Kehlnähten nach [45], [86]

Fall	Stumpfnähte			Kehlnähte		
						
	Querschnitt	**Angaben zur Schweißung**	**α**	**Querschnitt**	**Angaben zur Schweißung**	**α**
a		Lichtbogen-schweißen, umhüllte Stab-elektrode, 2 Lagen	1°		Lichtbogen-schweißen, umhüllte Stab-elektrode	3°
b		Lichtbogen-schweißen, umhüllte Stab-elektrode, 5 Lagen	3,5°		Lichtbogen-schweißen, umhüllte Stab-elektrode, je 2 Lagen waagerecht	3°
c		Lichtbogen-schweißen, umhüllte Stab-elektrode, 5 Lagen, Wurzel ausgefugt, 3 Wurzellagen	0°		Lichtbogen-schweißen, umhüllte Stab-elektrode, je 2 Lagen waagerecht	1°

Die Schrumpfmaße sind Mittelwerte von Messungen an großen, gut vorgehefteten Bauteilen aus S235.

Aus Tabelle 4.3 ist z. B. beim Vergleich der Stumpfnähte (Fall b und c) der Einfluss der Schweißfolge (Reihenfolge, in der geschweißt wird) klar erkennbar. Durch die Ausführung von drei Wurzellagen im Fall c kann die Winkelschrumpfung bei der Stumpfnaht reduziert werden. Beim Vergleich der Kehlnähte (Fall b und c) in Tabelle 4.3 ergibt sich bei größerer Blechdicke ein geringerer Winkelverzug. Grund dafür ist der höhere Einspanngrad.

Dickenschrumpfung

Im Vergleich zu anderen Schrumpfungsarten hat die Dickenschrumpfung hinsichtlich einer Verformung der Bauteile einen geringen Einfluss. Erst ab einer Blechdicke von ca. 25 mm sollten gemäß [50] Maßnahmen in Betracht gezogen werden. Aus diesem Grund entfällt die Betrachtung der Dickenschrumpfung an dieser Stelle. Weiterführende Grundlagen und Erläuterungen zu Verzug und Eigenspannungen finden sich z. B. in [21], [52], [53] und [106].

4.3 Stand der Forschung

In den aktuellen wissenschaftlichen Untersuchungen wie z. B. KUHLMANN ET AL. [75], MENSINGER ET AL. [92], THOMAS [135] und ZIZZA [147] wurden die Versuchskörper vor den Traglastversuchen aufwendig vermessen. Dabei konnten die geometrischen Imperfektionen infolge Schweißens bestimmt werden. In Bild 4.7 sind die mittels Laserscanning gemessenen geometrischen Imperfektionen eines Versuchskörpers aus KUHLMANN ET AL. [75] vor dem Traglastversuch dargestellt.

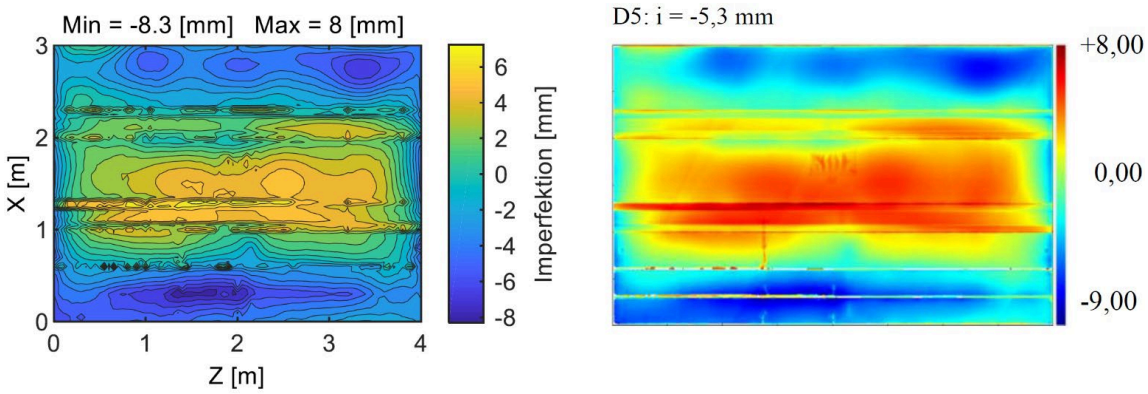


Bild 4.7 Geometrische Imperfektion eines Versuchsbauteils vor der Versuchsdurchführung [75]

Gemäß den Erläuterungen in KUHLMANN ET AL. [75] wird ein positiver Wert in Bild 4.7 als eine Verformung in Richtung der Steife definiert. Im Rahmen dieser Arbeit wird diese Definition übernommen, siehe Bild 4.8.

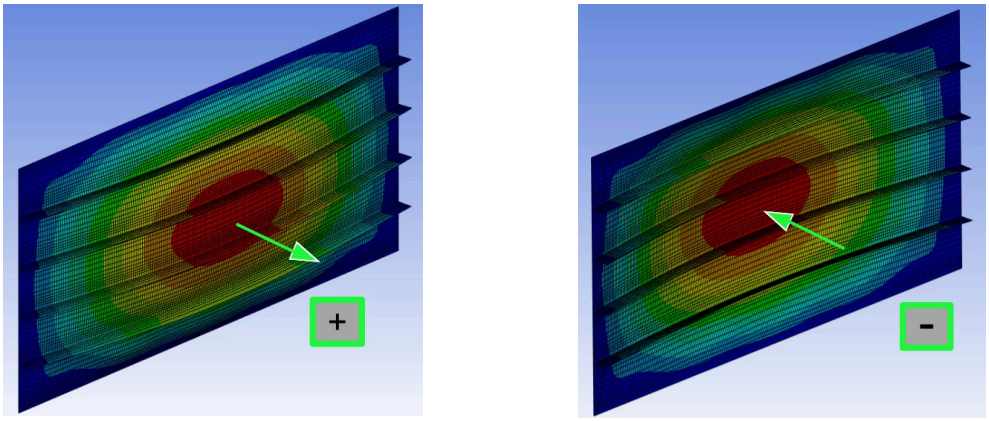


Bild 4.8 Vorzeichendefinition der Plattenverformung: links positiv, rechts negativ

Die gleiche Definition wird auch von MENSINGER ET AL. [92] in Bild 4.9 verwendet. *In beiden Messungen ist der Stich (=Auslenkung) der geometrischen Imperfektion in positiver Richtung angegeben.* In KUHLMANN ET AL. [75] und MENSINGER ET AL. [92] sind noch eine Vielzahl weiterer Messungen der geometrischen Imperfektionen infolge der Fertigung enthalten. Diese weisen überwiegend eine Imperfektion in positiver Richtung auf.

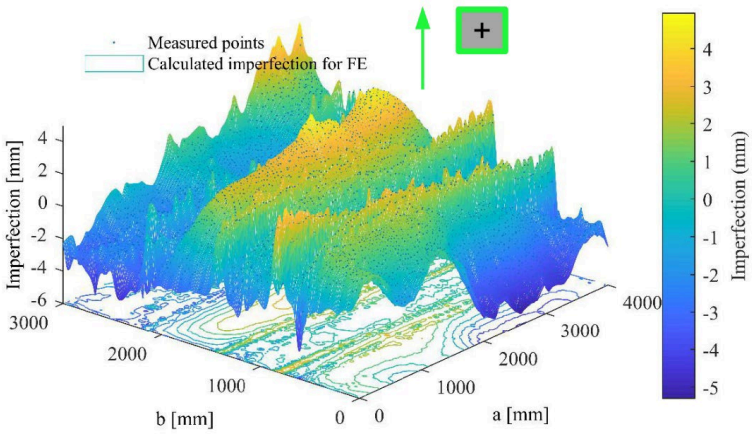


Bild 4.9 Geometrische Imperfektion eines Versuchsbauteils vor der Versuchsdurchführung [92]

4.4 Laborversuche und Praxisbeispiele

Laborversuche

Im Rahmen dieser Arbeit wurden eigene Schweißversuche durchgeführt, um den Einfluss der Formänderung zu untersuchen. Dazu wurden maßstabsgetreue Bauteile im Labor gefertigt. Ein Beispiel ist in Bild 4.10 dargestellt.

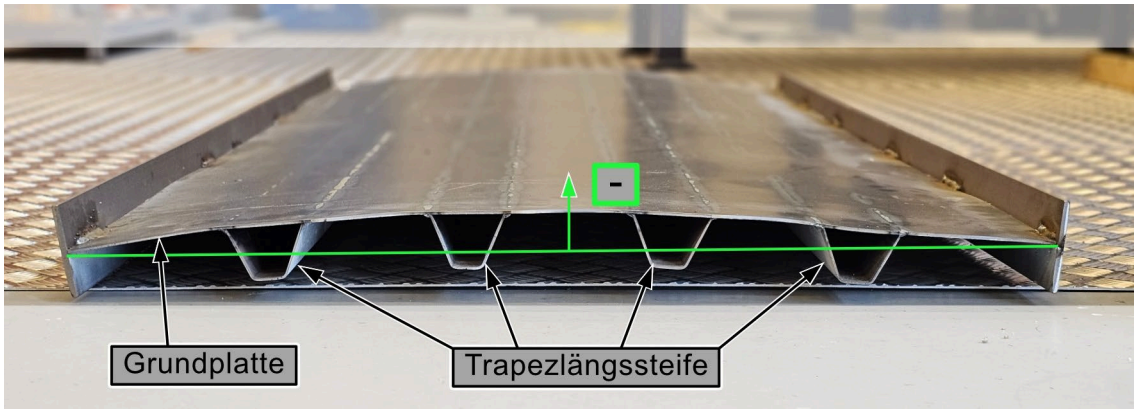


Bild 4.10 Maßstabsversuch zur Formänderung von geschweißten Bauteilen

In Bild 4.10 ist eine eindeutige Verformung in negativer Richtung (Definition gemäß Bild 4.8) zu erkennen. Diese Verformung stimmt mit dem Effekt infolge Winkelschrumpfung aus Bild 4.6 in Abschnitt 4.2 überein und wird in der Literatur als „Hungry Horse"-Effekt [89] beschrieben. Der „Hungry Horse"-Effekt stellt sich besonders ausgeprägt bei der Verschweißung von Flachstahlsteifen ein, siehe Bild 4.11.

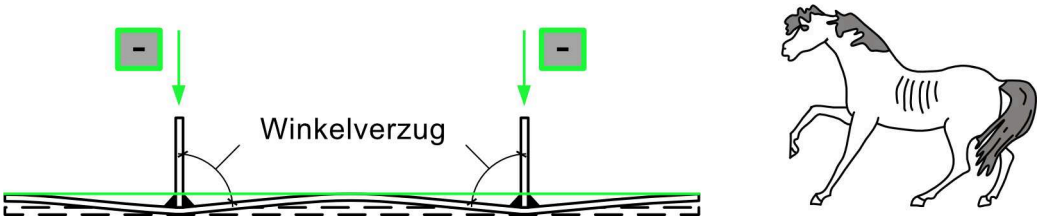


Bild 4.11 Winkelverzug zwischen Aussteifungen – der „Hungry Horse"-Effekt nach [89]

Eine ähnliche Formänderung mit Flachsteifen in negativer Richtung infolge Winkelverzugs ist in [111] aufgeführt. Ein weiteres Beispiel ist in Bild 4.12 dargestellt.

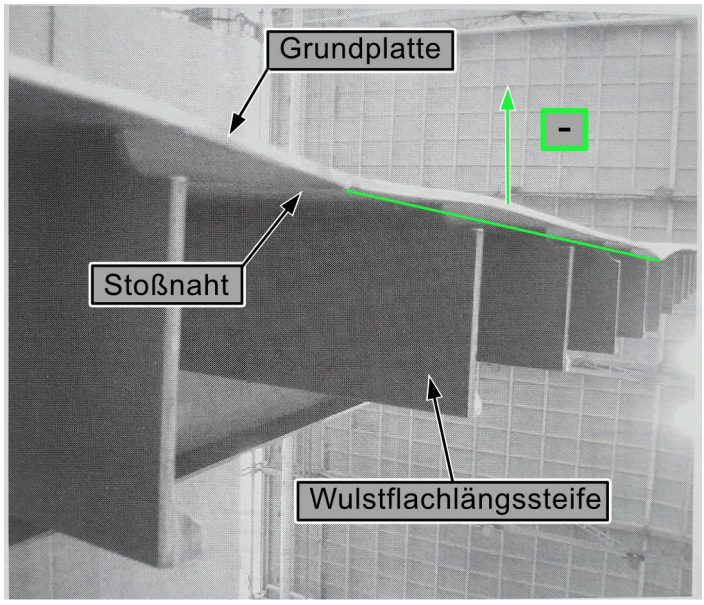


Bild 4.12 Querverformung mit Flachlängssteifen in negativer Richtung [53]

Im Schiffsbau tritt der „Hungry Horse“-Effekt vergleichsweise häufig auf. In Bild 4.13 ist der Außenhautbereich eines Fährschiffes dargestellt.

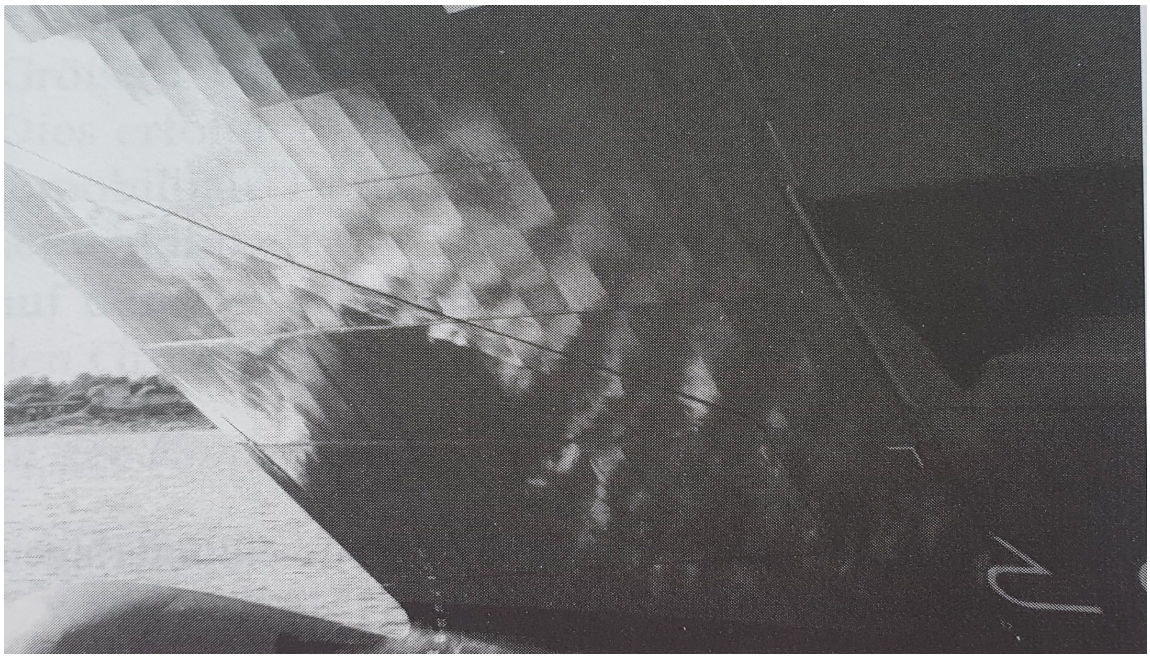


Bild 4.13 „Hungry Horse"-Effekt im Schiffsbau [53]

Neben dem Winkelverzug infolge ungleichmäßiger Querschrumpfmaße ergab sich im Rahmen der eigenen Untersuchungen auch eine Längsverformung gemäß Bild 4.4 in Abschnitt 4.2. Ein Bauteil, bei dem beide Verformungen gut erkennbar sind, ist in Bild 4.14 dargestellt. Es fällt auf, dass sich die Winkelschrumpfung (in negativer Richtung) viel stärker auf die endgültige Formänderung auswirkt, als auf die „außermittige“ Längsschrumpfung (in positiver Richtung).

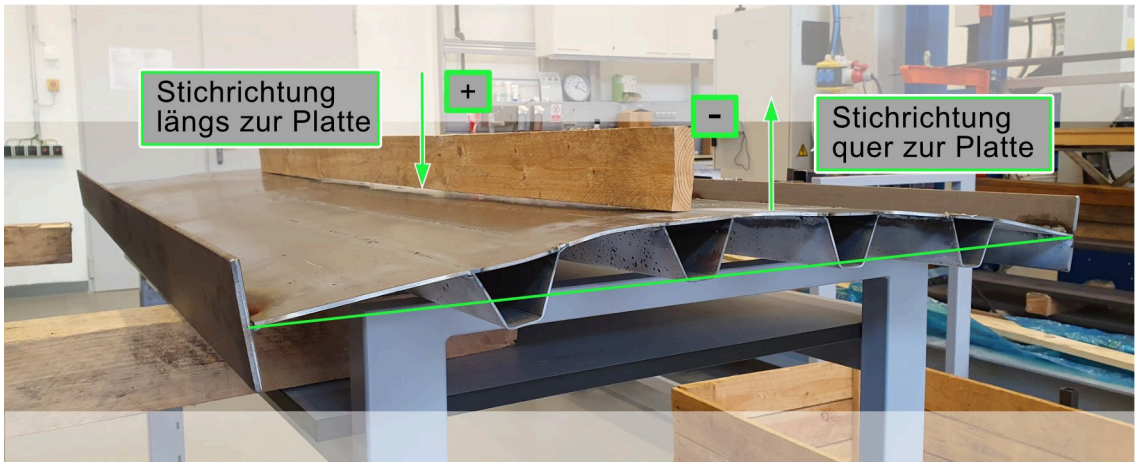


Bild 4.14 Maßstabsversuch zur Formänderung in Längs- und Querrichtung (Winkelverzug)

Praxisbeispiele im Brückenbau

Die beschriebenen Formänderungen der eigenen Versuche konnten durch Beispiele aus der Fertigungspraxis bestätigt werden. Im Bild 4.15 wird ein Richtscheit an das Segment des Brückenbauteils auf der Seite der Hohlsteifen angelegt. Dabei ist ein Stich in negativer Richtung erkennbar.

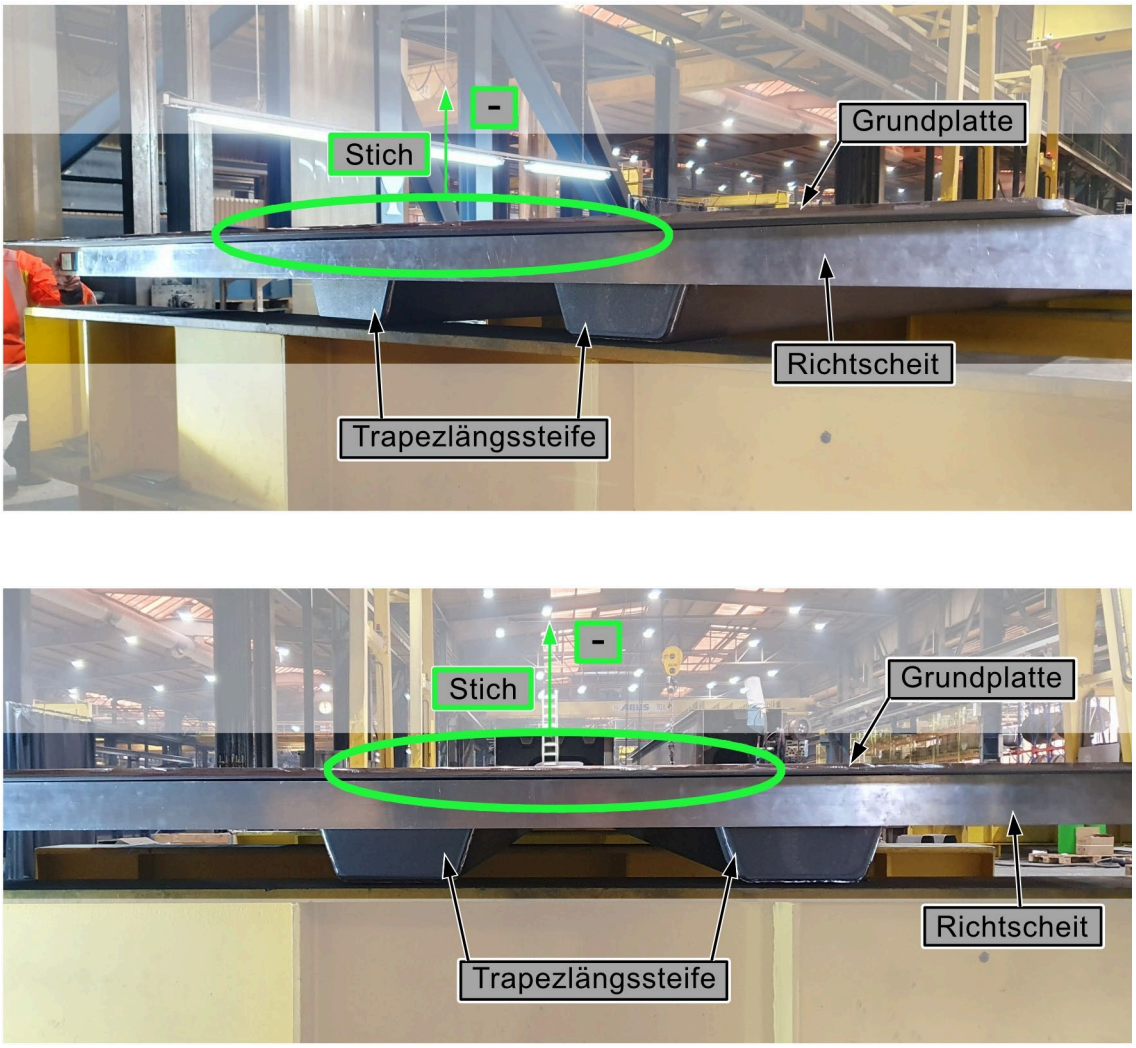


Bild 4.15 Verformung einer ausgesteiften Platte in der Fertigung nach dem Aufschweißen der Hohlsteifen in Querrichtung

Bei Auflage des Richtscheites auf das gleiche Segment (steifenabgewandte Seite) ist in Bild 4.16 der Spalt am Rand der Platte (infolge der Verformung in negativer Richtung) gut erkennbar.

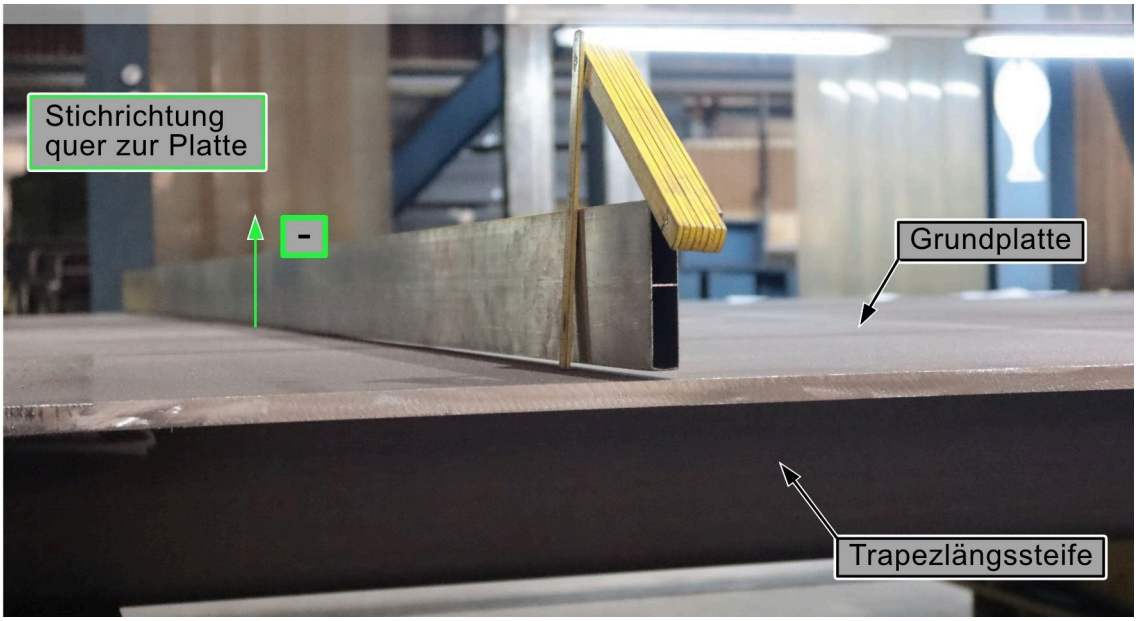


Bild 4.16 Randverformung einer ausgesteiften Platte in der Fertigung nach dem Aufschweißen der Hohlsteifen in Querrichtung

Vergleichbar zum Laborversuch (siehe Bild 4.14) kann beim untersuchten Brückenbauteil eine Verformung infolge „außermittiger“ Längsschrumpfung festgestellt werden, siehe Bild 4.17. Analog zum Laborversuch gemäß Bild 4.14 ist die Formänderung in Querrichtung wesentlich größer als in Längsrichtung.

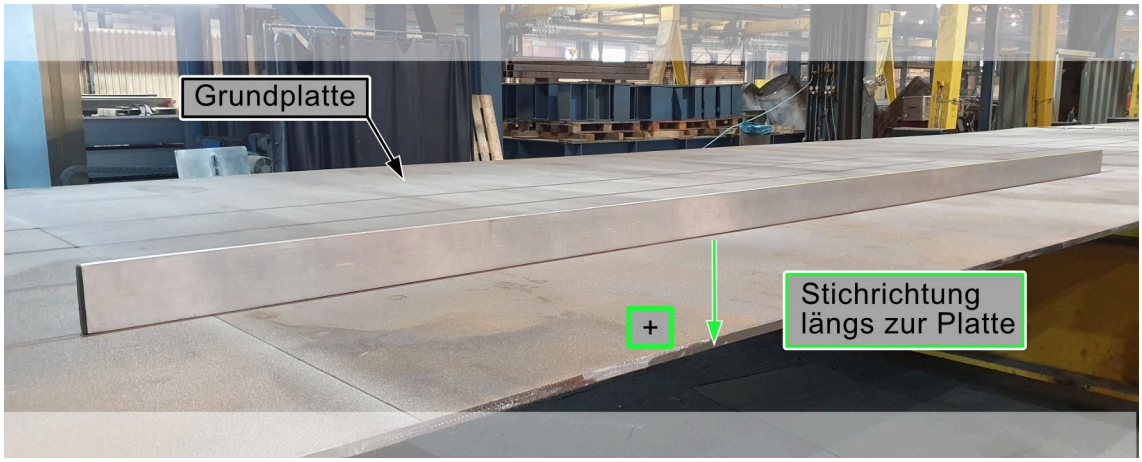


Bild 4.17 Verformung (sehr gering) einer ausgesteiften Platte in der Fertigung in Längsrichtung

Ebenso konnte der in Bild 4.11 dargestellte „Hungry Horse“-Effekt am Bodenblech eines Brückenbauteils mit einseitig verschweißten Längssteifen festgestellt werden, siehe Bild 4.18.

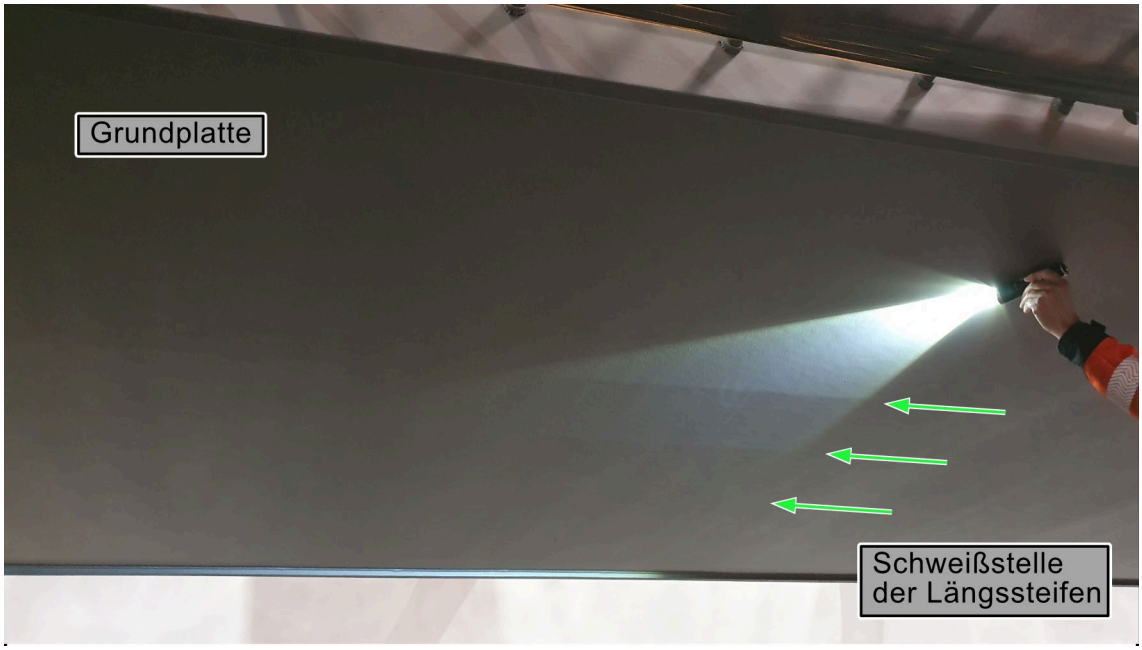


Bild 4.18 Unterseite eines ausgesteiften Bodenbleches mit dem „Hungry Horse"-Effekt

Zusammenfassend wird klar, dass die gemessenen geometrischen Imperfektionen in den *wissenschaftlichen Arbeiten* in Abschnitt 4.3 in *positiver Richtung* auftraten. Im Unterschied dazu ergaben sich bei den eigenen *Laborversuchen sowie bei den Erfahrungen aus der Praxis* Formänderungen in *negativer Richtung*. Dieser Unterschied wird im nachfolgenden Abschnitt näher untersucht.

4.5 Einfluss der Schweißfolge

Um die unterschiedlichen Vorzeichen der gemessenen geometrischen Imperfektionen in den Abschnitten 4.3 und 4.4 zu untersuchen, wurde eine kleine Versuchsreihe durchgeführt. Ziel der Versuchsreihe war, den Einfluss der Schweißreihenfolge bei der Fertigung abzuschätzen. Folgende Bauteile kamen zum Einsatz:

- Grundblech 300 x 300 mm, t = 3 mm
- Flachstahl als Längssteife 20 x 3 mm
- Quadratrohr als Rahmen 20 x 2 mm

Die einzelnen Bauteile, vor und nach dem Zusammenbau, sind in Bild 4.19 dargestellt. Das Grundblech und die Steife stellen das ausgesteifte Beulfeld dar, während durch den Rahmen die versteifende Wirkung der umgebenden Bauteile zu berücksichtigen ist. Im Folgenden wird das Bauteil mit zwei unterschiedlichen Reihenfolgen (Schweißfolgen) gefertigt. In der Versuchsreihe „V1“ fand als erstes das Verschweißen der Grundplatte mit dem Rahmen statt. Im Anschluss daran erfolgte die Einschweißung der Längssteife. Bei der Versuchsreihe „V2“ wurde zuerst die Längssteife auf die Grundplatte geschweißt und im Anschluss der Rahmen mit der Grundplatte verbunden. Für jede Versuchsreihe „V1“ und „V2“ wurden vier Probekörper gefertigt.

Grundblech

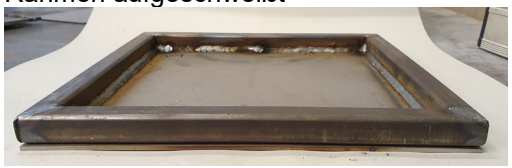
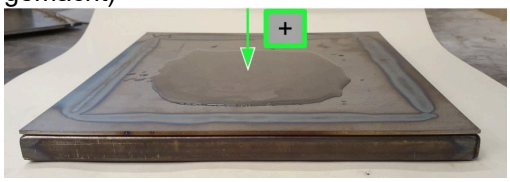
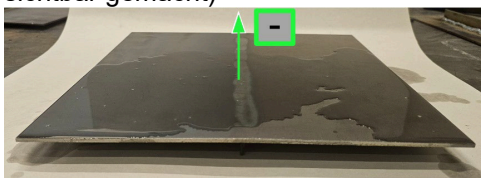
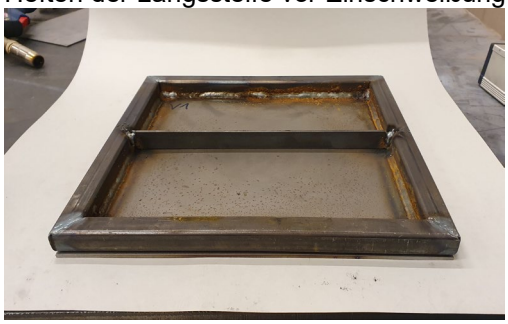
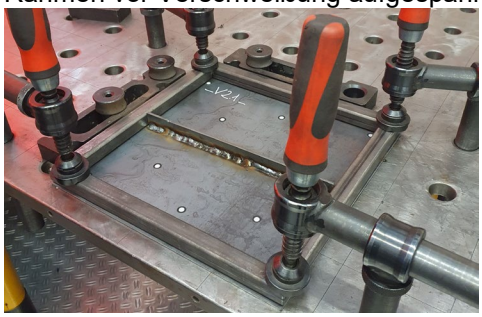
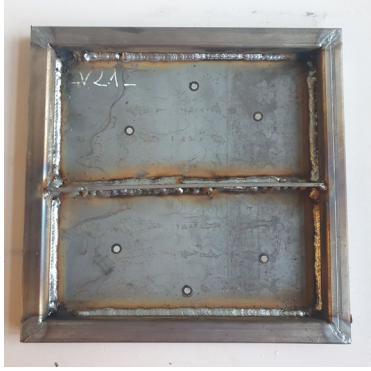
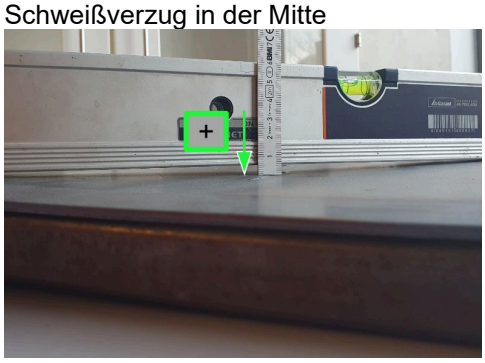
Rahmen

Fertigungszustand

Bild 4.19 Einzelbauteile und geschweißtes Bauteil

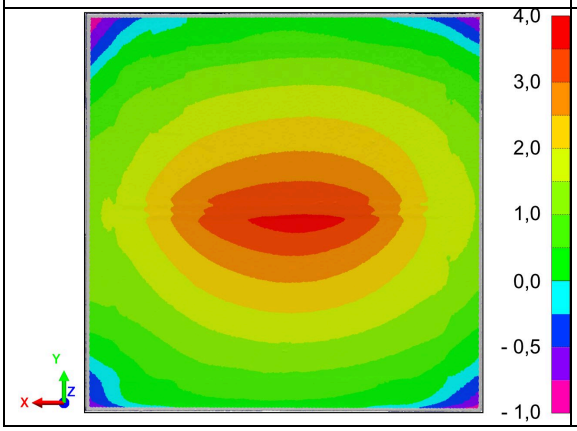
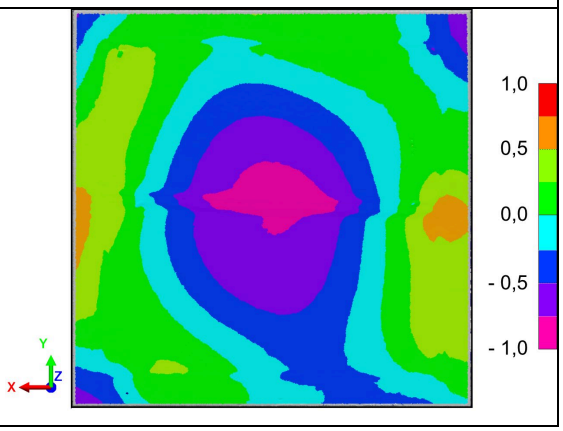
In Tabelle 4.4 ist der prinzipielle Versuchsablauf für die Versuchsreihen unter Beachtung der Schweißfolge zusammengefasst. Aus den einfachen Messungen in Zeile 4 der Tabelle 4.4 mittels Wasserwaage wird erkennbar, dass sich bei der Schweißfolge „V1“ eine geometrische Imperfektion in positiver Richtung ergibt. Im Unterschied dazu stellt sich bei der Schweißfolge „V2“ eine Formänderung in negativer Richtung ein.

Tabelle 4.4 Prinzipieller Versuchsablauf für die Versuchsreihen „V1“ und „V2“ zur Erfassung des Einflusses der Schweißfolge

	Schweißfolge für „V1“	**Schweißfolge für „V2“**
1	Rahmen aufgeschweißt  Schweißverformung auf der Unterseite nach Rahmenaufschweißung (mit Wasser sichtbar gemacht) 	Längssteife aufgeschweißt Schweißverformung auf der Unterseite nach Steifenaufschweißung (mit Wasser sichtbar gemacht) 
2	Heften der Längssteife vor Einschweißung 	Rahmen vor Verschweißung aufgespannt 
3	Fertiger Zustand 	Fertiger Zustand 
4	Schweißverzug in der Mitte 	Schweißverzug am Rand

In Tabelle 4.5 sind die Ergebnisse von zwei Laserscans für die unterschiedlichen Schweißfolgen enthalten.

Tabelle 4.5 Laserscans der Verformung von ausgewählten Probekörpern der Versuchsreihen „V1“ und „V2“

Schweißfolge „V1“	**Schweißfolge „V2“**
	

Analog zu den Messungen mit Wasserwaage in Tabelle 4.4 zeigen die Laserscans in Tabelle 4.5 ebenfalls, dass sich bei der Schweißfolge „V1“ eine Verformung in positiver Richtung und bei der Schweißfolge „V2“ in negativer Richtung ergibt. In Tabelle 4.5 unter „V1“, ist deutlich zu erkennen, dass die Ecken gleichmäßig verformt sind. Diese gleichmäßige Verformung ist teilweise auch in [75] und [92] erkennbar. Im Unterschied dazu weisen die Ecken in Tabelle 4.5 unter „V2“ eine ungleichmäßige Verformung auf. Grund dafür ist der Winkelverzug infolge des Aufschweißens der Längssteife auf das unversteifte Blech, siehe Tabelle 4.4 „V2“, Zeile 1. Es kann ein direkter Zusammenhang zwischen Schweißfolge und der Richtung der geometrischen Imperfektionen vorliegen. Die Grundlagen zum Thema Verzug aus Abschnitt 4.2 werden nachstehend angewendet, um diesen Zusammenhang ingenieurtechnisch nachvollziehbar zu erläutern. In Bild 4.20 ist die Schweißfolge „V1“ im Grundsatz dargestellt. Dabei wird deutlich, dass durch das Aufschweißen des Rahmens ein Winkelverzug entsteht, der eine „Vorkrümmung“ des Grundbleches in positiver Richtung erzeugt.

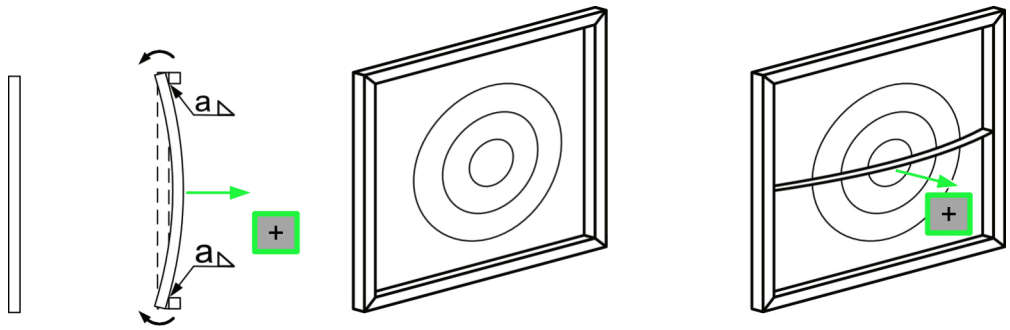


Bild 4.20 Schweißfolge der Versuchsreihe V1 – „von außen nach innen“

Die Schweißfolge „V1“ wird in der schweißtechnischen Praxis als „von außen nach innen“-Schweißen bezeichnet. Sie hat zum Ziel, ein möglichst verzugsarmes Bauteil zu

erzeugen. Diese Vorgehensweise ist jedoch in der Fertigungsindustrie für große Bauteile nicht üblich, da i. d. R. zuerst die Einzelsegmente gefertigt werden und erst am Ende das Zusammenfügen dieser Segmente zu einem Tragwerk erfolgt. Der grundsätzliche Ablauf für die Schweißfolge „V2“ ist in Bild 4.21 dargestellt. Durch das Aufschweißen der Längssteife ergibt sich ein Winkelverzug gemäß Bild 4.6 in Abschnitt 4.2. Nach der Verschweißung mit dem Rahmen entsteht somit eine Verformung in negativer Richtung.

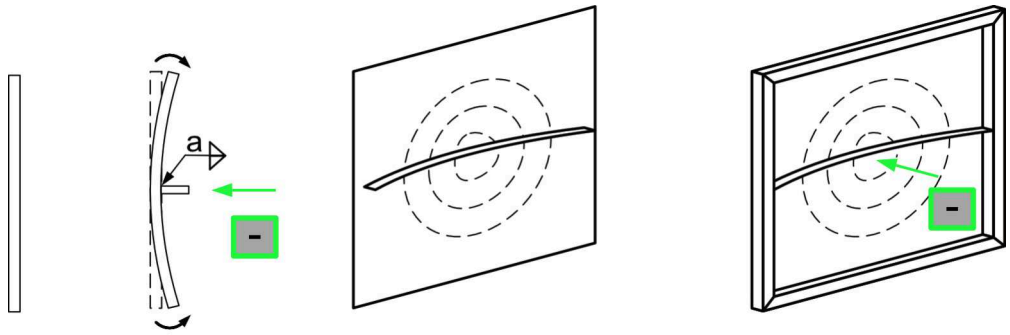


Bild 4.21 Schweißfolge der Versuchsreiche V2 – „von innen nach außen“

Diese Schweißfolge ist in der Praxis auch als „von innen nach außen“ bekannt. Sie wird angewendet, um die Eigenspannungen im Bauteil zu reduzieren. Bild 4.22 zeigt an einem Beispiel, wie in der Praxis aus vorgefertigten Platten mit Hohlsteifen (im Bild 4.22 auf der linken Seite) ein Brückensegment (im Bild 4.22 auf der rechten Seite) gefertigt wird. Diese Reihenfolge ist mit der Schweißfolge „V2“ vergleichbar.

Bild 4.22 Fertigungsabfolge in der Fertigung eines Brückensegmentes
Schritt 1: Aufschweißen einer Hohlsteife auf Platte (links im Bild)
Schritt 2: Zusammenbau der einzelnen Platten (rechts im Bild)

Zur Einhaltung der geforderten Herstelltoleranzen nach EN 1090-2 [12] können Effekte z. B. infolge „Hungry Horse“ durch Flammrichten reduziert werden. In Bild 4.23 sind die „Spuren“ in Form von dunklen horizontalen Verfärbungen (Oxidschichten) deutlich erkennbar.

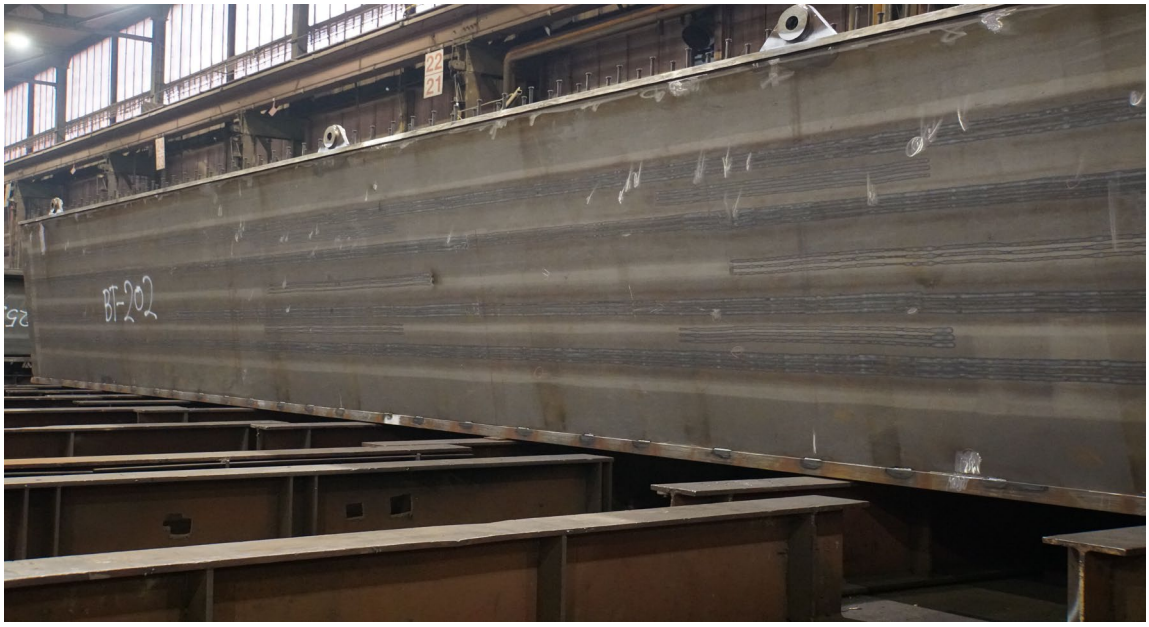


Bild 4.23 „Spuren“ infolge Flammrichtens

Die Untersuchungen an Kleinteilen zeigen deutlich, welch großen Einfluss die Schweißfolge auf die Richtung des Schweißverzuges hat. Die Fertigungsindustrie bestätigt, dass bei der Brückenbaufertigung im praxisrelevanten Bereich grundsätzlich negative Schweißverformungen auftreten. Dabei werden diese überwiegend mit nachträglichen Korrekturmaßnahmen wie z. B. Flammrichten begradigt, um die geforderten Herstelltoleranzen nach EN 1090-2 [12] einzuhalten. Hier erfolgen die Korrekturmaßnahmen nur an bestimmten Bauteilen, was der Praxiserfahrung entspricht. Wenn aus konstruktiven Gründen eine positive Verformung erforderlich ist, werden entsprechend vorbeugende Maßnahmen durchgeführt.

Zusammengefasst kann festgestellt werden, dass in Abhängigkeit der Schweißfolge eine geometrische Imperfektion in positiver oder in negativer Richtung vorliegen kann. Gemäß den Erfahrungen von verschiedenen Herstellern ergibt sich *i. d. R eine Verformung in negativer Richtung*. Die Autorin vermutet, dass die gemessenen positiven Verformungen in den im Abschnitt 4.3 genannten wissenschaftlichen Arbeiten das Ergebnis einer Schweißfolge „von außen nach innen“ gemäß Schweißfolge „V1“ sein könnten.

5 Numerische Untersuchungen

5.1 FE-Modellierung

Die im Rahmen dieser Arbeit erstellten FE-Modelle wurden mithilfe der nachfolgenden Parameter modelliert:

- bilineares Werkstoffmodell mit E / 10 000, siehe Bild 3.1 b) in Abschnitt 3.2.1
- Isotrope Verfestigung, siehe Abschnitt 3.2.3
- Stahlgüte S 355, f_y = 355 N/mm²
- Element – SHELL 181, siehe Abschnitt 3.3.1
- Navier-Lagerung senkrecht zur Blechebene, Beulfeld statisch bestimmt gelagert
- Lagerung „externe Punkte“ und kraftgesteuerte Belastung „externe Kraft“ gemäß Tabelle 3.6 b) und Bild 3.18 in Abschnitt 3.4 mit gekoppelten Knoten in Längsrichtung
- konstante Druckbeanspruchung σ_x
- NR-Verfahren + Stabilisierungsenergie, siehe Abschnitt 3.5.7
- Geometrische (Ersatz-)Imperfektionen, siehe Abschnitt 3.6.2 bzw. 3.6.4 und 3.6.5, nach LBA (siehe Abschnitt 5.4.2) und/oder Eigenspannungen (siehe Abschnitt 3.6.3)

Im Rahmen dieser Arbeit wird die Stahlgüte S 355 verwendet, da diese Stahlfestigkeit häufig bei Brückentragwerken zur Anwendung kommt. Die wissenschaftlichen Arbeiten zum Thema Plattenbeulen von KUHLMANN ET AL. [75], KÖVESDI [70], MENSINGER ET AL. [92], THOMAS [135], TIMMERS [136], ZIZZA [147] beschränken sich ebenso auf S 355. Bei Anwendung der PREN 1993-1-14 [18] werden die Eigenspannungen in Abhängigkeit der Streckgrenze bestimmt, siehe Abschnitt 3.6.3. Im Falle einer Abweichung der aufgeführten Modellierungsparameter wird an der entsprechenden Stelle explizit darauf hingewiesen.

5.2 Validierung und Verifizierung

In PREN 1993-1-14 [18] sind Hinweise zur Qualitätsprüfung von numerischen Modellen enthalten. Dabei wird unterschieden zwischen:

- Validierung: Vergleich FEM mit experimentellen Daten
- Verifizierung: Vergleich FEM mit mathematischem oder validiertem numerischen Modell

Das Ziel gemäß PREN 1993-1-14 [18] ist es, das numerische Modell richtig zu verstehen und anzuwenden. Im Rahmen einer Verifizierung sind gemäß PREN 1993-1-14 [18] folgende Punkte zu überprüfen:

- Prüfung von Diskretisierungsfehlern
- Empfindlichkeitsprüfung der Eingabewerte
- Bestimmung der Empfindlichkeit gegenüber Imperfektionen (falls relevant)
- ingenieurmäßige Beurteilung der Berechnungsergebnisse

Unklar ist, in welchem Umfang und mit welcher Genauigkeit die Validierungs- und Verifizierungsprozesse durchzuführen sind. So werden in wissenschaftlichen Arbeiten numerische Modelle z. B. anhand einer LBA (siehe Abschnitt 3.5.1) verifiziert, jedoch nicht die Ermittlung der Traglast im Rahmen einer GMNIA-Untersuchung berücksichtigt. In PREN 1993-1-14 [18] wird explizit darauf hingewiesen, dass bei einer Validierung jedes zu untersuchende Phänomen zu berücksichtigen ist.

Zur Validierung von Traglasten beim Plattenbeulen wird für unausgesteifte Beulfelder häufig die Winter-Kurve (gilt streng genommen nur für konstante Druckspannung) verwendet. Der Verlauf der Winter-Kurve kann als empirisch abgesichert gelten, da eine ausreichende Genauigkeit der Traglasten durch eine Vielzahl von Versuchen bestätigt wurde. Die Zusammenfassung dieser Versuche von SCHEER ET AL. [118] ist in Bild 5.1 dargestellt. Ebenso dient die Winter-Kurve in einer großen Anzahl von Untersuchungen seit Jahrzehnten zur Überprüfung von numerischen Berechnungen, siehe z. B. [27], [29], [72], [80], [119], [127] und [147].

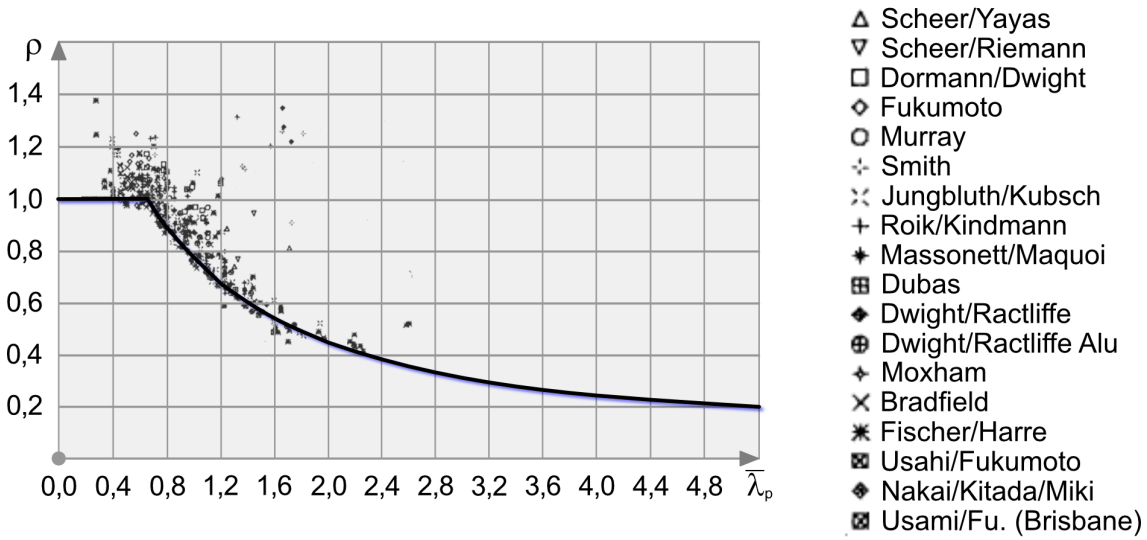


Bild 5.1 Auswertung von Beulversuchen im Vergleich zur Winter-Kurve nach [118]

Im Rahmen einer Verifizierung von ausgesteiften Beulfeldern werden in wissenschaftlichen Arbeiten häufig die FE-Modelle von ECCS [43] und TIMMERS ET AL. [138] verwendet. Zur Qualitätssicherung der erstellten FE-Modelle für unausgesteifte Beulfelder wird in dieser Arbeit die Winter-Kurve (siehe Abschnitte 3.3.2 und 5.3.1) sowie das Beispiel aus TIMMERS [137] verwendet. Für die ausgesteiften Beulfelder erfolgt eine Überprüfung anhand von TIMMERS ET AL. [138] im Abschnitt 3.3.2 sowie von KUHLMANN ET AL. [75].

5.3 Imperfektionsansätze

5.3.1 Unausgesteifte Beulfelder

In Abschnitt 3.5.7 werden unterschiedliche Imperfektionsansätze vorgestellt. Im Folgenden erfolgt eine numerische Untersuchung dieser unterschiedlichen Möglichkeiten und ein Vergleich mit der Winter-Kurve. Gemäß Tabelle 3.16 in Abschnitt 3.5.7 stehen zwei grundsätzliche Varianten zur Verfügung:

- Variante A: Kombination von geometrischen e_g und strukturellen e_s Imperfektionen
- Variante B: geometrische Ersatzimperfektionen e_0

In Tabelle 5.1 sind unterschiedliche Imperfektionsansätze zusammengestellt. Neben den Varianten A und B nach EN 1993-1-5 Anhang C [14] bzw. PREN 1993-1-14 [18] werden im Rahmen dieser Untersuchung weitere Varianten ergänzt. Dazu ein Verweis an dieser Stelle, dass in EN 1993-1-5 Anhang C [14] kein Eigenspannungsmodell explizit vorgeschlagen wird, während in PREN 1993-1-14 [18] das Eigenspannungsmodell aus ECCS 33 [41] übernommen wurde, siehe Abschnitt 3.6.3. Ziel der gewählten Varianten ist es, den Einfluss von geometrischen (*Ersatz*-)Imperfektionen in den Varianten I bis III sowie von Eigenspannungen in den Varianten IV bis VI zu untersuchen. Die Kombinationen I und IV (in Tabelle 5.1 grau hinterlegt) entsprechen den Vorgaben gemäß PREN 1993-1-14 [18].

Tabelle 5.1 Untersuchte Imperfektionsansätze bei unausgesteiften Beulfeldern

Geometrische Ersatzimperfektionen e_0				
I	100 % EN 1993-1-5 [14] prEN 1993-1-14 [18]	$e_0 = \frac{1}{200}$		
Geometrische Imperfektionen e_g			⊕	**Strukturelle Imperfektionen e_s**
II	100 % EN 1090-2 [12]	$e_g = \frac{1}{250}$		-
III	80 % EN 1090-2 [12]	$e_g = \frac{1}{250} \cdot 0{,}8$		-
IV	80 % EN 1090-2 [12]	$e_g = \frac{1}{250} \cdot 0{,}8$	⊕	Eigenspannungsmodell nach prEN 1993-1-14 [18], Bild 3.37
V	80 % EN 1090-2 [12]	$e_g = \frac{1}{250} \cdot 0{,}8$	⊕	Eigenspannungsmodell nach BSK 94 [133], Bild 3.37
VI	80 % EN 1090-2 [12]	$e_g = \frac{1}{250} \cdot 0{,}8$	⊕	Eigenspannungsmodell nach Kubsch [74], Bild 3.38

Die Bestimmung der Traglast erfolgt mithilfe einer GMNIA-Berechnung (siehe Abschnitt 3.5). Dazu werden die geometrischen (Ersatz-)Imperfektionen in skalierter Form auf eine LBA (siehe Abschnitt 3.5) aufgebracht. Die strukturellen Imperfektionen (siehe Abschnitt 3.6.3) können mithilfe einer thermischen Analyse implementiert werden. Eine genauere Erläuterung dieser Vorgehensweise ist in Abschnitt 5.4 enthalten. Die Ergebnisse der Traglastuntersuchungen durch GMNIA sind in Bild 5.2 und in Bild 5.3 dargestellt. Dabei werden die aus den Traglasten ermittelten Abminderungsfaktoren ρ abhängig von der bezogenen Schlankheit $\bar{\lambda}_p$ bestimmt und mit der Winter-Kurve verglichen. In Bild 5.2 ist erkennbar, dass der Einfluss der geometrischen (Ersatz-) Imperfektionen mit zunehmend bezogener Schlankheit deutlich abnimmt. Ab $\bar{\lambda}_p \geq 2{,}0$ weichen die Abminderungsfaktoren kaum voneinander ab. Bei kleiner bezogener Schlankheit ergeben sich erwartungsgemäß bei Kombination III (80 % EN 1090-2 [12]) die größten Traglasten. Gleichzeitig gibt die Kombination III auch den Verlauf der Winter-Kurve in diesem Schlankheitsbereich am besten wieder.

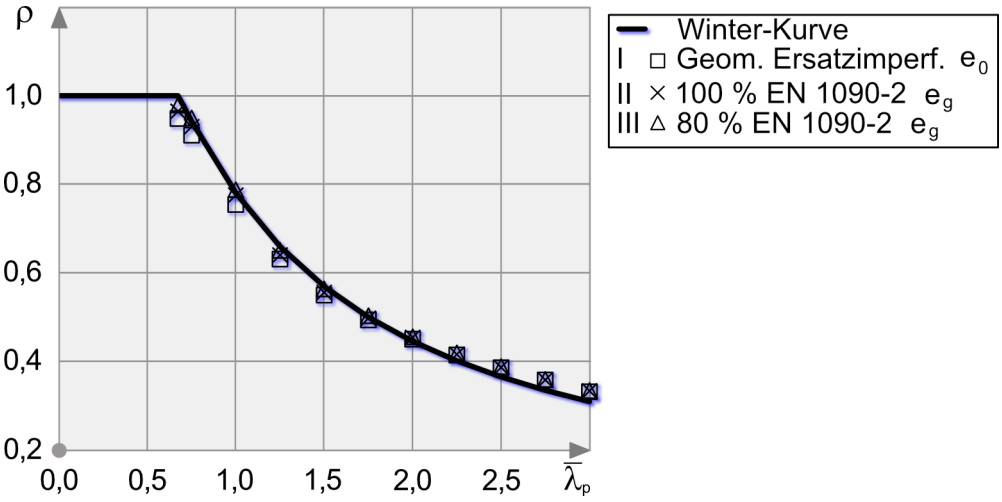


Bild 5.2 Vergleich der Imperfektionsansätze mit unterschiedlichen (Ersatz-)Imperfektionen [123]

Die zugehörigen Abweichungen der einzelnen Imperfektionsansätze fasst Tabelle 5.2 zusammen. Es wird deutlich, dass ab einem $\bar{\lambda}_p \geq 2{,}0$ die Traglasten zunehmend oberhalb der Winter-Kurve liegen. Vergleichbare Ergebnisse sind in RUFF ET AL. [112] und RUSCH ET AL. [114] enthalten. Dabei wurden die Imperfektionen gemäß DIN 18800-3 [10] berücksichtigt.

Tabelle 5.2 Abweichungen der Traglasten für die Kombinationen I – III [123]

Kombinationen			**Vergleich mit Winter-Kurve [%]**	
			$0{,}673 < \bar{\lambda}_p < 1{,}75$	$\bar{\lambda}_p \geq 2{,}0$
I	□	100 % Ersatzimperf. e_0 [14]	94,9 – 98,7	101,1 – 107,1
II	×	100 % EN 1090-2 [12] e_g	96,5 – 99,5	102,0 – 109,9
III	△	80 % EN 1090-2 [12] e_g	97,9 – 100,7	102,4 – 108,1

Die Traglasten der Kombinationen IV bis VI sind im Bild 5.3 dargestellt.

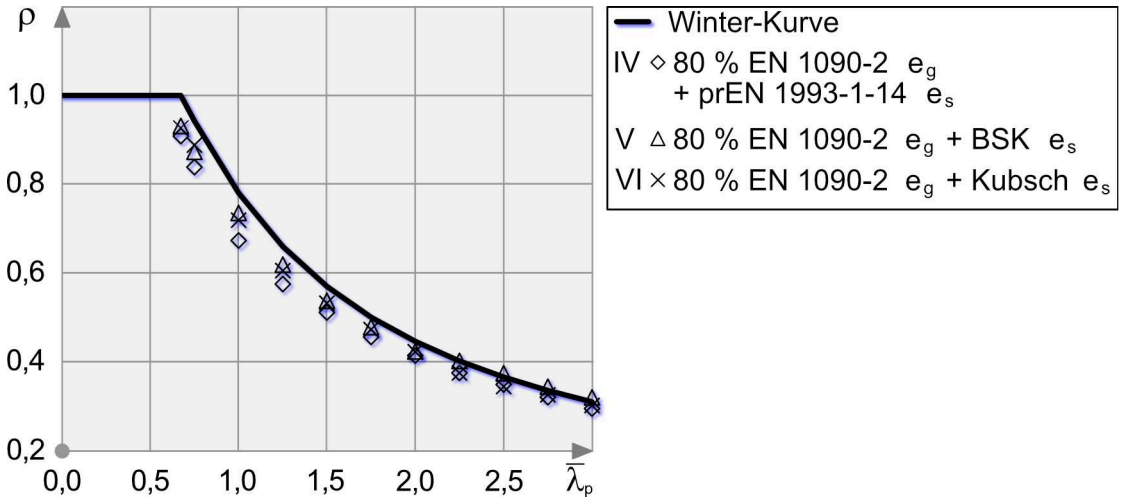


Bild 5.3 Vergleich der Imperfektionsansätze mit unterschiedlichen Eigenspannungsmodellen [123]

Gemäß Bild 5.3 ergeben sich im Bereich $\bar{\lambda}_p < 2{,}0$ für die Kombinationen V und VI vergleichbare Traglasten auf der sicheren Seite der Winter-Kurve. Im Unterschied dazu liegen die Ergebnisse bei Anwendung von Kombination IV stets weit auf der konservativen Seite. Mit zunehmend bezogener Schlankheit verringern sich die Abweichungen zwischen den Modellen bis zur Schlankheit $\bar{\lambda}_p = 2{,}0$. Ab $\bar{\lambda}_p > 2{,}0$ ergeben sich bei den Kombinationen IV und VI vergleichbare Traglasten auf der sicheren Seite der Winter-Kurve. Die Traglasten der Kombination V liegen in diesem Schlankheitsbereich oberhalb der Winter-Kurve, siehe Tabelle 5.3.

Tabelle 5.3 Abweichungen der Traglasten für die Kombinationen IV – VI [123]

Kombinationen			**Vergleich mit Winter-Kurve [%]**	
			$0{,}673 < \bar{\lambda}_p < 1{,}75$	$\bar{\lambda}_p \geq 2{,}0$
IV	◇	80 % EN 1090-2 [12] e_g + prEN 1993-1-14 [18] σ_{res}	86,2 – 91,1	92,8 – 95,4
V	△	80 % EN 1090-2 [12] e_g + BSK 94 [133] σ_{res}	93,1 – 94,9	95,5 – 103,2
VI	×	80 % EN 1090-2 [12] e_g + Kubsch [74] σ_{res}	91,7 – 94,4	94,7 – 97,3

Zusammenfassend kann festgestellt werden, dass im Rahmen dieser Untersuchungen ein *deutlicher Einfluss des verwendeten Eigenspannungsmodells auf die Traglasten* besteht. Somit sind im Rahmen einer GMNIA-Untersuchung beim Ansatz von geometrischen Imperfektionen e_g auch die strukturellen Imperfektionen e_s zwingend zu berücksichtigen, vgl. Abschnitt 3.6.6. Außerdem zeigte das Eigenspannungsmodell von KUBSCH [74] im betrachteten Parameterbereich die größte Annäherung der Traglasten an die Winter-Kurve. Weitere Untersuchungen sind in SCHÖNFELD ET AL. [123] enthalten.

5.3.2 Ausgesteifte Beulfelder

Analog zu den unausgesteiften Beulfelder im Abschnitt 5.3.1 werden nachfolgend Imperfektionsansätze für ausgesteifte Beulfelder untersucht. Der Fokus liegt auf dem direkten Vergleich der Imperfektionsansätze A und B in Tabelle 3.16 aus Abschnitt 3.5.7. Bei der Betrachtung von Bild 5.2 (Kombination I) und Bild 5.3 (Kombination IV) in Abschnitt 5.3.1 fallen Unterschiede auf. Da der Schwerpunkt der vorliegenden Arbeit im Bereich der ausgesteiften Beulfelder liegt, werden im Folgenden die Traglasten der Imperfektionsansätze aus Tabelle 3.16 direkt miteinander verglichen. Die Untersuchung beschränkt sich auf den Eigenspannungsansatz gemäß PREN 1993-1-14 [18] (siehe Abschnitt 3.6.3). Somit ergeben sich die in Tabelle 5.4 zusammengestellten Imperfektionsansätze.

Tabelle 5.4 Imperfektionsansätze nach PREN 1993-1-14 [18]

Variante	Imperfektionen		
A	geometrische Imperfektion e_g nach EN 1090-2 [12] (80%)	$\oplus$	strukturelle Imperfektion e_s nach prEN 1993-1-14 [18]
B	geometrische Ersatzimperfektionen e_0 nach aus prEN 1993-1-14 [18]		

Die Untersuchung der Imperfektionsansätze in Tabelle 5.4 werden unter folgenden Parameter durchgeführt, siehe SCHÖNFELD ET AL. [125]:

- bilineares Werkstoffmodell mit E / 10 000, siehe Bild 3.1 b) in Abschnitt 3.2.1
- isotrope Verfestigung, siehe Abschnitt 3.2.3
- Stahlgüte S 355, f_y = 355 N/mm²
- Element – SHELL 181, siehe Abschnitt 3.3.1
- Navier-Lagerung senkrecht zur Blechebene, Beulfeld statisch bestimmt gelagert
- Lagerung „externe Punkte“ und kraftgesteuerte Belastung „externe Kraft“ gemäß Tabelle 3.6 b) und Bild 3.18 in Abschnitt 3.4 mit gekoppelten Knoten in Längsrichtung
- konstante Druckbeanspruchung σ_x
- NR-Verfahren + Stabilisierungsenergie, siehe Abschnitt 3.5.7
- geometrische Ersatzimperfektionen, siehe Abschnitt 3.6.4 und 3.6.5, nach LBA (siehe Abschnitt 5.4.2) und Eigenspannungsmodell nach PREN 1993-1-14 [18], siehe Abschnitt 3.6.3
- Seitenverhältnis α = 0,5 | 1 | 1,5 | 2 | 3
- bezogene Schlankheit $\bar{\lambda}_p$ = 0,7 | 0,9 | 1,4 | 2,2
- eine mittige Flachstahlsteife

Die Auswertung der 180 GMNIA-Berechnungen ist in Bild 5.4 dargestellt. Dabei werden in Bild 5.4 nur die maßgebenden Kombinationen innerhalb eines Imperfek-

tionsansatzes berücksichtigt. Bei mehr als 94 % der Berechnungen liegt der Wert η unter 1,0, siehe Bild 5.4. Somit weist der Ansatz mit geometrischen *Ersatz*imperfektionen (Tabelle 5.4 Variante B) in den meisten Berechnungen eine höhere Traglast auf als bei der Kombination von geometrischen und strukturellen Imperfektionen (Tabelle 5.4 Variante A). Dies widerspricht der Annahme, dass geometrische *Ersatz*imperfektionen eine vereinfachte Darstellung der Kombination aus strukturellen und geometrischen Imperfektionen darstellen, siehe Abschnitt 3.6.4.

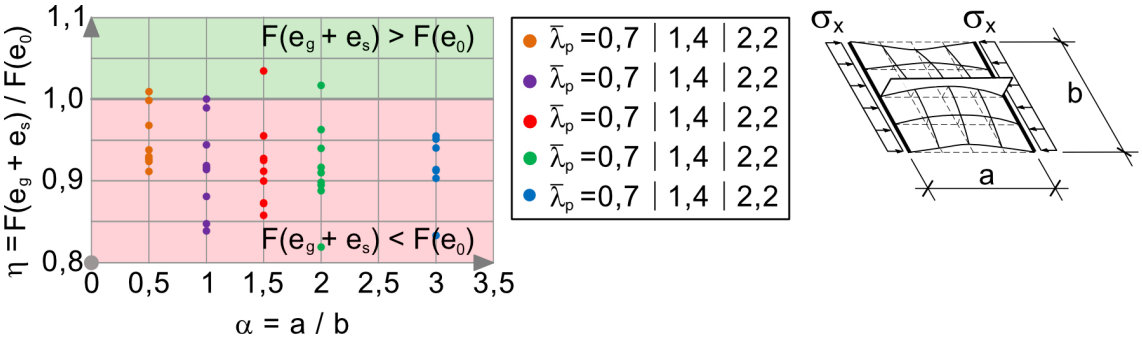


Bild 5.4 Vergleich der Traglasten F (GMNIA) für die Imperfektionsansätze gemäß Tabelle 5.4 nach [125]

Beim CEN / TC 250 / SC 3 / WG 22 (7th meeting, Barcelona 2023) wurde festgestellt, dass die Kombination aus geometrischen Imperfektionen gemäß EN 1090-2 [12] und strukturellen Imperfektionen nach PREN 1993-1-14 [18] in dieser Form nicht für eine GMNIA-Berechnung vorgesehen war. Somit wird der Imperfektionsansatz A aus Tabelle 5.4, der als geometrische Imperfektion die Angaben aus EN 1090-2 [12] beinhaltet, für die nachfolgenden Untersuchungen nicht weiter berücksichtigt.

5.4 Traglasten ausgesteifter Beulfelder

5.4.1 Mindeststeifigkeit

Wenn die Tragfähigkeit eines unausgesteiften Beulfeldes nicht ausreicht, kann durch den gezielten Einsatz von Versteifungselementen wie z. B. Längs- oder Quersteife die Tragfähigkeit deutlich erhöht werden. Für die Aussteifung erfolgt die Verwendung der genannten Profile:

- offene z. B. Flachstahl, Winkelprofil
- geschlossene z. B. Trapezprofil

Ein wesentlicher Unterschied zwischen offenen und geschlossenen Steifen ist die hohe Torsionssteifigkeit der geschlossenen Steifen. Zur Berücksichtigung von Beulsteifen in Tragsicherheitsnachweisen werden die Querschnittswerte häufig in Form von bezogener Dehnsteifigkeit δ und der bezogenen Biegesteifigkeit γ berücksichtigt. Die Gleichungen für die Ermittlung der Parameter δ und γ sind in Tabelle 5.5 zusammengefasst.

Tabelle 5.5 Ermittlung von δ und γ in Abhängigkeit der Anzahl der Steifen [84]

Fall	**Ermittlung δ**	**Ermittlung γ**
1 oder 2 Steifen in der Druckzone oder Beultafeln [63], [65]	$\delta = \frac{A_{sl}}{b \cdot t}$	$\gamma = 10{,}92 \cdot \frac{I_{sl}}{b \cdot t^3}$
mehr als 2 Steifen in Druckzone	$\delta = \frac{\sum A_{sl}}{b \cdot t}$	$\gamma = 10{,}92 \cdot \frac{\sum I_{sl}}{b \cdot t^3}$
I_{sl} = Flächenträgheitsmoment der Längssteife ***inkl.*** mitwirkender Blechsteifen der angrenzenden Platte A_{sl} = Fläche der Steife ***ohne*** Steganteil ΣA_{sl} = Fläche aller gedrückten Steife ***ohne*** Steganteil ΣI_{sl} = Flächenträgheitsmoment aller gedrückten Steifen ***inkl.*** mitwirkender Blechstreifen der angrenzenden Platte b = Breite Gesamtfeld t = Blechdicke		

Durch den Einsatz von Beulsteifen soll die Beulform verändert werden. Diese ist im Wesentlichen von der Festigkeit (bezogene Biegesteifigkeit γ) der Steife abhängig, siehe Bild 5.5. Bei geringer Steifigkeit ist die Verformungsbehinderung gering und die Beulfläche bleibt in Querrichtung symmetrisch, was zu Gesamtfeldbeulen führt. Mit zunehmender Widerstandsfähigkeit ändert sich die Verformung. Die Beulfläche wird in Querrichtung antimetrisch, was Einzelfeldbeulen entspricht, siehe Bild 5.5 rechts.

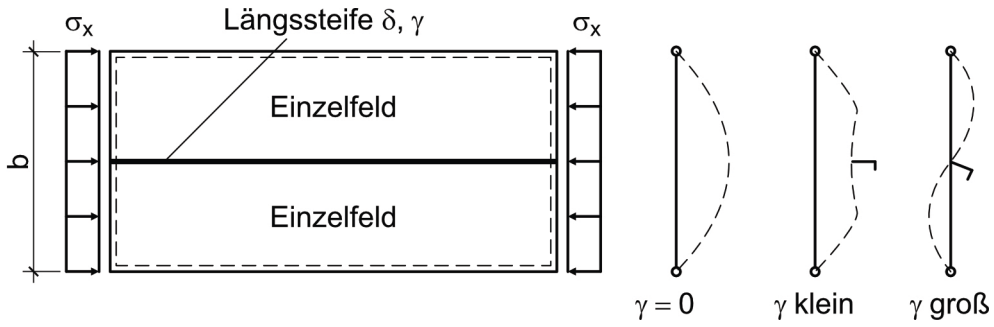


Bild 5.5 Wirkung einer Längssteife in Abhängigkeit von deren Steifigkeit [59]

In der Literatur wird im Zusammenhang häufig der Ausdruck der „Mindeststeifigkeit“ verwendet. Für die Mindeststeifigkeiten werden von CHWALLA [33] und KROMM [73] drei Arten definiert:

- Mindeststeifigkeit erster Art γ_I
- Mindeststeifigkeit zweiter Art γ_{II}
- Mindeststeifigkeit dritter Art γ_{III}

Im Rahmen dieser Arbeit findet die Mindeststeifigkeit dritter Art γ_{III} Anwendung. Beim Erreichen dieser ist der Verzweigungslastfaktor des ausgesteiften Gesamtfeldes gleich dem Verzweigungslastfaktor des Einzelfeldes. Es gilt:

$$\alpha_{cr,GF} = \alpha_{cr,EF} \tag{5.1}$$

In KLÖPPEL ET AL. [63] und [65] wird diese Art der Mindeststeifigkeit angewendet. Hier soll darauf hingewiesen werden, dass der Fall $\alpha_{cr,GF} > \alpha_{cr,EF}$ nicht zwangsläufig bedeutet, das im Rahmen eines Tragsicherheitsnachweises das Einzelfeld bemessungsmaßgebend ist. Grund dafür ist u. a. das knickstabähnliche Verhalten. Weiterhin

darf gemäß dem deutschen nationalen Anhang von EN 1993-1-5 [15] eine bezogene Steifigkeit von $\gamma < 25$ nicht berücksichtigt werden, wenn die Methode der wirksamen Querschnittsfläche (siehe Abschnitt 2.4) angewendet wird. Weitere ausführliche Informationen (auch zu den Mindeststeifigkeiten erster und zweiter Art) können BORNSCHEUER [26], KINDMANN [59], KLÖPPEL/SCHEER [65] und PETERSEN [99] entnommen werden. Für die numerischen Untersuchungen in diesen Abschnitten 5.4.5 bis 5.4.9 werden die Parameter unterteilt in:

- bezogene Steifigkeit kurz *unterhalb der Mindeststeifigkeit dritter Art* ($\gamma < \gamma_{III}$)

  $\alpha_{cr,GF} < \alpha_{cr,EF}$

  → *1. Eigenform Gesamtfeldbeulen*
- bezogene Steifigkeit kurz *oberhalb Mindeststeifigkeit dritter Art* ($\gamma > \gamma_{III}$)

  $\alpha_{cr,GF} > \alpha_{cr,EF}$

  → 1. *Eigenform Einzelfeldbeulen*

5.4.2 Beulformen

Der Ansatz der geometrischen (Ersatz-)Imperfektionen bei *mehreren* Steifen ist in EN 1993-1-5 Anhang C [14] bzw. PREN 1993-1-14 [18] nicht eindeutig. Wie bereits in Abschnitt 3.6.6 beschrieben, hat ZIZZA [147] die drei in Bild 5.6 dargestellten Interpretationsformen in *Querrichtung* des Beulfeldes vorgestellt.

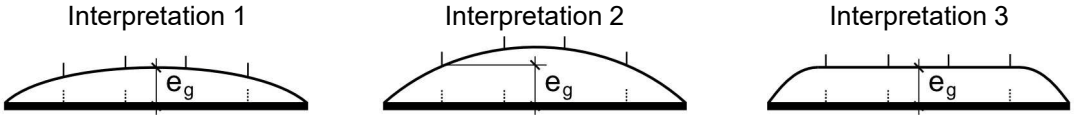


Bild 5.6 Ansatzmöglichkeiten der globalen Imperfektionen bei mehreren Längssteifen nach [147]

Aufgrund der von ZIZZA [147] untersuchten Versagensformen wird in [147] Interpretationsform 3 als realistisch eingeordnet. Dabei gilt die Annahme, dass die Amplitudenhöhe zwischen den Längssteifen, vergleichbar mit einer *Trapezform,* konstant ist. Diese Einordnung wurde in mehreren wissenschaftlichen Arbeiten übernommen, z. B. [75], [103], [104] und [139], siehe Abschnitt 3.6.6. Im Folgenden werden die Eigenformen der linearen Beulanalyse (LBA) und die Verformungen infolge Eigenspannungen im Rahmen einer Thermischen Analyse (ThA) untersucht. Dabei stehen die Verformungen in Querrichtung im Vordergrund, um diese mit der Interpretation von ZIZZA [147] zu vergleichen. Die Parameterstudie umfasst:

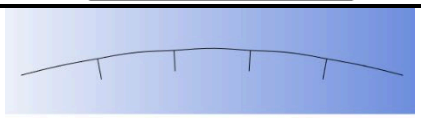
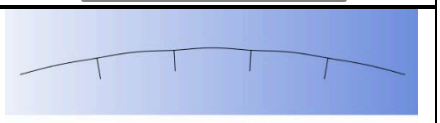
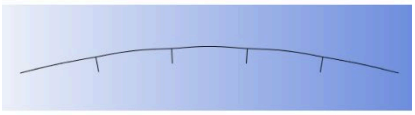
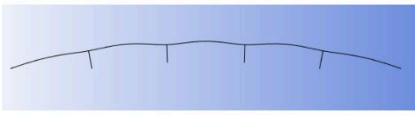
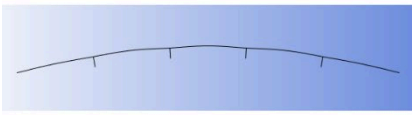
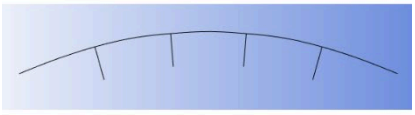
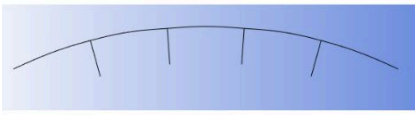
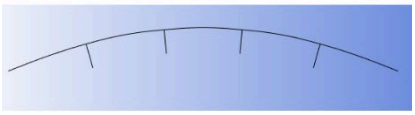
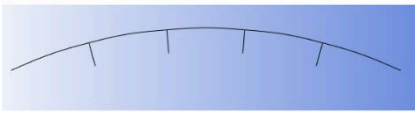
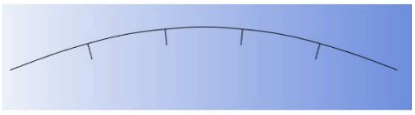
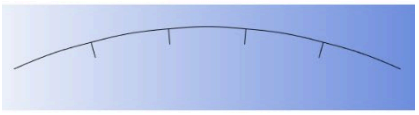
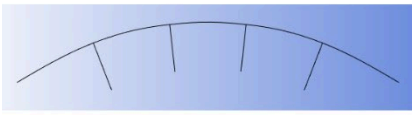
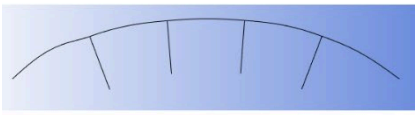
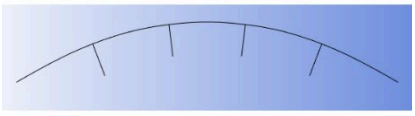
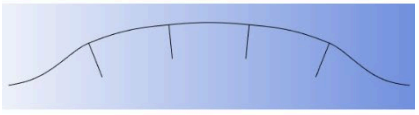
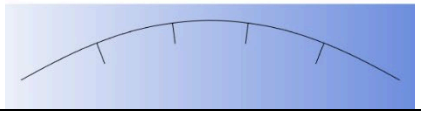
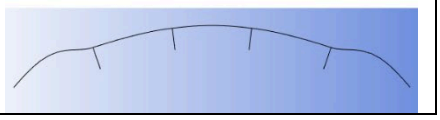
- Seitenverhältnis α = 1 | 2 | 3

  (a = 300 | 600 | 900 cm; b = 300 cm; t_w = 0,5 | 0,6 | 0,8 | 0,95 | 1,3 | 1,4 cm)
- bezogene Schlankheit $\bar{\lambda}_p$ = 0,9 | 1,4 | 2,2
- vier Flachstahlsteifen (n = 4)

  (7,9 cm ≤ b_{Fl} ≤ 40,8 cm; 0,8 cm ≤ t_{Fl} ≤ 4,1 cm)
- $\gamma < \gamma_{III}$ und $\gamma > \gamma_{III}$

Somit ergeben sich 36 Berechnungen, deren Ergebnisse hier aufgezeigt werden. In Tabelle 5.6 sind die Eigenformen für die *Gesamtfeldbeulen* dargestellt. Es wird deutlich, dass bei keiner der linearen Beulanalysen eine Eigenform in Trapezform auftritt. Dieses Ergebnis ist unabhängig vom Seitenverhältnis α, der bezogenen Schlankheit $\bar{\lambda}_p$ und der Mindeststeifigkeit γ_{III}.

Tabelle 5.6 Eigenformen für Gesamtfeldbeulen infolge LBA

n	α	$\bar{\lambda}_p$	$\gamma < \gamma_{III}$	$\gamma > \gamma_{III}$
4	1	0,9		
		1,4		
		2,2		
	2	0,9		
		1,4		
		2,2		
	3	0,9		
		1,4		
		2,2		

Bei Anwendung von EN 1993-1-5 Anhang C [14] bzw. PREN 1993-1-14 [18] und der Ermittlung der geometrischen (Ersatz-)Imperfektion mittels LBA würde das Ergebnis aus Tabelle 5.6 der Interpretation 1 aus Bild 5.6 entsprechen. An dieser Stelle wird darauf hingewiesen, dass die Größe der Amplitude und das Vorzeichen nicht berechnet werden können, siehe KINDMANN [58]. Zur Verdeutlichung ist in Bild 5.7 die erste Eigenform für den Eulerfall II mit drei unterschiedlichen Verläufen dargestellt.

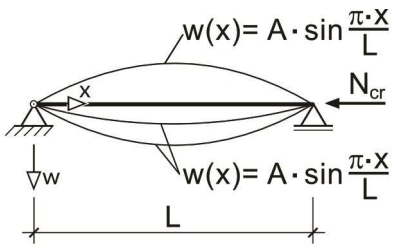


Bild 5.7 Mögliche Verläufe der ersten Eigenform für den Eulerfall II [58]

Die unterschiedlichen Verläufe der Eigenform machen deutlich, dass Größe und Vorzeichen der Verformung w(x), durch die fehlende Bestimmbarkeit des Parameters A, nicht angegeben werden können. Weitere Erläuterungen dazu können z. B. KINDMANN [58] entnommen werden. Dieser Effekt ist bei der Interpretation der Eigenformen in Tabelle 5.6 zu beachten.

Im Rahmen einer thermischen Analyse (ThA) werden die Eigenspannungen σ_{res} nach PREN 1993-1-14 [18] aufgebracht. Die daraus resultierenden Verformungen sind in Tabelle 5.7 zusammengefasst. Es ist erkennbar, dass die eindeutige Trapezform im Wesentlichen bei einem Seitenverhältnis $\alpha = 1$ vorkommt. Mit steigendem Seitenverhältnis α ergibt sich zunehmend eine Bogenform. Die Veränderung von der Trapezform zur Bogenform erfolgt bei $\gamma < \gamma_{III}$ bereits ab einem Seitenverhältnis $\alpha = 2$ deutlicher als bei $\gamma > \gamma_{III}$. Der Einfluss der bezogenen Schlankheit $\bar{\lambda}_p$ scheint gering zu sein.

Tabelle 5.7 Verformungen infolge Eigenspannungen infolge ThA

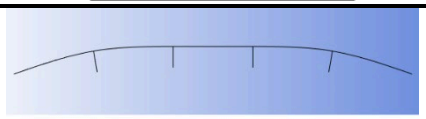
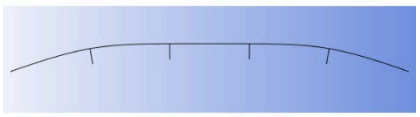
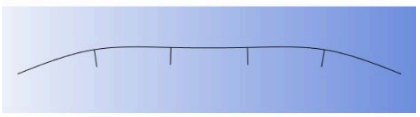
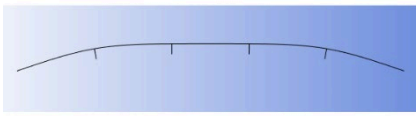
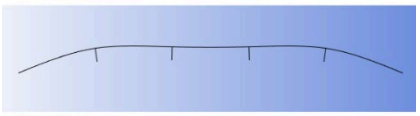
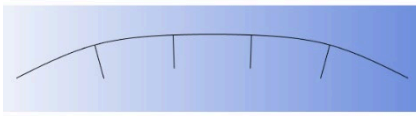
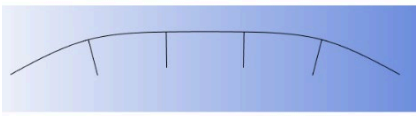
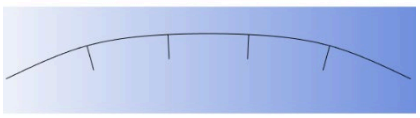
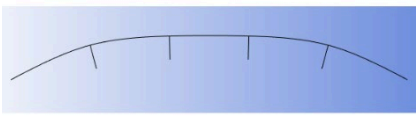
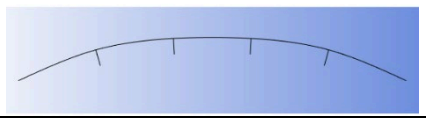
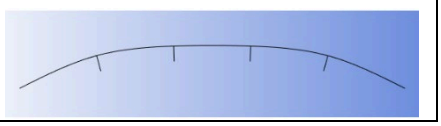
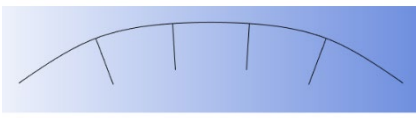
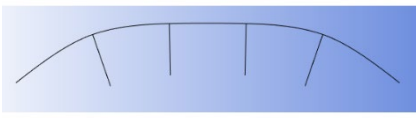
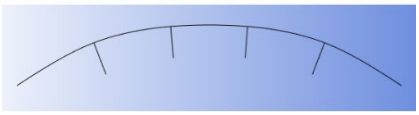
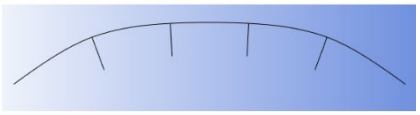
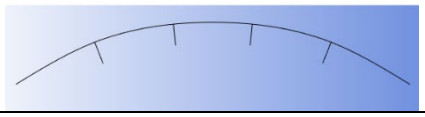
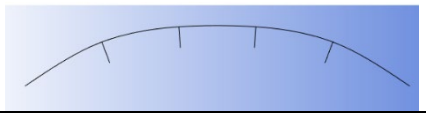
n	α	$\bar{\lambda}_p$	$\gamma < \gamma_{III}$	$\gamma > \gamma_{III}$
4	1	0,9		
		1,4		
		2,2		
	2	0,9		
		1,4		
		2,2		

Tabelle 5.7 Verformungen infolge Eigenspannungen infolge ThA (*Fortsetzung*)

n	α	$\bar{\lambda}_p$	$\gamma < \gamma_{III}$	$\gamma > \gamma_{III}$
4	3	0,9		
		1,4		
		2,2		

Im Ergebnis kann gesagt werden, dass die numerischen Untersuchungen mittels LBA und Eigenspannungsanalyse nur in wenigen Fällen (ThA und $\alpha = 1$) eine reine Trapezform aufweisen. Ebenso ist bei den gemessenen geometrischen Imperfektionen von KUHLMANN ET AL. [75] und MENSINGER ET AL. [92] keine eindeutige Trapezform erkennbar, siehe auch Abschnitt 4.3. Bei den Laborversuchen in Abschnitt 4.4 konnte ebenfalls keine Trapezform festgestellt werden.

5.4.3 Parameterbereich

Die Parameter für die umfangreichen numerischen Traglastberechnungen mittels GMNIA bzgl. Geometrie und den verschiedenen Varianten zur Berücksichtigung von Imperfektionen sind wie folgt zusammengestellt:

Geometrie:

- Seitenverhältnis α = 1 | 1,5 | 2 | 2,5 | 3
  (120 cm ≤ a ≤ 900 cm; 120 cm ≤ b ≤ 300 cm; 0,5 cm ≤ t_w ≤ 2,0 cm)
- bezogene Schlankheit $\bar{\lambda}_p$ = 0,7 | 0,9 | 1,4 | 2,2
- Längssteifenanzahl n = 1 | 2 | 3 | 4
- Flachsteife mit variabler Geometrie (3,9 cm ≤ b_{Fl} ≤ 53,9 cm; 0,5 cm ≤ t_{Fl} ≤ 5,4 cm)
- Steifensteifigkeit $\gamma < \gamma_{III}$ und $\gamma > \gamma_{III}$, siehe Abschnitt 5.4.1

Imperfektionen:

- Geometrische *Ersatz*imperfektionen e_0, siehe Abschnitte 3.6.4 und 3.6.5 unter Anwendung einer LBA nach Abschnitten 3.5.1 und 5.4.2
- Eigenspannungsmodell σ_{res} nach PREN 1993-1-14 [18], siehe Abschnitt 3.6.3 unter Berücksichtigung der sich daraus ergebenden Imperfektionsform nach Abschnitt 5.4.2

Angaben zur Erstellung eines FE-Modells (z. B. Lagerung, Werkstoffgesetz, Lasteinleitung, Elementierung, Berechnungsverfahren usw.) sind in Abschnitt 5.1 enthalten. Bei

den o. g. Parametern ist der Bereich der bezogenen Schlankheit von $\bar{\lambda}_p = 0{,}9$ besonders zu berücksichtigen, da die Untersuchungen von SCHÖNFELD ET AL. [124] zeigen, dass in diesem Schlankheitsbereich ein „lokales Minimum“ der Traglast auftritt.

5.4.4 Imperfektionskombinationen

Für die Ermittlung der Traglast sind bei der Verwendung von geometrischen Ersatzimperfektionen e_0 gemäß EN 1993-1-5 Anhang C [14] bzw. PREN 1993-1-14 [18] unterschiedliche Kombinationen zu berücksichtigen. Das Ziel ist es, die geringste Traglast zu bestimmen. Bei den Kombinationen sind folgende Randbedingungen zu beachten, siehe auch 3.6.5:

- Imperfektionsrichtung positiv **+** │ negativ **-**
- lokale Beulform für das unausgesteifte Einzelfeld (EF)
- globale Beulform für das ausgesteifte Gesamtfeld (GF)
- Leitimperfektion 100 % │ Begleitimperfektion 70 %

In Tabelle 5.8 und in Tabelle 5.9 sind die untersuchten Kombinationen für die Ersatzimperfektionen und für die Eigenspannungen zusammengestellt. Die geometrischen Ersatzimperfektionen e_0 werden wie folgt bezeichnet (Beispiel):

IMP	**-1**	**GF**	**⊕**	**-0,7**	**EF**
Imperfektion	negative Richtung mit 100 %	Gesamtfeldbeulen	in Kombination mit	negative Richtung mit 70 %	Einzelfeldbeulen

Im Fall $\gamma < \gamma_{III}$ (Tabelle 5.8) ergibt sich beim ersten Eigenwert (EW) eine Eigenform des Gesamtfeldbeulens (global).

Tabelle 5.8 Imperfektionskombinationen für $\gamma < \gamma_{III}$

Kombination	**Erklärung**
IMP +1GF	1.EW GF positiv 100 %
IMP -1GF	1.EW GF negativ 100 %
IMP +1GF ⊕ +0,7EF	1.EW GF positiv 100 % ⊕ x.EW EF positiv 70 %
IMP -1GF ⊕ -0,7EF	1.EW GF negativ 100 % ⊕ x.EW EF negativ 70 %
IMP +0,7GF ⊕ +1EF	1.EW GF positiv 70 % ⊕ x.EW EF positiv 100 %
IMP -0,7GF ⊕ -1EF	1.EW GF negativ 70 % ⊕ x.EW EF negativ 100 %
σ_{res}	Eigenspannung nach prEN 1993-1-14 [18]

Bei einem der nachfolgenden Eigenwerte zeigt sich dann die Eigenform des Einzelfeldbeulens (lokal). Der Eigenwert des Einzelfeldbeulens muss nicht zwangsläufig der zweiten Eigenform entsprechen. Aus diesem Grund wird in Tabelle 5.8 für die Nummer des Eigenwertes für Einzelfeldbeulen „x“ angegeben. Effekte aus Teilfeldbeulen finden in dieser Arbeit keine Berücksichtigung. Bei Anwendung einer thermischen Analyse ergibt sich infolge der Eigenspannung ein eigenes Verformungsbild, siehe Abschnitt 5.4.2. Dieses Verformungsbild weist in die negative Richtung, siehe Abschnitt 4.5. Weitere Kombinationen werden im Rahmen einer ThA nicht berücksichtigt.

In Tabelle 5.9 sind die Imperfektionskombinationen für $\gamma > \gamma_{III}$ zusammengefasst. Bei einer Steifigkeit der Steifen von $\gamma > \gamma_{III}$ stellt die erste Eigenform i. d. R. Einzelfeldbeulen dar. Die Eigenform für Gesamtfeldbeulen ergibt sich in Abhängigkeit von der Steifensteifigkeit und der Plattengeometrie bei höheren Eigenwerten. Dieser höhere Eigenwert für Gesamtfeldbeulen wird in Tabelle 5.9 mit „x.EW“ bezeichnet.

Tabelle 5.9 Imperfektionskombinationen für $\gamma > \gamma_{III}$

Kombination	Erklärung
IMP +1EF	1.EW EF positiv (da einfach symmetrisch)
IMP +1GF	x.EW GF positiv 100 %
IMP -1GF	x.EW GF negativ 100 %
IMP +1EF ⊕ +0,7GF	1.EW EF positiv 100 % ⊕ x.EW GF positiv 70 %
IMP -1EF ⊕ -0,7GF	1.EW EF negativ 100 % ⊕ x.EW GF negativ 70 %
IMP +0,7EF ⊕ +1GF	1.EW EF positiv 70 % ⊕ x.EW GF positiv 100 %
IMP -0,7EF ⊕ -1GF	1.EW EF negativ 70 % ⊕ x.EW GF negativ 100 %
σ_{res}	Eigenspannung nach prEN 1993-1-14 [18]

Die Imperfektionskombinationen aus Tabelle 5.8 und aus Tabelle 5.9 ergeben unter Berücksichtigung der im Abschnitt 5.4.3 angegebenen Parameter 1200 GMNIA-Berechnungen. Zusätzlich werden 320 GMNIA-Untersuchungen zur Verbesserung der vorhandenen Regelungen in den Abschnitten 5.4.7 und 5.4.9 durchgeführt. Es ist dabei zu beachten, dass die Identifikation der Eigenformen für Gesamtfeld- und Einzelfeldbeulen manuell und optisch erfolgen muss. Diese Vorgehensweise ist sehr aufwendig (siehe auch BAST-HEFT B 140 [77]) und kann nach aktuellem Stand, gemäß ECCS [43], nicht automatisiert erfolgen.

5.4.5 Vorgehensweise bei Traglastberechnungen

In den nachstehenden Abschnitten werden umfangreiche numerische Untersuchungen mittels GMNIA vorgenommen, um die Traglasten von ausgesteiften Beulfeldern zu

bestimmen. Die Spezifikationen des FE-Modells werden in Abschnitt 5.1 aufgezeigt. Angaben zu den gewählten Parametern bzgl. Geometrie und den Imperfektionsansätzen sind im Abschnitt 5.4.3 enthalten. Abschnitt 5.4.4 bietet eine Übersicht über die untersuchten Imperfektionskombinationen. Die numerischen Modelle wurden in der Finite-Elemente-Software ANSYS Version 2023 R2 [2] und deren zentraler Simulationsumgebung Workbench erstellt. Für die geometrisch und materiell nichtlinearen Berechnungen mit Imperfektionen (GMNIA) wird die Verifizierung nach Abschnitt 5.4.3 durchgeführt. Pre- und Postprocessing der Modelle erfolgte vollständig in Workbench. Gemäß Abschnitt 5.4.3 werden zwei unterschiedliche Ansätze zur Ermittlung der Traglasten verfolgt. Ein schematischer Berechnungsablauf der beiden Arten ist in Bild 5.8 dargestellt.

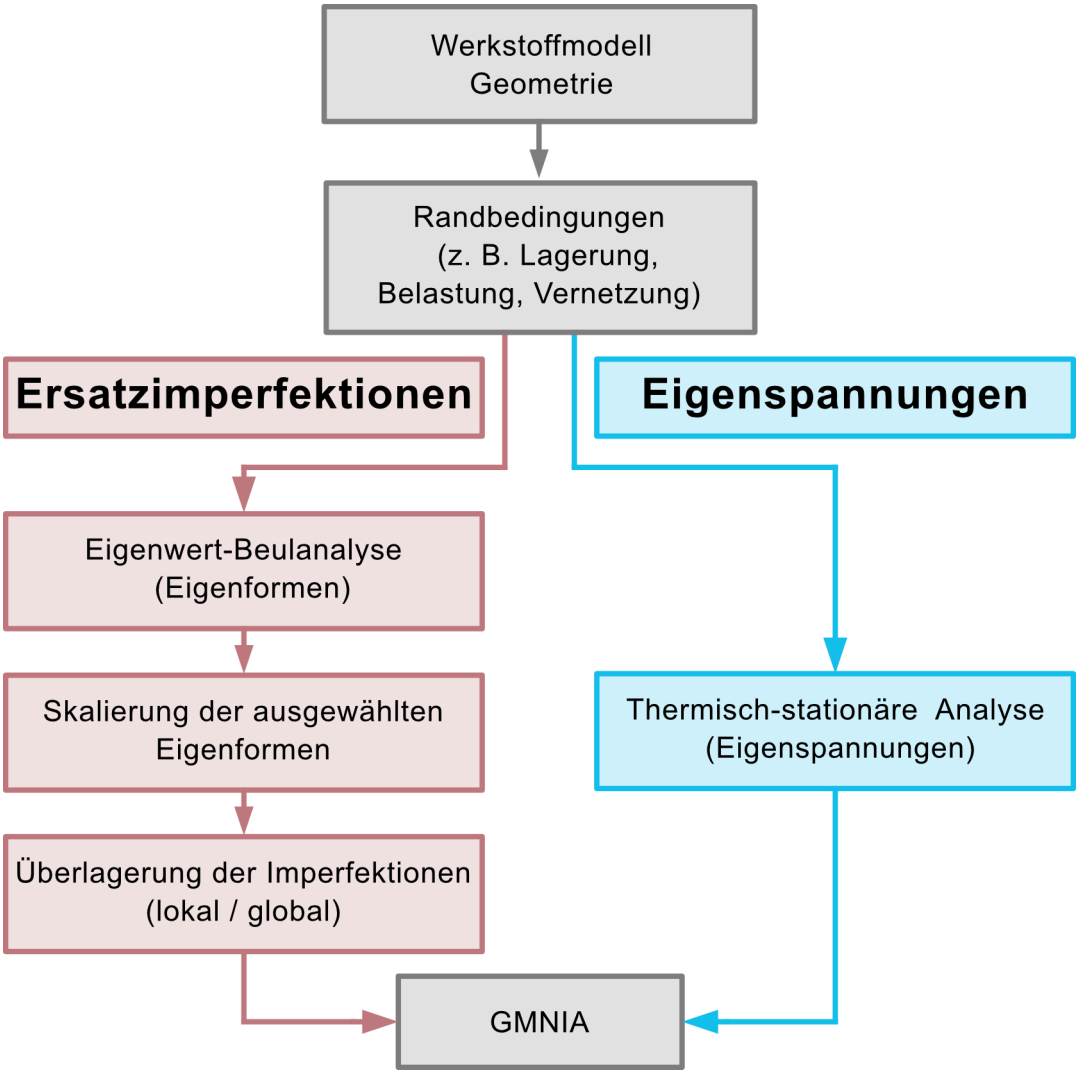


Bild 5.8 Ansätze zur Traglastermittlung mittels GMNIA in Ansys Workbench [2]

Grundlegende Parameter des FE-Modells (z. B. Geometrie, Elementierung, Lagerung, äußere Lasten) sind bei beiden Ansätzen identisch. Bei Anwendung von geometrischen Ersatzimperfektionen (Bild 5.8 links) erfolgt in einem ersten Schritt eine lineare Beulanalyse (LBA) zur Ermittlung der Eigenformen, siehe Abschnitt 3.5.1. Im zweiten Schritt werden diese Eigenformen manuell und optisch den unterschiedlichen Versagensmöglichkeiten (Einzelfeldbeulen, Teilfeldbeulen und Gesamtfeldbeulen,

siehe Abschnitt 2.3) zugeordnet. Dies ist entscheidend für den korrekten Ansatz der geometrischen Ersatzimperfektionen e_0 nach Abschnitt 3.6.5. Die Eigenformen werden entsprechend den Stichmaßen in EN 1993-1-5 [14] bzw. PREN 1993-1-14 [18] skaliert und anschließend nach den Vorgaben in Abschnitt 5.4.4 mittels initial Deformation [5] überlagert. Im letzten Schritt erfolgt die Bestimmung der Traglast mithilfe GMNIA. Alternativ dazu werden im Rahmen einer thermischen Analyse Eigenspannungen σ_{res} nach PREN 1993-1-14 [18] (Bild 5.8 rechts) aufgebracht. *Dadurch ergibt sich gleichzeitig eine Verformung in Abhängigkeit der vorliegenden Steifigkeit des Bauteils. Damit kann der zusätzliche Ansatz von geometrischen Imperfektionen entfallen.* In Bild 5.9 (Spannungen) und in Bild 5.10 (resultierende Verformungen) ist ein Beispiel für den Ansatz von Eigenspannungen nach PREN 1993-1-14 [18] dargestellt.

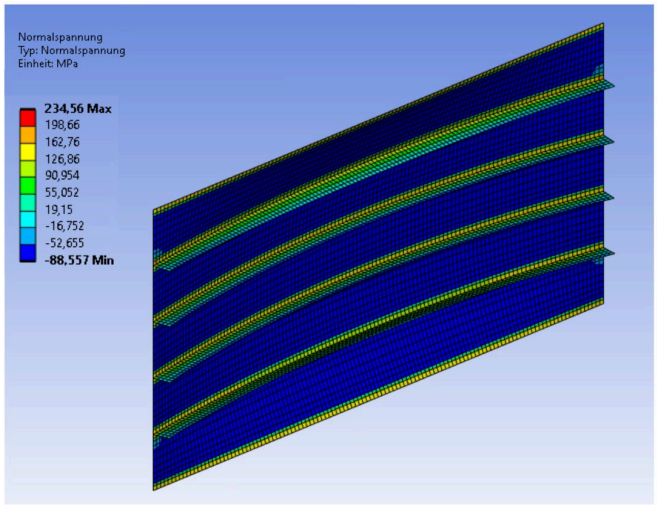


Bild 5.9 Beispiel für den Ansatz der Eigenspannungen nach PREN 1993-1-14 [18]

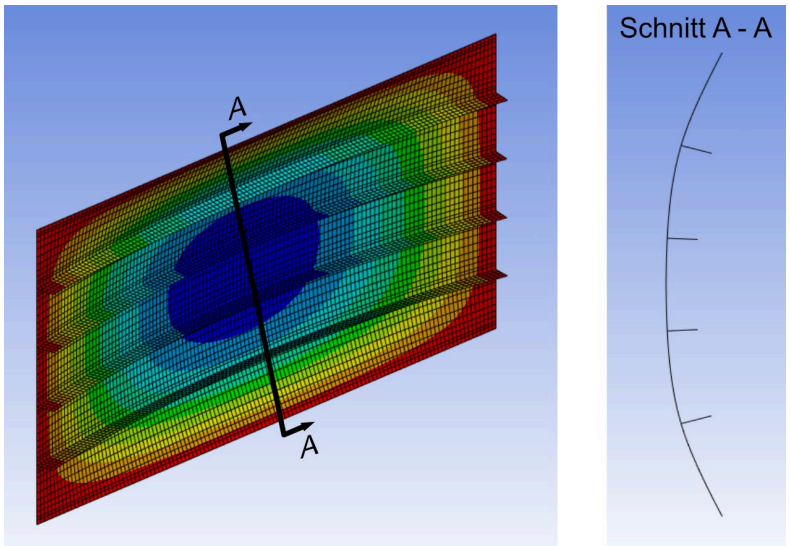


Bild 5.10 Beispiel für die resultierenden Verformung infolge Eigenspannungen nach PREN 1993-1-14 [18]

Diese Vorgehensweise kommt dem realen Bauteilverhalten sehr nahe, siehe Abschnitte 3.6.3, 4.4 und 4.5. Im letzten Schritt erfolgt auch hier die Bestimmung der Traglast mittels GMNIA.

Im Rahmen der nachfolgenden Traglastuntersuchungen sollen folgende Punkte betrachtet werden:

- Einfluss der Kombinationen aus Leit- und Begleitimperfektionen nach EN 1993-1-5 Anhang C [14] bzw. PREN 1993-1-14 [18]
- Auswirkungen des Ansatzes von positiven und negativen geometrischen Ersatzimperfektionen
- Vergleich der Traglasten zwischen den beiden Ansätzen nach Bild 5.8

In der Betrachtung der Ergebnisse werden in den Abschnitten 5.4.5 bis 5.4.9 Traglastfaktoren *f* verwendet. Diese stellen das Verhältnis der mittels GMNIA ermittelten Traglast (*F*) zur Traglast (F_{MRS}) nach der Methode der reduzierten Spannungen (MRS) (siehe Abschnitt 2.4) nach EN 1993-1-5 [14] dar. Es werden die folgenden fünf Traglastfaktoren bestimmt:

$$f_{Kom} = \frac{F_{Normkombi}}{F_{MRS}}$$

mit $F_{Normkombi}$ – Traglast nach EN 1993-1-5 Anhang C [14] bzw. PREN 1993-1-14 [18], siehe Abschnitt 5.4.4 (5.2)

$$f_{Kom}{}^{*} = \frac{F_{Normkombi}{}^{*}}{F_{MRS}}$$

analog (5.2) *ohne* Berücksichtigung von $F_{IMP\text{-}1GF}$ (5.3)

$$f_{IMP-1GF} = \frac{F_{IMP-1GF}}{F_{MRS}}$$

mit $F_{IMP\text{-}1GF}$ –Traglast für reines Gesamtfeldbeulen mit e_0 in negativer Richtung (5.4)

$$f_{IMP-1GF(M1)} = \frac{F_{IMP-1GF(M1)}}{F_{MRS}}$$

mit $F_{IMP\text{-}1GF(M1)}$ –Traglast für reines Gesamtfeldbeulen mit modifiziertem e_0 in negativer Richtung (5.5)

$$f_{\sigma(res)} = \frac{F_{\sigma(res)}}{F_{MRS}}$$

mit $F_{\sigma(res)}$ –Traglast infolge Eigenspannungen nach PREN 1993-1-14 [18] (5.6)

$$f_{IMP-1GF(M2)} = \frac{F_{IMP-1GF(M2)}}{F_{MRS}}$$

mit $F_{IMP\text{-}1GF(M2)}$ –Traglast für reines Gesamtfeldbeulen mit modifiziertem e_0 in negativer Richtung (5.7)

Zur Ermittlung des Verzweigungslastfaktors α_{cr} bei Anwendung der MRS wird das Programm EB-PLATE [4] verwendet. Dabei wird analog zu BAST-HEFT B 140 [77] die Steifendicke modifiziert, um den richtigen Wert für die bezogene Biegesteifigkeit γ zu erhalten, siehe auch Abschnitt 5.4.1. Grund für die Modifikation ist die unterschiedliche Berücksichtigung der mitwirkenden Breite in EB-PLATE [4] im Vergleich zur MRS. Teilsicherheitsbeiwerte finden keine Berücksichtigung. In den folgenden Abschnitten werden die mittels GMNIA ermittelten Traglasten verglichen:

- Abschnitt 5.4.5: IMP-1GF vs. Normkombination
- Abschnitt 5.4.7: IMP-1GF(M1) vs. Normkombination
- Abschnitt 5.4.8: Eigenspannung vs. Normkombination
- Abschnitt 5.4.9: IMP-1GF(M2) vs. Eigenspannung

5.4.6 IMP-1GF vs. Normkombination

Bei Anwendung von EN 1993-1-5 [14] bzw. PREN 1993-1-14 [18] sind lokale und globale Imperfektionen zu überlagern, siehe z. B. Abschnitt 3.6.5. Dabei ergibt sich eine Vielzahl von möglichen Kombinationen – besonders im Hinblick darauf, dass bei ausgesteiften Beulfeldern unterschiedliche Richtungen der Imperfektionen gemäß EN 1993-1-5 [14] bzw. PREN 1993-1-14 [18] zu beachten sind. Weiterhin wird nach Leit- und Begleitimperfektionen unterschieden. Eine besondere Herausforderung ist die Identifikation geeigneter lokaler und globaler Eigenformen für die Skalierung der geometrischen Ersatzimperfektionen, siehe z. B. BAST-HEFT B 140 [77]. Beispiele für GMNIA-Untersuchungen in der Literatur finden sich meist unter der Berücksichtigung einer größeren Anzahl von Kombinationen, siehe z. B. BEG ET AL. [24] und ECCS [43]. Aus diesem Grund werden die Traglasten für den in Abschnitt 5.4.3 angegebenen Parameterbereich durch Einbeziehung der Imperfektionskombinationen gemäß Abschnitt 5.4.4 mit geometrischen *Ersatz*imperfektionen bestimmt. Im Anschluss erfolgt ein Vergleich der Traglast ($F_{Normkombi}$) gemäß Kombination mit der Traglast ($F_{IMP\text{-}1GF}$) unter alleiniger Berücksichtigung der globalen Imperfektion in negativer Richtung (IMP-1GF). Die Ergebnisse der so nach Gleichung (5.3) und Gleichung (5.4) bestimmten Traglastfaktoren sind in Bild 5.11 für $\gamma < \gamma_{III}$ und in Bild 5.12 für $\gamma > \gamma_{III}$ dargestellt. Es wird deutlich, dass bei Anwendung von IMP-1GF bei einem Großteil der untersuchten Parameter die geringste Traglast erreicht wird. Im Fall $\gamma < \gamma_{III}$ tritt dies bei 69 % aller Fälle (55 von 80) und bei $\gamma > \gamma_{III}$ bei 65 % aller Fälle (52 von 80) auf. Beim direkten Vergleich von Bild 5.11 mit Bild 5.12 fällt auf, dass die Streuung der Ergebnisse im Fall $\gamma < \gamma_{III}$ wesentlich geringer ist als im Fall $\gamma > \gamma_{III}$.

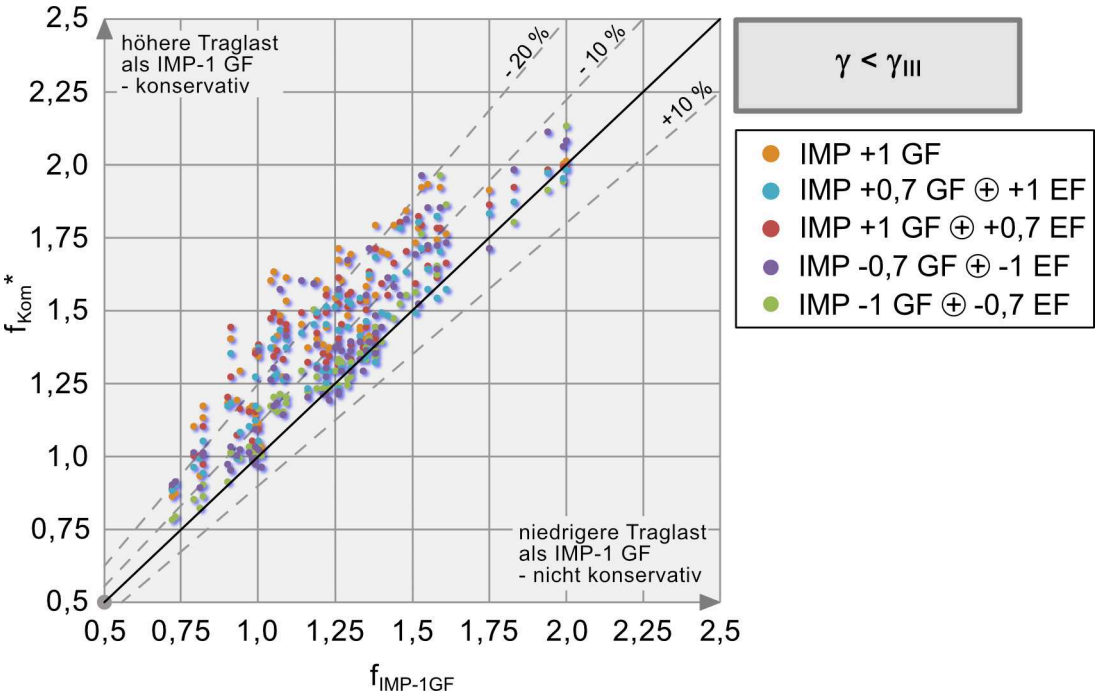


Bild 5.11 Vergleich der Traglastfaktoren f_{Kom}* mit $f_{IMP\text{-}1GF}$ bei $\gamma < \gamma_{III}$

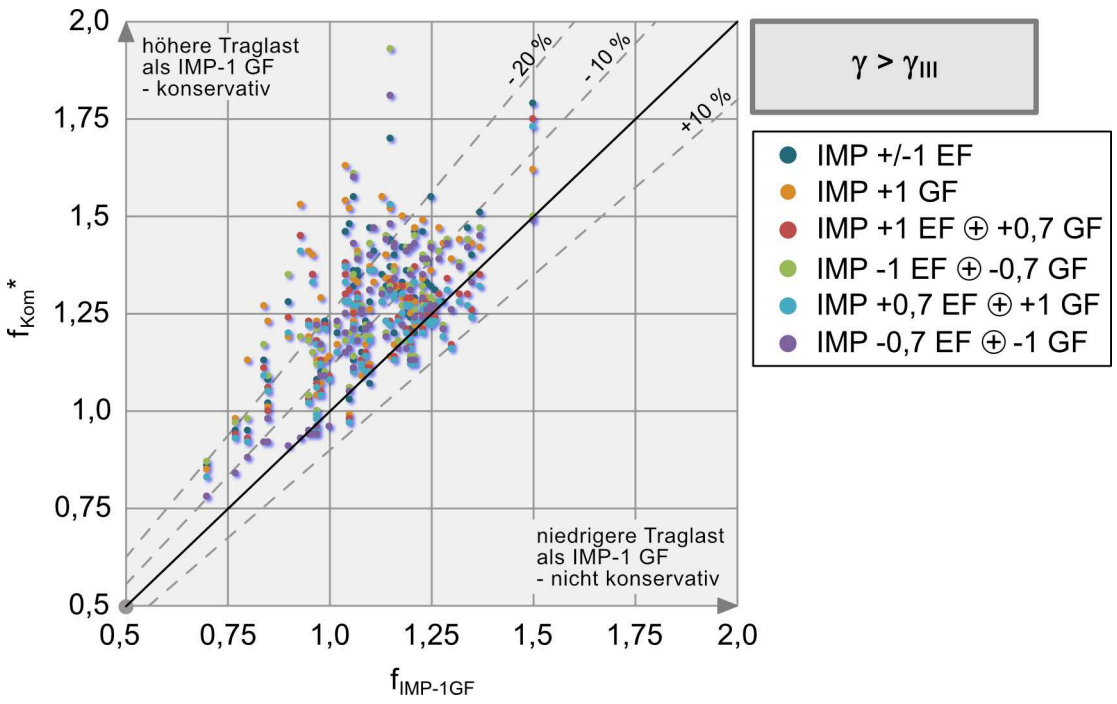


Bild 5.12 Vergleich der Traglastfaktoren f_{Kom}* mit $f_{IMP\text{-}1GF}$ bei $\gamma > \gamma_{III}$

Weitere statistische Analysen zu dem Bild 5.11 und Bild 5.12 sind in Bild 5.13 dargestellt.

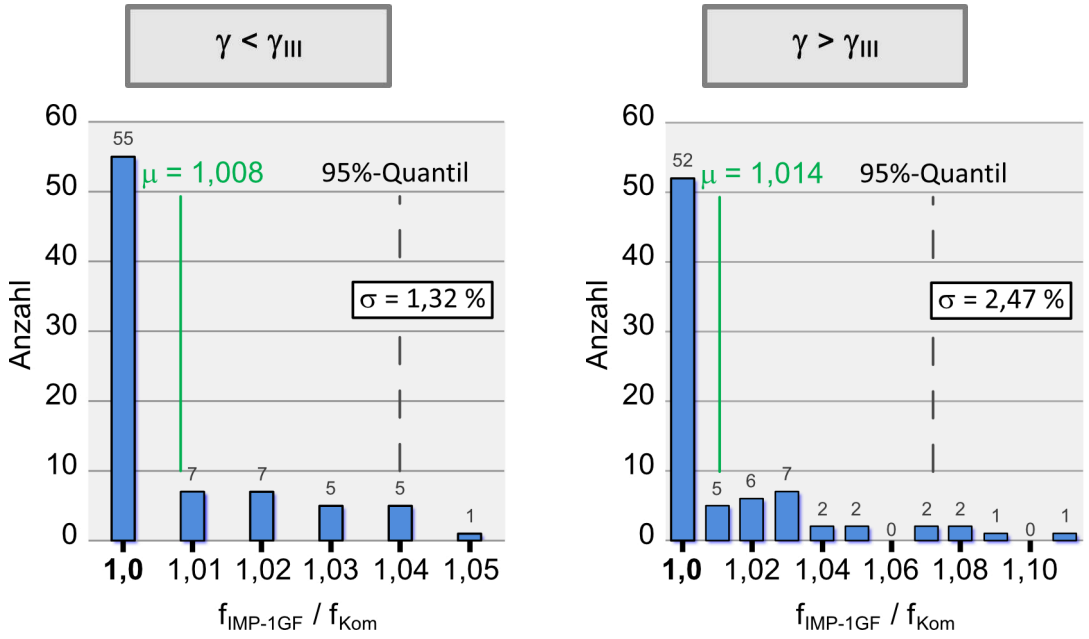


Bild 5.13 Statistische Werte für den Vergleich IMP-1GF vs. Normkombination für $\gamma < \gamma_{III}$ und $\gamma > \gamma_{III}$

Der Ansatz, die aufwendige Kombination nach EN 1993-1-5 [14] bzw. PREN 1993-1-14 [18] durch einen einzigen globalen Imperfektionsansatz in negativer Richtung (IMP-1GF) zu ersetzen, ist in etwa bei zwei Dritteln aller untersuchten Fälle mit den Werten für die geometrische Ersatzimperfektionen nach EN 1993-1-5 [14] bzw. PREN

1993-1-14 [18] möglich. Detaillierte Angaben zu den einzelnen Normkombinationen sind im Anhang aufgeführt.

Abschließend kann festgestellt werden, dass im Fall $\gamma < \gamma_{III}$ (erste Eigenform Gesamtfeldbeulen) bei Anwendung einer einzigen globalen Imperfektion nach EN 1993-1-5 [14] bzw. PREN 1993-1-14 [18] in negativer Richtung mit e_0 = min {a/400; b/400} die ermittelte Traglast maximal 5 % auf der unsicheren Seite liegt. Im Fall $\gamma > \gamma_{III}$ ergeben sich Traglasten, die bis zu 11 % auf der unsicheren Seite liegen. In der wissenschaftlichen Literatur werden Abweichungen auf der unsicheren Seite, von etwa 7 % bei HAFFAR ET AL. [51] und bis über 20 % bei KUHLMANN ET AL. [75] und POUROSTAD ET AL. [103], akzeptiert. Vergleichbare Ergebnisse für die Kombination von Imperfektionen zeigen die Beispielrechnungen in BEG ET AL. [24] (Achtung: nur Imperfektionen in positiver Richtung untersucht → IMP+1GF maßgebend) und in ECCS [43] (Traglast nach IMP-1GF liegt nur 0,7 % über der min. Traglast infolge Kombination). Aufgrund dieser Erkenntnisse werden im nächsten Abschnitt die globalen geometrischen Ersatzimperfektionen modifiziert, um die Abweichungen von IMP-1GF zu reduzieren.

5.4.7 IMP-1GF(M1) vs. Normkombination

Die nachfolgende Untersuchung hat zum Ziel, die Ermittlung der minimalen Traglast nur mithilfe einer einzigen globalen Imperfektion in negativer Richtung zu ermöglichen. Gemäß EN 1993-1-5 [14] bzw. PREN 1993-1-14 [18] ist global die geometrische Ersatzimperfektion

$$e_0 = \min \{a/400; b/400\} \tag{5.8}$$

anzusetzen. Nach den Ergebnissen in Abschnitt 5.4.5 ergeben sich bei Überlagerung der Anwendung von globalen und lokalen Imperfektionen teilweise geringere Traglasten. Aus diesem Grund wird der Ansatz von Gleichung (5.8) wie folgt modifiziert:

$$e_0 = \mathbf{max} \{a/600; b/350\} \tag{5.9}$$

Dabei ist zu beachten, dass der *maximale* Wert aus den beiden Fällen zu verwenden ist. Die Traglast ($F_{IMP\text{-}1GF(M1)}$) infolge alleiniger Berücksichtigung der globalen Imperfektion gemäß Gleichung (5.9) in **negativer** Richtung (IMP-1GF(M1)) wird der Traglast ($F_{Normkombi}$) nach EN 1993-1-5 [14] bzw. PREN 1993-1-14 [18] gegenübergestellt. Dabei steht die Bezeichnung „M1“ für die Modifikation im Vergleich zur Norm. In Bild 5.14 und in Bild 5.15 sind die entsprechenden Traglastfaktoren gemäß Gleichung (5.2) und Gleichung (5.5) dargestellt. Beim Vergleich dieser ist eine deutliche Verbesserung der ermittelten Traglasten bei Anwendung von IMP-1GF(M1) im Vergleich zu IMP-1GF in Abschnitt 5.4.5 erkennbar.

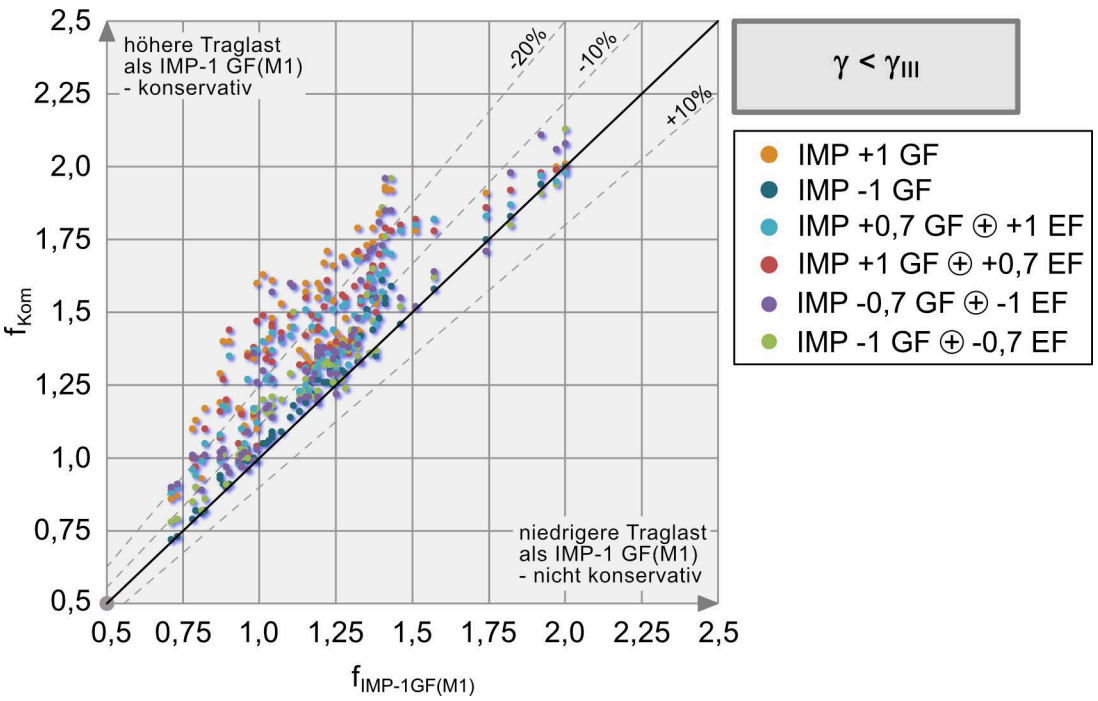


Bild 5.14 Vergleich der Traglastfaktoren f_{Kom} mit $f_{IMP\text{-}1GF(M1)}$ bei $\gamma < \gamma_{III}$

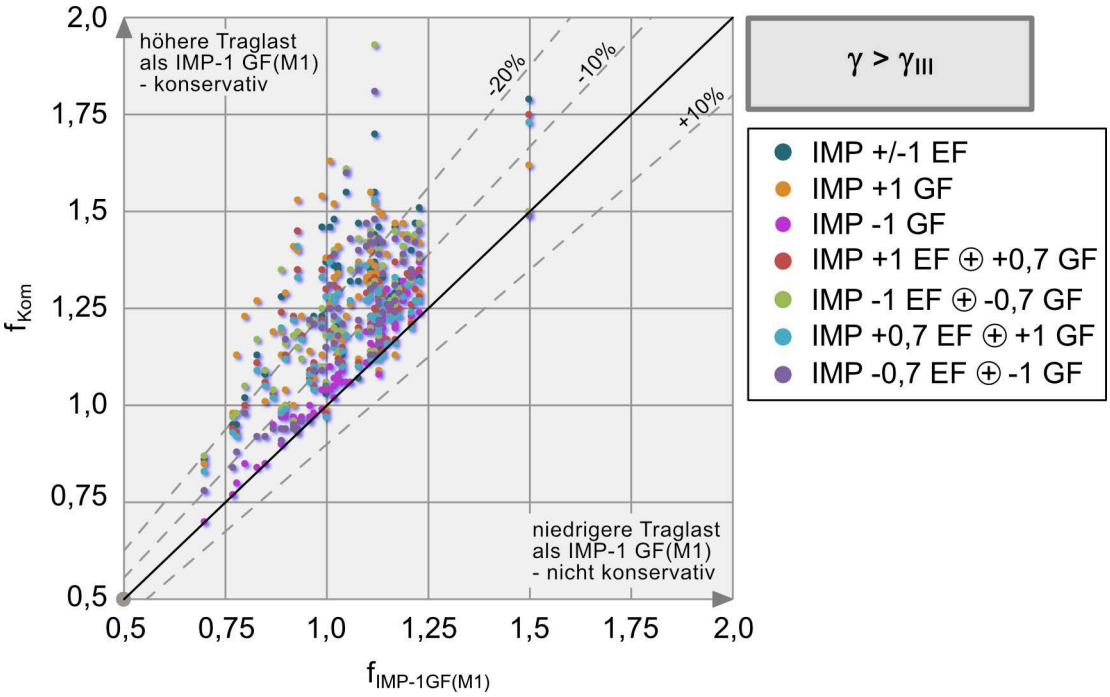


Bild 5.15 Vergleich der Traglastfaktoren f_{Kom} mit $f_{IMP\text{-}1GF(M1)}$ bei $\gamma > \gamma_{III}$

Bei $\gamma < \gamma_{III}$ ergibt sich bei Anwendung von Gleichung (5.9) (in negativer Richtung) in 90 % der untersuchten Fälle (72 von 80) die minimale Traglast. Für $\gamma > \gamma_{III}$ trifft dies für ca. 94 % der Fälle (75 von 80) zu. Die maximale Abweichung auf der unsicheren Seite für die 160 Geometrievarianten beträgt 4 %, siehe Bild 5.16. In Bild 5.16 sind weitere statistische Angaben dargestellt.

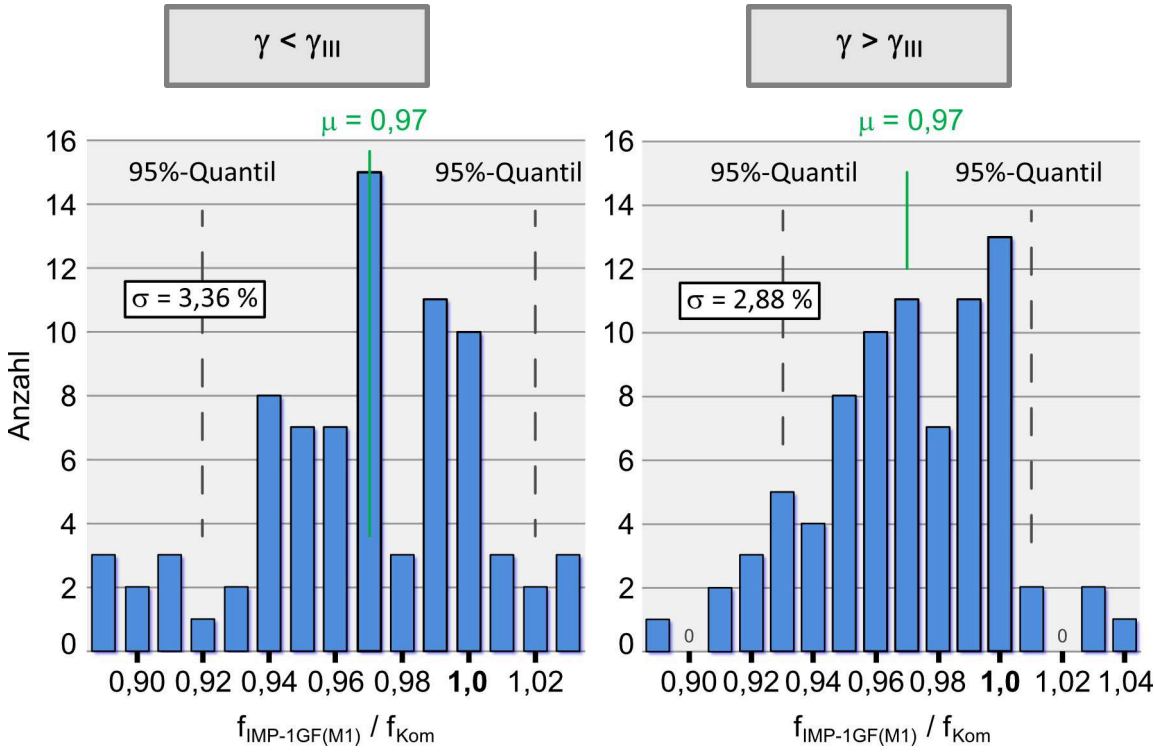


Bild 5.16 Statistische Werte für den Vergleich IMP-1GF(M1) vs. Normkombination für $\gamma < \gamma_{III}$ und $\gamma > \gamma_{III}$

Zusammenfassend kann festgestellt werden, dass durch den Ansatz der modifizierten globalen geometrischen Ersatzimperfektion mit e_0 = max {a/600; b/350} in negativer Richtung, unabhängig von der Mindeststeifigkeit dritter Art, auf die aufwendige Kombination von lokalen und globalen Imperfektionen verzichtet werden kann.

5.4.8 Eigenspannung vs. Normkombination

Bei den bisherigen Untersuchungen in den Abschnitten 5.4.5 und 5.4.7 wurden als Vergleichswerte die, mittels geometrischer Ersatzimperfektionen nach EN 1993-1-5 [14] bzw. PREN 1993-1-14 [18], ermittelten Traglasten verwendet. Hier wird das Eigenspannungsmodell nach PREN 1993-1-14 [18] verwendet, um die Traglast zu bestimmen. Dies entspricht der Vorgehensweise nach Bild 5.8 rechts im Abschnitt 5.4.5. Die Traglast infolge Eigenspannung ($F_{\sigma(res)}$) wird mit der Traglast $F_{Normkombi}$) infolge geometrischer Ersatzimperfektionen verglichen. Mithilfe der Traglasten können die Traglastfaktoren gemäß Gleichung (5.2) und Gleichung (5.6) bestimmt werden. Die Auswertungen der Faktoren für $\gamma < \gamma_{III}$ und $\gamma > \gamma_{III}$ sind in Bild 5.17 und in Bild 5.18 dargestellt.

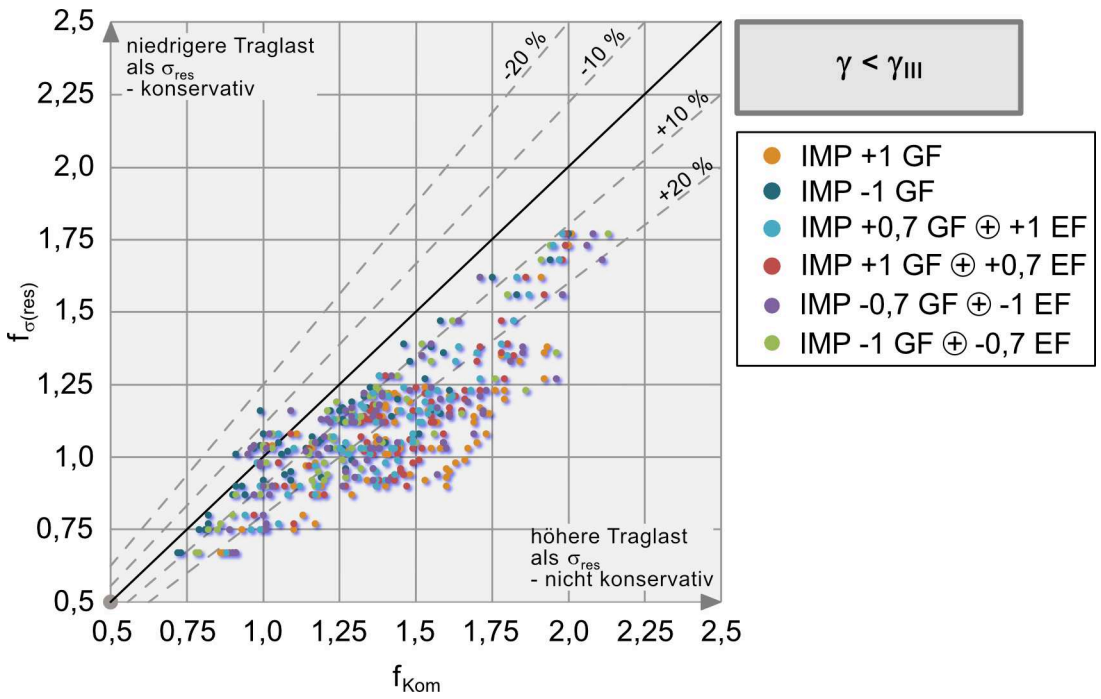


Bild 5.17 Vergleich der Traglastfaktoren f_{Kom} mit $f_{\sigma(res)}$ bei $\gamma < \gamma_{III}$

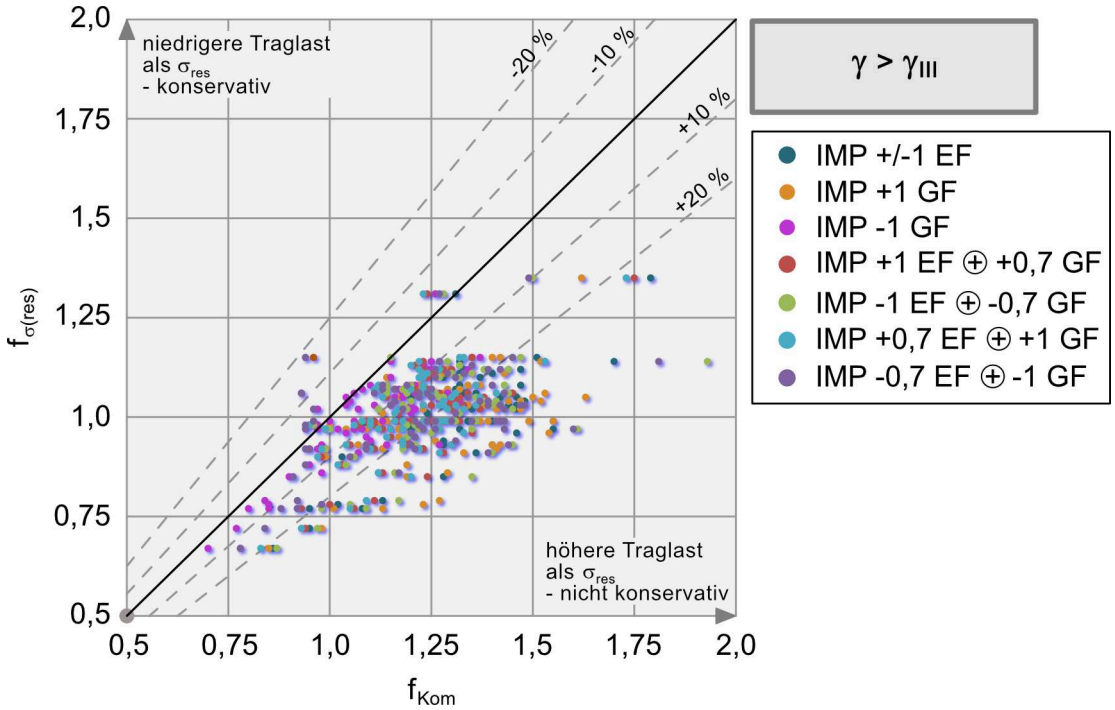


Bild 5.18 Vergleich der Traglastfaktoren f_{Kom} mit $f_{\sigma(res)}$ bei $\gamma > \gamma_{III}$

Aus Bild 5.17 und Bild 5.18 wird deutlich, dass bei einem Großteil der untersuchten Parameter der *Ansatz der Eigenspannungen wesentlich geringere Traglasten ergibt, als der Ansatz der geometrischen Ersatzimperfektionen*. Im Fall $\gamma < \gamma_{III}$ tritt diese Überschätzung der Traglast bei 91 % aller Fälle (72 von 80) und bei $\gamma > \gamma_{III}$ bei ca. 87 % aller Fälle (70 von 80) auf. Beim direkten Vergleich von Bild 5.17 mit Bild 5.18 ist erkennbar, dass die Ergebnisse im Fall $\gamma < \gamma_{III}$ wesentlich weniger Streuung aufweisen

als im Fall $\gamma > \gamma_{III}$. Weitere statistische Analysen sind in Bild 5.19 und in Bild 5.20 dargestellt.

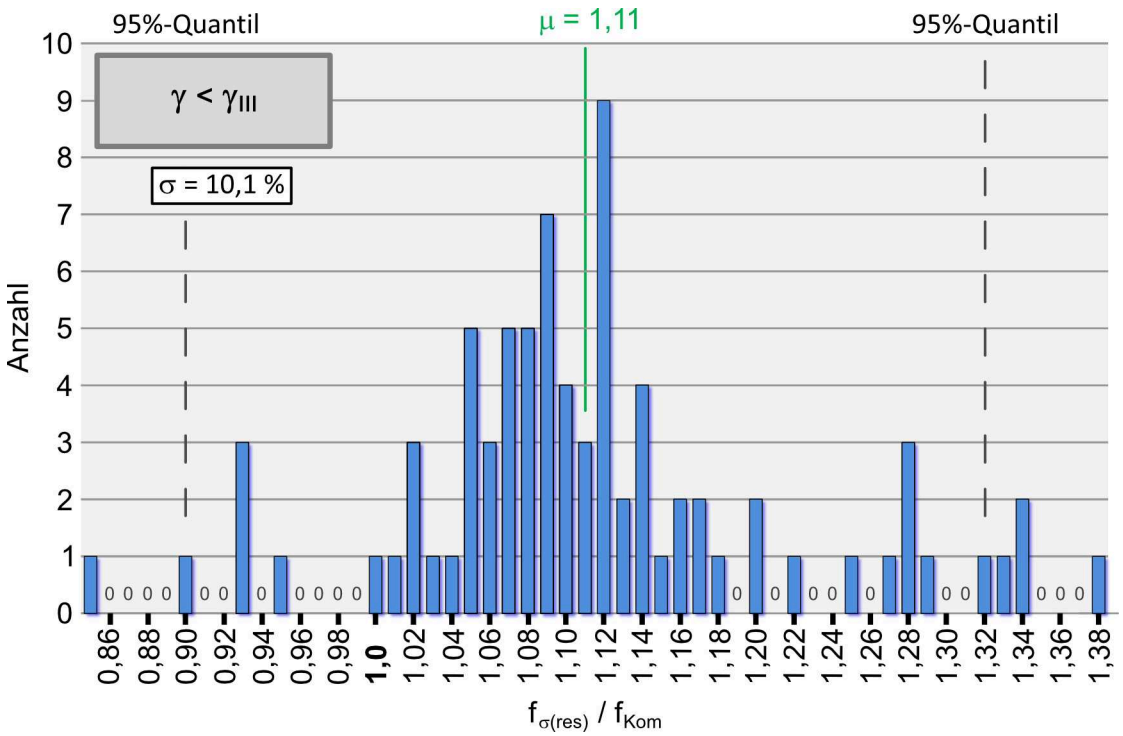


Bild 5.19 Statistische Werte für den Vergleich σ_{res} vs. Normkombination für $\gamma < \gamma_{III}$

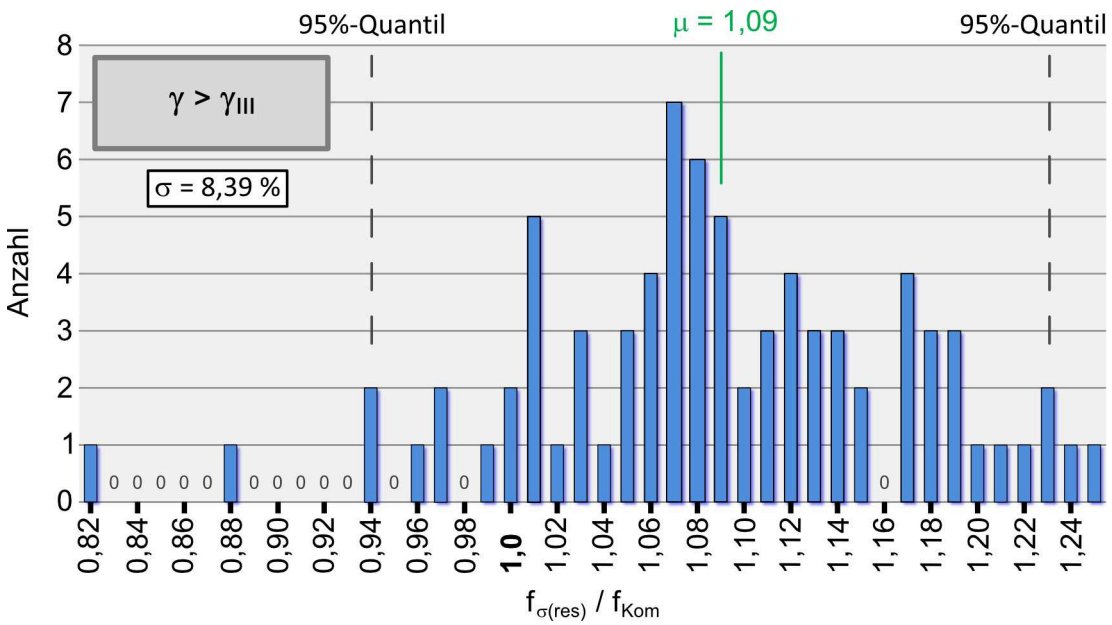


Bild 5.20 Statistische Werte für den Vergleich σ_{res} vs. Normkombination für $\gamma > \gamma_{III}$

Zusammenfassend kann festgestellt werden, dass sich beim Ansatz der Eigenspannungen nach PREN 1993-1-14 [18] in 89 % der untersuchten Fälle eine geringere Traglast ergibt, als bei der Kombination von lokalen und globalen geometrischen Ersatzimperfektionen. Dies ist unabhängig von der Mindeststeifigkeit

dritter Art. Die Abweichungen auf der unsicheren Seite betragen bis zu 37 %, siehe Bild 5.19 und Bild 5.20. Da die Modellierung von Eigenspannungen einen höheren Aufwand beinhaltet, wird im nachfolgenden Abschnitt eine modifizierte globale Ersatzimperfektion IMP-1GF(M2) entwickelt.

5.4.9 IMP-1GF(M2) vs. Eigenspannung

Die nachfolgende Untersuchung hat zum Ziel, mithilfe einer einzigen globalen geometrischen Ersatzimperfektion in negativer Richtung eine vergleichbare Traglast analog zum Ansatz der Eigenspannungen nach PREN 1993-1-14 [18] bestimmen zu können. Als Ansatz für die Vereinfachung wird

$$e_0 = \{a/300\} \tag{5.10}$$

vorgeschlagen. Diese geometrische Ersatzimperfektion ist in **negativer** Richtung zu berücksichtigen. Die Traglast ($F_{IMP\text{-}1GF(M2)}$) infolge der globalen Imperfektion gemäß Gleichung (5.10) in negativer Richtung (IMP-1GF(M2)) wird mit der Traglast ($F_{\sigma(res)}$) infolge Eigenspannungsmodell nach PREN 1993-1-14 [18] verglichen. Dabei steht die Bezeichnung „M2“ für die Modifikation im Vergleich zu den Eigenspannungen. In Bild 5.21 und in Bild 5.22 sind die entsprechenden Traglastfaktoren gemäß Gleichung (5.6) und Gleichung (5.7) dargestellt.

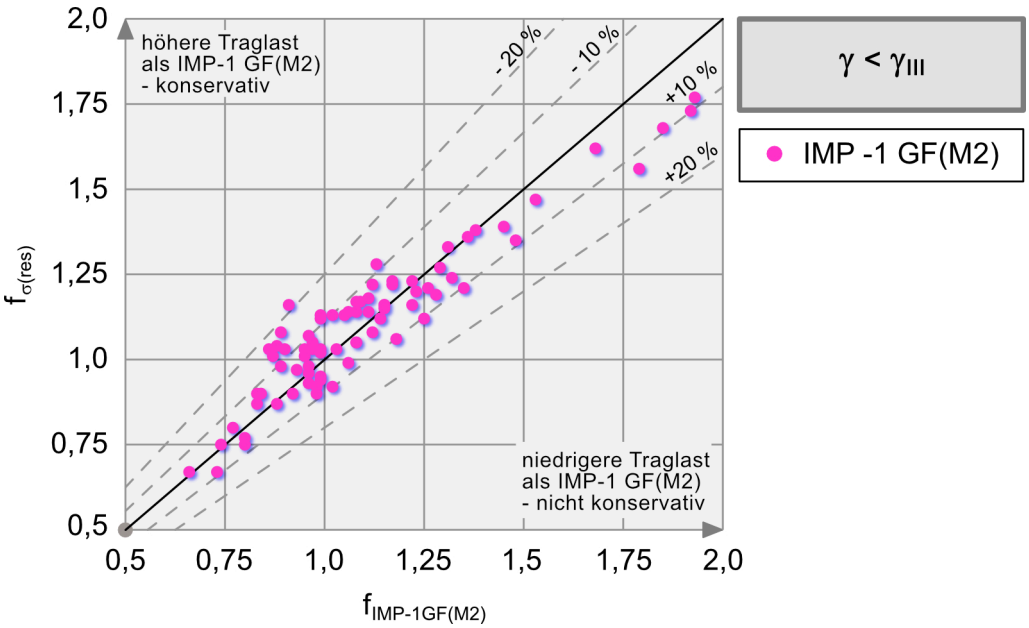


Bild 5.21 Vergleich der Traglastfaktoren $f_{IMP\text{-}1GF(M2)}$ mit $f_{\sigma(res)}$ bei $\gamma < \gamma_{III}$

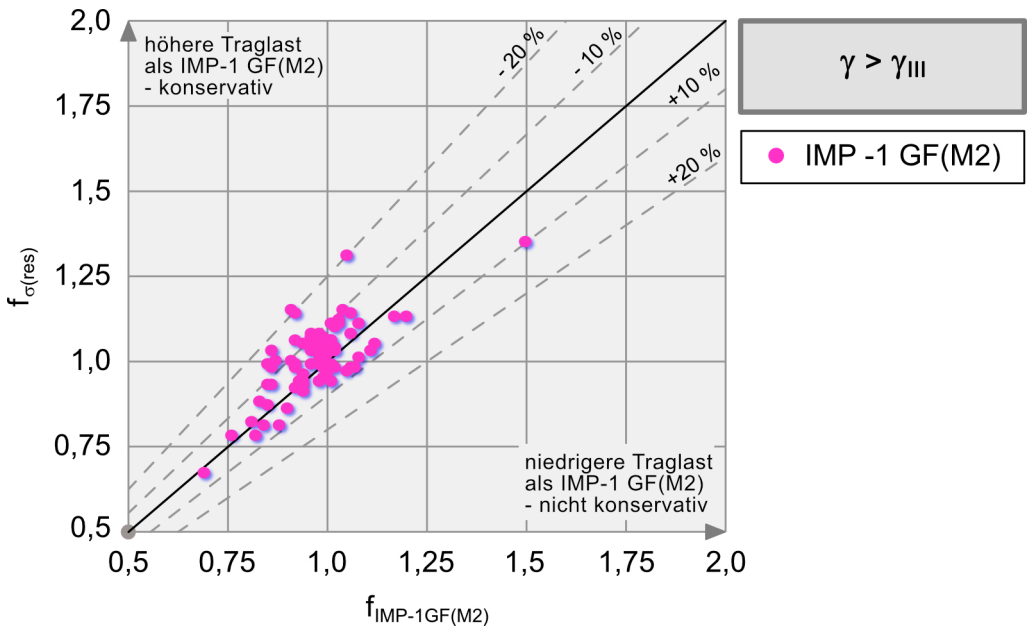


Bild 5.22 Vergleich der Traglastfaktoren $f_{IMP\text{-}1GF(M2)}$ mit $f_{\sigma(res)}$ bei $\gamma > \gamma_{III}$

Die Auswertung der Traglastfaktoren in Bild 5.21 verdeutlicht, dass bei Anwendung von Gleichung (5.10) in negativer Richtung in ca. 58 % der untersuchen Fälle (46 von 80) die errechnete Traglast kleiner oder gleich der Traglast infolge Eigenspannung ist. Für $\gamma > \gamma_{III}$ trifft dies für 71 % der Fälle (57 von 80) zu, siehe Bild 5.22. Die maximale Abweichung auf der unsicheren Seite für die 160 Geometrievarianten beträgt 14 %, siehe Bild 5.23 und Bild 5.24. Weitere statistische Angaben sind in Bild 5.23 und Bild 5.24 dargestellt.

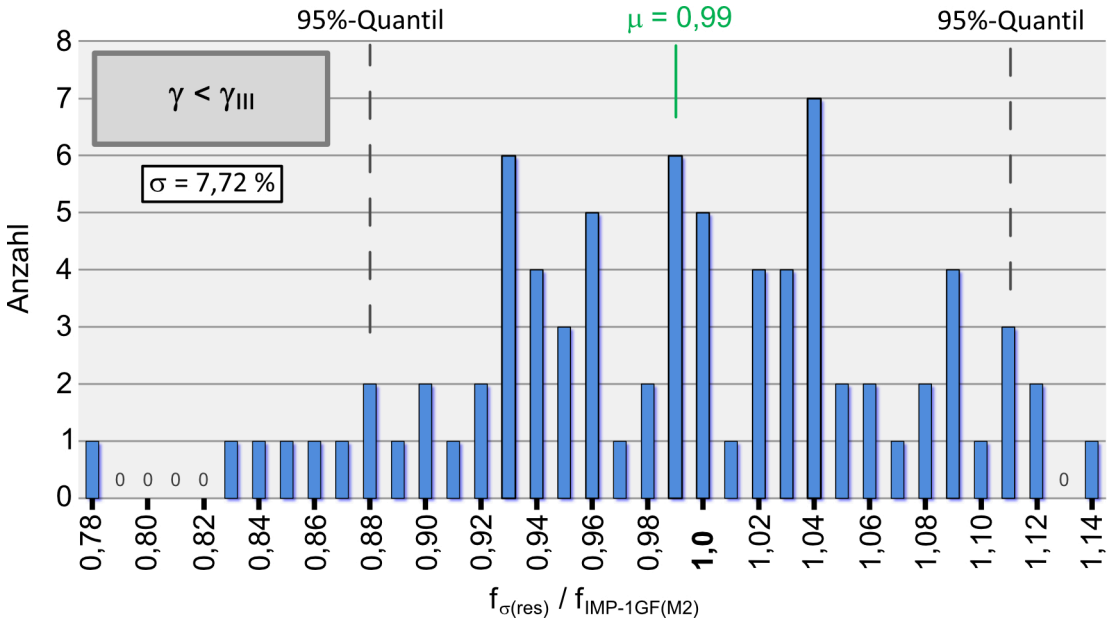


Bild 5.23 Statistische Werte für den Vergleich IMP-1GF(M2) vs. Eigenspannung für $\gamma < \gamma_{III}$

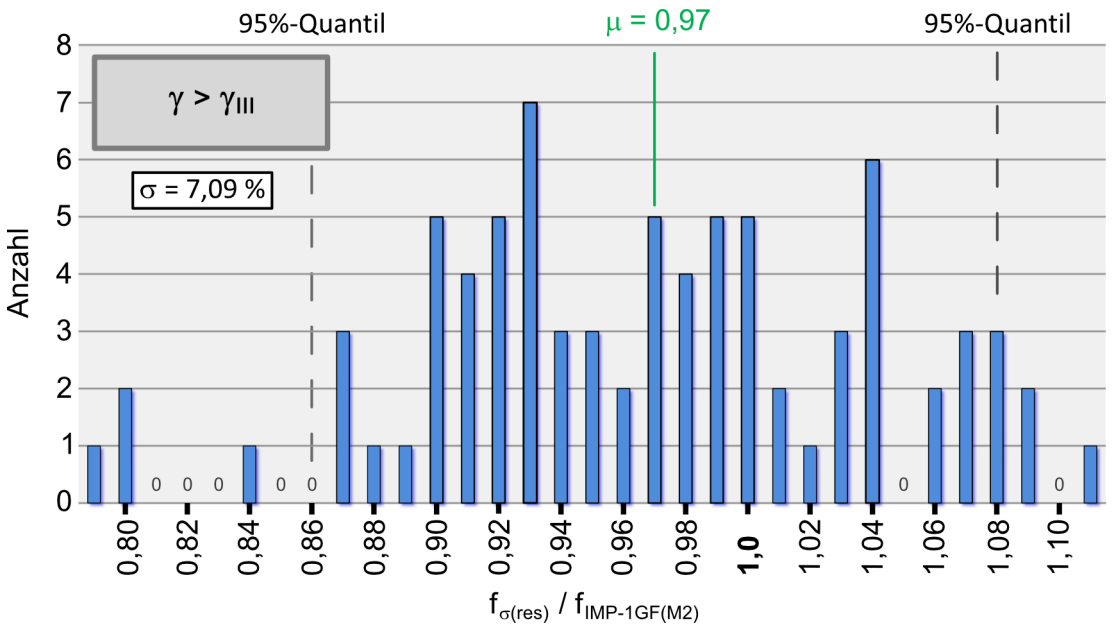


Bild 5.24 Statistische Werte für den Vergleich IMP-1GF(M2) vs. Eigenspannung für $\gamma > \gamma_{III}$

Folglich kann gesagt werden, dass bei Berücksichtigung der geometrischen Ersatzimperfektionen nach EN 1993-1-5 [14] bzw. PREN 1993-1-14 [18] grundsätzlich wesentlich höhere Traglasten im Vergleich zum Ansatz der Eigenspannungen nach PREN 1993-1-14 [18] ermittelbar sind. Mithilfe des Eigenspannungsansatzes kann der reale Ablauf der Fertigung abgebildet werden. Dadurch sind realistische Traglasten ermittelbar. *Durch den vereinfachten Ansatz von e_0 = {a/300}, als globale geometrische Ersatzimperfektion in negativer Richtung, können die Traglasten infolge Eigenspannung nach PREN 1993-1-14 [18] einfach bestimmt werden. Auf eine thermische Analyse kann somit verzichtet werden.*

6 Erläuterungsbeispiel

6.1 Vorbemerkungen

Zur Erläuterung der unterschiedlichen Effekte, die im Rahmen dieser Arbeit aufgetreten sind, wird im Folgenden ein Beispiel vorgestellt. Es ist Teil der Parameterstudie aus Abschnitt 5.4. Im Rahmen des Beispiels werden unterschiedliche Methoden zur Ermittlung des Verzweigungslastfaktors α_{cr} verglichen. Im Anschluss erfolgt die Bestimmung der Traglasten für die einzelnen Berechnungsvarianten. Bei der Nachweisführung (außer bei GMNIA) kommt die Methode der reduzierten Spannungen (MRS) gemäß EN 1993-1-5 [14] zur Anwendung. Zusätzlich werden die Ergebnisse der GMNIA-Berechnungen inkl. der vorgeschlagenen Vereinfachungen aus den Abschnitten 5.4.7 und 5.4.9 aufgeführt. Angaben zur Modellierung mittels FEM sind den entsprechenden Abschnitten dieser Arbeit zu entnehmen.

6.2 Geometrie

In Bild 6.1 sind Abmessungen und „Grundbelastung“ des vorgestellten Berechnungsbeispiels dargestellt.

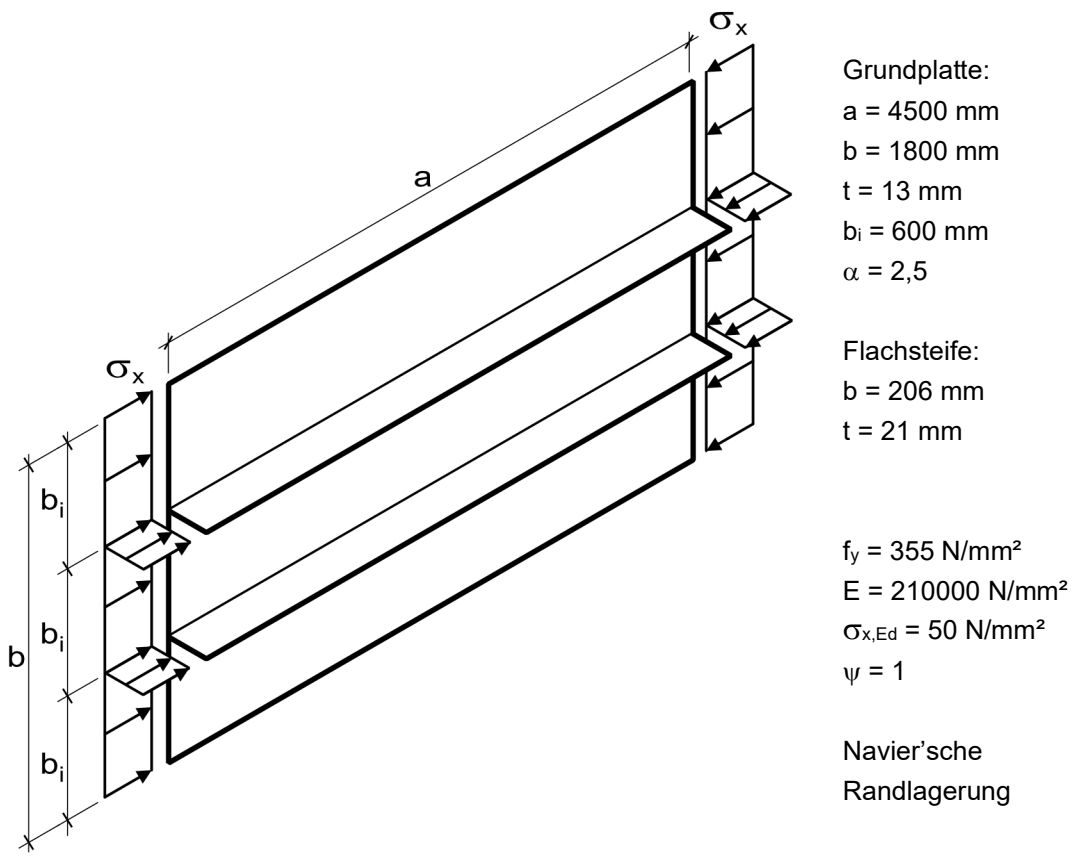


Bild 6.1 System als Gesamtfeld inkl. „Grundbelastung“

Unter der „Grundbelastung“ ist nicht die Traglast zu verstehen. Diese wird benötigt, um den Verzweigungslastfaktor bestimmen zu können. Der Verzweigungslastfaktor α_{cr} steht mathematisch im Zusammenhang mit der vorhandenen Belastung, siehe z. B. KINDMANN [59]. Die Geometrie der Steife in Bild 6.1 ergibt sich aus der Bedingung $\gamma < \gamma_{III}$ (siehe Abschnitt 5.4.1). Daher sollte die erste Eigenform dem Gesamtfeldbeulen entsprechen.

6.3 Methoden und Varianten

6.3.1 Übersicht

Bei Anwendung von EN 1993-1-5 [14] stehen unterschiedliche Nachweismethoden zur Verfügung. Der Nachweis kann mittels Formeln, mit FEM-Unterstützung oder durch GMNIA erfolgen. Eine Übersicht über die in diesem Beispiel verwendeten Methoden zeigt Tabelle 6.1.

Tabelle 6.1 Übersicht über die Nachweismethoden gemäß EN 1993-1-5 [14]

Methode	Ermittlung α_{cr}	Tragsicherheitsnachweis
der reduzierten Spannungen	Formel / FEM	Formel
GMNIA	FEM	FEM

Grundsätzlich werden beim Stabilitätsnachweis Plattenbeulen von ausgesteiften Beulfeldern separate Nachweise für Einzelfelder (EF), Teilfelder (TF) und das Gesamtfeld (GF) geführt, siehe Abschnitt 2.3. Der Nachweis von Einzel- und Teilfeldern kann entweder isoliert vom Gesamtfeld oder als Teil davon erbracht werden. Bei einer isolierten Betrachtung wird das Einzel- bzw. Teilfeld aus dem Gesamtfeld gedanklich extrahiert und separat nachgewiesen. Bei dem im Bild 6.1 dargestellten Beispiel ist Teilfeldbeulen nicht maßgebend und wird somit nicht weiter betrachtet. Für den Nachweis mithilfe der MRS kann der Verzweigungslastfaktor α_{cr} gemäß Tabelle 6.1 entweder durch Formeln, Diagramme (z. B. Klöppel / Scheer-Tafeln [65]) oder FE-Software (z. B. EB-Plate [4]) bestimmt werden. Bei der Anwendung von EB-PLATE [4] ist zu beachten, dass die Bestimmung der mittragenden Breite in EB-PLATE [4] nicht mit den Regelungen in EN 1993-1-5 [14] übereinstimmt. Daher wird in BAST-HEFT B 140 [77] vorgeschlagen, die Dicke der Steifen zu modifizieren, bis das Flächenträgheitsmomente I_{sl} (bzw. die bezogenen Biegesteifigkeit γ) mit den Vorgaben nach EN 1993-1-5 [14] übereinstimmt. Aufgrund dieser unterschiedlichen Vorgehensweisen ergeben sich für dieses Beispiel vier Varianten bei der Anwendung der MRS. Die Varianten der MRS sind in Tabelle 6.2 mit der Abkürzung „EC“ zusammengefasst. Dabei steht die Abkürzung „EC“ für EN 1993-1-5 [14].

Tabelle 6.2 Übersicht über die unterschiedlichen Nachweismöglichkeiten für das vorgestellte Beispiel

Methoden mit Varianten	Ermittlung α_{cr}	Tragsicherheitsnachweis
EC	Formeln nach in EN 1993-1-5 [14]	Formeln nach in EN 1993-1-5 [14]
EC-K&S	Klöppel / Scheer-Tafeln [65]	Formeln nach in EN 1993-1-5 [14]
EC-EB-Plate	EB-PLATE [4] mit „**wahren**“ Geometrieabmessungen der Steife	Formeln nach in EN 1993-1-5 [14]
EC-EB-Plate*	EB-PLATE [4] mit „**modifizierten**“ Geometrieabmessungen der Steife (Vorgehen nach BAST-HEFT B 140 [77])	Formeln nach in EN 1993-1-5 [14]
ANSYS	LBA	GMNIA

Durch die Verwendung von FE-Software zur Bestimmung des Verzweigungslastfaktors α_{cr} ergibt sich die Möglichkeit, den *Torsionswiderstand der Steifen* ebenfalls zu berücksichtigen. Dies kann insbesondere im Fall Einzelfeldbeulen als Teil des Gesamtfeldes (Abschnitt 6.3.3) oder beim Gesamtfeldbeulen zu Abweichungen führen. Bisher wird der Einfluss der Torsionssteifigkeit bei offenen Steifen i. d. R. vernachlässigt, siehe [70] und [87]. EN 1993-1-5 [14] enthält keine Angaben zur Berücksichtigung der Torsionssteifigkeit bei offenen Steifen. Die unterschiedlichen Möglichkeiten zur Ermittlung der Eigenwerte werden in Tabelle 6.3 zusammengefasst. Auf die einzelnen Effekte wird in den nachfolgenden Abschnitten im Detail eingegangen. Eine verbundene Darstellung von zwei Spalten in Tabelle 6.3 zeigt an, dass zwischen den Formeln und der FE-Modellierung keine Unterschiede bestehen.

Tabelle 6.3 Möglichkeiten zur Ermittlung der Eigenwerte

Eigenwert von	EC	EC-K&S	EC-EB-Plate	EC-EB-Plate*	Ansys
EF (einzeln)	✓		✓		✓
EF (Teil vom GF)	–	–	✓	✓	✓
GF ohne I_T	✓	✓	–	–	–
GF mit I_T	–	–	✓	✓	✓

„✓“ Wert vorhanden, „–“ kein Wert vorhanden, „I_T“ Torsionsträgheitsmoment

6.3.2 Einzelfeldbeulen einzeln

Bei der Bestimmung des Verzweigungslastfaktors α_{cr} kann das Einzelfeld gedanklich aus dem Gesamtfeld herausgelöst werden, siehe Bild 6.2. Im Zuge dieser separaten Betrachtung des Einzelfeldes, bei der i. d. R. eine Navier'sche Randlagerung angenommen wird, bleiben ggf. vorhandene Einspanneffekte durch das Gesamtfeld unberücksichtigt.

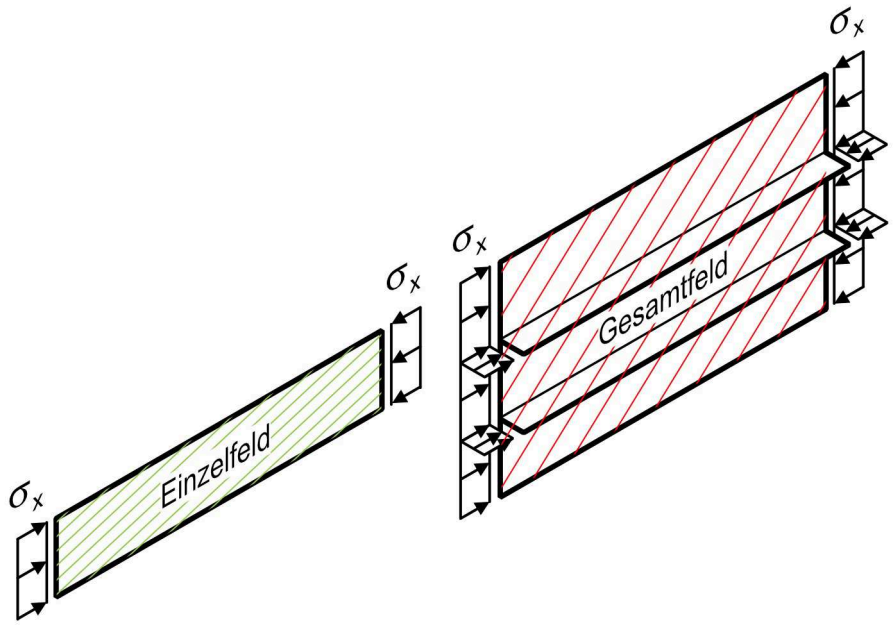


Bild 6.2 Einzelfeld wird gedanklich aus dem Gesamtfeld herausgelöst

In Tabelle 6.4 sind die Verzweigungslastfaktoren α_{cr} für die unterschiedlichen Möglichkeiten zusammengefasst.

Tabelle 6.4 Übersicht über Eigenwerte α_{cr} für Einzelfeldbeulen einzeln

Eigenwert von	EC	EC-K&S	EC-EB-Plate	EC-EB-Plate*	Ansys
EF (einzeln)	7,128		7,158		7,16

Die Ergebnisse nach EC und EC-K&S sind gleich, da sich bei einem Seitenverhältnis von α = 7,5 für das Einzelfeld ein identischer Beulwert nach EN 1993-1-5 [14] und nach KLÖPPEL/SCHEER [65] ergibt. Bei der Anwendung von EB-PLATE [4] werden keine Steifen berücksichtigt. Somit ergeben sich keine Abweichungen zwischen EC-EB-Plate und EC-EB-Plate*. Allgemein wird deutlich, dass die Verzweigungslastfaktoren in Tabelle 6.4 nur geringe Abweichungen untereinander aufweisen. Die zugehörigen Eigenformen der linearen Beulanalysen (LBA) von EB-PLATE [4] und ANSYS [2] sind in Bild 6.3 und Bild 6.4 dargestellt.

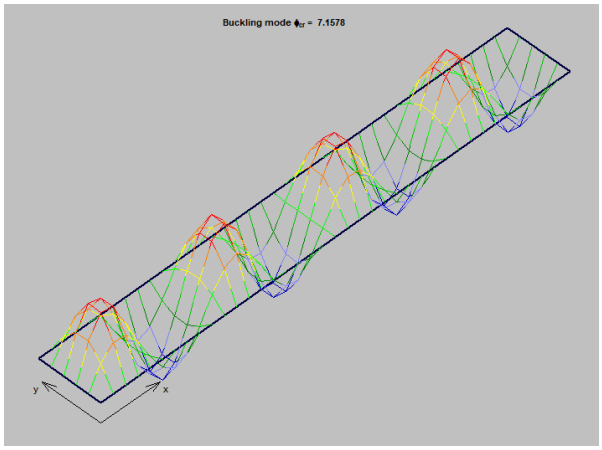


Bild 6.3 Eigenform des herausgelösten Einzelfelds EB-PLATE [4]

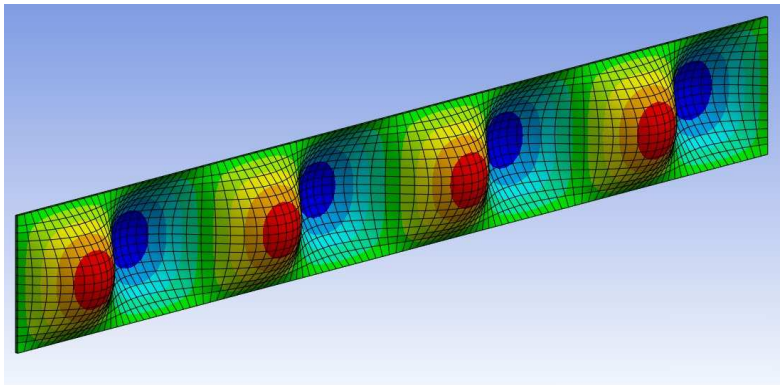


Bild 6.4 Eigenform des herausgelösten Einzelfeldes in ANSYS [2]

6.3.3 Einzelfeldbeulen als Teil vom Gesamtfeld

Alternativ zu Abschnitt 6.3.2 kann der Verzweigungslastfaktors α_{cr} für das Einzelfeld auch direkt am Gesamtfeld bestimmt werden, siehe Bild 6.5.

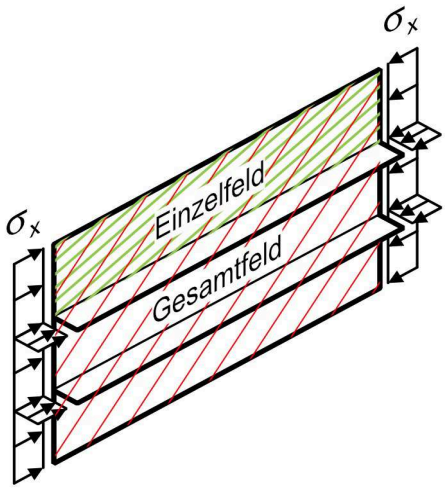


Bild 6.5 Einzelfeld wird als Teil vom Gesamtfeld betrachtet

Dazu muss die Eigenform optisch manuell interpretiert werden, ob ein Fall des Einzelfeldbeulens vorliegt, vgl. Abschnitte 5.4.4 und 5.4.5. Bei der Modellierung des Gesamtfeldes in der FE-Software treten bei u. a. EB-PLATE [4] zwei Effekte und bei ANSYS [2] ein Effekt auf:

- Torsionswiderstand der Steifen wird berücksichtigt (EB-PLATE [4] und ANSYS [2])
- mittragende Breite entspricht nicht EN 1993-1-5 [14] (nur bei EB-PLATE [4])

Wie bereits in Abschnitt 6.3.1 erwähnt, wird zur Korrektur in BAST-HEFT B 140 [77] eine Modifikation der Steifendicke vorgeschlagen, um Übereinstimmung mit der nach EN 1993-1-5 [14] ermittelten bezogenen Biegesteifigkeit γ zu erreichen. Die Gleichung zur Bestimmung von γ ist in Tabelle 5.5 im Abschnitt 5.4.1 enthalten. Für das Beispiel in Bild 6.1 ergeben sich:

I_{sl} = 4866 cm^4 bzw. γ = 134,38 (je Steife)

Bei Eingabe der Steifen in EB-PLATE [4] kann der Anwender die Geometrie entweder analog zu den vorhandenen Steifenabmessungen eingeben (siehe Bild 6.6) oder dem Vorgehen in BAST-HEFT B 140 [77] folgen und die Steifendicke modifizieren, bis die Werte von I_{sl} (bzw. von γ) übereinstimmen (siehe Bild 6.7). Dabei werden in Bild 6.6 und in Bild 6.7 die „korrekten“ Werte grün umrandet. Die folgenden bzw. notwendigen Werte werden hingegen rot umrandet. Es fällt auf, dass sich durch die Modifikation der Steifendicke in Bild 6.7 (Vorschlag nach BAST-HEFT B 140 [77]), die Werte für die bezogene Dehnsteifigkeit δ sowie für das Torsionsträgheitsmoment I_T (in EB-PLATE [4] als „J“ bezeichnet) stark erhöhen.

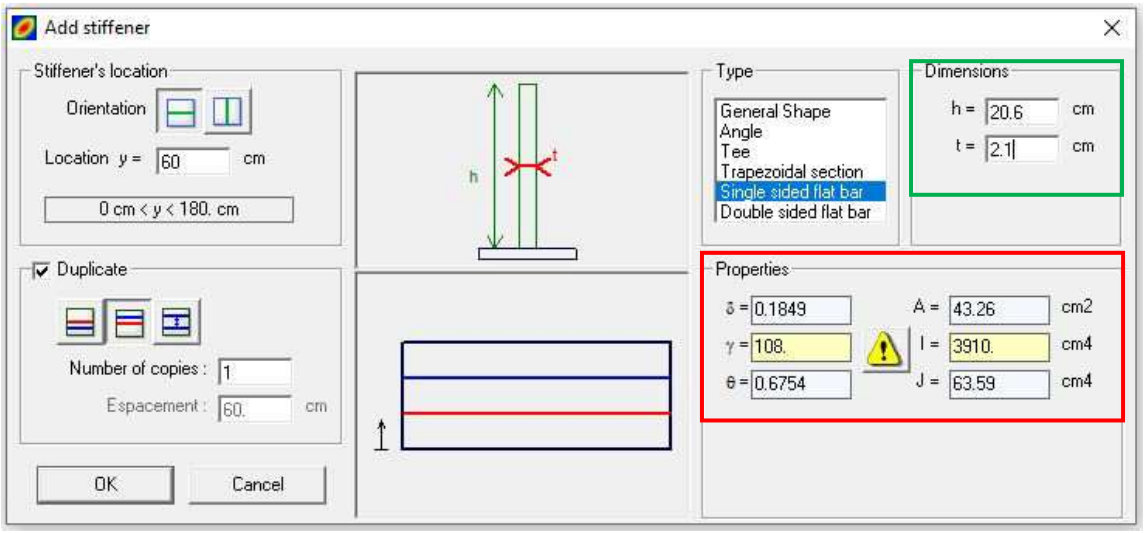


Bild 6.6 Eingabe der Steifen mit „wahren“ Geometrieabmessungen in EB-PLATE [4]

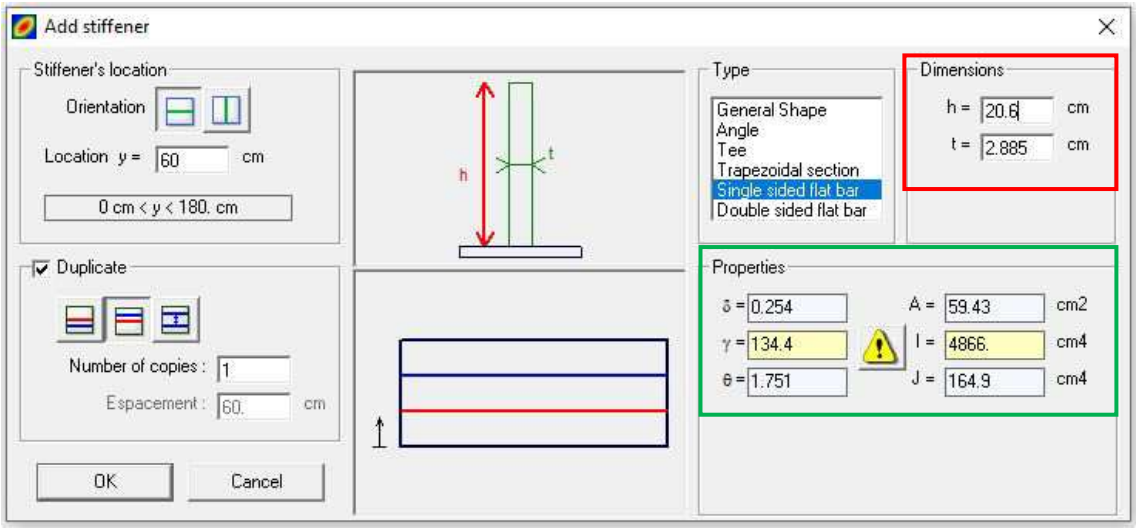


Bild 6.7 Eingabe der Steifen mit „modifizierten“ Geometrieabmessungen in EB-PLATE [4]

Die Auswirkungen der unterschiedlichen Vorgehensweisen in Bild 6.6 und in Bild 6.7 werden beim Vergleich der Verzweigungslastfaktoren α_{cr} in Tabelle 6.5 deutlich. Durch die Modifikation der Steifendicke ergibt sich ein höherer Wert für α_{cr} bei EC-EB-Plate* im Vergleich zu EC-EB-Plate. Wie bereits in Abschnitt 6.3.1 erwähnt, wird bei der Ermittlung von α_{cr} am Einzelfeld nach EN 1993-1-5 [14] und nach KLÖPPEL/SCHEER [65] der Fall „Einzelfeldbeulen einzeln“ nach Bild 6.2 in Abschnitt 6.3.2 angewendet. Aus diesem Grund sind in Tabelle 6.5 für diese Varianten keine Werte angegeben. Weiterhin fällt in Tabelle 6.5 auf, dass sich aus der LBA von ANSYS [2] der kleinste Verzweigungslastfaktor α_{cr} ergibt.

Tabelle 6.5 Übersicht über Eigenwerte α_{cr} für Einzelfeldbeulen als Teil vom Gesamtfeld

Eigenwert von	EC	EC-K&S	EC-EB-Plate	EC-EB-Plate*	Ansys
EF (Teil vom GF)	–	–	9,296	9,704	8,62

In Bild 6.8 und in Bild 6.9 sind die zugehörigen Eigenformen der linearen Beulanalysen (LBA) nach EB-PLATE [4] und ANSYS [2] dargestellt.

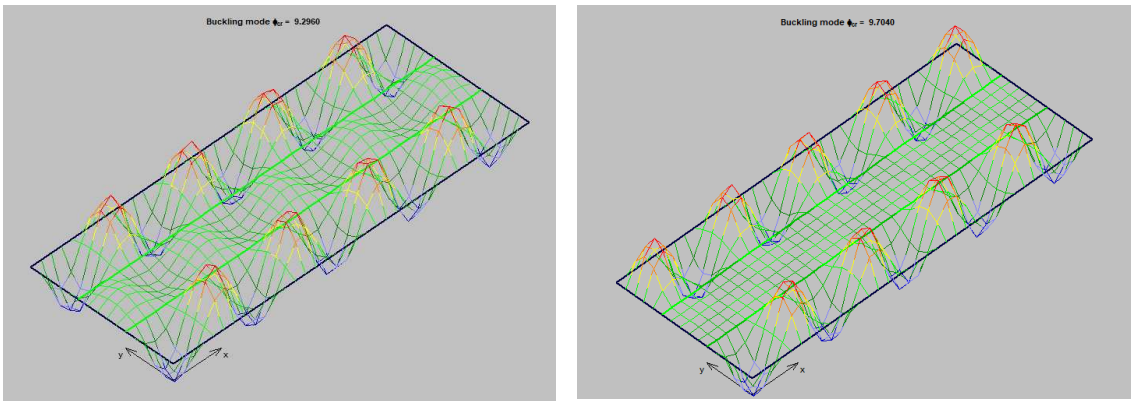


Bild 6.8 Eigenformen für Einzelfeldbeulen als Teil vom Gesamtfeld in EB-PLATE [4]
links: „wahre“ Geometrie, rechts: „modifizierte“ Geometrie

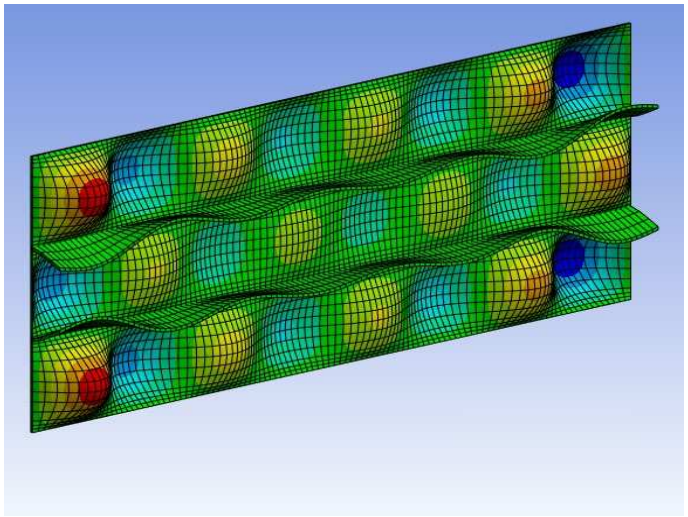


Bild 6.9 Eigenform für Einzelfeldbeulen als Teil vom Gesamtfeld in ANSYS [2]

6.3.4 Gesamtfeldbeulen ohne I_T

Gemäß Tabelle 6.3 wird bei den Nachweismöglichkeiten EC und EC-K&S der Torsionswiderstand der Steifen bei der Ermittlung des Verzweigungslastfaktors α_{cr} nicht berücksichtigt. Bei der Ermittlung von α_{cr} nach EC wird aus den beiden Steifen in Bild 6.1 gemäß EN 1993-1-5 [14] eine Ersatzsteife gebildet. Auf weitere Erläuterungen wird an dieser Stelle verzichtet und auf EN 1993-1-5 [14] sowie die einschlägige Literatur verwiesen. Aus den umfangreichen Diagrammen von KLÖPPEL/SCHEER [65] kann der Beulwert k_σ für das Gesamtfeldbeulen abgelesen werden. Die Auswahl des entsprechenden Diagrammes in KLÖPPEL/SCHEER [65] erfolgt anhand der folgenden Parameter:

- Anzahl der Steifen
- Lage der Steife
- Verhältnis der Spannungen
- betrachtetes Beulfeld
- bezogene Dehnsteifigkeit δ nach Tabelle 5.5 im Abschnitt 5.4.1

Es ist zu beachten, dass im Unterschied zu den Angaben in [63] und in [65] bei der Ermittlung von γ keine effektiven, sondern mitwirkende Breiten, gemäß Tabelle 5.5, berücksichtigt werden. Bei einem Wert von δ zwischen zwei Diagrammen kann der abgelesene Beulwert linear interpoliert werden. Des Weiteren sind die Diagramme in [63] und in [65] auf einen bestimmten Beulwert k_σ begrenzt, weil dann die Mindeststeifigkeit erreicht wird. Somit entspricht die ideale Beulspannung des ausgesteiften Gesamtfeldes der, des ungünstigsten unausgesteiften Einzelfeldes, vgl. Bild 5.5 im Abschnitt 5.4.1. Das Erreichen der Mindeststeifigkeit muss nicht zwangsläufig bedeuten, dass das Einzelfeldbeulen maßgebend wird. Durch den Effekt des knickstabähnlichen Verhaltens ergibt sich u. U. eine Abminderung von ρ, durch die das Gesamtfeld wieder bemessungsmaßgebend werden kann. Aus diesem Grund ist es notwendig, einen Beulwert k_σ oberhalb der Mindeststeifigkeit zu bestimmen. Diese lässt sich mithilfe der zurückgezogenen DIN 18800-3 [10] wie folgt ermitteln:

$$k_\sigma = k_\sigma^* \cdot \left[1 + \frac{\sigma_{cr,c}^*}{\sigma_{cr,p}^*} \cdot \left(\frac{1+\sum\gamma}{1+\sum\gamma^*} - 1 \right) \right] \leq 3 \cdot k_\sigma^* \tag{6.1}$$

mit: k_σ^* Beulwert beim Erreichen der Mindeststeifigkeit
γ^* bezogene Biegesteifigkeit beim Erreichen der Mindeststeifigkeit
$\sigma_{cr,x}^*$ und $\sigma_{cr,x}^*$ Beulspannungen beim Erreichen der Mindeststeifigkeit

$$\frac{\sigma_{cr,p}^*}{\sigma_{cr,c}^*} = k_\sigma^* \cdot \alpha^2 \cdot \frac{1+\sum\delta}{1+\sum\gamma^*} \tag{6.2}$$

Im Beispiel von Bild 6.1 ergeben sich gemäß Gleichung (6.1) und Gleichung (6.2):

k_σ= 46,37 mit $\frac{\sigma_{cr,p}^*}{\sigma_{cr,c}^*} = 1{,}7$ bei k_σ^*= 36 und $\gamma^* \approx$ 90 (je Steife) siehe Beulwerttafel II/7.5 [65]

Tabelle 6.6 zeigt die Verzweigungslastfaktoren α_{cr} bei Anwendung der Möglichkeiten EC und EC-K&S. Werte für die weiteren Varianten werden an dieser Stelle nicht angegeben, weil diese die Torsionssteifigkeit der Steifen berücksichtigen. Da die Bestimmung von α_{cr} bei beiden Möglichkeiten entweder mittels Formeln oder mithilfe von Diagrammen erfolgt, kann keine Eigenform direkt angegeben werden.

Tabelle 6.6 Übersicht über Eigenwerte α_{cr} für Gesamtfeldbeulen ohne I_T

Eigenwert von	EC	EC-K&S	EC-EB-Plate	EC-EB-Plate*	Ansys
GF ohne I_T	8,80	9,18	–	–	–

6.3.5 Gesamtfeldbeulen mit I_T

Im Unterschied zu den Möglichkeiten EC und EC-K&S, kann bei Anwendung von EC-EP-Plate, EC-EP-Plate* und Ansys, gemäß Tabelle 6.3 in Abschnitt 6.3.1, die Torsionssteifigkeit bei der Bestimmung des Verzweigungslastfaktors α_{cr} beim Gesamtfeldbeulen berücksichtigt werden. Analog zum „Einzelfeldbeulen als Teil vom Gesamtfeld“ aus Abschnitt 6.3.3, muss die Eigenform, die das Gesamtfeldbeulen darstellt, optisch und manuell bestimmt werden. Die Ergebnisse der numerischen Berechnungen mit EB-PLATE [4] und ANSYS [2] sind in Tabelle 6.7 zusammengestellt. Es zeigt sich, dass der Eigenwert von ANSYS [2] höher ist, obwohl bei EC-EB-Plate* eine modifizierte Steifengeometrie und somit eine erhöhte Dehn- und Torsionssteifigkeit vorliegt, siehe Abschnitt 6.3.3.

Tabelle 6.7 Übersicht über Eigenwerte α_{cr} für Gesamtfeldbeulen mit I_T

Eigenwert von	EC	EC-K&S	EC-EB-Plate	EC-EB-Plate*	Ansys
GF mit I_T	–	–	7,717	8,331	9,72

Die zu den Eigenwerten in Tabelle 6.7 zugehörigen Eigenformen sind in Bild 6.10 und in Bild 6.11 dargestellt.

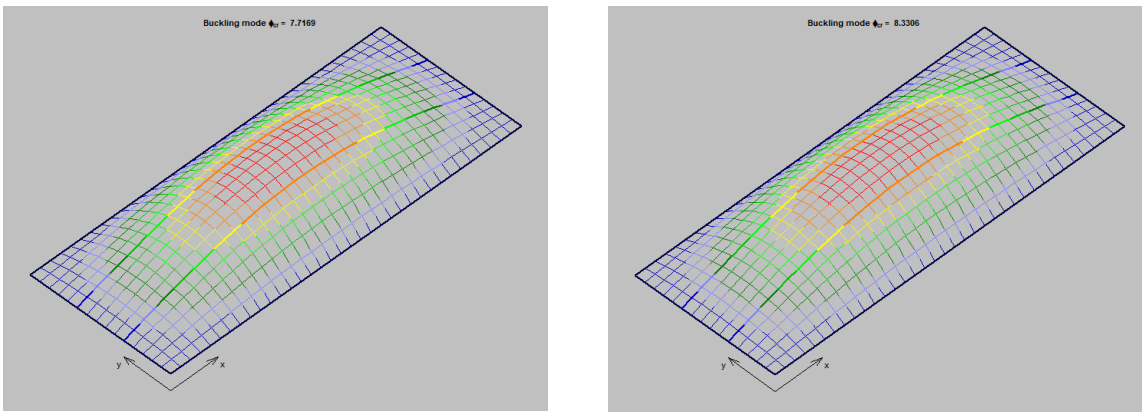


Bild 6.10 Eigenformen für Gesamtfeldbeulen in EB-PLATE [4]
links: „wahre“ Geometrie, rechts: „modifizierte“ Geometrie

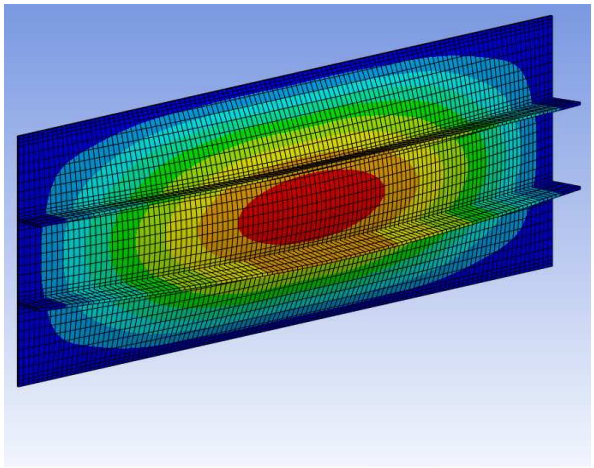


Bild 6.11 Eigenform für Gesamtfeldbeulen in ANSYS [2]

6.3.6 Zusammenfassung der Tragfähigkeiten

In Tabelle 6.8 werden die Eigenwerte α_{cr} der verschiedenen Möglichkeiten aus den Abschnitten 6.3.2 bis 6.3.5 zusammengefasst. Zusätzlich sind in Tabelle 6.8 Angaben zu den Steifen sowie den rechnerisch maximal aufnehmbaren Spannungen *max* σ (ohne Teilsicherheitsfaktoren) für Einzelfeldbeulen und für Gesamtfeldbeulen enthalten. Bei identischen Werten, die sich aufgrund von gleichen Rechenschritten ergeben, werden die Spalten in Tabelle 6.8 teilweise zusammengefasst.

Tabelle 6.8 Übersicht über Eigenwerte α_{cr} und die Tragfähigkeiten der unterschiedlichen Nachweismöglichkeiten für das vorgestellte Beispiel

Methode/Variante → / Parameter/Wert ↓		EC	EC-K&S	EC-EB-Plate	EC-EB-Plate*	Ansys
je Steife	I_{sl} [cm⁴]	4866		3910	4866	FEM
	I_T [cm⁴]	63,6		63,6	164,9	
	γ	134,38		108	134,38	
	δ	0,185		0,185	0,254	
$\alpha_{cr,EF}$	einzeln	7,128		7,158		7,16
	als Teil von GF	—	—	9,296	9,704	8,62
max σ_{EF} [kN/cm²]	einzeln	27,73		27,77		26,42
	als Teil von GF	—	—	30,40	30,83	29,81
$\alpha_{cr,GF}$ ohne I_T		8,80	9,18	—	—	—
$\alpha_{cr,GF}$ mit I_T		—	—	7,717	8,331	9,72
ξ (am GF)		0,0716	0,117	0,169	0,014	FEM
ρ_c (am GF)		0,606	0,640	0,614	0,563	
max σ_{GF} [kN/cm²]		21,51	22,72	21,80	19,90	***27,55***

** Hinweis siehe Abschnitt 6.3.7

Aus Tabelle 6.8 wird deutlich, inwiefern sich beim Einzelfeldbeulen der stabilisierende Einfluss des Gesamtfeldes positiv auf die Tragfähigkeit auswirkt. Auffällig ist, dass sich nach ANSYS [2] der kleinste Wert für *max* σ_{EF} (einzeln) ergibt.

An dieser Stelle wird auf einen sehr wichtigen Effekt hingewiesen. Beim Vergleich von $\alpha_{cr,GF}$ zeigt sich deutlich, dass sich der kleinste Wert mit $\alpha_{cr,GF}$ = 7,717 bei EC-EB-Plate ergibt. Im scheinbaren Widerspruch dazu, ist die maximale Tragfähigkeit *max* σ_{GF} für EC-EB-Plate jedoch höher, als bei EC und bei EC-EB-Plate*. Grund dafür liegt darin, dass bei EC-EB-Plate vom Programm EB-PLATE [4] die mittragenden Breiten nicht nach den Vorgaben der EN 1993-1-5 [14] ermittelt werden, siehe Abschnitte 6.3.1 und 6.3.3. Dies wird deutlich an dem kleineren Wert von I_{sl} in Tabelle 6.8. Infolge der geringeren Biegesteifigkeit bei EC-EB-Plate wird dem Beulfeld ein zu geringes knickstabähnliches Verhalten unterstellt ($\xi_{EC\text{-}EG\text{-}Plate} > \xi_{EC}$), wodurch sich ein größerer Abminderungsfaktor ρ_c und damit eine zu große Tragfähigkeit für EC-EB-Plate ergibt (in Bezug auf den Zusammenhang zw. $\alpha_{cr,GF}$ und *max* σ_{GF}). Im direkten Vergleich der Tragfähigkeiten, weist bei diesem Beispiel die Lösung mit der Möglichkeit EC-K&S, unter Verwendung der Diagramme in KLÖPPEL/SCHEER [65], die beste Annäherung an

ANSYS [2] auf. Die größte Abweichung ergibt sich bei Anwendung von EC-EB-Plate* unter Einbeziehung der modifizierten Steifengeometrie. Die Software EB-PLATE [4] wird aktuell in einer Vielzahl von wissenschaftlichen Veröffentlichungen verwendet. In Tabelle 6.8 fällt auf, dass sich in diesem Beispiel bei der Anwendung von ANSYS [2] die höchste Traglast ergibt. Ein möglicher Grund dafür ist die erhebliche Abminderung (Abminderungsfaktor ρ_c) infolge von knickstabähnlichem Verhalten unter Anwendung der Formeln gemäß EN 1993-1-5 [14].

6.3.7 Empfehlungen zur GMNIA

Die in Tabelle 6.8 angegebene Tragfähigkeit gemäß ANSYS [2] ergibt sich aus der Kombination von lokalen und globalen Ersatzimperfektionen gemäß EN 1993-1-5 [14], siehe Tabelle 6.9. Aufgrund der aufwendigen Kombinationen und der damit verbundenen Fehleranfälligkeit, wird die in Abschnitt 5.4.7 vorgeschlagene Vereinfachung auf das Beispiel in Bild 6.1 angewendet. Diese vereinfachte Methode, mit dem *Ansatz von nur einer globalen Ersatzimperfektion IMP-1GF(M1)* in **negativer** Richtung mit der Amplitude e_0 = ***max*** *{a/600; b/350},* ergibt für dieses Beispiel eine sehr gute Übereinstimmung im Vergleich zur aufwendigen Kombination nach EN 1993-1-5 [14].

Tabelle 6.9 Vergleich der Tragfähigkeiten beim Gesamtfeldbeulen bei Anwendung der Normkombination und der Vereinfachung IMP-1GF(M1) für das Beispiel in Bild 6.1

Kombination	**max σ_{GF} [kN/cm²] nach EN 1993-1-5 [14] bzw. prEN 1993-1-14 [18]**	**max σ_{GF} [kN/cm²] IMP-1GF(M1), siehe Abschnitt 5.4.7**
IMP +1EF	29,81	**26,25**
IMP +1GF	33,08	
IMP -1GF	29,59	
IMP +1EF ⊕ +0,7GF	27,85	
IMP -1EF ⊕ -0,7GF	28,23	
IMP +0,7EF ⊕ +1GF	**27,55**	
IMP -0,7EF ⊕ -1GF	28,00	

Hinweis: Die Werte der ersten Spalte (Kombination) sind in der zweiten Spalte enthalten. Die dritte Spalte enthält den zugehörigen Vergleichswert.

Weiterhin wird im Rahmen dieser Arbeit festgestellt (siehe Abschnitt 5.4.8), dass in einem überwiegenden Teil (ca. 90 %) der untersuchten Parameterkombinationen, die Tragfähigkeit bei Verwendung von Eigenspannungen σ_{res}, wesentlich geringer ist, als beim Ansatz von geometrischen Ersatzimperfektionen nach EN 1993-1-5 [14]. Dieser Effekt tritt auch bei diesem Beispiel auf, siehe Tabelle 6.10.

Tabelle 6.10 Vergleich der Tragfähigkeiten beim Gesamtfeldbeulen unter Anwendung der maßgebenden Normkombination und unter Ansatz von Eigenspannungen σ_{res} für das Beispiel in Bild 6.1

Kombination	max σ_{GF} [kN/cm²] nach EN 1993-1-5 [14] bzw. prEN 1993-1-14 [18]	max σ_{GF} [kN/cm²] Eigenspannung σ_{res}, siehe Abschnitt 5.4.5
IMP +0,7EF ⊕ +1GF	**27,55**	**21,81**
Hinweis: Der Wert der ersten Spalte (Kombination) ist in der zweiten Spalte enthalten. Die dritte Spalte enthält den zugehörigen Vergleichswert.		

Zur vereinfachten Berücksichtigung der Eigenspannungen wird in Abschnitt 5.4.9 der *Ansatz einer einzelnen globalen Ersatzimperfektion IMP-1GF(M2) in negativer Richtung mit einer Amplitude* e_0 *= {a/300}* vorgeschlagen. Gemäß Tabelle 6.9 stimmen die Traglasten infolge Eigenspannungen σ_{res} nach PREN 1993-1-14 [18] mit dem Ansatz von *IMP-1GF(M2)* sehr gut überein.

Tabelle 6.11 Vergleich der Tragfähigkeiten beim Gesamtfeldbeulen unter Ansatz von Eigenspannungen σ_{res} und der Anwendung der Vereinfachung IMP-1GF(M2) für das Beispiel in Bild 6.1

Kombination	max σ_{GF} [kN/cm²] nach EN 1993-1-5 [14] bzw. prEN 1993-1-14 [18]	max σ_{GF} [kN/cm²] IMP-1GF(M2), siehe Abschnitt 5.4.9
σ_{res}	**21,81**	**21,78**
Hinweis: Der Wert der ersten Spalte (Kombination) ist in der zweiten Spalte enthalten. Die dritte Spalte enthält den zugehörigen Vergleichswert.		

In Bild 6.12 ist die Vergleichsspannung σ_v beim Erreichen der Traglast (maximal aufnehmbare Spannung max σ_{GF}) für die maßgebende Kombination nach EN 1993-1-5 [14] bzw. PREN 1993-1-14 [18] aus Tabelle 6.9 dargestellt.

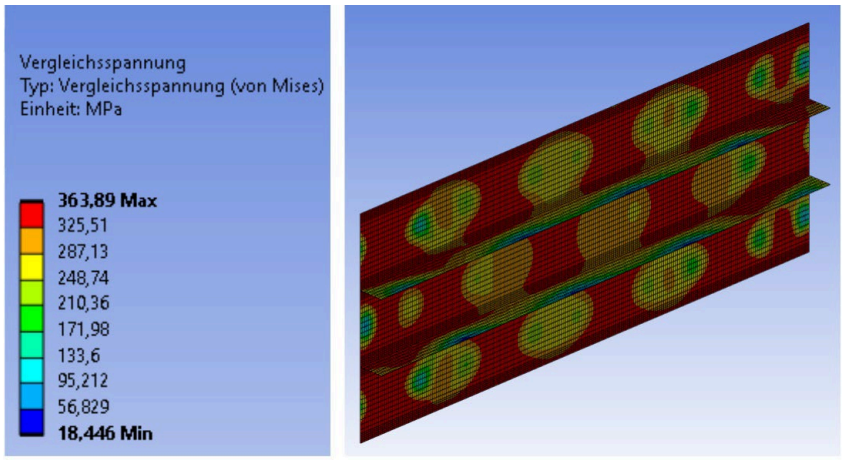


Bild 6.12 Spannungen σ_v [N/mm²] beim Erreichen der Traglast (max σ_{GF}) für den Fall IMP+0,7EF ⊕ +1GF in ANSYS [2]

Dabei fällt auf, dass die Spannungsverteilung von σ_V in Bild 6.12 teilweise unsymmetrisch ist. Der Grund dafür liegt in der notwendigen Überlagerung von lokalen (siehe Bild 6.9) und globalen (siehe Bild 6.11) Imperfektionen nach EN 1993-1-5 [14] bzw. PREN 1993-1-14 [18]. Durch den Ansatz der Eigenspannungen σ_{res} nach Tabelle 6.9 ergeben sich beim Erreichen der Traglast die Vergleichsspannungen gemäß Bild 6.13.

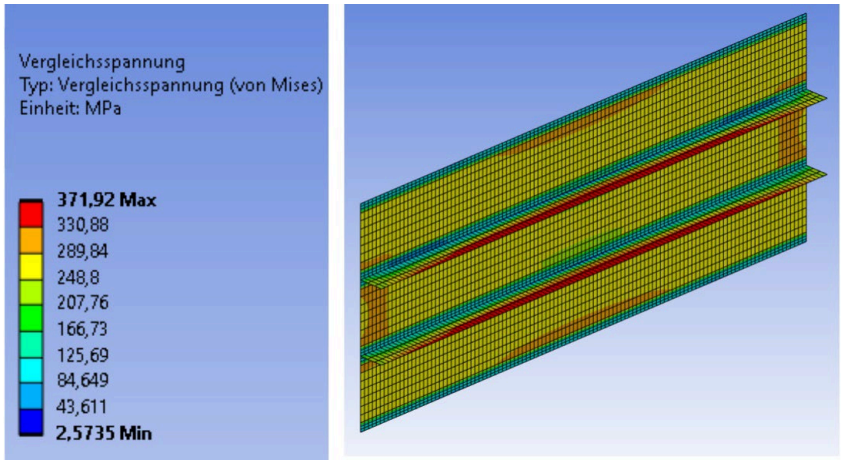


Bild 6.13 Spannungen σ_V [N/mm²] beim Erreichen der Traglast (max σ_{GF}) für den Fall σ_{res} in ANSYS [2]

An dieser Stelle wird auf einen typischen Effekt hingewiesen, der bei der Anwendung von ANSYS [2] auftreten kann. In den Bild 6.12 und Bild 6.13 werden lokal Bereiche angegeben, in denen die Vergleichsspannung die Streckgrenze übersteigt ($\sigma_V > f_y$). Dieser Effekt tritt auf, da in ANSYS [2] die berechneten Spannungen von den Integrationspunkten in die Elementknoten extrapoliert werden, wenn im Integrationspunkt $\sigma_V < f_y$ ist. Somit ergeben sich aus numerischen Gründen lokale Bereiche mit Vergleichsspannungen oberhalb der Streckgrenze. Das Verhalten wird in [31] detailliert dargestellt. Ausführliche Beispiele, die diesen Effekt erläutern, sind in LUDWIG [83] enthalten. Weiterhin wird darauf hingewiesen, dass in ANSYS [2] die *Tragfähigkeit von Systemen* ermittelt wird. Ein System kann bereits versagen, bevor der Querschnitt vollständig plastiziert ist. Dieses Verhalten wird von KINDMANN ET AL. [64] und WOLF [145] als *Eigenwertversagen des teilplastizierten Systems* bezeichnet.

7 Zusammenfassung

Die vorliegende Arbeit befasst sich mit dem Stabilitätsversagen Plattenbeulen von ausgesteiften Bauteilen im Stahlbau. Ziel der Arbeit ist es, übliche Annahmen und Randbedingungen für numerische Traglastanalysen zu hinterfragen und Empfehlungen für eine baupraktisch sinnvolle und sichere FE-Modellierung zu geben.

Nach einer kurzen Vorstellung der Motivation und Zielsetzung dieser Arbeit in Kapitel 1 werden in Kapitel 2 die wesentlichen Grundlagen zum Thema Plattenbeulen erläutert. Dazu gehören die *wichtigsten Begriffe und Nachweisformate* aus der aktuellen Norm EN 1993-1-5 [14].

In Kapitel 3 werden die üblichen Annahmen und Randbedingungen für eine FE-Modellierung vorgestellt und kritisch hinterfragt. Dazu gehören die Themen Werkstoffmodell, Elementierung, Lagerung und Lasteinleitung, Berechnungsverfahren und Imperfektionen. In Literatur und Normen stehen eine Vielzahl von **Werkstoffmodellen** (siehe Abschnitt 3.2) zur Verfügung. Diese unterscheiden sich im Wesentlichen im Bereich größerer plastischer Dehnungen. In den im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten GMNIA-Berechnungen wurden diese Dehnungsbereiche jedoch nicht erreicht. Somit erwies sich das *bilineare Werkstoffmodell* nach EN 1993-1-5 [14] *mit Pseudoverfestigung* als ausreichend. Durch die Anwendung der Pseudoverfestigung kann ein „spontaner“ Steifigkeitsabfall beim Erreichen der Streckgrenze vermieden werden. Neben der Wahl eines geeigneten Elementtyps ist eine ausreichende Elementanzahl im Rahmen der **Elementierung** (siehe Abschnitt 3.3) entscheidend für eine korrekte Modellierung. Dabei ist zwingend zu beachten, dass der *Verzweigungslastfaktor kein hinreichendes Kriterium für eine ausreichende Diskreditierung* des FE-Modells darstellt. Eine hinreichende Anzahl an Elementen sollte anhand der Traglast verifiziert werden. Bereiche von **Lagerung und Lasteinleitung** (siehe Abschnitt 3.4) sind im Rahmen einer FE-Modellierung als besonders kritisch zu betrachten. Dabei soll die Lagerung die Einflüsse der real umgebenden Konstruktion widerspiegeln. In dieser Arbeit werden die *Lasten auf Platte und Steifen angesetzt*, die *belasteten Querränder der Platte in Längsrichtung sind gekoppelt*, um eine konstante Verschiebung zu gewährleisten. Die *unbelasteten Längsränder der Platte in Querrichtung sind verformbar* und die *belasteten Querränder der Steifen werden in Längsrichtung verformbar gelagert*, siehe Bild 3.18. Bei der Wahl eines geeigneten **Berechnungsverfahrens**, wie in Abschnitt 3.5 beschrieben, wird in zahlreichen wissenschaftlichen Arbeiten die Erfassung des Nachbeulverhaltens oft als Kriterium genannt, jedoch ohne weitere Erläuterung. Im Rahmen dieser Arbeit wird beim Nachbeulverhalten von Platten zwischen zwei Fällen in Abhängigkeit des Verzweigungslastfaktors unterschieden. Im *Fall 1* ($\alpha_{cr} < 1$) beginnt das *Nachbeulverhalten mit dem Erreichen der idealen Beulspannung* σ_{cr}. Beim *Fall 2* ($\alpha_{cr} > 1$) wird der Bereich *nach dem Erreichen der maximalen Spannung* als Nachbeulbereich beschrieben, siehe Bild 3.23. Für die *gleichzeitige Erfassung des Nachbeulbereiches sowie die genaue Bestimmung der maximalen Traglast eignet sich das Newton-Raphson-Verfahren mit Stabilisierungsenergie, welches* in dieser Arbeit verwendet wird. Für die FE-Modellierung einer geometrisch physikalisch nichtlinearen Berechnung mit

Imperfektionen (GMNIA) ist der Ansatz der **Imperfektionen** (siehe Abschnitt 3.5.7) entscheidend für die korrekte Ermittlung der Traglast. Dabei wird zwischen geometrischen (direkt messbaren), strukturellen (Eigenspannungen) und Ersatzimperfektionen (Kombination aus geometrischen und strukturellen Imperfektionen) unterschieden. Im Zuge der Literaturrecherche fiel auf, dass sich die Herstellungstoleranzen in der aktuell gültigen Fertigungsnorm EN 1090-2 [12] seit über 45 Jahren nicht verändert haben. Zusätzlich wird der Einfluss der Beulfeldbreite *b* nicht explizit bei der Bestimmung der geometrischen Imperfektion mit $e_g = \pm a/400$ (Tabelle 3.12 Nr. 1) berücksichtigt. Für die Einbeziehung von Eigenspannungen werden in wissenschaftlichen Arbeiten unterschiedliche Modelle vorgeschlagen, die teilweise widersprüchliche Angaben enthalten. Bei der in PREN 1993-1-14 [18] vorgeschlagenen *Verteilung der Eigenspannungen erfolgt die Berücksichtigung typischer realer Schweißparameter wie z. B. Schweißverfahren, Abkühlbedingungen, Nahtdicke, Schweißfolge, Stromstärke und Steifigkeit der Bauteile nicht*. Der grundlegende Zusammenhang zwischen Eigenspannung und Verzug (Verformung infolge Eigenspannung in Abhängigkeit der Steifigkeit) gemäß Bild 3.35 wird in PREN 1993-1-14 [18] nicht erkennbar. Das Eigenspannungsmodell in PREN 1993-1-14 [18] entspricht nahezu vollständig den Angaben in ECCS 33 [41] aus dem Jahr 1984.

Die Widersprüche bei der Richtung von geometrischen Imperfektionen in wissenschaftlichen Arbeiten und Praxisbeispielen geben Veranlassung, die Formänderung infolge Schweißens in Kapitel 4, genauer zu betrachten. Nach der Vorstellung der grundlegenden Verformungseffekte, infolge Wärmeeinbringung beim Schweißen (siehe Abschnitt 4.2), wird die Richtung der gemessenen geometrischen Imperfektionen in unterschiedlichen wissenschaftlichen Arbeiten untersucht. Diese weist i. d. R. in eine positive Richtung, was aber Laborversuchen sowie Praxisbeispielen widerspricht (siehe Abschnitt 4.4). Mithilfe einer einfachen Versuchsserie, sowie einem Ingenieurmodell (siehe Abschnitt 4.5), konnte der *Einfluss der Schweißfolge als Parameter für die Richtung der gemessenen geometrischen Imperfektion* identifiziert werden.

Im Kapitel 5 erfolgen umfangreiche numerische Untersuchungen (1520 GMNIA-Berechnungen). Bei der Betrachtung von unausgesteiften Beulfeldern (siehe Abschnitt 5.3.1) wird der Einfluss unterschiedlicher Eigenspannungsmodelle auf die Traglast untersucht. Dabei zeigt das *Eigenspannungsmodell von KUBSCH [74] die größte Annäherung an die Winter-Kurve*. Weiterhin wird deutlich, dass ein signifikanter Einfluss der Eigenspannungen (strukturelle Imperfektionen) auf die Traglasten im Rahmen einer GMNIA-Berechnung vorliegt. Somit sind diese *zwingend in Kombination mit geometrischen Imperfektionen zu berücksichtigen*. Bei der *Kombination von geometrischen Imperfektionen nach EN 1090-2 [12] mit strukturellen Imperfektionen nach PREN 1993-1-14 [18]* ergeben sich geringere Traglasten als bei Anwendung von geometrischen Ersatzimperfektionen (siehe Abschnitt 5.3.2). Somit ist diese Vorgehensweise gegenwärtig *wenig brauchbar*. Für den Ansatz von Ersatzimperfektionen wird aktuell die von ZIZZA [147] vorgeschlagene *Trapezform* in vielen wissenschaftlichen Arbeiten übernommen. Durch die Analyse von Eigenformen (LBA) und den Verformungen infolge Eigenspannungen, konnte die Trapezform *nur infolge struktureller Imperfektionen bei einem Seitenverhältnis von* $\alpha = 1$ *eindeutig bestätigt* werden (siehe Abschnitt 5.4.2). Der überwiegende Teil der Ergebnisse weist entweder

eine Bogenform oder eine Mischform auf, die im Wesentlichen vom Seitenverhältnis α und weniger von der bezogenen Schlankheit $\bar{\lambda}_p$ abhängig ist. In der Parameterstudie der *Traglasten für ausgesteifte Beulfelder werden zwei unterschiedliche Ansätze* (siehe Abschnitt 5.4.5) verfolgt. Die Traglasten bei einer GMNIA-Berechnung können entweder durch die Kombination von lokalen und globalen Ersatzimperfektionen nach EN 1993-1-5 [14] bzw. PREN 1993-1-14 [18] oder durch den Ansatz von Eigenspannungen, unter Berücksichtigung der daraus resultierenden Verformungen (Verzug) nach PREN 1993-1-14 [18], bestimmt werden. *Durch den direkten Ansatz der Eigenspannungen im Rahmen einer thermischen Analyse ergibt sich gleichzeitig die zugehörige Verformung in Abhängigkeit der vorliegenden Steifigkeit des Bauteils. Somit ist ein zusätzlicher Ansatz von geometrischen Imperfektionen nicht erforderlich.*

Da die Kombination von lokalen (Index „i“) und globalen Ersatzimperfektionen sehr aufwendig ist und gleichzeitig viel Erfahrung voraussetzt (siehe Abschnitt 5.4.4), wurde die Vereinfachung auf nur eine Kombination geprüft. Die Berechnungen ergaben, dass der Ansatz der globalen Imperfektion mit e_0 = *min {a/400; b/400} in negativer Richtung* (IMP-1GF) *in einem Großteil der untersuchten Fälle die geringste Traglast aufweist* (siehe Abschnitt 5.4.6). Durch eine *Modifikation der globalen Imperfektion mit* e_0 = ***max*** *{a/600; b/350}* (IMP-1GF(M1)) *in* ***negativer*** *Richtung, ist eine sehr einfache Bestimmung der Traglast mittels GMNIA, mit nur einem Imperfektionsansatz, möglich* (siehe Abschnitt 5.4.7), siehe Tabelle 7.1.

Tabelle 7.1 Vergleich der Imperfektionsansätze nach EN 1993-1-5 [14] bzw. PREN 1993-1-14 [18] mit Vorschlag von SCHÖNFELD in Abschnitt 5.4.7

Kombination von e_0 nach Norm in Abschnitt 5.4.4	**Vorschlag zur Vereinfachung**
$+\min\left(\frac{a}{400};\frac{b}{400}\right)$	$-\max\left(\frac{a}{600};\frac{b}{350}\right)$
$-\min\left(\frac{a}{400};\frac{b}{400}\right)$	
$+\min\left(\frac{a_i}{200};\frac{b_i}{200}\right)$	
$+\min\left(\frac{a}{400};\frac{b}{400}\right)+0{,}7\min\left(\frac{a_i}{200};\frac{b_i}{200}\right)$	
$-\min\left(\frac{a}{400};\frac{b}{400}\right)-0{,}7\min\left(\frac{a_i}{200};\frac{b_i}{200}\right)$	
$+0{,}7\min\left(\frac{a}{400};\frac{b}{400}\right)+\min\left(\frac{a_i}{200};\frac{b_i}{200}\right)$	
$-0{,}7\min\left(\frac{a}{400};\frac{b}{400}\right)-\min\left(\frac{a_i}{200};\frac{b_i}{200}\right)$	
Die Symbole „+“ und „–“ stehen für die Richtung der Imperfektion.	

Ein Vergleich der Traglasten beim Ansatz von geometrischen Ersatzimperfektionen nach EN 1993-1-5 [14] bzw. PREN 1993-1-14 [18] mit dem *Ansatz von Eigenspannun-*

gen nach PREN 1993-1-14 [18] ergibt, dass bei ca. 90 % der untersuchten Fälle der *Ansatz von geometrischen Ersatzimperfektionen höhere Traglasten aufweist* (siehe Abschnitt 5.4.8). Dies steht im Widerspruch zu dem realitätsnäheren Ansatz von Eigenspannungen. Es gilt in fast allen untersuchten Fällen:

Traglast (Eigenspannungen σ_{res}) < Traglast (Ersatzimperfektion e_0 nach Norm)

Da die Modellierung von Eigenspannungen sehr aufwendig ist und nicht jede Software eine solche ermöglicht, kann das *Tragverhalten infolge Eigenspannung durch eine weitere Modifikation einer globalen geometrischen Ersatzimperfektion mit e_0 = {a / 300} in* ***negativer*** *Richtung (IMP-1GF(M2)) sehr gut erfasst werden* (siehe Abschnitt 5.4.9). Dies ermöglicht es eine anspruchsvolle thermische Analyse der Eigenspannungen zu vermeiden. Es gilt:

Traglast (Eigenspannungen σ_{res}) ≈ Traglast mit Ersatzimperfektion e_0 = {a / 300}

In Tabelle 7.2 sind die Abweichungen der unterschiedlichen Ansätze zusammengefasst.

Tabelle 7.2 Übersicht über die Abweichungen der Imperfektionsansätze in den Abschnitten 5.4.5 bis 5.4.9

Traglastvergleich	**Vereinfachung**	**Vergleich der Traglasten [%]**	
		$\gamma < \gamma_{III}$	$\gamma > \gamma_{III}$
IMP-1GF vs. Norm	e_0 = min {a/400; b/400}	100 – 105	100 – 111
IMP-1GF(M1) vs. Norm	e_0 = **max** {a/600; b/350}	89 – 103	89 – 104
Eigenspannung vs. Norm	-	85 – 137	82 – 124
IMP-1GF(M2) vs. Eigenspannung	e_0 = {a/300}	78 – 114	79 – 111

Aufgrund der Vielzahl von Berechnungsvarianten in Fachliteratur, Normen und wissenschaftlichen Arbeiten wird ein Berechnungsbeispiel in Kapitel 6 vorgestellt. Der Schwerpunkt liegt dabei auf dem Vergleich der verschiedenen Berechnungsmethoden. Es wird des Weiteren auf Effekte und Widersprüche zwischen den unterschiedlichen Varianten hingewiesen.

8 Ausblick

Die numerische Simulation ist ein alltägliches Werkzeug in der Baupraxis zum Nachweis von Bauteilen. Durch die zunehmende Leistungsfähigkeit von Hard- und Software werden immer komplexere Modelle ermöglicht und verwendet. Die vorliegende Arbeit leistet einen wichtigen Betrag zur Bemessung von längsausgesteiften Beulfeldern mit Flachsteifen unter konstanter Druckbeanspruchung. Dabei werden grundlegende Fragen zur FE-Modellierung geklärt und eindeutige Empfehlungen vorgestellt. Für aufwendige und fehleranfällige Imperfektionsansätze liegen einfach anwendbare Lösungen vor. Auf der Grundlage dieser Arbeit können z. B. folgende weiterführende Untersuchungen erfolgen:

- Einfluss der Beanspruchung (z. B. Biegung, Schub) auf die vorgestellten Ansätze
- Auswirkungen der Steifenform (z. B. Winkel, Hohlsteife)

Literaturverzeichnis

Software und Softwaredokumentationen

[1] ABAQUS ®: FEM Programmsystem, Version 2019

[2] ANSYS ®: FEM Programmsystem - Workbench, Mechanical & Space Claim 2022 R1, Copyright 2008-2020 ANSYS, Inc., Version 2020

[3] Ansys Help Desk

[4] EBPlate: Software zur Berechnung von kritischen Beulspannungen. CTICM Centre Technique Industriel de la Construktion Métallique, 102, route de Limours, F-78471 – St Rémy les Chevreuse Cedex. www.cticm.com.

[5] Initial Deformation App V201.4 Ansys Mechanical pre-processing tool

[6] SAS IP, Inc., ANSYS Help Viewer Version 18.0.0., 2016

Normen und Richtlinien

[7] DIN 1079: *Stählerne Straßenbrücken - Grundsätze für die bauliche Durchbildung*, 01-1938

[8] DIN 1079: *Stählerne Straßenbrücken - Grundsätze für die bauliche Durchbildung*, 09-1970

[9] DIN 4114 Blatt 1: *Stahlbau – Stabilitätsfälle: Knickung, Kippung, Beulen, Berechnungsgrundlage Vorschriften*, 07-1952

[10] DIN 18800-3: *Stahlbauten – Teil 3 – Stabilitätsfälle, Plattenbeulen,* Normenausschuß Bauwesen im DIN Deutsches Institut für Normung e.V., 11-1990

[11] EN 1090-2: *Ausführung von Stahltragwerken und Aluminiumtragwerken – Teil 2: Technische Regeln für die Ausführung von Stahltragwerken*, DIN Deutsches Institut für Normung e.V., 12-2008

[12] EN 1090-2: *Ausführung von Stahltragwerken und Aluminiumtragwerken – Teil 2: Technische Regeln für die Ausführung von Stahltragwerken*, DIN Deutsches Institut für Normung e.V., 09-2018

[13] EN 1993-1-5: Eurocode 3: *Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 5: Plattenförmige Bauteile*, DIN Deutsches Institut für Normung e.V., 02-2007

[14] EN 1993-1-5: *Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 5: Plattenförmige Bauteile*, DIN Deutsches Institut für Normung e.V., 10-2019

[15] EN 1993-1-5/NA: *Nationaler Anhang - Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 5: Plattenförmige Bauteile*, DIN Deutsches Institut für Normung e.V., 11-2018

[16] prEN 1993-1-5: *Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 5: Plattenförmige Bauteile*, DIN Deutsches Institut für Normung e.V., 04-2019

[17] EN 1993-1-6: *Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 1-6: Festigkeit und Stabilität von Schalen*, DIN Deutsches Institut für Normung e.V., 07-2017

[18] prEN 1993-1-14: *Eurocode 3: Design of Steel Structures – Part 1-14: Design by Advanced Finite Element Analysis*, DIN Deutsches Institut für Normung e.V., Draft 2022-10-21, CEN/TC 250/SC 3 N 3723, 2023

Fachliteratur

[19] Ansys Advantage: *Analyzing Buckling in Ansys Workbench Simulation*, Excellence in Engineering Simulation, Volume II, Issue 1, S. 41-43, 2008

[20] Ansys CADFEM Seminar Unterlagen: *Vernetzung dünner Strukturen – Theoretische Betrachtungen*, 2015

[21] Aichele G.: *Verzug und Spannungen beim Schweißen – Altes Thema neu durchdacht*, Der Praktiker 5, S. 222-227, 2018

[22] Ban H., Shi G., Bai Y., Shi Y., Wang Y.: *Residual Stress of 460 MPa High Strength Steel Welded I Section: Experimental Investigation and Modeling*, International Journal of Steel Structures, Vol 13, No 4, pp 691-705, 2013

[23] Barbero E. J.: *Finite Elemente Analysis of Composite Materials Using Ansys*, Taylor & Francis Group, 2. Edition, 2014

[24] Beg D., Kuhlmann U., Davaine L., Braun B.: *Design of Plated Structures.:Eurocode 3: Design of Steel Structures. Part 1-5 Design of Plated Structures*. (ECCS Eurocode Design Manuals). Ernst & Sohn, 1 edition, 2010.

[25] Biscaya A., Oliveira J., Pedro O., Kuhlmann U.: *Strength of transversally stiffened I-girders under combined shear and compression*, Journal of Constructional Steel Research 178, pp. 106500, 2021

[26] Bornscheuer F. W. Gustavsburg: *Mindeststeifigkeit von Plattenaussteifungen bei berücksichtigter Verdrehsteifigkeit*, M. A. N.- Forschungsbericht, S. 97 – 111, 1952

[27] Braun B.: *Stability of Steel Plates Under Combined Loading*, Dissertation, Institut für Konstruktion und Entwurf der Universität Stuttgart, Fakultät Bau- und Umweltingenieurwissenschaften, 2010

[28] Braun B., Kuhlmann U.: *Kapitel 3 – Bemessung und Konstruktion von aus Blechen zusammengesetzten Bauteilen nach DIN EN 1993-1-5*, Stahlbau Kalender 2009: Stabilität – Membrantragwerke, Verlag: Ernst & Sohn GmbH & Co. KG, 2009

[29] Brune B.: *Ein Modell zur Ermittlung der Tragfähigkeit vierseitig und dreiseitig gelagerter Stahlbleche unter Druckbeanspruchung*, Dissertation, Universität Dortmund, Fakultät Bauwesen, 1994

[30] Borst R.: Crisfield M., Remmers J., Vorhoosel C.: *Nichtlineare Finite-Elemente-Analyse von Festkörpern und Strukturen*, Wiley-VCH Verlag, 2014

[31] CAD-FEM GmbH, CADFEM engineering Services, Newsletter Ausgabe 03 / 2006, *Zur Ergebnisauswertung bei einer Simulation mit plastischem Material*, 2006

[32] CAD-FEM GmbH, CADFEM engineering Services, Newsletter Ausgabe 02 / 2005, *Ansys / Workbench*, S. 6 – 9, 2005

[33] Chwalla E.: *Über die Biegebeulung der Längsversteiften Platte und das Problem der „Mindeststeifigkeit“*, Der Stahlbau der Fachgruppe Bauwesen im NS.-Bund Deutscher Technik, Heft 18/20 17.Jahrgang, S. 84-88, 1944

[34] Clarin M.: *High Strength Steel – Local Buckling and Residual Stresses*, Licentiate Thesis 2004:54, Luleå University of Technology, 2004

[35] Deutscher Ausschuss für Stahlbau DAST-Richtlinie 012: *Beulsicherheits-nachweise für Platten: Grundlagen, Erläuterungen, Beispiele*, Stahlbau-Verlags GmbH Köln, 1979

[36] Deutscher Stahlbau Verband Köln: *Stahlbau Handbuch – Für Studium und Praxis*, Band 1 Teil A, Stahlbau-Verlagsgesellschafft mbH Köln, 1993

[37] Degée, H., Kuhlmann, U., Detzel, A., Maquoi R.: *Der Einfluss von Imperfektionen in dünnwandigen geschweißten Rechteckquerschnitten unter Druckbeanspruchung,* Stahlbau 74, H. 4, pp. 257-265, 2008

[38] Detzel A.: *Zum Gesamtstabilitätsversagen geschweißter Rechteckquer-schnitte unter Druckbelastung*, Dissertation, Institut für Konstruktion und Entwurf der Universität Stuttgart, Fakultät Bau- und Umweltingenieur-wissenschaften, 2006

[39] Ebel R.: *Systemabhängiges Tragverhalten und Tragfähigkeiten stabilitätsgefährdeter Stahlträger unter einachsiger Biegebeanspruchung*, Dissertation, Ruhr-Universität, Fakultät für Bau- und Umweltingenieur-wissenschaften, 2014

[40] ECCS European Convention for Constructional Steelwork, *Committee 8: Manual on Stability of Steel Structures*, publication No. 22, 1976

[41] ECCS European Convention for Constructional Steelwork / CECM Convention Europeenne de la Construction Metallique /EKS Europäische Konvention für Stahlbau, *Technical Committee 8 – Structural Stability, Ultimate Limit State Calculation of Sway Frames with Rigid Joints*, first edition, publication No. 33, Rotterdam, 1984

[42] ECCS European Convention for Constructional Steelwork, *Design of Plated Structures, Eurocode 3: Design of steel structures, Part 1-5: Design of plated structures*, Ernst & Sohn GmbH, 1St Edition, 2010

[43] ECCS European Convention for Constructional Steelwork, *Design of Steel Plated Structures with Finite Elements*, Ernst & Sohn GmbH, 1St Edition, 2023

[44] Esslinger M.: *Eine Erklärung des Beulmechanismus von dünnwandigen Kreiszylinderschalen*, Verlag Ernst, Stahlbau 12, S. 366-371, 1967

[45] Fahrenwaldt H. J., Schuler V., Twrdek J.*: Praxiswissen Schweißtechnik – Werkstoffe, Prozesse, Fertigung*. 5. Auflage, Verlag Springer Vieweg, Wiesbaden 2014

[46] Fischer M., Grube R., Rieger H., Wenk P.: *Messung der Vorverformungen von beulgefährdeten Stahlblechen mit und ohne Steifen*, Bericht aus dem Fachgebiet Stahlbau, Mitteilung Nr.6, Konstruktiver Ingenieurbau Universität Dortmund, 1989

[47] Gambhir M. L.: *Stability Analysis and Design of Structures*, Verlag Springer, 2004

[48] Gardner L., Yun X.: *Stress-strain curves for hot-rolled steels*, Journal of Constuctional Steel Research 133, Elsevier Verlag, S. 36-46, 2017

[49] Gebhardt C.: *Praxisbuch FEM mit Ansys Workbench – Einführung in die lineare und nichtlineare Mechanik*, Hanser Verlag, 3. Auflage, 2018

[50] Gesellschaft für Schweißtechnik International (GSI) mbH: Internationaler Schweißfachingenieurlehrgang (SFI) – International Welding Engineer (IWE) nach IIW Guideline IAB-252-r1-11, DVS Deutscher Verband für Schweißen und verwandte Verfahren e. V., Hauptgruppe 4, 2018

[51] Haffar M. Z., Kövesdi B., Ádány S.: *On the buckling of longitudinally stiffened plates, part 2: Eurocode-based design for plate-like behaviour of plates with closed-section stiffeners*, Thin-Walled Structures Journal 145, S. 1 - 15, 2019

[52] Hänsch H.: *Schweißeigenspannungen und Formänderungen an stabartigen Bauteilen – Berechnung und Bewertung*, 1. Auflage, VEB Verlag Technik, Berlin, 1984

[53] Hänsch H. - J., Krebs J.: *Eigenspannungen und Formänderungen in Schweißkonstruktionen – Grundlagen und praktische Anwendungen*, Fachbuchreihe Schweißtechnik Band 138, DVS Verlag, 2006

[54] Horst W.: *Finite Elemente in der Baustatik – Statik und Dynamik der Stab- und Flächentragwerke*, Vieweg Verlag, 3. Auflage, 2008

[55] Jonczik D.: *Plastische Grenztragfähigkeit von Hohlprofilen und Kastenquerschnitten – Tragfähigkeitsbedingungen, Methoden, Näherungen*, Dissertation, Fakultät für Bau- und Umweltingenieurwissenschaften der Ruhr-Universität Bochum, 2016

[56] Jungbluth O., Friemann H., Kubsch G.: *14/1985 Berichte aus Forschung und Entwicklung –Beullasten unversteifter Stahlbleche unter Berücksichtigung von Vorverformungen und Eigenspannungen*, Deutscher Ausschuss für Stahlbau DASt, Köln, 1985

[57] Kalameya J.: *Zur Tragfähigkeit von Druck- und Biegebeanspruchten C-Profilen aus Stahl*, Dissertation, Technische Universität Dortmund, Schriftenreihe Stahlbau, Heft 4, 2008

[58] Kindmann R., Krüger U.: *Stahlbau Teil 1: Grundlagen – Mit Beispielen nach Eurocode 3*, Verlag Ernst & Sohn, 5. Auflage, 2013

[59] Kindmann R.: *Stahlbau Teil 2: Stabilität und Theorie 2. Ordnung*, Verlag Ernst & Sohn, 5. erweiterte Auflage, 2021

[60] Kindmann R., Frickel J.: *Elastische und plastische Querschnittstragfähigkeit – Grundlagen, Methoden, Berechnungsverfahren, Beispiele, online-Auflage*, 2017

[61] Kindmann R., Kraus M.: *Finite-Elemente-Methoden im Stahlbau*, Verlag Ernst & Sohn, 2. Überarbeitete und erweiterte Auflage, 2019

[62] Kindmann R., Stracke M.: *Verbindungen im Stahl- und Verbundbau*. 3. Auflage, Verlag Ernst & Sohn, Berlin 2012

[63] Klöppel K., Möller K. H.: *Beulwerte ausgesteifter Rechteckplatten: Zweiter Band,* Berlin: Ernst & Sohn Verlag, 1968

[64] Kindmann R., Wolf C.: *Ausgewählte Versuchsergebnisse und Erkenntnisse zum Tragverhalten von Stäben aus I- und U-Profilen*. Stahlbau 73, S. 683-692, 2004

[65] Klöppel K., Scheer J.: *Beulwerte ausgesteifter Rechteckplatten – Kurventafeln zum direkten Nachweis der Beulsicherheit für Verschiedene Steifenanordnungen und Belastungen*, Ernst & Sohn Verlag, 1960

[66] Knabenschuh H.: *Messungen von Imperfektionen an Stahlbrücken FA. 11-204*, Bundesanstalt für Strassenwesen, Bericht B3.3-6200-621/81, 1981

[67] Kollbrunner C. F.; Meister M.: *Ausbeulen – Theorie und Berechnung von Blechen*, Springer-Verlag Berlin Heidelberg GmbH, 1958

[68] Köröndi L., Kristóf L., Platthy P., Szittner A.: *Messung der Schweiß-eigenspannungen einer an der Baustelle geschweißten Kastenträger Stahlbrücke*, Lehrstuhl für Stahlkonstruktionen, TU Budapest, 1978

[69] Koschnick F.: *Geometrische Locking-Effekte bei Finiten Elementen und ein allgemeines Konzept zu Ihrer Verwendung*, Dissertation, Lehrstuhl für Statik der Technischen Universität München, 2004

[70] Kövesdi B.: *Buckling resistance of orthotropic plates subjected by compression interpolation between plate and column-like behavior*, Journal of Constructional Steel Research 160, pp. 67-76, 2019

[71] Kövesdi B.: *Plate-like Buckling Resistance of Longitudinally Stiffened Plates Subjected to Pure Compression*, Periodica Polytechnica Civil Engineering, 63(2), pp. 621-630, 2019

[72] Kövesdi B., Ziad Haffar M., Ádány S.: *Buckling resistance of longitudinally stiffened plates: Eurocode-based design for column-like and interactive behavior of plates with closed-section stiffeners*, Thin-Walled Structures 159, Elsevier Verlag, 107266, 2021

[73] Kromm A.: *Zur Frage der Mindeststeifigkeit von Plattenaussteifungen*, Der Stahlbau der Fachgruppe Bauwesen im NS.-Bund Deutscher Technik, Heft 18/20 17.Jahrgang, S. 81-84, 1944

[74] Kubsch G.: *Experimentelle Untersuchungen des Beulverhaltens unausgesteifter Stahlbleche mit baupraktisch unvermeidbaren Imperfektionen,* Dissertation, Konstruktiver Ingenieurbau der Technischen Hochschule Darmstadt, 1980

[75] Kuhlmann U., Mensinger M., Maier N., Pourostad V., Ndogmo J.: *Längsausgesteifte Beulfelder unter mehrachsiger Beanspruchung*, Deutscher Ausschuß für Stahlbau e.V. DASt, IGF-Nummer 20455 N, 2021

[76] Kuhlmann U., Zizza A., Pourostad V.: *Beulen mehrachsig beanspruchter Platten 4/2017*, Deutscher Ausschuß für Stahlbau e.V. DASt, IGF-Nummer 18212 N, 2017

[77] Kuhlmann U., Schmidt-Rasche C., Frickel J., Pourostad V.: *Untersuchungen zum Beulnachweis nach DIN EN 1993-1-5. Berichte der Bundesanstalt für Straßenwesen*. Brücken- und Ingenieurbau. Heft B 140, 2017

[78] Kuhlmann U., Zizza A., Pourostad V.: *Einfluss der Zugspannungen auf das Beulverhalten eines Beulfeldes unter mehraxialer Beanspruchung*, Stahlbau 86, Heft 10, S. 932-944, 2017

[79] Lindner J., Kurth W., *Zum Biegedrillknicken von Stützen aus StE 690*, Stahlbau, Band 12, Verlag Ernst, S. 366.372, 1982

[80] Lindner J., Rusch A.: *Grenz (b / t) - Verhältnisse in Abhängigkeit der Belastung unter besonderer Berücksichtigung von Imperfektionen*, Schlussbericht zum DIBt-Forschungsvorhaben P 32-5-16.91.32-965 / 00, 2000

[81] Lindner J., Scheer J., Schmidt H.: *Beuth-Kommentare Stahlbauten: Erläuterungen zu DIN 18800 Teil 1 bis Teil 4*, Verlag Ernst & Sohn Beuth, 1998

[82] Liu X., Chung K. F.: *Experimental and numerical investigation into temperature histories and residual stress distributions of high strength steel S690 weld H-sections*, Engineering Structures 165, pp. 396-411, 2018

[83] Ludwig C.: *Plastische Querschnittstragfähigkeit von doppeltsymmetrischen I-Querschnitten*, Dissertation, Lehrstuhl für Stahl-, Holz- und Leichtbau, Ruhr-Universität Bochum, 2013

[84] Ludwig C.: *Skript zur Vorlesung Vertiefung Stahlbau*, Hochschule Ruhr West, Institut Bauingenieurwesen, Stand 09-2023

[85] Macháček J.: *Study on imperfections of stiffened Plating*, Acta Technica ČSAV, 33, Heft 5, pp. 582-606, 1988

[86] Malisius R.: *Schrumpfungen, Spannungen und Risse beim Schweißen.* 4. Auflage, DVS-Verlag, Düsseldorf 1977

[87] Martin P. O., Nguyen T., Davaine L.: *Effect of the torsional stiffnes of closed-section stiffeners on plate buckling in Eurocode 3, Part 1-5*, Ernst & Sohn, Steel Consruction 12, No. 1, S. 10 – 22, 2019

[88] Marsfeld W., *Orth L.: Der Lichtbogenschweißer – Leitfaden für Ausbildung und Praxis. 11*. Auflage, DVS Media Verlag, Düsseldorf 2013

[89] Massonnet C.: *Tolerances in Steel Plated Structures*, IABSE Surveys S-14/80, Periodica 3/1980, pp 49 – 76, 1980

[90] Mateus A. F., Witz J. A.: *A Parametric Study of the Post-Buckling Behaviour of Steel Plates*, Engineering Structures 23, S. 172-185, 2001

[91] Maur J., Schmidt H., Verwiebe C.: *Spannungsbasierter Beulsicherheitsnachweis ebener und gekrümmter stählerner Flächentragwerke unter kombinierter Membranbeanspruchung*, Ernst & Sohn Verlag, Stahlbau 80, Heft 11, S. 804-813, 2011

[92] Mensinger M., Ndogmo J., Maier N., Kuhlmann U., Pourostad V.: *Untersuchungsbericht Nr. 118001: BAB A7, Würzburg – Fulda, BW613a, Talbrücke Thulba, Beuluntersuchungen*, Technische Universität München, MPA Bau Abteilung Metallbau, 2019

[93] Müller G., Groth C.: *FEM für Praktiker – Band 1: Grundlagen*, Expert Verlag, 8. Auflage, 2007

[94] Müller, P., Wolff, L.: *Handbuch des Unterpulverschweißens Teil I bis V.*, DVS-Verlag, Düsseldorf, 1983

[95] Nascimento S., Pedro J. O., Biscaya A.: *Web buckling of high strength steel plate girders induced by bending curvature*, XII Congresso de Construção Metálica e Mista, Portugal, 2019

[96] Nasdala L.: *FEM – Formelsammlung Statik und Dynamik: Hintergrund-informationen, Tipps und Tricks*, Springer Verlag, 3. Auflage, Wiesbaden, 2015

[97] Pasternak H., Krausche T., Launert B.: *Schweißen von Trägern mit dicken Blechen Teil 1: Trägerfertigung unter Werksbedingungen – Planung, Herstellung und Simulation*, Bauingenieur, Heft 89, S. 395-404, 2014

[98] Pasternak H., Launert B., Kannengießer T., Rhode M.: *Forschungsvorhaben P 1035 / IGF-Nr. 18104 BG – Erhöhung der Tragfähigkeit geschweißter I-Träger aus hochfestem Baustahl durch verbesserte Ansätze zur Berücksichtigung von Eigenspannungen*, Verlag und Vertriebsgesellschaft mbH, Düsseldorf, 2018

[99] Petersen C.: *Statik und Stabilität der Baukonstruktionen – Elasto- und plasto-statische Berechnungsverfahren druckbeanspruchter Tragwerke: Nachweis-formen gegen Knicken, Kippen, Beulen*, Universität der Bundeswehr München, 2. Auflage, 1982

[100] Petersen C.: *Stahlbau: Grundlagen der Berechnung und baulichen Ausbildung von Stahlbauten*, Verlag Springer Vieweg, 4. Auflage, München, 2013

[101] Piculin S., Sinur F., Moze P.: *Analysis of stiffened curved panels in compression – A preliminary numerical study for experimental tests*, EuroSteel Denmark, 2017

[102] Pourostad V., Kövesdi B., Schillo N., Degée H., Kuhlmann U.: *Kapitel 9 – Neue Entwicklungen in prEN 1993-1-5:2020*, Stahlbau Kalender 2021: Brücken – Neue Eurocode-Generation, Verlag: Ernst & Sohn GmbH & Co. KG, 2021

[103] Pourostad V., Kuhlmann U.: *Buckling Resistance of longitudinally stiffened panels with closed stiffeners under direct longitudinal stresses*, The International Colloquium on Stability and Ductility of Steel Structures SDSS 2022, Ernst & Sohn, Wiley Brand, 2022

[104] Pourostad V., Heidt M., Knödel P., Kuhlmann U., Ummenhofer T.: *Über den Einfluss der Torsionssteifigkeit von Längssteifen bei Beulfeldern unter biaxialen Druckspannungen,* Ernst & Sohn Verlag, Stahlbau 89, Heft 2, S. 117-128, 2020

[105] Pourostad V., Zizza A., Kuhlmann U.: Investigations on the buckling behaviour of slender high strength steel plates under multiaxial stresses, EuroSteel Denmark, 2017

[106] Radaj D.: *Wärmewirkungen des Schweißens, Temperaturfeld, Eigenspannungen, Verzug*, Springer-Verlag, 1988

[107] Radwan M., Kövesdi B.: *An Enhanced Design Approach for Global and Local Buckling Resistance of Welded Box Section Columns*, The International Colloquium on Stability and Ductility of Steel Structures SDSS 2022, Ernst & Sohn, Wiley Brand, 2022

[108] Rao M. N., Schmidt R.: *Snap-through buckling of laminated cylindrical shells at finite rotations*, International Journal of Current Engineering and Technology, Special Issue 2, page 659-665, 2014

[109] Roik K.: *Vorlesungen über Stahlbau – Grundlagen*, Verlag von Wilhelm Ernst & Sohn, 2 Auflage, Berlin München, 1983

[110] Roik K., Kindmann R., Schaumann P.: *12/1982 Berichte aus Forschung und Entwicklung – Plattenbeulen: 8 Großversuche mit längs- und querausgesteiften Blechfeldern*, Deutscher Ausschuss für Stahlbau DASt, Köln, 1982

[111] Rodrigues L. A.S., Loayza L. C. R, Borges D. J.A., Baia P. E.C., Freitas E. N., Braga E.M.: *Welding procedures influence analysis on the residual stress distribution and distortion of stiffened panels welded via robotized FCAW*, Thin-Walled Structures 141, pp. 175-183, 2019

[112] Ruff D., Schulz U.: *Der Einfluß von Imperfektionen auf das Tragverhalten von Platten*, Stahlbau 68, Heft 10, Verlag Ernst & Sohn, Seiten 829-503, 1999

[113] Rusch A.: *Tragfähigkeit von beulgefährdeten, normalspannungsbeanspruchten I-Profilen*, Dissertation, Technische Universität Berlin, Fachbereich 9, Bauingenieurwesen und Angewandte Geowissenschaften, 2000

[114] Rusch A., Lindner J.: *Tragfähigkeit von beulgefährdeten Querschnittselementen unter Berücksichtigung von Imperfektionen,* Stahlbau 70, H. 10, pp. 765-774, 2001

[115] Rust W.: *Nichtlineare Finite-Elemente-Berechnungen – Kontakt, Kinematik, Material*, Springer Vieweg Verlag, 3. Auflage, 2016

[116] Schaper, L., Jörg, F., Winkler, R., Kuhlmann, U., Knobloch, M.: *The simplified method of the equivalent compression flange – Development based on LTB tests and residual stress measurements,* Steel Construction 12, No. 4, pp. 264-277, 2019

[117] Scheer J., Nölke H., Gentz E.: *Beulsicherheitsnachweise für Platten – DASt-Richtlinie 012 Grundlagen, Erläuterungen, Beispiele*, Stahlbau-Verlags-GmbH Köln, 1979

[118] Scheer J., Peil U., Fuchs G.: *Auswertung von internationalen Veröffentlichungen, Versuchsberichten, Kommissionspapieren u. ä. auf dem Gebiet des Beulens von Platten aus Stahl*, Bericht 6095, TU Braunschweig, Institut für Stahlbau, 1987

[119] Schillo N.: *Local and global buckling of box columns made of high strength steel*, Dissertation, Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule Aachen, Fakultät für Bauingenieurwesen, 2017

[120] Schillo N., Feldmann M.: *Interaction of local and global buckling of cox sections made of high strength steel*, Thin-Walled Structures 128, pp. 126-140, 2018

[121] Schmidt H., Düsing I.: *Buckling Failure of a 40 Years Old Welded Plate Girder Bridge during Controlled Wrecking*. In: Proc. 4th Int. Conf. Structural Failure, Wien, 1992 [Veröffentlichung lag nicht vor]

[122] Schmidt H., Korth J., Machura G., Podleschny R., Kammel C., Volz M.: *Ausführung von Stahlbauten: Kommentare zu DIN EN 1090-2 und DIN EN 1090-4*, DIN Deutsches Institut für Normung e. V., 2019

[123] Schönfeld L., Naujoks B., Ludwig C.: *Assessment of imperfections for plate buckling of unstiffened plates using GMNIA*, EuroSteel Sheffield, 2021

[124] Schönfeld L., Naujoks B., Ludwig C.: *Slenderness-dependent equivalent imperfections in plate buckling*, SDSS 2022 Aveiro, Portugal, The international colloquium on stability and ductility of steel structures, 2022

[125] Schönfeld L., Naujoks B., Ludwig C.: *Plate Buckling – Design Standards vs. Execution Standards*, 7th meeting of CEN / TC 250 / SC 3 / WG 22, Barcelona, Feb. 2023

[126] SEH Engineering GmbH, Hackethalstr 4, 30179 Hannover: *Messwerte der Stahlbau Hochmoselbrücke – Erfassen von Imperfektionen der unteren Stegblech-Beulfelder*, 2003

[127] Seitz M.: *Tragverhalten längsversteifter Blechträger unter quergerichteter Krafteinleitung*, Dissertation, Institut für Konstruktion und Entwurf der Universität Stuttgart, Fakultät Bau- und Umweltingenieurwissenschaften, 2005

[128] Sinur F.: *Behaviour of longitudinally stiffened plate girders subjected to bending-shear interaction*, Dissertation, University of Ljubljana, Faculty of Civil and Geodetic Engineering, 2011

[129] Somodi B., Bärnkopf E., Kövesdi B.: *Applicable Equivalent Bow Imperfections in GMNIA for Eurocode Buckling Curves – in Case of Box Sections*, The International Colloquium on Stability and Ductility of Steel Structures SDSS 2022, Ernst & Sohn, Wiley Brand, 2022

[130] Somodi B., Kövesdi B.: *Residual stress measurements on welded square box sections using steel grades of S235 – S960*, Thin Walled Structures 123, pp. 142-154, 2018

[131] Somodi B., Kövesdi B., Hornyák T.: *Partial factor for local buckling of welded box sections*, Structures 30, pp. 440-454, 2021

[132] Steinke P.: *Finite-Elemente-Methode: Rechnergestützte Einführung*, Springer Vieweg, 5. Auflage, 2015

[133] Swedish Boverkets handbook om stålkonstruktioner BSK 94,*Stål-Konstruktioner*, Boverket Byggavdelningen, Boverket, 1997

[134] Tankova T., Simoes da Silva L., Balakrishnam M., Rodrigues D., Launert B., Pasternak H., Yadanar Tun T.: *Residual stresses in welded I section steel members*, Engineering Structures 197 (109398), 2019

[135] Thomas N. B. M.: *Einfluss auf das Beulverhalten längsversteifter Platten unter biaxialer Beanspruchung und exzentrischer Lasteinleitung aus unterschiedlichen Verschublagertypen*, Dissertation, Technische Universität München, 2023

[136] Timmers R., *Zur direkten Bestimmung der Traglastkurve nicht ausgesteifter und ausgesteifter Beulfelder durch Anwendung der Fließlinientheorie*, Dissertation, Leopold-Franzens-Universität Innsbruck, Fakultät für technische Wissenschaften, 2015

[137] Timmers R.: *Nachweis zum Plattenbeulen unter Verwendung der FEM nach EN 1993-1-5*, 38. Stahlbauseminar der Akademie der Hochschule Biberach 2016

[138] Timmers R., Lener G., Sinur F., Kövesdi B., Chacón R.: *Kapitel 3 - Stabilitätsnachweise nach EN 1993-1-5 – Theorie und Beispiele*, Stahlbau Kalender 2015: Eurocode 3 – Grundnorm, Leichtbau, Verlag: Ernst & Sohn GmbH & Co. KG, 2015

[139] Timmers R., Schwienbacher M., Lang R., Lener G.: *Proposal and validation of a simplified numerical buckling check for stiffened plated elements*, Eighth International Conference on Thin-Walled Structures – ICTWS, 2018

[140] Timmers R., Schwienbacher M., Lener G.: *Untersuchungen zur Interpretation des Beulnachweises nach der Methode der reduzierten Spannungen*, Ernst & Sohn Verlag, Stahlbau 88, Heft 5, S. 460-469, 2019

[141] Wagner M.: *Lineare und nichtlineare FEM – Eine Einführung mit Anwendungen in der Umformsimulation mit LS-Dyna*, Springer Vieweg, 2017

[142] Wang K.: *Study on structural behaviour of high strength steel S690 welded H- and I-Sections*, Dissertation, The Hong Kong Polytechnic University, 2018

[143] Winterstetter T. A.: *Stabilität von Kreiszylinderschalen aus Stahl und kombinierter Beanspruchung*, Dissertation, Universität GH Essen, Fachbereich Bauwesen, 2000

[144] Wirth S.: *Beulsicherheitsnachweise für schalenförmige Bauteile nach EN 1993-1-6: Kritische Analyse der praktischen Anwendbarkeit anhand zweier Fallstudien mit experimentellem Hintergrund*, Dissertation, Universität Duisburg-Essen, Fachbereich Bauwissenschaften der Fakultät Ingenieurwissenschaften, 2008

[145] Wolf C.: *Tragfähigkeit von Stäben aus Baustahl,* Shaker Verlag, Aachen 2006

[146] Ziemian R. D.: *Guide to Stability Design Criteria for Metal Structures*, Verlag John Wiley & Sons, 6. Auflage, 2010

[147] Zizza A.: *Buckling behavior of unstiffened and stiffened steel plates under multiaxial stress states*, Dissertation, Institut für Konstruktion und Entwurf der Universität Stuttgart, Fakultät Bau- und Umweltingenieurwissenschaften, 2016

Anhang

Detailauswertung für IMP-1GF vs. Normkombination

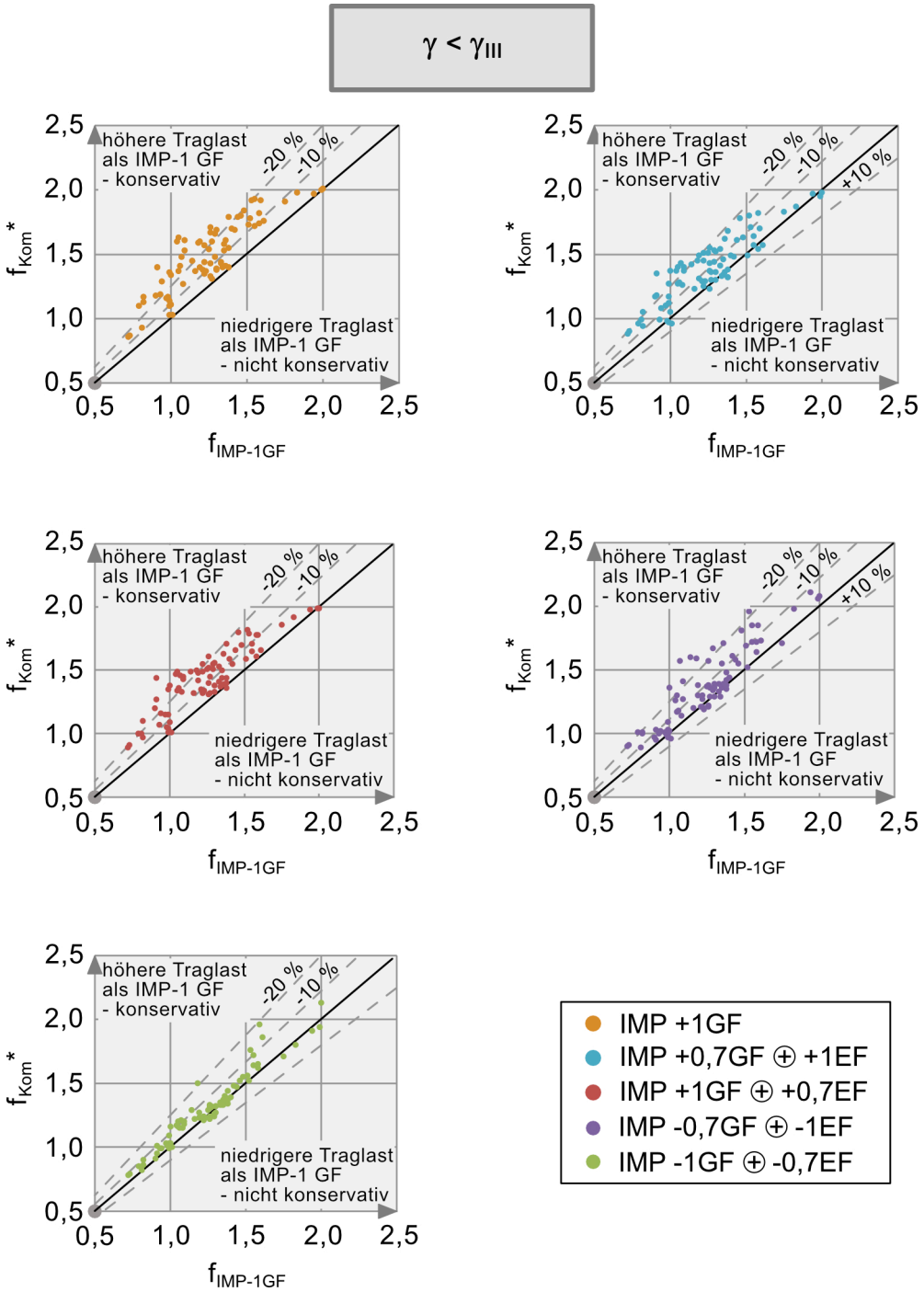


Bild A.1 Vergleich der einzelnen Traglastfaktoren f_{Kom} mit $f_{IMP\text{-}1GF}$ bei $\gamma < \gamma_{III}$

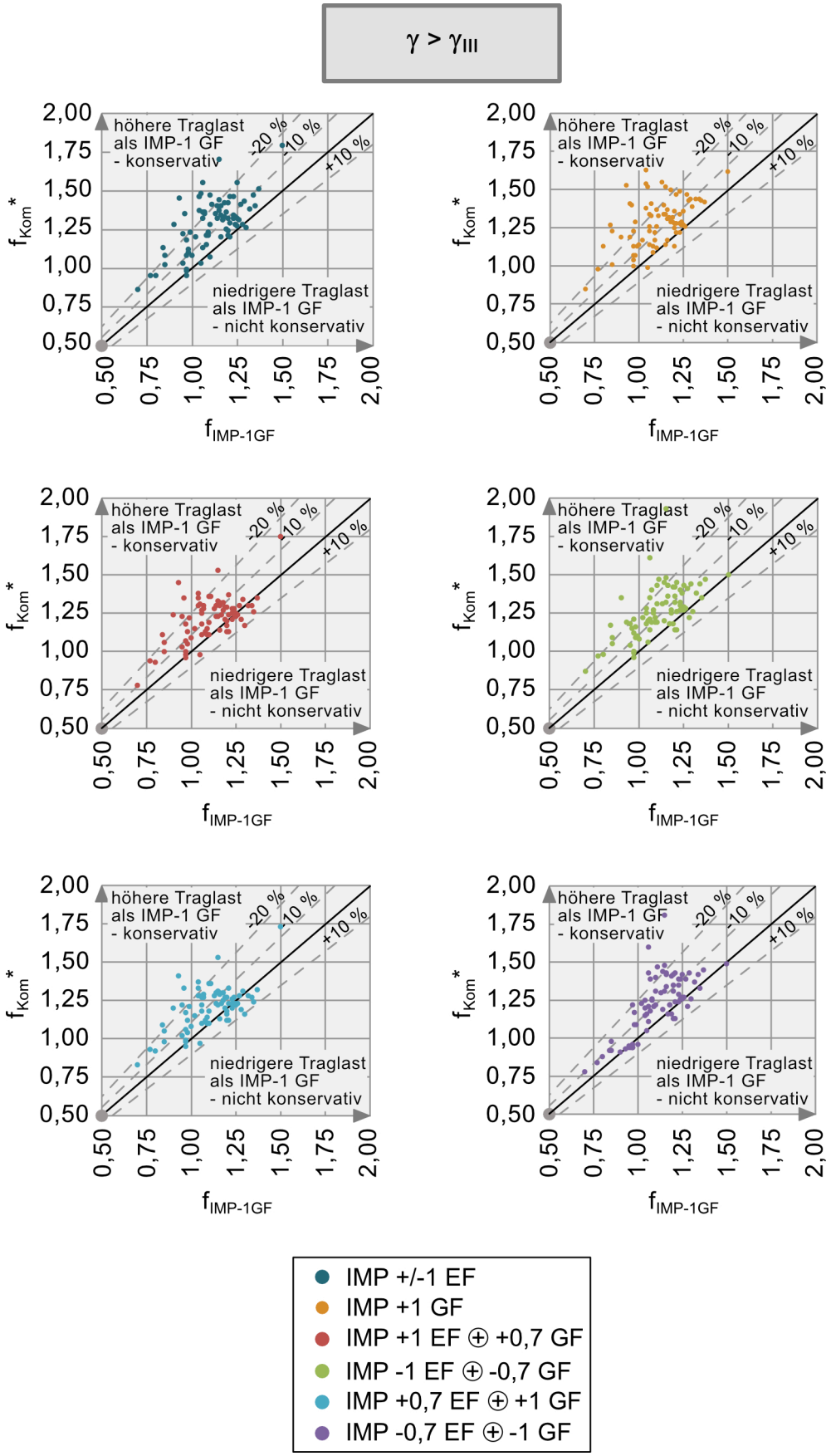


Bild A.2 Vergleich der einzelnen Traglastfaktoren f_{Kom} mit $f_{IMP\text{-}1GF}$ bei $\gamma > \gamma_{III}$

Berichte aus dem Konstruktiven Ingenieurbau
Bergische Universität Wuppertal

Heft 1 Andres, M.: Zum Stabilitätsnachweis von Schalentragwerken aus Hochleistungsbeton, 2004; ISBN 978-3-940795-00-7

Heft 2 Wörmann, R.: Zur Erfassung hygrothermischer Einflüsse auf das nichtlineare Trag- und Schädigungsverhalten von Stahlbetonflächentragwerken, 2004; ISBN 978-3-940795-01-4

Heft 3 Piel, W.: Zur Erhöhung der Durchstanztragfähigkeit von Flachdecken mit Stahlverbundsystemen, 2004; ISBN 978-3-940795-02-1

Heft 4 Mahran, E.: Finite-Infinite-Elemente-Modellierung zur Simulation der Boden-Bauwerk-Flüssigkeit-Interaktion unter dynamischer Anregung, 2004; ISBN 978-3-940795-03-8

Heft 5 Eusani, R.: Zur numerischen Zeitbereichssimulation der Aeroelastischen Instabilität bei Seilbrücken, 2005; ISBN 978-3-940795-04-5

Heft 6 Stracke, J.: Flachdecken aus Konstruktions - Leichtbeton, 2005; ISBN 978-3-940795-05-2

Heft 7 Hanswille, G., Porsch, M., Üstündağ, C.: Versuchsbericht SFB 398 - Projekt C8 -Teil 1, 2007; ISBN 978-3-940795-06-9

Heft 8 Schäfer, M.: Zum Tragverhalten von Flachdecken mit integrierten hohlkastenförmigen Stahlprofilen, 2007; ISBN 978-3-940795-07-6

Heft 9 Üstündağ, C.: Beitrag zur Bemessung von Verbundträgern unter ermüdungswirksamen Beanspruchungen, 2007; ISBN 978-3-940795-08-3

Heft 10 Hanswille, G., Porsch, M.: Versuchsbericht über die Durchführung von 36 Push-Out-Versuchen; ISBN 978-3-940795-09-0

Heft 11 Hanswille, G., Porsch, M.: Metallurgische Untersuchungen an Schweißnahtverbindungen, 2008; ISBN 978-3-940795-10-6

Heft 12 Jamali, N.: On the Numerical Simulation of Friction-Isolated Structures, 2008; ISBN 978-3-940795-11-3

Heft 13 Lippes, M.: Zur Bemessung von Hohlprofil – Verbundstützen aus hochfesten Stählen und Betonen, 2008; ISBN 978-3-940795-12-0

Heft 14 Mihajlov, Viktor: Numerical Model for Spatial Steel and Composite Frame-Structures Exposed to Fire and Elevated Temperatures, 2009; ISBN 978-3-940795-13-7

Heft 15 Neuhaus, Christian: Zur Identifikation selbsterregter aeroelastischer Kräfte im Zeitbereich, 2010; ISBN 978-3-940795-14-4

Heft 16 Stopp, Kirsten: Trag- und Verformungsverhalten großflächig gegründeter Stahlbetontragwerke unter Berücksichtigung der Boden-Bauwerk-Interaktion, 2010; ISBN 978-3-940795-15-1

Heft 17 Porsch, Markus: Modellierung von Schädigungsmechanismen zur Beurteilung der Lebensdauer von Verbundkonstruktionen aus Stahl und Beton, 2010; ISBN 978-3-940795-16-8

Heft 18 Mannsfeld, Thorsten Rolf: Tragverhalten von Stahlbetonflächentragwerken unter Berücksichtigung der temperaturbedingten Nichtlinearitäten im Brandfall, 2011; ISBN 978-3-940795-17-5

Heft 19 Gelien, Marion: Ein Beitrag zur Bemessung von Stahlbetonstützen im Brandfall, 2011; ISBN 978-3-940795-18-2

Heft 20 Festschrift Gerhard Hanswille, 2011; ISBN 978-3-940795-19-9

Heft 21 Bergmann, Marco: Zur Bemessung von Hohlprofilverbundstützen im Brandfall, 2013; ISBN 978-3-940795-20-5

Heft 22 Peter, Carsten: Tragverhalten von Verkehrstunneln im Brandfall mit einer Innenschale aus PP-Faserbeton 2017, ISBN 978-3-940795-21-2

Heft 23 Chanou, Mohamed: Zum Tragverhalten von Hohlprofil-Verbundstützen mit Mehrkernquerschnitten, 2018; ISBN 978-3-940795-22-9

Heft 24 Menkenhagen, Philipp: Beitrag zum Tragverhalten des Lasteinleitungsbereichs von Hohlprofil-Verbundstützen unter Berücksichtigung der Verformungseigenschaften von Schubringen, 2019; ISBN 978-3-940795-23-6

Heft 25 Zwolinski, Stefan: Ermittlung der Grünzugfestigkeit erdfeuchter Zementleimgemische als Grundlage für die Optimierung der Produktion von sofort entschalten Betonwaren, 2018; ISBN 978-3-940795-24-3

Heft 26 Dollase, André: Mikrowellenverfahren zur Untersuchung des Erhärtungs- und Trocknungsverhaltens von zementgebundenen Baustoffen, 2019; 978-3-940795-25-0

Heft 27 Loh, Lutz: Zum Torsionstragverhalten vorgespannter Segmenttürme - Ein Nachweismodell für überdrückte und klaffende Segmentfugen mit Kreisringquerschnitt, 2023; ISBN 978-3-940795-26-7

Heft 28 Blau, Nick: Untersuchungen zur Ermüdungssicherheit von Querrahmenanschlüssen bei Verbundbrücken, 2024, ISBN 978-3-940795-27-4

Heft 29 Schönfeld, Larissa: Einfluss von Imperfektionen auf die numerische Traglastbestimmung ausgesteifter Beulfelder, 2024, ISBN 978-3-940795-28-1