

**Kreishohlprofil-X-Knoten aus nichtrostenden Stählen
unter Axialbeanspruchung**

Zur Erlangung des akademischen Grades eines
DOKTOR-INGENIEURS
von der Fakultät für
Bauingenieur-, Geo- und Umweltwissenschaften

des Karlsruher Instituts für Technologie (KIT)

genehmigte

DISSERTATION

von

Andreas Lipp, M.Eng.
aus Füssen

Tag der mündlichen Prüfung: 15.07.2016
Hauptreferent: Prof. Dr.-Ing. Thomas Ummenhofer
Korreferent: Prof. Dr.-Ing. Dipl. Wirt.-Ing. Martin Mensinger

Karlsruhe 2016

Kurzfassung

Die Bemessung geschweißter, unverteilter Knoten aus Kreishohlprofilen (KHP) aus nichtrostenden Stählen ist derzeit ungenügend geregelt, da alle verfügbaren Bemessungsregeln auf Ergebnissen von Untersuchungen an KHP-Knoten aus un- und niedriglegierten Baustählen mit ausgeprägter Streckgrenze basieren. Aufgrund der unterschiedlichen Werkstoffeigenschaften ist eine Übertragung von Bemessungsregeln für KHP-Knoten aus un- und niedriglegierten Baustählen auf KHP-Knoten aus nichtrostenden Stählen allerdings nicht ohne Weiteres möglich.

Die vorliegende Arbeit befasst sich mit dem Tragverhalten ebener KHP-X-Knoten aus nichtrostenden Stählen unter vorwiegend ruhender Axialbeanspruchung. Experimentelle und numerische Untersuchungen wurden hierzu an der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine des Karlsruher Instituts für Technologie (KIT) durchgeführt. Ein Bemessungskonzept für axial beanspruchte KHP-X-Knoten aus nichtrostenden Stählen wurde entwickelt. Aufgrund des in der Regel eher nachgiebigen Last-Verformungs-Verhaltens der untersuchten Anschlüsse sind diese nicht nur für den Grenzzustand der Tragfähigkeit (GZT), sondern auch für den Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit (GZG) zu bemessen.

Die Ableitung der Tragfähigkeiten für den GZT basiert dabei auf einem Schädigungskriterium für duktile Rissinitiierung. Im GZG wird die Knotenverformung auf 1% des Gurtaußendurchmessers begrenzt.

Im Rahmen einer umfangreichen numerischen Parameterstudie wurden alle Einflussgrößen, die sich signifikant auf das Last-Verformungs-Verhalten auswirken, variiert, wobei die Simulationsmodelle zuvor an den im Rahmen der Arbeit erhobenen Versuchsergebnissen kalibriert wurden. Die Ergebnisse der durchgeführten Simulationen stellen die Grundlage der abgeleiteten Bemessungsgleichungen dar.

Die Eignung des entwickelten Bemessungskonzepts wurde zuletzt durch einen Vergleich der Tragfähigkeiten gemäß den abgeleiteten Bemessungsgleichungen mit Versuchsergebnissen belegt.

Abstract

At present, the design of unstiffened, welded circular hollow section (CHS) joints made of stainless steels is insufficiently regulated since all available design rules are based upon results of investigations on CHS joints made of unalloyed and low-alloy structural steels with clearly defined yield strength. Due to different material properties, a transfer of design rules for CHS joints made of unalloyed or low-alloy structural steels to CHS joints made of stainless steels is not readily possible.

This thesis deals with the load-bearing capacity of uniplanar CHS X-joints made of stainless steels under predominantly static axial loading. Experimental and numerical investigations were carried out at the Research Center for Steel, Timber and Masonry of Karlsruhe Institute of Technology (KIT).

A design concept for axially loaded CHS X-joints made of stainless steels was developed. Based on the usually rather flexible load deformation behaviour of the investigated joints they are to be designed not only for the ultimate limit state but also for the serviceability limit state.

The derivation of the load-bearing capacity for the ultimate limit state is based upon a damage model for ductile crack initiation. For the serviceability limit state, however, joint deformation is limited to 1% of the outer diameter of the chord.

Within the scope of an extensive numerical parameter study, all factors influencing the load deformation behaviour significantly were varied, where the simulation models were calibrated on the test results gathered within the scope of this work. The results of the simulations carried out represent the basis of the derived design equations.

In a final step, the suitability of the developed design concept is verified through a comparison of load-bearing capacities according to the derived design equations with test results.

Inhaltsverzeichnis

Kurzfassung	i
Abstract	iii
Inhaltsverzeichnis	v
Abkürzungen, Symbole und Indizes	viii
Vorwort	xiv
1 Einleitung	1
1.1 Allgemeines	1
1.2 Bemessung ebener X-Knoten aus KHP	4
1.3 Definition der untersuchten Anschlüsse	5
1.4 Ziel und Umfang der Arbeit	7
2 Kenntnisstand	11
2.1 Verformungskriterien	11
2.1.1 Grenzzustand der Tragfähigkeit	12
2.1.2 Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit	14
2.2 Experimentelle und numerische Untersuchungen	16
2.3 Analytische Untersuchungen	18
2.4 Normen und Richtlinien	24
2.4.1 Allgemeines	24
2.4.2 Gültigkeitsbereich	24
2.4.3 Plastizieren des Gurtquerschnitts	27
2.4.4 Durchstanzen der Wandung des Gurtstabs	33
2.5 Werkstoffmodelle für nichtrostende Stähle	35
2.6 Anisotropie und Zug-Druck-Asymmetrie des Werkstoffs	39
3 Verformungsbegrenzung auf Basis eines Schädigungskriteriums	43
3.1 Bruchverhalten nichtrostender Stähle	43
3.1.1 Allgemeines	43
3.1.2 Einflüsse auf die Bauteilzähigkeit	45
3.2 Schädigungskurven aus der Literatur	58

3.3	Versuche an Zug- und Scherproben	62
3.3.1	Einleitung	62
3.3.2	Versuchsprogramm und Probenabmessungen	62
3.3.3	Versuchsdurchführung	65
3.3.4	Versuchsergebnisse	65
3.3.5	Ableitung einer Schädigungskurve	71
4	Experimentelle Untersuchungen	83
4.1	Einleitung	83
4.2	Versuchsprogramm	83
4.3	Chemische Zusammensetzung	85
4.4	Mechanische Eigenschaften	86
4.4.1	Kreishohlprofile	86
4.4.2	Schweißzusatzwerkstoff	89
4.5	Versuche an KHP-X-Knoten	90
4.5.1	Fertigung und Abmessungen der Versuchskörper	90
4.5.2	Versuchsaufbau und -durchführung	93
4.5.3	Versuchsergebnisse und Diskussion	96
4.5.4	Vergleich mit einigen Richtlinien	101
5	Kalibrierung der numerischen Modelle	103
5.1	Einleitung	103
5.2	Simulation der Versuche	104
5.2.1	Werkstoffmodell	104
5.2.2	Auswahl des Elementtyps	108
5.2.3	Vernetzung der numerischen Modelle	110
5.2.4	Modellierung der Schweißnähte und KHP	112
5.2.5	Modellierung der Belastung und der Randbedingungen	112
5.3	Simulationsergebnisse und Diskussion	113
5.4	Analyse weiterer Einflussgrößen	118
5.4.1	Fließbeginn und Verfestigungsverhalten	118
5.4.2	Anisotropie und Zug-Druck-Asymmetrie	122
5.4.3	Überfestigkeit des Schweißzusatzwerkstoffs	125
5.4.4	Eigenspannungen infolge des Schweißprozesses	125
5.5	Modellierung der Anschlüsse in der Parameterstudie	126
5.5.1	Allgemeines	126

5.5.2	Modellierung des Werkstoffverhaltens	126
5.5.3	Modellierung der Schweißnähte.....	128
6	Parameterstudie und Bemessungskonzept.....	129
6.1	Allgemeines	129
6.2	Bemessung für den Grenzzustand der Tragfähigkeit	132
6.3	Bemessung für den Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit ...	153
7	Zusammenfassung und Ausblick	167
8	Schriftum.....	171
9	Anhang	185

Abkürzungen, Symbole und Indizes

Abkürzungen

AIJ	Architectural Institute of Japan
API	American Petroleum Institute
ASDZ	Axialsymmetrischer Dehnungszustand
ASME	American Society of Mechanical Engineers
AWS	American Welding Society
CIDECT	Comité International pour le Développement et l'Etude de la Construction Tubulaire
DIN	Deutsches Institut für Normung
DMS	Dehnungsmessstreifen
EC	Eurocode
EDZ	Ebener Dehnungszustand
ESZ	Ebener Spannungszustand
FEM	Finite-Elemente-Methode
FKM	Forschungskuratorium Maschinenbau
GZT	Grenzzustand der Tragfähigkeit
GZG	Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit
IIW	International Institute of Welding
ISO	International Organization for Standardization
kfz	Kubisch-flächenzentriert
KHP	Kreishohlprofil
krz	Kubisch-raumzentriert

QHP	Quadratisches Hohlprofil
RHP	Rechteckhohlprofil
RT	Raumtemperatur
WEZ	Wärmeeinflusszone

Symbole

A	Querschnittsfläche; Technische Bruchdehnung
A_5	Technische Bruchdehnung einer Probe mit $L_0 = 5,65\sqrt{A_0}$
A_D, A_Z	0,2%-Dehngrenzenverhältnisse bei Werkstoffanisotropie ($A_D = \sigma_{0,2,QD}/\sigma_{0,2,LZ}$ und $A_Z = \sigma_{0,2,QZ}/\sigma_{0,2,LZ}$)
b	Breite; Mittelwertkorrektur
d	Außendurchmesser
E	Elastizitätsmodul
f_y	Streckgrenze
FS	Globaler Sicherheitsfaktor (deterministisches Sicherheitskonzept)
I	Invariante des Spannungstensors; Flächenträgheitsmoment
J	Invariante des Spannungsdeviators
k_T, k_S, k_W	Korrekturfaktoren (Index T: wegen mehrachsiger Beanspruchung; Index S: wegen Scherbruchverhalten; Index W: Umrechnung auf würfelförmiges Werkstoffvolumen)
L	Länge
M	Biegemoment; Arithmetischer Mittelwert
m	Verfestigungsexponent

N	Normalkraft
n	Maximaler plastischer Gurtausnutzungsgrad; Verfestigungsexponent
$n' = -n_p$	Elastischer Gurtausnutzungsgrad ohne Spannungen infolge der Strebenkraftkomponente(n) parallel zum Gurt
Q_u, Q_f	Geometriefunktion, Gurtspannungsfunktion
R_{ii}, R_{ij}	Normierte Fließnormal- und -schubspannungen (Modell nach <i>Hill</i> für anisotropes Werkstoffverhalten)
S	Schätzwert der Standardabweichung
\underline{S}	Spannungstensor
T	Mehrachsigkeit des Spannungszustands ($= \sigma_m / \sigma_v$)
t	Wanddicke
V	Querkraft; Variationskoeffizient
w	Gemessene Schweißnahtabmessungen
x, r, ϕ	Koordinaten in zylindrischen Koordinatensystemen (bei KHP-Gurten bzw. KHP-Streben)
z	Breitenbezogene Brucheinschnürung ($z = \Delta t / t_0$)
Z	Brucheinschnürung ($Z = \Delta A / A_0$)
α	Gurtlängenparameter ($\alpha = 2 l_0 / d_0$); Werkstoffkonstante (Schädigungskriterium nach <i>Hancock</i> und <i>Mackenzie</i>)
β	Durchmesserverhältnis ($\beta = d_1 / d_0$); Werkstoffkonstante (Schädigungskriterium nach <i>Hancock</i> und <i>Mackenzie</i>)
γ	Verhältnis zwischen Außenradius und Wanddicke des Gurts (Gurt-schlankheit $2\gamma = d_0 / t_0$)
γ_F, γ_M	Teilsicherheitsbeiwert für die Knoteneinwirkung (Index F) bzw. für die Knotentragfähigkeit (Index M)

δ_1	Gurteindrückung
ε	Dehnung; Parameter zur Bestimmung der Querschnittsklasse
Θ_1	Eingeschlossener Winkel zwischen Strebe und Gurt ($\Theta_1 \leq 90^\circ$)
λ	Verhältnis zwischen plastischer und elastischer Arbeit
ν	Poissonzahl
ξ	Normierter Lode-Winkel
π	Kreiszahl
σ	Spannung
τ	Verhältnis zwischen Streben- und Gurtwanddicke ($\tau = t_1/t_0$); Schubspannung

Indizes

0, 1, 2, 3	Bauteilnummer (0: Gurt; 1: Streben); Nummerierung bei gemessenen Schweißnahtabmessungen; Wert im Hauptachsensystem (mit $\sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3$); Ausgangszustand: 0 (z. B. Messlänge L_0 beim Zugversuch)
0.2	Wert, der mit einer plastischen Dehnung bzw. Stauchung von 0,2% korrespondiert (sinngemäße Indizes: 0.01, 0.5, 1.0, 2.0)
0.01, 0.03	Wert, der mit einer Gurteindrückung von 1% bzw. 3% des Gurt- außendurchmessers korrespondiert
ANISO	Anisotropes Werkstoffverhalten
API	Wert gemäß API-Empfehlungen
av	Durchschnittswert (average)
B	Wert bei Eintreten des Bruchs
bru	Brutto
CIDECT	Wert nach CIDECT Handbuch Nr. 1

c	Wert bei Druckbeanspruchung
ck	Charakteristischer Wert bei Druckbeanspruchung
e	Effektives bzw. mitwirkendes Maß
EC3	Wert nach Eurocode 3
Ed	Bemessungseinwirkung
Ek	Charakteristische Einwirkung
el	Elastisch bzw. elastischer Anteil
ertr	Ertragbarer Wert
Exp	Experimentell ermittelte Größe
f	Versagenszustand (failure)
FE	Numerisch ermittelter Wert (FEM-Simulation)
ISO	Isotropes Werkstoffverhalten
k	Charakteristischer Wert
krit	Kritischer Wert
LD	Wert bei Druck in Längsrichtung (parallel zur Walzrichtung)
LZ	Wert bei Zug in Längsrichtung (parallel zur Walzrichtung)
m	Arithmetischer Mittelwert
max	Maximum
min	Minimum
net	Netto
p	Wert infolge externer Vorspannung (preload)
pl	Plastisch bzw. plastischer Anteil
QD	Wert bei Druck in Querrichtung (rechtwinklig zur Walzrichtung)
QZ	Wert bei Zug in Querrichtung (rechtwinklig zur Walzrichtung)
ref	Referenzwert

Rd	Bemessungswiderstand
Rk	Charakteristischer Widerstand
T	Trennfestigkeit
t	Wert bei Zugbeanspruchung
th	Theoretischer Wert
tk	Charakteristischer Wert bei Zugbeanspruchung
u	Traglast bzw. Festigkeit (ultimate)
v	Vergleichsgröße nach <i>von Mises</i>
vn	Wert bei Hohlraumstehung (void nucleation)
w	„Wahre“ Größe
y	Fließbeginn (yield)
zul	Zulässiger Wert

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter an der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine des Karlsruher Instituts für Technologie.

Herrn Prof. Dr.-Ing. Thomas Ummenhofer danke ich ganz besonders für die Anregung und Betreuung dieser Arbeit sowie die Übernahme des Hauptreferats. Für die Übernahme des Korreferats bedanke ich mich bei Herrn Prof. Dr.-Ing. Dipl. Wirt.-Ing. Martin Mensinger.

Den technischen Mitarbeitern der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine danke ich für die Mithilfe bei der Durchführung der experimentellen Untersuchungen. Mein Dank gilt auch den wissenschaftlichen Mitarbeitern der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine für die ständige Bereitschaft zu fachlichen Diskussionen.

Für die tatkräftige Unterstützung bei der Herstellung der Versuchskörper bedanke ich mich ganz herzlich bei Herrn Dr.-Ing. Christofer Gutmann.

Mein ganz herzlicher Dank gilt meiner Partnerin Nina sowie meiner Familie für die moralische Unterstützung während des Verfassens der vorliegenden Arbeit.

Karlsruhe, im Juli 2016

Andreas Lipp

1 Einleitung

1.1 Allgemeines

Kreisförmige Hohlprofile aus Stahl werden häufig als Elemente tragender Konstruktionen eingesetzt. Beispiele aus dem Bauwesen sind Tragstrukturen von Hoch- und Brückenbauwerken sowie Offshore-Plattformen. Des Weiteren werden Kreishohlprofile im Automobilbau sowie in der Prozessindustrie verwendet. Die Gründe für das breite Anwendungsspektrum ergeben sich aus den Vorteilen, die aus der spezifischen Querschnittsform resultieren. Bei Druck- und Torsionsbeanspruchung sowie schiefer Biegung eignen sich KHP wegen ihres rotationssymmetrischen, geschlossenen Querschnitts und ihrem günstigen Verhältnis zwischen Steifigkeit und Querschnittsfläche besonders. Mit KHP stehen Planern Tragelemente zur Verfügung, mit denen äußerst schlanke Konstruktionen realisiert werden können. Aufgrund ihrer ästhetischen, geschlossenen Form ohne Kanten, genügen schlanke KHP-Konstruktionen höchsten architektonischen Ansprüchen. KHP bieten zudem einen deutlich geringeren Strömungswiderstand als offene Profile, die am häufigsten im Bauwesen eingesetzt werden. Dies führt zu einer Verringerung der Tragwerkseinwirkung bei Wind- und Wellenbelastung, was sich wiederum positiv bei der Bauteildimensionierung auswirkt. Auch in der Natur trifft man auf hohle Tragglieder mit kreisförmigem Querschnitt, die trotz geringen Materialeinsatzes sehr stabil sind. Beispiele aus der belebten Natur sind Röhrenknochen von Menschen sowie der Stamm eines Bambus. Neben den erwähnten Vorteilen von KHP hinsichtlich bautechnischer Anwendungen nennen *Wardenier et al.* [130] und *van der Vegte* [121] weitere Vorzüge.

Im Stahlbau werden in der Regel un- und niedriglegierte Baustähle eingesetzt, deren Materialkosten pro Mengeneinheit niedriger als die der nichtrostenden Stähle sind. Die Wirtschaftlichkeit von Tragkonstruktionen wird jedoch neben den Herstellungskosten maßgeblich von deren Lebensdauer sowie den innerhalb dieses Zeitraums anfallenden Kosten bestimmt. Konstruktionen aus nichtrostenden Stählen weisen in Bezug auf den Korrosionsschutz gegenüber Konstruktionen aus allgemeinen Baustählen deutlich niedrigere Instandhaltungskosten auf. Während bei Tragkonstruktionen aus allgemeinen Baustählen in der Regel Beschichtungssysteme oder alternati-

ve Maßnahmen zum Schutz vor Korrosion erforderlich sind, benötigen Konstruktionen aus nichtrostenden Stählen bei geeigneter Werkstoffauswahl sowie werkstoffgerechter Verarbeitung und konstruktiver Detailausbildung keinen weiteren Korrosionsschutz. Demzufolge können die höheren Materialkosten der nichtrostenden Stähle gegenüber den allgemeinen Baustählen unter Umständen über die Nutzungsdauer ausgeglichen werden. Bautechnische Anwendungen stellen z. B. Tragwerke in maritimer (siehe Bilder 1.1 und 1.2: Helix Bridge in Singapur) und aggressiver Umgebung (z. B. in der Prozessindustrie) sowie frei der Witterung ausgesetzte Tragstrukturen dar.



Bild 1.1 Helix Bridge in Singapur, hergestellt aus KHP aus nichtrostendem austenitisch-ferritischem Stahl EN 1.4462

Austenitische nichtrostende Stähle weisen außerdem sehr hohe Werkstofffähigkeiten auf, die in der Regel auch bei äußerst niedrigen Einsatztemperaturen erhalten bleiben, woraus eine sehr geringe Spröbruchgefahr resultiert. Ein weiterer Aspekt ist die infolge erhöhter Temperatur weniger stark ausgeprägte Absenkung des Fließbeginns sowie des Elastizitätsmoduls nichtrostender Stähle gegenüber un- und niedriglegierten Baustählen. Diese Eigenschaft führt zu einem deutlichen Vorteil bei der Heißbemessung. Bei geeignetem Einsatz nichtrostender Stähle können demzufolge

Kosten hinsichtlich des Brandschutzes reduziert werden. Bestehen Anforderungen an die Oberflächenhygiene, wie z. B. in der Lebensmittelindustrie, eignen sich nicht-rostende Stähle deutlich besser als Baustähle in Verbindung mit einem Beschichtungssystem. Ein weiterer Gesichtspunkt ist die ansprechende Oberflächenoptik unter Voraussetzung werkstoffgerechter Verarbeitung. Bereits in den 1920er Jahren wurden bei repräsentativen Bauwerken nichtrostende Stähle verwendet, wie das Chrysler Building in New York City eindrucksvoll unter Beweis stellt. Neben den genannten Eigenschaften korrosionsbeständiger Stähle nennt *Gardner* [51] weitere.



Bild 1.2 DK-Knoten aus KHP mit geschlossenem Querblech der Helix Bridge in Singapur

1.2 Bemessung ebener X-Knoten aus KHP

Seit den 1960er Jahren wird das Last-Verformungs-Verhalten ebener KHP-X-Knoten aus un- und niedriglegierten Baustählen unter vorwiegend ruhender Strebenbeanspruchung experimentell untersucht. Eine Vielzahl an experimentellen und numerischen Untersuchungen an KHP-X-Knoten ist bis in die jüngste Vergangenheit erfolgt. Unlängst ist beispielsweise ein Forschungsvorhaben [97] zum Last-Verformungs-Verhalten ebener KHP-X-Knoten aus hochfesten Baustählen mit Streckgrenzen bis 690 MPa abgeschlossen worden.

Nach DIN 18808 [22] erfolgt der Nachweis „ausreichender Gestaltfestigkeit“ unversteifter Hohlprofilknoten mit dem Verhältnis der Gurtwanddicke zur Strebenwanddicke. Der Nachweis gilt als erbracht, wenn das vorhandene Wanddickenverhältnis mindestens so groß wie ein erforderliches Verhältnis ist. Dieses Regelwerk aus den 1980er Jahren umfasst nur un- und niedriglegierte Baustähle und basiert auf einem deterministischen Sicherheitskonzept.

Auf Basis semiempirischer Modelle und Ergebnissen experimenteller und numerischer Untersuchungen konnten durch Regressionsanalysen Bemessungsgleichungen für in Versuchen beobachtete Versagensformen abgeleitet werden. Jene Versagensform, die mit der niedrigsten Tragfähigkeit korrespondiert, ist für den Anschluss maßgebend. Gleichungen zur Bemessung von geschweißten, unversteiften KHP-Knoten sind unter anderem in DIN EN 1993-1-8 [32], den beiden CIDECT Handbüchern Nr. 1 [128],[129], den Empfehlungen des International Institute of Welding [63],[64],[65], der ISO-Norm 14346 [66], den AIJ-Empfehlungen [8] sowie den Empfehlungen des American Petroleum Institute [3] enthalten. Die aufgezählten Regelwerke gelten allerdings nur für KHP-Knoten aus un- oder niedriglegierten Baustählen mit ausgeprägter Streckgrenze.

Es kann zusammengefasst werden, dass sämtliche Bemessungsregeln nur für Hohlprofilknoten aus un- und niedriglegierten Baustählen mit ausgeprägter Streckgrenze gültig sind. Laut DIN EN 1993-1-4 [31] sollen Festlegungen des Teils 1-8 [32] für allgemeine Baustähle auf nichtrostende Stähle übertragen werden. Eine entsprechende Vorgabe ist gleichermaßen in der allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassung Z-30.3-6 „Erzeugnisse, Verbindungsmittel und Bauteile aus nichtrostenden Stählen“ [2] enthalten. Demnach gilt für den Tragsicherheitsnachweis für Tragwerke mit ge-

schweißten Hohlprofilknoten DIN 18808 [22] zusammen mit der Anpassungsrichtlinie Stahlbau [6].

Nach Auffassung des Verfassers ist aufgrund der unterschiedlichen Werkstoffeigenschaften die direkte Anwendung von Bemessungsregeln, abgeleitet an Knoten aus allgemeinen Baustählen, allerdings nicht ohne Weiteres möglich.

1.3 Definition der untersuchten Anschlüsse

Die vorliegende Arbeit befasst sich mit ebenen X-Knoten, hergestellt aus geschweißten KHP gemäß DIN EN 10217-7 [25] und DIN EN 10296-2 [26] sowie nahtlosen KHP gemäß DIN EN 10216-5 [24] und DIN EN 10297-2 [27] aus austenitischen und austenitisch-ferritischen Stählen im nicht kaltverfestigten Zustand. Die Verbindungen bestehen aus einem durchlaufenden KHP-Gurt und darauf aufgesetzten KHP-Streben. Die Streben sind mit dem Gurt verschweißt. Es werden keine weiteren Elemente zur Versteifung oder Fahnenbleche für den Anschluss der Streben verwendet. Bild 1.3 zeigt die Geometrie der untersuchten Anschlüsse. Des Weiteren sind in der Abbildung die Abmessungsbezeichnungen und die gebräuchlichen dimensionslosen Geometrieparameter definiert.

Die KHP-Streben sind über den gesamten Strebenumfang mit dem durchlaufenden KHP-Gurt verschweißt, was ein räumliches, sattelförmiges Profilieren der Strebenenden erfordert. In Abhängigkeit der gewählten Schweißnahtart ist eventuell ein Anfasen der Strebenwände notwendig. Werden die Schweißverbindungen als Kehlnähte ausgeführt, müssen die Streben nicht angefast werden. Bei der Ausführung von HV- oder HY-Nähten muss der genannte Arbeitsschritt hingegen durchgeführt werden. Um Schweißnahtversagen zu vermeiden, weisen die untersuchten Verbindungen analog zu DIN EN 1993-1-8 [32] Schweißnähte auf, deren Tragfähigkeit höher als die der angeschlossenen Bauteilquerschnitte ist. Durch die so ausgelegten Schweißverbindungen ist die notwendige Verformungskapazität für die Umlagerung nichtlinear über den Strebenumfang verteilter Längsspannungen und sekundärer Biegemomente gewährleistet.

Im Rahmen der Herstellung von KHP nach DIN EN 10217-7 [25] und DIN EN 10296-2 [26] müssen Prüfungen zur Qualitätssicherung der Längsschweißnaht durchgeführt

werden. Die Hersteller dürfen das Prüfverfahren in Abhängigkeit der KHP-Geometrie wählen. Beispielsweise stehen der Ringfaltversuch [37], der Schweißnahtbiegeversuch [33], der Aufweitversuch [38] und der Ringzugversuch [39] zur Auswahl. Ein Bestehen des Ringfaltversuchs oder des Schweißnahtbiegeversuchs bescheinigt ausreichendes Verformungsvermögen der Längsschweißnaht sowie der WEZ, da bei den Prüfungen große plastische Dehnungen im gesamten Schweißnahtbereich auftreten. Gilt der Aufweitversuch oder der Ringzugversuch als bestanden, ist sichergestellt, dass die Zugfestigkeit der Längsschweißnaht in Umfangsrichtung mindestens so groß wie die Streckgrenze des Grundmaterials ist. Dies gilt, da die Schweißnaht in beiden Prüfungen gleich stark wie das Grundmaterial beansprucht wird und zudem ausgeprägtes Plastizieren des Grundmaterials auftritt. Diese Arbeit behandelt Knoten aus nahtlosen Profilen sowie geschweißten KHP, deren Schweißnahtduktilität und -tragfähigkeit mindestens jener des Grundmaterials entspricht.

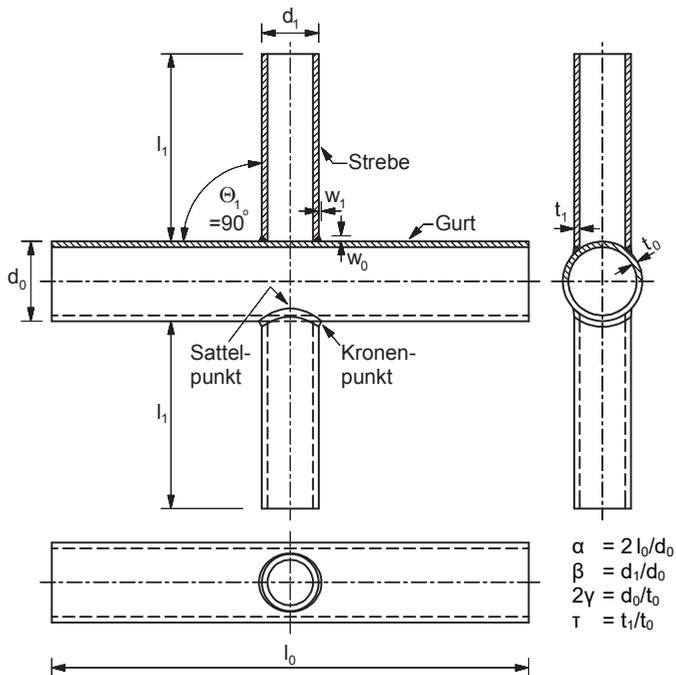


Bild 1.3 Abmessungen und dimensionslose Geometrieparameter ebener KHP-X-Knoten

1.4 Ziel und Umfang der Arbeit

Wie bereits in Abschnitt 1.2 erwähnt, ist die Bemessung von KHP-Knoten aus nichtrostenden Stählen derzeit ungenügend geregelt, da sämtliche Bemessungsregeln auf Ergebnissen von Untersuchungen an geschweißten KHP-Knoten aus un- und niedriglegierten Baustählen mit ausgeprägter Streckgrenze basieren. Während der Umfang an experimentell und numerisch ermittelten Daten zum Trag- und Verformungsverhalten ebener KHP-X-Knoten aus allgemeinen Baustählen sehr groß ist, stehen nur wenige Ergebnisse von Untersuchungen an KHP-X-Knoten aus nichtrostenden Stählen zur Verfügung. Aufgrund der unterschiedlichen Werkstoffeigenschaften ist eine Übertragung von Festlegungen für KHP-Knoten aus un- und niedriglegierten Baustählen auf KHP-Knoten aus nichtrostenden Stählen nicht ohne Weiteres möglich.

Ziel der Arbeit ist die Ableitung von Bemessungsgleichungen für die Grenzzustände der Tragfähigkeit und der Gebrauchstauglichkeit. Eine masseneffiziente Bemessung ist dabei besonders wichtig, da die Materialkosten pro Mengeneinheit der nichtrostenden Stähle höher als die der allgemeinen Baustähle sind. In diesem Zusammenhang kommt der Limitierung der Knotenverformung im GZT eine entscheidende Rolle zu, da sich aus den Last-Verformungs-Kurven nicht immer eindeutige Traglasten ergeben. Aus einer sehr restriktiven Verformungsgrenze resultieren überkonservative Knotentragfähigkeiten. In diesem Fall ist die Knotenbemessung nicht wirtschaftlich. Ist die Verformungsgrenze hingegen nicht streng genug, treten bei den untersuchten Verbindungen zu hohe Beanspruchungen auf, was zur Initiierung von Rissen führen kann.

Die untersuchten Knoten weisen in der Regel ein nachgiebiges Last-Verformungsverhalten auf. Die sich hieraus ergebenden Knotenverformungen führen nicht nur in Anschlussbereichen, sondern bei statisch unbestimmten Konstruktionen im gesamten Tragwerk in vielen Fällen bereits im GZG zu einer signifikanten Veränderung der einwirkenden Schnittgrößen. Es sind daher die Knotensteifigkeiten in die Stabwerksmodelle zwingend einzubeziehen. Dies kann beispielsweise durch den Einsatz zusätzlicher Federelemente erfolgen, wobei bilineare Federkennlinien auf Basis der Strebentragfähigkeiten für den GZG und den GZT sowie der zugehörigen Knotenverformungen definiert werden können. Die Herleitung dieser Steifigkeitsbeziehungen ist jedoch nicht Gegenstand dieser Arbeit. Bei statisch unbestimmten Systemen und ungünstigen Verhältnissen zwischen Knoten- und Dehnsteifigkeiten der angeschlos-

senen KHP können sich Stäbe aufgrund der Knotennachgiebigkeiten der Belastung entziehen. An dieser Stelle könnte eine plastische Tragwerksberechnung (mit Fließen der durchlaufenden KHP-Gurte) sinnvoll sein.

Abschnitt 2 umfasst den kommentierten Kenntnisstand zum Trag- und Verformungsverhalten von Hohlprofil-X-Knoten aus nichtrostenden Stählen. Die Ergebnisse relevanter experimenteller, numerischer und analytischer Untersuchungen sind zusammengefasst. Des Weiteren sind im zweiten Abschnitt Bemessungsregeln und Verformungskriterien für Knoten aus Baustählen zusammengestellt, da die Bemessung der betrachteten Anschlüsse an Regeln für Knoten aus Baustählen angelehnt ist.

Die Begrenzung der Knotenverformung erfolgt auf Basis der lokalen Knotenbeanspruchung und der Werkstoffduktilität. Zur Bewertung der Beanspruchung wird ein dehnungsbezogenes Schädigungskriterium für duktile Rissinitiierung herangezogen. Abschnitt 3 behandelt das verwendete Schädigungskriterium, ausgewählt auf Basis der Eigenschaften der betrachteten Werkstoffe sowie der Geometrie und lokalen Beanspruchung der analysierten Verbindungen. Das Ergebnis des dritten Abschnitts ist eine Schädigungskurve für duktile Rissinitiierung bei nichtrostenden Stählen, abgeleitet von Ergebnissen experimenteller und numerischer Analysen.

In Abschnitt 4 sind die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen an ebenen KHP-X-Knoten unter axialer Beanspruchung der Streben und des Gurts dokumentiert. Die Ergebnisse stammen von Experimenten an Versuchskörpern aus austenitischem und austenitisch-ferritischem nichtrostendem Stahl. Die versuchstechnisch bestimmten Traglasten werden mit charakteristischen Tragfähigkeiten einiger Richtlinien für Knoten aus allgemeinen Baustählen verglichen.

Die Kalibrierung von FEM-Modellen von KHP-X-Knoten erfolgt in Abschnitt 5 der Arbeit. Auf Basis der tatsächlichen Geometrie sowie gemessener mechanischer Werkstoffkennwerte werden zunächst die durchgeführten Experimente simuliert. Zudem wird der Einfluss folgender Parameter auf das Trag- und Verformungsverhalten der untersuchten Anschlüsse analysiert und bewertet:

- Fließbeginn und Verfestigungsverhalten
- Anisotropie und Zug-Druck-Asymmetrie des Werkstoffs
- Überfestigkeit des Schweißzusatzwerkstoffs
- Eigenspannungen infolge des Schweißprozesses

Abschnitt 6 der Arbeit enthält die Ergebnisse der numerischen Parameterstudie sowie das entwickelte Bemessungskonzept. In der Parameterstudie werden die Knotenparameter, die sich signifikant auf das Last-Verformungs-Verhalten auswirken, variiert. Das für die Gruppe der nichtrostenden Stähle abgeleitete Schädigungskriterium, behandelt im dritten Abschnitt der Arbeit, bildet die Grundlage der Verformungsbegrenzung im Grenzzustand der Tragfähigkeit. Auf Basis der Ergebnisse der Parameterstudie und anschließenden Regressionsanalysen werden Bemessungsgleichungen für die Grenzzustände der Tragfähigkeit und der Gebrauchstauglichkeit abgeleitet.

Abschnitt 7 schließt die Arbeit mit einer Zusammenfassung und einem Ausblick auf zukünftige Aufgaben.

2 Kenntnisstand

2.1 Verformungskriterien

Geschweißte, unversteifte KHP-X-Knoten weisen in der Regel ein eher nachgiebiges Last-Verformungs-Verhalten auf. Bereits bei verhältnismäßig geringen Strebenbeanspruchungen können signifikante Knotenverformungen auftreten. Dabei resultieren die Knotenverformungen im Wesentlichen aus dem Eindringen bzw. Ovalisieren des durchlaufenden Gurtstabs, dargestellt im rechten Teil des Bildes 2.1. Demzufolge ist die Nachgiebigkeit bei Knoten mit kleinen Durchmesser-Verhältnissen und hohen Gurtschlankheiten besonders ausgeprägt. Bild 2.1 zeigt exemplarische Last-Verformungs-Kurven unversteifter KHP-X-Knoten mit axialer Strebenbeanspruchung.

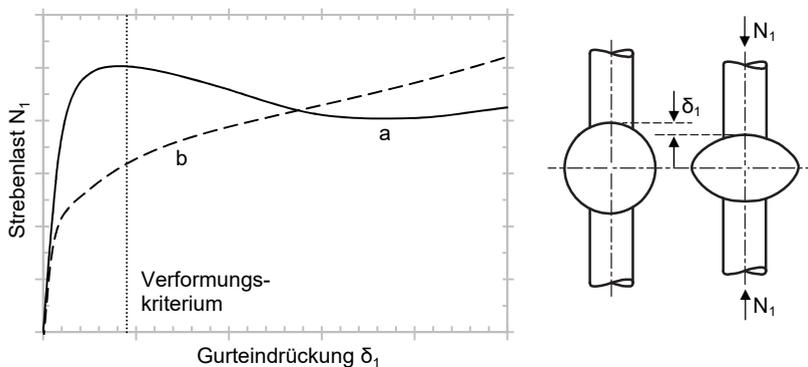


Bild 2.1 Exemplarische Last-Verformungs-Kurven von KHP-X-Knoten mit axial gedrückten Streben sowie mit (b) und ohne (a) axialer Gurtzugbeanspruchung

Die Kurven sind stets nichtlinear und weisen nicht immer einen Maximalwert, der die Knoten Tragfähigkeit kennzeichnet, auf. Kurven, die kein relatives Kraftmaximum besitzen, treten häufig bei X-Knoten mit axialer Gurtzugbeanspruchung oder niedrigen Gurtschlankheiten auf (siehe Bild 2.1, Kurve b). Bei Knoten mit relativem Maximum der Strebenlast tritt nach dem Kraftabfall oftmals ein erneuter Kraftanstieg bei weiterer Knoteneindrückung auf (siehe Bild 2.1, Kurve a). Dieses Verhalten lässt sich durch Membraneffekte sowie die Verfestigung des Gurtwerkstoffs erklären.

Es kann zusammengefasst werden, dass KHP-X-Knoten aufgrund ihrer Last-Verformungs-Charakteristik nicht immer eindeutige Tragfähigkeiten liefern. In der Vergangenheit wurden aus diesem Grund einige Verformungskriterien für Hohlprofilknoten aus un- und niedriglegierten Baustählen zur Festlegung von Knotentragfähigkeiten formuliert. Wie in den zwei folgenden Abschnitten fassten einige Forscher, wie z. B. *Kosteski* [74], *Kosteski et al.* [75], *Zhao* [138], *Choo et al.* [19] sowie *Voth und Packer* [126], Verformungskriterien für Hohlprofilknoten zusammen.

2.1.1 Grenzzustand der Tragfähigkeit

Bereits in den 1970er Jahren wurde das erste Verformungskriterium für Hohlprofilknoten aus un- und niedriglegierten Baustählen entwickelt. *Mouty* [92] führte Experimente an 12 RHP-K-Knoten mit Spalt durch und arbeitete an Fließlinienmodellen zur Traglastermittlung dieses Knotentyps. Er stellte eine gute Übereinstimmung zwischen den versuchstechnisch bestimmten Strebenkräften, korrespondierend mit einer Gurteindrückung von 1% der Gurtbreite, und den Ergebnissen seiner analytischen Modelle fest. In [92] schlägt *Mouty* daher vor, die Eindrückung des Gurts im Grenzzustand der Tragfähigkeit auf 1% der Gurtwandbreite zu begrenzen.

Im Gegensatz zu *Mouty* stellten *Yura et al.* [137] zu Beginn der 1980er Jahre ein Verformungskriterium in Abhängigkeit der Streckgrenze, des Elastizitätsmoduls und der Länge der angeschlossenen Strebe vor. Das Kriterium besitzt folgende Form:

$$\delta_{1,u} \leq \frac{2 f_y L}{E} = \frac{60 f_y d_1}{E} = 60 \varepsilon_y \beta d_0 . \quad (2.1)$$

Yura et al. nahmen ein Verhältnis von Strebenlänge zu -durchmesser von 30 an, was laut den Forschern eine typische Obergrenze bei Traggliedern von Offshore-Konstruktionen darstellt. Für Knoten aus Stahl S355 mit $\beta=0,5$ bzw. $\beta=1,0$ und einer Fließdehnung von ca. 1,7‰ ergibt sich z. B. eine Verformungsgrenze von ca. 5% bzw. ca. 10% des Gurtaußendurchmessers. Somit führt das Kriterium nach *Yura et al.* bei mittleren und großen Werten für β zu deutlich größeren Maximaleindrückungen des Gurtstabs als beispielsweise das Kriterium nach *Mouty*.

Korol et al. [73] führten numerische Untersuchungen zum Trag- und Verformungsverhalten von RHP-T-Knoten mit Strebenaxialbeanspruchung und -biegung durch. In ihren Berechnungen begrenzten sie die Gurteindrückung im GZT auf den 25fachen Wert der zur elastischen Grenzlast gehörenden Verformung. *Korol* et al. stellten eine Beziehung zwischen der von ihnen definierten Verformungsgrenze und der Gurtwanddicke fest. Hierauf basierend schlugen die Wissenschaftler in [73] vor, die Gurteindrückung im GZT wie folgt zu limitieren:

$$\delta_{1,u} \leq 1,2 t_0 \approx 25 \delta_{1,el} . \quad (2.2)$$

Dabei ist $\delta_{1,el}$ die Gurteindrückung, bei welcher die Last-Verformungs-Kurve den linearen Anfangspfad verlässt. Aus dem untersuchten Bereich der Gurtschlankheit von 20 bis 40 resultieren maximale Gurteindrückungen zwischen 3% (für $2\gamma=40$) und 6% (für $2\gamma=20$) der Gurtbreite.

Das wohl verbreitetste Verformungskriterium für unversteifte Hohlprofilknoten aus un- und niedriglegierten Baustählen stammt von *Lu* et al. [83]. Gemäß diesem Kriterium wird die Gurteindrückung im GZT auf 3% des Gurtaußendurchmessers (bei KHP-Knoten) bzw. 3% der Gurtbreite (bei RHP-Knoten) begrenzt. *Lu* et al. analysierten zahlreiche numerisch und experimentell bestimmte Last-Verformungs-Kurven. Dabei stellten Sie fest, dass relative Kraftmaxima mit Gurteindrückungen von 2,5% d_0 bis 4% d_0 (bzw. 2,5% b_0 bis 4% b_0) korrespondieren. Die betrachteten experimentell und numerisch ermittelten Last-Verformungs-Kurven stammten von Untersuchungen an ebenen KHP-X-Knoten von *van der Vegte* [120], KHP-I-Profil-Knoten von *de Winkel* [134] sowie RHP-T- und RHP-X-Knoten von *Yu* und *Wardenier* [136]. Des Weiteren präsentierten *Lu* et al. [83] Last-Verformungs-Kurven von RHP-Knotenblechanschlüssen mit $\beta=0,3$, $\beta=0,5$ sowie $\beta=0,73$. Die Strebenlasten bezogen Sie dabei auf die Streckgrenze des Gurtwerkstoffs und die Gurtwanddicke im Quadrat. Die Forscher stellten fest, dass sich die bezogenen Last-Verformungs-Kurven mit unterschiedlichen Gurtschlankheiten bei einer Gurteindrückung von ca. 3% b_0 schneiden, siehe Bild 2.2. Aus dieser Feststellung folgerten sie, dass Membraneffekte ab Gurteindrückungen von ca. 3% b_0 signifikant werden. Hierauf basierend schlugen *Lu* et al. in [83] vor, die Gurteindrückung im GZT auf 3% d_0 bzw. 3% b_0 zu begrenzen. In diesem Zusammenhang führten *Kosteski* [74] und *Kosteski* et al. [75] experimentelle und analytische Untersuchungen an RHP-Knotenblechanschlüssen durch. Die For-

scher stellten eine gute Übereinstimmung zwischen den experimentell bestimmten Strebenkräften, korrespondierend mit einer Gurteindrückung von 3% der Gurtbreite, und den Ergebnissen auf Basis eines Fließlinienmodelles von *Kosteski* [74] fest.

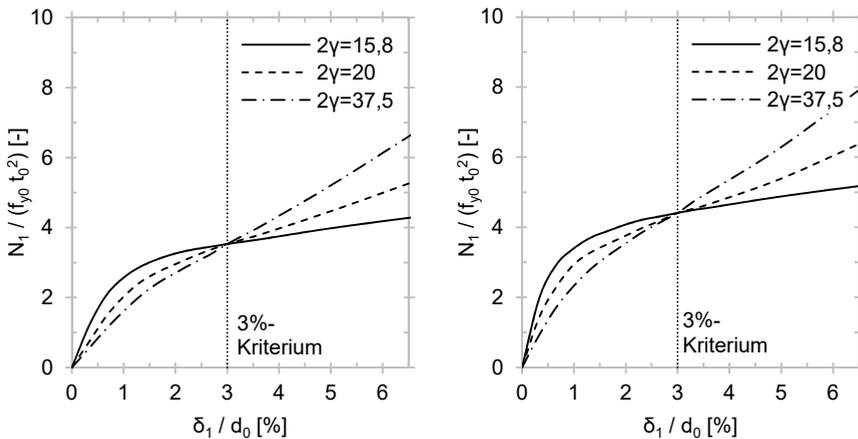


Bild 2.2 Numerisch ermittelte Last-Verformungs-Kurven von RHP-Knotenblechanschlüssen mit $\beta=0,3$ (links) und $\beta=0,5$ (rechts); übernommen von *Lu et al.* [83]

Anfang der 2000er Jahre stellten *Choo et al.* [19],[20] ein Verformungskriterium für axial beanspruchte KHP-X-Knoten aus un- und niedriglegierten Baustählen mit niedrigen Gurtschlankheiten vor. Beim Eindrücken von KHP-Gurten wird sowohl elastische als auch plastische Arbeit verrichtet. Zur Begrenzung der Knotenverformung im GZT wählten die Forscher einen konstanten Wert für das Verhältnis zwischen plastischer und elastischer Arbeit λ . Bei einem Wert für λ gleich 3 stellten die Forscher eine gute Übereinstimmung hinsichtlich der Tragfähigkeiten und Knotenverformungen zwischen dem Kriterium nach *Choo et al.* und dem 3% d_0 -Kriterium nach *Lu et al.* [83] fest.

2.1.2 Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit

Um zu große Knotenverformungen sowie die Entstehung von Rissen in Gebrauchszuständen zu vermeiden, führte das International Institute of Welding im Jahr 1989 für den Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit eine Begrenzung der Knotenverformung auf 1% d_0 bzw. 1% b_0 ein [83]. Dieses Maß stimmt mit den Herstellungsto-

leranzen von warm- und kaltgefertigten Hohlprofilen aus un- und niedriglegierten Baustählen überein. Die Empfehlungen des IIW [64] sind ausschließlich für Knoten aus un- und niedriglegierten Baustählen gültig.

Lu et al. [83] stellten eine Beziehung zwischen dem 1%-Kriterium für den GZG und dem 3%-Kriterium für den GZT her. Die Forscher wiesen darauf hin, dass der Teilsicherheitsbeiwert für Einwirkungen in ständigen und vorübergehenden Bemessungssituationen gemäß Eurocode mindestens 1,35 beträgt. Des Weiteren verwiesen Lu et al. auf Empfehlungen von Wardenier [127], wonach der Teilsicherheitsbeiwert für die Knotenbeanspruchbarkeit in Abhängigkeit des Versagensverhaltens zwischen 1,0 und 1,25 liegen sollte. In [127] schlägt Wardenier für Gurtplastizieren einen Teilsicherheitsbeiwert von 1,1 vor. Lu et al. [83] folgerten daraus, dass eine Bemessung von Hohlprofilknoten für den GZG nicht durchgeführt werden muss, wenn das Verhältnis der Knotentragfähigkeiten $N_{0,03}/N_{0,01}$ kleiner als das Produkt von γ_F und $\gamma_M \approx 1,5$ ist. In diesem Fall ist für Bemessung des Anschlusses der GZT maßgebend. In Bild 2.3a ist der beschriebene Zusammenhang dargestellt. Ist hingegen das Tragfähigkeitsverhältnis größer als 1,5, bestimmt der Gebrauchszustand die Knotenbemessung, illustriert in Bild 2.3b.

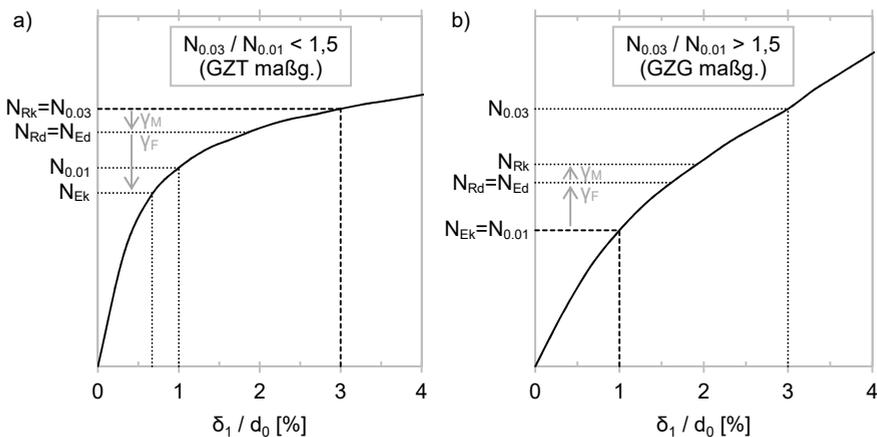


Bild 2.3 Last-Verformungs-Kurven von Anschlüssen mit maßgebender Bemessung für den GZT (a) bzw. GZG (b)

2.2 Experimentelle und numerische Untersuchungen

Seit den 1960er Jahren werden Versuche an ebenen KHP-X-Knoten aus un- und niedriglegierten Baustählen durchgeführt. Ergebnisse vieler dieser Untersuchungen sind z. B. in den Arbeiten von *Wardenier* [127] und *van der Vegte* [121] dokumentiert. Im Vergleich ist der Umfang an durchgeführten experimentellen Untersuchungen zum Tragverhalten von Hohlprofilknoten aus nichtrostenden Stählen sehr gering. Da sich diese Arbeit mit KHP-X-Knoten aus nichtrostenden Stählen beschäftigt, werden in diesem Abschnitt ausschließlich Ergebnisse experimenteller und numerischer Untersuchungen an Hohlprofilknoten aus nichtrostenden Stählen zusammengefasst und kommentiert.

Mitte der 1990er Jahre wurden die ersten experimentellen Untersuchungen an X- und K-Knoten aus KHP und quadratischen RHP aus nichtrostendem Stahl AISI 304L von *Rasmussen* und *Hasham* [103],[105] bzw. *Rasmussen* und *Young* [104],[106] durchgeführt. Unter anderem analysierten die Forscher das Last-Verformungs-Verhalten von sechs ebenen KHP-X-Knoten mit drei unterschiedlichen Durchmesser-Verhältnissen und einer Gurtschlankheit. Sie untersuchten Knoten mit axialer Streben-druck- und Strebenzugbeanspruchung, ohne Axialbeanspruchung des Gurts. In Tabelle 1 sind die wichtigsten Angaben bezüglich der Knotengeometrie, die 0,2%- und 0,5%-Dehngrenze des Gurtwerkstoffs, die Strebenkraftmaxima sowie die mit einer Gurteindrückung von 1% d_0 korrespondierenden Strebenkräfte enthalten.

Versuchskörper	Gurt d_0 / t_0 [mm]	β [-]	2γ [-]	$\sigma_{0,2,0}$ [MPa]	$\sigma_{0,5,0}$ [MPa]	$N_{1,0,01}$ [kN]	$N_{1,u}$ [kN]
XC42C	102,2 / 2,87	0,418	35,61	405	430	14,5	35,2
XC76C	102,2 / 2,86	0,750	35,73			30,9	60,2
XC101C	101,9 / 2,85	1,0	35,75			122	152
XC42T	101,9 / 2,87	0,419	35,51			20,1	90,2
XC76T	102,0 / 2,86	0,752	35,66			42,3	196
XC101T	102,2 / 2,85	1,0	35,86			180	302

Tabelle 1 Ergebnisse der Versuche an KHP-X-Knoten aus nichtrostendem Stahl AISI 304L; *Rasmussen* und *Hasham* [103],[105]

Die Strebekraftmaxima stellten die Forscher den Bemessungstragfähigkeiten für den GZT gemäß der ersten Auflage des CIDECT Handbuchs Nr. 1 [128] gegenüber. Dabei ersetzten sie die Streckgrenze durch die 0,2%- bzw. 0,5%-Dehngrenze. Der gezogene Vergleich zeigt, dass die Bemessungsgleichung für den GZT sowohl unter Ansatz der 0,2%- als auch der 0,5%-Dehngrenze konservative Tragfähigkeiten gegenüber den Versuchsergebnissen liefert. Des Weiteren folgerten *Rasmussen* und *Hasham* aus den Ergebnissen der Untersuchungen, dass bei X-Knoten mit niedrigen β -Werten und Strebendruckbeanspruchung unter Gebrauchslasten Gurteindrückungen auftreten können, die geringfügig größer als 1% d_0 sind.

Feng und *Young* [43],[44],[45],[46] befassten sich in den Jahren 2008 bis 2012 intensiv mit dem Last-Verformungs-Verhalten ebener RHP-X- und RHP-T-Knoten aus unterschiedlichen nichtrostenden Stählen. Die Wissenschaftler führten statische Versuche an 22 ebenen T- [43] und 32 ebenen X-Knoten [44] aus kaltgefertigten RHP aus austenitischem Stahl AISI 304 (ähnlich EN 1.4301), Duplexstahl EN 1.4462 sowie hochfestem austenitischem Stahl (HSA) durch. Dabei untersuchten sie RHP-Knoten mit und ohne Gurtaxialbeanspruchung. Neben den Versuchsergebnissen veröffentlichten *Feng* und *Young* Ergebnisse numerischer Untersuchungen an RHP-X- und -T-Knoten bei Raumtemperatur [45] und erhöhten Temperaturen bis 870 Grad Celsius [46]. Zur Festlegung der experimentell und numerisch bestimmten Knotentragfähigkeiten für den GZT bzw. den GZG verwendeten die Autoren das 3%-Kriterium nach *Lu et al.* [83] bzw. das 1%-Kriterium gemäß den IIW-Empfehlungen [64]. Die Ergebnisse ihrer Analysen stellten die Forscher den Bemessungstragfähigkeiten für den GZT gemäß der ersten Auflage des CIDECT Handbuchs Nr. 1 [128] gegenüber. Dabei ersetzten sie die Streckgrenze durch die 0,1%-, 0,2%-, 0,5%- bzw. 1,0%-Dehngrenze. Der von den Forschern gezogene Vergleich der experimentell und numerisch bestimmten Tragfähigkeiten mit den Bemessungstragfähigkeiten zeigt, dass die Bemessungsgleichungen nicht immer konservativ sind. *Feng* und *Young* stellten fest, dass die Bemessung von RHP-X- sowie -T-Knoten aus nichtrostenden Stählen gemäß [128] konservativ bei Seitenwandversagen, aber unkonservativ bei Flanschversagen des Gurtstabs ist. Zudem fanden Sie heraus, dass die Bemessungsregeln für kombiniertes Flansch- und Seitenwandversagen des Gurtstabs nicht überkonservativ sind. Als Resultat ihrer Untersuchungen präsentieren *Feng* und *Young* in [45] Faktoren zur Abminderung der in [128] enthaltenen Bemessungstragfähigkeiten. Des Weiteren stellen die Forscher in [45] eine für RHP-X- und T-Knoten aus nichtrostenden Stählen entwickelte Gurtspannungsfunktion vor.

2.3 Analytische Untersuchungen

KHP-Knoten weisen ein äußerst komplexes Last-Verformungs-Verhalten sowie eine Vielzahl möglicher Versagensformen auf. Für zwei Versagensformen existieren vereinfachende, analytische Modelle auf Basis der Plastizitätstheorie: „Plastizieren des Gurtquerschnitts“ und „Durchstanzen der Wandung des Gurtstabs“.

Togo [118] entwickelte bereits in den 1960er Jahren das „einfache“ Ringmodell für die Versagensform „Plastizieren des Gurtstabs“. Bei diesem Modell wird ein dreidimensionaler KHP-X-Knoten als ein ebener Ring mit einem Durchmesser $d_0 - t_0 \approx d_0$, einer Wanddicke t_0 und einer effektiven Breite b_e idealisiert, dargestellt in Bild 2.4. Der nachgiebige Kronenbereich entzieht sich der Beanspruchung, woraus eine Lastkonzentration auf die Sattelpunkte resultiert. Aufgrund der beschriebenen Steifigkeitsverteilung werden die rechtwinklig zur Gurtlängsachse wirkenden Strebenkraftkomponenten durch vier Linienlasten $N_1 \sin\theta_1/(2b_e)$, welche in den Sattelpunkten angesetzt werden, ersetzt. In Bild 2.4a sind der Ring sowie die angesetzten Linienlasten dargestellt. Basierend auf der Plastizitätstheorie ist die maximale Tragfähigkeit des Rings erreicht, wenn sich 6 Fließgelenke bzw. 6 Fließlinien mit jeweils einer Länge b_e in den Punkten B und C ausgebildet haben (siehe Bild 2.4a).

Betrachtet man zunächst das Ringsegment A-C, siehe Bild 2.4c, so ergibt sich infolge der doppelsymmetrischen Geometrie und Beanspruchung $V_A = 0$ und $V_C = 0$. Das Kräfte- und Momentengleichgewicht am Ringsegment A-C liefert die drei folgenden Gleichungen:

$$\sum N_C = 0: \quad N_C + V_A - \frac{N_1 \sin\theta_1}{2} = 0; \quad (2.3)$$

$$\sum V_C = 0: \quad V_C + N_A = 0; \quad (2.4)$$

$$\sum M_C = 0: \quad M_C + M_A + V_A \frac{d_0}{2} - N_A \frac{d_0}{2} - \frac{N_1 \sin\theta_1}{2} \frac{(d_0 - d_1)}{2} = 0. \quad (2.5)$$

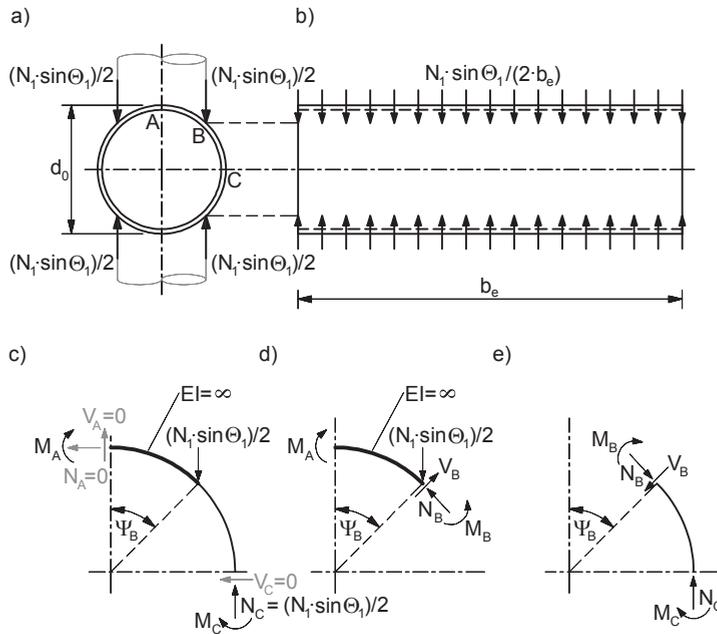


Bild 2.4 Ringmodell nach *Togo* [118]; übernommen von *Wardenier* [127], *van der Vegte* [121] sowie *Voth und Packer* [126]

Aus Gleichung (2.4) und $V_C = 0$ ergibt sich $N_A = 0$. Im GZT entstehen in den Punkten A und C plastische Momente. Einsetzen in Gleichung (2.5) liefert folgenden Ausdruck:

$$\frac{N_1 \sin \theta_1}{2} \frac{(d_0 - d_1)}{2} = \frac{N_1 \sin \theta_1 (1 - \beta) d_0}{2} = M_A + M_C = 2 M_{pl}. \quad (2.6)$$

Einsetzen des plastischen Biegemoments eines Rechteckquerschnitts mit einer Dicke t_0 , Breite b_e und idealplastischem Werkstoffverhalten in Gleichung (2.6) liefert die Strebentragfähigkeit gemäß dem „einfachen“ Ringmodell nach *Togo*:

$$N_1 = \frac{f_{y0} t_0^2 2b_e / d_0}{\sin \theta_1 (1 - \beta)}. \quad (2.7)$$

Beim „einfachen“ Ringmodell wird der Einfluss von Membran- und Querkraften vernachlässigt. Gleichung (2.7) liefert demzufolge sehr hohe Knotentragfähigkeiten für große β -Werte, da die Linienlasten nur noch sehr kleine Biegemomente erzeugen.

Bei einem Durchmesser Verhältnis von 1 werden gar keine Biegemomente mehr erzeugt, folglich gilt $N_1 = \infty$. Aufgrund dieser Schwäche entwickelte *van der Vegte* [121] das „exakte“ Ringmodell. Noch immer wird der dreidimensionale KHP-X-Knoten als ebener Ring abgebildet. Allerdings werden Membran- und Querkräfte nicht mehr vernachlässigt. *Van der Vegte* zog folgende Interaktionsbeziehung für den Rechteckquerschnitt, beansprucht durch ein Biegemoment, eine Normalkraft und eine Querkraft, heran:

$$\frac{M}{M_{pl}} + \left[\frac{N}{N_{pl}} \right]^2 + \left[\frac{V}{V_{pl}} \right]^2 = 1. \quad (2.8)$$

Die plastischen Schnittgrößen sind wie folgt definiert:

$$N_{pl} = f_{y0} b_e t_0 ; \quad (2.9)$$

$$V_{pl} = \frac{f_{y0}}{\sqrt{3}} b_e t_0 ; \quad (2.10)$$

$$M_{pl} = \frac{1}{4} f_{y0} b_e t_0^2 . \quad (2.11)$$

Das Kräfte- und Momentengleichgewicht am Ringsegment A-B, siehe Bild 2.4d, liefert die Schnittgrößen in Punkt B in Abhängigkeit der Strebenbeanspruchung N_1 und des dimensionslosen Parameters β :

$$\sum N_B = 0: \quad N_B = \frac{N_1 \sin \theta_1}{2} \sin \Psi_B = \frac{N_1 \sin \theta_1}{2} \beta ; \quad (2.12)$$

$$\sum V_B = 0: \quad V_B = \frac{N_1 \sin \theta_1}{2} \cos \Psi_B = \frac{N_1 \sin \theta_1}{2} \sqrt{1 - \beta^2} ; \quad (2.13)$$

$$\sum M_B = 0: \quad M_B = M_A . \quad (2.14)$$

Des Weiteren liefert die Forderung von Kräfte- und Momentengleichgewicht am Ringsegment B-C, siehe Bild 2.4e, die drei Schnittgrößen in Punkt C:

$$\Sigma N_C = 0: \quad N_C = \sqrt{N_B^2 + V_B^2} = \frac{N_1 \sin \theta_1}{2}; \quad (2.15)$$

$$\Sigma V_C = 0: \quad V_C = 0; \quad (2.16)$$

$$\Sigma M_C = 0: \quad M_C = -M_B + \frac{N_1 \sin \theta_1}{2} \frac{d_0 - d_1}{2} = -M_B + \frac{N_1 \sin \theta_1 d_0}{4} (1 - \beta). \quad (2.17)$$

Einsetzen der Gleichungen (2.9) bis (2.17) in Gleichung (2.8) liefert die zwei folgenden Beziehungen:

$$\frac{M_B}{\frac{1}{4} f_{y0} b_e t_0^2} + \left[\frac{\frac{N_1 \sin \theta_1}{2} \beta}{f_{y0} b_e t_0} \right]^2 + \left[\frac{\frac{N_1 \sin \theta_1}{2} \sqrt{1 - \beta^2}}{\frac{f_{y0}}{\sqrt{3}} b_e t_0} \right]^2 = 1; \quad (2.18)$$

$$\frac{-M_B + \frac{N_1 \sin \theta_1 d_0}{4} (1 - \beta)}{\frac{1}{4} f_{y0} b_e t_0^2} + \left[\frac{\frac{N_1 \sin \theta_1}{2}}{f_{y0} b_e t_0} \right]^2 = 1. \quad (2.19)$$

Umstellen der Gleichungen (2.18) und (2.19) nach M_B und anschließendes Gleichsetzen liefert die Strebentragfähigkeit gemäß dem „exakten“ Ringmodell:

$$N_1 = \frac{f_{y0} t_0^2}{\sin \theta_1} \frac{4 b_e / d_0}{(1 - \beta) + \sqrt{(1 - \beta)^2 + \left(\frac{2 - \beta^2}{\gamma^2} \right)}}. \quad (2.20)$$

Im Gegensatz zum „einfachen“ Ringmodell nach *Togo* hängt die Strebentragfähigkeit beim „exakten“ Ringmodell nach *van der Veete* von der Gurtschlankheit ab. Des Weiteren liefert das „exakte“ Modell für $\beta=1$ keine unendlich großen Strebentragfähigkeiten. Bild 2.5 illustriert einen Vergleich der bezogenen Tragfähigkeiten beider Modelle für unterschiedliche 2γ -Werte. Das Bild veranschaulicht, dass sich die Trag-

fähigkeiten für kleine und mittlere β -Werte nur wenig unterscheiden. Dies ist auf die Dominanz der Biegebeanspruchung der Gurtwand in diesem β -Bereich zurückzuführen. Wie bereits erwähnt, liefern die Modelle signifikant unterschiedliche Tragfähigkeiten für hohe β -Werte. Dies gilt in besonderem Maße für niedrige Gurtschlankheiten, siehe Bild 2.5. Bei $2\gamma=\infty$ geht das „exakte“ Ringmodell in das „einfache“ Ringmodell über.

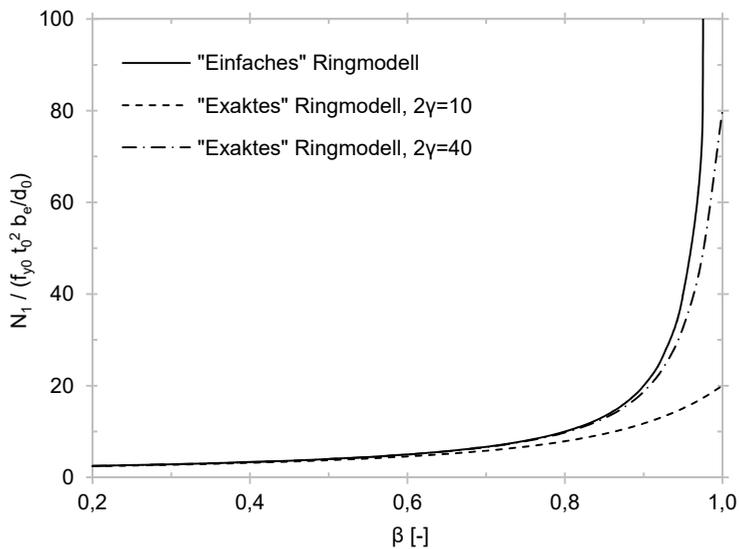


Bild 2.5 Vergleich zwischen „einfachem“ und „exaktem“ Ringmodell

In [89] schlagen *Makino et al.* die Verwendung von Fließlinienmodellen vor, um axiale Strebentragfähigkeiten ebener KHP-X-Knoten vorherzusagen. Die Forscher nahmen auf Versuchsbeobachtungen basierende Fließlinienmuster mit elliptischer Form an. Die Ergebnisse der Untersuchungen zeigen, dass die Fließlinienmodelle qualitativ gute Ergebnisse liefern. Nicht vernachlässigbare Unterschiede zwischen versuchstechnisch bestimmten und den analytisch ermittelten Tragfähigkeiten liegen allerdings vor.

Neben den analytischen Modellen für die Versagensform „Plastizieren des Gurtquerschnitts“ existiert ein äußerst einfaches Modell für „Durchstanzen der Wandung des Gurtstabs“. Bei diesem Modell [90] wird von einem Versagen der Verbindung durch lokale Scherkräfte in der Gurtwand ausgegangen, dargestellt in Bild 2.6. Die Scherkräfte wirken in einem Rundschnitt um die Strebe. Das Durchstanzmodell liefert folgende Strebentragfähigkeit für 90°-KHP-X- und -T-Knoten:

$$N_1 = \frac{f_{y0}}{\sqrt{3}} \pi d_1 t_0 . \quad (2.21)$$

Im Gegensatz zu beiden Ringmodellen wird beim Durchstanzmodell von keiner Belastungskonzentration auf die Sattelbereiche ausgegangen. Die Scherkräfte in der Gurtwand werden konstant über den Strebenumfang verteilt angenommen, dargestellt in Bild 2.6. Dieser Ansatz ist für steife KHP-Knoten mit niedrigen Gurtschlankheiten demzufolge realistischer als für nachgiebige Knoten mit hohen Werten der Gurtschlankheit. Aus Gründen der Vereinfachung wird nur die horizontale Projektion des Rundschnitts berücksichtigt. Der räumliche Verschnitt in Form eines Sattels ist stets länger als die horizontale Projektion, ein Kreis mit einem Umfang von πd_1 . Bild 2.6 illustriert das Modell für „Durchstanzen der Wandung des Gurtstabs“ anhand eines KHP-T-Knotens mit axialer Strebenzugbeanspruchung. Bei dieser Versagensform wird ein Teil der Gurtwand aus dem Gurt gestanzt.

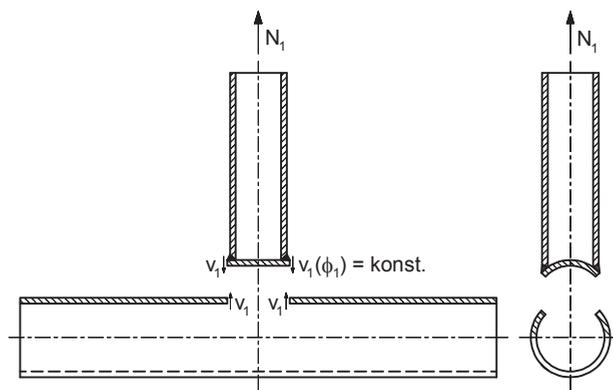


Bild 2.6 Durchstanzmodell; übernommen von *Marshall* und *Toprac* [90]

2.4 Normen und Richtlinien

2.4.1 Allgemeines

Es existieren einige Normen und Richtlinien zur Bemessung von geschweißten, un- und niedriglegierten Baustählen gültig. Im Rahmen dieser Arbeit wird ein Bemessungskonzept für KHP-X-Knoten aus nichtrostenden Stählen entwickelt. Dieses ist an bestehende Konzepte für Hohlprofilknoten aus allgemeinen Baustählen angelehnt. Aus diesem Grund werden in diesem Abschnitt aktuelle Regelwerke für KHP-X-Knoten aus un- und niedriglegierten Baustählen zusammengefasst und miteinander verglichen.

2.4.2 Gültigkeitsbereich

In Abschnitt 2.3 der Arbeit sind die semiempirischen Modelle für KHP-X-Knoten für die Versagensformen „Plastizieren des Gurtquerschnitts“ und „Durchstanzen der Wandung des Gurtstabs“ beschrieben. Auf Basis dieser analytischen Modelle sowie Ergebnissen experimenteller und numerischer Untersuchungen, konnten durch Regressionsanalysen Bemessungsgleichungen für die zwei genannten Versagensformen abgeleitet werden. Neben diesen beiden Versagensformen können bei KHP-X-Knoten allerdings weitere auftreten. Diese sind gemäß DIN EN 1993-1-8 [32] „Lokales Beulversagen der Strebe oder des Gurtstabs“, „Schweißnahtversagen“ und „Seitenwandversagen des Gurtstabs“. Zur Vermeidung dieser Versagensformen beinhalten sämtliche Regelwerke Gültigkeitsgrenzen, die eingehalten werden müssen. Diese Grenzen betreffen sowohl die Anschlussgeometrie als auch die mechanischen Werkstoffkennwerte. Tabelle 2 enthält einen Vergleich von Regelwerken hinsichtlich ihrer geometrischen Anwendungsgrenzen. Beim Vergleich der Gültigkeitsbereiche fällt auf, dass die Empfehlungen des API [3] deutlich höhere Schlankheiten als die DIN EN 1993-1-8 [32] bzw. die zweite Auflage des CIDECT Handbuchs Nr. 1 [129] zulassen. Zudem müssen gemäß [32] und [129] druckbeanspruchte KHP über ausreichende Rotationskapazitäten verfügen. Die Profile müssen den Querschnittsklassen 1 oder 2 gemäß DIN EN 1993-1-1 [30] entsprechen. Für KHP der Querschnittsklasse 2 gilt gemäß Eurocode 3 sowohl für allgemeine Baustähle [30] als auch nichtrostende Stähle [31]: Schlankheit $d/t \leq 70\epsilon^2$ mit $\epsilon^2 = (235/f_y \cdot E/210000)$.

Regelwerk		DIN EN 1993-1-8 (2012)	CIDECT (2008)	API (2007)
Durchmesser-Verhältnis		$0,2 \leq \beta \leq 1,0$	$0,2 \leq \beta \leq 1,0$	$0,2 \leq \beta \leq 1,0$
Gurtstab	Zug	$10 \leq 2\gamma \leq 40$	$10 \leq 2\gamma \leq 40$	$20 \leq 2\gamma \leq 100$
	Druck	$10 \leq 2\gamma \leq 40$ und Klasse 1 oder 2	$10 \leq 2\gamma \leq 40$ und Klasse 1 oder 2	
Strebe	Zug	$10 \leq 2\gamma \leq 50$	$10 \leq 2\gamma \leq 50$	$20 \leq 2\gamma \leq 100$
	Druck	Klasse 1 oder 2	Klasse 1 oder 2	
Strebenwinkel		$30^\circ \leq \Theta_1 \leq 90^\circ$	$30^\circ \leq \Theta_1 \leq 90^\circ$	$30^\circ \leq \Theta_1 \leq 90^\circ$

Tabelle 2 Geometrischer Gültigkeitsbereich für KHP-X-Knoten aus allgemeinen Baustählen

In der Vergangenheit wurden einige experimentelle Untersuchungen zum Beulverhalten von KHP aus nichtrostenden Stählen durchgeführt. Wie in diesem Abschnitt fassten *Gardner* und *Theofanous* [53] alle verfügbaren Ergebnisse von Druckversuchen an kurzen KHP-Stützen (stub column tests) sowie 4-Punkt-Biegeversuchen zusammen.

Von *Bardi* und *Kyriakides* [13], *Burgan* et al. [18], *Kawamura* [78], *Lam* und *Gardner* [79], *Rasmussen* und *Hancock* [101], *Young* und *Hartono* [135] sowie *Gardner* und *Nethercot* [50] wurden Versuche an kurzen KHP-Stützen aus verschiedenen nichtrostenden Stählen (Werkstoffnummern enthalten in Bild 2.7) mit zentrischer Druckbeanspruchung durchgeführt. Bild 2.7 zeigt einen Vergleich zwischen der Anforderung an Querschnitte der Klasse 2 und den Ergebnissen der Druckversuche. Nur zwei Datenpunkte liegen leicht unterhalb der plastischen Normalkraft. Zudem fällt auf, dass auch die Datenpunkte im Bereich $d/(t\epsilon^2)$ deutlich über 70 über der plastischen Normalkraft liegen.

Der Umfang an verfügbaren Ergebnissen von 4-Punkt-Biegeversuchen an KHP aus nichtrostenden Stählen ist dagegen deutlich geringer. Versuche an KHP aus verschiedenen korrosionsbeständigen Stählen (Werkstoffnummern enthalten in Bild 2.8) wurden im Rahmen eines Forschungsvorhabens der Europäischen Kommission [41] sowie von *Rasmussen* und *Hancock* [102] durchgeführt. In Bild 2.8 ist ein Vergleich zwischen der Anforderung an Querschnitte der Klasse 2 und den Ergebnissen der Experimente dargestellt. Im Schlankheitsbereich $d/(t\epsilon^2)$ kleiner gleich 70 liegen nur zwei Datenpunkte. Beide befinden sich oberhalb des plastischen Moments.

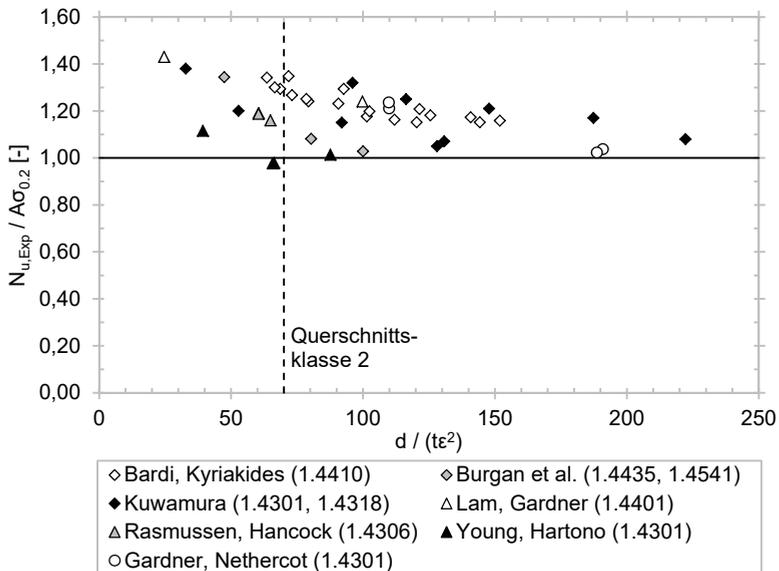


Bild 2.7 Vergleich zwischen Querschnittsklasse 2 und Ergebnissen von Druckversuchen an kurzen KHP-Stützen (stub column tests)

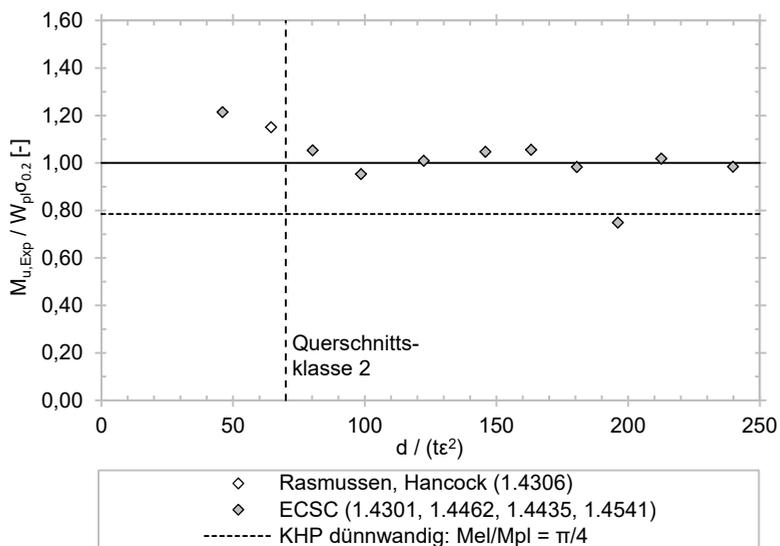


Bild 2.8 Vergleich zwischen Querschnittsklasse 2 und Ergebnissen von 4-Punkt-Biegeversuchen an KHP

2.4.3 Plastizieren des Gurtquerschnitts

Die Bemessungsgleichung für die Versagensform „Plastizieren des Gurtquerschnitts“ gemäß DIN EN 1993-1-8 [32] entstammt der ersten Auflage des CIDECT Handbuchs Nr. 1 [128] aus dem Jahr 1991. Die Gleichung basiert auf einer statistischen Auswertung von Versuchen an 90°-KHP-X-Knoten mit axialer Strebendruckbeanspruchung. Auf Grundlage des „einfachen“ Ringmodells schlagen *Kurobane* et al. in [76] folgende Gleichung für den Mittelwert der axialen Strebenbeanspruchbarkeit vor:

$$N_{u,m} = \frac{7,46}{(1 - 0,812\beta)} (2\gamma)^{-0,05} \left(\frac{f_{y0}}{f_{u0}}\right)^{-0,173} f_{y0} t_0^2. \quad (2.22)$$

Die in der ersten Auflage des CIDECT Handbuchs Nr. 1 enthaltenen Bemessungsgleichungen wurden durch *Wardenier* [127] festgelegt. Die Gleichung für X-Knoten basiert auf der von *Kurobane* abgeleiteten Gleichung (2.22). *Wardenier* stellte fest, dass sich die Variation der Gurtschlankheit sowie des Verhältnisses zwischen Streckgrenze und Zugfestigkeit nur geringfügig auf die Knotentragfähigkeit auswirkt. Gemäß dem Gültigkeitsbereich des Regelwerks setzte er eine Gurtschlankheit von 40 und ein Verhältnis von Streckgrenze zu Zugfestigkeit von 0,66 in die genannte Gleichung ein. Auf Basis von Messungen und zulässigen Herstellungs- und Fertigungstoleranzen definierte *Wardenier* anschließend die Variationskoeffizienten und Mittelwerte der Basisvariablen zur Ermittlung der charakteristischen Knotentragfähigkeiten. In Tabelle 3 sind die statistischen Größen zusammengefasst. Das Ergebnis seiner statistischen Auswertung lieferte dem Wissenschaftler ein Verhältnis zwischen charakteristischem Wert und Mittelwert der Tragfähigkeit von 0,86 für KHP-X-Knoten aus un- und niedriglegierten Baustählen.

Basisvariable	Variationskoeffizient V [-]	Mittelwert M [-]	Einfluss auf die Tragfähigkeit ¹⁾
d ₀ (nominell)	0,005	1,0	–
t ₀ (nominell)	0,05	1,0	++
f _{y0} (charakteristisch)	0,075	1,18	+
f _{y0} / f _{u0}	0,13	0,66	–
Streumaß δ (Versuchserg.)	0,108	1,0	
1) ++ = sehr stark; + = stark; – = nicht signifikant			

Tabelle 3 Variationskoeffizienten und Mittelwerte der Basisvariablen [127]

Zur Berücksichtigung von Normalspannungen im Gurtstab ergänzte *Wardenier* die Bemessungsgleichung um die Gurtspannungsfunktion $f(n')$. Diese ist vom elastischen Ausnutzungsgrad des Gurtquerschnitts infolge externer Vorspannung abhängig. Für Gurtzugbeanspruchung ist n' negativ, für -zugbeanspruchung positiv. Bei X-Knoten mit Gurtaxialbeanspruchung entspricht n' dem maximalen plastischen Gurtausnutzungsgrad n . Bei anderen Knotenformen, wie z. B. dem K-Knoten, ist dies nicht zwingend der Fall. Die Funktion $f(n')$ entstammt einer Reanalyse von Versuchen an KHP-K-Knoten, durchgeführt von *Kurobane* [77]. Bei der Ableitung der Gurtspannungsfunktion $f(n')$ wurden Knotenverformungen nicht begrenzt, vgl. Abschnitt 2.1. Ergebnisse experimenteller Untersuchungen an KHP-X-Knoten, durchgeführt von *Lipp* und *Ummenhofer* [82], sowie numerischer Analysen, z. B. durchgeführt von *van der Vegte* et al. [122], zeigen, dass Gurtzugspannungen einen signifikanten Einfluss auf das Last-Verformungs-Verhalten haben. Die untersuchten KHP-X-Knoten mit axialer Gurtzugbeanspruchung erreichten zwar die gleichen Streben tragfähigkeiten wie die Vergleichsknoten ohne Gurtaxialbeanspruchung, jedoch erst bei sehr großen Gurteindrückungen. Dieses Resultat deckt sich mit Ergebnissen früherer Experimente an KHP-X-Knoten, durchgeführt von *Togo* [118]. Die von *Kurobane* [77] abgeleitete Gurtspannungsfunktion hat folgende Form ($n' = -n_p$, vgl. Tabelle 4):

$$f(n') = 1 + 0,305n' - 0,278n'^2. \quad (2.23)$$

Mit einem Teilsicherheitsbeiwert für Gurtplastizieren von 1,1 ergibt sich die Bemessungsgleichung gemäß [128] bzw. [32] wie folgt (Notation gemäß [32]):

$$N_{1,Rd} = \frac{k_p f_{y0} t_0^2}{\sin \theta_1} \frac{5,2}{(1 - 0,81\beta)}. \quad (2.24)$$

Die Gurtspannungsfunktion ist wie folgt definiert ($n_p = -n'$):

$$k_p = 1 - 0,3n_p(1 + n_p) \leq 1 \quad \text{für } n_p > 0 \text{ (Gurtzug)}; \quad (2.25)$$

$$k_p = 1 \quad \text{für } n_p \leq 0 \text{ (Gurtzug)}. \quad (2.26)$$

Im Jahr 2008 erschien die zweite Auflage des CIDECT Handbuchs Nr. 1 [129]. Dieses Regelwerk bildet die Basis der IIV-Empfehlungen [65] und der ISO-Norm 14346 [66]. Die drei genannten Regelwerke beinhalten identische Gleichungen zur Bemessung

von geschweißten KHP-Knoten. Wie von *van der Vegte* et al. [123] beschrieben, wurden neue Bemessungsgleichungen auf Grundlage numerischer Parameterstudien an ebenen KHP-K-, KHP-T- und KHP-X-Knoten entwickelt. Anschließend wurden die Gleichungen mit experimentell bestimmten Tragfähigkeiten abgeglichen. Ein allgemeines Format für alle Knotenformen wurde eingeführt, das dem der API-Empfehlungen [3] nahezu entspricht. Der größte Unterschied zwischen der ersten und zweiten Auflage des CIDECT Handbuchs Nr. 1 betrifft die Berücksichtigung der Gurtzugbeanspruchung. Wie bereits in diesem Abschnitt erwähnt, reduzieren Gurtzugspannungen die Knotensteifigkeit signifikant. Im Gegensatz zur ersten Auflage des CIDECT Handbuchs Nr. 1 [128] wurde bei der Ableitung der Bemessungsgleichungen der zweiten Auflage [129] das 3% d_0 -Kriterium nach *Lu* et al. [83] verwendet. Hieraus resultiert die eingeführte Abminderung der Strebentragfähigkeit bei Gurtzugbeanspruchung. Ein weiterer Unterschied zwischen beiden Auflagen betrifft die Definition des Ausnutzungsgrads des Gurtquerschnitts. Die in [129] enthaltene Gurtspannungsfunktion ist vom maximalen plastischen Gurtausnutzungsgrad n abhängig.

Einheitlich für alle KHP-Knoten besitzt die Bemessungsgleichung gemäß der zweiten Auflage des CIDECT Handbuchs Nr. 1 [129] folgende Form:

$$N_i^* = Q_u Q_f \frac{f_{y0} t_0^2}{\sin \theta_1} \quad (2.27)$$

Für KHP-X-Knoten sind die Funktionen Q_u und Q_f wie folgt festgelegt:

$$Q_u = 2,6 \left(\frac{1 + \beta}{1 - 0,7\beta} \right) \gamma^{0,15}; \quad (2.28)$$

$$Q_f = (1 - |n|)^{C_1} \quad \text{mit} \quad \begin{array}{ll} C_1 = 0,45 - 0,25\beta & \text{(Gurtdruck);} \\ C_1 = 0,20 & \text{(Gurtzug).} \end{array} \quad (2.29)$$

In den Regelwerken [128], [129] sowie [32] wird nicht zwischen Strebendruck- und Strebendruckbeanspruchung unterschieden. In beiden Fällen ist die gleiche Bemessungstragfähigkeit anzusetzen. In [127] trifft *Wardenier* die Aussage, dass X-Knoten mit Strebendruckbeanspruchung stets höhere Traglasten aufweisen als X-Knoten mit Strebendruckbeanspruchung (bei identischer Geometrie). Die Auslegung von KHP-X-

Knoten mit Strebendruckbeanspruchung mit der für Strebendruckbeanspruchung abgeleiteten Bemessungsgleichung ist demzufolge konservativ.

Die Empfehlungen des API [3] enthalten Bemessungsregeln für die Konstruktion von Offshore-Plattformen. Dieses Regelwerk basiert auf einem deterministischen Sicherheitskonzept. Gemäß dieser Richtlinie wird ein globaler Sicherheitsfaktor von 1,60 angesetzt, der sich auf der Seite des Bauteilwiderstands befindet. Im Gegensatz zu den CIDECT Handbüchern Nr. 1 [128],[129] bzw. DIN EN 1993-1-8 [32] wird in dieser Richtlinie zwischen Strebendruck- und Strebendruckbeanspruchung unterschieden. Verschiedene Gleichungen sind für die beiden Beanspruchungsfälle angegeben. Die axiale Strebentragfähigkeit gemäß diesem Regelwerk lässt sich mit folgender Gleichung ermitteln:

$$P_A = Q_u Q_f \frac{f_{y0} t_0^2}{FS \sin \theta_1}. \quad (2.30)$$

In Anlehnung an die zuvor genannten Regelwerke sind zur besseren Verständlichkeit Bezeichnungen in Gleichung (2.30) geändert. FS stellt den globalen Sicherheitsfaktor dar. Die Geometriefunktion Q_u und die Gurtspannungsfunktion Q_f sind in Tabelle 4 wiedergegeben. Die Bilder 2.9 und 2.10 illustrieren einen Vergleich von Regelwerken hinsichtlich axialer Strebendruck- bzw. Strebendrucktragfähigkeiten von KHP-X-Knoten ohne Gurtaxialbeanspruchung. In beiden Bildern sind die Knotentragfähigkeiten gemäß der zweiten Auflage des CIDECT Handbuchs Nr. 1 [129] und den API-Empfehlungen [3] auf die Tragfähigkeit nach DIN EN 1993-1-8 [32] bezogen. Wie bereits erwähnt, basieren die API-Empfehlungen [3] auf einem deterministischen Sicherheitskonzept. Zur Berücksichtigung des Teilsicherheitsbeiwerts für die Einwirkung wird die Tragfähigkeit gemäß den API-Empfehlungen mit einem Faktor von 1,425 multipliziert. Der gewählte Faktor ergibt sich gemäß DIN EN 1990 [28] bei einem Verhältnis von ständiger zu veränderlicher Belastung gleich 1. In Abhängigkeit der geometrischen Parametern β und 2γ liefern das CIDECT Handbuch Nr. 1 [129] und die API-Empfehlungen [3] sowohl höhere als auch niedrigere Tragfähigkeiten als DIN EN 1993-1-8 [32].

Tabelle 4 fasst die Bemessungsgleichungen der betrachteten Regelwerke für KHP-X-Knoten aus allgemeinen Baustählen zusammen. Zur besseren Vergleichbarkeit und Übersichtlichkeit sind die Notationen teilweise geändert.

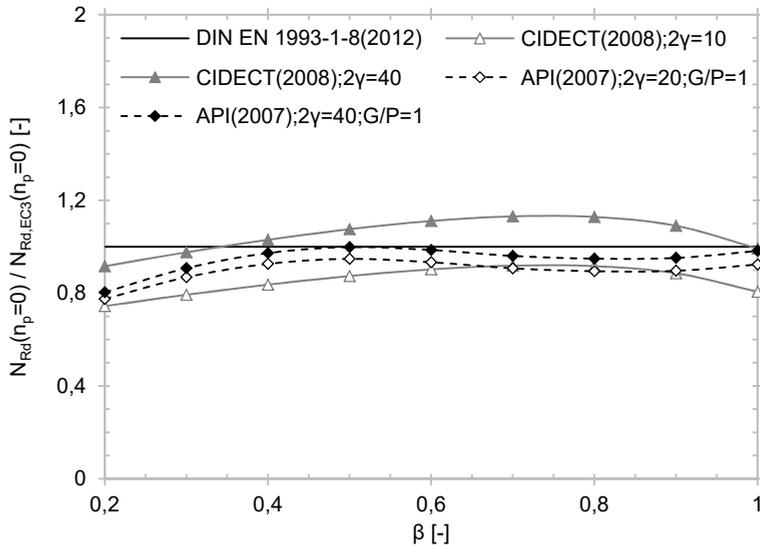


Bild 2.9 Strebendrucktragfähigkeit von KHP-X-Knoten: CIDECT(2008) und API(2007), bezogen auf DIN EN 1993-1-8(2012)

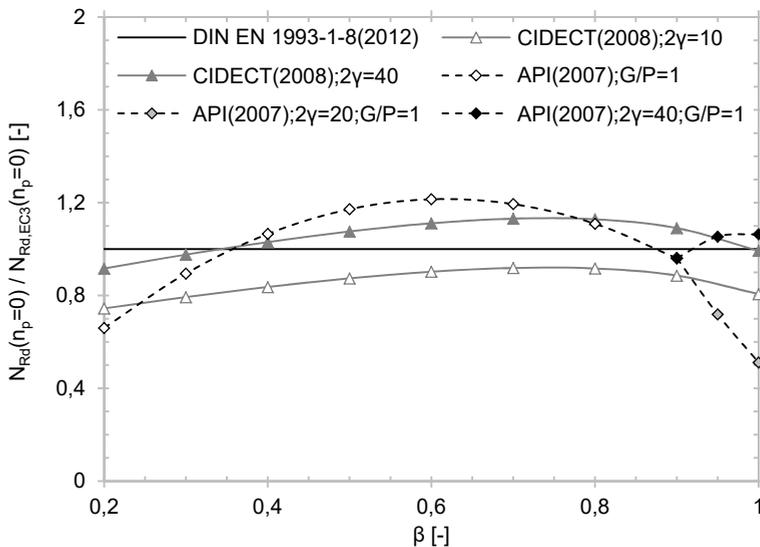


Bild 2.10 Strebendzugtragfähigkeit von KHP-X-Knoten: CIDECT(2008) und API(2007), bezogen auf DIN EN 1993-1-8(2012)

Bemessung von KHP-X-Knoten		
$N_{1,Rd,EC3}$ und $N_{1,Rd,CIDECT} = Q_u Q_t (f_{y0} t_0^2) / (\sin \theta_1)$ $N_{1,2U,API} = Q_u Q_t (f_{y0} t_0^2) / (FS \sin \theta_1)^{1.3}$		
Norm/Richtlinie	Geometriefunktion Q_u [-]	Gurtspannungsfunktion Q_t [-]
	Strebendruck - axial	Strebendruck - axial
	Strebendruck	Gurtzug
EN 1993-1-8 / CIDECT (1991)	$\frac{5,2}{(1 - 0,81\beta)}$	$1 - 0,3 \cdot n_p \cdot (1 + n_p) \leq 1^2$ $n_p = \frac{ N_{0,p,Ed} }{N_{pl,0}} + \frac{ M_{0,p,Ed} }{M_{el,0}}$
CIDECT (2008)	$2,6 \left(\frac{1 + \beta}{1 - 0,7\beta} \right) \gamma^{0,15}$	$(1 - n)^{0,45-0,25\beta}$ $\text{mit } n = \frac{N_{0,Ed}}{N_{pl,0}} - \frac{ M_{0,Ed} }{M_{pl,0}}$
API RP 2A-WSD (2007)	$[2,8 + (12 + 0,1\gamma)\beta] Q_\beta$ $\text{mit } Q_\beta = \frac{0,3}{\beta(1 - 0,833\beta)}$ $Q_\beta = 1,0 \quad \text{für } \beta \leq 0,6$	$\left[1 + C_1 \left(\frac{FS \cdot N_{0,EK}}{N_{pl,0}} \right) - C_3 A^2 \right]$ $\text{mit } A^2 = \left(\frac{FS \cdot N_{0,EK}}{N_{pl,0}} \right)^2 + \left(\frac{FS \cdot M_{0,EK}}{M_{pl,0}} \right)^2$ $C_1 = 0,2 \text{ und } C_3 = 0,5 \quad \text{für } \beta \leq 0,9^3$ $C_1 = -0,2 \text{ und } C_3 = 0,2 \quad \text{für } \beta = 1^3$

Allgemeiner Hinweis: Zur besseren Übersichtlichkeit und Vergleichbarkeit wurden Teilsicherheitsbeiwerte $\gamma_M = 1,0$ weggelassen und die in den jeweiligen Regelwerken verwendeten Notationen geändert

- Die Bemessung gem. API-Empfehlungen basiert auf einem deterministischen Sicherheitskonzept, mit einem globalen Sicherheitsbeiwert FS auf der Widerstandsseite. Zur Absicherung ist ein Gesamtsicherheitsfaktor (= FS) von 1,6 gegeben.
- n' ergibt sich aus der maximalen Gurtdruckspannung ohne die Spannungen infolge der Strebendruckkomponenten parallel zum Gurt (bei X-Knoten mit axialer Gurtdruckbeanspruchung gilt somit: $n' = n$)
- Bei β -Werten zwischen 0,9 und 1 ist linear zu interpolieren

Tabelle 4 Bemessungsgleichungen für KHP-X-Knoten verschiedener Regelwerke

2.4.4 Durchstanzen der Wandung des Gurtstabs

Neben der Versagensform „Gurtplastizieren“ ist gemäß DIN EN 1993-1-8 [32] und der zweiten Auflage des CIDECT Handbuchs Nr. 1 [129] „Durchstanzen der Wandung des Gurtstabs“ zu berücksichtigen. Das Durchstanzmodell ist in Abschnitt 2.3 der Arbeit erläutert. Wie durch *Puthli* et al. in [98] beschrieben, vergrößert sich bei Knoten mit geneigten Streben die Durchstanzfläche um den Faktor $(1+\sin\theta_1)/(2\sin\theta_1)$. Außerdem verursacht nur die Strebenkraftkomponente, die rechtwinklig zur Gurtlängsachse wirkt, Scherkräfte in der Wandung des Gurtstabs. Somit ergibt sich folgende Gleichung für die Versagensform „Durchstanzen der Wandung des Gurtstabs“ gemäß DIN EN 1993-1-8 [32] bzw. der zweiten Auflage des CIDECT Handbuchs Nr. 1 [129] (Notation gemäß [32]):

$$N_{1,Rd} = \frac{f_{y0}}{\sqrt{3}} \pi d_1 t_0 \frac{1 + \sin\theta_1}{2\sin^2\theta_1} \quad \text{für } \beta \leq 1 - 1/\gamma. \quad (2.31)$$

Für $\theta_1 = 90^\circ$ und Bezug auf $f_{y0} t_0^2$ ergibt sich aus Gleichung (2.31):

$$\frac{N_{1,Rd}}{f_{y0} t_0^2} = \frac{\pi}{\sqrt{3}} \beta 2\gamma. \quad (2.32)$$

Gleichung (2.32) weist eine lineare Abhängigkeit von der Gurtschlankheit auf. Die bezogene Bemessungstragfähigkeit für die Versagensform Gurtplastizieren gemäß DIN EN 1993-1-8 [32] ist hingegen unabhängig von der Gurtschlankheit. Gemäß der zweiten Auflage des CIDECT Handbuchs Nr. 1 besteht eine leichte Abhängigkeit von der Gurtschlankheit.

Der Vergleich der bezogenen Bemessungsgleichungen für die beiden Versagensformen zeigt, dass „Durchstanzen der Gurtwandung“ nur bei niedrigen Gurtschlankheiten maßgebend wird. Bild 2.11 illustriert einen Vergleich der bezogenen Tragfähigkeiten gemäß DIN EN 1993-1-8 [32] für Gurtplastizieren und Durchstanzen für verschiedene 2γ -Werte. Das Bild veranschaulicht, dass bei 90° -KHP-X-Knoten ohne Gurtaxialbeanspruchung und $2\gamma=10$ der Durchstanznachweis für β kleiner 0,45 und zwischen 0,78 und 0,80 maßgebend ist. Bei 90° -KHP-X-Knoten mit Gurtschlankheiten größer als 17,1 ist gemäß DIN EN 1993-1-8 [32] stets die Versagensform Gurtplastizieren maßgebend, dargestellt in Bild 2.11. Im Gegensatz zur Bemessungsgleichung

für Gurtplastizieren wird beim Durchstanznachweis der Einfluss von Normalspannungen im Gurt nicht berücksichtigt. Nach Ansicht des Verfassers ist dies bei Anschlüssen mit hoher axialer Zugbeanspruchung des Gurts und niedrigen 2γ -Werten kritisch zu betrachten.

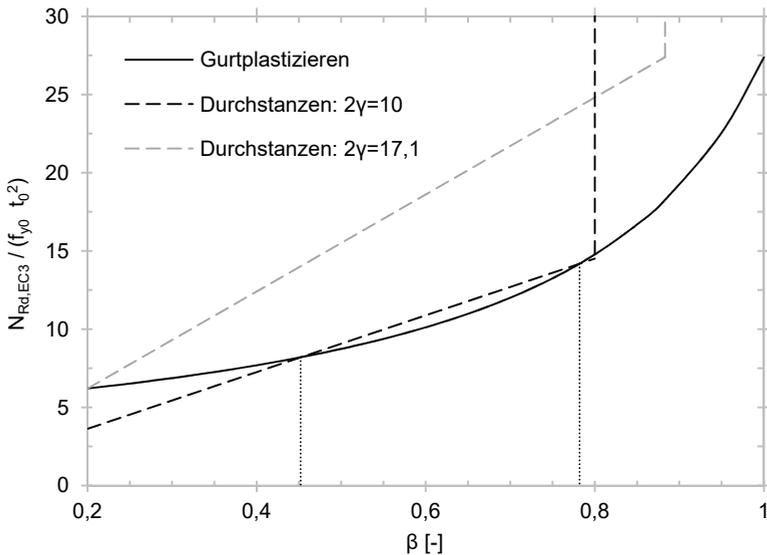


Bild 2.11 Tragfähigkeit von 90°-KHP-X-Knoten gemäß Eurocode 3 [32] für „Plastizieren des Gurtquerschnitts“ und „Durchstanzen der Gurtwandung“

Mit der 21. Auflage wurde die Überprüfung von „Durchstanzen der Gurtwandung“ aus den API-Empfehlungen [3] entfernt. Dies erscheint dem Verfasser unproblematisch, da das Regelwerk nur KHP-Knoten mit Gurtschlankheiten zwischen 20 und 100 gültig ist. Innerhalb dieses Gültigkeitsbereichs erscheint ein Durchstanzversagen eher unwahrscheinlich, vgl. Bild 2.11.

2.5 Werkstoffmodelle für nichtrostende Stähle

Im Gegensatz zu un- und niedriglegierten Baustählen besitzen nichtrostende Stähle keine ausgeprägte Steckgrenze, sondern weisen einen kontinuierlichen Übergang vom linear-elastischen zum plastischen Werkstoffverhalten auf. In der Regel sind austenitische Stähle – wie auch austenitisch-ferritische Stähle, allerdings etwas weniger stark ausgeprägt – sehr duktil. Diese Werkstoffeigenschaft offenbart sich z. B. in Form hoher Werte der Bruchdehnung sowie der Kerbschlagarbeit. Wie bereits in der Vergangenheit von *Quatch* et al. [99] und *Abdella* et al. [1] durchgeführt, sind in diesem Abschnitt bedeutende Modelle zur Beschreibung der nichtlinearen Spannungs-Dehnungs-Beziehung nichtrostender Stähle zusammengestellt und kommentiert.

Sämtliche in diesem Abschnitt vorgestellte Werkstoffmodelle basieren auf der Spannungs-Dehnungs-Beziehung nach *Ramberg* und *Osgood* [100], veröffentlicht im Jahr 1943. Ein Jahr später präsentierte *Hill* [59] eine leicht modifizierte Form der Beziehung, die wie folgt definiert ist:

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E_0} + 0,002 \left(\frac{\sigma}{\sigma_{0,2}} \right)^n ; \quad (2.33)$$

mit dem Verfestigungsexponenten

$$n = \frac{\ln(20)}{\ln(\sigma_{0,2}/\sigma_{0,01})}. \quad (2.34)$$

Dabei sind E_0 der anfängliche Tangentenmodul sowie $\sigma_{0,2}$ und $\sigma_{0,01}$ die Spannungen, die mit plastischen Dehnungen von 0,2% bzw. 0,01% korrespondieren. Auch in der allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassung Z-30.3-6 „Erzeugnisse, Verbindungsmittel und Bauteile aus nichtrostenden Stählen“ [2] ist Gleichung (2.33) enthalten. Für Dehnungen bis leicht über 0,2% liefert die modifizierte *Ramberg-Osgood*-Beziehung nach *Hill* eine gute Übereinstimmung mit Ergebnissen von Zugversuchen. Im Bereich großer Dehnungen führt die Beziehung hingegen zu einer signifikanten Überschätzung der zugehörigen Spannungen. Aus diesem Grund sind in der allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassung für nichtrostende Stähle [2] zwei Werte für den Verfestigungsexponenten angegeben, einer für Dehnungen kleiner und ein weiterer für

Dehnungen größer als die 0,2%. Dieser Ansatz führt allerdings zu einer Unstetigkeit in der Spannungs-Dehnungs-Kurve, die versuchstechnisch bestimmte Arbeitslinien nicht aufweisen.

Im Jahr 2000 stellten *Macdonald* et al. [87] eine weitere Modifikation der Beziehung nach *Ramberg* und *Osgood* vor. Für Spannungen oberhalb der 0,2%-Dehngrenze ist der Verfestigungsexponent keine Konstante, sondern ein von der Spannung abhängiger Wert. Dieser Ansatz ermöglicht eine stetige Vergrößerung des Verfestigungsexponenten bei Spannungszunahme. Dadurch wird keine Unstetigkeit in der Spannungs-Dehnungs-Kurve verursacht. Außerdem lässt sich dadurch die Beziehung zwischen Spannung und Dehnung bis zum Erreichen der Zugfestigkeit beschreiben. Das Modell liefert eine gute Übereinstimmung mit Ergebnissen von Zugversuchen an Flachproben aus austenitischem Stahl EN 1.4301.

Ein bedeutendes Werkstoffmodell für nichtrostende Stähle veröffentlichten *Mirambell* und *Real* [91] ebenfalls im Jahr 2000. Gemäß diesem Modell wird die Beziehung zwischen Spannung und Dehnung nicht mehr durch eine einzige, sondern durch zwei Gleichungen beschrieben. Für Spannungen kleinergleich der 0,2%-Dehngrenze übernahmen die Wissenschaftler die modifizierte *Ramberg-Osgood*-Beziehung nach *Hill* [59]. Zur Beschreibung des zweiten Spannungsbereichs, für Spannungen größer als die 0,2%-Dehngrenze, führten die Wissenschaftler zunächst eine Translation des Bezugskordinatensystems vom Ursprung in den Punkt der Spannungs-Dehnungs-Kurve durch, der mit der 0,2%-Dehngrenze korrespondiert. Im verschobenen Koordinatensystem verwendeten sie erneut die *Ramberg-Osgood*-Beziehung, woraus folgende Gleichung resultiert:

$$\varepsilon = \frac{(\sigma - \sigma_{0,2})}{E_{0,2}} + \varepsilon_{p,u} \left(\frac{\sigma - \sigma_{0,2}}{\sigma_u - \sigma_{0,2}} \right)^m \quad \text{für } \sigma \geq \sigma_{0,2}. \quad (2.35)$$

Dabei sind $E_{0,2}$ der Tangentenmodul und $\varepsilon_{0,2}$ die Gesamtdehnung bei $\sigma = \sigma_{0,2}$. Zur Beschreibung der Spannungs-Dehnungs-Beziehung im Bereich $\sigma_{0,2} \leq \sigma \leq \sigma_u$ ist ein weiterer Verfestigungsexponent m erforderlich. Auf Basis von Ergebnissen von Zugversuchen an Proben aus austenitischem Stahl EN 1.4301 geben *Mirambell* und *Real* in [91] Werte für m zwischen 2,98 und 3,83 an.

Im Jahr 2003 veröffentlichte *Rasmussen* [107] einen Ansatz, der sich minimal vom Modell nach *Mirambell* und *Real* [91] unterscheidet. Lediglich im Bereich $\sigma > \sigma_{0,2}$ ersetzte er den plastischen Anteil der Gleichmaßdehnung durch die gesamte Gleichmaßdehnung, da für die betrachteten Werkstoffe $\varepsilon_{pl,u} \approx \varepsilon_u$ gilt. Für Spannungen größer als die 0,2%-Dehngrenze besitzt der Ansatz nach *Rasmussen* folgende Form:

$$\varepsilon = \frac{(\sigma - \sigma_{0,2})}{E_{0,2}} + \varepsilon_u \left(\frac{\sigma - \sigma_{0,2}}{\sigma_u - \sigma_{0,2}} \right)^m + \varepsilon_{0,2} \quad \text{für } \sigma > \sigma_{0,2}. \quad (2.36)$$

mit:

$$E_{0,2} = \frac{E_0}{1 + 0,002n/\varepsilon_{el,0,2}}; \quad (2.37)$$

$$m = 1 + 3,5 \frac{\sigma_{0,2}}{\sigma_u}. \quad (2.38)$$

Auf Basis einer statistischen Analyse von Ergebnissen von Zugversuchen an Proben aus verschiedenen nichtrostenden Stählen entwickelte *Rasmussen* Gleichung (2.38) für den Exponenten m in Abhängigkeit des Verhältnisses zwischen der 0,2%-Dehngrenze und der Zugfestigkeit.

Ergebnisse von Zug- und Druckversuchen an Flachproben von KHP und RHP veröffentlichten *Gardner* und *Nethercot* [50] im Jahr 2004. Anschließend verglichen sie die erhobenen Daten mit der Spannungs-Dehnungs-Beziehung nach *Mirambell* und *Real* [91]. Dabei offenbarten sich den Forschern zwei Schwächen des Modells. Im Spannungsbereich größer als die 0,2%-Dehngrenze basiert das Modell nach *Mirambell* und *Real* auf den Stützstellen $(\sigma_{0,2}, \varepsilon_{0,2})$ und $(\sigma_u, \varepsilon_u)$. In der Regel liegen baupraktische Dehnungen jedoch deutlich unter der Gleichmaßdehnung. Dieser Umstand kann im baupraktischen Dehnungsbereich zu einer signifikanten Abweichung zwischen der tatsächlich vorliegenden Spannung und der Spannung gemäß dem Modell führen. Die zweite Schwäche des Modells betrifft dessen Anwendbarkeit bei Druckbeanspruchung. Aus Druckversuchen an Proben aus nichtrostenden Stählen ergeben sich in der Regel keine eindeutigen Druckfestigkeiten. Dieser mechanische Kennwert stellt jedoch eine Eingangsgröße für den Spannungsbereich kleiner als die 0,2%-Stauchgrenze dar. Demzufolge modifizierten *Gardner* und *Nethercot* das Werkstoff-

modell von *Mirambell* und *Real* [91] für Spannungen größer als die 0,2%-Dehngrenze, indem sie die Stützstellen $(\sigma_{0,2}, \epsilon_{0,2})$ und $(\sigma_{1,0}, \epsilon_{1,0})$ heranzogen. Für $\sigma \geq \sigma_{0,2}$ lässt sich die Dehnung mit folgender Gleichung ermitteln:

$$\epsilon = \frac{(\sigma - \sigma_{0,2})}{E_{0,2}} + \left(0,008 - \frac{\sigma_{1,0} - \sigma_{0,2}}{E_{0,2}}\right) \left(\frac{\sigma - \sigma_{0,2}}{\sigma_{1,0} - \sigma_{0,2}}\right)^m + \epsilon_{0,2} \quad \text{für } \sigma \geq \sigma_{0,2}. \quad (2.39)$$

Dabei ist $\sigma_{1,0}$ die Spannung, die mit einer plastischen Dehnung von 1% korrespondiert. *Gardner* und *Nethercot* stellten eine sehr gute Übereinstimmung zwischen dem Modell und den Ergebnissen der Zug- und Druckversuche im Dehnungs- bzw. Stauchungsbereich bis ca. 10% fest. Im Jahr 2006 stellen *Gardner* und *Ashraf* [52] eine geringfügig modifizierte Form von Gleichung (2.39) vor. Die Forscher ersetzen die in Gleichung (2.39) enthaltene Differenz der plastischen Dehnungen von 0,008 durch die Differenz der Gesamtdehnungen, wodurch die modellierte Spannungs-Dehnungs-Kurve exakt durch den Punkt $(\sigma_{1,0}, \epsilon_{1,0})$ läuft.

Bei der Herstellung von kaltgefertigten RHP wird der Werkstoff in den Bereichen der Profilecken infolge Kaltumformung stark gedehnt bzw. gestaucht. Mit der Motivation, den Herstellungsprozess und Belastungsvorgang kaltgefertigter RHP aus nichtrostendem Stahl numerisch abbilden zu können, entwickelten *Quach* et al. [99] ein dreistufiges Werkstoffmodell. Dieses Modell basiert neben den Ansätzen nach *Ramberg* und *Osgood* [100] sowie *Gardner* und *Nethercot* [50] auf einer Beobachtung von *Olsson* [95]. *Olsson* stellte fest, dass ab einer Dehnung von ca. 2% ein quasi linearer Zusammenhang zwischen wahrer Spannung und technischer Dehnung besteht. Dies bedeutet, dass ein konstanter Plastizitätsmodul ab einer Dehnung von 2% vorliegt. Für Spannungen kleiner gleich der 0,2%-Dehngrenze übernahmen *Quatch* et al. [99] die modifizierte *Ramberg-Osgood*-Beziehung nach *Hill* [59]. Zur Beschreibung des Spannungsbereichs $\sigma_{0,2} < \sigma \leq \sigma_{2,0}$ zogen die Forscher das Modell nach *Gardner* und *Nethercot* [50] heran. In [99] schlagen *Quach* et al. für Spannungen größer als die 2%-Dehngrenze folgende Gleichung zur Beschreibung des Zusammenhangs zwischen technischer Spannung und technischer Dehnung vor:

$$\epsilon = \frac{\sigma - a}{b - \sigma} \quad \text{für } \sigma > \sigma_{2,0}. \quad (2.40)$$

Überführt man die technische in die wahre Spannung, so liegt ein linearer Zusammenhang zwischen Spannung und Dehnung vor. In Gleichung (2.40) sind die Freiwerte a und b enthalten. Die beiden Konstanten sind so zu wählen, dass die Spannungs-Dehnungs-Kurve durch die Punkte $(\sigma_{2,0}, \varepsilon_{2,0})$ und $(\sigma_u, \varepsilon_u)$ läuft. *Quach et al.* stellten im gesamten Dehnungsbereich eine sehr gute Übereinstimmung zwischen dem von ihnen vorgeschlagenen dreistufigen Modell und experimentell ermittelten Arbeitslinien aus der Literatur fest.

2012 veröffentlichten *Zhu und Yao* [139] einen Vergleich zwischen Ergebnissen von Versuchen an druckbeanspruchten Blechen aus Duplex-Stahl EN 1.4462 und Resultaten der von den Forschern durchgeführten Versuchssimulationen. Die von *Zhu und Yao* herangezogenen experimentell bestimmten Daten stammen von *Rasmussen et al.* [108]. In den FEM-Modellen verwendeten die Wissenschaftler die Werkstoffmodelle nach *Rasmussen* [107], *Gardner* und *Nethercot* [50] sowie *Quach et al.* [99]. Die Ergebnisse der Analysen zeigen, dass das dreistufige Werkstoffmodell nach *Quach et al.* zu den geringsten Abweichungen gegenüber den Versuchsergebnissen führt.

2.6 Anisotropie und Zug-Druck-Asymmetrie des Werkstoffs

Bei Blech und Band aus austenitischem Stahl im nicht kaltverfestigten Zustand ist der Fließbeginn, der üblicherweise durch die 0,2%-Dehn- bzw. -Stauchgrenze definiert wird, in der Blech- bzw. Bandebene quasi isotrop. Dieses Werkstoffverhalten belegen beispielsweise Ergebnisse biaxialer Versuche an kreuzförmigen Flachproben aus dem Werkstoff EN 1.4301, durchgeführt von *Olsson* [95]. Die 54 gewonnenen Spannungspunkte, korrespondierend mit einer plastischen Dehnung bzw. Stauchung von 0,2%, präsentierte *Olsson* in der Hauptspannungsebene zusammen mit der *von Mises*-Fließkurve. Diese Darstellung veranschaulicht die zufriedenstellende Übereinstimmung zwischen den experimentell bestimmten Datenpunkten und dem *von Mises*-Fließkriterium (Variationskoeffizient: 4,6%). Zudem liegt bei dem von *Olsson* untersuchten Werkstoff quasi keine Zug-Druck-Asymmetrie vor.

In der Regel weisen Blech und Band aus austenitisch-ferritischem Stahl im nicht kaltverfestigten Zustand dagegen einen leicht anisotropen Fließbeginn sowie eine moderate Zug-Druck-Asymmetrie in der Blech- bzw. Bandebene auf. Bild 2.12 illustriert

einen Vergleich gemessener 0,2%-Dehn- und -Stauchgrenzen von Längs- und Querproben von verschiedenen Flacherzeugnissen aus austenitisch-ferritischen Stählen. Im genannten Bild sind die 0,2%-Dehn- und -Stauchgrenzen auf den jeweiligen Mittelwert der 0,2%-Dehngrenzen in Walzrichtung normiert.

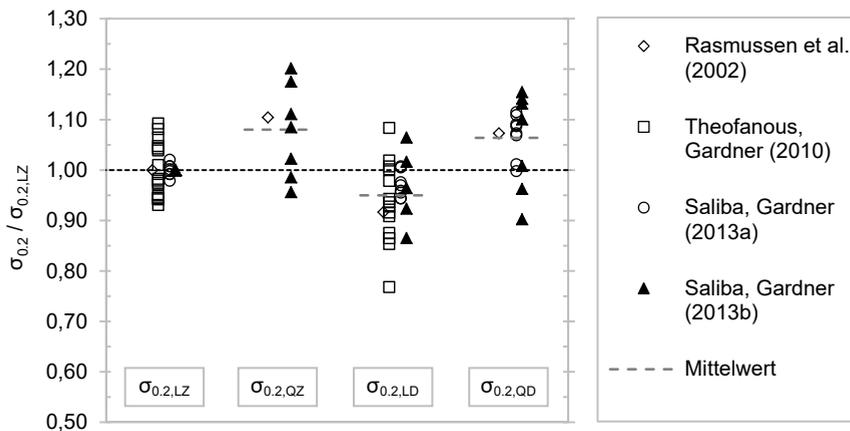


Bild 2.12 Normierte 0,2%-Dehn- und 0,2%-Stauchgrenzen längs und quer zur Walzrichtung verschiedener Duplexstähle (Indizes: L=Längs, Q=Quer, Z=Zug, D=Druck)

Die versuchstechnisch bestimmten Daten stammen von Zug- und Druckversuchen, durchgeführt von *Rasmussen et al.* [108], *Theofanous und Gardner* [117] sowie *Saliba und Gardner* [115],[116]. Die Forscher entnahmen Proben von Blechen aus den Duplexstählen EN 1.4162 und EN 1.4462 sowie aus ebenen Bereichen von RHP aus Duplexstahl EN 1.4162. Die in dieser Arbeit durchgeführte Auswertung zeigt, dass die Mittelwerte der Dehn- und Stauchgrenzen quer zur Walzrichtung über dem Mittelwert der Dehngrenzen parallel zur Walzrichtung liegen. Folglich ergeben sich infolge Anisotropie mittlere 0,2%-Dehngrenzenverhältnisse $A_Z = \sigma_{0.2,QZ}/\sigma_{0.2,LZ}$ von 1,08 für Querzug und $A_D = \sigma_{0.2,QD}/\sigma_{0.2,LZ}$ von 1,06 für Querdruck. Der nicht signifikante Unterschied zwischen beiden Verhältnissen deutet darauf hin, dass rechtwinklig zur Walzrichtung quasi keine Zug-Druck-Asymmetrie des Werkstoffs bis zum Fließbeginn vorliegt. Die mittlere Stauchgrenze in Walzrichtung ist dagegen ca. 5% geringer als der Mittelwert der 0,2%-Dehngrenzen in Walzrichtung. Somit liegt in dieser Richtung eine moderate Zug-Druck-Asymmetrie bis zum Fließbeginn vor. Neben den bereits erwähnten Experimenten an Kreuzproben aus nichtrostendem Stahl EN 1.4301, führte *Olsson* [95] Versuche an Proben aus Duplexstahl EN 1.4462 mit identischem

Versuchsaufbau durch. Im Rahmen dieser Versuche stellte auch *Olsson* einen leicht anisotropen Fließbeginn fest. Aus den Untersuchungen ergeben sich mittlere 0,2%-Dehngrenzenverhältnisse A_Z und A_D von ca. 1,10 bzw. 1,08. In Walzrichtung liegt die 0,2%-Stauchgrenze ca. 7% unter der 0,2%-Dehngrenze.

Zugversuche an Proben von einem 4,1 mm dicken, kaltgewalzten Blech aus austenitisch-ferritischem Stahl EN 1.4462 wurden von *Hutchinson et al.* [62] durchgeführt. Die Versuche liefern ein 0,2%-Dehngrenzenverhältnis A_Z von 1,11.

Hagen und Keller [55] führten Zugversuche an Proben von nahtlosen KHP aus Duplexstahl EN 1.4462 mit Außendurchmessern von 60,3 bis 203 mm und Wanddicken von 6,45 bis 24 mm durch. Aus den KHP entnahmen die Wissenschaftler Längs- und Querproben, bezogen auf die KHP-Längsachse. Es wurden warmgefertigte und kaltgepilgerte KHP, beide mit abschließendem Lösungsglühen, sowie kaltgepilgerte KHP ohne abschließende Wärmebehandlung untersucht. Während die Proben der warmgefertigten KHP ein mittleres 0,2%-Dehngrenzenverhältnis A_Z von 1,09 liefern, liegt bei den Zugproben der kaltgepilgerten KHP ohne abschließende Wärmebehandlung ein mittleres 0,2%-Dehngrenzenverhältnis A_Z von 0,89 vor, was von den Forschern auf eine Kaltverfestigung infolge des Kaltpilgerns zurückgeführt wird. In der Regel werden kaltgepilgerte KHP jedoch im lösungsgeglühten Zustand ausgeliefert. Versuche an Proben, entnommen von KHP in diesem Zustand, liefern ein mittleres 0,2%-Dehngrenzenverhältnis A_Z von 1,02. *Hagen und Keller* folgerten daraus, dass die Dehngrenzenanisotropie kaltgepilgelter KHP durch abschließendes Lösungsglühen quasi eliminiert werden kann.

Es kann zusammengefasst werden, dass die betrachteten Duplexstähle im nicht kaltverfestigten Zustand in der Regel einen leicht anisotropen Fließbeginn aufweisen. In Abhängigkeit des Herstellungsprozesses sowie der abschließenden Wärmebehandlung liegen die 0,2%-Dehn- und -Stauchgrenzen rechtwinklig zur Walzrichtung häufig leicht oberhalb der 0,2%-Dehngrenzen parallel zur Walzrichtung. Außerdem liegt parallel zur Walzrichtung häufig eine leichte Zug-Druck-Asymmetrie vor, wobei die 0,2%-Stauchgrenzen meist etwas geringer als die 0,2%-Dehngrenzen sind.

3 Verformungsbegrenzung auf Basis eines Schädigungskriteriums

3.1 Bruchverhalten nichtrostender Stähle

3.1.1 Allgemeines

Beim Gewaltbruch, der teilweisen oder vollständigen Trennung eines ursprünglich ganzen Körpers, wird zwischen sprödem Trennbruch und duktilem Verformungsbruch unterschieden. Bei technischen Werkstoffen treten oftmals Übergangsformen zwischen den genannten Brucharten auf [67].

Sprödes Trennbruchversagen äußert sich makroskopisch durch die Trennung des Materials rechtwinklig zur Hauptzugspannungsrichtung [67]. Es kommt zum Trennbruch, wenn die Hauptzugspannung die Trennfestigkeit des Werkstoffs überschreitet, dargestellt in Bild 3.1a. Die theoretische Trennfestigkeit steht in direktem Zusammenhang mit den beim Trennvorgang zu überwindenden atomaren Bindungskräften. Auf Basis atomphysikalischer Betrachtung des Trennvorgangs zwei benachbarter Atomebenen eines idealen Kristallgitters kann die theoretische Trennfestigkeit mit der in [54] enthaltenen Gleichung wie folgt abgeschätzt werden:

$$\sigma_{T,th} \approx \frac{E}{\pi}. \quad (3.1)$$

Für Stähle mit einem Elastizitätsmodul E von $2,0 \cdot 10^5$ MPa ergibt sich gemäß Gleichung (3.1) eine theoretische Trennfestigkeit von ca. $0,6 \cdot 10^5$ MPa. Bei technischen Werkstoffen liegen die theoretischen Trennfestigkeiten eine Zehnerpotenz über gemessenen Werten [21]. Die erhebliche Abweichung lässt sich auf Gitterbaufehler, wie z. B. Mikrorisse, harte Phasen, Poren, Korngrenzen und nichtmetallische Einschlüsse, zurückführen, die bei technischen Werkstoffen stets vorhanden sind [14],[21],[67],[124]. Unter Beanspruchung stauen sich Versetzungen an Gitterbaufehlern, die wie Hindernisse wirken, auf. Bei weiterer Steigerung der Beanspruchung kommt es zur Bildung eines oder mehrerer Mikrorisse mit anschließendem instabi-

lem Risswachstum [67],[124]. Beim Trennbruch ist die Rissfortschrittsgeschwindigkeit sehr hoch [124]. Aus ingenieurmäßiger Sicht ist diese Form des Versagens daher besonders problematisch, da das Bauteilversagen schlagartig eintritt.

Beim duktilen Verformungsbruch führt das Abgleiten benachbarter Atomgitterebenen zunächst zu makroskopischen, plastischen Verformungen. Es kommt zum Bruch, wenn die maximale Schubspannung einen kritischen Wert überschreitet, dargestellt in Bild 3.1b. Bei Verformungsbrüchen zeigen rasterelektronenmikroskopische Aufnahmen der Bruchflächen eine typische Wabenstruktur, siehe Bild 3.2b.

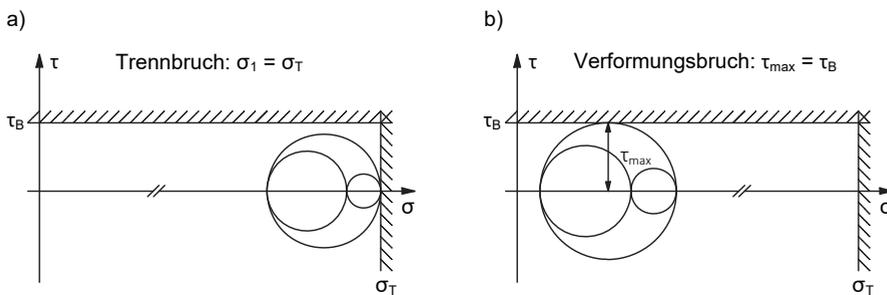


Bild 3.1 Versagen durch Trennbruch (a) und Verformungsbruch (b) in Mohrscher Darstellung; angelehnt an *Issler et al.* [67]

Makroskopisch betrachtet, können Verformungsbrüche unterschiedliche Formen aufweisen. Es treten reine Scherbrüche, Einschnürungsbrüche und sogenannte „Teller-Tassen“-Brüche auf [14]. Bei reinen Scherbrüchen ist die Bruchfläche parallel zur Ebene der maximalen Schubbeanspruchung orientiert (bei einachsigen Beanspruchung 45° zur Spannungsrichtung). Einschnürungsbrüche resultieren aus der Verringerung des Querschnitts. Bei reinen Metallen kann die Brucheinschnürung fast vollständig sein [14],[21]. Bild 3.2a zeigt eine Aufnahme [21] einer „Tassen-Teller“-förmigen Bruchfläche. Am Rand der Bruchfläche weist die Zugprobe eine umlaufende Scherlippe auf (rotationssymmetrische Gleitfläche, 45° zur Spannungsrichtung geneigt). Der innere Teil der Bruchfläche ist rechtwinklig zur Hauptzugspannungsrichtung ausgerichtet. Es handelt sich dabei um einen duktilen Normalspannungsbruch. Bei dieser Bruchform wird der Versagensprozess in der Regel in die Stadien der „Hohlraumbildung“, des „Hohlraumwachstums“ und der „Hohlraumvereinerung“ unterteilt. In diesem Zusammenhang wurden zahlreiche analytische, experimentelle

und numerische Studien, z. B. durchgeführt von *Rice* und *Tracey* [109], *Hancock* und *Mackenzie* [56], *Mackenzie* et al. [88], *Hancock* und *Brown* [57], *Kanvinde* und *Deierlein* [69] sowie *Leis* [80], durchgeführt. Die typische wabenartige Struktur der Bruchfläche, siehe Bild 3.2b, entsteht durch die Abfolge der drei genannten Versagensstadien.

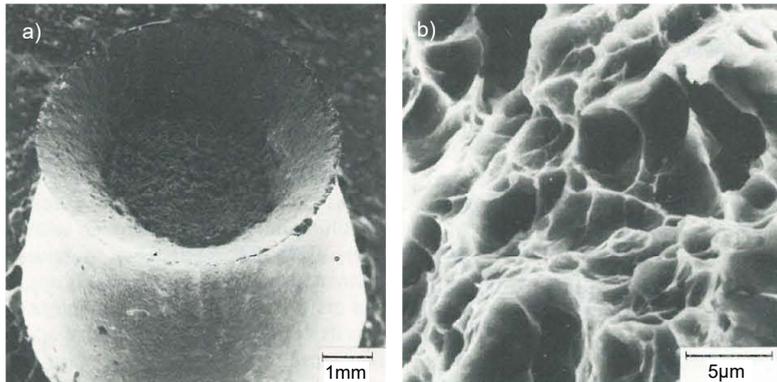


Bild 3.2 „Teller-Tassen“-Bruch (a) und typische Wabenbruchfläche (b); übernommen von *Dahl* et al. [21]

3.1.2 Einflüsse auf die Bauteilzähigkeit

3.1.2.1 Metallurgie und Zustand des Werkstoffs

Die Werkstoffzähigkeit resultiert im Wesentlichen aus der chemischen Zusammensetzung sowie dem Herstellungsprozess und der Weiterverarbeitung des Halbzeugs. Austenitische nichtrostende Stähle besitzen ein kubisch-flächenzentriertes (kfz) Kristallgitter. Grundsätzlich resultiert die hohe Duktilität von Werkstoffen mit kfz-Gitter aus der hohen Packungsdichte sowie der Vielzahl an Gleitsystemen pro Elementarzelle. Bei austenitischen Chrom-Nickel-Stählen spiegelt sich die ausgeprägte Zähigkeit allerdings auch in einer Kriechneigung wider [113]. Bei Duplexstählen liegt ein austenitisch-ferritisches Mischgefüge vor. Üblicherweise wird bei der Herstellung ein ausgeglichenes Gefügeverhältnis angestrebt. Infolge des kubisch-raumzentrierten (krz) Kristallgitters der ferritischen Phase ist die Duktilität von Duplexstählen geringer als die von Austeniten. Ursächlich hierfür ist primär die geringere Packungsdichte des krz-Gitters gegenüber dem kfz-Gitter. In Bild 3.3 sind Gleitbewegungen auf Ebenen unterschiedlicher Packungsdichte illustriert. Während bei hoher Pack-

ungsdichte geringe Schubspannungen zur Einleitung der Gleitbewegung erforderlich sind, muss die Schubbeanspruchung bei niedriger Packungsdichte vergleichsweise hoch sein.

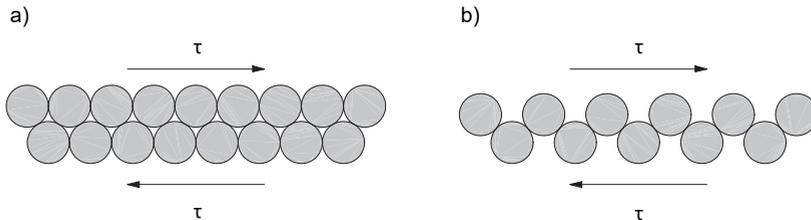


Bild 3.3 Gleitbewegung auf Ebenen verschiedener Packungsdichte; a: hohe Packungsdichte, geringe Schubbeanspruchung; b: niedrige Packungsdichte, hohe Schubbeanspruchung; übernommen von *Bargel* und *Schulze* [14]

Neben der chemischen Zusammensetzung hängt die Zähigkeit vom Herstellungsprozess und der Weiterverarbeitung ab. Infolge geringer Abkühlgeschwindigkeiten und der hiermit verbundenen Möglichkeit der Bildung von Ausscheidungen kann mit steigenden Produktabmessungen eine Reduzierung der Zähigkeit einhergehen. Produkte aus austenitischen und austenitisch-ferritischen nichtrostenden Stählen werden in der Regel im lösungsgeglühten Zustand ausgeliefert, in welchem jene die maximale Zähigkeit aufweisen. Durch die Weiterverarbeitung kann es allerdings zur Versprödung des Werkstoffs kommen. Die möglichen Ursachen für die Reduzierung des plastischen Verformungsvermögens sind vielfältig. Bei austenitischen Chrom-Nickel-Stählen mit verhältnismäßig geringen Chrom- und Nickelgehalten kann eine teilweise oder sogar vollständige Umwandlung von Austenit in α' -Martensit infolge Kaltumformung (begünstigt durch niedrige Temperaturen beim Umformen) auftreten, was zu einer signifikanten Reduzierung der Werkstoffzähigkeit führt. Beim Wärmeeintrag in Bauteile (z. B. durch den Schweißprozess) kann es zur Ausscheidung von Karbiden und Nitriden sowie zur Bildung intermetallischer Phasen (z. B. Sigma-Phase, χ -Phase und Laves-Phase) kommen, die allesamt versprödend wirken. Ein zu rasches Abkühlen aus der Hochtemperaturzone (z. B. beim Schweißen von dicken Blechen ohne Vorwärmen) kann bei Duplexstählen bis zum vollständigen Ausbleiben der austenitischen Phase führen. Wie bereits erwähnt, ist diese Phase zäher als die Ferritische. Des Weiteren besteht bei austenitisch-ferritischen Stählen die Gefahr der sogenannten „475°-Versprödung“ [40],[113].

3.1.2.2 Spannungs- und Dehnungszustand

Ein allgemeiner Spannungszustand, der in einem materiellen Punkt eines Körpers herrscht, lässt sich durch einen symmetrischen Tensor zweiter Stufe darstellen. Im kartesischen x-y-z-Koordinatensystem bzw. im Hauptachsensystem sieht der Spannungstensor wie folgt aus:

$$\underline{S} = \begin{pmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{xy} & \sigma_y & \tau_{yz} \\ \tau_{xy} & \tau_{yz} & \sigma_z \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \sigma_1 & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_2 & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_3 \end{pmatrix}. \quad (3.2)$$

Für weitere Betrachtungen kann es von Nutzen sein, den Spannungstensor in einen hydrostatischen und einen deviatorischen Anteil zu zerlegen:

$$\underline{S} = \underline{S}^H + \underline{S}^D = \begin{pmatrix} \sigma_m & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_m & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_m \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} \sigma_1 - \sigma_m & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_2 - \sigma_m & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_3 - \sigma_m \end{pmatrix}. \quad (3.3)$$

Die mittlere Normalspannung ergibt sich aus der Spur des Spannungstensors, die der ersten Invariante des Tensors entspricht:

$$\sigma_m = \frac{1}{3} I_1 = \frac{1}{3} (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3). \quad (3.4)$$

Zur Beschreibung des Dehnungszustands in Form eines Skalars eignet sich der Lode-Winkel bzw. die dritte Invariante des Spannungsdeviators. Im Zusammenhang schädigungsmechanischer Betrachtungen schlagen *Wierzbicki* et al. in [132] die Verwendung folgender normierter Form des Lode-Winkels vor:

$$\xi = \frac{3\sqrt{3}}{2} \frac{J_3}{(-J_2)^{3/2}}. \quad (3.5)$$

Werte für den normierten Lode-Winkel liegen im Bereich $-1 \leq \xi \leq 1$. Beträgt der Wert des normierten Lode-Winkels 1 bzw. -1, herrschen axialsymmetrische Dehnungszustände. Bei einachsiger Zugbeanspruchung im plastischen Bereich mit einem Hauptdehnungsverhältnis $\varepsilon_1/\varepsilon_2/\varepsilon_3 = 1/-0,5/-0,5$ beträgt $\xi=1$. Bei zweiachsigem Zug im plastischen Bereich mit einem Verhältnis der Hauptspannungen $\sigma_1/\sigma_2/\sigma_3 = 1/1/0$ bzw. der Hauptdehnungen $\varepsilon_1/\varepsilon_2/\varepsilon_3 = 0,5/0,5/-1$ ist $\xi=-1$. Für ebene Dehnungszustände gilt

$\xi=0$. Dieser Zustand liegt z. B. bei reiner Schubbeanspruchung mit einem Hauptspannungsverhältnis $\sigma_1/\sigma_2/\sigma_3 = 1/0/-1$ vor.

Die *von Mises*-Fließbedingung eignet sich zur Beschreibung des Fließbeginns bei Körpern aus verformungsfähigen Werkstoffen in allgemeinen Spannungszuständen. Gemäß der Gestaltänderungsenergiehypothese nach *von Mises*, *Huber* und *Hencky* ist der Fließbeginn isotrop. Des Weiteren tritt Fließen stets bei einem spezifischen Wert der Gestaltänderungsenergiegedichte ein. Der Fließbeginn ist demzufolge unabhängig vom hydrostatischen Spannungszustand, da aus diesem ausschließlich die Verrichtung von Volumenänderungsarbeit resultiert. Zum Plastizieren führt nur der deviatorische Anteil des Spannungstensors. Die Vergleichsspannung nach *von Mises* hängt daher direkt mit der zweiten Invariante des Spannungsdeviators zusammen:

$$\sigma_v = \sqrt{-3J_2} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2}. \quad (3.6)$$

Bereits in den 1950er Jahren bewertete *Rühl* [112] den versprödenden Einfluss hydrostatischer Zugspannungszustände auf un- und niedriglegierte Baustähle. Unter Verwendung der Fließbedingung nach *von Mises* leitete er Spannungs-Dehnungs-Kurven für unterschiedliche Hauptspannungsverhältnisse ab. Dadurch konnte der Wissenschaftler zeigen, dass die Hauptzugspannung beim Fließbeginn deutlich über der Streckgrenze liegt, wenn eine im Verhältnis zum deviatorischen Anteil große hydrostatische Zugbeanspruchung wirkt. In [112] erläutert *Rühl*, dass der spröde Trennbruch eintritt, wenn die Hauptzugspannung die Trennfestigkeit, die nahezu unabhängig vom Spannungszustand ist, überschreitet (vgl. Bild 3.1a). Gleichsetzen der Trennfestigkeit mit dem 2,5fachen Wert der Streckgrenze liefert das von *Rühl* abgeleitete Höhenlinienfeld der normierten ertragbaren plastischen Hauptzugdehnung, siehe Bild 3.4a. Die ertragbare plastische Hauptzugdehnung ist dabei auf den Fall der einachsigen Zugbeanspruchung bezogen. Im axialsymmetrischen Dehnungszustand mit einem Hauptspannungsverhältnis $\sigma_1/\sigma_2/\sigma_3 = 2,5f_v/1,5f_v/1,5f_v$ erreicht die Hauptzugspannung gerade beim Fließbeginn die Trennfestigkeit. Demzufolge liegt in diesem Zustand die totale Versprödung vor. Der Werkstoff ist außerstande plastische Dehnungen aufzunehmen. Die Auswertung der ertragbaren plastischen Dehnungen gegen die Spannungsmehrachsigkeit, die das Verhältnis zwischen mittlerer Hauptspannung und Vergleichsspannung darstellt, liefert das Bild 3.4b. In diesem Bild sind Kurven für unterschiedliche Dehnungszustände ($\xi = -1, 0, 1$) dargestellt. Die

Kurven sind nahezu deckungsgleich und illustrieren damit die nicht signifikante Abhängigkeit vom vorliegenden Dehnungszustand. Bei einer Mehrachsigkeit von ca. 2 liegt bei einem Verhältnis zwischen Trennfestigkeit und Streckgrenze von 2,5 die vollständige Versprödung vor.

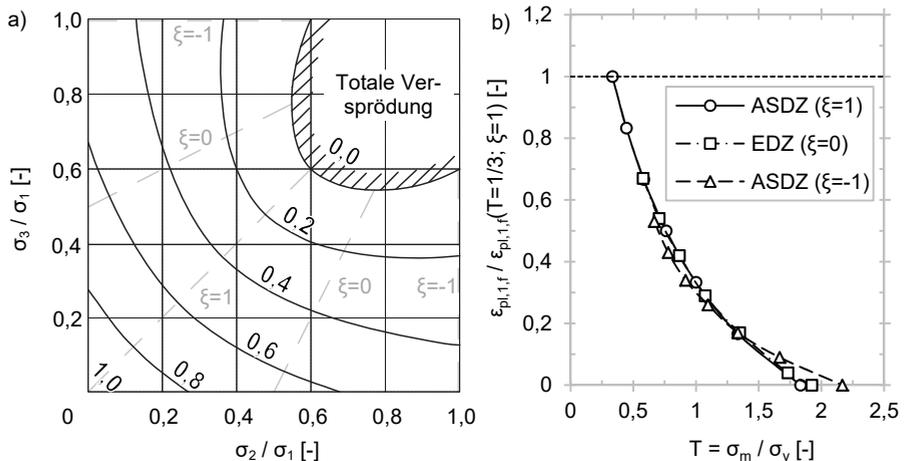


Bild 3.4 Normierte ertragbare plastische Hauptzugdehnung in Abhängigkeit des Spannungszustands nach Rühl [112] – a: Höhenlinienfeld; b: Dehnung gegen Spannungsmehrachsigkeit T

Auch *Valtinat* [119] entwickelte ein Kriterium zur Beurteilung der Versprödung von Bauteilen aus un- und niedriglegierten Baustählen infolge multiaxialer Spannungszustände. Wie bereits in diesem Abschnitt beschrieben, führen hydrostatische Spannungszustände zur Verrichtung von Volumenänderungsarbeit während deviatorische Spannungszustände die Ursache verrichteter Formänderungsarbeit darstellen. Zur Beurteilung der Spannungsversprödung bildete *Valtinat* das Verhältnis zwischen Volumen- und Formänderungsenergiedichte. Gemäß dem Kriterium nach *Valtinat* ist ab einem kritischen Verhältnis, das durch Versuche mit einem einzigen Spannungszustand bestimmt werden kann, mit sprödem Versagensverhalten zu rechnen. Des Weiteren merkt *Valtinat* in [119] an, dass das kritische Energieverhältnis bei zügiger Beanspruchung nur noch von der Duktilität des Werkstoffs und von der Temperatur abhängig ist.

Ein weit verbreiteter Ansatz zur quantitativen Beschreibung der Versprödung durch multiaxiale Spannungszustände wurde in den 1970er Jahren durch *Hancock* und *Mackenzie* [56] vorgeschlagen. Der Vorschlag basiert auf dem Mechanismus der Rissentstehung bei duktilem Versagensverhalten und geht auf frühe Arbeiten, wie beispielsweise von *Rice* und *Tracey* [109] sowie *McClintock* [86], zurück. Wie bereits erwähnt, wird der Mechanismus des duktilen Versagens üblicherweise in die drei Einzelmechanismen der „Hohlraumbildung“, des „Hohlraumwachstums“ und der „Hohlraumvereinigung“ unterteilt. Durch plastische Dehnung entstehen zunächst Hohlräume an Zweitphasen, nichtmetallischen Einschlüssen sowie Ausscheidungen [42]. Begünstigt durch hohe Spannungsmehrachsigkeiten wachsen die Hohlräume in der Werkstoffmatrix bei weiterer Beanspruchungssteigerung. Letztendlich kommt es zur Hohlraumvereinigung durch Abscheren von Werkstoffbrücken [80], Zusammenwachsen von Hohlräumen oder Entstehung sekundärer Hohlräume [42]. Dem beschriebenen Versagensmechanismus zufolge eignet sich der Ansatz nach *Hancock* und *Mackenzie* somit besser zur Versagensprognose bei duktilen Normalspannungsbrüchen als bei reinen Scherbrüchen. Unter Annahme inverser Proportionalität zwischen der Bruchdehnung und der Hohlraumwachstumsrate geben *Hancock* und *Mackenzie* in [56] folgende Exponentialbeziehung zwischen der plastischen Vergleichsdehnung bei Rissinitiierung und der Mehrachsichtigkeit an:

$$\epsilon_{pl,v,f} = \epsilon_{pl,vn} + \alpha \cdot e^{-\frac{3}{2}\tau} . \quad (3.7)$$

Dabei stellt α eine Materialkonstante dar und $\epsilon_{pl,vn}$ ist die plastische Vergleichsdehnung bei Hohlraumentstehung (void nucleation). Bild 3.5 zeigt die sich hieraus ergebende normierte Schädigungskurve in Abhängigkeit der Mehrachsichtigkeit des Spannungszustands. Im genannten Bild ist die plastische Vergleichsdehnung bei Rissinitiierung auf den einachsigen Zugspannungszustand bezogen.

In der Vergangenheit belegten einige Wissenschaftler, dass sich die Entstehung von makroskopischen Rissen bei Anschlüssen im Stahlbau mit dem Kriterium nach *Hancock* und *Mackenzie* [56] zutreffend voraussagen lässt. So führten *Kanvinde et al.* experimentelle und numerische Untersuchungen an Versuchskörpern aus allgemeinen Baustählen mit mäßiger und starker Kerbwirkung durch. Die Forscher untersuchten Bleche mit kreisförmigen Löchern [70] sowie Kehlnahtverbindungen zwischen Kopfplatten und I-Trägern [71]. Im Bereich scharfer Kerben muss ein gewisses

hochbeanspruchtes Werkstoffvolumen vorliegen, dass es zur Initiierung eines Makrorisses kommt. In [69] und [71] definieren *Kanvinde et al.* dieses Volumen, indem sie werkstoffabhängige charakteristische Längen zwischen 0,08 und 0,30 mm angeben. Laut den Forschern ist mit einer Initiierung eines Makrorisses zu rechnen, wenn die plastische Vergleichsdehnung gemäß Gleichung (3.7) in einem materiellen Punkt erreicht wird, der mindestens diese charakteristische Länge vom Kerbgrund entfernt ist. Demzufolge muss die Vernetzung der numerischen Modelle in den entsprechenden Bereichen sehr fein sein, um konvergierte Ergebnisse nahe dem Kerbgrund zu erhalten.

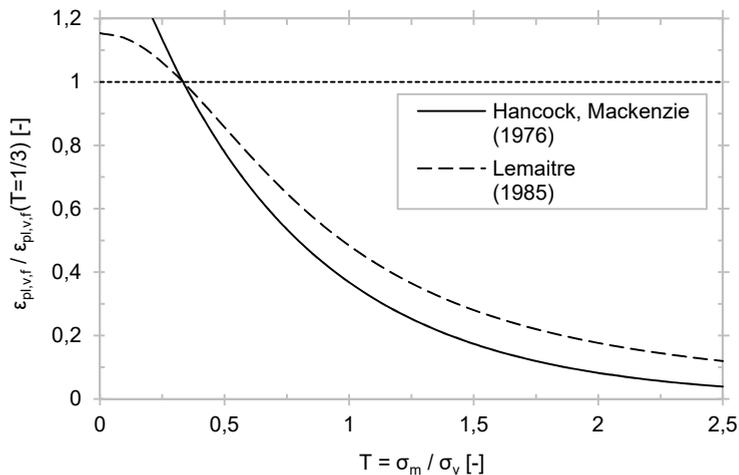


Bild 3.5 Schädigungskurven nach *Hancock* und *Mackenzie* [56] sowie *Lemaitre* [81]

Auch *Volz* zieht in [124] das Schädigungskriterium nach *Hancock* und *Mackenzie* zur quantitativen Beschreibung der Versprödung von Stahlkonstruktionen durch multi-axiale Spannungszustände heran. Die Materialkonstante α ersetzte *Volz* durch das Produkt mehrerer Funktionen in Abhängigkeit der Übergangstemperatur im Kerbschlagbiegeversuch, der Streckgrenze sowie der Dicke und Temperatur des Bauteils. Die plastische Vergleichsdehnung bei Hohlraumentstehung setzte er gleich Null. Des Weiteren ist nicht die plastische Vergleichsdehnung, sondern die Gesamthauptzugdehnung als Bezugsgröße zu verwenden.

In [81] präsentiert *Lemaitre* einen Ansatz zur quantitativen Beschreibung der Spannungsversprödung, der ausschließlich auf kontinuumsmechanischen Betrachtungen

basiert [61]. Bild 3.5 enthält die sich hieraus ergebende normierte Schädigungskurve in Abhängigkeit der Mehrachsigkeit des Spannungszustands. Die normierte plastische Vergleichsdehnung beim Bruch ergibt sich entsprechend der Gleichung:

$$\frac{\varepsilon_{pl,v,f}}{\varepsilon_{pl,v,f}(T = 1/3)} = \frac{2}{3}(1 + \nu) + 3(1 - 2\nu)T^2. \quad (3.8)$$

Versuche an Zug-, Druck- und Scherproben aus einer Aluminiumlegierung [11], Versuche an gekerbten Rundzugproben aus Feinkornbaustahl [94] sowie Torsions- und Zugversuche an Proben aus legiertem Vergütungsstahl [68] zeigen, dass der Exponentialansatz nach *Hancock* und *Mackenzie* [56] im Bereich der Spannungsmehrachsigkeit $T < \text{ca. } 1/3$ zu einer deutlichen Überschätzung der kritischen plastischen Vergleichsdehnung führen kann. Dieses Ergebnis brachten *Bao* und *Wierzbicki* in Korrelation mit unterschiedlichen makroskopischen Bruchformen. So traten bei den von *Bao* und *Wierzbicki* geprüften Zugproben mit $T \geq 0,4$ duktile Normalspannungsbrüche mit einem Bruchausgang vom Probeninneren und bei den Druck- und Scherproben mit $T < 0,4$ Scherbrüche auf. Basierend auf dieser Erkenntnis entwickelten *Xue* und *Wierzbicki* [132] ein Modell für duktile Rissinitiierung mit zwei Parametern. Bei diesem hängt der Grad der Versprödung neben der Spannungsmehrachsigkeit vom Lode-Winkel ab. Die plastische Vergleichsdehnung bei Makrorissinitiierung ergibt sich gemäß folgender Gleichung:

$$\varepsilon_{pl,v,f} = \alpha_1 e^{-\beta_1 T} - (\alpha_1 e^{-\beta_1 T} - \alpha_2 e^{-\beta_2 T}) (1 - \xi^{1/n})^n. \quad (3.9)$$

Gemäß diesem Modell existieren zwei Schädigungskurven in Abhängigkeit der Spannungsmehrachsigkeit: eine für axialsymmetrische und eine weitere für ebene Dehnungszustände. Die beiden Schädigungskurven stellen Grenzkurven hinsichtlich der Werkstoffduktilität dar und stehen in direktem Zusammenhang mit den verschiedenen makroskopischen Bruchformen: Duktiler Normalspannungsbruch bei $\xi = \pm 1$ und reiner Scherbruch bei $\xi = 0$. Die minimale Duktilität liegt bei $\xi = 0$ und die Maximale bei $\xi = \pm 1$ vor. Kritische plastische Vergleichsdehnungen für beliebige Dehnungszustände ergeben sich durch Interpolation zwischen den Grenzkurven. Die Interpolation erfolgt dabei in Abhängigkeit des Verfestigungsexponenten. Bild 3.6 veranschaulicht das Modell für duktile Rissinitiierung nach *Xue* und *Wierzbicki* [132] in Form einer Flächenfunktion.

Eine weiterentwickelte Form des Modells nach *Xue* und *Wierzbicki* [132], bei welchem unterschiedliche Schädigungskurven für die beiden axialsymmetrischen Dehnungszustände mit $\xi=1$ und $\xi=-1$ zugrunde gelegt werden können, präsentieren *Bai* und *Wierzbicki* in [10]. Im Vergleich zum Modell nach *Xue* und *Wierzbicki*, dargestellt in Bild 3.6, liegt bei diesem Ansatz keine Symmetrieebene mehr bei $\xi=0$ vor.

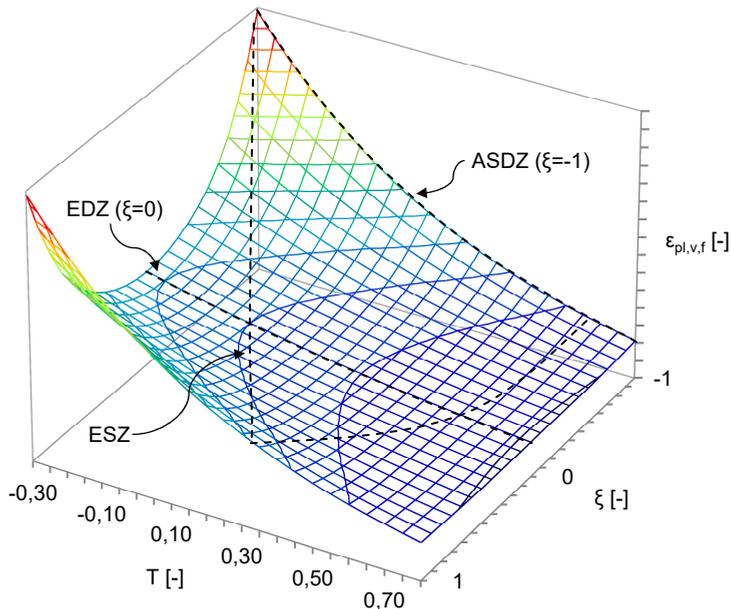


Bild 3.6 Modell für duktile Rissinitiierung nach *Xue* und *Wierzbicki* [132]

Im Bereich der Spannungsmehrachsigkeit $T > \text{ca. } 1/3$ erscheint ein genereller Einfluss des Dehnungszustands bzw. des Lode-Winkels auf die kritische Vergleichsdehnung zweifelhaft. So liefern vergleichende Versuche an Rundzugproben mit Umlaufkerbe ($\xi=1$) und gekerbten Flachzugproben ($\xi \approx 0$, da $b \gg t$) aus niedriglegiertem Baustahl, durchgeführt von *Hancock* und *Brown* [57], im Bereich $0,33 < T < 1,8$ quasi lode-winkelunabhängige plastische Vergleichsdehnungen bei Makrorissinitiierung.

Die wohl umfangreichsten experimentellen Untersuchungen zum Einfluss hydrostatischer Druckspannungszustände auf die Duktilität unterschiedlicher Stähle wurden von *Bridgman* [16],[17] durchgeführt. So prüfte *Bridgman* [17] ungekerbte Rundzugproben aus 20 verschiedenen Stahlwerkstoffen in einem Druckbehälter mit hydro-

statischen Drücken bis zu 3,0 GPa. Unter den analysierten Werkstoffen befinden sich auch zwei austenitische Chrom-Nickel-Stähle. Übereinstimmend mit dem dehnungs-basierten Kriterium nach *Hancock* und *Mackenzie* stellte *Bridgman* ein exponentielles Wachstum der plastischen Vergleichsdehnung beim Bruch mit kleiner werdenden Werten der Spannungsmehrrachsigkeit fest [93]. Entsprechende Versuchsergebnisse ermittelten *Kao et al.* [72]. Bild 3.7 zeigt die gebrochenen Rundzugproben aus Vergütungsstahl C45 mit abnehmenden Brucheinschnürungen bei sinkender hydrostatischer Druckbeanspruchung. Bei einem hydrostatischen Druck von 1200 MPa schnürte sich die Zugprobe quasi vollständig ein.

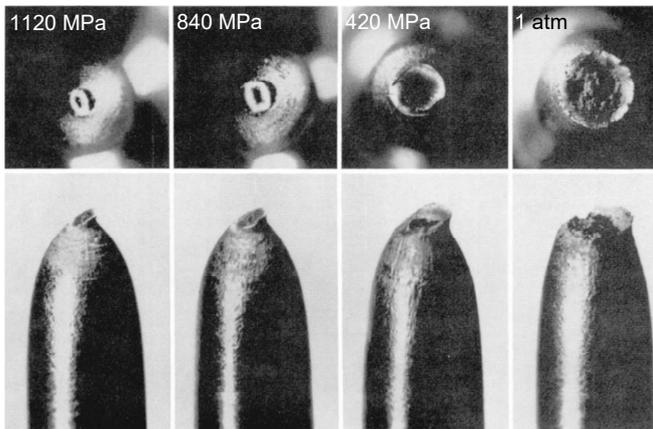


Bild 3.7 Rundzugproben unter hydrostatischer Druckbeanspruchung nach dem Versuch; übernommen von *Kao et al.* [72]

Bao und *Wierzbicki* [12] führten eine Reanalyse der von *Bridgman* [17] erhobenen experimentellen Daten durch. Die Forscher stellten fest, dass bei den Rundzugproben (mit ASDZ), bei welchen während der Versuchsdurchführung eine durchschnittliche Spannungsmehrrachsigkeit kleiner $-1/3$ herrschte, kein Versagen mehr auftrat. Vielmehr handelt es sich laut *Bao* und *Wierzbicki* um ein vollständiges Einschnüren des Querschnitts, vgl. Bild 3.7. Da sich die Mehrachsigkeit während des Einschnürungsprozesses stets ändert, verwenden die Wissenschaftler in [12] die durchschnittliche Mehrachsigkeit, die wie folgt ermittelt werden kann:

$$T_{av} = \frac{1}{\varepsilon_{pl,v,f}} \int_0^{\varepsilon_{pl,v,f}} T(\varepsilon_{pl,v}) d\varepsilon_{pl,v} \quad (3.10)$$

3.1.2.3 Temperatur

Austenitische nichtrostende Stähle mit ausreichend hoher Austenitstabilität – d. h., es kommt nicht zur Umwandlung von Austenit in Verformungsmartensit – weisen auch bei äußerst niedrigen Einsatztemperaturen sehr hohe Zähigkeiten auf.

Wie bereits erwähnt, weist die ferritische Phase der austenitisch-ferritischen Stähle ein krz-Gitter auf. Tiefe Temperaturen führen bei Phasen mit krz-Gitter zur Blockierung von Gleitebenen [67], woraus die temperaturbedingte Versprödung der ferritischen Phase der Duplexstähle resultiert.

3.1.2.4 Dehnrage

Wie bereits in Abschnitt 3.1.1 beschrieben, hängt der duktile Verformungsbruch direkt mit dem Abgleiten benachbarter Atomgitterebenen zusammen. Das Einleiten von Gleitbewegungen sowie Abgleitprozesse selbst benötigen allerdings eine gewisse Zeit. Im Allgemeinen führt die Zunahme der Belastungsgeschwindigkeit bzw. der Dehnrage zur Erhöhung der Fließ- und der Bruchschubspannung. Demzufolge führen hohe Dehnraten einerseits zur Erweiterung des elastischen Bereichs und andererseits zur Reduzierung der Bauteilzähigkeit [67].

In der vorliegenden Arbeit werden ausschließlich KHP-X-Knoten unter vorwiegend ruhender Beanspruchung untersucht. Es wird davon ausgegangen, dass die auftretenden Belastungen quasistatisch sind. Die Bauteilversprödung infolge hoher Dehnraten wird daher nicht untersucht.

3.1.2.5 Quantifizierung der Zähigkeit

Der am weitesten verbreitete Versuch zur Quantifizierung der Werkstoffzähigkeit ist der Kerbschlagbiegeversuch nach Charpy. Zum einen ist die Versuchsdurchführung einfach und kostengünstig, zum anderen sind viele versprödende Einflussgrößen im Versuch integriert. So treten im Probeninneren hinter der Kerbe hohe Spannungsmehrachsigkeiten auf, die Dehnrage ist sehr hoch und die Prüfung kann ebenfalls bei tiefen Temperaturen durchgeführt werden, vgl. Abschnitte 3.1.2.2 bis 3.1.2.4.

Bild 3.8 zeigt Streubänder von Kerbschlagarbeit-Temperatur-Kurven von DVM-Proben aus austenitischen Chrom-Nickel-Stählen und ferritischen Chrom-Stählen. Unter Voraussetzung von Austenitstabilität ist bei den austenitischen nichtrostenden Stäh-

len ein Abfall der Kerbschlagarbeit von der Hochlage erst im Bereich des absoluten Nullpunkts erkennbar [113]. Das Verhalten der ferritischen nichtrostenden Stähle mit ausgeprägtem Steilabfall ähnelt dem der un- und niedriglegierten Baustähle aufgrund der ähnlichen Gitteraufbauten (krz-Gitter).

Kerbschlagarbeit-Temperatur-Kurven von DVM-Proben aus Duplexstahl EN 1.4462 in Abhängigkeit der Abkühlungsart und der Produktabmessung zeigt Bild 3.9. Bereits in Abschnitt 3.1.2.1 wird erwähnt, dass die Zähigkeit mit steigender Wanddicke des Produkts in der Regel abnimmt. Des Weiteren wirkt sich die Art der Abkühlung bei Halbzeugen mit großen Abmessungen signifikant aus [40]. Bei den betrachteten Produkten ergeben sich die höchsten Zähigkeiten bei maximaler Abkühlgeschwindigkeit nach der abschließenden Wärmebehandlung. Austenitisch-ferritische Stähle liegen hinsichtlich der Zähigkeit zwischen den austenitischen und ferritischen nichtrostenden Stählen [113], vgl. Bilder 3.8 und 3.9.

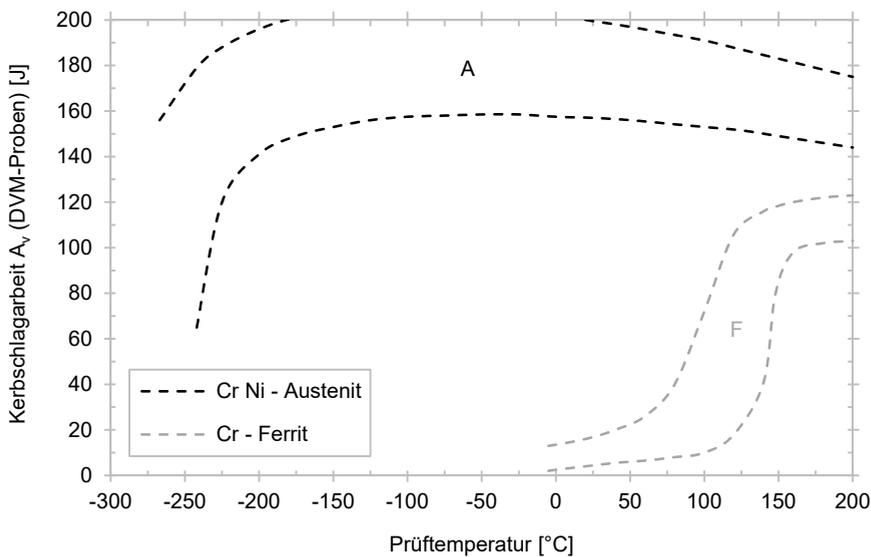


Bild 3.8 Kerbschlagarbeit-Temperatur-Streubänder von austenitischen und ferritischen nichtrostenden Stählen nach *Oppenheim*; übernommen aus [40]

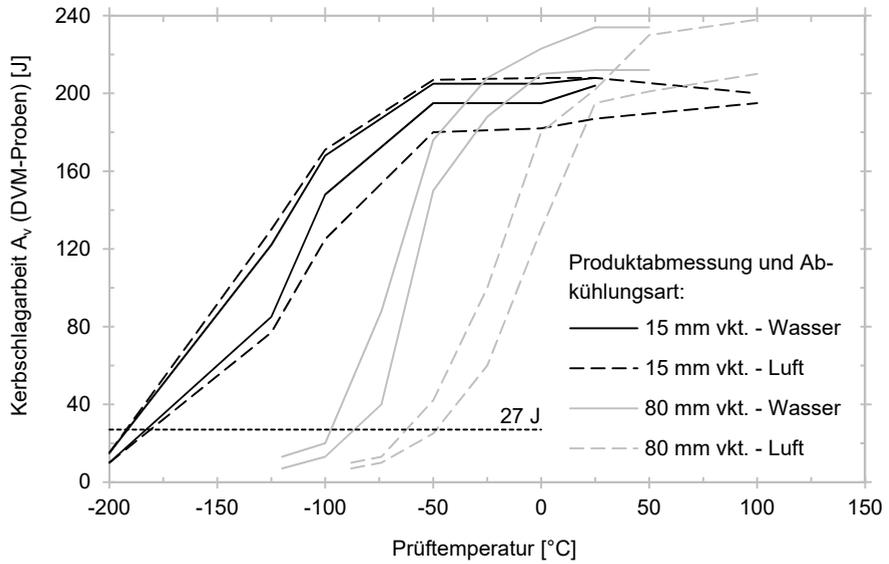


Bild 3.9 Kerbschlagarbeit-Temperatur-Streubänder von Duplexstahl EN 1.4462 nach Gumpel und Chlibec; übernommen aus [40]

3.2 Schädigungskurven aus der Literatur

Unter Schädigungskurven wird in der vorliegenden Arbeit die funktionale Beschreibung des Zusammenhangs zwischen der Dehnung bei Makrorissinitiierung und der Spannungsmehrachsigkeit bei duktilem Versagensverhalten eines Werkstoffs verstanden. Hiermit kann beispielsweise die Bruchdehnung bei multiaxialen Spannungszuständen mit jener bei einachsiger Beanspruchung ins Verhältnis gebracht werden. Es existieren einige Vorschläge für Schädigungskurven in Abhängigkeit verschiedener mechanischer Werkstoffeigenschaften (Bruchdehnung, Brucheinschnürung, Streckgrenzenverhältnis). Zur Verwendung dieser Kurven sind demzufolge keine aufwendigen experimentellen Untersuchungen zur Kalibrierung notwendig. Alle in diesem Abschnitt zusammengetragenen Schädigungskurven basieren auf dem Exponentialansatz nach *Hancock* und *Mackenzie* [56].

Aus der Bemessungsvorschrift der American Society of Mechanical Engineers für die Bemessung von Druckbehältern [4] stammt folgende Funktion für die ertragbare plastische Vergleichsdehnung für den lokalen Festigkeitsnachweis:

$$\varepsilon_{pl,v,ertr} = \varepsilon_{ref} e^{-\beta(T-\frac{1}{3})} = \varepsilon_{ref} e^{\left(\frac{\beta}{3}\right)} e^{-\beta T} = \alpha e^{-\beta T}. \quad (3.11)$$

Die Koeffizienten α und β lassen sich in Abhängigkeit des Werkstoffs entweder mit der technischen Bruchdehnung A_5 und dem Streckgrenzenverhältnis, der Brucheinschnürung und dem Streckgrenzenverhältnis oder konservativer allein mit dem Streckgrenzenverhältnis bestimmen. Die Stützstelle aller Kurven ist eine gegenüber der Bruchdehnung A_5 erhöhte Dehnung zur Berücksichtigung der Dehnungskonzentration im eingeschnürten Probenbereich beim Bruch. Diesem Dehnungswert ist eine Spannungsmehrachsigkeit von $1/3$ (einachsiger Zug) zugeordnet. Auch im Bereich $T < 1/3$ ist der Exponentialansatz nach *Hancock* und *Mackenzie* zu verwenden. Für austenitische nichtrostende Stähle mit einer technischen Bruchdehnung von 45% und einem Streckgrenzenverhältnis von 0,40 ergibt sich α zu 1,28 und β zu 0,41. Bei austenitisch-ferritischen Stählen mit einer technischen Bruchdehnung von 25% und einem Streckgrenzenverhältnis von 0,73 beträgt α 0,84 und β 1,90. In Bild 3.10 sind die Schädigungskurven nach ASME-Code [4] für die beiden Stähle dargestellt. Bei den gewählten Streckgrenzenverhältnissen und Bruchdehnungen handelt es sich um nominelle Werte nach DIN EN 10088-4 [23].

Der Schädigungsansatz nach *Hänel* et al. [58] wurde im Rahmen der Weiterentwicklung des in der FKM-Richtlinie [48] enthaltenen statischen Festigkeitsnachweises mit örtlichen Spannungen abgeleitet. Beim lokalen Nachweis gemäß dem genannten Regelwerk wird zunächst die Hauptzugspannung im Kerbgrund auf Basis einer linear-elastischen Berechnung ermittelt. Implizit wird im Anschluss unter Annahme elastisch-idealplastischen Werkstoffverhaltens und Verwendung der Neuber-Hyperbel aus dem ermittelten Wert die Gesamtdehnung (elastischer und plastischer Anteil) bestimmt. Der statische Nachweis erfolgt durch den Vergleich der vorhandenen Gesamtdehnung mit einem ertragbaren Dehnungswert, der von der Spannungsmehrrachsichtigkeit und der Werkstoffgruppe abhängig ist. Die von *Hänel* et al. [58] vorgeschlagene und in [48] aufgenommene ertragbare Gesamtdehnung im Bereich $T > 1/3$ lässt sich wie folgt ermitteln:

$$\varepsilon_{\text{ertr}} = (A_5 - \varepsilon_0) e^{\beta(1/3-T)} + \varepsilon_0 \quad \text{für } T > 1/3. \quad (3.12)$$

Dabei ist β vom Anpassungsfaktor α abhängig:

$$\beta = 3 \ln \left(\frac{\alpha}{A_5 - \varepsilon_0} \right). \quad (3.13)$$

Aus den Ergebnissen ihrer Analysen leiteten *Hänel* et al. einen einheitlichen Wert für α von 0,3 für alle untersuchten Werkstoffe (42CrMo4V, AlSi1MgMn und GGG 40 mit Mittelwerten der technischen Bruchdehnungen zwischen 10,8 und 21,8%) ab. Damit ergibt sich β wie folgt [125]:

$$\beta = 3 \ln \left(\frac{0,3}{A_5 - \varepsilon_0} \right). \quad (3.14)$$

Wie beim Ansatz gemäß ASME-Code [4] liegt die Stützstelle aller Kurven bei einer Spannungsmehrrachsichtigkeit von $1/3$. Allerdings verwenden *Hänel* et al. [58] die nicht modifizierte technische Bruchdehnung A_5 und setzen den Einschnürungseffekt somit deutlich konservativer an. Der Effekt wird lediglich in der Form berücksichtigt, dass der stark gedehnte, eingeschnürte Bereich innerhalb der Messlänge liegt. Im Bereich $T \leq 1/3$ begrenzen die Forscher zudem die ertragbare Dehnung auf die technische Bruchdehnung. Die Größe ε_0 entspricht der Gesamtdehnung, die bei rein hydrostatischer Zugbeanspruchung vom Werkstoff ohne die Entstehung eines Makrorisses ertragen wird. In Anlehnung an die mehrachsichtigkeitsunabhängige ertragbare Dehnung

der Werkstoffgruppe Stahl gemäß der Auflage der FKM-Richtlinie aus dem Jahr 2003 [47] schlagen Hänel et al. für ϵ_0 einen Wert von 5% vor. Für große Werte der Spannungsmehrachsigkeit erscheint dieser Wert allerdings sehr hoch [80]. Bild 3.10 zeigt die Schädigungskurve gemäß [58] bzw. [48] für einen Duplexstahl mit $A_5 = 25\%$, $\epsilon_0 = 5\%$ und $\alpha = 0,3$. Da sich die mechanischen Eigenschaften der Duplexstähle deutlich von denen der Vergütungsstähle, Aluminiumknet- sowie Gusseisenwerkstoffe unterscheiden, ist eine Übertragung des von Hänel et al. ermittelten Werts für α von 0,3 auf austenitisch-ferritische Stähle allerdings fragwürdig. Darüber hinaus liegen die Bruchdehnungen der Werkstoffe, für die ein einheitlicher Wert für α von 0,3 gefunden wurde, zwischen 10,8% und 21,8% und damit deutlich unterhalb typischer Bruchdehnungswerte von austenitischen Stählen. Für diese Werkstoffgruppe müsste demzufolge ein größerer α -Wert gewählt werden. Der Mindestwert beträgt gerade die Differenz von A_5 und ϵ_0 . In diesem Grenzfall „entartet“ die Schädigungskurve im Bereich $T > 1/3$ zu einer Horizontalen.

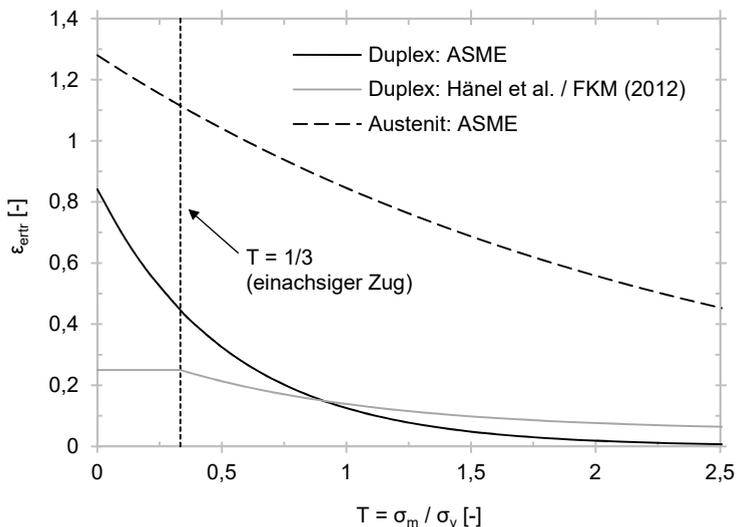


Bild 3.10 Schädigungskurven für nichtrostende Stähle auf Grundlage nomineller mechanischer Werkstoffeigenschaften nach ASME-Code [4] und Hänel et al. [58]

Ebenfalls im Zusammenhang der Weiterentwicklung der FKM-Richtlinie schlägt *Leis* in [80] eine weitere Schädigungskurve vor. Auch dieser Vorschlag basiert auf dem von *Hancock* und *Mackenzie* [56] formulierten Exponentialansatz. Auf sicherer Seite liegend, setzt *Leis* den Wert für $\varepsilon_{pl,vn}$ gleich Null. Der Faktor von 3/2 im Exponenten, übernommen von *Hancock* und *Mackenzie*, gilt werkstoffunabhängig. Somit ergibt sich der Ansatz nach *Leis* [80] wie folgt:

$$\varepsilon_{pl,v,f} = \alpha \cdot e^{-\frac{3}{2}T_m} \quad \text{mit } \alpha = \frac{\varepsilon_{w,1,f}(Z)}{e^{-\frac{3}{2}T_m}}. \quad (3.15)$$

Die wahre Hauptzugdehnung beim Bruch ist nach Gleichung (5.3) zu ermitteln und die mittlere Mehrachsigkeit T_m ergibt sich aus der Entwicklung der Brucheinschnürung während des Zugversuchs an einer ungekerbten Zugprobe. T_m ist der arithmetische Mittelwert der anfänglichen Mehrachsigkeit von 1/3 und der Mehrachsigkeit beim Bruch. Auf Grundlage einer Regressionsanalyse entwickelte *Leis* folgenden empirischen Ausdruck für die Mehrachsigkeit beim Bruch in Abhängigkeit der Brucheinschnürung und der Gleichmaßdehnung:

$$T_f = \frac{1}{3} e^{1,44 \left(Z - \frac{\varepsilon_u}{1 + \varepsilon_u} \right)}. \quad (3.16)$$

Zur Berücksichtigung der Dehnungskonzentration im Einschnürungsbereich liegt die Stützstelle der Schädigungskurve nach *Leis* bei einer gegenüber dem einachsigen Beanspruchungszustand erhöhten Mehrachsigkeit T_m . Diesem Wert der Spannungsmehrachsigkeit ist die wahre Bruchdehnung nach Gleichung (5.3) zugeordnet. Analog zum Ansatz nach *Hänel* et al. begrenzt *Leis* im Bereich $T < T_m$ die ertragbare Dehnung auf die wahre Bruchdehnung aus dem Zugversuch. Wie bereits erwähnt, werden die Brucheinschnürung und die Gleichmaßdehnung zur Definition der Schädigungskurve benötigt. In DIN EN 10088-4 [23] sowie den technischen Lieferbedingungen für KHP aus nichtrostenden Stählen [24],[25],[26],[27] sind keine Mindestwerte der Brucheinschnürung und Gleichmaßdehnung enthalten. Demzufolge ist die direkte Festlegung von Schädigungskurven nach *Leis* auf Basis nomineller mechanischer Eigenschaften nicht möglich.

3.3 Versuche an Zug- und Scherproben

3.3.1 Einleitung

Neben Versuchen an KHP-X-Knoten, dokumentiert in Abschnitt 4, werden im Rahmen dieser Arbeit experimentelle Untersuchungen an gekerbten und ungekerbten Rund- und Flachzugproben sowie einer Scherprobe aus nichtrostendem Duplexstahl EN 1.4462 durchgeführt. Die Ergebnisse dieser Versuche dienen zur Ableitung eines dehnungsbezogenen Schädigungskriteriums für die Werkstoffgruppe der nichtrostenden austenitisch-ferritischen Stähle. Die Ergebnisse dieser Versuchsreihen (RZ, FZ und S) bilden demzufolge die Basis der Verformungsbegrenzung der untersuchten Anschlüsse. Zusätzlich werden Kerbschlagbiegeversuche nach Charpy bei Raumtemperatur sowie -50 °C durchgeführt.

3.3.2 Versuchsprogramm und Probenabmessungen

Aus einem warmgewalzten Blech aus austenitisch-ferritischem Stahl EN 1.4462 im lösungsgeglühten Zustand mit einer nominellen Dicke von 30 mm werden unterschiedliche Proben ausgearbeitet. Sämtliche Proben werden aus der Blechmitte (Mittlelebene des Blechs) entnommen. Die Proben sind in Bild 3.11 dargestellt. Bei austenitisch-ferritischen Stählen ist die Zähigkeit rechtwinklig zur Walzrichtung in der Regel geringer als jene parallel zur Walzrichtung. Aus diesem Grund werden die Zugproben so entnommen, dass die Winkel zwischen den Probenlängsachsen und der Walzrichtung stets 90 Grad betragen. Wie bereits in Abschnitt 3.1.2.5 erwähnt, liegen bei großen Produktwanddicken häufig niedrigere Werkstoffzähigkeiten als bei geringeren vor. Demzufolge werden die Proben aus einem 30 mm dicken Blech entnommen, angelehnt an die maximal zulässige Wanddicke von 25 mm nach DIN EN 1993-1-8 [32] für Hohlprofilknoten aus un- und niedriglegierten Baustählen.

Die Reihe RZ umfasst Zugversuche an einer ungekerbten sowie zwei gekerbten Rundproben, dargestellt in Bild 3.11. Das Nennmaß des Nettodurchmessers aller Zugproben beträgt 6 mm, der Bruttonenndurchmesser der beiden gekerbten Proben 18 mm. Die beiden Kerbstäbe weisen Nennkerbradien von 5 mm bzw. 1,2 mm auf. Während bei der Probe mit einem Nennkerbradius von 5 mm eine U-förmige

Kerbe eingebracht ist, weist die Probe mit einem Nennradius von 1,2 mm eine umlaufende V-Kerbe mit einem Öffnungswinkel von 90 Grad auf, siehe Bild 3.12.

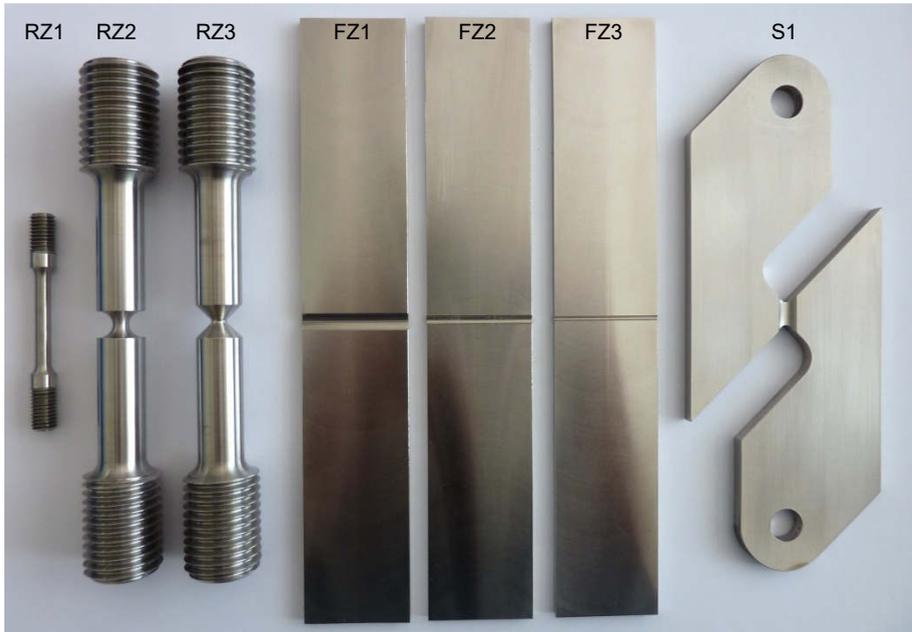


Bild 3.11 Gekerbte und ungekerbte Zugproben sowie Scherprobe aus austenitisch-ferritischem Stahl EN 1.4462 – Versuchsreihen RZ, FZ und S

Die Reihe FZ umfasst drei Zugversuche an gekerbten Flachproben, dargestellt in Bild 3.11. Die beidseitig eingebrachten, rechtwinklig zur Probenlängsachse verlaufenden Rundkerben weisen Nennradien von 5 mm, 2 mm bzw. 1 mm auf, siehe Bild 3.12. Die Nennbreite aller Flachproben beträgt 44 mm, die Bruttonenndicke 4,5 mm und das Nennmaß der Nettodicke 1,5 mm. Somit ergibt sich bei allen Proben dieser Versuchsreihe ein Verhältnis von Nennbreite zu -dicke im Nettoquerschnitt von ca. 30. Dieser hohe Wert des Seitenverhältnisses wird gewählt, um einen ebenen Dehnungszustand im Nettoquerschnitt der Proben zu erzeugen.

Die Versuchsreihe S umfasst ein Experiment an einer 7 mm dicken Scherprobe, dargestellt in Bild 3.11. Im geschwächten Querschnitt beträgt die Nenndicke 3 mm und der Nennwert der Höhe 10 mm. Bedingt durch die Probengeometrie liegt bei Be-

lastungsbeginn im Nettoquerschnitt eine reine Schubbeanspruchung vor. Die Hauptspannungen σ_1 und σ_3 wirken dann unter 45 Grad zur Walzrichtung.

In Tabelle 5 sind die arithmetischen Mittelwerte der relevanten gemessenen Probenabmessungen der Versuchsreihen RZ, FZ und S zusammengefasst.

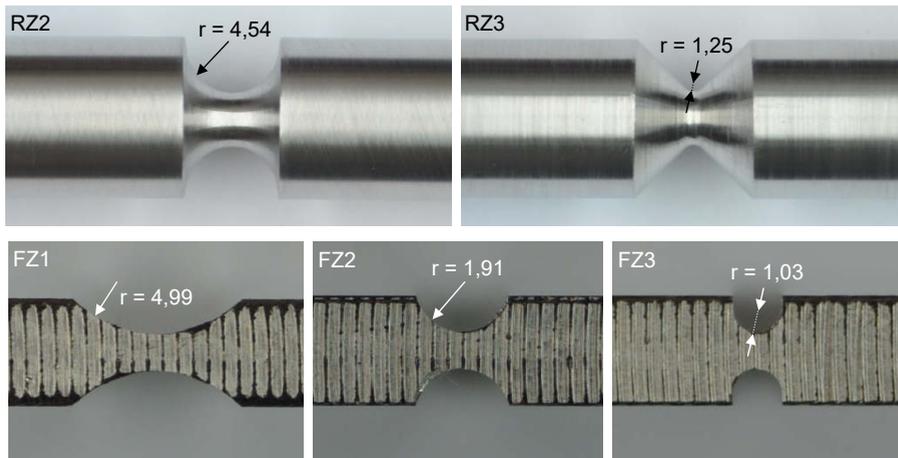


Bild 3.12 Kerben an Rund- und Flachzugproben – Versuchsreihen RZ und FZ

Proben- bezeichnung	Nettoquerschnitt ¹⁾		Bruttoquerschnitt ¹⁾		Ausrundung r [mm]
	b _{net} [mm]	t _{net} [mm]	b _{bru} [mm]	t _{bru} [mm]	
FZ1	44,35	1,54	44,35	4,52	4,99
FZ2	44,36	1,55	44,36	4,51	1,91
FZ3	44,00	1,51	44,00	4,51	1,03
	d _{net} [mm]	-	d _{bru} [mm]	-	r [mm]
RZ1 ²⁾	5,98 ²⁾		5,98 ²⁾		∞ ²⁾
RZ2	6,00		18,00		4,54
RZ3	6,01		18,00		1,25
	h _{net} [mm]	t _{net} [mm]	t _{bru} [mm]	-	r [mm]
S1	9,79	3,00	7,02		5,18

1) Nettoquerschnitt: Querschnitt mit geringster Fläche; Bruttoquerschnitt: Ungeschw. Querschnitt
 2) Ungekerbte Rundzugprobe, dargestellt in Bild 3.11

Tabelle 5 Mittelwerte der gemessenen Probenabmessungen – Versuchsreihen RZ, FZ und S

Neben den Zug- und Scherversuchen werden Kerbschlagbiegeversuche nach Charpy an Normal-Proben mit V-Kerbe bei Raumtemperatur und -50 °C durchgeführt.

3.3.3 Versuchsdurchführung

Die quasistatischen Versuche der Reihen RZ, FZ und S werden bei Raumtemperatur durchgeführt. Die Wahl der Beanspruchungsgeschwindigkeiten (bereichsweise konstant) erfolgt nach DIN EN ISO 6892-1 [36].

In den Versuchsreihen RZ und FZ wird die Verformungsmessung mit berührenden Wegaufnehmern durchgeführt. Dabei beträgt die Messlänge bei allen Proben 30 mm. Während der Durchführung des Scherversuchs wird das Oberflächenverschiebungsfeld im Bereich des geschwächten Querschnitts auf einer Seite der Probe berührungslos gemessen und aufgezeichnet (3D-Bildkorrelation).

3.3.4 Versuchsergebnisse

In Tabelle 6 sind die Versuchsergebnisse der Reihen RZ und FZ zusammengefasst. Bei der Versuchsreihe FZ werden breitenbezogene Brucheinschnürungen anhand der Kontraktion in Blechdickenrichtung ausgewertet. Wie bereits erwähnt, ist die Geometrie der Flachzugproben so festgelegt, dass abgesehen von den beiden Randzonen (bei den kurzen Seiten des Nettoquerschnitts) im gesamten Nettoquerschnitt ein ebener Dehnungszustand (EDZ) herrscht.

Probenbezeichnung	$\sigma_{0,2}$ [MPa]	F_u / A_{net} [MPa]	rel. F_u / A_{net} ¹⁾ [-]	A_{30} ⁴⁾ [%]	Z bzw. z [%]
RZ1	490	731	1,00	34,6	79
RZ2	- ³⁾	981	1,34	9,3	76
RZ3	- ³⁾	1182	1,62	6,0	67
FZ1	- ³⁾	817	1,12	3,2	71 ÷ 78 ²⁾
FZ2	- ³⁾	903	1,24	2,4	68 ÷ 76 ²⁾
FZ3	- ³⁾	957	1,31	1,8	60 ÷ 68 ²⁾

1) Spannung bezogen auf Ergebnisse der Versuche an Rundzugprobe RZ1 (ungekerbte Probe)
 2) Einschnürung in Dickenrichtung wegen EDZ; $z = (t_{net} - t_{net,l}) / t_{net}$ und $t_{net,l}(b) \neq \text{konstant}$
 3) Wert kann nicht angegeben werden, da $\epsilon_{pl} = 2\%$ im nicht gekerbten Bereich nicht erreicht wurde
 4) Meßlänge $L_0 = 30$ mm

Tabelle 6 Zusammenfassung der Versuchsergebnisse – Versuchsreihen RZ und FZ

Die Bilder 3.13 und 3.14 zeigen die technischen Spannungs-Dehnungs-Kurven der Rund- und Flachzugproben. Die Maschinenkräfte sind dabei auf den anfänglichen Nettoquerschnitt und die Längenänderungen auf eine Messlänge von 30 mm bezogen. Die teilweise auftretenden Unstetigkeiten in den Spannungs-Dehnungs-Kurven sind auf normkonforme sprunghafte Änderungen der Dehnraten zurückzuführen. Die dargestellten Kurven illustrieren die versprödende Wirkung multiaxialer Spannungszustände anhand abnehmender Bruchdehnungen sowie steigender Tragfähigkeiten mit zunehmender Kerbschärfe bzw. Spannungsmehrachsigkeit.

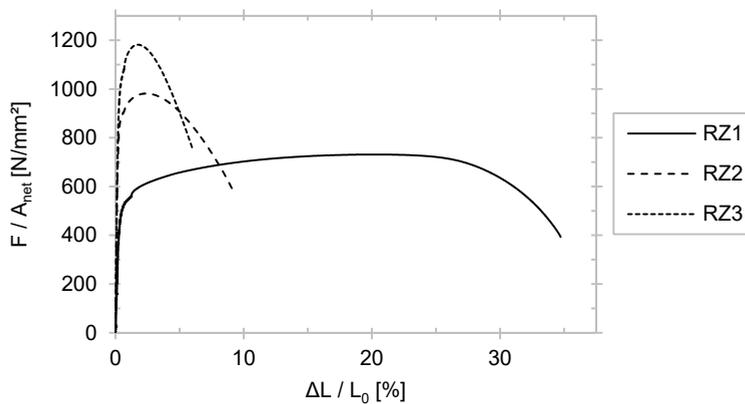


Bild 3.13 Experimentell bestimmte Spannungs-Dehnungs-Kurven – Versuchsreihe RZ

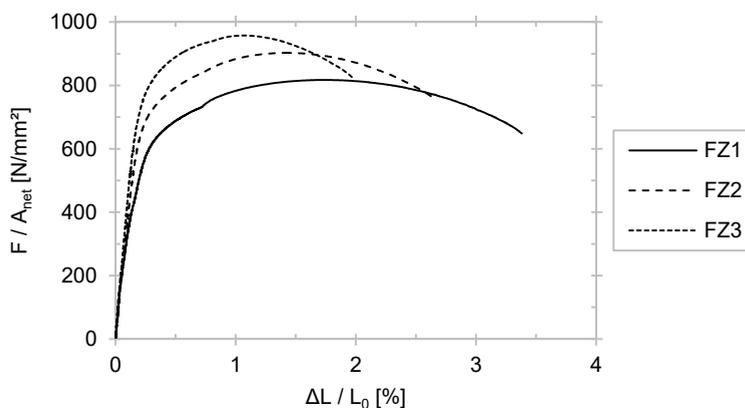


Bild 3.14 Experimentell bestimmte Spannungs-Dehnungs-Kurven – Versuchsreihe FZ

Bei den Proben der Versuchsreihe RZ kann ein anisotropes Brucheinschnürungsverhalten mit abnehmender Bruchflächenasymmetrie bei steigender Mehrachsigkeit des Spannungszustands beobachtet werden. Das Durchmesserverhältnis $d_{y,f}/d_{z,f}$ der elliptischen Bruchfläche der Probe RZ1 beträgt beispielsweise 2,0 (mit maximaler Einschnürung in Dickenrichtung des Blechs). Bild 3.15 zeigt mikroskopische Aufnahmen der Bruchflächen der Rundzugproben RZ1 bis RZ3. Alle Bruchflächen weisen ein fasrig mattes Aussehen im Probenzentrum auf. An den Rändern befinden sich umlaufende Scherlippen („Teller-Tassen“-Bruchflächen). Bei allen drei Rundproben treten duktile Normalspannungsbrüche auf.

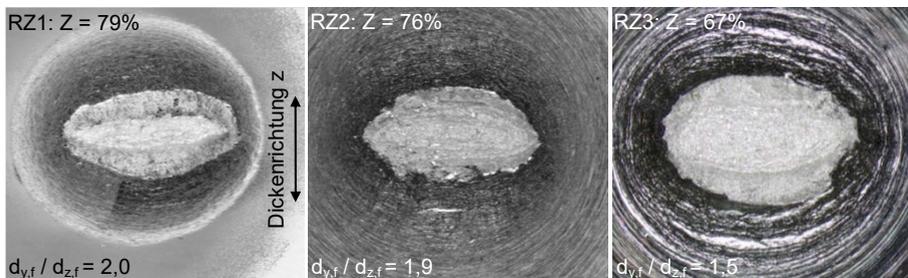


Bild 3.15 Bruchflächen der Proben – Versuchsreihe RZ

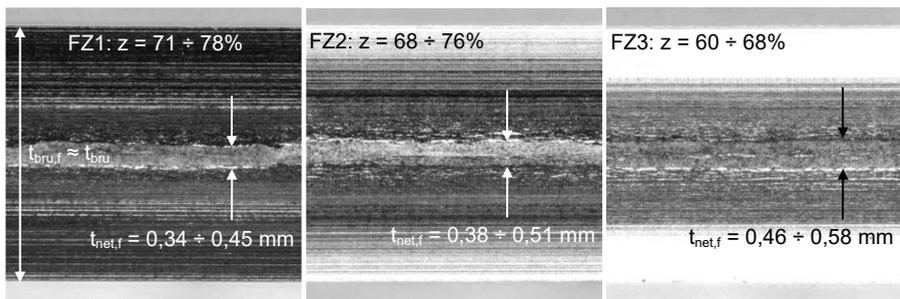


Bild 3.16 Bruchflächen der Proben – Versuchsreihe FZ

Bild 3.16 zeigt mikroskopische Aufnahmen der Bruchflächen der Flachzugproben FZ1 bis FZ3. Bei den Proben der Versuchsreihe FZ variiert die im maximal eingeschnürten Querschnitt (Bruchebene) gemessene Probendicke $t_{net,f}$ über die Breite der Bruchfläche. Aus diesem Grund sind in der Tabelle 6 Wertebereiche der breitenbezogenen Brucheinschnürung angegeben. Aus makroskopischer Sicht liegen bei den Flachzugproben der Reihe FZ reine Scherbrüche vor.

In Bild 3.17 ist die technische Spannungs-Dehnungs-Kurve der Scherprobe S1 dargestellt. Die Längenänderung ist dabei auf den anfänglichen Abstand zwischen den Bezugspunkten A und B von 100 mm und die Kraft auf den Nettoquerschnitt bezogen. Das Bild zeigt zudem die Lage der beiden Punkte auf der Probe. Das Bild 3.18 zeigt den gekerbten Bereich der Scherprobe S1 unmittelbar vor dem Bruch. Die Scherbruchfläche liegt in der Ebene der maximalen Schubbeanspruchung. Bei der Probe wird ein reines Scherbruchversagen beobachtet.

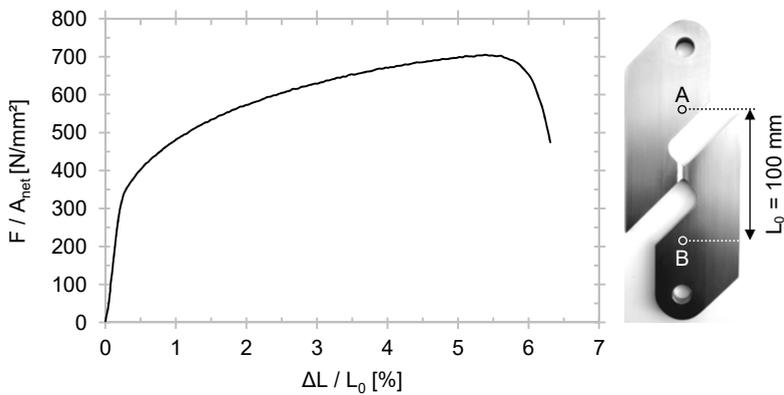


Bild 3.17 Experimentell bestimmte Spannungs-Dehnungs-Kurve – Scherprobe S1

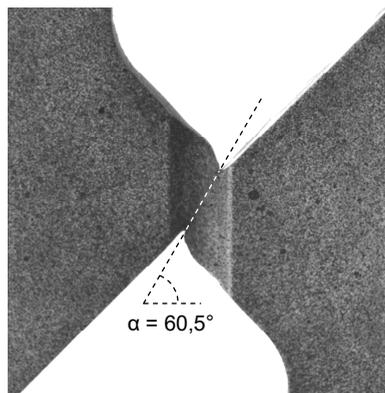


Bild 3.18 Detaildarstellung der Scherprobe unmittelbar vor dem Bruch

Die Bilder 3.19 und 3.20 zeigen optisch gemessene wahre Oberflächenhauptzugdehnungen im gekerbten Bereich der Scherprobe S1 bei unterschiedlichen Beanspruchungsniveaus. Die dargestellten Dehnungen liegen bei $\Delta L/L_0$ gleich 1,65% bzw. 3,81% vor. Diese Verformungszustände korrespondieren mit technischen Schubspannungen im Nettoquerschnitt von 546 MPa bzw. 664 MPa.

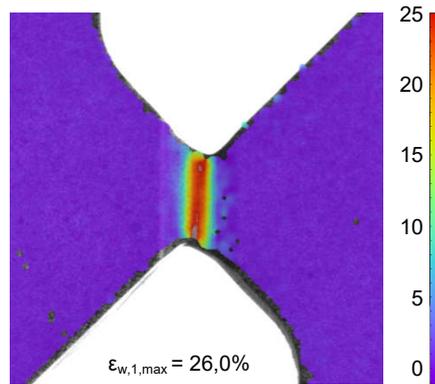


Bild 3.19 Versuchstechnisch bestimmte wahre Hauptzugdehnung bei $\Delta L / L_0 = 1,65\%$ ($\tau = 546$ MPa)

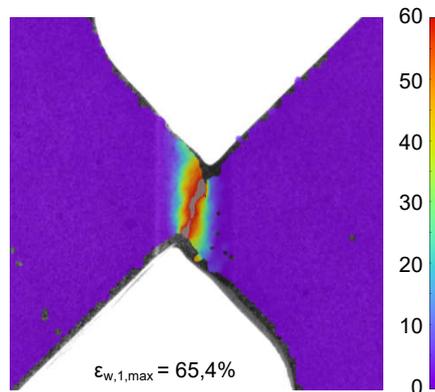


Bild 3.20 Versuchstechnisch bestimmte wahre Hauptzugdehnung bei $\Delta L / L_0 = 3,81\%$ ($\tau = 664$ MPa)

Die Ergebnisse der Kerbschlagbiegeversuche nach Charpy sind in Tabelle 7 zusammengefasst. Bei allen Proben treten duktile Brüche auf (gesamte Bruchfläche mit fasrig mattem Aussehen, ausgeprägte laterale Breitung). Sowohl die bei Raumtemperatur als auch bei -50°C ermittelten Kerbschlagarbeiten befinden sich in der Hochlage im KV-T-Diagramm. Die bei einer Prüftemperatur von -50°C gemessenen Kerbschlagenergiewerte KV liegen zwischen 212 und 256 Joule und korrespondieren damit mit den Versuchsergebnissen von *Gümpel* und *Chlibec*, dargestellt in Bild 3.9.

Probenbezeichnung	Prüftemperatur [°C]	Kerbschlagarbeit KV ¹⁾ [J]
D-K1-RT	RT	> 300 ²⁾
D-K2-RT	RT	> 300 ²⁾
D-K3-RT	RT	> 300 ²⁾
D-K1-50	-50	256
D-K2-50	-50	236
D-K3-50	-50	212
1) Normal-Probe mit h/b = 10 mm/10 mm und V-Kerbe nach Charpy		
2) Maximale Prüfkapazität von 300 J wurde erreicht		

Tabelle 7 Ergebnisse der Kerbschlagbiegeversuche nach Charpy an Proben aus EN 1.4462

Wie bereits erwähnt, gelten die in Abschnitt 3.2 beschriebenen dehnungsbezogenen Schädigungskurven für duktile Rissinitiierung. Aufgrund der hohen Zähigkeiten im Vergleich zu den allgemeinen Baustählen wird bei den betrachteten nichtrostenden austenitischen und austenitisch-ferritischen Stählen im bautechnisch relevanten Temperaturbereich über ca. -40°C von einem duktilen Versagen ausgegangen, dies zeigt sich z. B. auch anhand der Ergebnisse der im Rahmen der Arbeit durchgeführten Kerbschlagbiegeversuche (vgl. Tabelle 7). Zudem beträgt der Mindestwert der Kerbschlagarbeit bei -40°C gemäß den technischen Lieferbedingungen für nahtlose [24] sowie geschweißte [25] KHP z. B. 40 Joule für den Werkstoff EN 1.4462. Gemäß der allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassung Z-30.3-6 [2] muss bei den austenitisch-ferritischen Stahlsorten ebenfalls eine Kerbschlagarbeit von 40 Joule bei -40°C nachgewiesen werden.

3.3.5 Ableitung einer Schädigungskurve

Wie bereits in Abschnitt 3.2 erläutert, beschreiben Schädigungskurven im Allgemeinen den Zusammenhang zwischen der Dehnung bei Makrorissinitiierung und der Mehrachsigkeit des Spannungszustands. In diesem Abschnitt wird eine Schädigungskurve für die Gruppe der nichtrostenden austenitisch-ferritischen Stähle abgeleitet. Zur Generierung von Stützstellen der Schädigungskurve werden FEM-Simulationen der Zugversuche sowie des Scherversuchs mit dem Programmsystem ANSYS zur Bestimmung der lokalen plastischen Vergleichsdehnungen beim Bruch, am Ort der Makrorissinitiierung, und den korrespondierenden lokalen Spannungsmehrachsigkeiten durchgeführt. Die folgenden Punkte geben die wesentlichen Merkmale der numerischen Simulationen wieder:

- Verwendung von Solidelementen des Typs „Solid186“, vgl. Abschnitt 5.2.2;
- Nutzung von Symmetrieebenen → Berechnung von Achtelmodellen (Versuchsreihen RZ und FZ) sowie eines Halbmodells (Scherversuch), vgl. Abschnitt 5.2.5;
- Ansatz isotroper Plastizität nach *von Mises* sowie anisotroper Plastizität nach *Hill* zur Bewertung des Einflusses der Werkstoffanisotropie, vgl. Abschnitt 5.4.2;
- Kinematisches Verfestigungsverhalten, vgl. Abschnitt 5.2.1.

Wie in Abschnitt 3.3.4 gezeigt, liegen bei den Rundzugproben ellipsenförmige Bruchflächen vor, woraus ein Vorliegen anisotropen Werkstoffverhaltens gefolgert wird. Die Richtung der maximalen Einschnürung ist die Blechdickenrichtung. Die Kalibrierung der normierten, richtungsabhängigen Fließspannungen für das *Hill*'sche Werkstoffmodell erfolgt auf Basis des bei der Zugprobe RZ1 gemessenen Durchmesser- verhältnisses der Bruchfläche von 2,0 bei einer Brucheinschnürung von 79%. Bei den numerischen Modellen mit anisotroper Plastizität, bezeichnet mit „ANISO“, wird die Fließnormalspannung in Blechdickenrichtung (z-Richtung) gegenüber den Fließnormalspannungen in Probenlängs- und -querrichtung (x- und y-Richtung) abgesenkt. Außerdem erfolgt eine Reduzierung der Fließschubspannungen in der yz- sowie der xz-Ebene in Abhängigkeit der Fließnormalspannung in Dickenrichtung.

Die normierten Fließschubspannungen werden wie folgt ermittelt:

$$R_{ij} = \frac{R_{ii} + R_{jj}}{2} \quad \text{mit } i, j = x, y, z; i \neq j. \quad (3.17)$$

Beim Simulationsmodell der Probe RZ1 ergibt sich mit normierten Fließspannungen $R_{xx} = R_{yy} = R_{xy} = 1$, $R_{zz} = 0,74$ und $R_{yz} = R_{xz} = 0,87$ bei einer Einschnürung von 79% das angestrebte Durchmesser Verhältnis $d_{y,f}/d_{z,f}$ von 2,0. Einen Vergleich der Bruchfläche der Zugprobe mit der simulierten eingeschnürten Querschnittsfläche zeigt Bild 3.21. Dieses veranschaulicht, dass sich die Plastizität nach *Hill* sehr gut eignet, das anisotrope Einschnüren der Probe abzubilden. Die Ergebnisse einer vergleichenden FEM-Simulation mit einer leicht abgesenkten Fließnormalspannung in Walzrichtung (vgl. Abschnitt 2.6) zeigen einen nicht signifikanten Einfluss dieser Modifikation auf die Spannungsmehrschigkeiten und plastischen Vergleichsdehnungen im maximal eingeschnürten Probenquerschnitt.

In den Simulationen der Zugversuche und des Scherversuchs mit *Hill*'scher Plastizität werden die genannten Werte der bezogenen Fließspannungen angesetzt. Die Bilder 3.22 bis 3.28 zeigen die experimentell und numerisch ermittelten Spannungs-Dehnungs-Kurven unter Ansatz isotropen sowie anisotropen Werkstoffverhaltens. Zudem ist der Verlauf der Spannungsmehrschigkeit am anzunehmenden Ort der Makrorissinitiierung (Versuchsreihen RZ und FZ: im Probenzentrum; Scherversuch: auf der Probenoberfläche) in den genannten Diagrammen dargestellt.

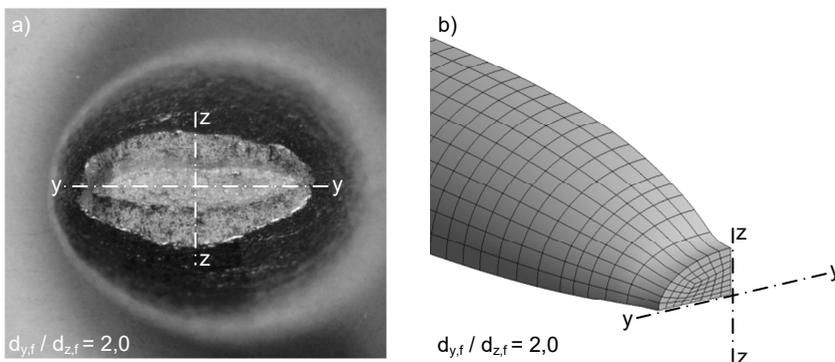


Bild 3.21 Bruchfläche (a) und verformtes FE-Modell (b) – RZ1

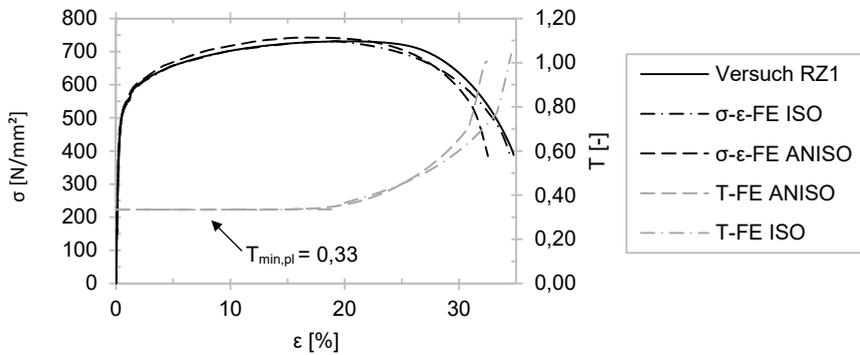


Bild 3.22 Spannungs-Dehnungs-Kurven, Spannungsmehrachsigkeit – RZ1

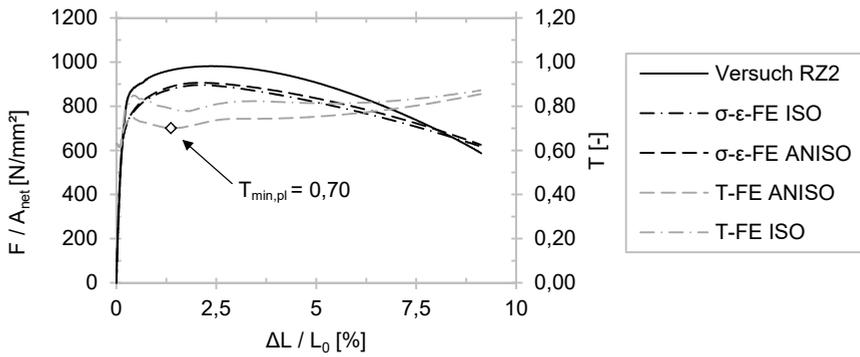


Bild 3.23 Spannungs-Dehnungs-Kurven, Spannungsmehrachsigkeit – RZ2

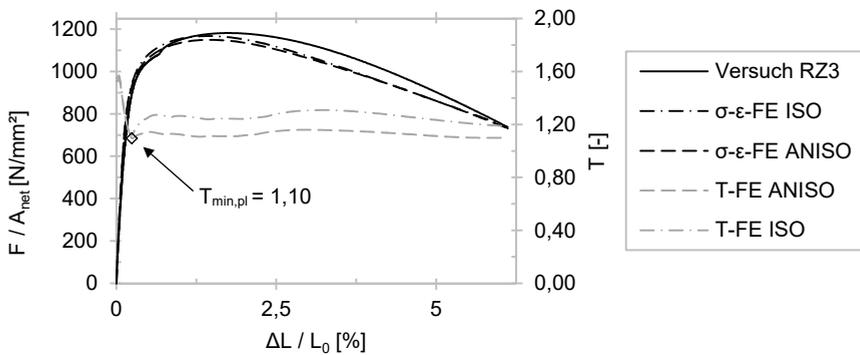


Bild 3.24 Spannungs-Dehnungs-Kurven, Spannungsmehrachsigkeit – RZ3

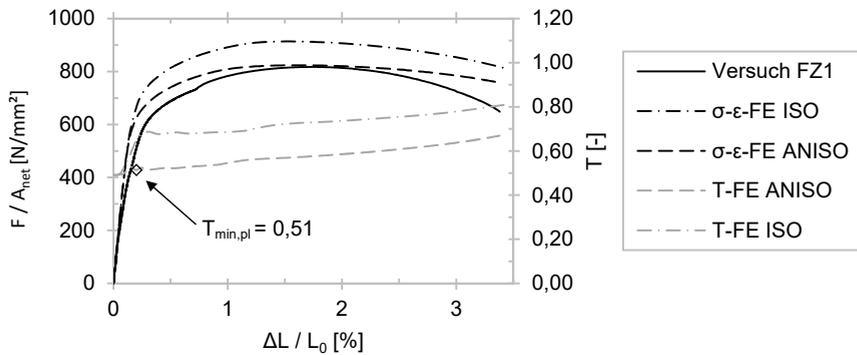


Bild 3.25 Spannungs-Dehnungs-Kurven, Spannungsmehrachsigkeit – FZ1

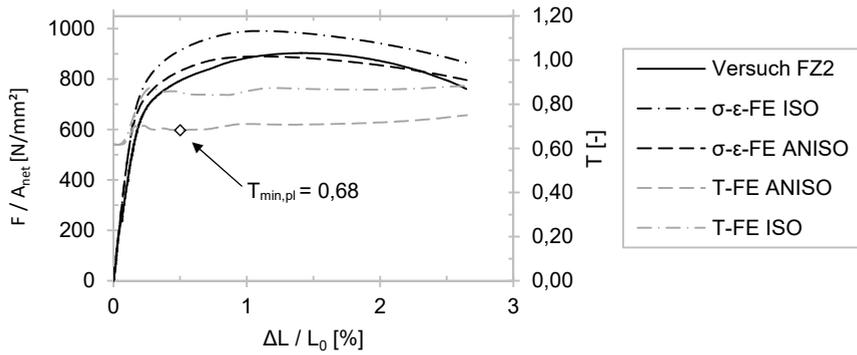


Bild 3.26 Spannungs-Dehnungs-Kurven, Spannungsmehrachsigkeit – FZ2

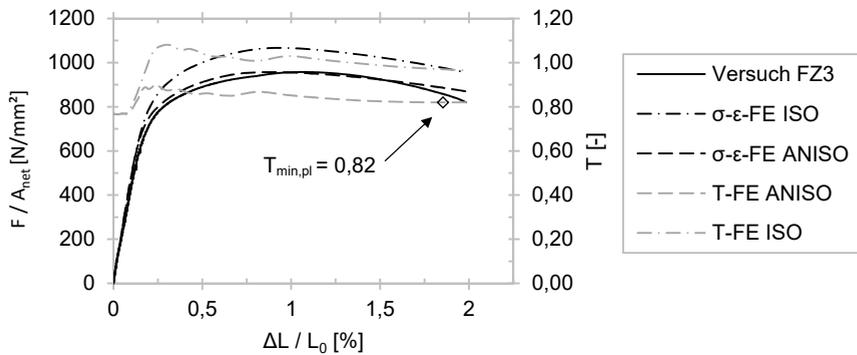


Bild 3.27 Spannungs-Dehnungs-Kurven, Spannungsmehrachsigkeit – FZ3

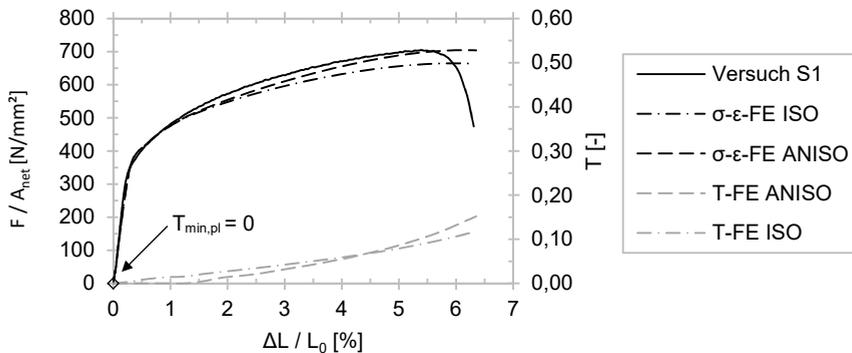


Bild 3.28 Spannungs-Dehnungs-Kurve, Spannungsmehrachsigkeit – S1

Generell liegt eine gute Übereinstimmung zwischen den experimentell und numerisch bestimmten Ergebnissen hinsichtlich der Spannungs-Dehnungs-Kurven vor. Bei den Simulationen der Versuche an den Flachzugproben liefern die Modelle mit Hill'scher Plastizität hingegen eine deutlich bessere Übereinstimmung als die Modelle mit isotropem Werkstoffverhalten. Außerdem ergeben sich bei den Modellen mit anisotroper Plastizität deutlich niedrigere Spannungsmehrachsigkeiten. Folglich wäre die Ableitung einer Schädigungskurve unter Vernachlässigung des anisotropen Werkstoffverhaltens nicht konservativ.

Probenbezeichnung	$\epsilon_{pl,v,f}$ [-]		Spannungsmehrachsigkeit ⁵⁾	
	Lokal	Integral	$T_{min,pl}$ [-]	T_{av} [-]
RZ1	1,74 ¹⁾	1,56 ³⁾	0,33 ¹⁾	0,56 ¹⁾
RZ2	1,42 ¹⁾	1,43 ³⁾	0,70 ¹⁾	0,79 ¹⁾
RZ3	0,76 ¹⁾	1,10 ³⁾	1,10 ¹⁾	1,13 ¹⁾
FZ1	1,47/1,35 ²⁾	1,37 ³⁾	0,51/0,41 ²⁾	0,65/0,48 ²⁾
FZ2	1,38/1,26 ²⁾	1,27 ³⁾	0,68/0,43 ²⁾	0,74/0,49 ²⁾
FZ3	1,23/1,20 ²⁾	1,02 ³⁾	0,82/0,45 ²⁾	0,85/0,50 ²⁾
S1	1,14/ 1,38 ²⁾	1,03 ⁴⁾	0/0 ²⁾	0,07/0,05 ²⁾

1) Lokaler Wert im Probenzentrum aus dem FEM-Modell mit anisotroper Plastizität
 2) Lokaler Wert aus dem FEM-Modell mit anisotroper Plastizität: Probenzentrum/-oberfläche
 3) Ermittelt mit Gl. (5.3) mit gemessenen Brucheinschnürungen Z bzw. $z_m = (z_{min} + z_{max})/2$
 4) Integrale Dehnung aus dem FEM-Simulationsmodell mit anisotroper Plastizität
 5) Spannungsmehrachsigkeit aus den FEM-Simulationsmodellen mit anisotroper Plastizität

Tabelle 8 Experimentell und numerisch bestimmte Ergebnisse zur Generierung von Stützstellen der Schädigungskurve

Aus diesem Grund werden die numerischen Modelle mit anisotropem Werkstoffverhalten weiterverwendet. Bei der Auswertung der Simulationsmodelle wird der Bruchzustand auf Basis der experimentell bestimmten Brucheinschnürungen Z bzw. z_m definiert. In Tabelle 8 sind die Ergebnisse der numerischen Berechnungen, die zur Generierung von Stützstellen der Schädigungskurve benötigt werden, zusammengefasst. Zudem enthält die Tabelle integrale plastische Vergleichsdehnungen beim Bruch, welche bei den Zugproben mit Gleichung (5.3) ermittelt sind. Bei der Scherprobe erfolgt die Bestimmung der entsprechenden Größe auf Basis der Ergebnisse der FEM-Simulation. Die Bilder 3.30 und 3.31 bestätigen die gute Übereinstimmung zwischen den Ergebnissen des Versuchs und der numerischen FEM-Simulation bezüglich der lokalen Hauptzugdehnungen im gekerbten Bereich der Scherprobe. Bei der Ermittlung der integralen plastischen Vergleichsdehnungen beim Bruch wird zunächst die Bruchfläche durch Verschneiden der Versagensebene mit dem Probenvolumen definiert. Danach werden die wahren plastischen Vergleichsdehnungen über die Bruchfläche integriert und anschließend auf jene bezogen. In Bild 3.32 ist die Vorgehensweise illustriert.

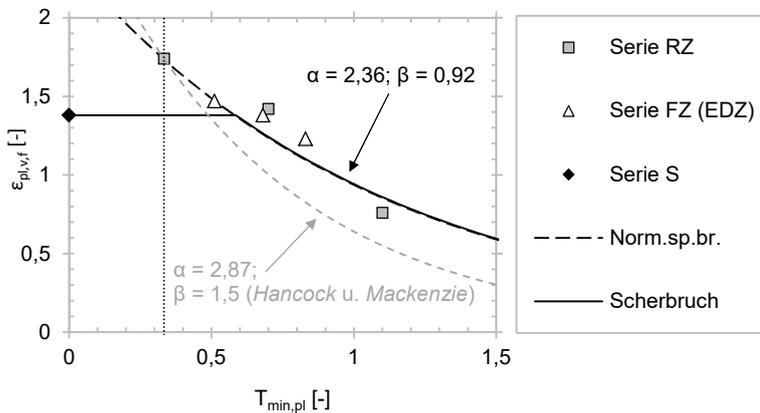


Bild 3.29 Schädigungskurven und experimentell bestimmte Ergebnisse

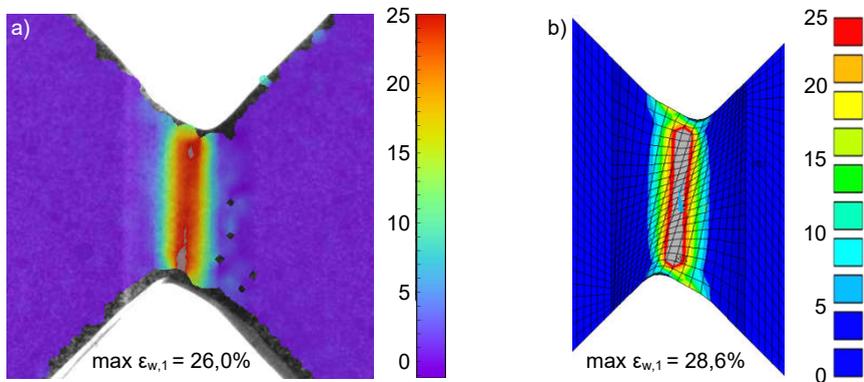


Bild 3.30 Versuch (a) und Simulation (b): Wahre Hauptzugdehnung [%] bei $\Delta L / L_0 = 1,65\%$

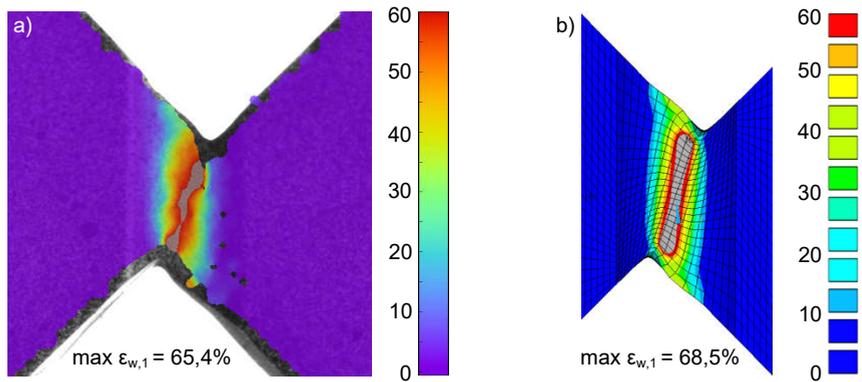


Bild 3.31 Versuch (a) und Simulation (b): Wahre Hauptzugdehnung [%] bei $\Delta L / L_0 = 3,81\%$

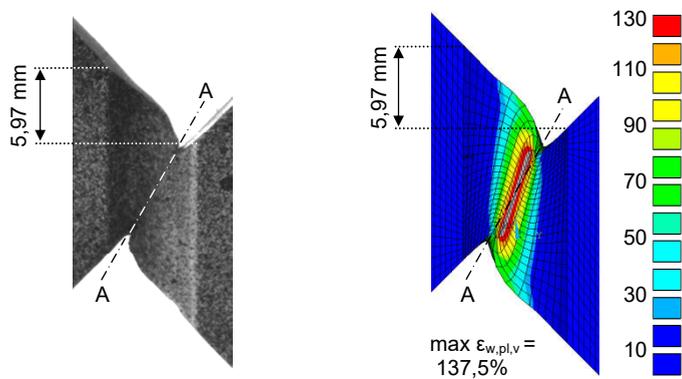


Bild 3.32 Ermittlung der integralen plastischen Vergleichsdehnung bei Rissinitiation – S1

Wie bereits erwähnt, ändert sich die Spannungsmehrachsigkeit im eingeschnürten Bereich während des Einschnürungsvorgangs aufgrund der Kerbgeometrieänderung. In den Bildern 3.22 bis 3.28 ist der Verlauf der Mehrachsigkeit (am angenommen Ort der Makrorissinitiierung) über die technische Dehnung dargestellt. Mit zunehmender anfänglicher Kerbschärfe nimmt die Veränderlichkeit ab, da sich die Kerbgeometrie weniger stark gegenüber der Ausgangsgeometrie ändert. Es ist davon auszugehen, dass die Bruchdehnung vom Pfad der Mehrachsigkeit zwischen Fließbeginn und Bruch abhängt. Als konservativer Ansatz wird daher für die Ableitung der Schädigungskurve der minimale Wert der Spannungsmehrachsigkeit im plastischen Bereich ($\epsilon_{pl,v} \geq 0,2\%$) angesetzt, dargestellt in den Bildern 3.22 bis 3.28. Beim Ansatz der durchschnittlichen Spannungsmehrachsigkeit T_{av} würden sich sämtliche Datenpunkte nach rechts verschieben, was mit einer höheren prognostizierten Duktilität direkt verbunden ist.

In Bild 3.29 sind die lokalen plastischen Vergleichsdehnungen gegen die lokalen minimalen Spannungsmehrachsigkeiten im plastischen Bereich aufgetragen (am angenommen Ort der Makrorissinitiierung). Das Diagramm veranschaulicht die erwartete Abnahme der Duktilität bei Zunahme der Spannungsmehrachsigkeit im Bereich $T \geq 1/3$. Basierend auf den Ergebnissen der Versuchsreihen RZ und FZ wird im Bereich $T \geq 1/3$ kein Einfluss des Dehnungszustands bzw. des Lode-Winkels auf die Bruchdehnung festgestellt, was mit Versuchsergebnissen von *Hancock* und *Brown* [57] korrespondiert. Die bei der Scherprobe ermittelte lokale plastische Vergleichsbruchdehnung liegt leicht unter dem Referenzwert der ungekerbten Rundzugprobe RZ1, was mit den von *Bao* und *Wierzbicki* [11] erhobenen Versuchsergebnissen korreliert.

Bezüglich des Orts der Rissinitiierung ist zu erwähnen, dass bei in der Vergangenheit durchgeführten Versuchen an ungekerbten sowie mäßig scharf gekerbten Rundzugproben die Makrorissinitiierung stets im Probenzentrum auftrat [11],[57],[94]. Die bei den Zugproben der Versuchsreihe RZ entstandenen „Teller-Tassen“-Bruchflächen weisen ebenfalls auf einen vom Probenzentrum ausgehenden Bruch hin. Für die Flachzugproben der Reihe FZ kann diese Aussage nicht pauschal getroffen werden. Die Ergebnisse der numerischen Simulationen zeigen allerdings, dass das Vergleichsdehnungsmaximum beim Bruch und die größte Spannungsmehrachsigkeit bei allen Proben der Reihe FZ im Probenzentrum liegen. Demzufolge kann davon ausgegangen werden, dass der Ort der Makrorissinitiierung das Probenzentrum ist. Bei der Scherprobe ist von einer Rissinitiierung auf der Oberfläche auszugehen. Die nu-

merisch bestimmten Ergebnisse zeigen, dass sich die Spannungsmehrsichtigkeiten im gesamten Nettoquerschnitt auf niedrigem Niveau befinden, aber das Vergleichsdehnungsmaximum beim Bruch auf der Probenoberfläche liegt. Tabelle 8 enthält die beim Bruch herrschenden lokalen Vergleichsdehnungen sowie Spannungsmehrsichtigkeiten im Zentrum sowie auf der Oberfläche der Probe.

Die aus den Versuchsergebnissen abgeleiteten Schädigungskurven für duktilen Normalspannungsbruch und Scherbruch sind in Bild 3.29 dargestellt. Zur Beschreibung des Duktilitätsabfalls für steigende Werte der Spannungsmehrsichtigkeit wird der Exponentialansatz nach *Hancock* und *Mackenzie* [56] verwendet, wobei die lokale plastische Vergleichsbruchdehnung der Referenzprobe RZ1 als Stützstelle gewählt wird. Der Parameter β von 0,92 ist mit der Methode der kleinsten Fehlerquadrate auf Basis der experimentell bestimmten Daten der Versuchsreihen RZ und FZ ermittelt. Für Scherbruchverhalten wird ein Grenzwert der lokalen plastischen Vergleichsbruchdehnung eingeführt. Die Schädigungskurve wird auf der Höhe des lokalen plastischen Bruchdehnungswertes der Scherprobe horizontal abgeschnitten [94]. Der Scherversuch liefert einen ertragbaren Dehnungswert leicht unterhalb der lokalen plastischen Vergleichsbruchdehnung der Referenzprobe RZ1. Demzufolge wird der Faktor k_S zur Reduzierung der Referenzbruchdehnung bei Scherbruchverhalten eingeführt. Die Schädigungskurve für duktilen Normalspannungsbruch wird hingegen nicht begrenzt [12],[17],[72]. Außerdem wird $\epsilon_{pl,vn}$ zu Null gesetzt.

Neben den beschriebenen Schädigungskurven enthält das Bild 3.29 eine weitere mit identischem Ansatz, allerdings mit dem von *Hancock* und *Mackenzie* [56] vorgeschlagenen und von einigen Wissenschaftlern [69],[70],[71],[80] übernommenen β -Wert von 1,5. Auf sicherer Seite gegenüber den experimentell erhobenen Daten liegend, wird für die Schädigungskurven der nichtrostenden austenitisch-ferritischen Stähle der Wert von 1,5 für β gewählt. Somit ergeben sich die folgenden funktionalen Zusammenhänge für die unterschiedlichen makroskopischen Bruchformen:

$$\epsilon_{pl,v,krit} = \sqrt{e} \epsilon_{ref} e^{-1,5T} \quad \text{für duktilen Normalspannungsbruch;} \quad (3.18)$$

$$\epsilon_{pl,v,krit} = \sqrt{e} \epsilon_{ref} e^{-1,5T} \leq k_S \epsilon_{ref} \quad \text{für Scherbruch.} \quad (3.19)$$

Zur Festlegung der Referenzbruchdehnung wird die Bruchdehnung der Proportionalprobe herangezogen. Zur Umrechnung auf ein würfelförmiges Werkstoffelement, illustriert in Bild 3.33, wird der Dehnungswert mit dem Beiwert k_W multipliziert:

$$\varepsilon_{\text{ref}} = k_W A_5 \cdot \quad (3.20)$$

Dabei ist A_5 die Bruchdehnung aus dem Zugversuch an einer Proportionalprobe. Der Unterschied zwischen den Ansätzen gemäß den Gleichungen (3.20) und (5.3) besteht darin, dass Gleichung (5.3) eine über den maximal eingeschnürten Querschnitt der Zugprobe und Gleichung (3.20) eine über ein würfelförmiges Volumen gemittelte Bruchdehnung liefert.

Die Teile 1 und 2 der DIN EN ISO 2566 [34],[35] für un- und niedriglegierte Stähle bzw. austenitische Stähle enthalten die folgenden, statistisch abgesicherten Grundgleichungen zur Umrechnung von Bruchdehnungswerten für unterschiedliche Meßlängen:

$$A = 2 A_5 \left(\frac{\sqrt{A_0}}{L_0} \right)^{0,4} \quad \text{für un- und niedriglegierte Stähle;} \quad (3.21)$$

$$A = 1,25 A_5 \left(\frac{\sqrt{A_0}}{L_0} \right)^{0,127} \quad \text{für austenitische Stähle.} \quad (3.22)$$

Dabei sind A_0 und L_0 die anfänglichen Werte der Querschnittsfläche bzw. Messlänge.

Gemäß den Gleichungen (3.21) und (3.22) beträgt die Bruchdehnung eines würfelförmigen Werkstoffvolumens, welches ein Verhältnis zwischen Messlänge und quadratischer Querschnittsfläche von 1 aufweist, $2A_5$ bei un- und niedriglegierten Stählen bzw. $1,25A_5$ bei austenitischen Stählen. Während Duplexstähle ein Mischgefüge aus Austenit und Ferrit besitzen, haben un- und niedriglegierte Stähle mit niedrigen Kohlenstoffgehalten ein überwiegend ferritisches Gefüge. Aufgrund des vorliegenden Mischgefüges ist davon auszugehen, dass die Bruchdehnung eines würfelförmigen Werkstoffvolumens aus austenitisch-ferritischem Stahl zwischen $1,25A_5$ und $2A_5$ liegt.

Für die Schädigungskurven der Gruppe der nichtrostenden austenitisch-ferritischen Stähle werden der minimale Wert von 1,25 für k_W sowie der versuchstechnisch bestimmte Wert von 0,8 für k_S gewählt. Gemäß den technischen Lieferbedingungen für Blech und Band [23] sowie für KHP aus nichtrostenden Stählen [24],[25],[26],[27] ist der Mindestwert der Bruchdehnung A_5 aller austenitisch-ferritischen Stähle $\geq 20\%$ (außer bei geschweißten KHP gemäß [26] aus dem Werkstoff EN 1.4401 mit $A_5 \geq 15\%$). Durch Multiplikation eines Bruchdehnungswerts von 20% mit einem Beiwert k_W von 1,25 ergibt sich eine Referenzbruchdehnung von 25%. In Bild 3.34 sind die abgeleiteten Schädigungskurven dargestellt.

Für bautechnische Anwendungen wird von einer nicht signifikanten Reduzierung der technischen Bruchdehnung infolge tiefer Temperaturen (bis ca. -40°C) ausgegangen. Dies korreliert beispielsweise mit dem Anwendungsbereich des statischen Festigkeitsnachweises mit örtlichen Spannungen gemäß der FKM-Richtlinie [48]. So liegen gemäß der genannten Richtlinie bei nichtrostenden Stählen „normale“ Temperaturen zwischen -40°C und $+100^\circ\text{C}$.

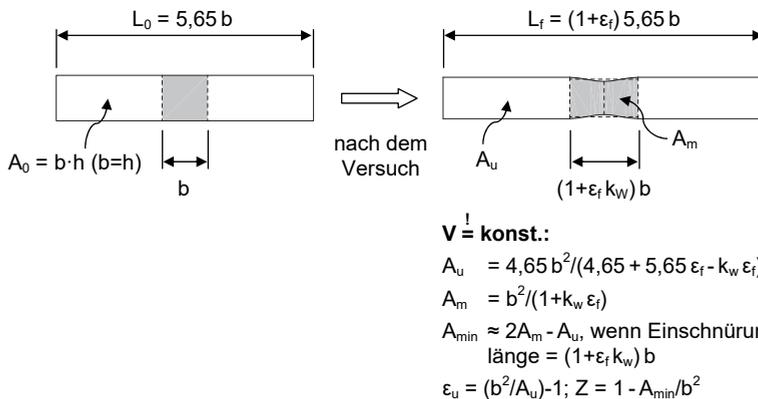


Bild 3.33 Umrechnung der Bruchdehnung der Proportionalprobe auf würfelförmiges Werkstoffvolumen (A_u = Querschnittsfläche in nicht eingeschnürten Bereichen; A_m = mittlere Querschnittsfläche im eingeschnürten Bereich)

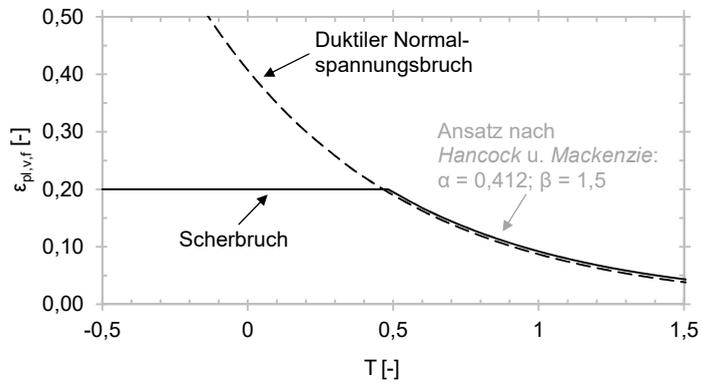


Bild 3.34 Abgeleitete Schädigungskurven für nichtrostende austenitisch-ferritische Stähle

4 Experimentelle Untersuchungen

4.1 Einleitung

Wie schon erwähnt, ist der Umfang der zur Verfügung stehenden experimentell erhobenen Daten zum Trag- und Verformungsverhalten von KHP-X-Knoten aus nichtrostenden Stählen äußerst gering. Nur wenige Ergebnisse von Versuchen an KHP-X-Knoten aus austenitischem Chrom-Nickel-Stahl mit axial beanspruchten Streben und unbelastetem Gurtstab stehen zur Verfügung, vgl. Abschnitt 2.2. Daher erfolgt im Rahmen der Arbeit zunächst eine Erweiterung der experimentellen Datenbasis. Anschließend dienen die Versuchsergebnisse der Kalibrierung der numerischen Modelle sowie der Identifikation der Knotenparameter, die sich signifikant auf das Last-Verformungs-Verhalten auswirken.

Gemäß der Zielsetzung der Arbeit werden erstmals KHP-X-Knoten aus nichtrostenden Stählen mit axialer Gurtzug- bzw. Gurtdruckbeanspruchung experimentell untersucht. Es werden Versuche an X-Knoten aus austenitischem Stahl sowie aus Duplexstahl durchgeführt. Austenitisch-ferritische Stähle weisen in der Regel deutlich höhere 0,2%-Dehngrenzen als austenitische Stähle (im nicht kaltverfestigten Zustand) auf. Außerdem sind die mechanischen Eigenschaften in der Regel leicht anisotrop. Das Versuchsprogramm enthält außerdem eine Versuchsreihe zur Untersuchung des Einflusses von Eigenspannungen aus dem Schweißprozess auf die Anschlussstragfähigkeit und -steifigkeit.

4.2 Versuchsprogramm

In Tabelle 9 ist das gesamte Versuchsprogramm zusammengefasst. Es werden zwölf Versuche an KHP-X-Knoten durchgeführt, die in die Reihen XA, XAL und XD eingeteilt sind. Alle Versuchskörper werden aus nahtlosen KHP gemäß DIN EN 10216-5 [24] hergestellt. Die Versuchskörper der Reihen XA und XAL sind aus KHP aus austenitischem Stahl X5CrNi18-10 (EN 1.4301) gefertigt. Die Reihe XD umfasst Versuche an Knoten aus Duplexstahl X2CrNiMoN22-5-3 (EN 1.4462). Die nominellen Knotenab-

messungen, Geometrieparameter und mechanischen Eigenschaften sind in Tabelle 10 zusammengefasst. Alle Versuchskörper weisen ein Durchmesser Verhältnis von ca. 0,50 auf. Die Gurtschlankheit und das Wanddickenverhältnis unterscheiden sich in Abhängigkeit des Werkstoffs.

Die experimentellen Untersuchungen sind in drei Versuchsreihen unterteilt:

- Reihe XA: Vier Versuche an Knoten aus austenitischem Stahl mit und ohne Gurtaxialbeanspruchung und axialer Druck- bzw. Zugbeanspruchung der Streben;
- Reihe XAL: Vier Versuche an Knoten aus austenitischem Stahl zur Untersuchung des Einflusses von Eigenspannungen aus dem Schweißprozess; zwei Versuchskörper werden vor und zwei nach dem Schweißprozess erneut lösungsgeglüht (1050°C, 90 min, Luftabkühlung).
- Reihe XD: Versuche an Knoten aus Duplexstahl mit und ohne Gurtaxialbeanspruchung und axialer Druck- und Zugbelastung der Streben.

Versuchsreihe	Werkstoff	Versuchskörper	Strebenbelastung	Gurtbelastung	n [-]
XA	EN 1.4301	XA-C-0	Druck	-	-
		XA-T-0	Zug	-	-
		XA-C-T	Druck	Zug	1,0
		XA-C-C	Druck	Druck	-0,5
XAL	EN 1.4301	XAL-1-V ¹⁾	Druck	-	-
		XAL-2-V ¹⁾	Druck	-	-
		XAL-1-N ²⁾	Druck	-	-
		XAL-2-N ²⁾	Druck	-	-
XD	EN 1.4462	XD-C-0	Druck	-	-
		XD-T-0	Zug	-	-
		XD-C-T	Druck	Zug	0,5
		XD-C-C	Druck	Druck	-0,5

1) Die Versuchskörper werden vor dem Schweißprozess erneut lösungsgeglüht (1050°C, 90 min, Luft)
 2) Die Versuchskörper werden nach dem Schweißprozess erneut lösungsgeglüht (1050°C, 90 min, Luft)

Tabelle 9 Übersicht über das Versuchsprogramm

Versuchsreihe	Werkstoff	Abmessungen		β [-]	2γ [-]	τ [-]	$\sigma_{0,2}^{1)}$ [MPa]	$\sigma_u^{1)}$ [MPa]
		Strebe	Gurt					
XA, XAL	EN 1.4301	50,0 x 4,0	101,6 x 4,0	0,49	25,4	1	195	500 bis 700
XD	EN 1.4462	60,3 x 2,8	114,3 x 3,0	0,53	37,8	0,93	450	640 bis 920 ²⁾

1) Mechanische Eigenschaften gemäß DIN EN 10216-5
2) Maximale Zugfestigkeit für kaltgefertigte, lösungsgeglühte Rohre gemäß DIN EN 10216-5

Tabelle 10 Nominelle Abmessungen, mechanische Eigenschaften und dimensionslose Geometrieparameter

4.3 Chemische Zusammensetzung

Entsprechend des Ziels der vorliegenden Arbeit umfasst das Versuchsprogramm Experimente an KHP-X-Knoten aus austenitischem nichtrostendem Stahl X5CrNi18-10 sowie austenitisch-ferritischem Stahl X2CrNiMoN22-5-3.

Ergebnisse von Schmelzanalysen sind durch die Hersteller der KHP zur Verfügung gestellt. In den Tabellen 11 und 12 sind die Ergebnisse der Schmelzanalysen der KHP, die zur Fertigung der Probekörper verwendet werden, zusammengefasst. Des Weiteren beinhalten beide Tabellen einen Vergleich mit den Anforderungen nach EN 10216-5 [24] an die chemische Zusammensetzung hinsichtlich der Schmelzanalyse.

Probe	Massenanteil in [%]							
	C	Si	Mn	P	S	N	Cr	Ni
101,6 x 4,0	0,017	0,25	1,63	0,026	0,001	0,0695	18,30	10,25
50,0 x 4,0	0,05	0,35	1,12	0,036	0,007	0,0781	18,34	8,19
EN 10216-5 ¹⁾	≤ 0,07	≤ 1,00	≤ 2,00	≤ 0,040	≤ 0,015 ²⁾	≤ 0,10	17,0 bis 19,5	8,0 bis 10,5

1) Chemische Zusammensetzung des Werkstoffs EN 1.4301 gemäß EN 10216-5
2) Fußnote b von Tabelle 2 in DIN EN 10216-5 ist zu beachten

Tabelle 11 Chemische Zusammensetzung (Schmelzanalyse) des Gurt- und Strebenwerkstoffs EN 1.4301 – Versuchsreihen XA, XAL

Probe	Massenanteil in [%]								
	C	Si	Mn	P	S	N	Mo	Cr	Ni
114,3 x 3,0	0,019	0,40	1,11	0,025	0,0005	0,1675	3,22	22,60	5,45
60,3 x 2,8	0,016	0,46	1,69	0,024	0,0005	0,1800	3,18	22,32	5,18
EN 10216-5 ¹⁾	≤ 0,03	≤ 1,00	≤ 2,00	≤ 0,035	≤ 0,015	0,10 bis 0,22	2,5 bis 3,5	21,0 bis 23,0	4,5 bis 6,5

1) Chemische Zusammensetzung des Werkstoffs EN 1.4462 gemäß DIN EN 10216-5

Tabelle 12 Chemische Zusammensetzung (Schmelzanalyse) des Gurt- und Strebenwerkstoffs EN 1.4462 – Versuchsreihe XD

4.4 Mechanische Eigenschaften

4.4.1 Kreishohlprofile

Die Herstellung der X-Knoten der Versuchsreihen XA und XAL erfolgt mit nahtlosen KHP nach DIN EN 10216-5 [24] aus austenitischem Stahl X5CrNi18-10 (EN 1.4301). Die Gurte aller Versuchskörper sind aus dem identischen KHP gefertigt und befinden sich, wie bei Produkten aus nichtrostenden Stählen üblich, im lösungsgeglühten Zustand (Wärmebehandlung lt. Abnahmeprüfzeugnis 3.1: 7 Minuten bei 1100°C und anschließende Wasserabschreckung). Zur Ermittlung der mechanischen Eigenschaften bei Raumtemperatur werden drei Zugversuche gemäß DIN EN ISO 6892-1 [36] pro Versuchsreihe durchgeführt. Dabei werden die Eigenschaften des Gurtwerkstoffs in KHP-Längsrichtung gemessen.

In Tabelle 13 sind die mechanischen Kennwerte bei Raumtemperatur der KHP-Gurte der Versuchskörper der Reihe XA zusammengefasst und statistisch ausgewertet. Die niedrigen Schätzwerte der Variationskoeffizienten deuten auf eine geringe Streuung der mechanischen Eigenschaften innerhalb der KHP-Gurte hin. Des Weiteren korrespondieren die ermittelten Elastizitätsmoduli mit dem Wert von 170 GPa gemäß der allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassung Z-30.3-6 [2] und liegen demzufolge ca. 18% unter dem in DIN EN 1993-1-4 [31] enthaltenen Wert. Bild 4.1 zeigt die zugehörigen Spannungs-Dehnungs-Kurven.

Bezeichnung	E_0 [GPa]	$\sigma_{0,2}$ [MPa]	$\sigma_{0,5}$ [MPa]	$\sigma_{1,0}$ [MPa]	σ_u [MPa]	A_{35} [%]	Z [%]
ZV1-XA	167	308	325	354	605	51,5	72
ZV2-XA	172	315	332	357	612	52,4	76
ZV3-XA	175	313	330	355	608	48,7	73
M	171	312	329	356	608	49,8	74
$S^{1)}$	4,0	3,6	3,6	1,5	3,5	1,5	2,1
$V^{2)}$ [%]	2,4	1,2	1,1	0,4	0,6	3,0	2,8

1) Schätzwert der Standardabweichung
2) Variationskoeffizient, ermittelt mit geschätzter Standardabweichung

Tabelle 13 Mechanische Eigenschaften bei Raumtemperatur des KHP-Gurts (EN 1.4301) – Versuchsreihe XA

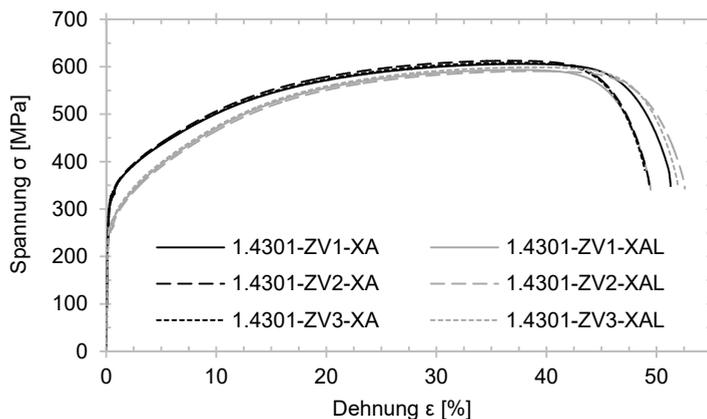


Bild 4.1 Spannungs-Dehnungs-Kurven – Versuchsreihen XA und XAL

Die Entnahme der Zugproben der Versuchsreihe XAL erfolgt an einem Gurtabschnitt, welcher der gleichen Wärmebehandlung unterzogen wird wie die KHP-X-Knoten (90 Minuten bei 1050°C, Luftabkühlung). Tabelle 14 enthält die Ergebnisse der Zugversuche an den Proben der KHP-Gurte der Versuchskörper der Reihe XAL. Bild 4.1 zeigt die zugehörigen Spannungs-Dehnungs-Kurven. Der Vergleich der Arbeitslinien vor bzw. nach dem erneuten Lösungsglühen veranschaulicht die Absenkung der 0,2%-, 0,5%- und 1,0%-Dehngrenzen infolge der erneuten Wärmebehandlung. Die Ergebnisse der Zugversuche zeigen außerdem, dass die Bruchdehnung und -einschnürung sowie die Zugfestigkeit durch die wiederholte Wärmebehandlung hingegen kaum beeinflusst werden.

Bezeichnung	E ₀ [GPa]	σ _{0,2} [MPa]	σ _{0,5} [MPa]	σ _{1,0} [MPa]	σ _u [MPa]	A ₃₅ [%]	Z [%]
ZV1-XAL	210	266	278	299	593	49,3	78
ZV2-XAL	210	252	264	294	590	52,4	75
ZV3-XAL	192	261	274	303	598	51,7	76
M [-]	204	259	272	299	594	51,1	76
S ¹⁾ [-]	10,4	7,1	7,8	4,5	4,0	4,0	1,5
V ²⁾ [%]	5,1	2,7	2,8	1,5	0,7	0,7	2,0
1) Schätzwert der Standardabweichung							
2) Variationskoeffizient, ermittelt mit geschätzter Standardabweichung							

Tabelle 14 Mechanische Eigenschaften bei Raumtemperatur des KHP-Gurts (EN 1.4301) – Versuchsreihe XAL

Aus nahtlosen Profilen nach DIN EN 10216-5 [24] aus austenitisch-ferritischem Stahl X2CrNiMoN22-5-3 (EN 1.4462) werden die Versuchskörper der Reihe XD hergestellt. Tabelle 15 enthält die mechanischen Eigenschaften der Gurtstäbe im lösungsgeglühten Zustand (Wärmebehandlung lt. Abnahmeprüfzeugnis 3.1: 5 Minuten bei 1075°C, Wasserabschreckung) bei Raumtemperatur, wobei es sich um die Kennwerte in KHP-Längsrichtung handelt. Bild 4.2 zeigt die zugehörigen Arbeitslinien.

Bezeichnung	E ₀ [GPa]	σ _{0,2} [MPa]	σ _{0,5} [MPa]	σ _{1,0} [MPa]	σ _u [MPa]	A ₃₀ [%]	Z [%]
ZV1-XD	182	564	587	623	784	32,7	89
ZV2-XD	184	564	584	619	786	32,0	89
ZV3-XD	182	575	597	633	795	31,1	89
M [-]	183	568	590	625	789	31,9	89
S ¹⁾ [-]	1,2	6,9	6,8	7,2	5,9	0,8	-
V ²⁾ [%]	0,6	1,2	1,2	1,2	0,7	2,5	-
1) Schätzwert der Standardabweichung							
2) Variationskoeffizient, ermittelt mit geschätzter Standardabweichung							

Tabelle 15 Mechanische Eigenschaften bei Raumtemperatur des KHP-Gurts (EN 1.4462) – Versuchsreihe XD

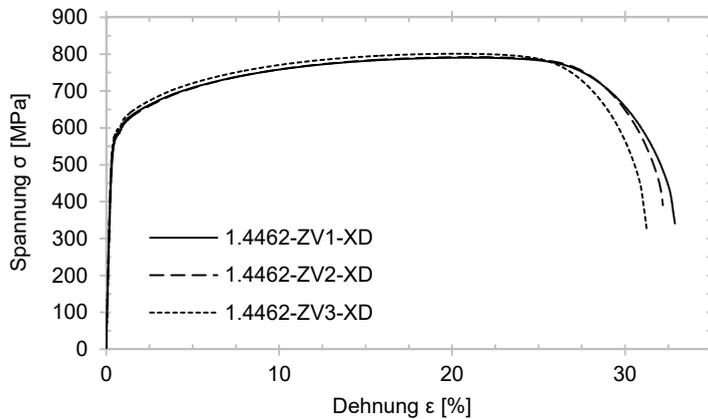


Bild 4.2 Spannungs-Dehnungs-Kurven – Versuchsreihe XD

4.4.2 Schweißzusatzwerkstoff

Die Schweißverbindungen zwischen dem Gurtstab und den aufgesetzten Streben der KHP-X-Knoten der Versuchsreihen XA und XAL werden mit artgleichen WIG-Schweißstäben des Legierungstyps 19 9 L (EN 1.4316) hergestellt. Laut Herstellerangabe besitzt der Schweißzusatzwerkstoff mindestens die folgenden mechanischen Eigenschaften bei Raumtemperatur:

$$\sigma_{0,2,\min} = 400 \text{ MPa}, \sigma_{u,\min} = 600 \text{ MPa} \text{ und } \epsilon_{f,\min} = 35\%.$$

Bei den Versuchskörpern der Reihe XD aus Duplexstahl wird ebenfalls ein artgleicher Schweißzusatzwerkstoff (etwa EN 1.4462) des Legierungstyps 22 9 3 N L verwendet. Der Hersteller des Schweißzusatzwerkstoffs gibt folgende Mindestwerte der mechanischen Eigenschaften bei Raumtemperatur an:

$$\sigma_{0,2,\min} = 450 \text{ MPa}, \sigma_{u,\min} = 550 \text{ MPa} \text{ und } \epsilon_{f,\min} = 20\%.$$

4.5 Versuche an KHP-X-Knoten

4.5.1 Fertigung und Abmessungen der Versuchskörper

Sämtliche Gurtstäbe der Versuchskörper der Reihen XA und XAL werden aus dem identischen, nahtlosen KHP nach EN 10216-4 [27] aus austenitischem nichtrostendem Stahl X5CrNi18-10 (EN 1.4301) hergestellt. Entsprechend werden die KHP-X-Knoten der Versuchsreihe XD aus nahtlosen KHP gemäß EN 10216-4 [27] aus austenitisch-ferritischem Stahl X2CrNiMoN22-5-3 (EN 1.4462) gefertigt. Demzufolge kann davon ausgegangen werden, dass alle Probekörper je Versuchsreihe quasi identische Gurtmaterialeigenschaften aufwiesen.

Wie bereits in Abschnitt 4.2 erwähnt, werden die Versuchskörper der Reihe XAL einer erneuten Wärmebehandlung unterzogen. Zwei der insgesamt vier Versuchskörper werden vor dem Schweißprozess erneut lösungsgeglüht (1050°C, 90 min, Luftabkühlung). Dabei sind die Streben während der Wärmebehandlung durch Heftschweißnähte mit dem Gurtstab verbunden. Die zwei anderen Versuchskörper werden der Wärmebehandlung im geschweißten Zustand unterzogen.

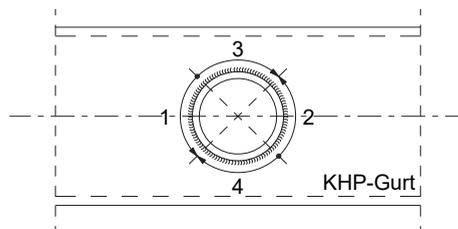


Bild 4.3 Nahtanfangs- und Endstellen sowie Schweißreihenfolge nach DIN EN 1090-2 [29]

Die Schweißverbindungen zwischen dem durchlaufenden Gurtstab und den aufgesetzten Streben werden als HV-Nähte ausgebildet. Die Positionen der Nahtanfangs- und Nahtendstellen sowie die Schweißfolge sind gemäß DIN EN 1090-2 [29] festgelegt, siehe Bild 4.3. Die Schwarz-Weiß-Verbindungen zwischen den Kopfplatten aus Baustahl S355J2 und den KHP aus nichtrostendem Stahl werden in Abhängigkeit des Beanspruchungsniveaus als Kehl- oder HV-Nähte ausgeführt.

Die arithmetischen Mittelwerte der gemessenen Abmessungen der KHP sowie die sich hieraus ergebenden dimensionslosen Geometrieparameter sind in Tabelle 16 zusammengefasst. Außerdem sind die arithmetischen Mittelwerte der Schweißnahtabmessungen (siehe Bild 4.4) in den Kronen- und Sattelpunkten, gemessen an allen Versuchskörpern, in der genannten Tabelle enthalten.

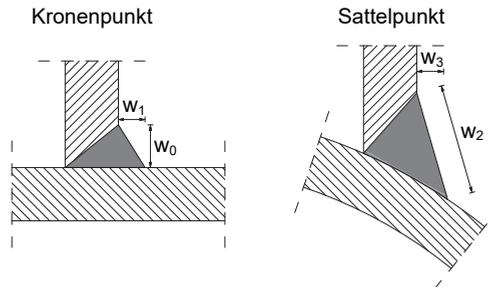


Bild 4.4 Gemessene Schweißnahtabmessungen in den Kronenpunkten (w_0 , w_1) und in den Sattelpunkten (w_2 , w_3)

Versuchskörper	Abmessungen KHP [mm]				Parameter [-]			Schweißnahtabmessungen [mm]			
	d_0	t_0	d_1	t_1	β	2γ	α	w_0	w_1	w_2	w_3
XA-C-0	101,5	4,11	50,0	4,06	0,49	24,70	11,82	4,9	4,2	8,2	2,7
XA-T-0								4,8	5,0	8,6	2,7
XA-C-T								5,0	4,8	8,9	3,1
XA-C-C								5,0	4,7	8,2	2,9
XAL-1-V ¹⁾	101,5	4,11	50,0	4,06	0,49	24,70	11,82	4,8	4,1	7,9	2,2
XAL-2-V ¹⁾								4,6	3,8	7,5	1,6
XAL-1-N ²⁾								4,8	4,5	7,4	2,2
XAL-2-N ²⁾								4,8	3,5	7,1	2,4
XD-C-0	114,4	3,15	60,8	2,77	0,53	36,32	10,49	4,5	5,0	8,4	3,3
XD-T-0								4,7	5,1	8,3	3,4
XD-C-T								4,8	4,5	8,4	3,4
XD-C-C								4,5	4,9	7,7	3,3

1) Die Versuchskörper sind vor dem Schweißprozess erneut lösungsgeglüht (1100°C, 10 min, Luft)
 2) Die Versuchskörper sind nach dem Schweißprozess erneut lösungsgeglüht (1100°C, 10 min, Luft)
 3) Schweißnahtabmessungen dargestellt in Bild 4.4

Tabelle 16 Mittelwerte der gemessenen Schweißnaht- und Hohlprofilabmessungen

Die Gurtstäbe der Versuchskörper der Reihen XA, XAL und XD weisen einen leicht asymmetrischen Querschnitt auf. Exemplarisch für einen Querschnitt eines Gurtstabs der Versuchsreihe XD zeigt Bild 4.5 den Verlauf der Gurtwanddicke über den Gurtumfangswinkel. Die durch den Herstellungsprozess nahtloser Profile bedingte Asymmetrie lässt sich durch einen Versatz des (kreisförmigen, innenliegenden) Hohlraums gegenüber dem Mittelpunkt des Außenkreises beschreiben, der bei den Gurtstäben der Versuchsreihe XD ca. 8% und bei den Gurtstäben der Versuchsreihen XA und XAL ca. 5% des jeweiligen Mittelwerts der Gurtwanddicke beträgt. Zur Beschreibung des Verlaufs der Gurtwanddicke über den Umfangswinkel eignet sich eine Sinusfunktion, ebenfalls dargestellt in Bild 4.5.

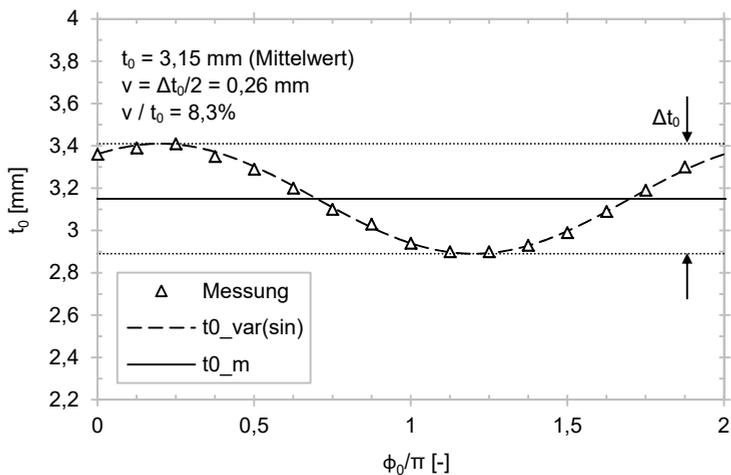


Bild 4.5 Gemessene Gurtwanddicke t_0 über den Umfangswinkel ϕ_0 – Versuchsreihe XD

4.5.2 Versuchsaufbau und -durchführung

Für die Versuche an den KHP-X-Knoten mit Strebendruckbeanspruchung (Bild 4.6a) wird der Versuchsaufbau, entwickelt im Rahmen des von *Lipp* und *Ummenhofer* [82] durchgeführten CIDECT Forschungsprojekts 5CC, in leicht modifizierter Form verwendet. Eine servohydraulische Prüfmaschine in stehender Zweisäulenbauweise mit Biegetisch wird dabei eingesetzt. Auf dem Biegetisch (Bild 4.6b) werden vier Linearschlittensysteme (Bild 4.6c), jeweils bestehend aus einem Schienen- und einem Schlittenelement, paarweise befestigt. Auf jeweils einem Paar von Linearschlittensystemen wird ein Rahmen (Bild 4.6d), gefertigt aus quadratischen Hohlprofilen aus Baustahl, montiert. Der Versuchsaufbau ist so konzipiert, dass sich die Strebenden nur in Längsrichtung der Streben bewegen können und Verschiebungen rechtwinklig zu den Stabachsen unterbunden sind. Des Weiteren werden durch die Verwendung der Linearschlittensysteme auftretende Reibungskräfte zwischen den Rahmen und dem Biegetisch auf ein Minimum reduziert.

Bei der Durchführung der Versuche mit Gurtzugbeanspruchung werden die Fahnenbleche an den Enden des Gurtstabs in die Prüfmaschine eingespannt. Durch Verschraubung der unteren Gurtkopfplatte mit dem Biegetisch wird die Verdrehung des Gurtstabs um seine Längsachse unterbunden. Der vertikal ausgerichtete Gurtstab wird bei Versuchen mit Gurtzugbeanspruchung im ersten Lastschritt durch eine definierte axiale Zugkraft beansprucht. Um Kragmomente in den Streben infolge der Längenänderung des Gurts zu vermeiden, werden die Strebenden während der Lastaufbringung noch nicht mit den Rahmen verbunden. Nach Erreichen der definierten Gurtvorspannung wird die Kraft im Gurtstab durch die Prüfmaschine im kraftgeregelten Modus konstant gehalten und die Streben werden durch Sechskantschrauben mit den Rahmen gekoppelt. Nach dem erläuterten Ablauf werden die Streben durch einen horizontal angeordneten hydraulischen Zylinder (Bild 4.6e) bis zum Versuchsabbruch axial gedrückt. Die Versuche mit Gurtdruckbeanspruchung werden analog durchgeführt. Zur zentrischen Einleitung der Druckkraft in den Gurtstab sowie weitgehenden Eliminierung von Einspanneffekten wird ein Kalottenlager, welches auf der oberen Gurtkopfplatte angebracht wird, verwendet (siehe Bild A.3 im Anhang der Arbeit).

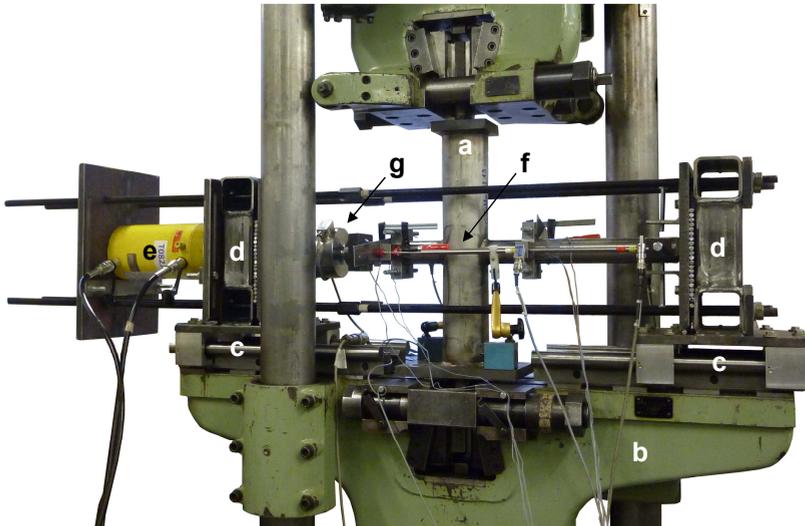


Bild 4.6 Aufbau für die Versuche an KHP-X-Knoten:
 a) KHP-X-Knoten mit Strebendruckbeanspruchung
 b) Biegetisch der Zweisäulenprüfmaschine
 c) Linearschlittensysteme
 d) Rahmen zur Queraussteifung aus QHP 100x8
 e) Hydraulischer Zylinder für axiale Strebenbeanspruchung
 f) Induktive Wegaufnehmer
 g) Kraftmesszelle

In sämtlichen Versuchen wird der zweifache Mittelwert der Gurteindrückung $2\delta_{1,m}$ mit zwei induktiven Wegaufnehmern (Bilder 4.6f und 4.13) gemessen. Auf beiden Seiten des Versuchskörpers wird ein Messmittel angeordnet, wobei der lichte Abstand zwischen den Klemmen zur Aufnahme der Wegaufnehmer und dem Gurtrohr bei Versuchsbeginn stets 100 mm beträgt. Infolge der Anordnung der Messmittel enthalten die aufgezeichneten Wege somit neben den beiden Gurteindrückungen zusätzlich Verformungen, die aus der Stauchung (bzw. der Dehnung bei Strebenzugbeanspruchung) der Strebenabschnitte zwischen den Klemmen resultieren. Allerdings ist dieser Verformungsanteil im Verhältnis zu den Gurteindrückungen vernachlässigbar gering. In den Versuchsreihen XA und XD werden zusätzlich die Eindrückungen je Gurtseite, bezeichnet mit den Positionen c und d, gemessen. An dem Druckstrebenende, an dem sich der horizontal ausgerichtete Hydraulikzylinders befindet, ist eine Kraftmesszelle (Bild 4.6g) angeordnet. Diese ist über eine ange-

schweißte Kopfplatte mit einem Durchgangsloch mit Innengewinde mit der Druckstrebe verschraubt.

Bei den Versuchskörpern mit Gurtzugbeanspruchung XA-C-0 werden während der Versuchsdurchführung die Längs- und Umfangsdehnungen im KHP-Gurt mit zweiachsigen Dehnungsmessrosetten (DMS-Rosetten) gemessen und aufgezeichnet. Die DMS-Rosetten mit einer Messgitterlänge von 5 mm werden auf der Gurtoberfläche appliziert. Bild 4.7 zeigt die Lage auf dem Versuchskörper.

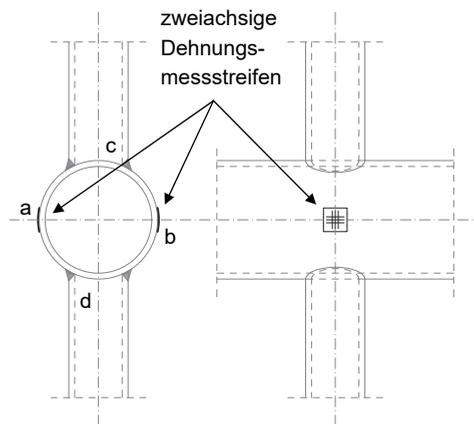


Bild 4.7 Lage der DMS-Rosetten auf dem Versuchskörper XA-C-0

Für die Versuche an den KHP-X-Knoten mit Strebenzugbeanspruchung wird die gleiche Prüfmaschine wie für die Versuche mit Strebendruckbeanspruchung verwendet. X-Knoten mit axialer Zugbeanspruchung der Streben werden im Rahmen der Arbeit ausschließlich ohne Gurtaxialbeanspruchung untersucht. Die Strebenzugkräfte werden direkt über Kopfplatten mit angeschweißten Fahnenblechen mit der Prüfmaschine im weggeregelten Modus aufgebracht.

4.5.3 Versuchsergebnisse und Diskussion

In Tabelle 17 sind relative oder absolute Strebennormalkraftmaxima, Strebennormalkräfte bei einer Gurteindrückung von 1% und 3% des Gurtaußendurchmessers sowie Angaben zur Versagensform enthalten. In der genannten Tabelle sind relative Kraftmaxima aufgenommen, falls die Last-Verformungs-Kurven solche aufweisen.

Nach der Versuchsdurchführung weisen sämtliche X-Knoten große plastische Verformungen des Gurts auf, exemplarisch dargestellt in Bild 4.13 sowie den Bildern A.1 und A.4 im Anhang der Arbeit. Bei beiden untersuchten Knoten mit zugbeanspruchten Streben kommt es zum Versagen der Schweißnähte, stets von den hochbeanspruchten Sattelbereichen ausgehend, siehe Bilder A.2 und A.5. Während beim Versuchskörper XA-T-0 vor dem Versagen der Schweißverbindung Fließen der Strebenquerschnitte eintritt, ist dies beim Versuchskörper XD-T-0 nicht der Fall. Das Verhältnis zwischen dem vom Hersteller angegebenen Mindestwert der 0,2%-Dehngrenze des Schweißzusatzwerkstoffs und der gemessenen 0,2%-Dehngrenze des Grundmaterials (Gurtwerkstoff) beträgt 1,28 bei den Versuchskörpern der Reihe XA bzw. nur 0,79 bei den Versuchskörpern der Reihe XD, was auf ein Overmatching bei Reihe XA bzw. ein Undermatching bei Reihe XD der Schweißnähte hindeutet.

Versuchskörper	$N_{1,u}$ ¹⁾ [kN]	$N_{1,0.03}$ [kN]	$N_{1,0.01}$ [kN]	$\delta_{1,m,u}/d_0$ [%]	Versagensform ²⁾
XA-C-0	60,7	58,3	39,3	4,8	GP
XA-T-0	232,8	71,4	46,2	16,1	SP(+SV) ³⁾
XA-C-T	(94,5) ⁴⁾	35,3	24,5	(32,4) ⁴⁾	GP
XA-C-C	52,0	51,7	37,9	3,5	GP
XAL-1-V	51,9	50,8	36,5	4,3	GP
XAL-2-V	53,6	52,7	39,7	4,2	GP
XAL-1-N	49,2	48,7	39,6	3,8	GP
XAL-2-N	47,5	46,7	37,8	4,2	GP
XD-C-0	71,4	61,4	32,7	5,9	GP
XD-T-0	231,3	82,8	41,0	10,5	SV
XD-C-T	74,0	63,6	37,6	7,7	GP
XD-C-C	56,3	53,5	29,2	4,2	GP

1) Relatives Kraftmaximum falls vorhanden, ansonsten absolutes Kraftmaximum
 2) GP = Gurtplastizieren; SV = Schweißnahtversagen; SP = Strebenplastizieren
 3) Zunächst Plastizieren der Strebe, dann Versagen der Schweißnaht im Sattelbereich
 4) Versuchsabbruch ohne Versagen

Tabelle 17 Zusammenfassung der Versuchsergebnisse – Reihen XA, XAL und XD

Die Bilder 4.8 bis 4.10 zeigen die versuchstechnisch ermittelten Last-Verformungs-Kurven der X-Knoten der Versuchsreihen XA, XAL und XD. In den Diagrammen ist jeweils die Strebenaxialkraft über dem arithmetischen Mittelwert beider Gurteindrückungen (Positionen c und d, siehe Bild 4.7) abgebildet.

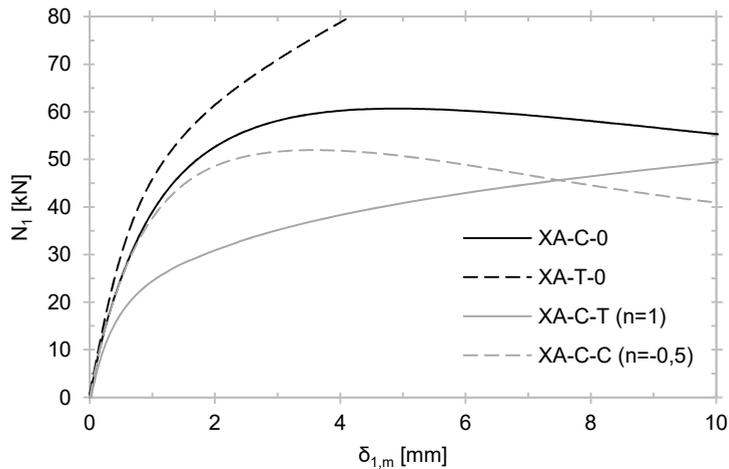


Bild 4.8 Last-Verformungs-Kurven – Versuchsreihe XA

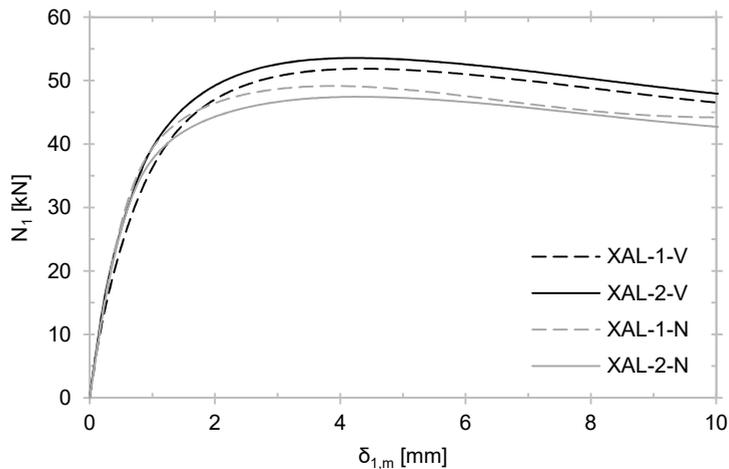


Bild 4.9 Last-Verformungs-Kurven – Versuchsreihe XAL

Wie in Abschnitt 4.5.2 beschrieben, werden beim Versuchskörper XA-C-0 während der Aufbringung der Strebenaxialbeanspruchung Dehnungen auf der Gurtoberfläche in Längs- und Umfangsrichtung mit DMS-Rosetten gemessen und aufgezeichnet. In Bild 4.11 sind die Längs- und Umfangsdehnungen je Gurtseite, bezeichnet mit den Positionen a und b (siehe Bild 4.7), über dem Mittelwert der Gurteindrückungen dargestellt.

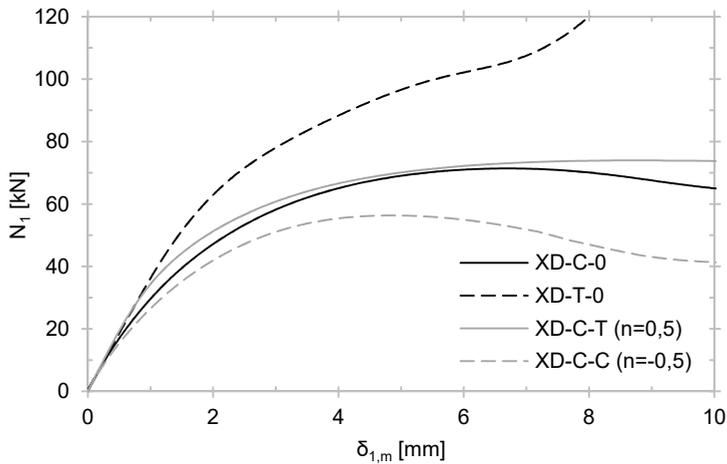


Bild 4.10 Last-Verformungs-Kurven – Versuchsreihe XD

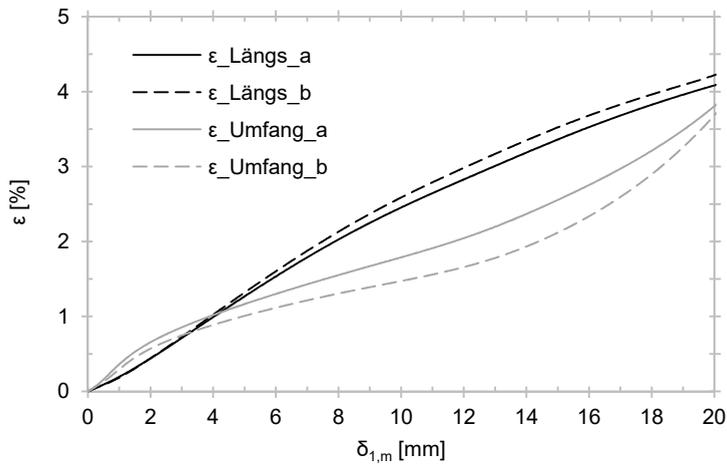


Bild 4.11 Längs- und Umfangsdehnungen gegen mittlere Gurteindrückung – XA-C-0

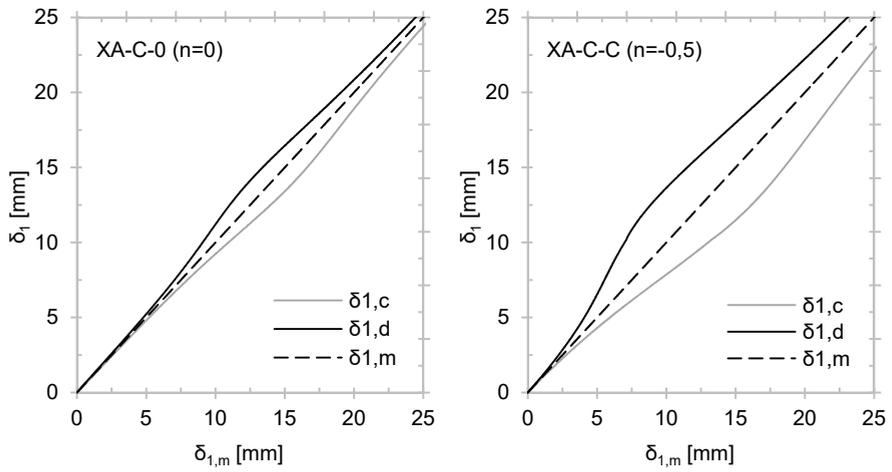


Bild 4.12 Asynchrones Eindrücken des Gurts – XA-C-0 und XA-C-C

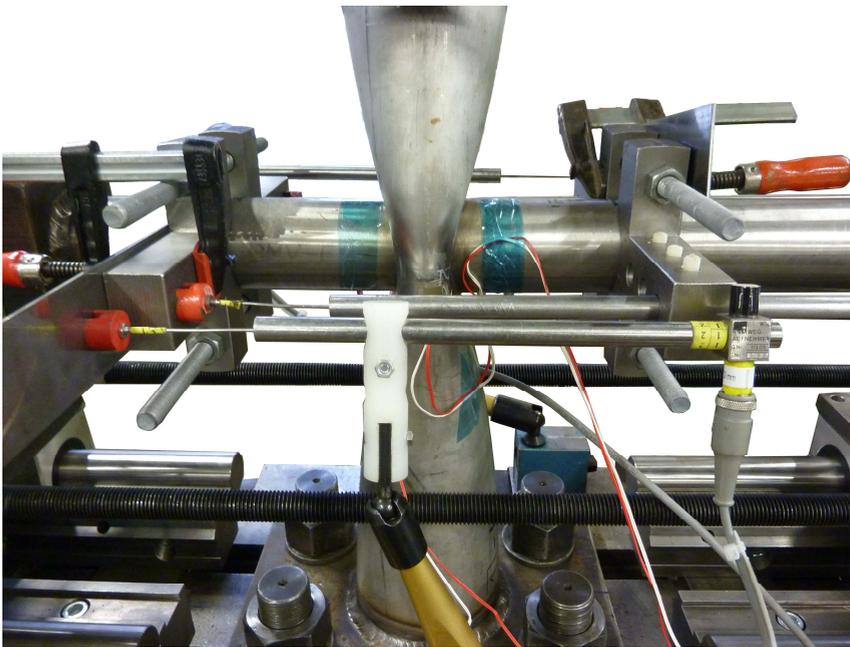


Bild 4.13 Plastische Verformung des Gurts nach der Versuchsdurchführung – XD-C-0

Wie schon in Abschnitt 4.5.2 erwähnt, wird bei den Versuchskörpern der Reihen XA und XD die Eindrückung je Gurtseite, bezeichnet mit den Positionen c und d (siehe Bild 4.7), gemessen. Bild 4.12 veranschaulicht das asynchrone Eindrücken der Gurte (asymmetrische Verformungszustände, siehe Bild A.6 im Anhang der Arbeit) der Versuchskörper XA-C-0 und XA-C-C. Es liegt die Vermutung nahe, dass die Hauptursache des beobachteten Effekts die herstellungsbedingte, nicht konstant über den Gurtumfang verteilte Wanddicke ist. Am ausgeprägtesten tritt das beschriebene Eindrückverhalten bei den Untersuchungen mit axial gedrückten Gurten auf. Die infolge des eingedrückten Gurts bei gleichzeitig wirkender Gurtdruckbeanspruchung erzeugten Abtriebskräfte im KHP-Gurt scheinen das asynchrone Eindrücken der Gurtseiten zu verstärken.

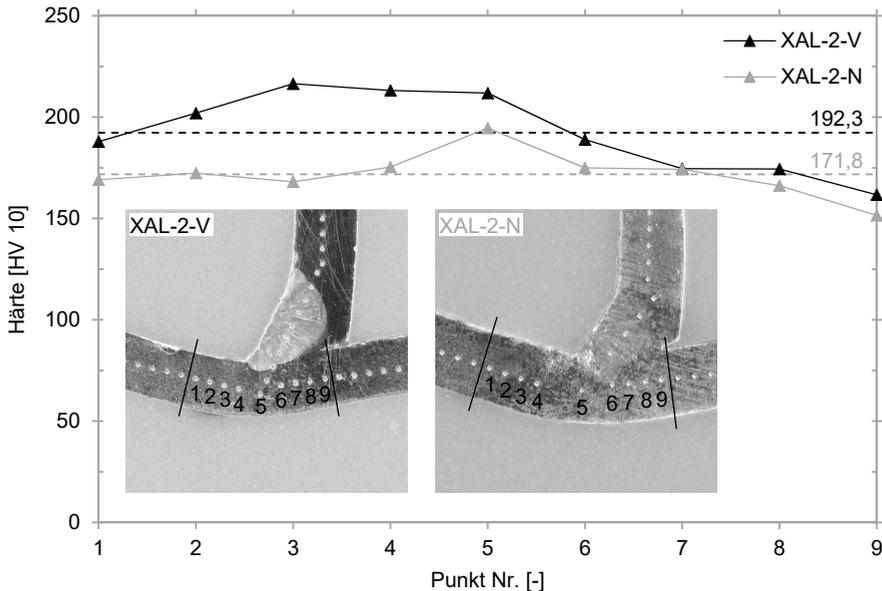


Bild 4.14 Härtespuren im Gurtwerkstoff im Sattelbereich – XAL-2-V und XAL-2-N

Auf Grundlage der Versuchsergebnisse der Reihe XAL kann ein tragfähigkeitsreduzierender Einfluss von Schweißspannungen nicht nachgewiesen werden. Die nach dem Schweißprozess lösungsgeglühten Versuchskörper erreichen sogar leicht niedrigere Strebentraglasten als die „eigenspannungsbehafteten“ Versuchskörper, vgl. Tabelle 17 (Abweichung der Mittelwerte von ca. 9%). Eine mögliche Ursache stellt

eine (leichte) Festigkeitsreduzierung des wärmebeeinflussten Gurtwerkstoffs nahe der Schweißnaht infolge des Lösungsglühens nach dem Schweißen dar. Zur Verifizierung dieser möglichen Ursache werden vergleichende Härtemessungen an Proben der Gurte, entnommen aus den hinsichtlich der Knoten Tragfähigkeit hochrelevanten Sattelbereichen der Versuchskörper XAL-2-V und XAL-2-N, durchgeführt. In diesem Zusammenhang ist zu erwähnen, dass beide Vergleichsproben von gleich tief eingedrückten X-Knoten stammen. Die Ergebnisse der Härtemessungen sind in Bild 4.14 dargestellt. Im Nahbereich der Schweißnaht (siehe Bild 4.14: Abstand zwischen den Punkten Nr. 1 und Nr. 9 $\approx 2,5 t_0$) liegen die an der Probe des Versuchskörpers XAL-2-V gemessenen Härtewerte im Mittel 12% über jenen der analogen Probe des Versuchskörpers XAL-2-N. Dieses Ergebnis korreliert mit den zugehörigen Knoten Tragfähigkeiten. Weitere denkbare Gründe für die leicht niedrigeren Streben traglasten der „eigenspannungsfreien“ Versuchskörper sind die Entstehung von Verzügen infolge der Wärmebehandlung der bereits geschweißten Versuchskörper, welche wiederum zu größeren Lastexzentrizitäten führen sowie der Abbau tragfähigkeitserhöhender Eigenspannungszustände (Eigenspannungen, die den Lastspannungen entgegen gerichtet sind).

4.5.4 Vergleich mit einigen Richtlinien

Einen Vergleich zwischen den versuchstechnisch ermittelten und den charakteristischen Streben tragfähigkeiten nach DIN EN 1993-1-8 [32] sowie der zweiten Auflage des CIDECT Handbuchs Nr. 1 [129] enthalten die Tabellen 18 und 19. Bei der Ermittlung der charakteristischen Tragfähigkeiten wird die Streckgrenze durch die 0,2%-Dehngrenze ersetzt und ein Teilsicherheitsbeiwert γ_M von 1,1 angesetzt. Die in den genannten Tabellen zusammengefassten Traglasten zeigen, dass die charakteristischen Tragfähigkeiten gemäß beiden Regelwerken konservativ gegenüber den versuchstechnisch bestimmten Tragfähigkeiten sind. Lediglich der Versuchskörper XA-C-T weist bei einer Gurteindrückung von 3% des Gurtaußendurchmessers eine geringere Strebenaxialkraft als die charakteristische Tragfähigkeit nach DIN EN 1993-1-8 [32] auf. In diesem Zusammenhang ist darauf hinzuweisen, dass die Tragfähigkeiten gemäß [32] ohne Verwendung eines Verformungskriteriums abgeleitet sind.

Versuchs- körper	$\frac{N_{1,u}}{(\sigma_{0,2,0}t_0^2)}$ [-]	$\frac{N_{1,0.03}}{(\sigma_{0,2,0}t_0^2)}$ [-]	$\frac{1,1 N_{1,Rd,EC3}}{(f_{y0}t_0^2)}$ [-]	$\frac{N_{1,u}/(\sigma_{0,2,0}t_0^2)}{1,1 N_{1,Rd,EC3}/(f_{y0}t_0^2)}$ [-]	$\frac{N_{1,0.03}/(\sigma_{0,2,0}t_0^2)}{1,1 N_{1,Rd,EC3}/(f_{y0}t_0^2)}$ [-]
XA-C-0	11,5	11,1	9,5	1,21	1,16
XA-T-0	44,2	13,5	9,5	4,64	1,42
XA-C-T	(17,9) ¹⁾	6,7	9,5	(1,89) ¹⁾	0,70
XA-C-C	9,9	9,8	7,4	1,34	1,33
XAL-1-V	11,9	11,6	9,5	1,25	1,22
XAL-2-V	12,3	12,0	9,5	1,29	1,27
XAL-1-N	11,2	11,1	9,5	1,18	1,17
XAL-2-N	10,9	10,7	9,5	1,14	1,12
XD-C-0	12,7	10,9	9,0 ²⁾	1,40	1,21
XD-T-0	41,0	14,7	9,0 ²⁾	4,54	1,63
XD-C-T	13,1	11,3	9,0 ²⁾	1,45	1,25
XD-C-C	10,0	9,5	7,0 ²⁾	1,43	1,36

1) Versuchsabbruch ohne Versagen bei $\delta_{1,m}/d_0 = 32,4\%$
 2) Tragfähigkeit enthält einen Abminderungsfaktor von 0,9 wegen $f_{y0} > 355$ MPa

Tabelle 18 Experimentell bestimmte und charakteristische Tragfähigkeiten nach DIN EN 1993-1-8 [32]

Versuchs- körper	$\frac{N_{1,u}}{(\sigma_{0,2,0}t_0^2)}$ [-]	$\frac{N_{1,0.03}}{(\sigma_{0,2,0}t_0^2)}$ [-]	$\frac{1,1N_{1,Rd,CIDECT}}{(f_{y0}t_0^2)}$ [-]	$\frac{N_{1,u}/(\sigma_{0,2,0}t_0^2)}{1,1N_{1,Rd,CIDECT}/(f_{y0}t_0^2)}$ [-]	$\frac{N_{1,0.03}/(\sigma_{0,2,0}t_0^2)}{1,1N_{1,Rd,CIDECT}/(f_{y0}t_0^2)}$ [-]
XA-C-0	11,5	11,1	9,5	1,21	1,16
XA-T-0	44,2	13,5	9,5	4,65	1,43
XA-C-T	(17,9) ¹⁾	6,7	0	(∞) ¹⁾	∞
XA-C-C	9,9	9,8	7,6	1,30	1,30
XAL-1-V	11,9	11,6	9,5	1,25	1,22
XAL-2-V	12,3	12,0	9,5	1,29	1,27
XAL-1-N	11,2	11,1	9,5	1,18	1,17
XAL-2-N	10,9	10,7	9,5	1,14	1,12
XD-C-0	12,7	10,9	9,7 ²⁾	1,31	1,12
XD-T-0	41,0	14,7	9,7 ²⁾	4,23	1,52
XD-C-T	13,1	11,3	8,4 ²⁾	1,56	1,34
XD-C-C	10,0	9,5	7,8 ²⁾	1,28	1,22

1) Versuchsabbruch ohne Versagen bei $\delta_{1,m}/d_0 = 32,4\%$
 2) Tragfähigkeit enthält Abminderungsfaktor von 0,9 wegen $f_{y0} > 355$ MPa

Tabelle 19 Experimentell bestimmte und charakteristische Tragfähigkeiten nach CIDECT Handbuch Nr. 1 [129]

5 Kalibrierung der numerischen Modelle

5.1 Einleitung

Die derzeit aktuellen CIDECT Handbücher Nr. 1 und Nr. 3 [129],[96] basieren im Wesentlichen auf Ergebnissen numerischer Parameterstudien und anschließenden Regressionsanalysen, da der Umfang an Versuchen zur Abdeckung der Gültigkeitsbereiche der genannten Regelwerke erheblich wäre und demzufolge zu sehr hohen Kosten führen würde. Aus diesem Grund werden zur Herleitung von Bemessungsgleichungen in der Regel numerische Simulationsmodelle herangezogen, die an Ergebnissen experimenteller Untersuchungen kalibriert sind. Dieses Vorgehen ermöglicht die Entwicklung von Bemessungsgleichungen für ein weites Feld an Geometrie-, Material- und Belastungsparametern.

In diesem Abschnitt wird beschrieben, wie die Rechenmodelle aufgesetzt und an im Rahmen der vorliegenden Arbeit erhobenen Versuchsergebnissen kalibriert werden. Außerdem werden folgende Einflussgrößen auf das Last-Verformungs-Verhalten der untersuchten Verbindungen analysiert und diskutiert:

- Fließbeginn und Verfestigungsverhalten (Abschnitt 5.4.1)
- Anisotropie und Zug-Druck-Asymmetrie des Werkstoffs (Abschnitt 5.4.2)
- Überfestigkeit des Schweißzusatzwerkstoffs (Abschnitt 5.4.3)
- Eigenspannungen infolge des Schweißprozesses (Abschnitt 5.4.4)

Das Programmsystem ANSYS 14.0 [7] wird zum Pre- und Post-Processing sowie zur Berechnung der FEM-Modelle verwendet. Sämtliche numerischen Analysen werden an einem Standard PC (Intel Core i7-2670QM 2,2 GHz; 8,00 GB RAM) mit dem Betriebssystem Windows 7 Professional (64 Bit; 2009 Microsoft Corporation) durchgeführt.

5.2 Simulation der Versuche

5.2.1 Werkstoffmodell

In den FEM-Simulationen der Versuche wird ein multilineares Werkstoffmodell mit *von Mises*-Plastizität und kinematischer Verfestigung (Option KINH) verwendet. Die Wahl des Fließkriteriums sowie des Verfestigungsmodells wird in diesem sowie Abschnitt 5.4.2 diskutiert und begründet.

Im Rahmen der Arbeit werden Zugversuche an Längsproben der KHP-Gurte durchgeführt. Die Ergebnisse dieser Versuche sind in Abschnitt 4.4.1 dokumentiert. In der Regel ist es bei der Analyse von Vorgängen mit großen plastischen Verformungen sinnvoll, Spannungen und Dehnungen auf Basis der momentanen Geometrie (bzw. des aktuellen Verformungszustands) und nicht der Ausgangsgeometrie zu ermitteln. Daher werden die gemessenen technischen Spannungen und Dehnungen, gewonnen aus den Zugversuchen, in „wahre“ Spannungen und Dehnungen überführt. Diese mechanischen Größen sind dadurch charakterisiert, dass sie sich stets auf die momentane Geometrie beziehen. Bei einachsiger Beanspruchung ist der Zusammenhang zwischen den „wahren“ und technischen Größen durch folgende Gleichungen beschrieben:

$$\sigma_w = \frac{A_0}{A} \sigma = \frac{A_0}{A_0/(1 + \epsilon)} \sigma = \sigma(1 + \epsilon); \quad (5.1)$$

$$\epsilon_w = \int_{l_0}^{l_0 + \Delta l} \frac{dx}{x} = \ln \frac{l_0 + \Delta l}{l_0} = \ln(1 + \epsilon). \quad (5.2)$$

Dabei ist A_0 die anfängliche und A die aktuelle Querschnittsfläche der Zugprobe. Die Gleichungen (5.1) und (5.2) sind bis zum Einschnüren der Probe, korrespondierend mit der Gleichmaßdehnung, gültig. Zur exakten Beschreibung der wahren Spannungs-Dehnungs-Beziehung nach Überschreiten der Gleichmaßdehnung müsste die Geometrie des Einschnürungsbereichs bis zum Bruch kontinuierlich erfasst werden. Da dies nicht erfolgt, wird ein linearer Verlauf zwischen der Gleichmaßdehnung und Bruchdehnung angenommen. An dieser Stelle sei angemerkt, dass im betrachteten Bereich ein konkaver Verlauf, wie z. B. durch den Potenzansatz nach *Ludwik* [85] beschrieben, wahrscheinlicher ist.

Da das Volumen bei plastischen Verformungsvorgängen konstant bleibt, ergibt sich die wahre Hauptzugdehnung beim Bruch aus der Brucheinschnürung:

$$\varepsilon_{w,1,f} = \ln\left(\frac{1}{1-Z}\right). \quad (5.3)$$

Gleichung (5.3) stellt eine Näherung dar, da die elastische Einschnürung vernachlässigt wird. Der Fehler durch die Vernachlässigung des elastischen Verformungsanteils ist sehr klein, da die plastischen Dehnungen erheblich größer als die elastischen Dehnungen sind. Des Weiteren sind die Dehnungen nicht konstant über die maximal eingeschnürte Querschnittsfläche verteilt. Somit liefert Gleichung (5.3) eine über den maximal eingeschnürten Querschnitt gemittelte Bruchdehnung. Bei axialsymmetrischen Dehnungszuständen entspricht die *von Mises*-Vergleichsdehnung der Hauptzugdehnung.

Nach Überschreiten der Gleichmaßdehnung liegt im Bereich der Einschnürung ein räumlicher Spannungszustand vor. Die korrigierte Hauptzugspannung im maximal eingeschnürten Querschnitt unmittelbar vor dem Bruch lässt sich mit folgender Gleichung ermitteln:

$$\sigma_{w,v,f} = k_T \sigma_{w,1,f} = k_T \sigma_f \frac{1}{1-Z}. \quad (5.4)$$

Aufgrund des mehrachsigen Spannungszustands wird die wahre Hauptzugspannung unmittelbar vor dem Bruch mit einem Korrekturfaktor k_T modifiziert. Dieser Faktor dient der Korrektur der Hauptzugspannung gegenüber der Vergleichsspannung nach *von Mises*. Für Rundzugproben gibt *Bridgman* in [17] eine Funktion in Abhängigkeit der (rotationssymmetrischen) Einschnürungsgeometrie für k_T an, die allerdings nicht auf Flachproben übertragen werden kann. Demzufolge werden numerische Simulationen der Zugversuche durchgeführt, wobei der Korrekturfaktor variiert wird. Um das Einschnüren in den Simulationen zu erreichen, wird, wie in [124] durch *Volz* vorgeschlagen, eine geringfügige Querschnittschwächung mit einem großen Kerbradius von 20 mm modelliert. Exemplarisch für den Gurtwerkstoff der Versuchsreihe XD zeigt Bild 5.1 einen Vergleich zwischen den simulierten und experimentell bestimmten Spannungs-Dehnungs-Kurven. Mit einem Wert für k_T von 0,8 ergibt sich eine gute Übereinstimmung mit den Ergebnissen der Zugversuche. Bis zu einer technischen Dehnung von ca. 28% sind die Abweichungen sehr gering. Die technische Dehnung

von 28% korrespondiert mit einer maximalen lokalen Vergleichsdehnung im Einschnürungsbereich von ca. 80%. Demzufolge wird in den Simulationen der Versuche der Serie XD ein Korrekturfaktor k_T von 0,8 verwendet. An dieser Stelle muss allerdings erwähnt werden, dass die nach der Gleichmaßdehnung eintretende Spannungsdegradation neben der Dominanz des Querschnittseinschnürens gegenüber dem Zuwachs der wahren Spannung (*Considère*-Kriterium) aus Werkstoffschädigung (Hohlraumbildung, -wachstum und -vereinigung) im eingeschnürten Probenvolumen resultiert. In gewissem Maße steckt in k_T demzufolge auch eine Korrektur aufgrund der Werkstoffschädigung. Für den austenitischen Gurtwerkstoff der Versuchskörper der Reihen XA und XAL wird k_T analog festgelegt.

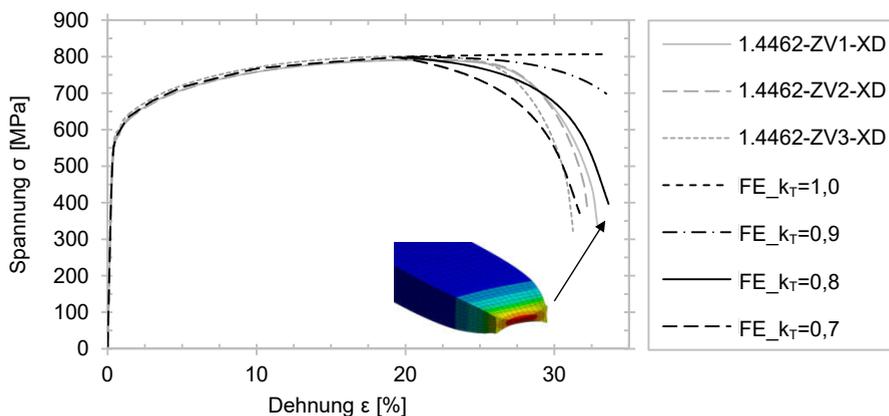


Bild 5.1 Experimentell und numerisch bestimmte Spannungs-Dehnungs-Kurven – Versuchsreihe XD

In der Regel lässt sich bei austenitischen und austenitisch-ferritischen nichtrostenden Stählen bei Wechselbeanspruchung bis in den plastischen Bereich ein ausgeprägter *Bauschinger*effekt [15] beobachten. Ergebnisse experimenteller Untersuchungen [95] belegen diesen Zusammenhang. Beim Eindrücken der betrachteten KHP-X-Knoten entstehen im Gurtstab zunächst Biegespannungen, die in Umfangsrichtung des Profils wirken (vgl. Abschnitt 2.3: Ringmodelle). Bei weiterer Gurteindrückung werden Membraneffekte geweckt. Die hieraus resultierenden Spannungsumlagerungen können lokale Wechselbeanspruchungen hervorrufen, wenn Membranzugspannungen dort entstehen, wo auf geringerem Verformungsniveau Biegedruckspannungen herrschten. Während das kinematische Verfestigungsmodell eine

Verminderung der 0,2%-Dehngrenze infolge einer vorausgegangenen plastischen Verformung in entgegengesetzter Richtung abbilden kann, ist das isotrope Verfestigungsmodell hierzu nicht in der Lage. Das isotrope Modell führt hinsichtlich des beschriebenen Effekts somit zu einer Überschätzung der Kaltverfestigung und ist demzufolge nicht konservativ bezüglich der Festigkeitsentwicklung und der hiermit zusammenhängenden Strebenkraftentwicklung der untersuchten Anschlüsse.

Neben dem *Bauschinger*effekt lässt sich bei den nichtrostenden Stählen häufig ein signifikanter Quereffekt beobachten, der durch *Axelsson* [9] im Rahmen von Untersuchungen zum anisotropen Verfestigungsverhalten von Metallen beschrieben wird. Der genannte Effekt beschreibt einen Vorgang, bei dem das Material primär in einer bestimmten Richtung plastisch verformt und dadurch kaltverfestigt wird, woraus ein quasi gleich hoher Grad der Verfestigung quer zur Verformungsrichtung resultiert. Diese Materialeigenschaft lässt sich hinreichend genau durch das isotrope Verfestigungsmodell beschreiben, wie z. B. die Ergebnisse der von *Olsson* [95] durchgeführten Experimente zeigen. In diesem Zusammenhang präsentieren *Rossi* und *Rossi et al.* in [110] und [111] Gleichungen zur Beschreibung der 0,2%-Dehngrenzenerhöhung in den Eckbereichen von kaltgefertigten RHP infolge des Herstellungsprozesses. Vor allem in den Eckbereichen wird der Werkstoff bei der Herstellung in Profillängsrichtung stark gedehnt bzw. gestaucht, was aufgrund des Quereffekts zu einer signifikanten 0,2%-Dehngrenzenerhöhung in Profillängsrichtung führt. Die in [110] und [111] enthaltenen Gleichungen basieren auf einem isotropen Verfestigungsverhalten des Werkstoffs. Hinsichtlich des Quereffekts führt das kinematische Verfestigungsmodell zu einer Unterschätzung der Kaltverfestigung und ist demzufolge konservativ bezüglich der Festigkeitsentwicklung.

Die Versuche der Reihe XA werden unter Ansatz kinematischer (Option KINH) sowie isotroper (Option MISO) Verfestigung simuliert. Die vergleichenden Nachrechnungen der Versuche an den X-Knoten XA-C-0, XA-T-0 und XA-C-C liefern bis zu einer Gurteindrückungen von etwa 10% d_0 nahezu deckungsgleiche Last-Verformung-Kurven. Bei den Kräften $N_{1,u}$ und $N_{1,0.03}$ liegen die Abweichungen unter 4%. Erst bei Gurteindrückungen über ca. 10% d_0 liefern die Simulationsmodelle mit isotroper Verfestigung signifikant größere Strebenkräfte. Die Kraftabweichungen betragen bis zu 29% bei einer korrespondierenden Gurteindrückungen von ca. 30% d_0 . Beim Versuchskörper XA-C-T wird bereits bei einer Gurteindrückung von 3% d_0 eine Strebenkraftabweichung von 2,5% ermittelt.

In Bild 5.2 sind die numerisch ermittelten Last-Verformungs-Kurven der Versuchskörper XA-C-T und XA-C-C unter Ansatz kinematischer und isotroper Verfestigung dargestellt. Für die Simulationen der X-Knoten-Versuche sowie die Parameterstudie wird der auf sicherer Seite liegende Ansatz der kinematischen Verfestigung gewählt.

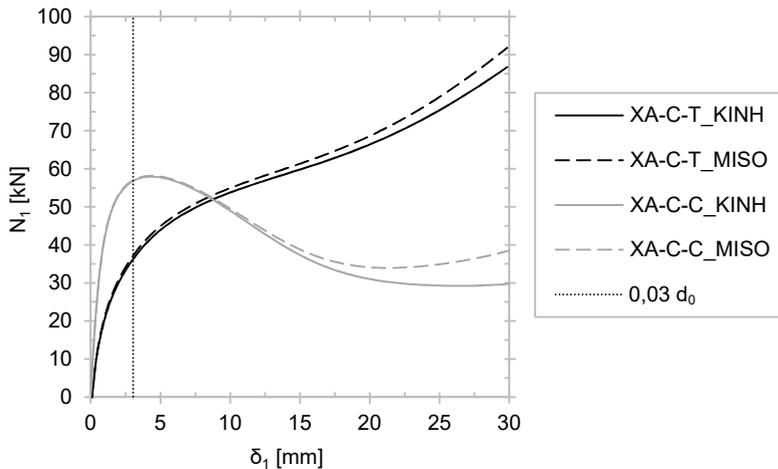


Bild 5.2 Numerisch ermittelte Last-Verformungs-Kurven mit kinematischer (KINH) und isotroper (MISO) Verfestigung – Versuchskörper XA-C-T und XA-C-C

5.2.2 Auswahl des Elementtyps

Zahlreiche Arbeiten, wie z. B. die von *Willibald* [133] sowie *Voth* und *Packer* [126], belegen die Eignung von Solidelementen bei der numerischen Simulation des Tragverhaltens verschiedener Typen von Hohlprofilknoten. Rechenmodelle mit Solidelementen erfordern in der Regel längere Rechenzeiten als Modelle mit Schalenelementen, da nur mit mehreren Elementlagen über die Gurtwanddicke ausreichend genaue Ergebnisse erzielt werden können. Dafür kann bei der Verwendung von Solidelementen der Nahtbereich realitätsnäher modelliert werden. Außerdem können im Gegensatz zu Rechenmodellen mit Schalenelementen räumliche Spannungszustände im Schweißnahtbereich sowie nichtlineare Dehnungsverläufe über die Wanddicke abgebildet werden. Aus den genannten Gründen werden in den Simulationsmodellen der Versuche sowie der Parameterstudie Solidelemente verwendet.

Im Rahmen der Arbeit werden hexaederförmige Solidelemente zur Diskretisierung der X-Knoten verwendet. Das Programmsystem ANSYS 14.0 stellt eine Vielzahl an Elementtypen mit dieser Geometrie zur Verfügung. Die folgenden Elementtypen werden bei der Auswahl in Betracht gezogen:

- Solid185: 3D 8-Knoten Hexaederelement mit drei Verschiebungsfreiheitsgraden je Knoten, linearer Verschiebungsansatzfunktion, vollständiger Integration, Plastizität und Spannungsversteifung;
- Solid186: 3D 20-Knoten Hexaederelement mit drei Verschiebungsfreiheitsgraden je Knoten, quadratischer Verschiebungsansatzfunktion, reduzierter Integration, Plastizität und Spannungsversteifung.

Zur Festlegung des Elementtyps werden die Versuche der Reihe XA sowohl mit Solidelementen des Typs „Solid185“ als auch des Typs „Solid186“ simuliert. Die Vernetzungseinheit der Modelle entspricht der Vernetzungsstufe iii (hohe Netzfeinheit), behandelt im folgenden Abschnitt der Arbeit. Die vergleichenden Simulationen liefern quasi deckungsgleiche Last-Verformung-Kurven. Die Abweichungen der Kräfte $N_{1,u}$ und $N_{1,0.03}$ sind kleiner 4‰. In den Versuchssimulationen und in der Parameterstudie werden Elemente des Typs „Solid186“ verwendet.

5.2.3 Vernetzung der numerischen Modelle

Zur Festlegung der Netzgröße wird eine Konvergenzstudie bei den Simulationen der Versuche der Reihe XA durchgeführt. Es werden Solidelemente des Typs „Solid186“ verwendet und drei Vernetzungsstufen, mit zwei, vier bzw. sechs Elementlagen über die Wanddicke des Gurts, untersucht. Bild 5.3 zeigt exemplarisch die Vernetzung des Simulationsmodells der Versuchsreihe XA mit hoher Netzfeinheit (Vernetzungsstufe iii). Bei allen numerischen Modellen wird im Bereich der Verschneidung der Strebe mit dem Gurtstab eine Diskretisierung in würfelförmige Elemente angestrebt.

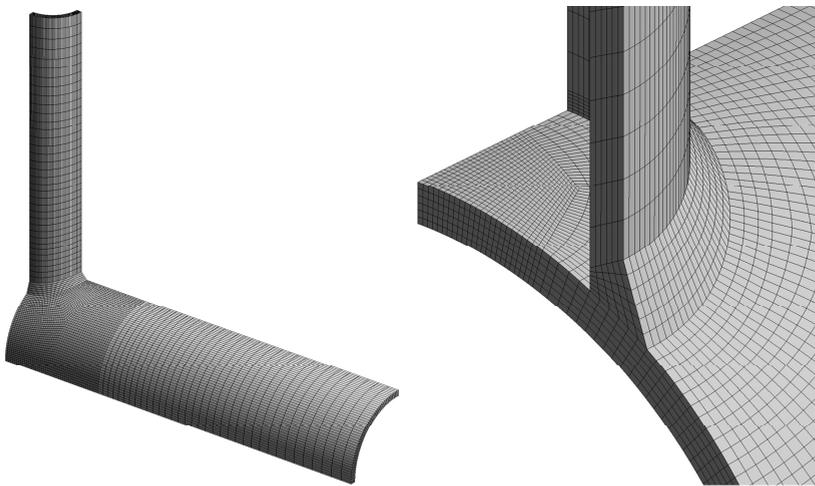


Bild 5.3 Vernetzung des Simulationsmodells (Stufe iii) – Versuchsreihe XA

In Tabelle 20 sind Angaben hinsichtlich der Vernetzung sowie die relativen Rechenzeiten und Strebennormalkraftmaxima zusammengefasst. Bereits bei den Modellen mit zwei Elementlagen über die Gurtwanddicke liegen quasi konvergierte Berechnungsergebnisse bezüglich der Strebenaxialbeanspruchbarkeit vor. Neben der Strebenbeanspruchung wird das Feld der plastischen Vergleichsdehnung hinsichtlich Konvergenz analysiert. Im Rahmen dieser Betrachtungen werden in Abhängigkeit der Netzfeinheit plastische Vergleichsdehnungen (gemittelte Knotenlösung) in hochbeanspruchten Bereichen bei einer Gurteindrückung von 10% des Gurtaußendurchmessers miteinander verglichen. Die Lage der Auswertungspunkte A, B und C, die sich alle in einer Symmetrieebene des Knotens befinden, sowie die Ergebnisse des Vergleichs sind in Bild 5.4 illustriert. Das Bild zeigt, dass erst bei hoher Netzfeinheit

(Vernetzungsstufe iii) quasi konvergierte Ergebnisse hinsichtlich der plastischen Vergleichsdehnung in Punkt A vorliegen. In den Versuchssimulationen sowie in der Parameterstudie werden daher FEM-Modelle mit hoher Netzfeinheit verwendet.

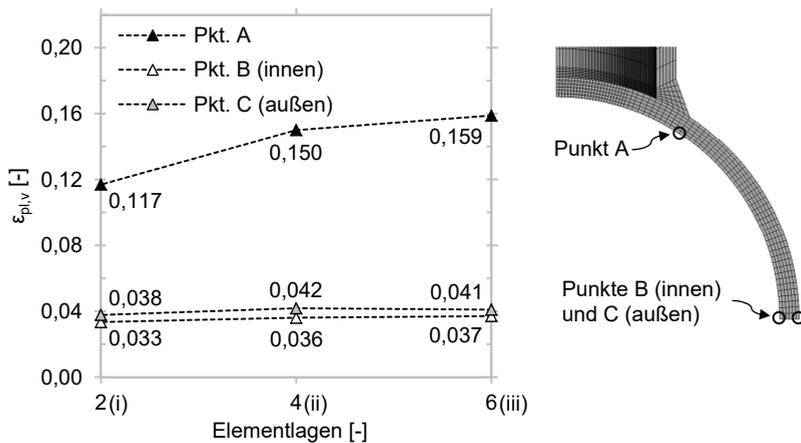


Bild 5.4 Plastische Vergleichsdehnung in Abhängigkeit der Netzfeinheit – XA-C-0 bei $\delta_1/d_0 = 10\%$

Modell- Bez.	Netz- feinheit	Elementlagen	Anzahl		Rel. ¹⁾ CPU- Zeit [-]	Rel. ¹⁾ $N_{1,u}^{2)}$ [-]
			Knoten	Elemente		
FE_XA-C-0_i	niedrig (i)	2	9517	1632	0,012	1,006
FE_XA-C-0_ii	mittel (ii)	4	62657	12800	0,259	1,001
FE_XA-C-0_iii	hoch (iii)	6	198373	43200	1,000	1
FE_XA-T-0_i	niedrig (i)	2	9517	1632	0,013	1,004
FE_XA-T-0_ii	mittel (ii)	4	62657	12800	0,263	1,001
FE_XA-T-0_iii	hoch (iii)	6	198373	43200	1,000	1
FE_XA-C-T_i	niedrig (i)	2	9517	1632	0,019	1,008
FE_XA-C-T_ii	mittel (ii)	4	62657	12800	0,308	1,001
FE_XA-C-T_iii	hoch (iii)	6	198373	43200	1,000	1
FE_XA-C-C_i	niedrig (i)	2	9517	1632	0,015	1,008
FE_XA-C-C_ii	mittel (ii)	4	62657	12800	0,274	1,001
FE_XA-C-C_iii	hoch (iii)	6	198373	43200	1,000	1

1) Bezogen auf Vernetzungsstufe iii (hohe Netzfeinheit)
2) XA-C-0 und XA-C-C: Relatives Kraftmaximum; XA-T-0 und XA-C-T: Kraft bei Eindrückung des Gurts von 3% d_0

Tabelle 20 Vernetzung, relative CPU-Zeiten und Strebekraftmaxima

5.2.4 Modellierung der Schweißnähte und KHP

In den Simulationen der Versuche werden die HV-Schweißnähte zwischen den Streben und Gurten entsprechend den in Tabelle 21 zusammengefassten Schweißnahtabmessungen modelliert. Hierbei handelt es sich um die arithmetischen Mittelwerte der gemessenen Schweißnahtabmessungen je Versuchsreihe. Eine beispielhafte Vernetzung des Schweißnahtbereichs zeigt der rechte Teil des Bildes 5.3. In den numerischen Berechnungen wird den Schweißnahtelementen die Spannungs-Dehnungs-Beziehung des Strebenwerkstoffs zugewiesen. Der Einfluss der Überfestigkeit des Schweißzusatzwerkstoffs gegenüber dem Grundwerkstoff auf das Last-Verformungs-Verhalten wird in Abschnitt 5.4.3 untersucht. Die Gurtstäbe und Streben werden mit über den Umfang konstanter Wanddicke modelliert.

Versuchsreihe	Schweißnahtabmessungen ¹⁾			
	[mm]			
	w ₀	w ₁	w ₂	w ₃
XA	4,9	4,7	8,5	2,9
XAL	4,8	4,0	7,5	2,1
XD	4,6	4,9	8,2	3,4

1) dargestellt in Bild 4.4

Tabelle 21 Schweißnahtabmessungen in den Versuchssimulationen

5.2.5 Modellierung der Belastung und der Randbedingungen

Zur Reduzierung der Rechenzeiten werden in den numerischen Simulationen die drei vorhandenen Symmetrieebenen genutzt. Demzufolge werden die Analysen an Achtelmodellen durchgeführt. Bei den Elementknoten in Symmetrieebenen wird die Verschiebung normal zur jeweiligen Symmetrieebene zu Null gesetzt. Dadurch sind die Rechenmodelle bereits ausreichend gelagert, energiefreie Starrkörperverschiebungen sind unterbunden. In den Simulationen wird das Newton-Raphson-Verfahren zur Lösung der nichtlinearen Gleichungssysteme verwendet.

Das Aufbringen der Strebenbeanspruchung erfolgt verschiebungsgesteuert. Dadurch können Last-Verformungs-Kurven über einen Lastabfall hinaus ermittelt werden, da die Steifigkeitsmatrix bei Erreichen einer relativen Maximallast nicht singulär (Determinante der Steifigkeitsmatrix gleich Null) wird. Bei X-Knoten mit Gurtaxialbeanspruchung werden in einem vorgeschalteten Lastschritt (vor dem Beanspruchten der

Streben) auf die freien Gurtstirnflächen Knotenkräfte aufgebracht, die in Gurtstablängsachse wirken. Ansonsten werden für die auf den Stirnflächen befindlichen Knoten keine weiteren Randbedingungen definiert.

5.3 Simulationsergebnisse und Diskussion

Tabelle 22 enthält einen Vergleich der experimentell ermittelten und simulierten relativen oder absoluten Strebennormalkraftmaxima sowie Strebennormalkräfte, die mit einer Gurteindrückung von 3% des Gurtaußendurchmessers korrespondieren. Bei Last-Verformungs-Kurven mit relativem Strebenkraftmaximum ist jener Kraftwert in der Tabelle aufgenommen, bei Last-Verformungs-Kurven ohne relative Maximalkraft hingegen das absolute Strebenkraftmaximum.

Versuchskörper	$N_{1,u,Exp}^{1)}$ [kN]	$N_{1,0,03,Exp}$ [kN]	$N_{1,u,FE}^{1)}$ [kN]	$N_{1,0,03,FE}$ [kN]	$\frac{N_{1,u,FE}}{N_{1,u,Exp}}$ [-]	$\frac{N_{1,0,03,FE}}{N_{1,0,03,Exp}}$ [-]
XA-C-0	60,7	58,3	64,6 64,0 ²⁾	62,1 61,8 ²⁾	1,06 1,05	1,06 1,06
XA-T-0	232,8	71,4	- ⁴⁾	80,4	- ⁴⁾	1,13
XA-C-T	(94,5) ³⁾	35,3	- ⁴⁾	36,5	- ^{3) 4)}	1,03
XA-C-C	52,0	51,7	57,9 57,0 ²⁾	56,7 56,3 ²⁾	1,11 1,10	1,10 1,09
XAL-1-V	51,9	50,8	55,5	53,9	1,07	1,06
XAL-2-V	53,6	52,7	55,5	53,9	1,03	1,02
XAL-1-N	49,2	48,7	55,5	53,9	1,13	1,11
XAL-2-N	47,5	46,7	55,5	53,9	1,17	1,15
XD-C-0	71,4	61,4	65,5 64,0 ²⁾	60,5 59,8 ²⁾	0,92 0,90	0,99 0,97
XD-T-0	231,3	82,8	- ⁴⁾	84,1	- ⁴⁾	1,02
XD-C-T	74,0	63,6	66,4	56,2	0,90	0,88
XD-C-C	56,3	53,5	54,2 52,6 ²⁾	52,5 51,6 ²⁾	0,96 0,93	0,98 0,96

1) Relatives Kraftmaximum (falls vorhanden), ansonsten absolutes Kraftmaximum
2) Modelle mit asynchronem Eindrücken der Gurtseiten (XA: $v/t_0 = 5,4\%$; XD: $v/t_0 = 8,3\%$)
3) Versuchsabbruch ohne Versagen bei $\delta_{1,m}/d_0 = 32,4\%$
4) Kein relatives Kraftmaximum oder Versagen im Simulationsmodell

Tabelle 22 Vergleich experimentell und numerisch bestimmter Streben Tragfähigkeiten

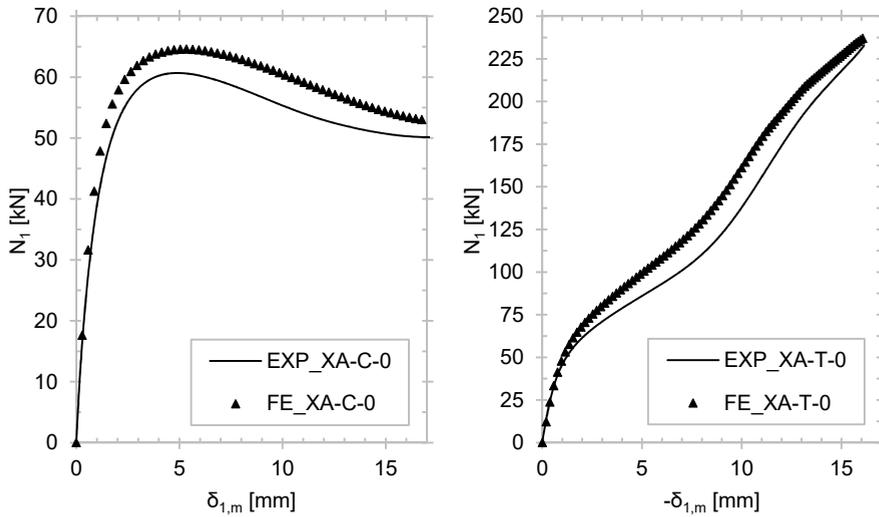


Bild 5.5 Experimentell und numerisch ermittelte Last-Verformungs-Kurven – Versuchskörper XA-C-0 und XA-T-0

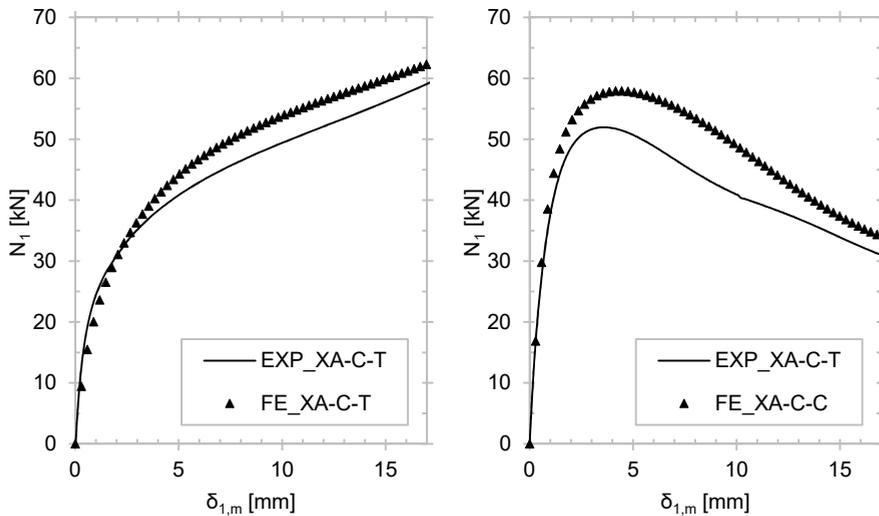


Bild 5.6 Experimentell und numerisch ermittelte Last-Verformungs-Kurven – Versuchskörper XA-C-T und XA-C-C

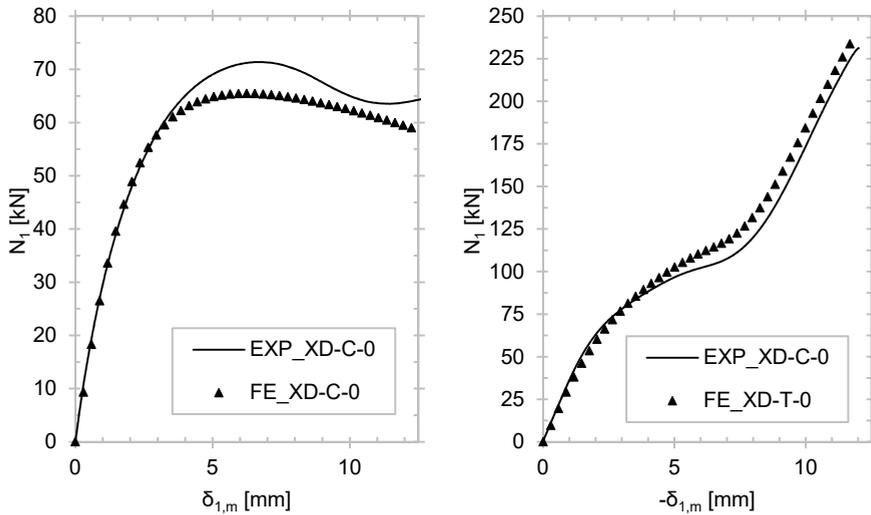


Bild 5.7 Experimentell und numerisch ermittelte Last-Verformungs-Kurven – Versuchskörper XD-C-0 und XD-T-0

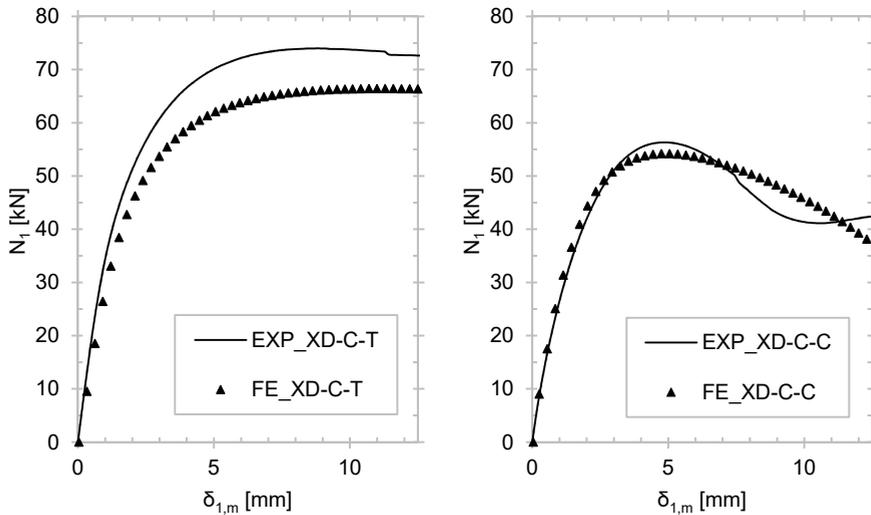


Bild 5.8 Experimentell und numerisch ermittelte Last-Verformungs-Kurven – Versuchskörper XD-C-T und XD-C-C

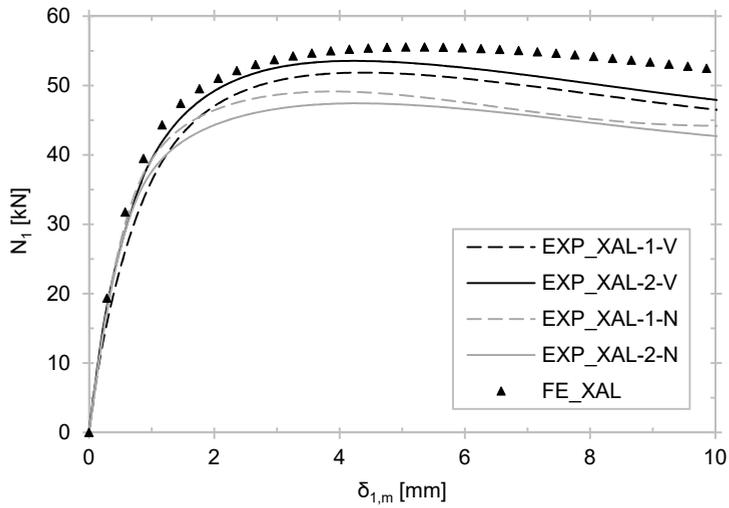


Bild 5.9 Experimentell und numerisch ermittelte Last-Verformungs-Kurven – Versuchsreihe XAL

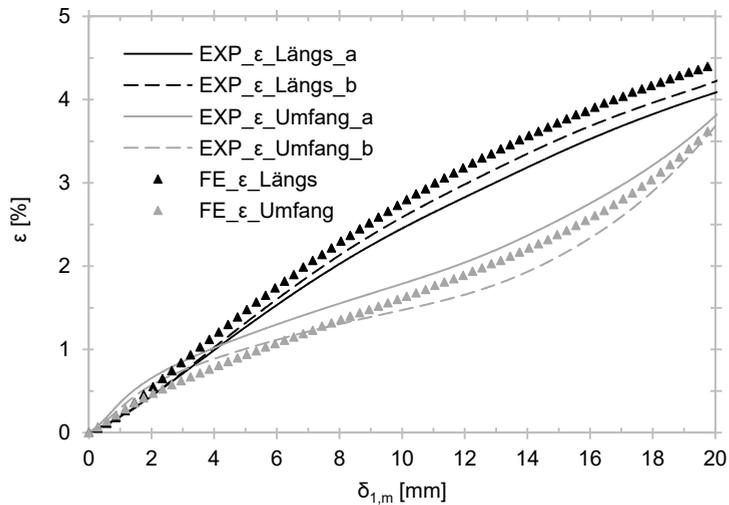


Bild 5.10 Experimentell und numerisch ermittelte Längs- und Umfangsdehnungen in den Punkten C (siehe Bild 5.4) – Versuchskörper XA-C-0

Die Bilder 5.5 bis 5.9 zeigen einen Vergleich der versuchstechnisch bestimmten und simulierten Last-Verformungs-Kurven der Versuchskörper der Reihen XA, XAL sowie XD. In den Diagrammen ist jeweils die Strebenaxialbeanspruchung über dem arithmetischen Mittelwert beider Gurteindrückungen abgebildet. Einen Vergleich der mit DMS in den Punkten C (siehe Bild 5.4) gemessenen Längs- und Umfangsdehnungen mit den numerisch berechneten Dehnungswerten zeigt das Bild 5.10. Die Dehnungen sind über dem arithmetischen Mittelwert beider Gurteindrückungen abgebildet. Die Übereinstimmung zwischen den experimentell und numerisch ermittelten Dehnungsverläufen ist sehr gut.

Zur Bewertung des Einflusses des in den Versuchen beobachteten asynchronen Eindrückens beider Gurtseiten auf die Strebentragfähigkeit werden zusätzlich Viertelmodelle der Versuchskörper XA-C-0, XA-C-C, XD-C-0 und XD-C-C mit nicht rotations-symmetrischem Gurtquerschnitt gerechnet. In den Modellen werden die Gurthohlräume entsprechend den gemessenen Versätzen um 5,4% (Reihe XA) bzw. 8,3% (Reihe XD) der mittleren Gurtwanddicke in Strebenlängsrichtung versetzt. Dieser Imperfektionsansatz führt stets zu einem ausgeprägt asynchronen Eindrücken der Gurtseiten sowie einer nicht signifikanten Reduzierung der Strebenbeanspruchbarkeit, vgl. Tabelle 22. Demzufolge werden in der Parameterstudie ausschließlich X-Knoten mit über den Gurtumfang konstanter Wanddicke modelliert. Vergleichende Simulationen, in welchen die Gurthohlräume normal zu den Strebenlängsachsen verschoben werden, führen ebenfalls zu nicht signifikant reduzierten Strebenbeanspruchbarkeiten.

Im Allgemeinen liegt eine gute Übereinstimmung zwischen den versuchstechnisch bestimmten und numerisch simulierten Last-Verformungs-Kurven vor. Eine mögliche Ursache für niedrigere Strebenbeanspruchbarkeiten in den Versuchen gegenüber den Simulationsergebnissen stellen ungewollte Kraftexzentrizitäten dar, die aus dem Versuchsaufbau sowie geometrischen Imperfektionen (beispielsweise infolge Verzug durch den Schweißprozess sowie Herstellungstoleranzen) resultieren. Diese Exzentrizitäten führen zu zusätzlichen Biegemomenten, die mit den Axialbeanspruchungen interagieren.

Neben sämtlichen geometriebedingten Abweichungen ergeben sich bei Beanspruchungszuständen, die von einachsigem Zug abweichen, bereits aufgrund der Verwendung des *von Mises*-Fließkriteriums auf Basis der Spannungs-Dehnungs-Bezieh-

ung aus dem einachsigen Zugversuch Abweichungen zwischen Versuchs- und Simulationsergebnissen. In diesem Zusammenhang wird auf die von *Olsson* [95] durchgeführten biaxialen Versuche an Kreuzproben aus austenitischem Stahl verwiesen, vgl. Abschnitt 2.6. In [95] gibt *Olsson* einen Variationskoeffizient von 4,6% seiner experimentell erhobenen Daten gegenüber dem Fließkriterium nach *von Mises* an. Bei biaxialen vorzeichengleichen Spannungszuständen sind die Abweichungen gegenüber dem *von Mises*-Fließkriterium am größten. Aufgrund der komplexen Geometrie der untersuchten Anschlüsse herrschen im Knotenbereich weitgehend biaxiale Zug- und Druckspannungszustände.

Die numerischen Versuchssimulationen der Reihe XD liefern bis zu 10% niedrigere Strebentragfähigkeiten als die Experimente. Mögliche Ursachen hierfür stellen die Nichtberücksichtigung anisotropen Werkstoffverhaltens sowie eine mögliche Aufhärtung des Gurtwerkstoffs infolge des Schweißprozesses (vgl. Abschnitt 3.1.2.1) dar.

Die simulierten Traglasten der Knoten ohne Wärmebehandlung nach dem Schweißen liegen bis zu 10% unter und 11% über den experimentell bestimmten Tragfähigkeiten. Wegen der guten Übereinstimmung zwischen den experimentell bestimmten und simulierten Last-Verformungs-Kurven wird eine Parameterstudie mit analogen FEM-Modellen (Werkstoffmodell, Elementtyp, Vernetzung, Definition der Randbedingungen, Modellierung der Schweißnähte und KHP) durchgeführt.

5.4 Analyse weiterer Einflussgrößen

5.4.1 Fließbeginn und Verfestigungsverhalten

In den in Abschnitt 2.4.3 genannten Regelwerken für KHP-Knoten aus allgemeinen Baustählen weisen die Bemessungsgleichungen für die Versagensform „Plastizieren des Gurtstabs“ eine lineare Abhängigkeit von der Streckgrenze des Gurtwerkstoffs auf. Nach DIN EN 1993-1-8 [32] sowie der aktuellen Auflage des CIDECT Handbuchs Nr. 1 [129] sind die Knotentragfähigkeiten bei der Verwendung von Werkstoffen mit Streckgrenzen größer 355 MPa allerdings mit einem Beiwert von 0,9 abzumindern. Dieser Abminderungsbeiwert stammt aus dem jüngst abgeschlossenen CIDECT Forschungsvorhabens 5BT [97]. Daher wird an dieser Stelle der Einfluss des Fließbe-

gins sowie des Verfestigungsverhaltens auf die bezogene Streben­tragfähigkeit un­tersucht.

Es werden sechs unterschiedliche Spannungs-Dehnungs-Beziehungen, die in Tabelle 23 spezifiziert sind, hinsichtlich deren Einfluss auf die bezogene Streben­tragfähigkeit untersucht. Vergleichende FEM-Simulationen der Versuche an den Körpern XA-C-0 und XA-C-C werden durchgeführt. Die aus den Zugversuchen gewonnenen Spannungs-Dehnungs-Beziehungen werden in den Nachrechnungen durch das Werkstoffmodell nach *Rasmussen* [107] bzw. den idealplastischen Ansatz gemäß der all­gemeinen bauaufsichtlichen Zulassung [2] ersetzt. Auf Basis der Ergebnisse lässt sich eine Aussage über den Einfluss des Fließbeginns sowie des Verfestigungsverhaltens treffen. Der Wert der 0,2%-Dehngrenze des verwendeten Duplexstahls ist ca. dop­pelt so groß wie der des austenitischen Chrom-Nickel-Stahls. Beispielhaft für den Werkstoff der Versuchsreihe XD zeigt Bild 5.11 die unterschiedlichen wahren und technischen Spannungs-Dehnungs-Kurven gemäß Tabelle 23.

Bezeichn. Werkstoff- modell	Gefüge	Werkstoff- modellierung	$\sigma_{0,2}$ [MPa]	σ_u [MPa]	E [GPa]	ϵ_u [%]	$n^{4)}$ [-]	$m^{5)}$ [-]
A-ZV	Austenit	Zugversuch ¹⁾	312	608	171	49,8	-	-
A-Ras		Rasmussen ²⁾					6	2,80
A-Ideal		Idealplastisch ³⁾					6	-
D-ZV	Duplex	Zugversuch ¹⁾	568	789	183	31,9	-	-
D-Ras		Rasmussen ²⁾					5	3,52
D-Ideal		Idealplastisch ³⁾					6	-

1) Spannungs-Dehnungs-Beziehung, gewonnen aus den durchgeführten Zugversuchen
2) Werkstoffmodell nach Rasmussen mit n und m gemäß DIN EN 1993-1-4 ($m = 1 + 3,5 \cdot \sigma_{0,2} / \sigma_u$)
3) Idealplastisches Modell gemäß allgemeiner bauaufsichtlicher Zulassung Z-30.3-6
4) Verfestigungsexponent n für $\sigma \leq \sigma_{0,2}$
5) Verfestigungsexponent m für $\sigma_{0,2} < \sigma \leq \sigma_u$

Tabelle 23 Modellierung der Spannungs-Dehnungs-Beziehung

Bild 5.12 zeigt bezogene Last-Verformungs-Kurven eines X-Knotens mit der Geome­trie und Beanspruchung des Versuchskörpers XA-C-0 unter Verwendung der ver­schiedenen Spannungs-Dehnungs-Beziehungen. Die Strebenkraft ist dabei auf das Produkt der 0,2%-Dehngrenze des Gurtwerkstoffs und der Gurtwanddicke im Quad­rat bezogen. Die Ergebnisse der vergleichenden Versuchssimulationen sind in Tabel­le 24 zusammengefasst.

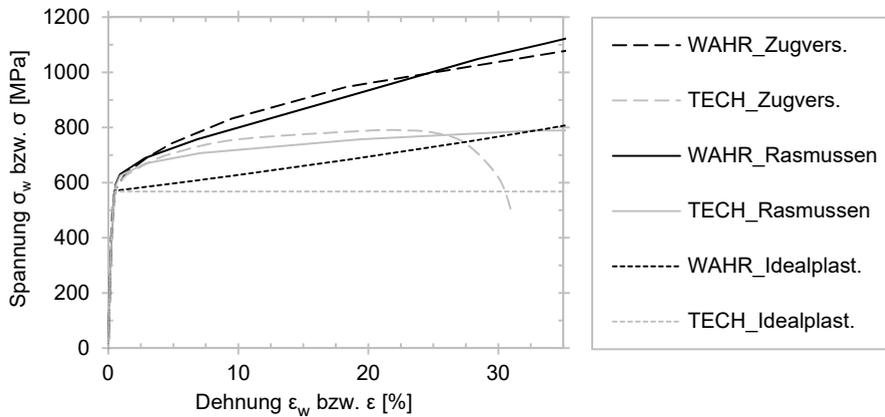


Bild 5.11 Wahre und technische Spannungs-Dehnungs-Kurven – Versuchsreihe XD

Die Simulationsergebnisse zeigen, dass die Abweichungen zwischen den Strebenbeanspruchbarkeiten, ermittelt mit dem Modell nach *Rasmussen* bzw. der Arbeitslinie aus den Zugversuchen, sehr klein sind ($< 1\%$). Die FEM-Modelle mit idealplastischem Werkstoffverhalten liefern dagegen deutlich niedrigere Tragfähigkeiten. Die Werte liegen bis zu 14% unterhalb der Traglasten der Modelle mit Werkstoffverfestigung. Des Weiteren sind die bezogenen Strebentragfähigkeiten der Knoten aus (hochfestem) Duplexstahl im Mittel 10% geringer als die bezogenen Traglasten der Knoten aus austenitischem Stahl. Dieses Resultat korreliert mit dem in DIN EN 1993-1-8 [32] und der zweiten Auflage des CIDECT Handbuchs Nr. 1 [129] enthaltenen Abminderungsbeiwert von 0,9 für Knoten aus Werkstoffen mit Streckgrenzen über 355 MPa.

In der Parameterstudie werden KHP-X-Knoten aus Duplexstahl unter Ansatz des Werkstoffmodells nach *Rasmussen* simuliert.

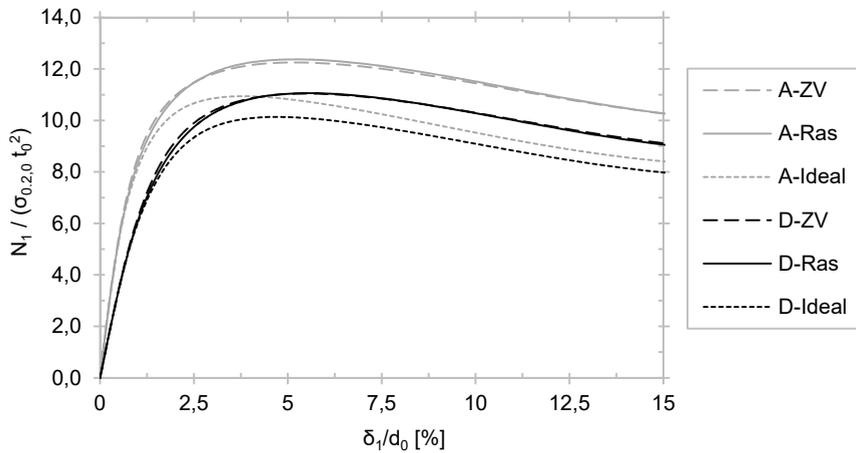


Bild 5.12 Bezogene Last-Verformungs-Kurven – Versuchskörpergeometrie XA-C-0

Versuchskörpergeometrie	Materialmodell ¹⁾	$N_{1,u}$ [kN]	$N_{1,u}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$ [-]	rel. ²⁾ $N_{1,u}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$ [-]
XA-C-0	A-ZV	64,6	12,3	1
	A-Ras	65,2	12,4	1,01
	A-Ideal	57,7	10,9	0,89
	D-ZV	106,0	11,0	0,90
	D-Ras	106,1	11,1	0,90
	D-Ideal	97,3	10,1	0,83
XA-C-C	A-ZV	57,9	11,0	1
	A-Ras	58,5	11,1	1,01
	A-Ideal	50,6	9,6	0,87
	D-ZV	93,8	9,8	0,89
	D-Ras	93,7	9,8	0,89
	D-Ideal	84,4	8,8	0,80

1) Bezeichnungen der Werkstoffmodelle gemäß Tabelle 23
2) Bezug auf das Werkstoffmodell „A-ZV“ (aus Zugversuchen an Proben aus dem Werkstoff EN 1.4301)

Tabelle 24 Ergebnisse der Versuchssimulationen mit verschiedenen Spannungs-Dehnungs-Beziehungen

5.4.2 Anisotropie und Zug-Druck-Asymmetrie

Zur Beurteilung des Einflusses des anisotropen Fließbeginns von austenitisch-ferritischen Stählen in der Blech- bzw. Bandebene auf das Last-Verformungs-Verhalten von KHP-X-Knoten wird ein modifiziertes numerisches Modell des Versuchskörpers XD-C-0 aufgesetzt. In diesem Modell wird das *von Mises*-Fließkriterium durch das Kriterium für anisotropen Fließbeginn nach *Hill* [60] ersetzt. Dieses Fließkriterium besitzt folgende Form:

$$F(\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + G(\sigma_{33} - \sigma_{11})^2 + H(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + 2L\sigma_{23}^2 + 2M\sigma_{31}^2 + 2N\sigma_{12}^2 = \sigma_y^2; \quad (5.5)$$

Dabei ist σ_y der Referenzwert der Fließnormalspannung. Die *Hill*'schen Anisotropiekonstanten F, G, H, L, M und N sind von den richtungsbezogenen, normierten Fließnormal- und -schubspannungen abhängig:

$$R_{ii} = \frac{\sigma_{ii}^y}{\sigma_y} \quad \text{mit } i = 1,2,3; \quad (5.6)$$

$$R_{ij} = \sqrt{3} \frac{\sigma_{ij}^y}{\sigma_y} \quad \text{mit } i, j = 1,2,3; i \neq j. \quad (5.7)$$

In einer Simulationsvariante des Versuchs an Körper XD-C-0, bezeichnet mit „Hill σ “, wird lediglich die normierte Fließnormalspannung $R_{\phi\phi}$ des Gurtstabs (in Umfangsrichtung) zwischen 0,8 und 1,2 variiert. In einer zweiten Variante, bezeichnet mit „Hill $\sigma \tau$ “, werden zusätzlich die zugehörigen normierten Fließschubspannungen $R_{\phi x}$ und $R_{\phi r}$ modifiziert. Die Werte für $R_{\phi x}$ und $R_{\phi r}$ werden dabei dem von $R_{\phi\phi}$ gleichgesetzt. Demzufolge liefern die beiden Varianten Grenzwerte hinsichtlich des Einflusses der 0,2%-Dehngrenzenanisotropie in der Gurtwandebene. Von *Rasmussen* et al. [108] durchgeführte Versuche an Flachproben aus Duplexstahl EN 1.4462 belegen, dass die 0,2%-Dehn- und -Stauchgrenzen 45 Grad zur Walzrichtung zwischen den Werten in Längs- und Querrichtung liegen. In Bild 5.13 sind die Ergebnisse der Simulationsvarianten „Hill σ “ und „Hill $\sigma \tau$ “ des Versuchs an Körper XD-C-0 in Abhängigkeit des Verhältnisses der 0,2%-Dehngrenzen dargestellt. Die numerisch ermittelten Strebentragfähigkeiten sind dabei auf den Fall des isotropen Fließbeginns normiert. Des Weiteren enthält das genannte Bild zwei Regressionsgeraden.

Der Vergleich der Ergebnisse der Simulationsvarianten zeigt, dass sich die Modifikation der Fließschubspannungen nicht signifikant auf die Tragfähigkeit des analysierten Anschlusses auswirkt. Die numerischen Berechnungen bestätigen zudem, dass der Ansatz eines Werkstoffmodells mit isotropem Fließbeginn konservativ ist, wenn das Verhältnis $\sigma_{0,2,U}/\sigma_{0,2,L}$ über 1 liegt und für den Referenzwert der Fließnormalspannung der Wert der Längsprobe zugrunde gelegt wird.

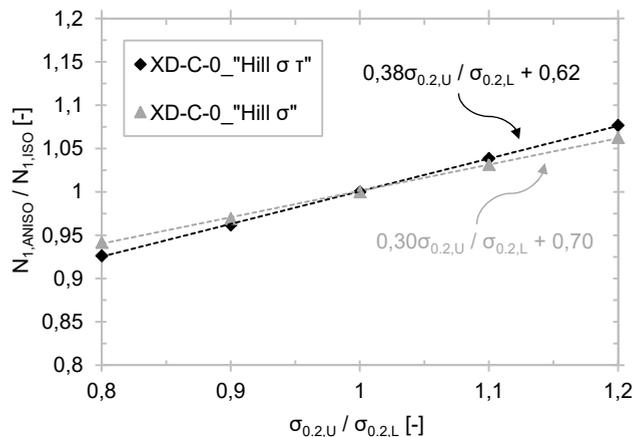


Bild 5.13 Numerisch ermittelte, normierte Strebentragfähigkeiten gegen das 0,2%-Dehngrenzenverhältnis $\sigma_{0,2,U}/\sigma_{0,2,L}$ (Indizes: U=Umfangsrichtung; L=Längsrichtung)

In Abschnitt 3.3 der Arbeit sind Ergebnisse von Scher- und Zugversuchen an gekerbten und ungekerbten Proben, entnommen von einem Blech aus dem Werkstoff EN 1.4462, dokumentiert. Die Versuchsergebnisse zeigen, dass sich das Werkstoffverhalten des untersuchten Werkstoffs in Blechdickenrichtung deutlich von dem in Walzrichtung unterscheidet. Nach der Versuchsdurchführung ist die ungekerbte Zugprobe in Blechdickenrichtung deutlich stärker eingeschnürt als in Walzrichtung.

Zur Bewertung des Einflusses dieser Werkstoffeigenschaft auf das Last-Verformungs-Verhalten werden numerische Simulationen, analog zu den bereits beschriebenen Simulationen „Hill σ “ und „Hill $\sigma \tau$ “, durchgeführt. Dabei werden die bezogenen Fließspannungen R_{rr} bzw. R_{rr} , R_{rx} und $R_{r\phi}$ variiert. Die Ergebnisse der Simulationsvarianten, bezeichnet mit „Hill σ “_D und „Hill $\sigma \tau$ “_D, sind in Bild 5.14 dargestellt. Des Weiteren enthält das Bild zwei Regressionsgeraden. Das Bild veranschaulicht

zudem, dass die Modifikation der bezogenen Fließschubspannungen R_{rx} und $R_{r\phi}$ quasi keinen Einfluss auf das Last-Verformungs-Verhalten des analysierten Knotens hat.

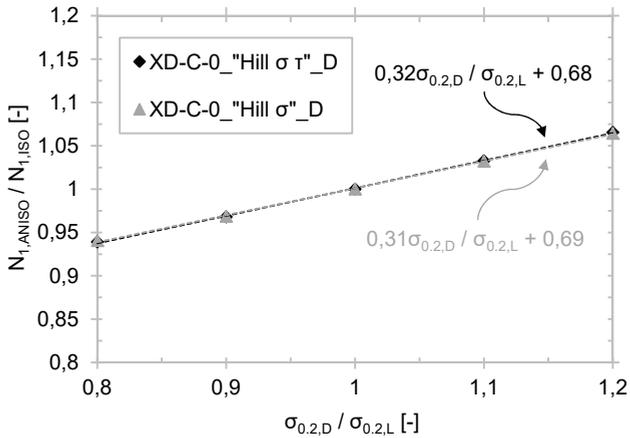


Bild 5.14 Numerisch ermittelte, normierte Strebentragfähigkeiten gegen das 0,2%-Dehngrenzenverhältnis $\sigma_{0,2,D} / \sigma_{0,2,L}$ (Indizes: D = Dickenrichtung; L = Längsrichtung)

Neben den bereits beschriebenen Simulationsvarianten wird eine weitere Simulation mit normierten Fließspannungen, welche auf Grundlage experimenteller und numerischer Ergebnisse festgelegt sind, durchgeführt. Die entsprechenden Ergebnisse sind in den Abschnitten 2.6 und 3.3.5 dokumentiert. Es werden normierte Fließnormalspannungen $R_{xx} = 0,975$, $R_{\phi\phi} = 1,10$ sowie $R_{rr} = 0,75$ angesetzt. Die normierten Fließschubspannungen werden mit Gleichung (3.17) ermittelt. Zur Berücksichtigung einer 0,2%-Stauchgrenze parallel zur Gurtlängsachse, die 5% unter der 0,2%-Dehngrenze liegt, wird die normierte Fließnormalspannung R_{xx} um die Hälfte der genannten 5% reduziert. Dieser Ansatz ist äquivalent bzgl. der plastischen Momententragfähigkeit der Gurtwand. Die Simulationsvariante liefert eine nicht signifikante Reduzierung der Strebentragfähigkeit von 3,6% gegenüber dem Modell mit isotropem Werkstoffverhalten.

Bei Duplexstählen liegt in der Regel eine leichte Zug-Druck-Asymmetrie rechtwinklig zur Walzrichtung vor, wobei die 0,2%-Stauchgrenze häufig etwas geringer als die 0,2%-Dehngrenze ist. Zudem kann die 0,2%-Dehngrenze in Dickenrichtung geringer als jene in KHP-Längsrichtung sein. Hinsichtlich dieser Werkstoffeigenschaften führt das *von Mises*-Fließkriterium zu leicht unkonservativen Knotentragfähigkeiten. Aller-

dings findet durch die Nichtberücksichtigung meist vorhandener erhöhter 0,2%-Dehn- und -Stauchgrenzen des Gurtwerkstoffs in Gurtumfangsrichtung eine Kompensation statt. Für die Parameterstudie wird daher das Fließkriterium nach von *Mises* gewählt.

5.4.3 Überfestigkeit des Schweißzusatzwerkstoffs

Zur Verifizierung des Einflusses der Überfestigkeit des Schweißzusatzwerkstoffs gegenüber dem Grundwerkstoff (Overmatching der Schweißnaht) auf das Last-Verformungs-Verhalten von X-Knoten werden vergleichende numerische Analysen durchgeführt. In einer Simulationsvariante der Versuche der Reihe XAL wird den Elementen des Schweißnahtvolumens eine linear-elastische Arbeitslinie ohne Plastizität zugewiesen. Dieser Ansatz entspricht zwar nicht der Realität, liefert allerdings den oberen Grenzwert der Strebenbeanspruchbarkeit hinsichtlich des Einflusses durch Overmatching der Schweißnaht. Die vergleichende Nachrechnung des Experiments liefert eine Erhöhung der Strebenaxialbeanspruchbarkeit von gerade 1,8%. Der Ansatz einer realistischen Arbeitslinie (plastisches Werkstoffverhalten) würde demzufolge zu einer Tragfähigkeitssteigerung unter 1,8% führen.

Auf Basis der Ergebnisse der durchgeführten FEM-Analysen wird davon ausgegangen, dass der Einfluss von überfestem Schweißzusatzwerkstoff gegenüber dem Grundwerkstoff auf die Tragfähigkeit der untersuchten Verbindungen nicht signifikant ist. Im Rahmen der Parameterstudie wird demzufolge die Beeinflussung der Strebentragfähigkeit durch Overmatching der Schweißnähte nicht berücksichtigt. Den Elementen des Schweißnahtvolumens wird die Arbeitslinie des Strebenwerkstoffs zugewiesen.

5.4.4 Eigenspannungen infolge des Schweißprozesses

Die Ergebnisse der Versuchsreihe XAL zeigen, dass der Einfluss von Eigenspannungen aus dem Schweißprozess auf das Last-Verformungs-Verhalten des untersuchten KHP-X-Knotens ($\beta=0,49$; $2\gamma=24,76$; $n=0$) nicht signifikant ist. Außerdem ist davon auszugehen, dass plastische Dehnungen infolge des Schweißprozesses keinen signifikanten Beitrag zur Werkstoffschädigung in Schweißnahtbereichen leisten. So liegen die mit den Eigenspannungen infolge des Schweißprozesses korrelierenden plasti-

schen Dehnungen zwei Zehnerpotenzen unterhalb der technischen Bruchdehnungen der betrachteten Werkstoffe.

Basierend auf den Ergebnissen der Versuchsreihe XAL wird daher angenommen, dass der Einfluss von Schweißeigenspannungen bei sämtlichen KHP-X-Knoten – im untersuchten Bereich der dimensionslosen Parameter β und 2γ sowie mit und ohne Vorspannung des Gurts – vernachlässigbar ist. Zahlreiche Wissenschaftler, wie z. B. *van der Vegte* [121], *Voth* und *Packer* [126] sowie *Willibald* [133], vernachlässigten Schweißeigenspannungen in ihren numerischen Analysen. Vergleiche zwischen experimentell und numerisch ermittelten Last-Verformungs-Kurven stützen diese Vereinfachung. Gute Übereinstimmungen werden unter Vernachlässigung dieser Einflussgröße erzielt. Eigenspannungen infolge des Schweißprozesses werden daher in der Parameterstudie nicht berücksichtigt.

5.5 Modellierung der Anschlüsse in der Parameterstudie

5.5.1 Allgemeines

In der Parameterstudie werden hexaederförmige Solidelemente des Typs „Solid186“ verwendet, vgl. Abschnitt 5.2.2. Die Vernetzung der numerischen Modelle erfolgt mit hoher Netzfeinheit (Vernetzungsstufe iii, siehe Abschnitt 5.2.3). Die Beanspruchung der Streben und Gurte sowie die Randbedingungen werden wie in Abschnitt 5.2.5 erläutert aufgebracht.

5.5.2 Modellierung des Werkstoffverhaltens

In der Parameterstudie wird das Werkstoffmodell nach *Rasmussen* [107] verwendet. Als Eingangswerte erfordert dieses nur die 0,2%-Dehngrenze, die Zugfestigkeit und die Gleichmaßdehnung sowie den Elastizitätsmodul und den Verfestigungsexponenten nach *Ramberg* und *Osgood*. Das *Rasmussen*-Modell ist zudem im informativen Anhang C der DIN EN 1993-1-4 [31] enthalten. Wie in Abschnitt 5.3.1 gezeigt, ist die bezogene Strebentragfähigkeit der beiden betrachteten KHP-X-Knoten aus Duplexstahl geringer als die der geometrisch identischen Knoten aus austenitischem Stahl.

In der Parameterstudie werden eine 0,2%-Dehngrenze von 480 MPa, eine Zugfestigkeit von 660 MPa, eine Gleichmaßdehnung von 25%, ein Elastizitätsmodul von 200 GPa (Wert für alle austenitisch-ferritischen Stähle gemäß DIN EN 1993-1-4 [31]) und ein Verfestigungsexponent n von 5 (Wert für den Werkstoff EN 1.4462 gemäß DIN EN 1993-1-4 [31]) angesetzt. Bei dem mit der Zugfestigkeit korrespondierenden Dehnungswert handelt es sich um den größten Mindestwert für A_5 für KHP aus dem Werkstoff EN 1.4462 gemäß den technischen Lieferbedingungen [24],[25],[26],[27]. Die Werte der 0,2%-Dehngrenze und der Zugfestigkeit stammen dagegen aus DIN EN 1993-1-4 [31], da dieses Regelwerk den größten Wert der 0,2%-Dehngrenze für den Werkstoff EN 1.4462 enthält (Nennwert von kaltgewalztem Band). Zudem resultiert aus dem genannten Regelwerk das geringste Verhältnis zwischen Zugfestigkeit und 0,2%-Dehngrenze. Die Spannungs-Dehnungs-Kurve ist in Bild 5.15 dargestellt.

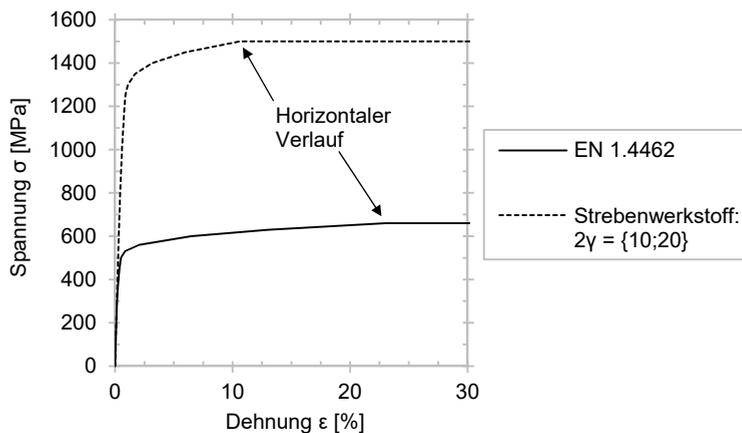


Bild 5.15 Technische Spannungs-Dehnungs-Beziehungen – Parameterstudie

Um Plastizieren der Streben in der Parameterstudie zu vermeiden, wird den Streben der X-Knoten mit Gurtschlankheiten von 10 und 20 eine modifizierte Spannungs-Dehnungs-Beziehung mit $\sigma_{0,2} = 1200$ MPa, $\sigma_u = 1500$ MPa sowie $\epsilon_u = 10\%$ zugewiesen. Der Elastizitätsmodul und der Verfestigungsexponent werden nicht geändert. In Bild 5.15 ist die technische Spannungs-Dehnungs-Kurve enthalten.

5.5.3 Modellierung der Schweißnähte

In [121] zeigt *van der Vegte*, dass nur unter Berücksichtigung der Schweißnahtgeometrie eine zufriedenstellende Übereinstimmung zwischen Versuchs- und Simulationsergebnissen erzielt werden kann. Schweißnahtabmessungen w_1 und w_3 , dargestellt in Bild 4.4, größer Null führen quasi zu einer Erhöhung des Durchmesser-Verhältnisses β , woraus sich erhöhte Knotentragfähigkeiten ergeben.

In der Parameterstudie werden die Schweißverbindungen zwischen den Streben und den Gurtstäben als HV-Nähte modelliert. In DIN EN 1090-2 [29] sind keine Empfehlungen hinsichtlich der Schweißnahtabmessungen w_1 und w_3 enthalten. Aus diesem Grund werden, wie von *van der Vegte* in [121] vorgeschlagen, die genannten Maße entsprechend den Empfehlungen der American Welding Society [5] festgelegt. Den Elementen des Schweißnahtvolumens sowie in der wärmebeeinflussten Zone wird die Spannungs-Dehnungs-Beziehung des Strebenwerkstoffs zugewiesen. In Bild 5.16 ist die Modellierung der Schweißnaht im Sattelpunkt am Beispiel eines X-Knotens mit $\beta=0,5$ und $2\gamma=20$ dargestellt.

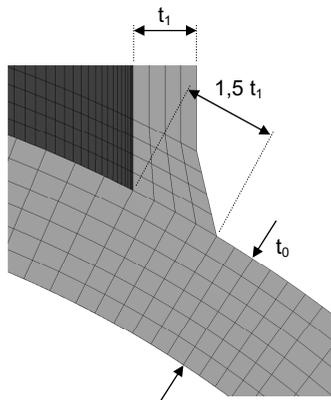


Bild 5.16 Modellierung der Schweißnähte in der Parameterstudie

6 Parameterstudie und Bemessungskonzept

6.1 Allgemeines

In der numerischen Parameterstudie werden insgesamt 288 FEM-Simulationen von 90°-KHP-X-Knoten durchgeführt, 144 davon mit axialer Strebendruck- und 144 mit axialer Strebendruckbeanspruchung. Die Simulationsmodelle sind an den Ergebnissen der im Rahmen der Arbeit durchgeführten experimentellen Untersuchungen kalibriert. Es werden die Einflüsse des Durchmesser-Verhältnisses, der Gurtschlankheit sowie der axialen Gurtbeanspruchung untersucht. Abschnitt 5.5 enthält die relevanten Angaben bezüglich der Modellierung der Anschlüsse. Tabelle 25 gibt einen Überblick über den Umfang der numerischen Parameterstudie.

Bezeichnung	Dimensionslose Geometrieparameter				Gurtausnutzungsgrad n [-]
	β [-]	2γ [-]	τ [-]	α [-]	
X±_025_10_n ¹⁾ X±_025_20_n ¹⁾ X±_025_30_n ¹⁾ X±_025_40_n ¹⁾	0,25	10 20 30 40	0,5 0,5 1,0 1,0	12	0; ±0,3; ±0,6; ±0,8; ±1
X±_050_10_n ¹⁾ X±_050_20_n ¹⁾ X±_050_30_n ¹⁾ X±_050_40_n ¹⁾	0,50	10 20 30 40	0,5 0,5 1,0 1,0	12	0; ±0,3; ±0,6; ±0,8; ±1
X±_075_10_n ¹⁾ X±_075_20_n ¹⁾ X±_075_30_n ¹⁾ X±_075_40_n ¹⁾	0,75	10 20 30 40	0,5 0,5 1,0 1,0	12	0; ±0,3; ±0,6; ±0,8; ±1
X±_100_10_n ¹⁾ X±_100_20_n ¹⁾ X±_100_30_n ¹⁾ X±_100_40_n ¹⁾	1,00	10 20 30 40	0,5 0,5 1,0 1,0	12	0; ±0,3; ±0,6; ±0,8; ±1

1) X+ für Strebendruck und X- für Strebendruck; Gurtausnutzungsgrad n gemäß Spalte 6

Tabelle 25 Umfang der numerischen Parameterstudie (288 Simulationsmodelle)

Tragwerke bzw. Anschlüsse sind für Extremereignisse zu bemessen. Zudem ist die Gebrauchstauglichkeit von Tragstrukturen in ständigen sowie häufig auftretenden Beanspruchungssituationen zu gewährleisten. In Abhängigkeit der Geometrieparameter β und 2γ können X-Knoten aus KHP bereits bei moderater Strebenaxialbeanspruchung signifikante Knotenverformungen aufweisen. Zu große Knoteneindrückungen unter Gebrauchslasten können wiederum zum Verlust der Gebrauchstauglichkeit des gesamten Tragwerks führen. Auf mögliche Folgen übermäßiger Knotenverformungen weisen beispielsweise *Wardenier et al.* in [131] hin. Daher werden aus den Ergebnissen der numerischen Parameterstudie neben Bemessungsgleichungen für den Grenzzustand der Tragfähigkeit (GZT) weitere für den Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit (GZG) abgeleitet. Die untersuchten Anschlüsse sind in beiden Grenzzuständen nachzuweisen.

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit werden X-Knoten ausschließlich unter axialer Streben- und Gurtbeanspruchung betrachtet. Sekundäre Biegemomente, die aus den tatsächlichen Steifigkeiten der Anschlüsse herrühren, führen bei den analysierten Knoten vermutlich nur zu einer geringen Reduzierung der axialen Strebenbeanspruchbarkeit. Dies lässt sich unter anderem damit begründen, dass die hohen Lokalbeanspruchungen bei Strebenaxialbeanspruchung in Bereichen der Sattelpunkte und bei Strebenbiegung in Bereichen der Kronenpunkte liegen. Bei der in DIN EN 1993-1-8 [32] sowie den beiden CIDECT Handbüchern Nr. 1 [128],[129] enthaltenen Interaktionsbeziehung für KHP-Knoten mit Axial- und Biegemomentenbeanspruchung geht der Momentenauslastungsgrad (Momente in der Fachwerkebene) im Quadrat ein. Bei üblichen Verhältnissen zwischen Axialkraft- und Momentenauslastungsgrad (infolge sekundärer Biegemomente) führen überlagerte sekundäre Biegemomente damit zu einer vernachlässigbaren Reduzierung der Strebentragfähigkeit. Darüber hinaus sind in [128] und [129] Drehfedersteifigkeiten von KHP-X-Knoten enthalten, die in Sonderfällen (z. B. bei sehr stark gedrunghenen Fachwerkstäben in Kombination mit geringen Gurtschlankheiten 2γ) zur Ermittlung sekundärer Biegemomente herangezogen werden können. Ob diese ausschließlich für Baustähle geltenden Regelungen auf die in dieser Arbeit betrachteten Stähle übertragen werden können, ist Gegenstand möglicher zukünftiger Forschung.

Zur Ableitung sämtlicher Bemessungsgleichungen werden die Ergebnisse der numerischen Parameterstudie sowie das semiprobabilistische Ringmodell nach *Togo* [118] herangezogen. Im Anhang der Arbeit sind Last-Verformungs-Diagramme aller simu-

lierten X-Knoten enthalten. In den Diagrammen sind die Tragfähigkeiten für den GZT sowie den GZG gekennzeichnet. Die Regressionskonstanten des *Togo*-Modells werden mit der Methode der kleinsten Fehlerquadrate bestimmt. Die grundsätzliche Form der abgeleiteten Bemessungsgleichungen entspricht weitgehend jener der API-Empfehlungen [3] bzw. der zweiten Auflage der CIDECT Handbücher Nr. 1 [129] und Nr. 3 [96]. Die charakteristischen Strebentragfähigkeiten lassen sich mit den folgenden Gleichungen ermitteln:

$$N_{1,u,ck} = \sigma_{0,2,0} t_0^2 Q_{u,ck} Q_{f,k} \quad \text{für Strebendruckbeanspruchung im GZT;} \quad (6.1)$$

$$N_{1,u,tk} = \sigma_{0,2,0} t_0^2 Q_{u,tk} Q_{f,k} \quad \text{für Strebendruckbeanspruchung im GZT;} \quad (6.2)$$

$$N_{1,s,ck} = \sigma_{0,2,0} t_0^2 Q_{s,ck} Q_{f,k} \quad \text{für Strebendruckbeanspruchung im GZG;} \quad (6.3)$$

$$N_{1,s,tk} = \sigma_{0,2,0} t_0^2 Q_{s,tk} Q_{f,k} \quad \text{für Strebendruckbeanspruchung im GZG.} \quad (6.4)$$

Dabei sind die charakteristischen Funktionen $Q_{u,ck}$, $Q_{u,tk}$, $Q_{s,ck}$ und $Q_{s,tk}$ von der Gurt-schlankheit und dem Durchmesser Verhältnis abhängig. $Q_{f,k}$ stellt die charakteristische Gurtspannungsfunktion dar. Die Funktionen sind in den zwei folgenden Abschnitten wiedergegeben.

Zur Ermittlung von Bemessungstragfähigkeiten wird für den GZT ein γ_M von 1,1 bzw. bei geringer Verformungskapazität von 1,25 sowie für den GZG ein γ_M von 1,0 vorgeschlagen. Diese Werte basieren auf Empfehlungen von *Wardenier* [127]. X-Knoten mit einem Durchmesser Verhältnis von 1 weisen vor allem bei Strebendruckbeanspruchung ein verhältnismäßig schwach ausgeprägtes Verformungsvermögen auf, vgl. Bilder 6.14 bis 6.17. Demzufolge wird an dieser Stelle ein γ_M von 1,25 im β -Bereich von 1 zur Diskussion gestellt.

6.2 Bemessung für den Grenzzustand der Tragfähigkeit

Die Knotentragfähigkeiten für den GZT werden nicht wie in der Vergangenheit von zahlreichen Wissenschaftlern auf Basis des 3% d_0 -Kriteriums nach *Lu et al.* [83], sondern auf Basis der in Abschnitt 3.3.5 abgeleiteten Schädigungskurve für Scherbruchverhalten der Gruppe der nichtrostenden austenitisch-ferritischen Stähle ermittelt. Die für Scherbruchverhalten abgeleitete Schädigungskurve wird verwendet, da in den hochbeanspruchten Zonen der untersuchten Anschlüsse im Regelfall quasi ebene Dehnungszustände herrschen, was in direktem Zusammenhang mit einem Scherbruchverhalten des Werkstoff steht. Bei den untersuchten Anschlüssen resultieren die quasi EDZ aus den verhältnismäßig großen Dehnungsgradienten infolge Biegung der Gurtwand sowie aus geometrischer Kerbwirkung (in Schweißnahtübergangsbereichen).

Die plastischen Vergleichsdehnungen im gesamten Knotenvolumen (elementbezogene Mittelwerte) werden auf einen kritischen, von der Spannungsmehrachsigkeit abhängigen Wert begrenzt, bei welchem bei minimaler Werkstoffduktilität (minimale Bruchdehnung gemäß technischer Lieferbedingungen) gerade mit der Entstehung eines Makrorisses zu rechnen ist. Demzufolge wird die Knotenverformung auf Basis der lokalen Knotenbeanspruchung und damit in Abhängigkeit der Geometrieparameter sowie der Gurtaxialbeanspruchung begrenzt. Tritt vor Erreichen der kritischen Dehnung in irgendeinem Element ein relatives Kraftmaximum auf, wird jenes Maximum als Streben­tragfähigkeit im GZT festgelegt. Der Anhang der Arbeit enthält die Auswertung aller untersuchten Anschlüsse in tabellarischer Form.

Hinsichtlich der Netzfeinheit ist darauf hinzuweisen, dass in den nicht gekerbten Bereichen quasi konvergierte Dehnungsergebnisse mit 6 Elementen über die Wanddicke vorliegen, vgl. Abschnitt 5.2.3. In Zonen mit großen Spannungs- und Dehnungsgradienten sind die numerisch ermittelten Dehnungswerte allerdings signifikant von der Netzgröße abhängig. So werden die Dehnungswerte mit zunehmender Netzfeinheit über ein geringeres Volumen gemittelt. In relevanten hochbeanspruchten Bereichen, wie z. B. an Schweißnahtübergängen, werden daher Elemente mit einer Kantenlänge von einem Sechstel der Gurtwanddicke angestrebt (z. B. würfelförmige Elemente bei großen Dehnungsgradienten in allen drei Raumrichtungen). Wie in Ab-

schnitt 3.3.5 erläutert, wird die technische Bruchdehnung der Proportionalprobe in die Bruchdehnung eines würfelförmigen Werkstoffvolumens umgerechnet. Mit dem beschriebenen einheitlichen Vernetzungsansatz lässt sich demzufolge die Entstehung eines Makrorisses mit einer Tiefe von ca. einem Sechstel der Gurtwanddicke prognostizieren. Bei Knoten ohne Gurtaxialbeanspruchung und mittleren Gurt schlankheiten betragen die mit den Strebendrucktragfähigkeiten korrespondierenden Gurteindrückungen im Bereich $0,25 \leq \beta \leq 0,75$ darüber hinaus ca. $3\% d_0$ ($\beta=0,25$ und $2\gamma=20$: $3,3\% d_0$; $\beta=0,50$ und $2\gamma=20$: $3,8\% d_0$; $\beta=0,75$ und $2\gamma=20$: $2,9\% d_0$; vgl. Bilder 6.14 bis 6.16).

Die Geometriefunktionen sowie die Gurtspannungsfunktion, die an bestehende Ansätze von *Kurobane* [77] und *Lu* [84] angelehnt ist, sind wie folgt festgelegt:

$$Q_{u,c} = \frac{6,1}{1 - 0,84\beta} \left(1 - \frac{25}{(2\gamma)^{10,3\beta^3 - 23\beta^2 + 15\beta - 0,36}} \right); \quad (6.5)$$

$$Q_{u,t} = \frac{2,6(1 + \beta)}{1 - 0,62\beta} (2\gamma)^{0,24} \quad \text{für } 0,25 \leq \beta \leq 0,75; \quad (6.6)$$

$$Q_{u,t} = 1,9(2\gamma) + 9,3 \quad \text{für } \beta = 1; \quad (6.7)$$

$$Q_f = 1 + C|n| + D n^2. \quad (6.8)$$

Die in Gleichung (6.8) enthaltenen Faktoren C und D sind mit den Gleichungen (6.9) und (6.10) zu bestimmen.

$$C = \sum_{i=1}^3 \sum_{j=1}^3 E_{ij} \beta^{(j-1)} (2\gamma)^{(i-1)}; \quad (6.9)$$

$$D = \sum_{i=1}^3 \sum_{j=1}^3 F_{ij} \beta^{(j-1)} (2\gamma)^{(i-1)}. \quad (6.10)$$

Für axialen Strebendruck gelten folgende Koeffizientenmatrizen \underline{E} und \underline{F} :

$$\underline{E} = \begin{pmatrix} 5,51 \cdot 10^{-3} & 1,90 \cdot 10^{-1} & -2,92 \cdot 10^{-1} \\ 2,42 \cdot 10^{-2} & -7,33 \cdot 10^{-2} & 5,71 \cdot 10^{-2} \\ -2,95 \cdot 10^{-4} & 1,27 \cdot 10^{-3} & -1,14 \cdot 10^{-3} \end{pmatrix} \quad \text{für } n \geq 0;$$

$$\underline{E} = \begin{pmatrix} 2,81 \cdot 10^{-1} & -4,03 \cdot 10^{-1} & 2,48 \cdot 10^{-1} \\ -1,49 \cdot 10^{-2} & 3,05 \cdot 10^{-2} & -1,09 \cdot 10^{-2} \\ -2,34 \cdot 10^{-5} & -3,44 \cdot 10^{-4} & 2,48 \cdot 10^{-4} \end{pmatrix} \quad \text{für } n < 0;$$

$$\underline{F} = \begin{pmatrix} -5,05 \cdot 10^{-1} & 1,30 \cdot 10^{-1} & -9,00 \cdot 10^{-2} \\ -7,12 \cdot 10^{-3} & 4,03 \cdot 10^{-2} & 2,32 \cdot 10^{-2} \\ 1,16 \cdot 10^{-4} & -6,37 \cdot 10^{-4} & 4,44 \cdot 10^{-4} \end{pmatrix} \quad \text{für } n \geq 0;$$

$$\underline{F} = \begin{pmatrix} -3,58 \cdot 10^{-1} & -2,59 \cdot 10^{-1} & 4,55 \cdot 10^{-1} \\ -1,46 \cdot 10^{-2} & 2,29 \cdot 10^{-2} & -1,99 \cdot 10^{-2} \\ 6,46 \cdot 10^{-4} & -1,57 \cdot 10^{-3} & 1,19 \cdot 10^{-3} \end{pmatrix} \quad \text{für } n < 0.$$

Die Matrizen \underline{E} und \underline{F} sind für axiale Strebendzugbeanspruchung wie folgt festgelegt:

$$\underline{E} = \begin{pmatrix} 2,01 \cdot 10^{-1} & 3,12 \cdot 10^{-2} & -1,49 \cdot 10^{-1} \\ -4,70 \cdot 10^{-3} & -1,99 \cdot 10^{-2} & 3,45 \cdot 10^{-2} \\ -4,58 \cdot 10^{-5} & 7,75 \cdot 10^{-4} & -7,97 \cdot 10^{-4} \end{pmatrix} \quad \text{für } n \geq 0;$$

$$\underline{E} = \begin{pmatrix} 1,56 \cdot 10^{-3} & 1,93 \cdot 10^{-2} & -3,86 \cdot 10^{-1} \\ 2,20 \cdot 10^{-2} & -2,74 \cdot 10^{-2} & 2,87 \cdot 10^{-2} \\ -4,07 \cdot 10^{-4} & 2,85 \cdot 10^{-4} & -2,43 \cdot 10^{-4} \end{pmatrix} \quad \text{für } n < 0;$$

$$\underline{F} = \begin{pmatrix} -5,06 \cdot 10^{-1} & 1,57 \cdot 10^{-1} & 1,81 \cdot 10^{-1} \\ 1,12 \cdot 10^{-2} & -4,53 \cdot 10^{-3} & -1,16 \cdot 10^{-2} \\ -3,06 \cdot 10^{-5} & -3,62 \cdot 10^{-4} & 4,20 \cdot 10^{-4} \end{pmatrix} \quad \text{für } n \geq 0;$$

$$\underline{F} = \begin{pmatrix} -3,76 \cdot 10^{-1} & 2,63 \cdot 10^{-1} & -1,48 \cdot 10^{-4} \\ -1,64 \cdot 10^{-2} & 1,72 \cdot 10^{-3} & -3,88 \cdot 10^{-3} \\ 4,13 \cdot 10^{-4} & -8,65 \cdot 10^{-4} & 7,05 \cdot 10^{-4} \end{pmatrix} \quad \text{für } n < 0.$$

In den Bildern 6.1 bis 6.4 sind die Faktoren C und D in Abhängigkeit der Geometrie-parameter β und 2γ dargestellt.

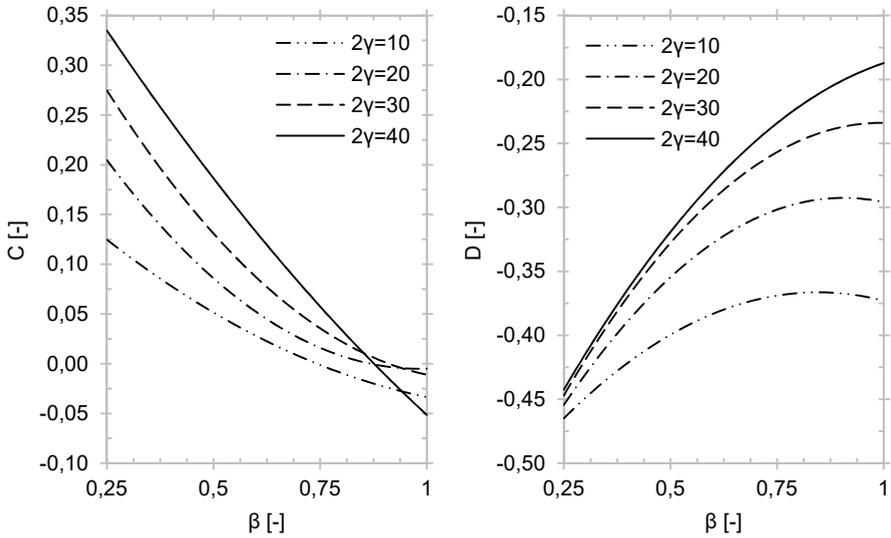


Bild 6.1 Koeffizienten C und D für Strebendruck- und Gurtzugbeanspruchung ($n \geq 0$)

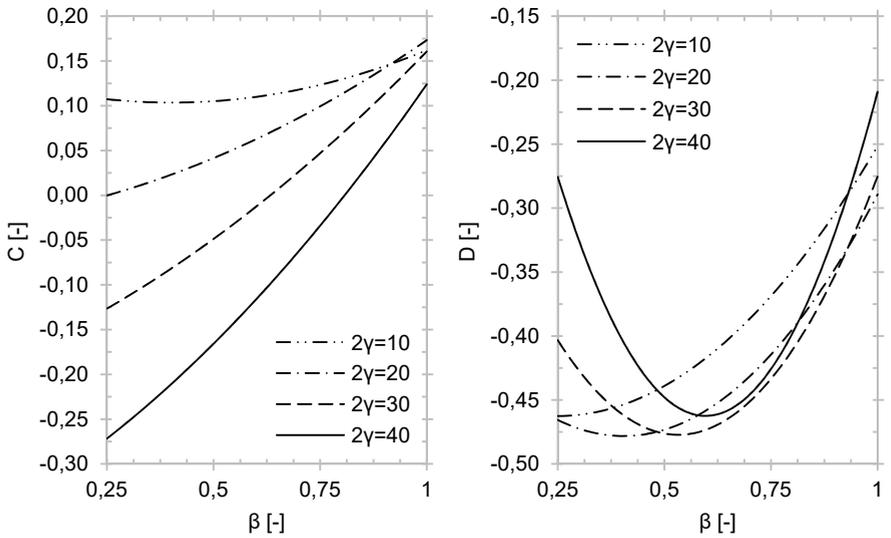


Bild 6.2 Koeffizienten C und D für Strebendruck- und Gurtdruckbeanspruchung ($n < 0$)

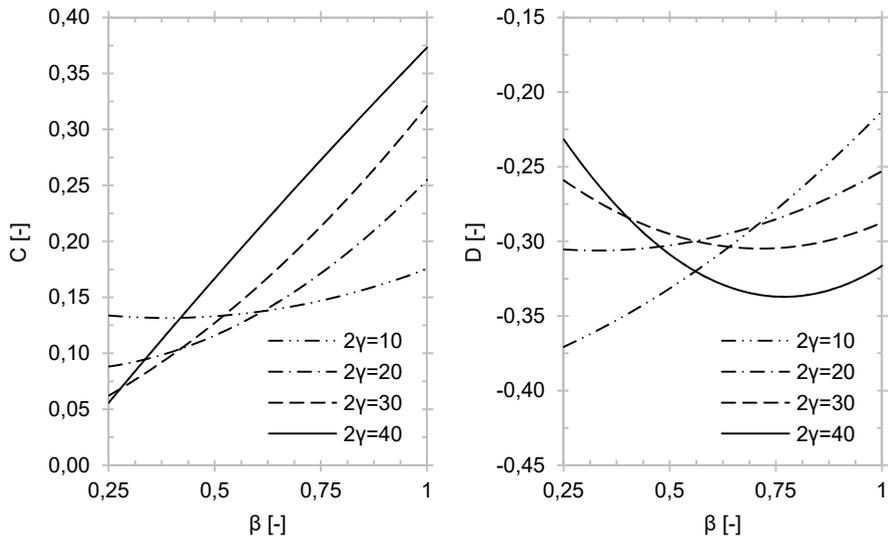


Bild 6.3 Faktoren C und D für Strebzug- und Gurtzugbeanspruchung ($n \geq 0$)

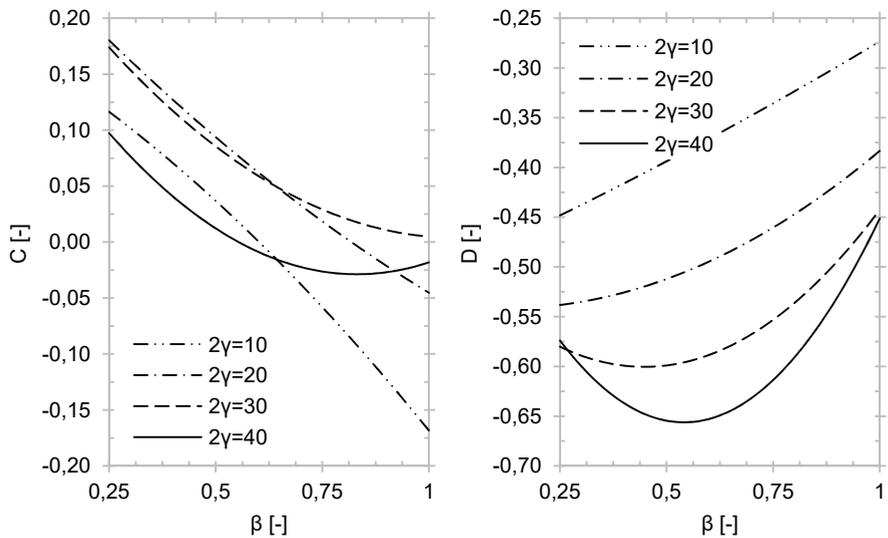


Bild 6.4 Faktoren C und D für Strebzug- und Gurtdruckbeanspruchung ($n < 0$)

Die Bilder 6.5 bis 6.11 zeigen die Funktionen $Q_{u,c}$, $Q_{u,t}$ und Q_f in Abhängigkeit der Geometrieparameter zusammen mit den numerisch ermittelten Datenpunkten. Des Weiteren enthalten die Bilder statistische Angaben hinsichtlich der Abweichung der Funktionen von den Datenpunkten (Mittelwertabweichung und geschätzter Variationskoeffizient), vgl. Tabellen 26 und 27.

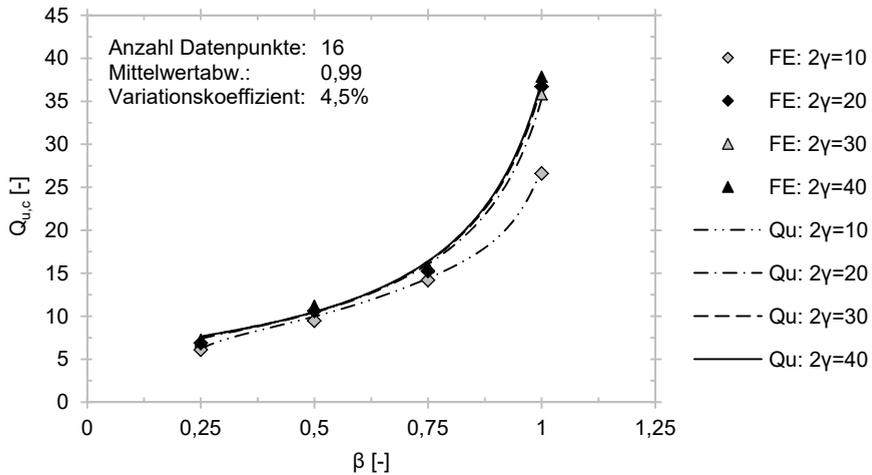


Bild 6.5 Geometriefunktion für Strebendruckbeanspruchung

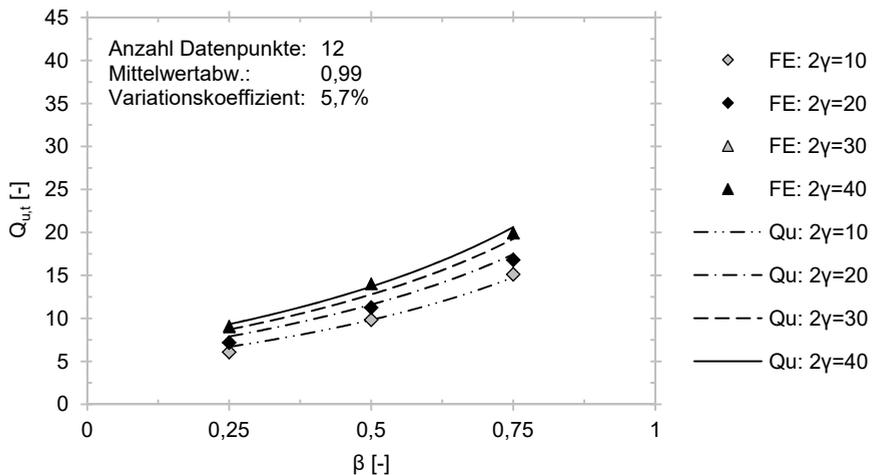


Bild 6.6 Geometriefunktion für Strebzugbeanspruchung bei $0,25 \leq \beta \leq 0,75$

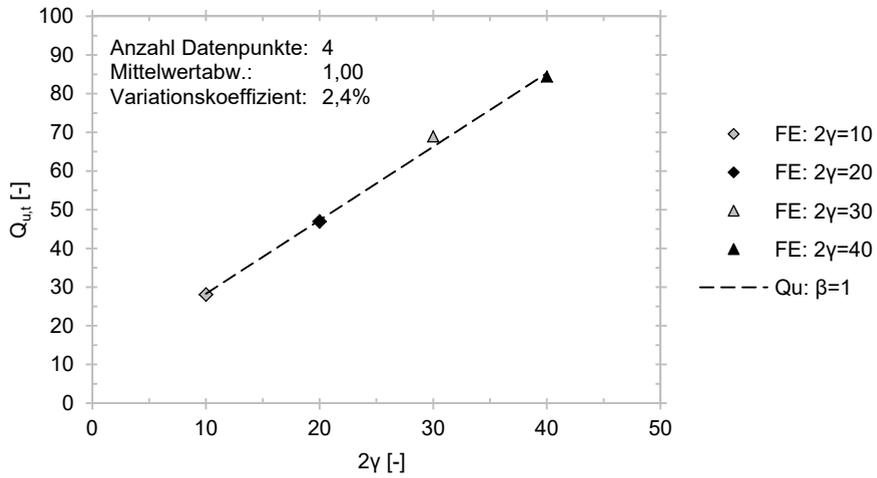


Bild 6.7 Geometriefunktion für Strebenszugbeanspruchung bei $\beta = 1$

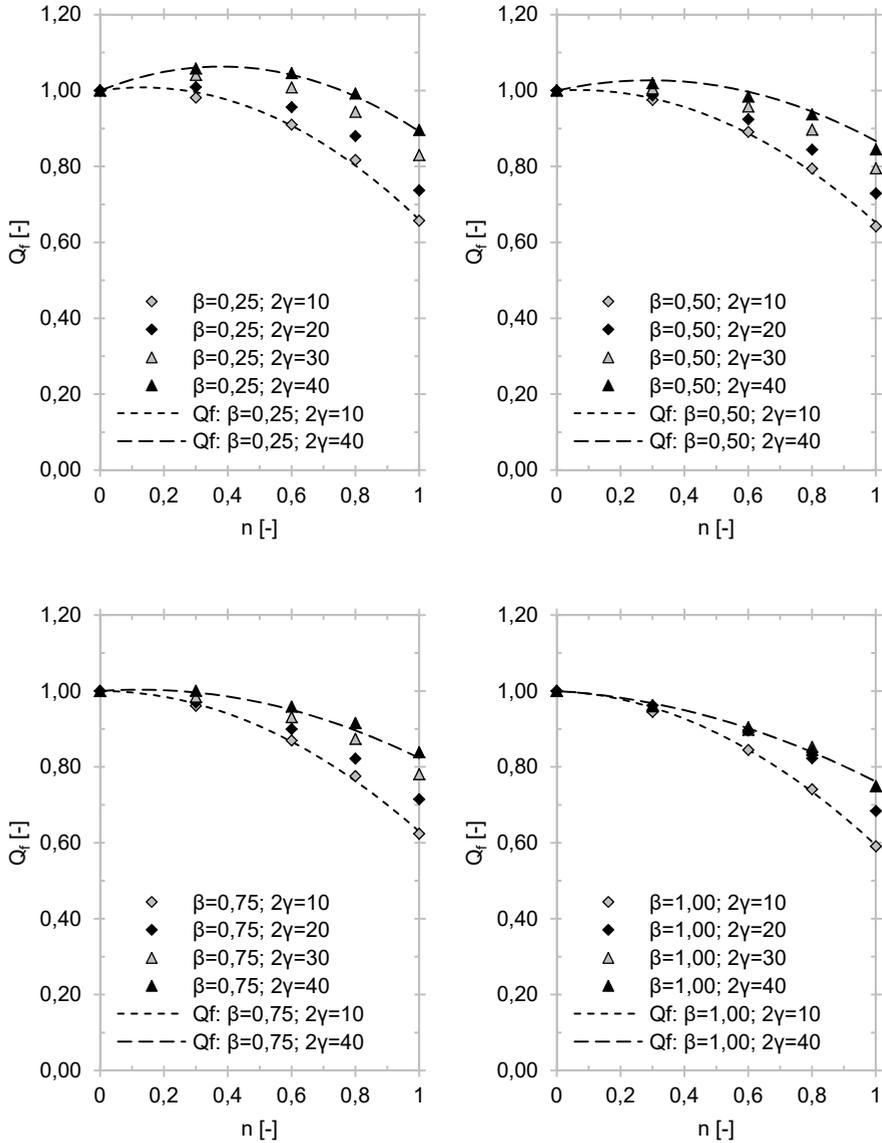


Bild 6.8 Gurtspannungsfunktion (Datenpunkte: 80; M: 1,00; V: 0,9%) für Strebendruck- und Gurtzugbeanspruchung ($n \geq 0$)

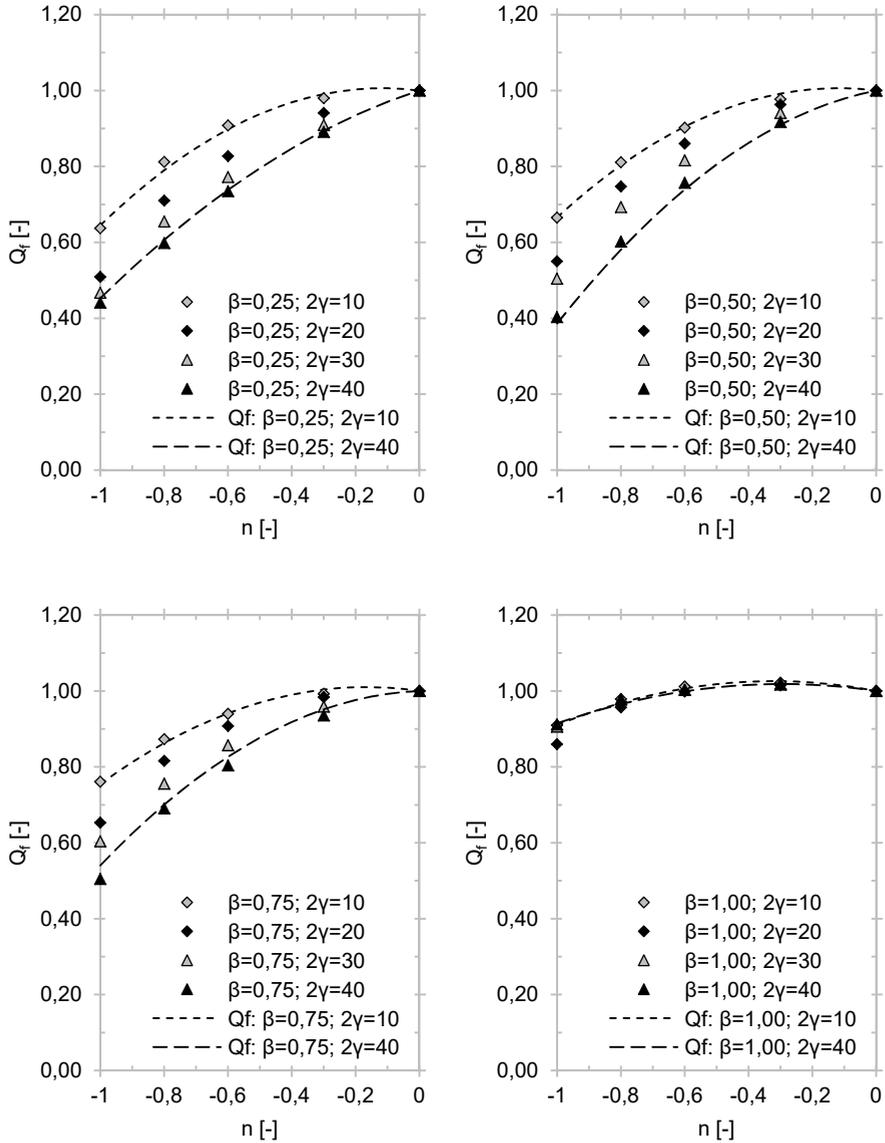


Bild 6.9 Funktion Q_f (Datenpunkte: 80; M: 1,00; V: 2,0%) für Strebendruck- und Gurtdruckbeanspruchung ($n < 0$)

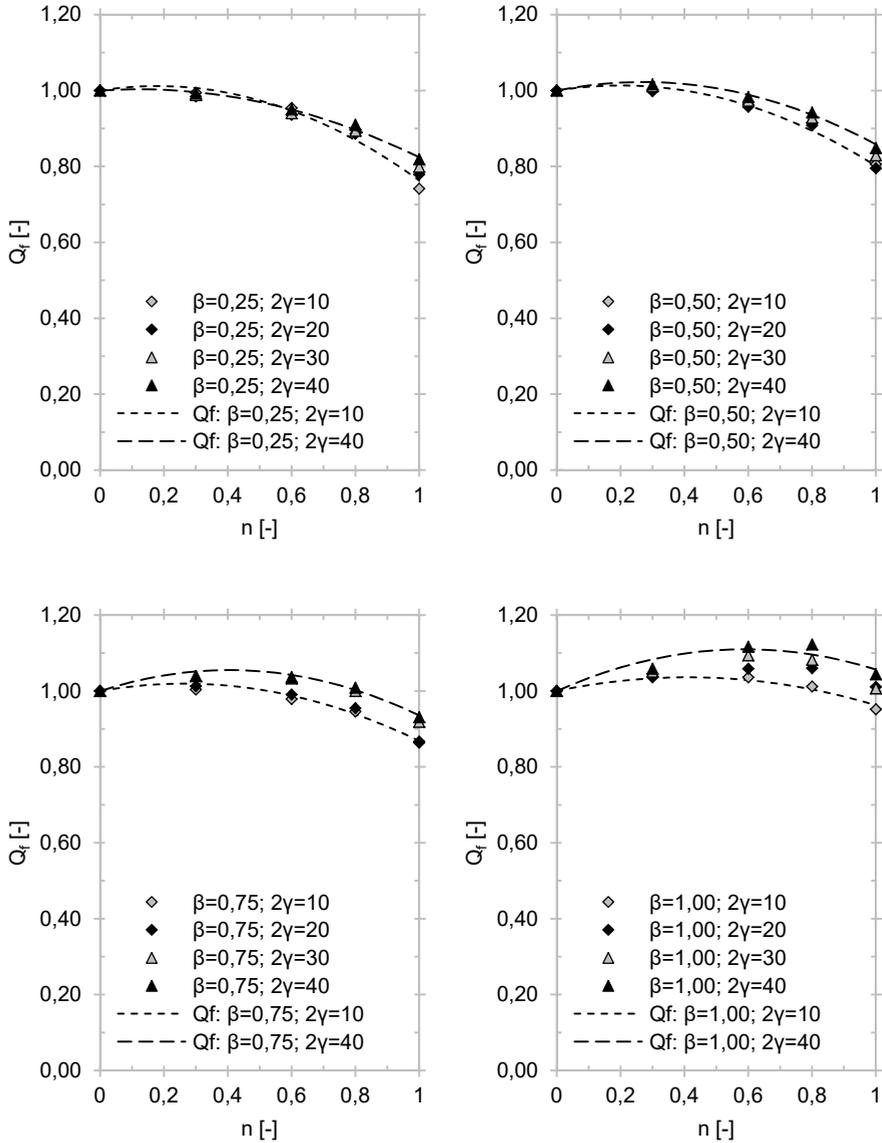


Bild 6.10 Gurtspannungsfunktion (Datenpunkte: 80; M: 1,00; V: 1,2%) für Strebzug- und Gurtzugbeanspruchung ($n \geq 0$)

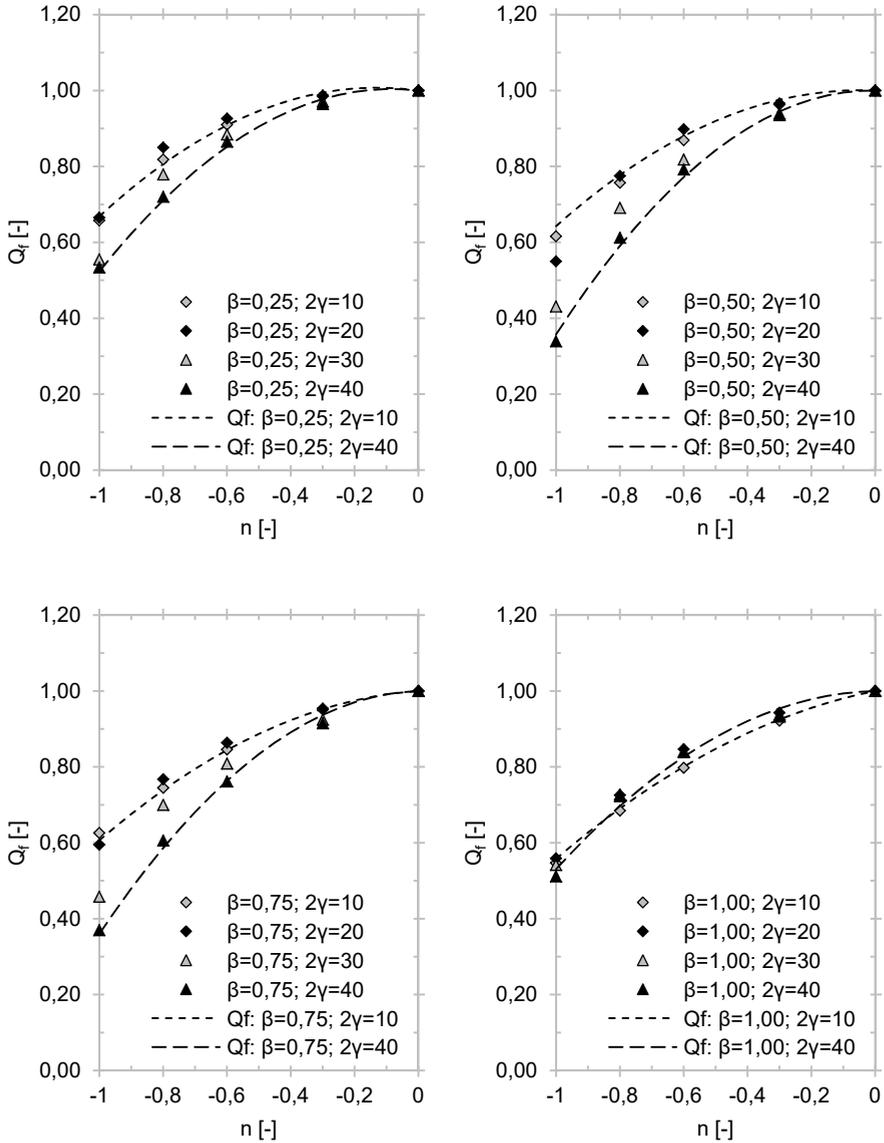


Bild 6.11 Gurtspannungsfunktion (Datenpunkte: 80; M: 1,00; V: 2,9%) für Strebzug- und Gurtdruckbeanspruchung ($n < 0$)

Zur Bestimmung der charakteristischen Strebentragfähigkeiten wird das durch *Vegte* et al. in [123] beschriebene Verfahren, welches auch bei der Ableitung der Bemessungstragfähigkeiten der zweiten Auflage des CIDECT Handbuchs Nr. 1 [129] verwendet wurde, herangezogen. Gemäß diesem Verfahren wird die Streuung aller geometrischen und mechanischen Einflussgrößen, welche sich signifikant auf die Knotentragfähigkeit auswirken, berücksichtigt. Die Variationskoeffizienten der Einflussgrößen müssen verhältnismäßig klein sein, da Normalverteilungen angenommen werden. Von KHP aus nichtrostenden Stählen liegen im Speziellen derzeit keine Daten hinsichtlich der Streuung sowie des arithmetischen Mittelwerts der Wanddicken sowie 0,2%-Dehngrenzen vor. Es werden daher die dem aktuellen CIDECT Handbuch Nr. 1 [129] für un- und niedriglegierte Baustähle zugrunde liegenden Mittelwertabweichungen und Variationskoeffizienten angesetzt, welche in [127] von *Wardenier* empfohlen werden. Dies bedeutet, dass bei Vorliegen signifikant anderer Mittelwerte und Variationskoeffizienten die hier abgeleiteten charakteristischen Knotentragfähigkeiten nicht länger verwendbar sind und angepasst werden müssen. An dieser Stelle wird erneut darauf hingewiesen, dass in Abhängigkeit der zulässigen Toleranzen die mittleren Wanddicken bei aktuellen Herstellungsverfahren geringer als die Nennwanddicken sein können [49]. Die Mittelwerte und Variationskoeffizienten, die bei der Ableitung der charakteristischen Knotentragfähigkeiten angesetzt werden, sind in den Tabellen 3 und 26 sowie den Bildern 6.5 bis 6.7 enthalten.

Unter der Annahme, dass keine Korrelation zwischen den Einflussgrößen x_i besteht, kann der Variationskoeffizient der Widerstandsfunktion für Strebendruckbeanspruchung ohne Gurtaxialbesprechung $N_{1,u,c} = \sigma_{0,2,0} \cdot t_0^2 \cdot Q_{u,c}$ mit folgender Gleichung ermittelt werden:

$$V_{N_{1,u,c}}^2 = \frac{1}{N_{1,u,c}^2} \sum_{i=1}^j \left(\frac{\partial N_{1,u,c}}{\partial x_i} S_{x_i} \right)^2 \quad (6.11)$$

$$V_{N_{1,u,c}}^2 = (2,0 V_{t_0})^2 + (V_{\sigma_{0,2,0}})^2 + (V_{Q_{1,u,c}})^2 = (2,0 \cdot 0,05)^2 + (0,075)^2 + (0,045)^2$$

$$V_{N_{1,u,c}} = \sqrt{0,0177} = 0,133$$

Auf sicherer Seite liegend wird dabei die partielle Ableitung der Widerstandsfunktion nach der Gurtwanddicke gleich $2 N_{1,u,c}/t_0$ gesetzt, was nur für niedrige 2γ -Werte eine leicht konservative Näherung darstellt. Es gilt zu bedenken, dass die Gurtwanddicke

auch in der Gurtschlankheit enthalten ist. Eine Reduzierung der Gurtwanddicke führt bei gleichbleibendem Gurtaußendurchmesser zu einer Erhöhung der Gurtschlankheit. Für Anschlüsse mit $\beta=1$ und Strebenzugbeanspruchung wird die partielle Ableitung der Widerstandsfunktion nach der Gurtwanddicke gleich $1,33 N_{1,u,t}/t_0$ gesetzt. Dieser Maximalwert ergibt sich für $2\gamma=10$. Somit ergeben sich Variationskoeffizienten der Widerstandsfunktionen für Strebenzugbeanspruchung ohne Gurtaxialbeanspruchung von 0,129 ($0,25 \leq \beta \leq 0,75$) und 0,103 ($\beta=1$).

Bei 16 Datenpunkten und bekanntem Variationskoeffizienten ergibt sich mit einem Fraktilenfaktor k_n gemäß Anhang D der DIN EN 1990 [28] von 1,70 folgendes Verhältnis zwischen charakteristischer und der aus der numerischen Parameterstudie abgeleiteten Strebentragfähigkeit (Strebendruckbeanspruchbarkeit ohne Gurtaxialbeanspruchung):

$$\frac{Q_{u,ck}}{Q_{u,c}} = b (1 - k_n V_{N_{c,u}}) \quad (6.12)$$

$$\frac{Q_{u,ck}}{Q_{u,c}} = 1,18 \cdot 0,99 (1 - 1,70 \cdot 0,133) = 0,90$$

Dabei dient der Faktor b der Mittelwertkorrektur. Dieser ergibt sich aus dem Verhältnis zwischen dem Mittelwert und dem charakteristischen Wert der 0,2%-Dehngrenze des Gurtwerkstoffs sowie der Mittelwertabweichung der Funktion $Q_{u,c}$. Für Strebenzugbeanspruchung liefert analoges Vorgehen ein Verhältnis zwischen charakteristischer und der aus der Parameterstudie abgeleiteten Strebentragfähigkeit von 0,91 (für $0,25 \leq \beta \leq 0,75$) bzw. 0,96 (für $\beta=1$).

Der Gurtausnutzungsgrad n weist eine lineare Abhängigkeit von der Gurtwanddicke und der 0,2%-Dehngrenze des Gurtwerkstoffs auf. Verwendet man erneut Gleichung (6.11), ergibt sich ein Variationskoeffizient des Gurtausnutzungsgrads n von 0,090. Bei einer angenommenen Anzahl von mindestens 30 Datenpunkten und bekanntem Variationskoeffizienten ergibt sich mit einem Fraktilenfaktor von 1,67 das folgende Verhältnis der Gurtausnutzungsgrade:

$$\frac{n_k}{n} = b (1 - k_n V_n) \quad (6.13)$$

$$\frac{n_k}{n} = 1,18 (1 - 1,67 \cdot 0,090) = 1,0$$

Das ermittelte Verhältnis von 1,0 zeigt, dass der charakteristische Gurtausnutzungsgrad nicht über dem Gurtausnutzungsgrad n , basierend auf nominellen Werten der Gurtwanddicke und der 0,2%-Dehngrenze, liegt. Des Weiteren sind die geschätzten Variationskoeffizienten der Gurtspannungsfunktion klein, vgl. Bilder 6.8 bis 6.11. Demzufolge wird eine Absenkung der abgeleiteten Gurtspannungsfunktion Q_f als nicht erforderlich angesehen.

Somit ergeben sich die charakteristischen Funktionen für den Grenzzustand der Tragfähigkeit wie folgt:

$$Q_{u,ck} = \frac{5,5}{1 - 0,84\beta} \left(1 - \frac{25}{(2\gamma)^{10,3\beta^3 - 23\beta^2 + 15\beta - 0,36}} \right); \quad (6.14)$$

$$Q_{u,tk} = \frac{2,4(1 + \beta)}{1 - 0,62\beta} (2\gamma)^{0,24} \quad \text{für } 0,25 \leq \beta \leq 0,75; \quad (6.15)$$

$$Q_{u,tk} = 1,8(2\gamma) + 8,9 \quad \text{für } \beta = 1; \quad (6.16)$$

$$Q_{f,k} = Q_f. \quad (6.17)$$

Die Gleichungen gelten in den Bereichen $0,25 \leq \beta \leq 1$, $10 \leq 2\gamma \leq 40$ und $-1 \leq n \leq 1$. Die Bilder 6.12 und 6.13 illustrieren einen Vergleich zwischen Gleichung (6.14) und den charakteristischen Strebentragfähigkeiten nach DIN EN 1993-1-8 [32] sowie der zweiten Auflage des CIDECT Handbuchs Nr. 1 [129]. Bei der Ermittlung der charakteristischen Knotentragfähigkeiten wird ein Teilsicherheitsbeiwert von 1,1 angenommen und ein Traglastabminderungsfaktor von 0,9 für Hohlprofilknoten aus Stählen mit Streckgrenzen über 355 MPa angesetzt. Außerdem enthalten die beiden Bilder versuchstechnisch bestimmte Datenpunkte, die im Rahmen dieser Arbeit sowie von *Rasmussen* und *Hasham* [103],[105] erhoben sind. Tabelle 28 beinhaltet einen Vergleich der in dieser Arbeit sowie von *Rasmussen* und *Hasham* [103],[105] experimentell ermittelten Strebentragfähigkeiten von KHP-X-Knoten mit den Gleichungen (6.1) und (6.2).

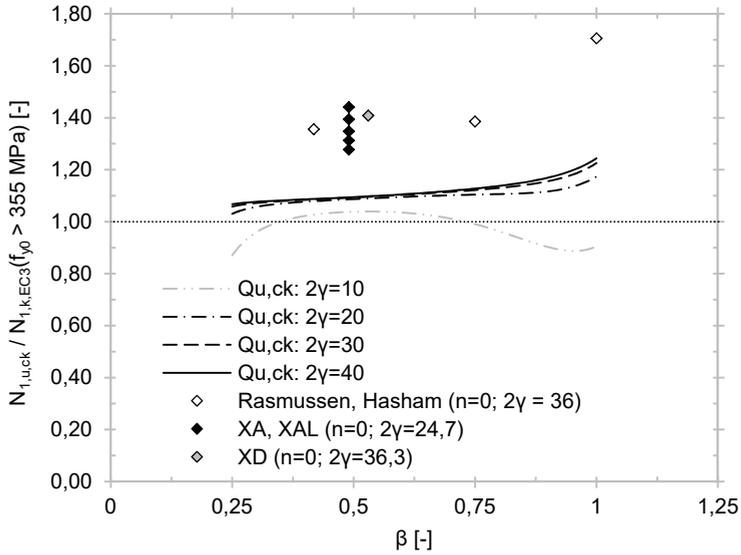


Bild 6.12 Vergleich charakteristischer und experimentell bestimmter Streben­trag­fähigkeiten ($n = 0$; normiert auf DIN EN 1993-1-8 [32])

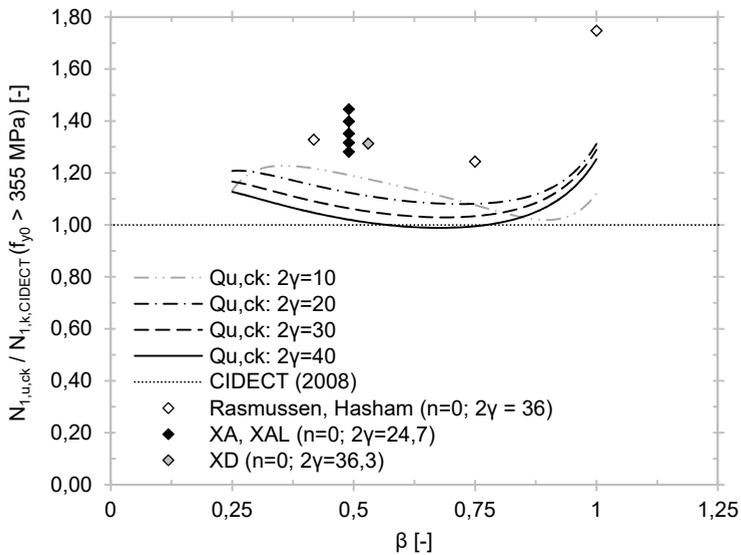


Bild 6.13 Vergleich charakteristischer und experimentell bestimmter Streben­trag­fähigkeiten ($n = 0$; normiert auf CIDECT Handbuch Nr. 1 [129])

In den Bildern 6.14 bis 6.17 sind die mit den Strebendrucktragfähigkeiten für den Grenzzustand der Tragfähigkeit korrespondierenden Gurteindrückungen in Abhängigkeit des Gurtausnutzungsgrads dargestellt. Des Weiteren enthält jeder Datenpunkt die Information, ob vor dem Greifen des Dehnungskriteriums ein relatives Kraftmaximum auftritt. Ausgefüllte Datenpunkte stehen dabei für ein Greifen des Schädigungskriteriums und nicht ausgefüllte Datenpunkte für ein vorheriges Erreichen eines relativen Strebenkraftmaximums. Als Gurteindrückung wird die maximale Verschiebung aller Knoten am Schweißnahtübergang am Gurt definiert. Die Bilder 6.14 bis 6.17 veranschaulichen, dass mit steigender Gurtzugbeanspruchung größere Gurteindrückungen zugelassen werden können. Dies kann auf eine Entlastung der Sattelpunktbereiche aufgrund von Membraneffekten infolge axialer Gurtzugbeanspruchung zurückgeführt werden. So findet ein Strebenlasttransfer in die Kronenbereiche statt. In den Bildern 6.18 bis 6.21 sind die mit den Strebendrucktragfähigkeiten für den Grenzzustand der Tragfähigkeit korrespondierenden Gurtverformungen in Abhängigkeit des Gurtausnutzungsgrads dargestellt.

Bezeichnung	Geometrieparameter		$N_{1,u,c,FE}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$ [-]	$Q_{u,c}$ [-]	$\frac{N_{1,u,c,FE}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)}{Q_{u,c}}$
	β [-]	ν [-]			
X-_025_10_n=0	0,25	10	6,11	6,23	0,98
X-_025_20_n=0	0,25	20	6,90	7,38	0,93
X-_025_30_n=0	0,25	30	7,26	7,58	0,96
X-_025_40_n=0	0,25	40	7,04	7,64	0,92
X-_050_10_n=0	0,50	10	9,49	9,96	0,95
X-_050_20_n=0	0,50	20	10,62	10,43	1,02
X-_050_30_n=0	0,50	30	11,20	10,49	1,07
X-_050_40_n=0	0,50	40	11,20	10,50	1,07
X-_075_10_n=0	0,75	10	14,21	14,41	0,99
X-_075_20_n=0	0,75	20	15,28	16,06	0,95
X-_075_30_n=0	0,75	30	15,76	16,32	0,96
X-_075_40_n=0	0,75	40	15,73	16,40	0,96
X-_100_10_n=0	1,00	10	26,62	27,18	0,98
X-_100_20_n=0	1,00	20	36,73	35,27	1,04
X-_100_30_n=0	1,00	30	35,83	36,83	0,97
X-_100_40_n=0	1,00	40	37,88	37,38	1,01
1) Schätzwert der Standardabweichung				M [-]	0,99
2) Variationskoeffizient, ermittelt mit geschätzter Standardabweichung				$S^{1)}$ [-]	0,04
				$V^{2)}$ [%]	4,5

Tabelle 26 Vergleich zwischen numerisch ermittelten Strebentragfähigkeiten und $Q_{u,c}$

Bezeichnung	Geometrieparameter		$N_{1,u,t,FE}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$ [-]	$Q_{u,t}$ [-]	$N_{1,u,t,FE}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$ $Q_{u,t}$
	β [-]	2γ [-]			
X+_025_10_n=0	0,25	10	6,08	6,68	0,91
X+_025_20_n=0	0,25	20	7,19	7,89	0,91
X+_025_30_n=0	0,25	30	9,12	8,70	1,05
X+_025_40_n=0	0,25	40	8,97	9,32	0,96
X+_050_10_n=0	0,50	10	9,84	9,82	1,00
X+_050_20_n=0	0,50	20	11,26	11,60	0,97
X+_050_30_n=0	0,50	30	14,01	12,79	1,10
X+_050_40_n=0	0,50	40	14,04	13,70	1,02
X+_075_10_n=0	0,75	10	15,13	14,78	1,02
X+_075_20_n=0	0,75	20	16,81	17,45	0,96
X+_075_30_n=0	0,75	30	20,01	20,01	1,04
X+_075_40_n=0	0,75	40	19,90	19,90	0,97
X+_100_10_n=0	1,00	10	28,04	28,04	0,99
X+_100_20_n=0	1,00	20	46,96	46,96	0,99
X+_100_30_n=0	1,00	30	68,93	68,93	1,04
X+_100_40_n=0	1,00	40	84,43	84,43	0,99

 Tabelle 27 Vergleich zwischen numerisch ermittelten Strebentragfähigkeiten und $Q_{u,t}$

Bezeichnung	Geometrieparameter		$N_{1,u,Exp}$ [kN]	$N_{1,u,k}$ [kN]	$N_{1,u,Exp}/N_{1,u,k}$ [-]
	β [-]	2γ [-]			
XA-C-0	0,49	24,70	60,7	49,2	1,23
XA-T-0	0,49	24,70	66,9 ¹⁾	58,7	1,14
XA-C-T	0,49	24,70	46,9 ¹⁾	37,8	1,24
XA-C-C	0,49	24,70	52,0	43,3	1,20
XAL-1-V	0,49	24,70	51,9	40,9	1,27
XAL-2-V	0,49	24,70	53,6	40,9	1,31
XAL-1-N	0,49	24,70	49,2	40,9	1,20
XAL-2-N	0,49	24,70	47,5	40,9	1,16
XD-C-0	0,53	36,32	71,4	55,9	1,28
XD-T-0	0,53	36,32	76,4 ¹⁾	73,2	1,04
XD-C-T	0,53	36,32	74,0	55,7	1,33
XD-C-C	0,53	36,32	56,3	46,4	1,21
XC42C ²⁾	0,42	35,61	35,2	28,2	1,25
XC67C ²⁾	0,75	35,73	60,2	49,1	1,23
XC101C ²⁾	1,00	35,75	152	110,3	1,38

1) Strebekraft bei einer Gurtverformung = -2,5% d_0 (XA-T-0 und XD-T-0) bzw. 8,3% d_0 (XA-C-T)
 2) Experimentelle Untersuchungen von *Rasmussen* und *Hasham*

 Tabelle 28 Vergleich zwischen experimentell bestimmten Strebentragfähigkeiten und $N_{1,u,k}$

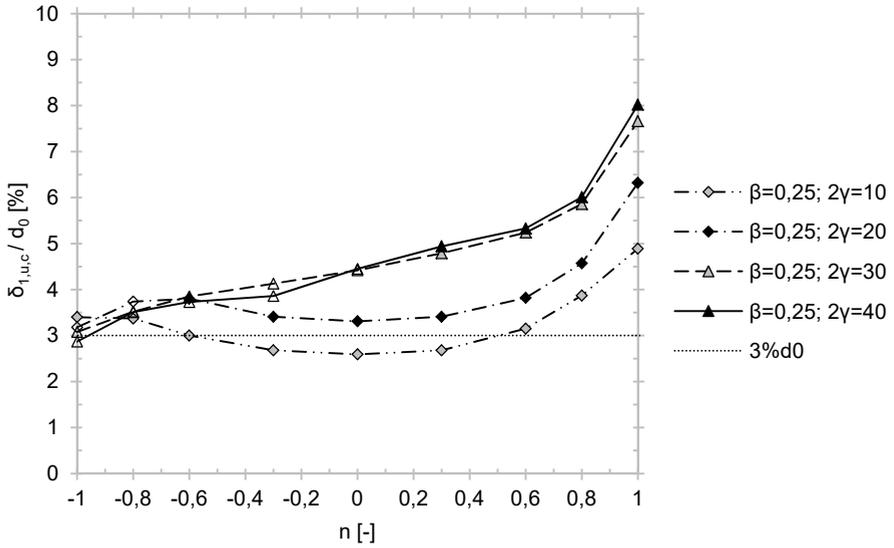


Bild 6.14 Gurteindrückung im GZT bei Strebendruckbeanspruchung ($\beta = 0,25$)

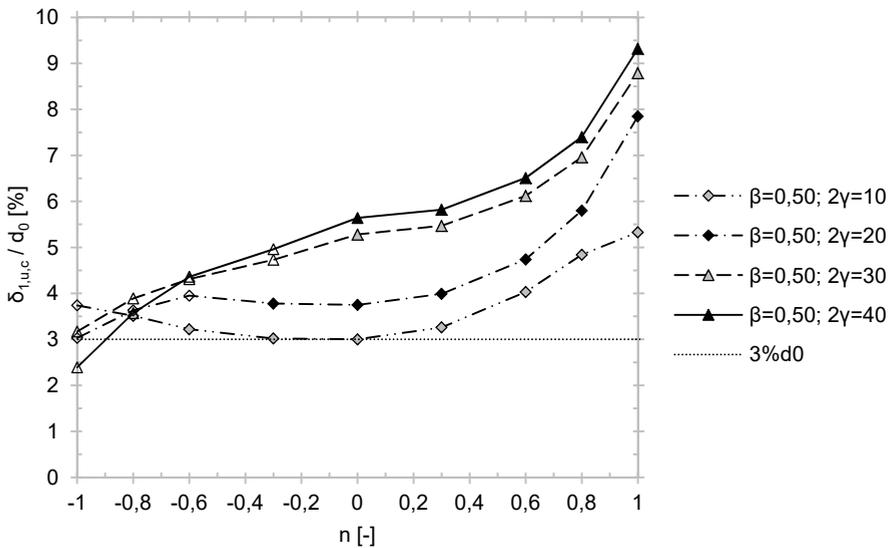


Bild 6.15 Gurteindrückung im GZT bei Strebendruckbeanspruchung ($\beta = 0,5$)

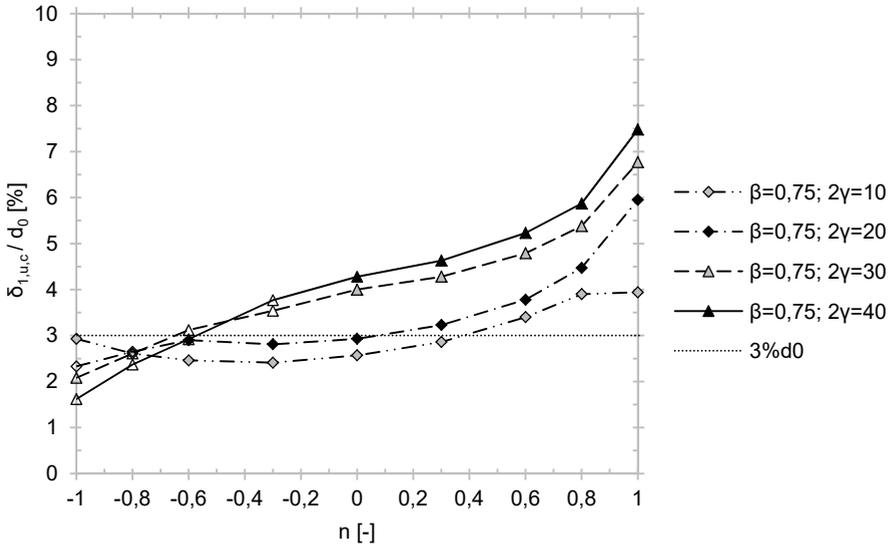


Bild 6.16 Gurteindruckung im GZT bei Strebendruckbeanspruchung ($\beta = 0,75$)

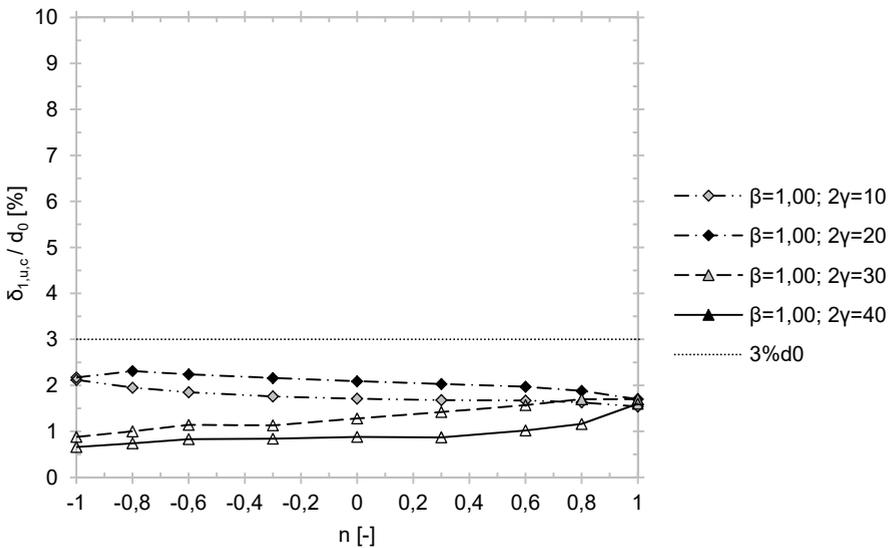


Bild 6.17 Gurteindruckung im GZT bei Strebendruckbeanspruchung ($\beta = 1$)

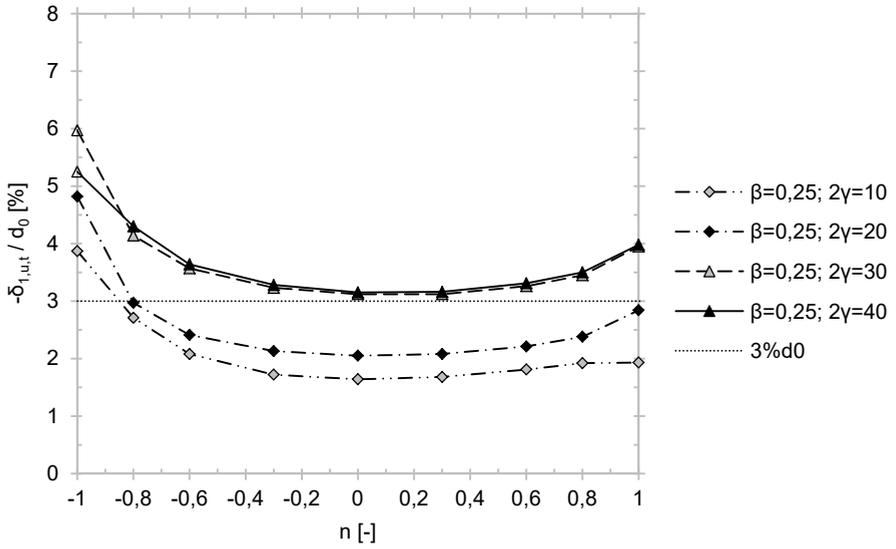


Bild 6.18 Gurtverformung im GZT bei Strebenzugbeanspruchung ($\beta = 0,25$)

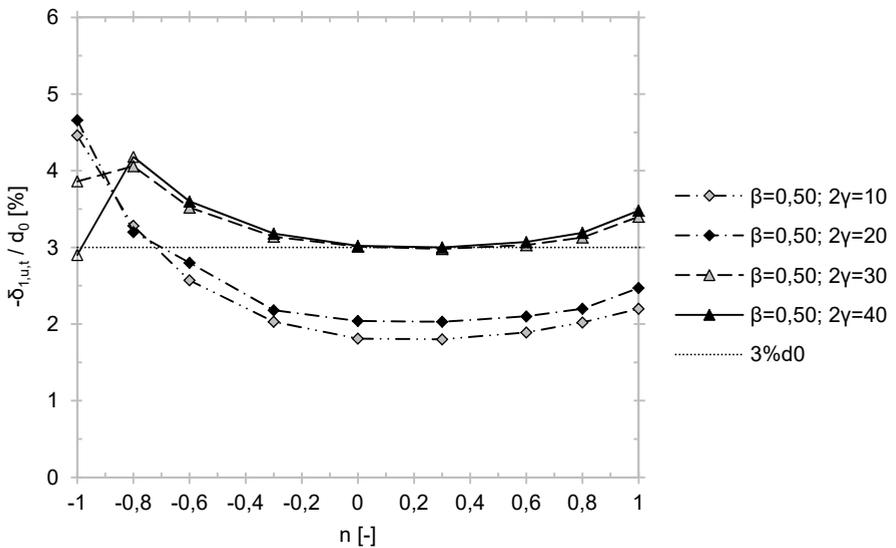


Bild 6.19 Gurtverformung im GZT bei Strebenzugbeanspruchung ($\beta = 0,5$)

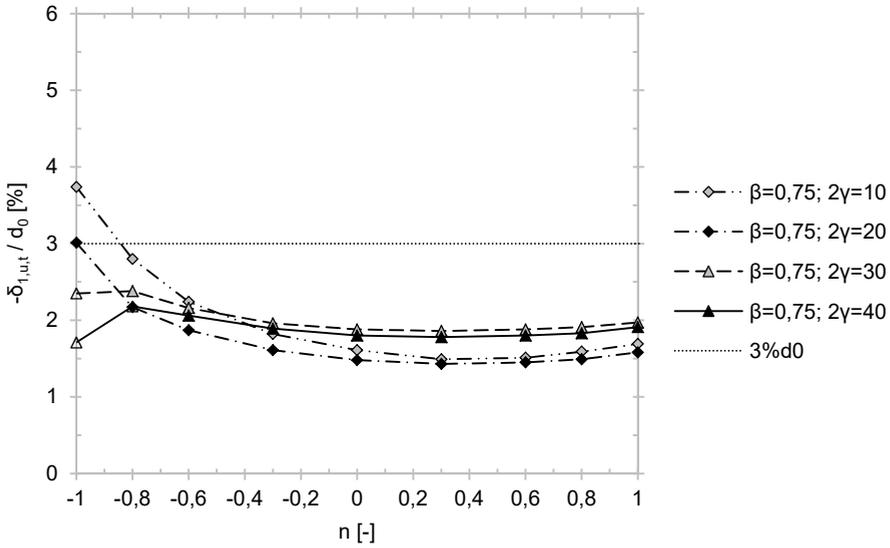


Bild 6.20 Gurtverformung im GZT bei Strebenzugbeanspruchung ($\beta = 0,75$)

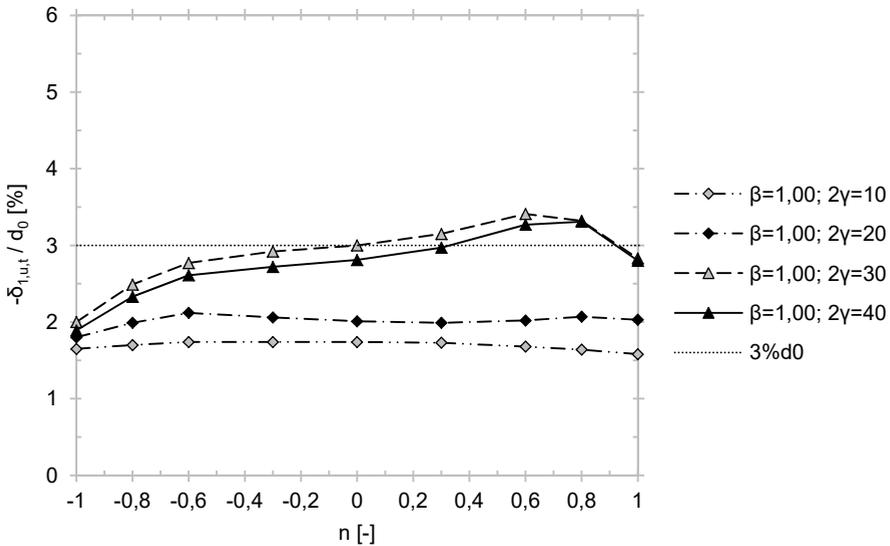


Bild 6.21 Gurtverformung im GZT bei Strebenzugbeanspruchung ($\beta = 1$)

6.3 Bemessung für den Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit

Wie bereits erwähnt, sind große Knotenverformungen in Gebrauchslastzuständen zu vermeiden. Daher empfiehlt das IiW die Knoteneindrückung im GZG auf 1% des Gurtaußendurchmessers zu begrenzen, vgl. Abschnitt 2.1.2. Demzufolge werden in dieser Arbeit Gleichungen zur Ermittlung der Strebentragfähigkeit, korrespondierend mit einer Gurteindrückung von 1% des Gurtaußendurchmessers, abgeleitet.

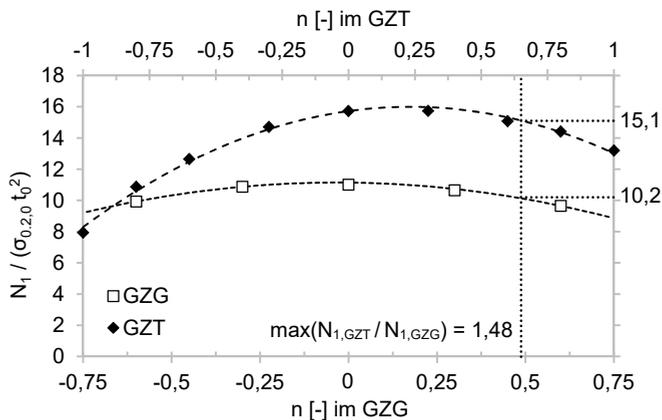


Bild 6.22 Strebentragfähigkeiten für den GZT und den GZG ($\beta=0,75$; $2\gamma=40$)

Bei Tragwerken aus KHP mit großen Durchmessern können relative Gurteindrückungen von 1% d_0 absolute Verformungswerte annehmen, die zu einer Einschränkung bzw. im ungünstigsten Fall zum Verlust der Gebrauchstauglichkeit (z. B. Bildung von Wasseransammlungen auf Flachdächern) führen. Bei Fachwerkträgern ist der Einfluss auf die Schubverzerrung der Träger daher gegebenenfalls zu berücksichtigen. Hingegen können z. B. bei kleinen Durchmessern der KHP Gurteindrückungen größer als 1% d_0 unproblematisch hinsichtlich der Gebrauchstauglichkeit sein. Daher kann bei erhöhten bzw. reduzierten Anforderungen an die relative Knotenverformung die Strebentragfähigkeit für den GZG auf sicherer Seite liegend zwischen 0 und $N_{1,s}$ (Strebkraft bei $\delta_1/d_0 = 1\%$) bzw. zwischen $N_{1,s}$ und $N_{1,u}$ linear interpoliert werden. Die mit den Strebentragfähigkeiten für den Grenzzustand der Tragfähigkeit korrespondierenden Gurtverformungen sind in den Bildern 6.14 bis 6.21 dargestellt.

Die abgeleiteten Gleichungen für Strebendruck sind im Bereich $0,25 \leq \beta \leq 0,75$ gültig. X-Knoten mit einem Durchmesser Verhältnis über 0,75 sind verhältnismäßig steif. Es kann dann davon ausgegangen werden, dass die Bemessung für den Gebrauchszustand nicht maßgebend wird. So sind alle X-Knoten mit $0,75 < \beta \leq 1$ und $10 \leq 2\gamma \leq 40$ steifer als der Bezugsknoten mit $\beta=0,75$ und $2\gamma=40$. Bild 6.22 veranschaulicht, dass bereits beim Bezugsknoten bei Strebendruckbeanspruchung stets die Bemessung für den GZT maßgebend wird. Das genannte Bild zeigt die bezogenen Strebendrucktragfähigkeiten für den GZT sowie den GZG in Abhängigkeit der axialen Gurtausnutzung. Dabei wird zwischen dem Gurtausnutzungsgrad im GZT und dem im GZG unterschieden. Unter der Annahme eines Teilsicherheitsbeiwerts auf der Einwirkungsseite von 1,35 für den GZT, beträgt der Gurtausnutzungsgrad im GZG gerade 75% des Gurtausnutzungsgrads im GZT. Beim Bezugsknoten beträgt das Verhältnis zwischen der Tragfähigkeit für den GZT und jener für den GZG maximal 1,48. Dieser Fall tritt bei einem Gurtausnutzungsgrad im GZT von ca. 0,65 auf, was mit einem Gurtausnutzungsgrad im GZG von ca. 0,49 korrespondiert. Das maximale Tragfähigkeitsverhältnis von 1,48 ist gerade so groß wie das Produkt der Teilsicherheitsbeiwerte γ_M und γ_F von ca. 1,5, vgl. Abschnitt 2.1.2. Die Ergebnisse der Parameterstudie zeigen, dass bei Strebendruckbeanspruchung X-Knoten stets für den Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit zu bemessen sind.

In Abschnitt 6.1 wird erläutert, wie die Funktionen $Q_{s,c}$, $Q_{s,t}$ und Q_f für den Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit abgeleitet werden. Im Folgenden sind die Funktionen für den GZG gegeben:

$$Q_{s,c} = \frac{7,6}{1 - 0,64\beta} (2\gamma)^{0,37\beta - 0,35} \quad \text{für } 0,25 \leq \beta \leq 0,75; \quad (6.18)$$

$$Q_{s,t} = \frac{4,2(1 + \beta)}{1 - 0,49\beta} + 2\gamma(e^{8,2\beta - 8,1} - 0,058); \quad (6.19)$$

$$Q_f = 1 + C|n| + D n^2. \quad (6.20)$$

Die Faktoren C und D sind gemäß den Gleichungen (6.9) und (6.10) zu ermitteln. Die Koeffizientenmatrizen \underline{E} und \underline{F} sind für axiale Strebendruckbeanspruchung wie folgt definiert:

$$\underline{E} = \begin{pmatrix} 2,97 \cdot 10^{-1} & -2,20 \cdot 10^{-1} & -2,10 \cdot 10^{-1} \\ 7,06 \cdot 10^{-3} & -4,44 \cdot 10^{-2} & 4,22 \cdot 10^{-2} \\ -2,21 \cdot 10^{-4} & 1,17 \cdot 10^{-3} & -1,03 \cdot 10^{-3} \end{pmatrix} \quad \text{für } n \geq 0;$$

$$\underline{E} = \begin{pmatrix} 1,74 \cdot 10^{-1} & -7,64 \cdot 10^{-2} & 1,10 \cdot 10^{-1} \\ -6,54 \cdot 10^{-3} & -2,67 \cdot 10^{-2} & 4,09 \cdot 10^{-2} \\ -1,36 \cdot 10^{-4} & -1,04 \cdot 10^{-3} & -1,08 \cdot 10^{-4} \end{pmatrix} \quad \text{für } n < 0;$$

$$\underline{F} = \begin{pmatrix} -8,86 \cdot 10^{-1} & 2,98 \cdot 10^{-2} & 4,18 \cdot 10^{-1} \\ 1,47 \cdot 10^{-2} & 2,13 \cdot 10^{-2} & -2,99 \cdot 10^{-2} \\ -6,44 \cdot 10^{-5} & -6,45 \cdot 10^{-4} & 6,26 \cdot 10^{-4} \end{pmatrix} \quad \text{für } n \geq 0;$$

$$\underline{F} = \begin{pmatrix} -4,63 \cdot 10^{-1} & -9,15 \cdot 10^{-2} & 2,65 \cdot 10^{-1} \\ -3,19 \cdot 10^{-3} & 5,28 \cdot 10^{-2} & -5,83 \cdot 10^{-2} \\ 3,65 \cdot 10^{-4} & -1,85 \cdot 10^{-3} & 1,63 \cdot 10^{-3} \end{pmatrix} \quad \text{für } n < 0.$$

Für axiale Strebendzugbeanspruchung gelten die folgenden Koeffizientenmatrizen \underline{E} und \underline{F} :

$$\underline{E} = \begin{pmatrix} 1,47 \cdot 10^{-1} & 3,60 \cdot 10^{-2} & 4,23 \cdot 10^{-2} \\ -1,86 \cdot 10^{-2} & 3,88 \cdot 10^{-2} & -2,10 \cdot 10^{-2} \\ 3,22 \cdot 10^{-4} & -6,28 \cdot 10^{-4} & -2,97 \cdot 10^{-4} \end{pmatrix} \quad \text{für } n \geq 0;$$

$$\underline{E} = \begin{pmatrix} 2,97 \cdot 10^{-1} & -3,32 \cdot 10^{-1} & -1,91 \cdot 10^{-1} \\ 9,71 \cdot 10^{-3} & -5,99 \cdot 10^{-2} & 6,10 \cdot 10^{-2} \\ -4,46 \cdot 10^{-4} & 1,61 \cdot 10^{-3} & -1,34 \cdot 10^{-3} \end{pmatrix} \quad \text{für } n < 0;$$

$$\underline{F} = \begin{pmatrix} -4,63 \cdot 10^{-1} & -4,05 \cdot 10^{-2} & 2,11 \cdot 10^{-1} \\ 1,66 \cdot 10^{-2} & -3,51 \cdot 10^{-2} & 2,16 \cdot 10^{-2} \\ -1,90 \cdot 10^{-4} & 3,38 \cdot 10^{-4} & -1,44 \cdot 10^{-4} \end{pmatrix} \quad \text{für } n \geq 0;$$

$$\underline{F} = \begin{pmatrix} -8,41 \cdot 10^{-1} & 7,78 \cdot 10^{-2} & 4,19 \cdot 10^{-1} \\ 8,71 \cdot 10^{-3} & 2,95 \cdot 10^{-2} & -3,76 \cdot 10^{-2} \\ 2,39 \cdot 10^{-4} & -1,48 \cdot 10^{-3} & 1,24 \cdot 10^{-3} \end{pmatrix} \quad \text{für } n < 0.$$

Die Bilder 6.23 bis 6.26 zeigen die Faktoren C und D, enthalten in Gleichung (6.20), in Abhängigkeit der Parameter β und 2γ . Die Funktionen $Q_{s,c}$, $Q_{s,t}$ und Q_f sind in den Bildern 6.27 bis 6.32 zusammen mit den numerisch ermittelten Datenpunkten grafisch dargestellt. Außerdem enthalten die Bilder statistische Angaben hinsichtlich der Abweichung der Funktionen von den Datenpunkten (Mittelwertabweichung, geschätzter Variationskoeffizient), vgl. Tabellen 29 und 30.

Mit Gleichung (6.11) kann der Variationskoeffizient der Widerstandsfunktion für Strebendruckbeanspruchung ohne Gurtaxialbeanspruchung ermittelt werden:

$$V_{N_{1,s,c}}^2 = (2,26 V_{t_0})^2 + (V_{\sigma_{0,2,0}})^2 + (V_{Q_{s,c}})^2 = (2,26 \cdot 0,05)^2 + (0,075)^2 + (0,027)^2$$

$$V_{N_{1,s,c}} = \sqrt{0,0191} = 0,138$$

Als konservative Näherung wird dabei die partielle Ableitung der Widerstandsfunktion nach der Gurtwanddicke gleich $2,26 N_{1,s,c}/t_0$ gesetzt. Dieser (ungünstigste) Fall ergibt sich für $\beta = 0,25$, woraus der Minimalwert des Exponenten der Gurtschlankheit von $-0,26$ resultiert. Für Strebenzug wird die partielle Ableitung der Widerstandsfunktion nach der Gurtwanddicke gleich $2,64 N_{1,u,t}/t_0$ gesetzt. Dieser maximale Wert ergibt sich für $\beta=0,25$ und $2\gamma=40$. Aus diesen Geometrieparametern resultiert die größte Reduzierung der Strebentragfähigkeit infolge Verringerung der Gurtwanddicke und der damit verbundenen Erhöhung der Gurtschlankheit 2γ . Es ergibt sich ein Variationskoeffizient für Strebenzugbeanspruchung von $0,158$.

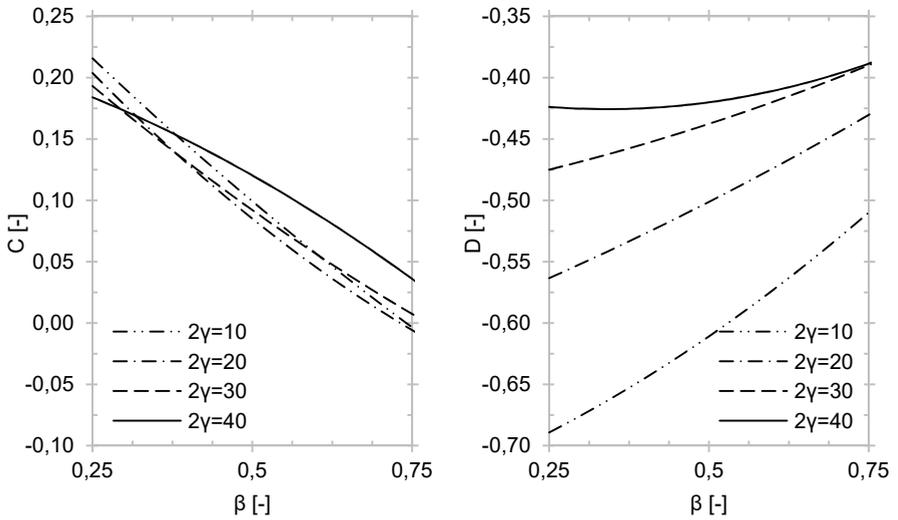


Bild 6.23 Faktoren C und D für Strebendruck- und Gurtzugbeanspruchung ($n \geq 0$)

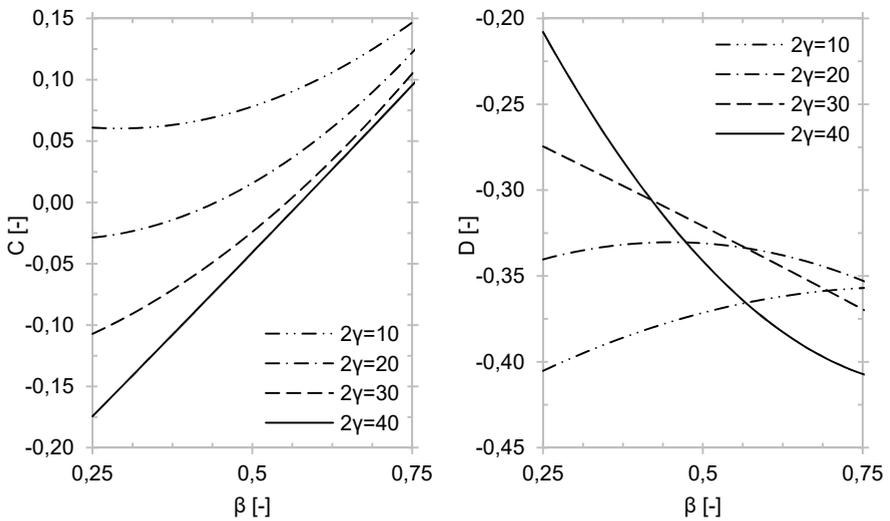


Bild 6.24 Faktoren C und D für Strebendruck- und Gurtdruckbeanspruchung ($n < 0$)

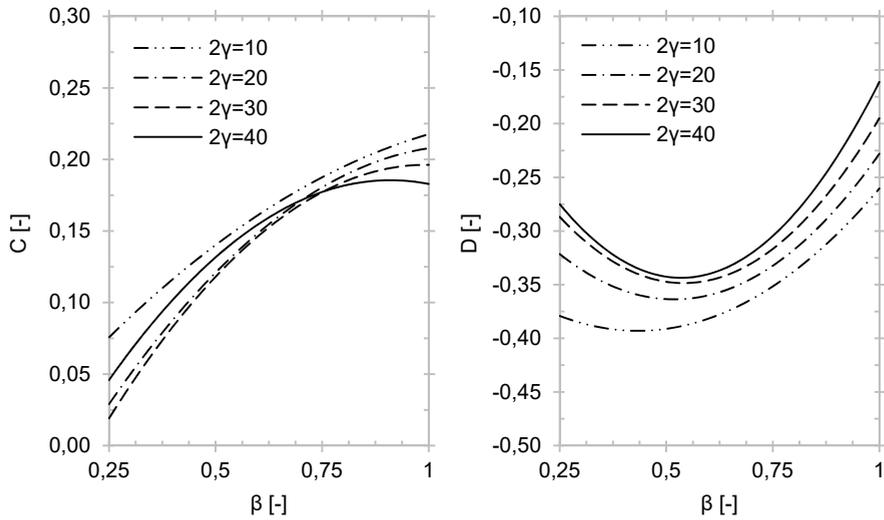


Bild 6.25 Faktoren C und D für Strebenzug- und Gurtzugbeanspruchung ($n \geq 0$)

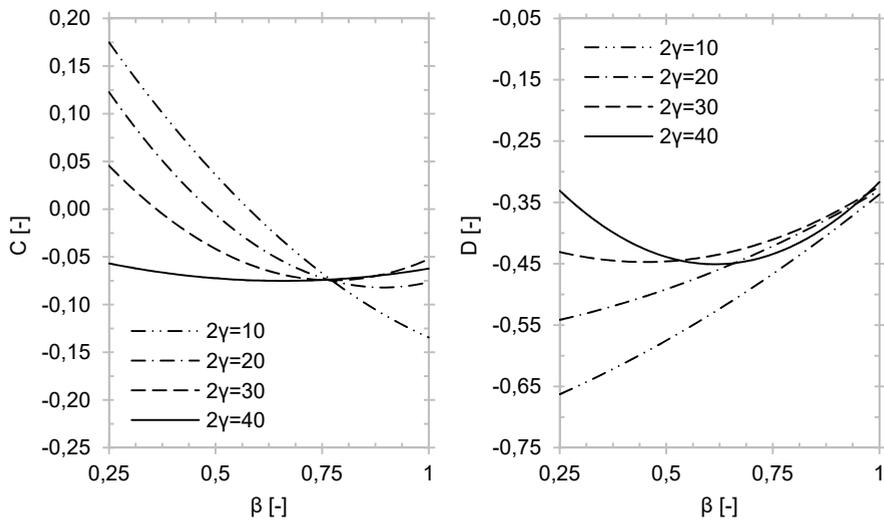


Bild 6.26 Faktoren C und D für Strebenzug- und Gurtdruckbeanspruchung ($n < 0$)

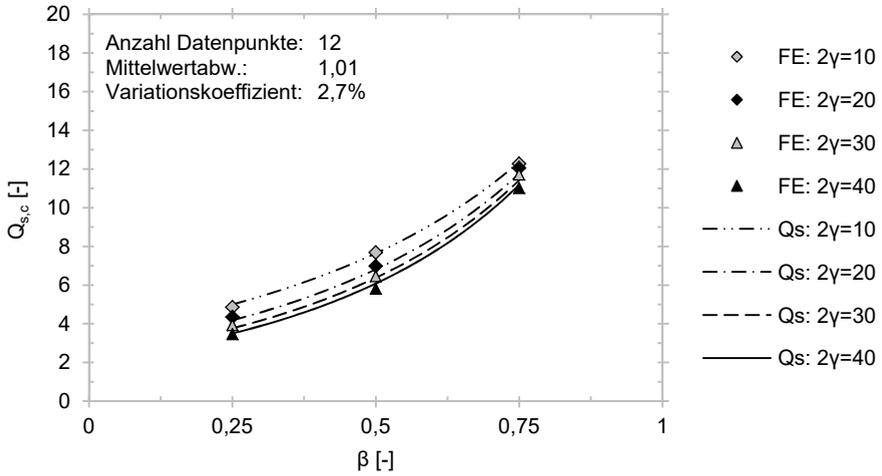


Bild 6.27 Geometriefunktion für Strebendruckbeanspruchung

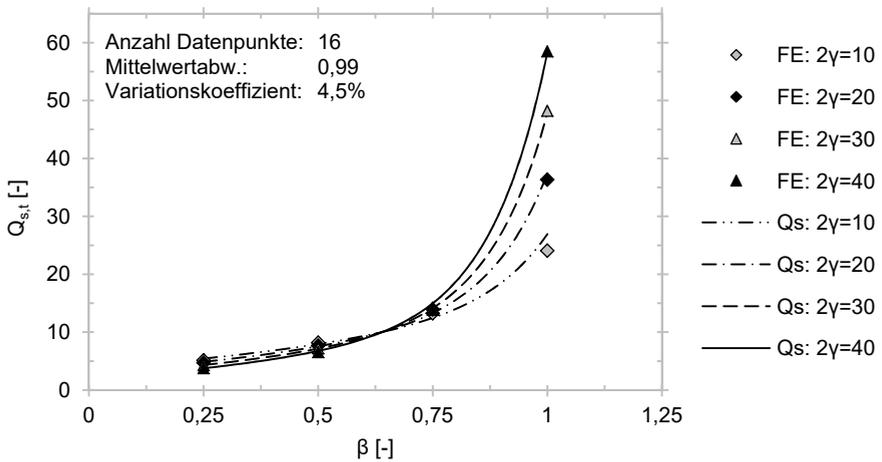


Bild 6.28 Geometriefunktion für Strebendruckbeanspruchung

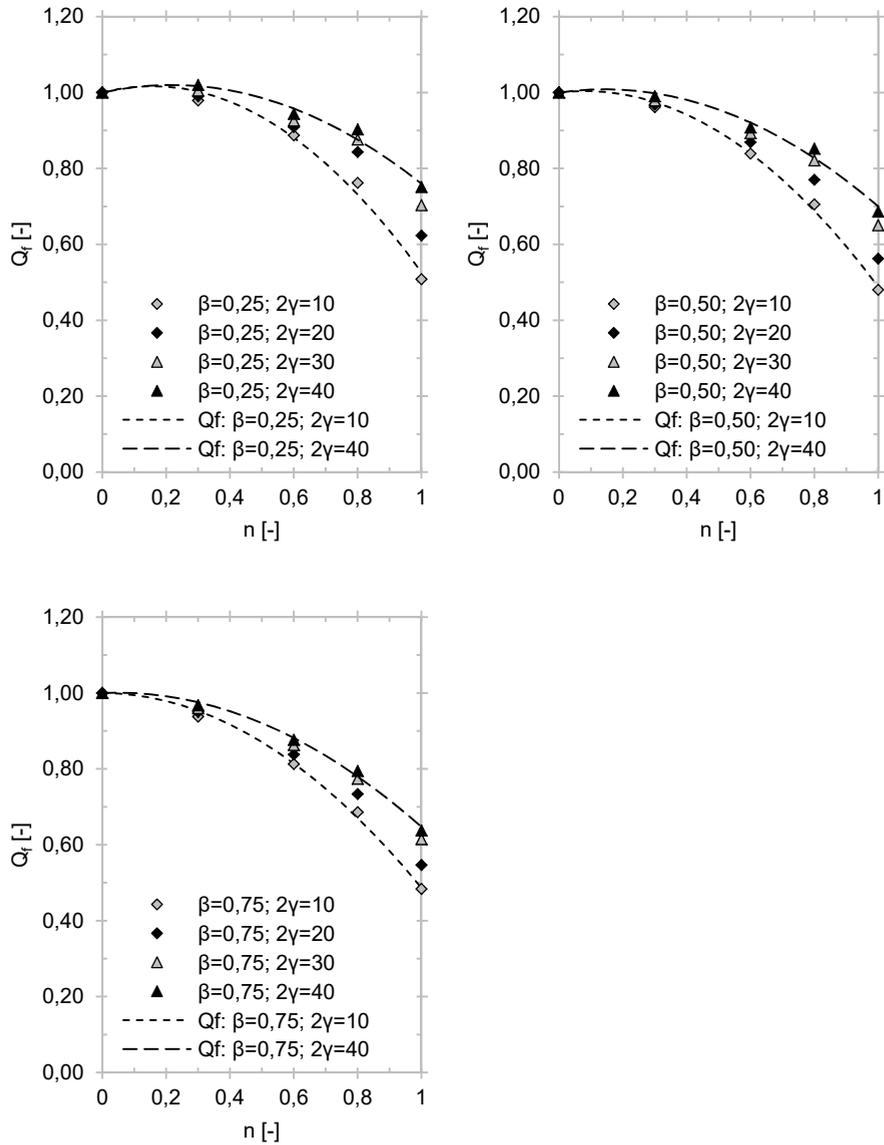


Bild 6.29 Gurtspannungsfunktion (Datenpunkte: 60; M: 1,00; V: 1,9%) für Strebendruck- und Gurtzugbeanspruchung ($n \geq 0$)

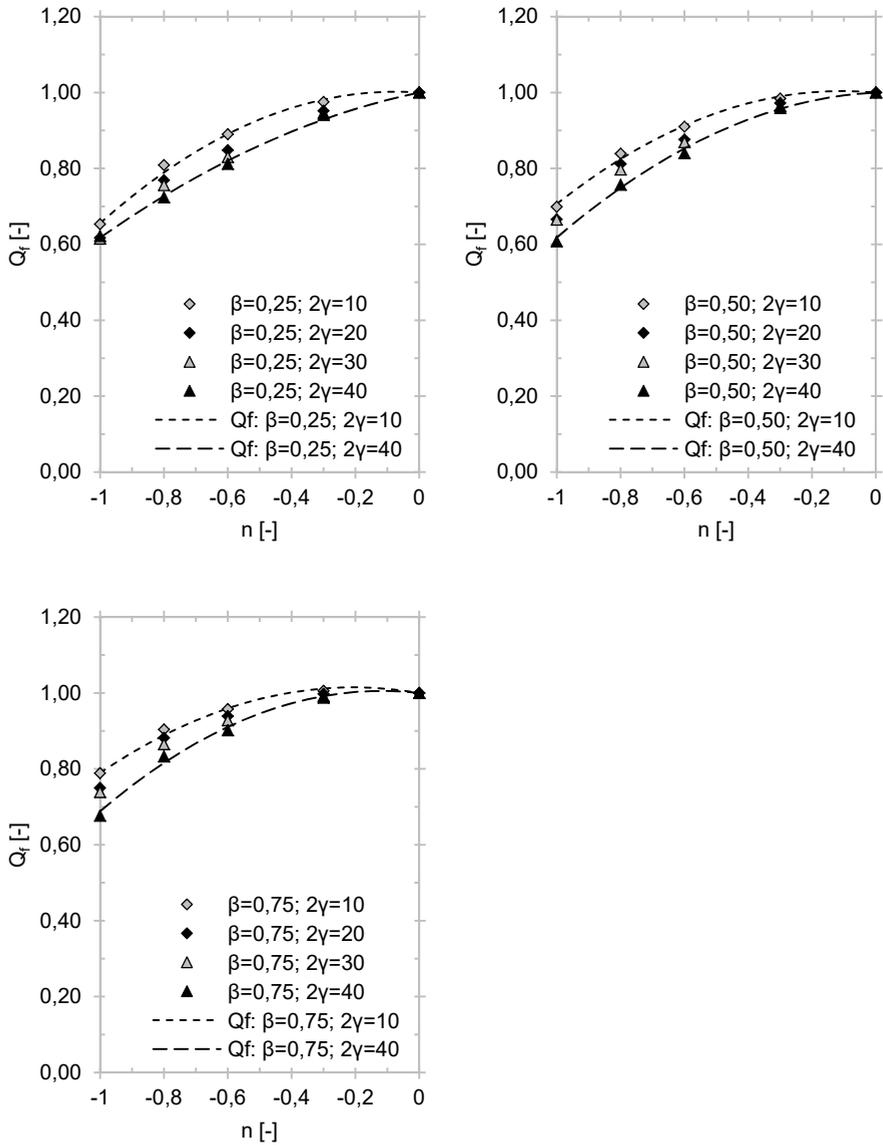


Bild 6.30 Gurtspannungsfunktion (Datenpunkte: 60; M: 1,00; V: 1,2%) für Strebendruck- und Gurtdruckbeanspruchung ($n < 0$)

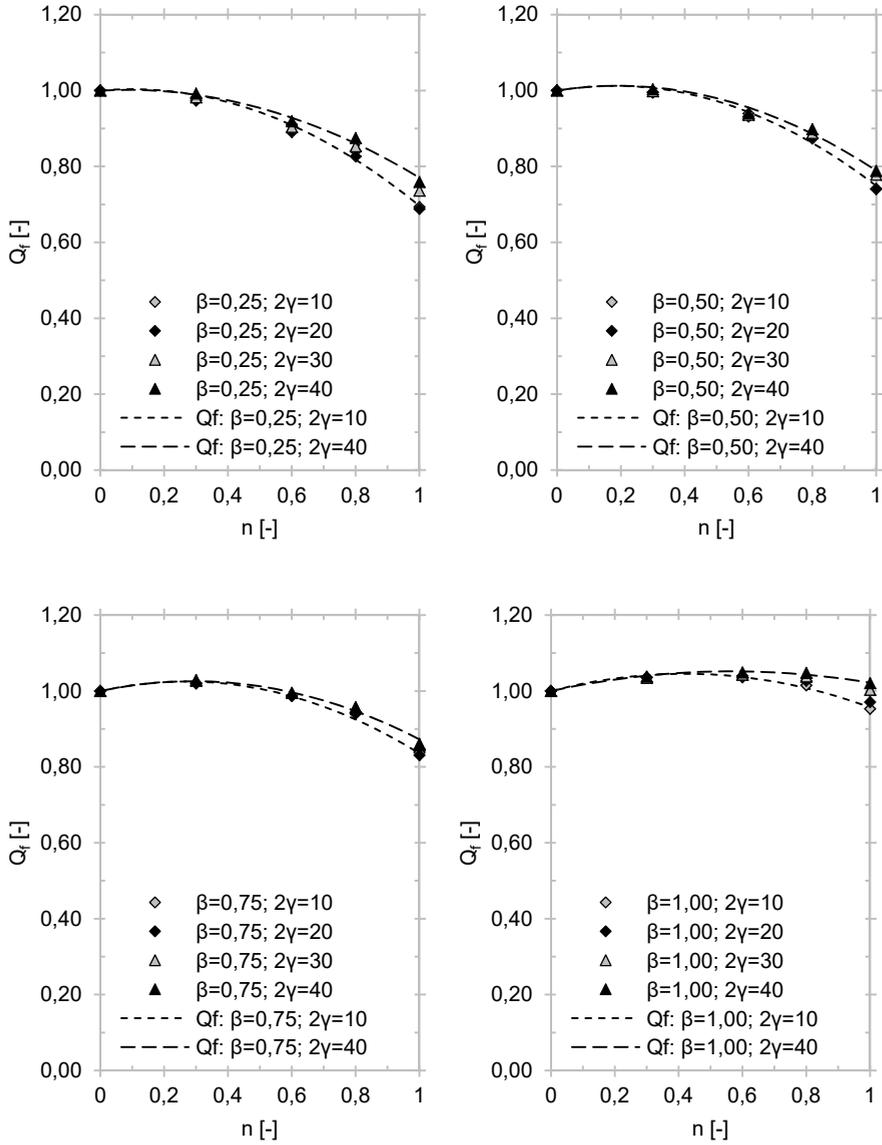


Bild 6.31 Gurtspannungsfunktion (Datenpunkte: 80; M: 1,00; V: 1,0%) für Strebenzug- und Gurtzugbeanspruchung ($n \geq 0$)

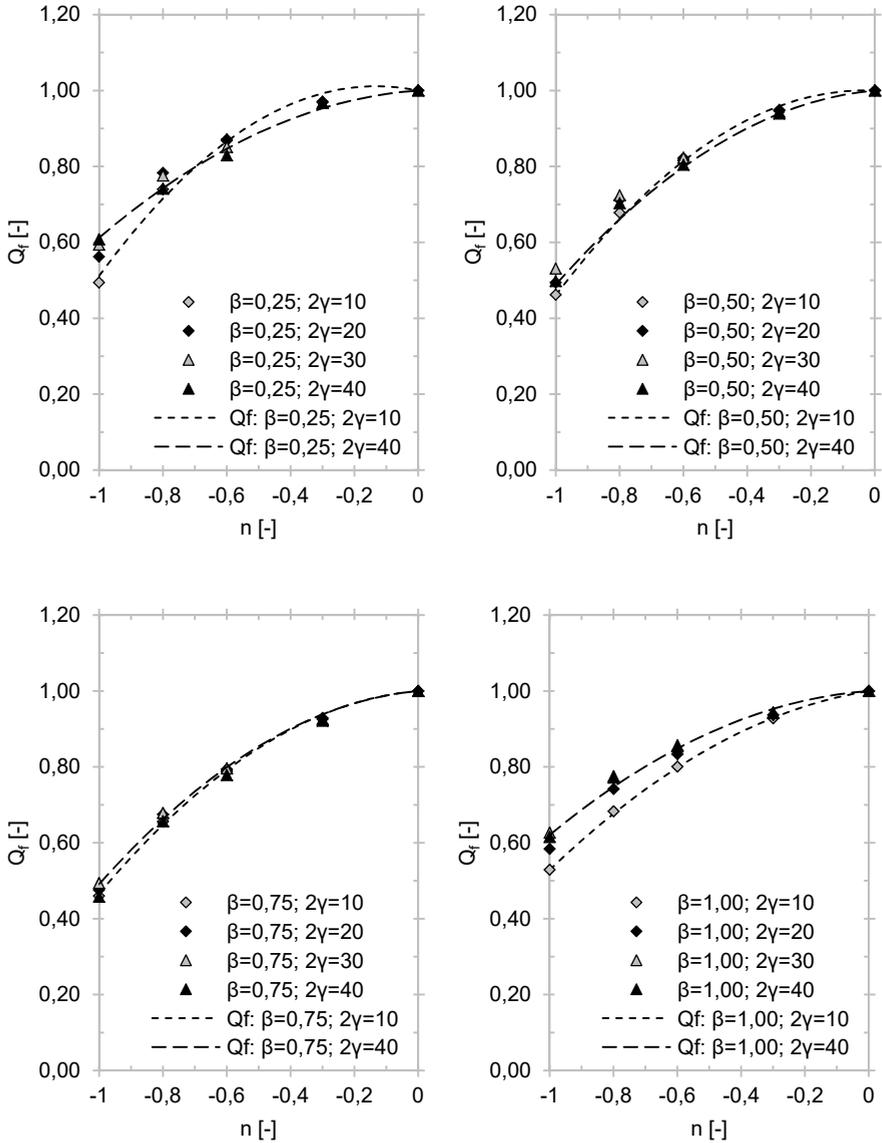


Bild 6.32 Gurtspannungsfunktion (Datenpunkte: 80; M: 1,00; V: 2,2%) für Strebenzug- und Gurtdruckbeanspruchung ($n < 0$)

Mit Gleichung (6.12) kann erneut das Verhältnis zwischen charakteristischer und der aus der Parameterstudie abgeleiteten Strebentragfähigkeit bestimmt werden. Bei einer Anzahl von 12 Datenpunkten und bekanntem Variationskoeffizienten ergibt sich das Verhältnis mit einem Fraktilenfaktor gemäß Anhang D der DIN EN 1990 von 1,71 wie folgt (Strebendrucktragfähigkeit ohne Gurtaxialbeanspruchung):

$$\frac{Q_{s,ck}}{Q_{s,c}} = 1,18 \cdot 1,01 (1 - 1,71 \cdot 0,138) = 0,91$$

Für Strebentzugbeanspruchung liefert analoges Vorgehen ein Verhältnis zwischen charakteristischer und der aus der Parameterstudie abgeleiteten Strebentragfähigkeit von 0,85.

Hinsichtlich der Gurtspannungsfunktion können die für den GZT angestellten Überlegungen, vgl. Abschnitt 6.2, auf den GZG übertragen werden. Zudem sind die geschätzten Variationskoeffizienten der Gurtspannungsfunktion Q_f klein. Diese liegen zwischen 1,0 und 2,2%, vgl. Bilder 6.29 bis 6.32. Von einer Absenkung der Gurtspannungsfunktion Q_f wird demzufolge abgesehen.

Somit ergeben sich folgende charakteristische Funktionen für den Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit:

$$Q_{s,ck} = \frac{6,9}{1 - 0,64\beta} (2\gamma)^{0,37\beta - 0,35} \quad \text{für } 0,25 \leq \beta \leq 0,75; \quad (6.21)$$

$$Q_{s,tk} = \frac{3,6(1 + \beta)}{1 - 0,49\beta} + 2\gamma(e^{8,2\beta - 8,3} - 0,05); \quad (6.22)$$

$$Q_{f,k} = Q_f \cdot \quad (6.23)$$

Der Gültigkeitsbereich der Gleichungen (6.21) und (6.22) ergibt sich aus dem in der Parameterstudie untersuchten Geometriebereich: $\beta = 0,25 \leq \beta \leq 0,75$ (bei Strebendruck) bzw. $\beta = 0,25 \leq \beta \leq 1$ (bei Strebentzug) und $10 \leq 2\gamma \leq 40$. Gleichung (6.23) gilt im Bereich $-1 \leq n \leq 1$.

Bezeichnung	Geometrieparameter		$N_{1,s,c,FE}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$ [-]	$Q_{s,c}$ [-]	$N_{1,s,c,FE}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$
	β [-]	γ [-]			$Q_{s,c}$
X+_025_10_n=0	0,25	10	4,85	5,00	0,97
X+_025_20_n=0	0,25	20	4,35	4,18	1,04
X+_025_30_n=0	0,25	30	3,93	3,77	1,04
X+_025_40_n=0	0,25	40	3,46	3,50	0,99
X+_050_10_n=0	0,50	10	7,68	7,64	1,01
X+_050_20_n=0	0,50	20	6,98	6,82	1,02
X+_050_30_n=0	0,50	30	6,46	6,38	1,01
X+_050_40_n=0	0,50	40	5,81	6,08	0,95
X+_075_10_n=0	0,75	10	12,27	12,37	0,99
X+_075_20_n=0	0,75	20	12,05	11,76	1,02
X+_075_30_n=0	0,75	30	11,71	11,42	1,03
X+_075_40_n=0	0,75	40	11,02	11,19	0,98
1) Schätzwert der Standardabweichung				M [-]	1,01
2) Variationskoeffizient, ermittelt mit geschätzter Standardabweichung				$S^{(1)}$ [-]	0,03
				$V^{(2)}$ [%]	2,7

Tabelle 29 Vergleich zwischen numerisch ermittelten Streben­trag­fähigkeiten und $Q_{s,c}$

Bezeichnung	Geometrieparameter		$N_{1,s,t,FE}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$ [-]	$Q_{s,t}$ [-]	$N_{1,u,FE}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$
	β [-]	γ [-]			$Q_{s,t}$
X+_025_10_n=0	0,25	10	5,13	5,43	0,95
X+_025_20_n=0	0,25	20	4,72	4,87	0,97
X+_025_30_n=0	0,25	30	4,30	4,31	1,00
X+_025_40_n=0	0,25	40	3,79	3,76	1,01
X-_050_10_n=0	0,50	10	8,18	7,95	1,03
X+_050_20_n=0	0,50	20	7,66	7,55	1,01
X+_050_30_n=0	0,50	30	7,23	7,15	1,01
X+_050_40_n=0	0,50	40	6,56	6,76	0,97
X+_075_10_n=0	0,75	10	13,26	12,46	1,06
X+_075_20_n=0	0,75	20	13,96	13,31	1,05
X+_075_30_n=0	0,75	30	14,28	14,15	1,01
X+_075_40_n=0	0,75	40	13,86	14,99	0,92
X+_100_10_n=0	1,00	10	24,08	26,94	0,89
X+_100_20_n=0	1,00	20	36,35	37,41	0,97
X+_100_30_n=0	1,00	30	48,23	47,89	1,01
X+_100_40_n=0	1,00	40	58,50	58,36	1,00
1) Schätzwert der Standardabweichung				M [-]	0,99
2) Variationskoeffizient, ermittelt mit geschätzter Standardabweichung				$S^{(1)}$ [-]	0,04
				$V^{(2)}$ [%]	4,5

Tabelle 30 Vergleich zwischen numerisch ermittelten Streben­trag­fähigkeiten und $Q_{s,t}$

Einen Vergleich zwischen den im Rahmen dieser Arbeit sowie von *Rasmussen* und *Hasham* [103],[105] experimentell bestimmten Strebentragfähigkeiten von KHP-X-Knoten und den Gleichung (6.3) und (6.4) enthält Tabelle 31. Die Übereinstimmung zwischen den Versuchsergebnissen und den Bemessungsgleichungen ist bei den Versuchskörpern aus Stählen mit gemessenen 0,2%-Dehngrenzen über 400 MPa (Reihe XD und Versuche von *Rasmussen* und *Hasham*) besonders gut. Bei diesen Versuchskörpern liegen bezogene Last-Verformungs-Kurven vor, welche jenen der im Rahmen der Parameterstudie simulierten Verbindungen sehr ähnlich sind. Außerdem bestätigt der Vergleich, dass mit Abnahme der 0,2%-Dehngrenze des Gurtwerkstoffs die Konservativität der Bemessungsgleichungen für den GZG steigt (vgl. Tab. 31: Versuchsreihen XA und XAL).

Bezeichnung	Geometrieparameter		$N_{1,0.01,Exp}$ [kN]	$N_{1,s,k}$ [kN]	$N_{1,0.01,Exp}/N_{1,s,k}$ [-]
	β [-]	2γ [-]			
XA-C-0	0,49	24,70	39,3	31,0	1,27
XA-T-0	0,49	24,70	46,2	32,7	1,41
XA-C-T	0,49	24,70	24,5	19,3	1,27
XA-C-C	0,49	24,70	37,9	28,4	1,34
XAL-1-V	0,49	24,70	36,5	25,7	1,42
XAL-2-V	0,49	24,70	39,7	25,7	1,54
XAL-1-N	0,49	24,70	39,6	25,7	1,54
XAL-2-N	0,49	24,70	37,8	25,7	1,47
XD-C-0	0,53	36,32	32,7	33,9	0,96
XD-T-0	0,53	36,32	41,0	35,7	1,15
XD-C-T	0,53	36,32	37,6	32,0	1,17
XD-C-C	0,53	36,32	29,2	30,7	0,95
XC42C ¹⁾	0,42	35,61	14,5	15,6	0,93
XC76C ¹⁾	0,75	35,73	30,9	33,9	0,91
XC101C ¹⁾	1,00	35,75	122	- ²⁾	- ²⁾
XC42T ¹⁾	0,42	35,51	20,1	16,4	1,22
XC76T ¹⁾	0,75	35,66	42,3	41,2	1,03
XC101T ¹⁾	1,00	35,86	180	147,3	1,22

1) Experimentelle Untersuchungen von *Rasmussen* und *Hasham*
 2) $\beta=1$ ist außerhalb des Gültigkeitsbereichs der Bemessungsgleichung ($N_{1,u,Exp}/N_{1,0.01,Exp} = 1,25 < 1,5 \checkmark$)

Tabelle 31 Vergleich zwischen experimentell bestimmten Strebentragfähigkeiten und $N_{1,s,k}$

7 Zusammenfassung und Ausblick

Die vorliegende Dissertation umfasst die Entwicklung eines Bemessungskonzepts für ebene, unverteifte KHP-X-Knoten aus nichtrostenden austenitischen und austenitisch-ferritischen Stählen unter vorwiegend ruhender Axialbeanspruchung.

In der Regel weisen die untersuchten Knoten ein nachgiebiges Last-Verformungsverhalten auf. Die hieraus resultierenden Knotenverformungen führen nicht nur im Anschlussbereich, sondern bei statisch unbestimmten Konstruktionen im gesamten Tragwerk bereits im GZG häufig zu einer signifikanten Veränderung einwirkender Schnittgrößen. Daher sind die Knotensteifigkeiten in die Stabwerksmodelle zwingend einzubeziehen. Dies kann beispielsweise durch den Einsatz zusätzlicher Feder-elemente erfolgen, wobei bilineare Federkennlinien auf Basis der Strebentragfähigkeiten für den GZG und den GZT sowie der zugehörigen Knotenverformungen definiert werden können. Die Herleitung dieser Steifigkeitsbeziehungen ist allerdings nicht Gegenstand dieser Arbeit.

Die Bemessung unverteifter KHP-Knoten aus nichtrostenden Stählen ist derzeit ungenügend geregelt, da alle verfügbaren Bemessungsregeln auf Ergebnissen von Untersuchungen an KHP-Knoten aus un- und niedriglegierten Baustählen mit ausgeprägter Streckgrenze basieren. Wegen der unterschiedlichen Werkstoffeigenschaften ist eine Übertragung von Bemessungsregeln für KHP-Knoten aus allgemeinen Baustählen auf KHP-Knoten aus nichtrostenden Stählen nach Ansicht des Verfassers nicht ohne Weiteres möglich. So weisen die nichtrostenden Stähle im Vergleich zu den allgemeinen Baustählen im Übergangsbereich vom elastischen zum plastischen Werkstoffverhalten bei gleicher Spannung deutlich größere Dehnungen auf. Dies führt bei den untersuchten Anschlüssen zu geringeren Steifigkeiten gegenüber Knoten aus allgemeinen Baustählen. Große Knotenverformungen können zu einer Einschränkung bzw. im ungünstigsten Fall zum vollständigen Verlust der Gebrauchstauglichkeit des Tragwerks führen. Daher wurden in dieser Arbeit neben Bemessungsgleichungen für den GZT weitere für den GZG abgeleitet. Zudem erscheint das für Hohlprofilknoten aus un- und niedriglegierten Baustählen abgeleitete 3% d_0 -Kriterium nach Lu et al. [83] nicht geeignet.

Aufgrund der gegenüber den allgemeinen Baustählen erhöhten Materialkosten pro Mengeneinheit nichtrostender Stähle, ist eine masseneffiziente Knotenbemessung besonders wichtig. In diesem Zusammenhang kommt der Limitierung der Knotenverformung im GZT eine entscheidende Rolle zu, da sich aus den Last-Verformungs-Kurven nicht immer eindeutige Strebentragfähigkeiten ergeben. Aus einer sehr restriktiven Verformungsgrenze resultieren überkonservative Knotentragfähigkeiten. Ist die Verformungsgrenze hingegen nicht streng genug, treten bei den untersuchten Verbindungen lokal zu hohe Beanspruchungen auf, was zur Initiierung von Rissen führen kann.

Die Begrenzung der Knotenverformung im GZT erfolgt nicht auf Basis des 3% d_0 -Kriteriums nach *Lu et al.* [83], sondern der lokalen Knotenbeanspruchung sowie der Werkstoffduktilität. Die angesetzte Duktilität basiert dabei auf Mindestwerten der Bruchdehnung gemäß den technischen Lieferbedingungen für KHP aus nichtrostenden Stählen. Zur Bewertung der Beanspruchung wird ein dehnungsbezogenes Schädigungskriterium für duktile Rissinitiierung herangezogen. Ein Ergebnis der Arbeit ist eine Schädigungskurve für duktile Rissinitiierung bei nichtrostenden Stählen, abgeleitet von Ergebnissen experimenteller und numerischer Analysen.

Der Umfang der zur Verfügung stehenden experimentell erhobenen Daten zum Last-Verformungs-Verhalten von KHP-X-Knoten aus nichtrostenden Stählen ist sehr gering. Daher erfolgte im Rahmen der Arbeit zunächst eine Erweiterung der experimentellen Datenbasis. Anschließend dienen die Versuchsergebnisse der Kalibrierung numerischer Modelle sowie der Identifikation der Knotenparameter, die sich signifikant auf das Tragverhalten auswirken.

Im Rahmen einer umfangreichen Parameterstudie wurden alle Einflussgrößen, die das Last-Verformungs-Verhalten der untersuchten Verbindungen deutlich beeinflussen (Durchmesser Verhältnis, Gurtschlankheit und Gurtaxialbeanspruchung), variiert. Die Ergebnisse der Parameterstudie stellen Strebentragfähigkeiten für den GZT und den GZG sowie mit den Tragfähigkeiten für den GZT korrespondierenden Knotenverformungen dar. Im GZG wurde die Knotenverformung auf 1% des Gurtaußendurchmessers begrenzt. Die Tragfähigkeiten für den GZT basieren auf der abgeleiteten Schädigungskurve für die Gruppe der nichtrostenden Stähle.

Die untersuchten Anschlüsse sind sowohl für den GZG, als auch für den GZT zu bemessen. Daher wurden Bemessungsgleichungen für beide Grenzzustände abgeleitet. Die in den Bemessungsgleichungen enthaltenen Geometriefunktionen basieren auf dem „einfachen“ Ringmodell nach *Togo* [118]. Die abgeleitete Gurtspannungsfunktion weist in Analogie zur ersten Auflage des CIDECT Handbuchs Nr. 1 [128] bzw. DIN EN 1993-1-8 [32] einen quadratischen Ansatz auf. Allerdings sind die in der Gurtspannungsfunktion enthaltenen Koeffizienten in Abhängigkeit der Geometrieparameter dargestellt. Damit kann die Änderung der Strebentragfähigkeit infolge Gurtaxialbeanspruchung für eine spezifische Knotengeometrie ermittelt werden. Zuletzt wird die Eignung des entwickelten Bemessungskonzepts durch einen Vergleich von im Rahmen dieser Arbeit sowie von *Rasmussen* und *Hasham* erhobenen Versuchsergebnissen mit Tragfähigkeiten gemäß den abgeleiteten Bemessungsgleichungen belegt.

Wie bereits erwähnt, sind gemäß dem entwickelten Bemessungskonzept KHP-Knoten sowohl für den GZT, als auch den GZG zu bemessen. Im Rahmen dieser Arbeit wurden Bemessungsgleichungen für den GZT und den GZG für axial beanspruchte X-Knoten abgeleitet. Das entwickelte Bemessungskonzept lässt sich allerdings auf beliebige Formen von KHP-Knoten (z. B. ebene sowie räumliche T- und K-Knoten) sowie Beanspruchungszustände (z. B. Biegebeanspruchung der Streben) übertragen. Hierzu sind weitere Parameterstudien durchzuführen, wobei die Simulationsmodelle an Versuchsergebnissen kalibriert werden müssen.

Das vorgestellte Bemessungskonzept kann darüber hinaus auch auf KHP-Knoten aus allgemeinen Baustählen übertragen werden. Zur Festlegung von Schädigungskurven für duktile Rissinitiierung bei allgemeinen Baustählen sind Versuche an gekerbten und ungekerbten Rund- und Flachproben aus entsprechenden Werkstoffen durchzuführen. Anschließend haben weitere Parameterstudien an kalibrierten Rechenmodellen zu erfolgen.

In dieser Arbeit werden ausschließlich Knoten untersucht, bei welchen die Schweißnähte zwischen den Streben und dem Gurt über den gesamten Strebenumfang volltragfähig ausgebildet sind. Bei geringen Strebenausnutzungen $N_1/(A_1 \sigma_{0,2})$ ist diese Art der Schweißnahtausbildung nicht wirtschaftlich. Ein Konzept zur Schweißnahtbemessung, bei welcher die nichtlinear über den Strebenumfang verteilten Längsspan-

nungen sowie Biegespannungen infolge sekundärer Biegemomente berücksichtigt werden, kann Inhalt weiterführender Arbeiten sein.

Bei geschweißten X-Knoten aus kaltgefertigten KHP (mit hohem Grad der Kaltumformung) aus austenitisch-ferritischen Stählen können tiefe Einsatztemperaturen sowie hohe Dehnraten zur Versprödung des Werkstoffs führen. Eine Absicherung gegen Spröbruchversagen kann beispielsweise durch experimentelle und numerische Analysen (z. B. bruchmechanische FEM-Simulationen) erfolgen. Bei den untersuchten Verbindungen wird bei werkstoffgerechter Verarbeitung (Schweißprozess) die Gefahr eines spröden Versagens allerdings als unwahrscheinlich angesehen.

8 Schriftum

- [1] Abdella K., Thannon R.A., Mehri A.I., Alshaikh F.A.: Inversion of three-stage stress-strain relation for stainless steel in tension and compression. *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. 67, S. 826-832, Elsevier Science, 2011.
- [2] Allgemeine bauaufsichtliche Zulassung Z-30.3-6: Erzeugnisse, Verbindungsmittel und Bauteile aus nichtrostenden Stählen. Deutsches Institut für Bautechnik, Berlin, 2014.
- [3] American Petroleum Institute: Recommended practice for planning, designing and constructing fixed offshore platforms – Working stress design. API RP 2A, 21. Auflage, Supp. 3, API, Dallas, Texas, 2007.
- [4] American Society of Mechanical Engineers: BPVC-VIII-2: Section VIII – Rules for Construction of Pressure Vessels, Division 2 – Alternative Rules. ASME, New York City, New York, 2007.
- [5] American Welding Society: D1.1/D1.1M:2006: Structural Welding Code – Steel. AWS, Miami, Florida, 2006.
- [6] Anpassungsrichtlinie Stahlbau/Herstellungsrichtlinie Stahlbau. DIBt Mitteilungen, Sonderheft Nr. 11/Teilnachdruck der 3. Auflage, Verlag Ernst & Sohn, Berlin, 2002.
- [7] ANSYS, Inc.: Theory Reference for the Mechanical APDL and Mechanical Applications Release 13.0. SAS IP, Inc., Canonsburg, Pennsylvania, 2010.
- [8] Architectural Institute of Japan: Recommendations for the design and fabrication of tubular structures. AIJ, Tokyo, 1990.
- [9] Axelsson K.: On the constitutive modelling in metal plasticity with special emphasis on anisotropic strain hardening and finite element formulation. Dissertation, Chalmers University of Technology, Göteborg, 1979.
- [10] Bai Y., Wierzbicki T.: A new model plasticity and fracture with pressure and Lode dependence. *International Journal of Plasticity*, Vol. 24, S. 1071-1096, Elsevier Science, 2008.

- [11] Bao Y., Wierzbicki T.: On fracture locus in the equivalent strain and stress triaxiality space. *International Journal of Mechanical Sciences*, Vol. 46, S. 81-89, Elsevier Science, 2004.
- [12] Bao Y., Wierzbicki T.: On the cut-off value of negative triaxiality for fracture. *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 72, S. 1049-1069, Elsevier Science, 2005.
- [13] Bardi F.C., Kyriakides S.: Plastic buckling of circular tubes under axial compression – part I: Experiments. *International Journal of Mechanical Sciences*, Vol. 48, S. 830-841, Elsevier Science, 2006.
- [14] Bargel H.-J., Schulze G.: *Werkstoffkunde*. 11., bearbeitete Auflage, Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, 2012.
- [15] Bauschinger J.: Über die Veränderung der Elasticitätsgrenze und der Festigkeit des Eisens und Stahls durch Strecken und Quetschen, durch Erwärmen und Abkühlen und durch oftmal wiederholte Beanspruchung. *Mitteilungen aus dem mechanisch-technischem Laboratorium der Königlichen Technischen Hochschule in München*, Heft 13, S. 1-116, 1886.
- [16] Bridgman P.W.: Breaking tests under hydrostatic pressure and condition of rupture. *Philosophical Magazine Series 6*, Vol. 24, Issue 139, S. 63-80, 1912.
- [17] Bridgman P.W.: *Studies in large plastic flow and fracture with special emphasis on the effect of hydrostatic pressure*. Harvard University, Cambridge, Massachusetts, 1964.
- [18] Burgan B.A., Baddoo N.R., Gilsenan K.: Structural design of stainless members – comparison between Eurocode 3, Part 1.4 and test results. *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. 54, S. 51-73, Elsevier Science, 2000.
- [19] Choo Y.S., Qian X.D., Liew J.Y.R., Wardenier J.: Static strength of thick-walled CHS X-joints – Part I. New approach in strength definition. *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. 59, S. 1201-1228, Elsevier Science, 2003.
- [20] Choo Y.S., Qian X.D., Liew J.Y.R., Wardenier J.: Static strength of thick-walled CHS X-joints – Part II. Effect of chord stresses. *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. 59, S. 1229-1250, Elsevier Science, 2003.

-
- [21] Dahl W., Jähnicke W., Klärner H.F., Pitsch W., Schauwinhold D., Schlüter W., Schmitz H.: Werkstoffkunde Stahl – Band 1: Grundlagen. Verein Deutscher Eisenhüttenleute, Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, New York, Tokyo, Verlag Stahleisen, Düsseldorf, 1984.
- [22] DIN 18808: Stahlbauten – Tragwerke aus Hohlprofilen unter vorwiegend ruhender Beanspruchung. Normenausschüsse Bauwesen und Schweißtechnik, Deutsches Institut für Normung e. V., Beuth Verlag, Berlin, Oktober 1984.
- [23] DIN EN 10088-4: Nichtrostende Stähle – Teil 4: Technische Lieferbedingungen für Blech und Band aus korrosionsbeständigen Stählen für das Bauwesen; Deutsche Fassung EN 10088-4:2009. Deutsches Institut für Normung e. V., Beuth Verlag, Berlin, Januar 2010.
- [24] DIN EN 10216-5: Nahtlose Stahlrohre für Druckbeanspruchungen – Technische Lieferbedingungen – Teil 5: Rohre aus nichtrostende Stählen; Deutsche Fassung EN 10216-5:2013. Deutsches Institut für Normung e. V., Beuth Verlag, Berlin, März 2014.
- [25] DIN EN 10217-7: Geschweißte Stahlrohre für Druckbeanspruchungen – Technische Lieferbedingungen – Teil 7: Rohre aus nichtrostende Stählen; Deutsche Fassung 10217-7:2014. Deutsches Institut für Normung e. V., Beuth Verlag, Berlin, Januar 2015.
- [26] DIN EN 10296-2: Geschweißte kreisförmige Stahlrohre für den Maschinenbau und allgemeine technische Anwendungen – Technische Lieferbedingungen – Teil 2: Nichtrostende Stähle; Deutsche Fassung EN 10296-2:2005. Deutsches Institut für Normung e. V., Beuth Verlag, Berlin, Februar 2006.
- [27] DIN EN 10297-2: Nahtlose kreisförmige Stahlrohre für den Maschinenbau und allgemeine technische Anwendungen – Technische Lieferbedingungen – Teil 2: Rohre aus nichtrostenden Stählen; Deutsche Fassung EN 10297-2:2005. Deutsches Institut für Normung e. V., Beuth Verlag, Berlin, Februar 2006.
- [28] DIN EN 1990: Eurocode: Grundlagen der Tragwerksplanung; Deutsche Fassung EN 1990:2002 + A1:2005 + A1:2005/AC:2010. Normenausschuss Bauwesen im DIN, Deutsches Institut für Normung e. V., Beuth Verlag, Berlin, Dezember 2010.

- [29] DIN EN 1090-2: Ausführung von Stahltragwerken und Aluminiumtragwerken – Teil 2: Technische Regeln für die Ausführung von Stahltragwerken; Deutsche Fassung EB 1090-2:2008 + A1:2011. Normenausschuss Bauwesen im DIN, Deutsches Institut für Normung e. V., Beuth Verlag, Berlin, Oktober 2011.
- [30] DIN EN 1993-1-1: Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 1.1: Allgemeine Bemessungsregeln für den Hochbau; Deutsche Fassung EN 1993-1-1:2005 + AC:2009. Deutsches Institut für Normung e. V., Beuth Verlag, Berlin, Dezember 2010.
- [31] DIN EN 1993-1-4: Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 1.4: Allgemeine Bemessungsregeln – Ergänzende Regeln zur Anwendung von nichtrostenden Stählen; Deutsche Fassung EN 1993-1-4:2006 + A1:2015. Deutsches Institut für Normung e. V., Beuth Verlag, Berlin, Oktober 2015.
- [32] DIN EN 1993-1-8: Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 1.8: Bemessung von Anschlüssen; Deutsche Fassung EN 1993-1-8:2005 + AC:2009. Deutsches Institut für Normung e. V., Beuth Verlag, Berlin, Dezember 2010.
- [33] DIN EN 910: Zerstörende Prüfung von Schweißnähten an metallischen Werkstoffen – Biegeprüfungen; Deutsche Fassung EN 910:1996. Deutsches Institut für Normung e. V., Beuth Verlag, Berlin, Mai 1996.
- [34] DIN EN ISO 2566-1: Umrechnung von Bruchdehnungswerten – Teil 1: Unlegierte und niedriglegierte Stähle; (ISO 2566-1:1984) Deutsche Fassung EN ISO 2566-1:1999. Normenausschuss Materialprüfung (NMP) im DIN Deutsches Institut für Normung e.V., Beuth Verlag, Berlin, Mai 1999.
- [35] DIN EN ISO 2566-2: Umrechnung von Bruchdehnungswerten – Teil 2: Austenitische Stähle; (ISO 2566-2:1984) Deutsche Fassung EN ISO 2566-2:1999. Normenausschuss Materialprüfung (NMP) im DIN Deutsches Institut für Normung e.V., Beuth Verlag, Berlin, Mai 1999.
- [36] DIN EN ISO 6892-1: Metallische Werkstoffe – Zugversuch – Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur (ISO 6892-1:2009); Deutsche Fassung EN ISO 6892-1:2009. Deutsches Institut für Normung e. V., Beuth Verlag, Berlin, Dezember 2009.

-
- [37] DIN EN ISO 8492: Metallische Werkstoffe – Rohr – Ringfaltversuch (ISO 8492:1998); Deutsche Fassung EN ISO 8492:2004. Deutsches Institut für Normung e. V., Beuth Verlag, Berlin, Oktober 2004.
- [38] DIN EN ISO 8493: Metallische Werkstoffe – Rohr – Aufweitversuch (ISO 8493:1998); Deutsche Fassung EN ISO 8493:2004. Deutsches Institut für Normung e. V., Beuth Verlag, Berlin, Oktober 2004.
- [39] DIN EN ISO 8496: Metallische Werkstoffe – Rohr – Ringzugversuch (ISO 8496:1998); Deutsche Fassung EN ISO 8496:2004. Deutsches Institut für Normung e. V., Beuth Verlag, Berlin, Oktober 2004.
- [40] Edelstahl-Vereinigung e. V. mit Eisenhütteleute (VDEh): Nichtrostende Stähle – Eigenschaften, Verarbeitung, Anwendung, Normen. 2., neubearbeitete Auflage, Verlag Stahleisen, Düsseldorf, 1989.
- [41] European Commission: Steel structures – Development of the use of stainless steel in construction. Final report EUR20030, Technical steel research series, Luxemburg, 2001.
- [42] Feldmann M., Schäfer D., Eichler B.: Vorhersage duktilen Festigkeitsversagens von Stahlbauteilen mit Hilfe schädigungsmechanischer Methoden. Stahlbau, 78, Heft 11, Verlag Ernst & Sohn, Berlin, 2009.
- [43] Feng R., Young B.: Experimental investigation of cold-formed stainless steel tubular T-joints. Thin-Walled Structures, Vol. 46, S. 1129-1142, Elsevier Science, 2008.
- [44] Feng R., Young B.: Tests and behavior of cold-formed stainless steel tubular X-joints. Thin-Walled Structures, Vol. 48, S. 921-934, Elsevier Science, 2010.
- [45] Feng R., Young B.: Design of cold-formed stainless steel tubular T- and X-joints. Journal of Constructional Steel Research, Vol. 67, S. 421-436, Elsevier Science, 2011.
- [46] Feng R., Young B.: Design of cold-formed stainless steel tubular joints at elevated temperatures. Engineering Structures, Vol. 35, S. 188-202, Elsevier Science, 2012.

- [47] FKM-Richtlinie: Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile aus Stahl, Eisenguss- und Aluminiumwerkstoffen. 5., erweiterte Ausgabe, VDMA Verlag, Frankfurt, 2003.
- [48] FKM-Richtlinie: Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile aus Stahl, Eisenguss- und Aluminiumwerkstoffen. 6. Auflage, VDMA Verlag, Frankfurt, 2012.
- [49] Fleischer O.: Axial beanspruchte K-Knoten aus dünnwandigen Rechteckhohlprofilen. Dissertation, Universität Karlsruhe, Karlsruhe, 2014.
- [50] Gardner L., Nethercot D.A.: Experiments on stainless steel hollow sections – Part I: Material and cross-sectional behaviour. *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. 60, S. 1291-1318, Elsevier Science, 2004.
- [51] Gardner L.: The use of stainless steel in structures. *Progress in Structural Engineering and Materials*, Vol. 7, Issue 2, S. 45-55, 2005.
- [52] Gardner L., Ashraf M.: Structural design for non-linear metallic materials. *Engineering Structures*, Vol. 28, S. 926-934, Elsevier Science, 2006.
- [53] Gardner L., Theofanous M.: Discrete and continuous treatment of local buckling in stainless steel elements. *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. 64, S. 1207-1216, Elsevier Science, 2008.
- [54] Gross D., Seelig Th.: Bruchmechanik – Mit einer Einführung in die Mikromechanik. 5., erweiterte Auflage, Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, 2011.
- [55] Hagen I. von, Keller M.: Interrelation between Fabrication Process and Mechanical Properties of AF 22 Duplex Steel Tubes. *Journal of Materials for Energy Systems*, Vol. 5, No. 2, American Society for Metals, 1983.
- [56] Hancock J.W., Mackenzie A.C.: On the mechanisms of ductile failure in high-strength steels subjected to multi-axial stress-states. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 24, S. 147-169, Pergamon Press, 1976.
- [57] Hancock J.W., Brown D.K.: On the role of strain and stress state in ductile failure. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 31, No. 1, S. 1-24, Pergamon Press Ltd., 1983.
- [58] Hänel B., Kullig E., Vormwald M., Versch C., Hertel O., Esderts A., Hinkelmann K., Siegele D., Hohe J.: Ein verbessertes Berechnungskonzept des statischen

- Festigkeitsnachweises und des Ermüdungsfestigkeitsnachweises für nichtgeschweißte und geschweißte Maschinenbauteile nach der FKM-Richtlinie „Festigkeitsnachweis“. Abschlussbericht zum Vorhaben AIF 15361 BG/1-4, FKM-Heft 306, VDMA Verlag, Frankfurt, 2010.
- [59] Hill H.N.: Determination of stress-strain relations from “offset” yield strength values. Technical Note No. 927, National Advisory Committee for Aeronautics, Washington, D.C., Washington, 1944.
- [60] Hill R.: The mathematical theory of plasticity. Oxford Science Publications, Clarendon Press, Oxford, 1950.
- [61] Höbling W.: Die statische Tragfähigkeit teilweise durchgeschweißter Nähte in Stahl. Dissertation, Universität Karlsruhe, Karlsruhe, 2008.
- [62] Hutchinson W.B., Ushioda K., Runnsjö G.: Anisotropy of tensile behaviour in a duplex stainless steel sheet. *Materials Science and Technology*, Vol. 1, S. 728-731, 1985.
- [63] International Institute of Welding Commission XV-E: Design recommendations for hollow section joints: Predominantly statically loaded. 1. Auflage, IIW Doc. XV-491-81, IIW Doc. XIII-1003-81, IIW Annual Assembly, Oporto, 1981.
- [64] International Institute of Welding Commission XV-E: Design recommendations for hollow section joints: Predominantly statically loaded. 2. Auflage, IIW Doc. XV-701-89, IIW Annual Assembly, Helsinki, 1989.
- [65] International Institute of Welding: Static design procedure for welded hollow section joints – Recommendations. 3. Auflage, IIW Doc. XV-1329-09, IIW Doc. XV-E-09-400, Annual Assembly, Singapur, 2009.
- [66] ISO 14346: Static design procedure for welded hollow-section joints – Recommendations. 1. Auflage, ISO, Genf, März 2013.
- [67] Issler L., Ruoß H., Häfele P.: Festigkeitslehre – Grundlagen. 2. Auflage, Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, New York, 2006.
- [68] Johnson G.R., Cook W.H.: Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures. *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 21, No. 1, S. 31-48, Pergamon Press, 1985.

- [69] Kanvinde A.M., Deierlein G.G.: Void growth model and stress modified critical strain model to predict ductile fracture in structural steels. *Journal of Structural Engineering*, Vol. 132, No. 12, American Society of Civil Engineers (ASCE), 2006.
- [70] Kanvinde A.M., Deierlein G.G.: Finite-Element Simulation of Ductile Fracture in Reduced Section Pull-Plates Using Micromechanics-Based Fracture Models. *Journal of Structural Engineering*, Vol. 133, No. 5, American Society of Civil Engineers (ASCE), 2007.
- [71] Kanvinde A.M., Fell B.V., Gomez I.R., Roberts M. Predicting fracture in structural fillet welds using traditional and micromechanical fracture models. *Engineering Structures*, Vol. 30, S. 3325-3335, Elsevier Science, 2008.
- [72] Kao A.S., Kuhn H.A., Richmond O., Spitzig W.A.: Tensile fracture and fractographic analysis of 1045 spheroidized steel under hydrostatic pressure. *Journal of Materials Research*, Vol. 15, No. 1, S. 83-91, 1990.
- [73] Korol R.M., Mirza F.A., Elhifnawy L.: Elastic-plastic finite element analysis of rectangular hollow section T-joints. CIDECT Report 5JT-81/8, Hamilton University, Hamilton, 1981.
- [74] Koteski N.: Branch plate to rectangular hollow section connections. Dissertation, University of Toronto, Toronto, 2001.
- [75] Koteski N., Packer J.A., Puthli R.: A finite element method based yield load determination procedure for hollow structural section connections. *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. 59, S. 453-471, Elsevier Science, 2003.
- [76] Kurobane Y., Makino Y., Mitsui Y.: Re-analysis of ultimate strength data for truss connections in circular hollow sections. IIW Doc. XV-461-80, Kumamoto University, Kumamoto, 1980.
- [77] Kurobane Y.: New developments and practices in tubular joint design. IIW Doc. XV-488-81 + Addendum, Kumamoto University, Kumamoto, 1981.
- [78] Kuwamura H.: Local buckling of thin-walled stainless members. *Steel Structures*, Vol. 3, S. 191-201, 2003.

-
- [79] Lam D., Gardner L.: Structural design of stainless steel concrete filled columns. *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. 64, S. 1275-1282, Elsevier Science, 2008.
- [80] Leis P.: Ein Beitrag zur Weiterentwicklung des statischen Festigkeitsnachweises für Bauteile aus metallischen Werkstoffen. Veröffentlichung des Instituts für Stahlbau und Werkstoffmechanik der Technischen Universität Darmstadt, Heft 92, Darmstadt, 2011.
- [81] Lemaitre J.: A continuous damage mechanics model for ductile fracture. *Journal of Engineering Materials and Technology*, Vol. 107(1), S. 83-89, 1985.
- [82] Lipp A., Ummenhofer T.: Influence of tensile chord stresses on the strength of circular hollow section joints. *Steel Construction*, Vol. 7, No. 2, Verlag Ernst & Sohn, Berlin, 2014.
- [83] Lu L.H., Winkel G.D. de, Wardenier J.: Deformation limit for the ultimate strength of hollow section joints. Tagungsband des "6th International Symposium on Tubular Structures", Melbourne, 2004.
- [84] Lu L.H.: The static strength of I-beam to rectangular hollow section connections. Dissertation, Delft University of Technology, Delft, 1997.
- [85] Ludwik P.: *Elemente der technologischen Mechanik*. Springer-Verlag, Berlin, 1909.
- [86] McClintock F.A.: A criterion for ductile fracture by the growth of holes. *Journal of Applied Mechanics*, Vol. 35, Issue 2, S. 363-371, American Society of Mechanical Engineers (ASME), 1968.
- [87] Macdonald M., Rhodes J., Taylor G.T.: Mechanical properties of stainless steel lipped channels. Tagungsband der "15th International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures", St. Louis, Missouri, 2000.
- [88] Mackenzie A.C., Hancock J.W., Brown D.K.: On the influence of state of stress on ductile failure initiation in high strength steels. *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 9, S. 167-188, Pergamon Press, 1977.
- [89] Makino Y., Kurobane Y., Tozaki T.: Ultimate strength analysis of simple CHS joints using yield line theory. Tagungsband des "3rd International Symposium on Tubular Structures", Lappeenranta, 1990.

- [90] Marshall P.W., Toprac A.A.: Basis for tubular joint design. *Welding Journal, Research Supplement*, Vol. 53, No. 5, S. 192-201, 1974.
- [91] Mirambell E., Real E.: On the calculation of deflections in structural stainless steel beams: an experimental and numerical investigation. *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. 54, S. 109-133, Elsevier Science, 2000.
- [92] Mouty J.: Theoretical prediction of welded joint strength. *Tagungsband des "International Symposium on Hollow Structural Sections"*, Toronto, 1977.
- [93] Myers A.T., Deierlein G.G., Kanvinde A.: Testing and probabilistic simulation of ductile fracture initiation in structural steel components and weldments. Report No. 170, Stanford University, Stanford, Kalifornien, 2009.
- [94] Ohata M., Toyoda M.: Damage concept for evaluating ductile cracking of steel structure subjected to large-scale cyclic straining. *Science and Technology of Advanced Materials*, Vol. 5, S. 241-249, Elsevier Science, 2004.
- [95] Olsson A.: *Stainless Steel Plasticity – Material modeling and structural applications*. Dissertation, Luleå University of Technology, Luleå, 2001.
- [96] Packer J.A., Wardenier J., Zhao X.-L., Vegte G.J. van der, Kurobane Y.: Design guide for rectangular hollow section (RHS) joints under predominantly static loading. 2. Auflage, CIDECT, Genf, 2009.
- [97] Puthli R., Bucak Ö., Herion S., Fleischer O., Fischl A., Josat O.: Adaption and extension of the valid design formulae for joints made of high-strength steels up to S690 for cold-formed and hot-rolled sections. CIDECT Report 5BT-7/10, Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine des KIT, Labor für Stahl- und Leichtmetallbau der Hochschule München und Vallourec & Mannesmann Tubes, Karlsruhe, 2010.
- [98] Puthli R., Ummenhofer T., Wardenier J., Pertermann I.: Anschlüsse mit Hohlprofilen nach DIN EN 1993-1-8 – Hintergrund, Kommentare, Beispiele. *Stahlbau-Kalender 2011*, Verlag Ernst & Sohn, Berlin, 2011.
- [99] Quach W.M., Teng J.G., Chung K.F.: Three-Stage Full-Range Stress-Strain Model for Stainless Steels. *Journal of Structural Engineering*, Vol. 134, No. 9, American Society of Civil Engineers (ASCE), 2008.

-
- [100] Ramberg W., Osgood W.: Description of stress-strain curves by three parameters. Technical Note No. 902, National Advisory Committee for Aeronautics, Washington, D.C., Washington, 1943.
- [101] Rasmussen K.J.R., Hancock G.J.: Design of cold-formed stainless steel tubular members. I: Columns. Journal of Structural Engineering, Vol. 119, No. 8, American Society of Civil Engineers (ASCE), 1993.
- [102] Rasmussen K.J.R., Hancock G.J.: Design of cold-formed stainless steel tubular members. II: Beams. Journal of Structural Engineering, Vol. 119, No. 8, American Society of Civil Engineers (ASCE), 1993.
- [103] Rasmussen K.J.R., Hasham A.S.: Stainless steel tubular joints – Tests and Design of X- and K-joints in circular hollow sections. Tagungsband der “12th International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures”, St. Louis, Missouri, 1994.
- [104] Rasmussen K.J.R., Young B.: Stainless steel tubular joints – Tests and Design of X- and K-joints in square hollow sections. Tagungsband der “12th International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures”, St. Louis, Missouri, 1994.
- [105] Rasmussen K.J.R., Hasham A.S.: Tests of X- and K-joints in CHS stainless steel tubes. Journal of Structural Engineering, Vol. 127, No. 10, American Society of Civil Engineers (ASCE), 2001.
- [106] Rasmussen K.J.R., Young B.: Tests of X- and K-joints in SHS stainless steel tubes. Journal of Structural Engineering, Vol. 127, No. 10, American Society of Civil Engineers (ASCE), 2001.
- [107] Rasmussen K.J.R.: Full-range stress-strain curves for stainless steel alloys. Journal of Constructional Steel Research, Vol. 59, S. 47-61, Elsevier Science, 2003.
- [108] Rasmussen K.J.R., Burns T., Bezkorovainy P., Bambach M.R.: Numerical modeling of stainless steel plates in compression. Journal of Constructional Steel Research, Vol. 59, S. 1345-1362, Elsevier Science, 2003.
- [109] Rice J.R., Tracey D.M.: On the ductile enlargement of voids in triaxial stress fields. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, Vol. 17, S. 201-217, Pergamon Press, 1969.

- [110] Rossi B.: Mechanical properties, residual stresses and structural behaviour of thin-walled stainless steel profiles. Dissertation, University of Liège, Lüttich, 2008.
- [111] Rossi B., Afshan S., Gardner L.: Predictive models for the strength enhancements in cold-formed structural sections. Tagungsband des "14th International Symposium on Tubular Structures", London, 2012.
- [112] Rühl K.: Die Sprödbruchsicherheit von Stahlkonstruktionen. Werner Verlag, Düsseldorf, 1959.
- [113] Saal H., Steidl G.: Nichtrostende Stähle im Bauwesen. Stahlbau-Kalender 2001, Verlag Ernst & Sohn, Berlin, 2001.
- [114] Saal H., Ulbrich D., Volz M.: Nichtrostende Stähle nach allgemeiner bauaufsichtlicher Zulassung Z-30.3-6. Stahlbau-Kalender 2007, Verlag Ernst & Sohn, Berlin, 2007.
- [115] Saliba N., Gardner L.: Experimental study of the shear response of lean duplex stainless steel plate girders. Engineering Structures, Vol. 46, S. 375-391, Elsevier Science, 2013.
- [116] Saliba N., Gardner L.: Cross-section stability of lean duplex stainless steel welded I-sections. Journal of Constructional Steel Research, Vol. 80, S. 1-14, Elsevier Science, 2013.
- [117] Theofanous M., Gardner L.: Experimental and numerical studies of lean duplex stainless steel beams. Journal of Constructional Steel Research, Vol. 66, S. 816-825, Elsevier Science, 2010.
- [118] Togo T.: Experimental study on mechanical behavior of tubular joints. Dissertation (auf Japanisch), Osaka University, Osaka, 1967.
- [119] Valtinat G.: Kriterium zur Erfassung der Spannungsversprödung von Werkstoffen. Habilitationsschrift, Universität Karlsruhe, Karlsruhe, 1970.
- [120] Vegte G.J. van der, Puthli R., Wardenier J.: The static strength and stiffness of uniplanar tubular steel X-joints. Tagungsband der "International Conference on Steel & Aluminium Structures", Singapur, 1991.
- [121] Vegte G.J. van der: The static strength of uniplanar and multiplanar tubular T- and X-joints. Dissertation, Delft University of Technology, Delft, 1995.

-
- [122] Vegte G.J. van der, Liu D.K., Makino Y., Wardenier J.: New chord load functions for circular hollow section joints. CIDECT Report 5BK-4/03, Delft University of Technology, Delft, 2003.
- [123] Vegte G.J. van der, Wardenier J., Zhao X.-L., Packer J.A.: Evaluation of new CHS strength formulae to design strengths. Tagungsband des "12th International Symposium on Tubular Structures", Shanghai, 2008.
- [124] Volz M.: Die Rissentstehung in statisch beanspruchten Stahlkonstruktionen unter Berücksichtigung von Schweißspannungen. Dissertation, Universität Karlsruhe, Karlsruhe, 2009.
- [125] Vormwald M., Seeger T., Versch C., Siegele D., Leis P.: Weiterentwicklung des statischen Festigkeitsnachweises. Forschungsberichte, IMA Dresden, www.ima-dresden.de/download, Abrufdatum 11.06.2014.
- [126] Voth A.P., Packer J.A.: Branch Plate-to-Circular Hollow Structural Section Connections. CIDECT Report 5BS-3/10, University of Toronto, Toronto, 2010.
- [127] Wardenier J.: Hollow section joints. Dissertation, Delft University of Technology, Delft, 1982.
- [128] Wardenier J., Kurobane Y., Packer J.A., Dutta D., Yeomans N.: Design guide for circular hollow section (CHS) joints under predominantly static loading. 1. Auflage, CIDECT und Verlag TÜV Rheinland, Köln, 1991.
- [129] Wardenier J., Kurobane Y., Packer J.A., Vegte G.J. van der, Zhao X.-L.: Design guide for circular hollow section (CHS) joints under predominantly static loading. 2. Auflage, CIDECT, Genf, 2008.
- [130] Wardenier J., Packer J.A., Zhao X.-L., Vegte G.J. van der: Hollow sections in structural applications. 2. Auflage, CIDECT und Bouwen met Staal, Rotterdam, 2010.
- [131] Wardenier J., Puthli R.S., Vegte G.J. van der: Proposed corrections for EN 1993-1-8 "Hollow Section Joints". Tagungsband des "14th International Symposium on Tubular Structures", London, 2012.
- [132] Wierzbicki T., Bao Y., Lee Y.-W., Bai Y.: Calibration and evaluation of seven fracture models. International Journal of Mechanical Sciences, Vol. 47, S. 719-743, Elsevier Science, 2005.

- [133] Willibald S.: Bolted Connections for Rectangular Hollow Section under Tensile Loading. Dissertation, Universität Karlsruhe, Karlsruhe, 2003.
- [134] Winkel G.D. de, Rink H.D., Puthli R., Wardenier J.: The behaviour and the static strength of unstiffened I-beam to circular column connections under multiplanar in-plane bending moments. Tagungsband der "3rd International Offshore and Polar Engineering Conference", Singapur, 1993.
- [135] Young B., Hartono W.: Compression tests of stainless steel tubular members. Journal of Structural Engineering, Vol. 128, No. 6, American Society of Civil Engineers (ASCE), Juni 2002.
- [136] Yu Y., Wardenier J.: Influence of the types of welds on the static strength of RHS T- and X-joints loaded in compression. Tagungsband des "6th International Symposium on Tubular Structures", Melbourne, 2004.
- [137] Yura A., Zettlemoyer N., Edwards F.: Ultimate capacity equations for tubular joints. Tagungsband der "Offshore Technology Conference", Houston, Texas, 1980.
- [138] Zhao X.-L.: Deformation limit and ultimate strength of welded T-joints in cold-formed RHS sections. Journal of Constructional Steel Research, Vol. 53, S. 149-165, Elsevier Science, 2000.
- [139] Zhu H., Yao J.: Finite Element Modeling and Structural Behavior of Stainless Steel Plates in Compression. Advanced Materials Research, Vol. 446-449, S. 146-150, Trans Tech Publications, 2012.

9 Anhang

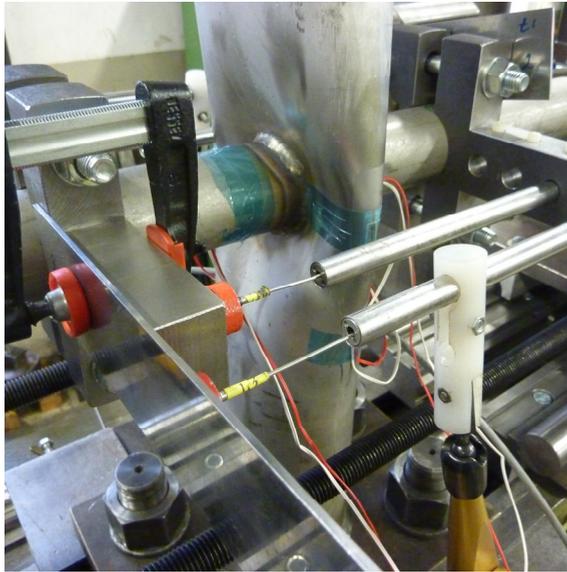


Bild A.1 Eindrückung des Gurtstabs – Versuchskörper XA-C-0

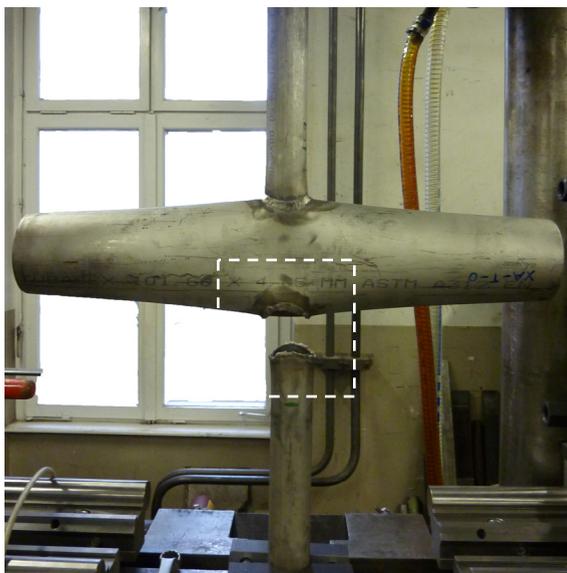


Bild A.2 Schweißnahtversagen nach Fließen der Streben – Versuchskörper XA-T-0

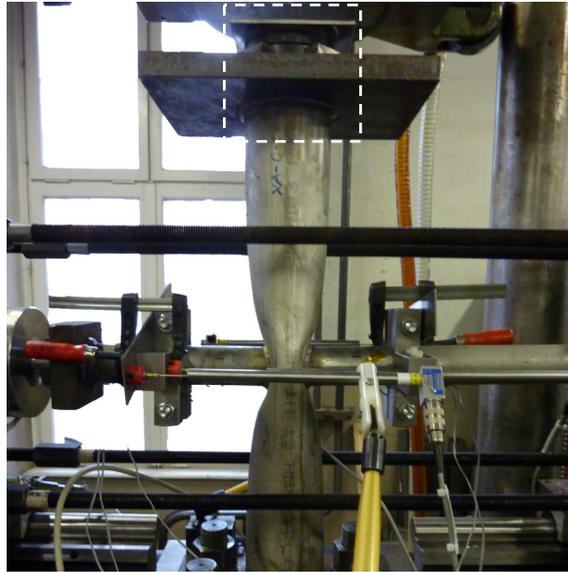


Bild A.3 Einleitung der axialen Gurtdruckkraft mit Kalottenlager – Versuchskörper XA-C-C

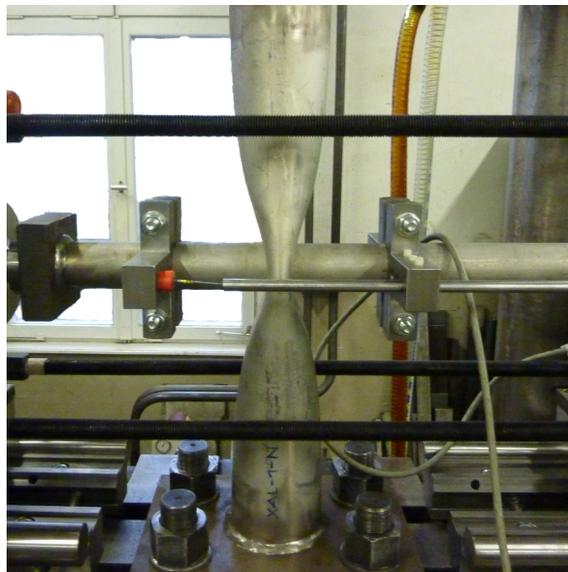


Bild A.4 Starke plastische Verformung des Gurts – Versuchskörper XAL-1-N



Bild A.5 Schweißnahtversagen – Versuchskörper XD-T-0



Bild A.6 Asymmetrischer Verformungszustand – Versuchskörper XD-C-C

Geometrie u. Beanspr.			GZG		GZT		
β	2γ	n	$N_{1,0,01}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$	$N_{1,u}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$	$\delta_{1,u}/d_0$	$\max(\epsilon_{v,pl} / \epsilon_{v,pl,krit})$	zugeh. T
[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[%]	[-]	[-]
0,25	10	0	4,85	6,11	2,6	1,00	-0,76
		0,3	4,75	5,99	2,7	1,00	-0,76
		0,6	4,31	5,56	3,1	1,00	-0,80
		0,8	3,70	4,99	3,9	1,00	-0,74
		1	2,46	4,01	4,9	1,00	-0,65
		-0,3	4,73	5,98	2,7	1,00	-0,77
		-0,6	4,32	5,54	3,0	1,00	-0,78
		-0,8	3,93	4,95	3,4	1,00	-0,81
		-1	3,17	3,89	3,4	1,00	-0,83

Tabelle A.1 KHP-X-Knoten mit $\beta=0,25$ und $2\gamma=10$ – Strebendruckbeanspruchung

Geometrie u. Beanspr.			GZG		GZT		
β	2γ	n	$N_{1,0,01}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$	$N_{1,u}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$	$\delta_{1,u}/d_0$	$\max(\epsilon_{v,pl} / \epsilon_{v,pl,krit})$	zugeh. T
[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[%]	[-]	[-]
0,25	10	0	5,13	6,08	1,6	1,00	0,72
		0,3	5,03	6,04	1,7	1,00	0,72
		0,6	4,67	5,80	1,8	1,00	0,73
		0,8	4,31	5,44	1,9	1,00	0,75
		1	3,56	4,50	1,9	1,00	0,73
		-0,3	4,98	5,94	1,7	1,00	0,72
		-0,6	4,47	5,53	2,1	1,00	0,71
		-0,8	3,79	4,97	2,7	1,00	0,69
		-1	2,53	4,00	3,9	1,00	0,64

Tabelle A.2 KHP-X-Knoten mit $\beta=0,25$ und $2\gamma=10$ – Strebendruckbeanspruchung

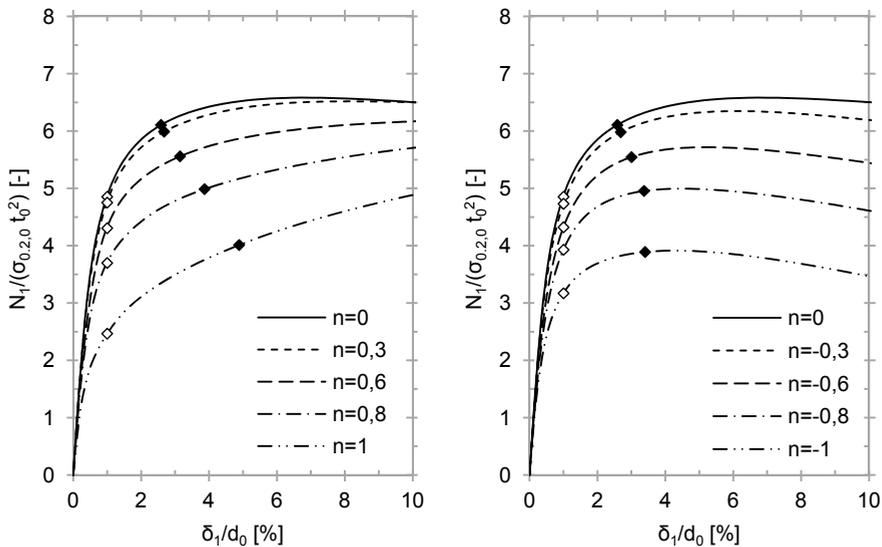


Bild A.7 Last-Verformungs-Kurven ($\beta=0,25$; $2\gamma=10$) – Strebendruckbeanspruchung

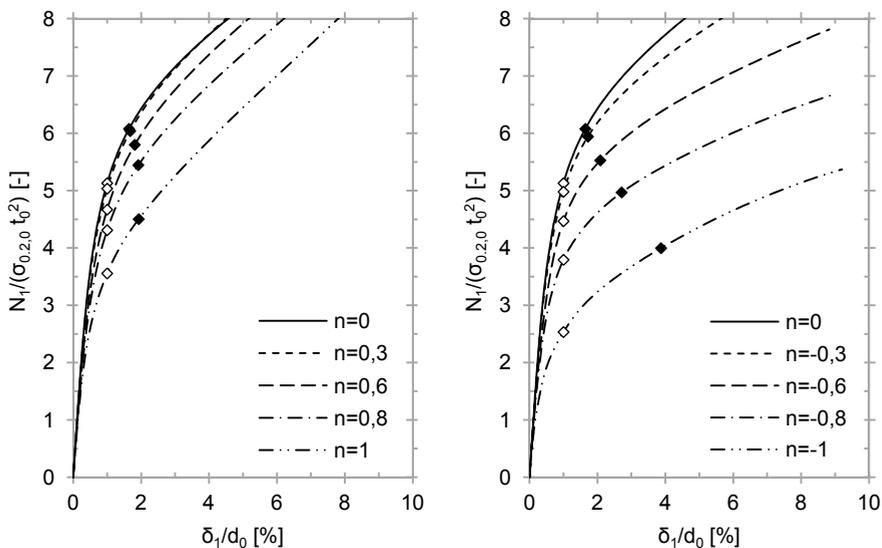


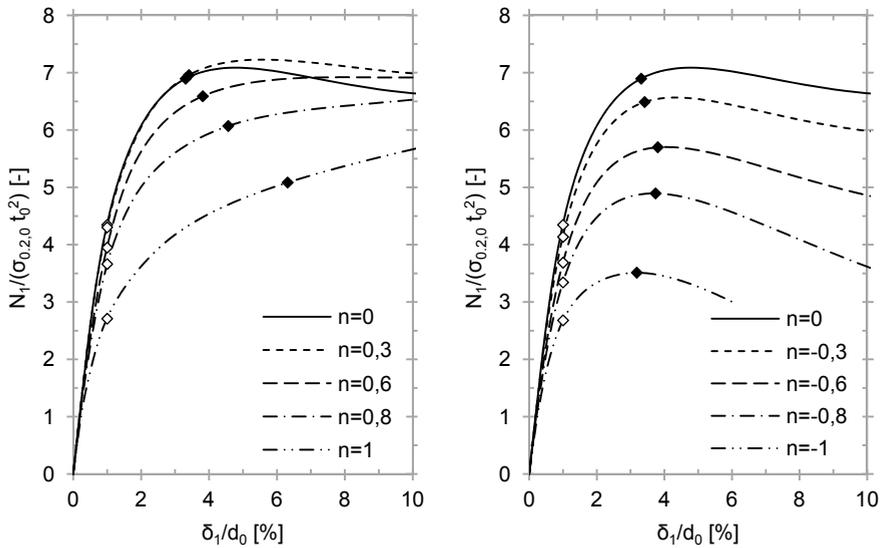
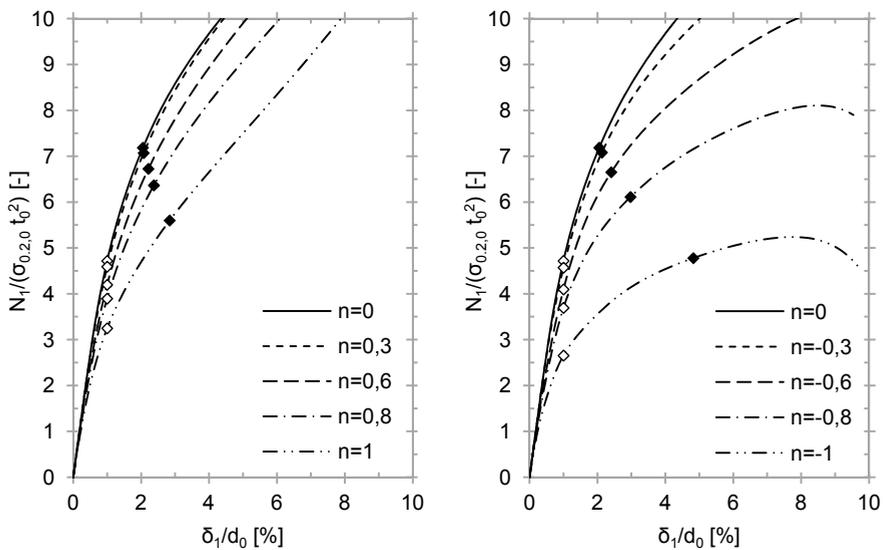
Bild A.8 Last-Verformungs-Kurven ($\beta=0,25$; $2\gamma=10$) – Strebendruckbeanspruchung

Geometrie u. Beanspr.			GZG		GZT		
β	2γ	n	$N_{1,0,01}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$	$N_{1,u}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$	$\delta_{1,u}/d_0$	$\max(\epsilon_{v,pl} / \epsilon_{v,pl,krit})$	zugeh. T
[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[%]	[-]	[-]
0,25	20	0	4,35	6,90	3,3	1,00	-0,78
		0,3	4,30	6,96	3,4	1,00	-0,78
		0,6	3,95	6,59	3,8	1,00	-0,78
		0,8	3,66	6,07	4,6	1,00	-0,79
		1	2,71	5,08	6,3	1,00	-0,72
		-0,3	4,13	6,49	3,4	1,00	-0,79
		-0,6	3,69	5,70	3,8	1,00	-0,79
		-0,8	3,34	4,89	3,7	0,87	-0,80
		-1	2,68	3,51	3,2	0,58	-0,81

Tabelle A.3 KHP-X-Knoten mit $\beta=0,25$ und $2\gamma=20$ – Strebendruckbeanspruchung

Geometrie u. Beanspr.			GZG		GZT		
β	2γ	n	$N_{1,0,01}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$	$N_{1,u}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$	$\delta_{1,u}/d_0$	$\max(\epsilon_{v,pl} / \epsilon_{v,pl,krit})$	zugeh. T
[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[%]	[-]	[-]
0,25	20	0	4,72	7,19	2,1	1,00	0,73
		0,3	4,59	7,07	2,1	1,00	0,73
		0,6	4,20	6,72	2,2	1,00	0,73
		0,8	3,89	6,37	2,4	1,00	0,74
		1	3,25	5,60	2,8	1,00	0,74
		-0,3	4,57	7,08	2,1	1,00	0,73
		-0,6	4,09	6,65	2,4	1,00	0,73
		-0,8	3,69	6,11	3,0	1,00	0,72
		-1	2,65	4,78	4,8	1,00	0,71

Tabelle A.4 KHP-X-Knoten mit $\beta=0,25$ und $2\gamma=20$ – Strebendruckbeanspruchung

Bild A.9 Last-Verformungs-Kurven ($\beta=0,25$; $2\gamma=20$) – StrebendruckbeanspruchungBild A.10 Last-Verformungs-Kurven ($\beta=0,25$; $2\gamma=20$) – Strebenzugbeanspruchung

Geometrie u. Beanspr.			GZG		GZT		
β	2γ	n	$N_{1,0,01}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$	$N_{1,u}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$	$\delta_{1,u}/d_0$	$\max(\epsilon_{v,pl} / \epsilon_{v,pl,krit})$	zugeh. T
[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[%]	[-]	[-]
0,25	30	0	3,93	7,26	4,4	0,95	-0,75
		0,3	3,95	7,56	4,8	1,00	-0,76
		0,6	3,64	7,31	5,2	1,00	-0,76
		0,8	3,44	6,85	5,9	1,00	-0,76
		1	2,76	6,02	7,7	1,00	-0,76
		-0,3	3,72	6,60	4,1	0,85	-0,76
		-0,6	3,26	5,60	3,9	0,72	-0,77
		-0,8	2,97	4,75	3,5	0,57	-0,77
		-1	2,42	3,39	3,1	0,39	-0,77

Tabelle A.5 KHP-X-Knoten mit $\beta=0,25$ und $2\gamma=30$ – Strebendruckbeanspruchung

Geometrie u. Beanspr.			GZG		GZT		
β	2γ	n	$N_{1,0,01}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$	$N_{1,u}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$	$\delta_{1,u}/d_0$	$\max(\epsilon_{v,pl} / \epsilon_{v,pl,krit})$	zugeh. T
[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[%]	[-]	[-]
0,25	30	0	4,30	9,12	3,1	1,00	0,69
		0,3	4,22	9,01	3,1	1,00	0,69
		0,6	3,89	8,58	3,3	1,00	0,69
		0,8	3,66	8,16	3,5	1,00	0,69
		1	3,16	7,29	3,9	1,00	0,69
		-0,3	4,16	8,86	3,2	1,00	0,69
		-0,6	3,66	8,06	3,6	1,00	0,69
		-0,8	3,33	7,11	4,1	1,00	0,68
		-1	2,55	5,07	6,0	0,95	0,68

Tabelle A.6 KHP-X-Knoten mit $\beta=0,25$ und $2\gamma=30$ – Strebendruckbeanspruchung

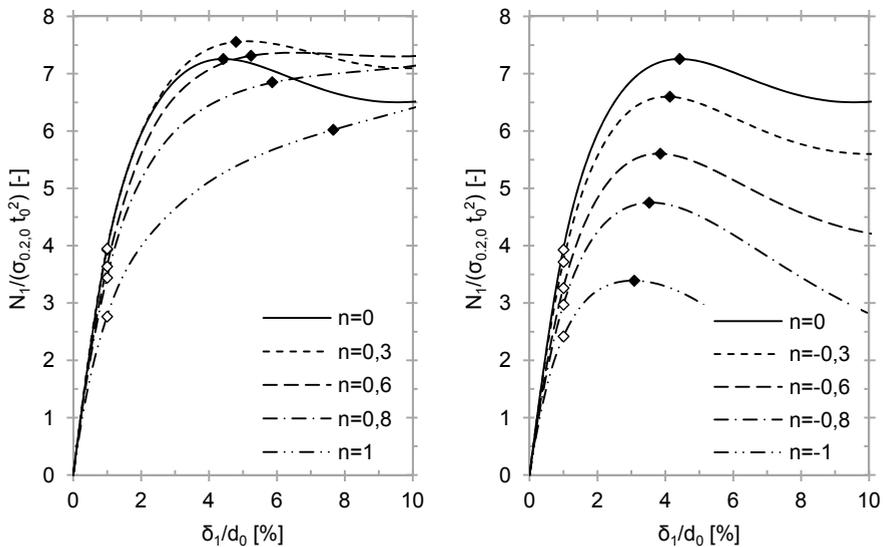


Bild A.11 Last-Verformungs-Kurven ($\beta=0,25$; $2\gamma=30$) – Strebendruckbeanspruchung

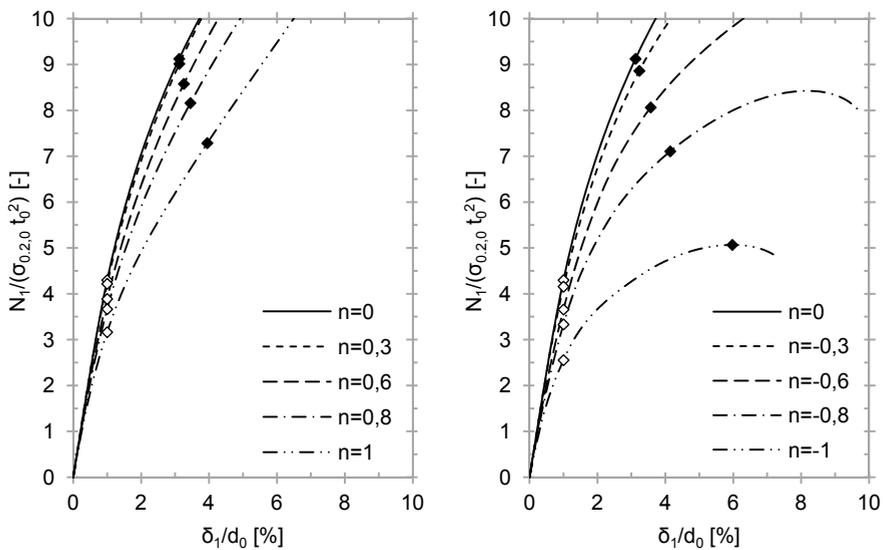


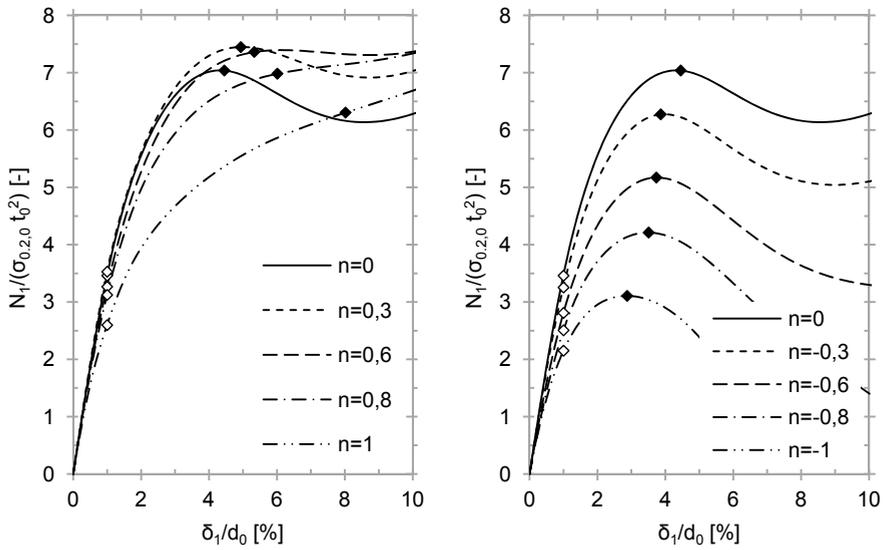
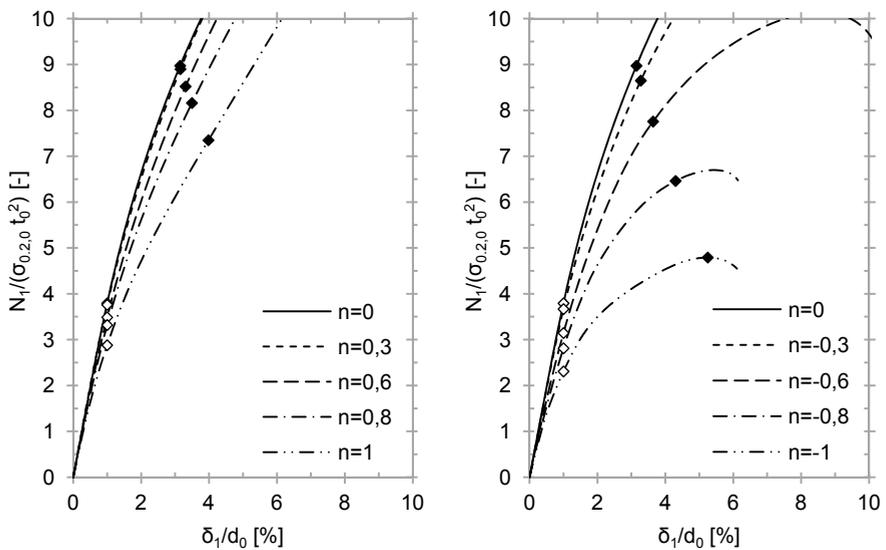
Bild A.12 Last-Verformungs-Kurven ($\beta=0,25$; $2\gamma=30$) – Strebendruckbeanspruchung

Geometrie u. Beanspr.			GZG		GZT		
β	2γ	n	$N_{1,0,01}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$	$N_{1,u}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$	$\delta_{1,u}/d_0$	$\max(\epsilon_{v,pl} / \epsilon_{v,pl,krit})$	zugeh. T
[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[%]	[-]	[-]
0,25	40	0	3,46	7,04	4,5	0,91	-0,78
		0,3	3,53	7,45	4,9	1,00	-0,78
		0,6	3,27	7,36	5,3	1,00	-0,78
		0,8	3,12	6,98	6,0	1,00	-0,78
		1	2,60	6,31	8,0	1,00	-0,78
		-0,3	3,25	6,27	3,9	0,74	-0,78
		-0,6	2,81	5,17	3,7	0,62	-0,78
		-0,8	2,51	4,21	3,5	0,48	-0,79
		-1	2,15	3,11	2,9	0,32	-0,78

Tabelle A.7 KHP-X-Knoten mit $\beta=0,25$ und $2\gamma=40$ – Strebendruckbeanspruchung

Geometrie u. Beanspr.			GZG		GZT		
β	2γ	n	$N_{1,0,01}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$	$N_{1,u}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$	$\delta_{1,u}/d_0$	$\max(\epsilon_{v,pl} / \epsilon_{v,pl,krit})$	zugeh. T
[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[%]	[-]	[-]
0,25	40	0	3,79	8,97	3,1	1,00	0,69
		0,3	3,76	8,90	3,2	1,00	0,69
		0,6	3,49	8,52	3,3	1,00	0,69
		0,8	3,32	8,16	3,5	1,00	0,69
		1	2,88	7,35	4,0	1,00	0,70
		-0,3	3,67	8,65	3,3	1,00	0,69
		-0,6	3,14	7,76	3,6	1,00	0,69
		-0,8	2,81	6,46	4,3	1,00	0,69
		-1	2,31	4,79	5,2	0,77	0,71

Tabelle A.8 KHP-X-Knoten mit $\beta=0,25$ und $2\gamma=40$ – Strebendruckbeanspruchung

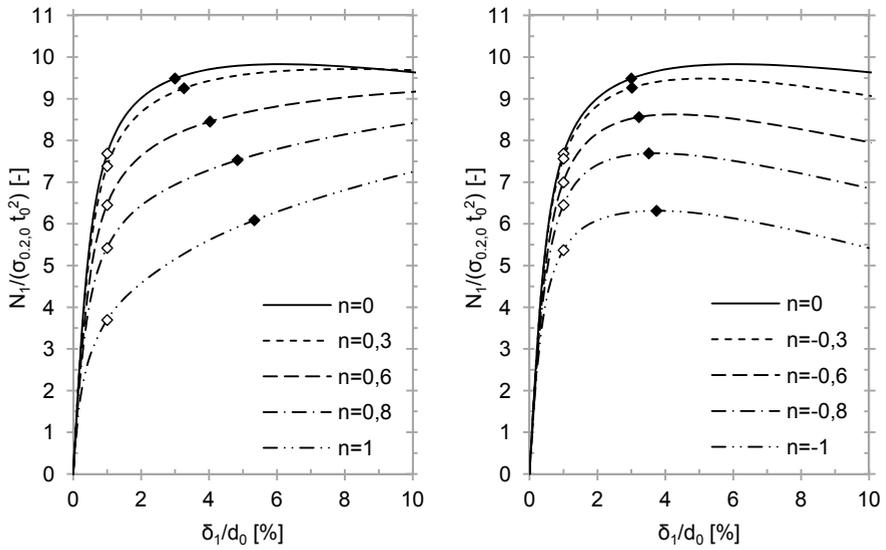
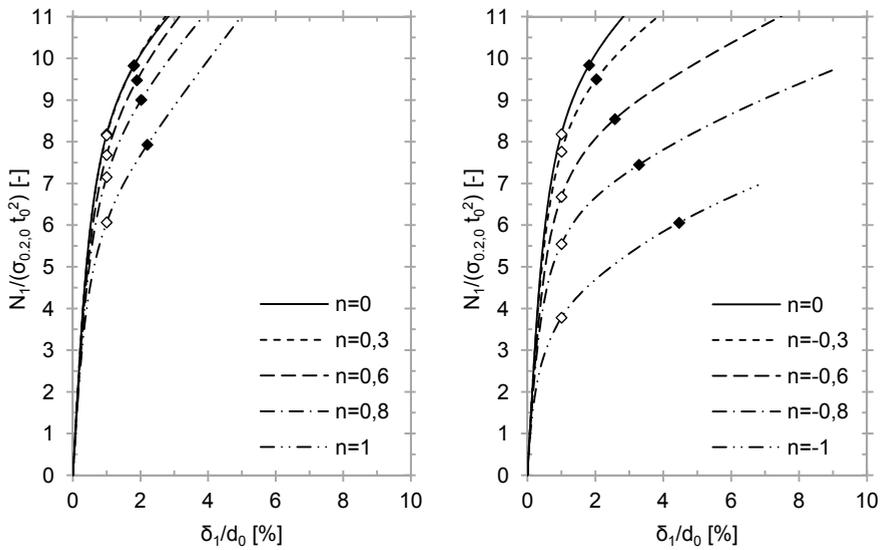
Bild A.13 Last-Verformungs-Kurven ($\beta=0,25$; $2\gamma=40$) – StrebendruckbeanspruchungBild A.14 Last-Verformungs-Kurven ($\beta=0,25$; $2\gamma=40$) – Strebendruckbeanspruchung

Geometrie u. Beanspr.			GZG		GZT		
β	2γ	n	$N_{1,0,01}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$	$N_{1,u}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$	$\delta_{1,u}/d_0$	$\max(\epsilon_{v,pl} / \epsilon_{v,pl,krit})$	zugeh. T
[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[%]	[-]	[-]
0,50	10	0	7,68	9,49	3,0	1,00	-0,74
		0,3	7,38	9,25	3,3	1,00	-0,74
		0,6	6,45	8,45	4,0	1,00	-0,74
		0,8	5,42	7,53	4,8	1,00	-0,67
		1	3,69	6,09	5,3	1,00	-0,49
		-0,3	7,56	9,26	3,0	1,00	-0,74
		-0,6	6,99	8,56	3,2	1,00	-0,75
		-0,8	6,45	7,69	3,5	1,00	-0,76
		-1	5,37	6,31	3,7	0,97	-0,78

Tabelle A.9 KHP-X-Knoten mit $\beta=0,50$ und $2\gamma=10$ – Strebendruckbeanspruchung

Geometrie u. Beanspr.			GZG		GZT		
β	2γ	n	$N_{1,0,01}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$	$N_{1,u}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$	$\delta_{1,u}/d_0$	$\max(\epsilon_{v,pl} / \epsilon_{v,pl,krit})$	zugeh. T
[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[%]	[-]	[-]
0,50	10	0	8,18	9,84	1,8	1,00	0,70
		0,3	8,15	9,82	1,8	1,00	0,71
		0,6	7,68	9,47	1,9	1,00	0,71
		0,8	7,15	9,00	2,0	1,00	0,72
		1	6,07	7,93	2,2	1,00	0,73
		-0,3	7,76	9,50	2,0	1,00	0,70
		-0,6	6,68	8,54	2,6	1,00	0,68
		-0,8	5,54	7,45	3,3	1,00	0,67
		-1	3,78	6,05	4,5	1,00	0,61

Tabelle A.10 KHP-X-Knoten mit $\beta=0,50$ und $2\gamma=10$ – Strebendruckbeanspruchung

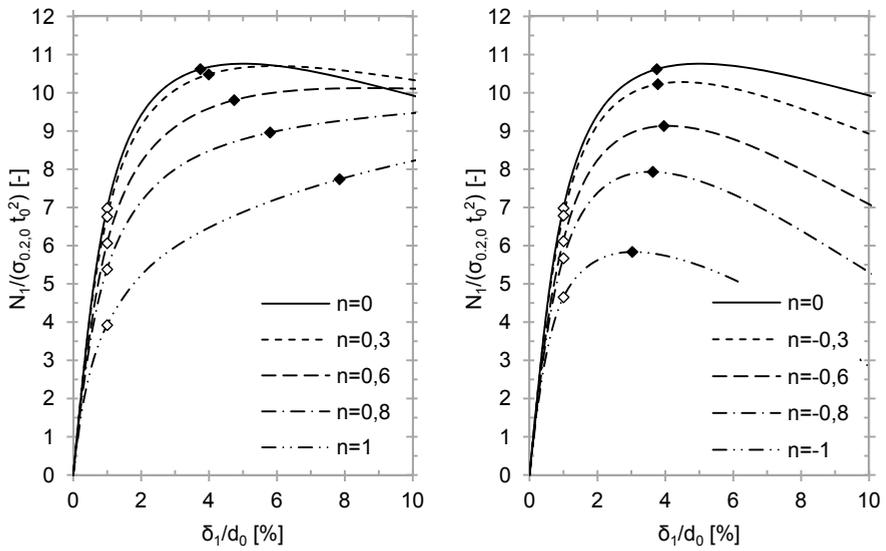
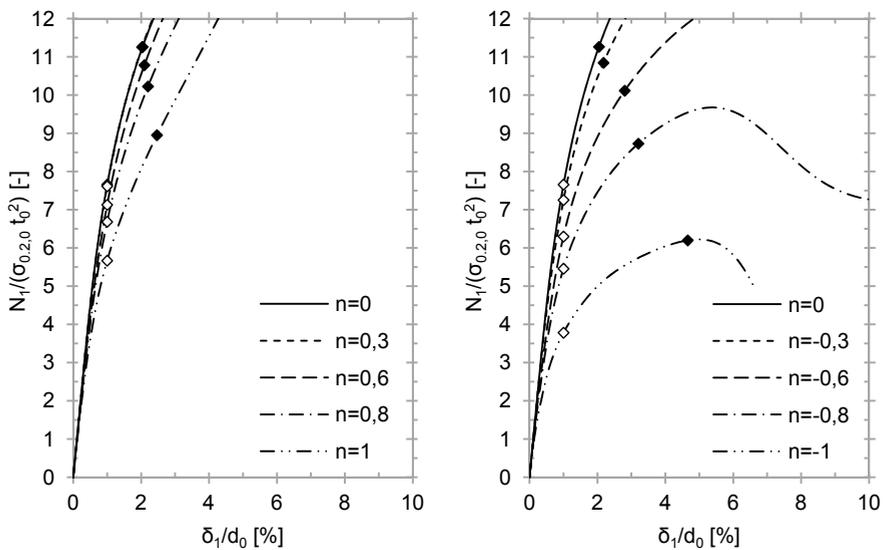
Bild A.15 Last-Verformungs-Kurven ($\beta=0,50$; $2\gamma=10$) – StrebendruckbeanspruchungBild A.16 Last-Verformungs-Kurven ($\beta=0,50$; $2\gamma=10$) – Strebendruckbeanspruchung

Geometrie u. Beanspr.			GZG		GZT		
β	2γ	n	$N_{1,0,01}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$	$N_{1,u}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$	$\delta_{1,u}/d_0$	$\max(\epsilon_{v,pl} / \epsilon_{v,pl,krit})$	zugeh. T
[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[%]	[-]	[-]
0,50	20	0	6,98	10,62	3,7	1,00	-0,76
		0,3	6,76	10,48	4,0	1,00	-0,76
		0,6	6,06	9,81	4,7	1,00	-0,77
		0,8	5,38	8,96	5,8	1,00	-0,78
		1	3,92	7,74	7,8	1,00	-0,65
		-0,3	6,79	10,23	3,8	1,00	-0,76
		-0,6	6,12	9,13	4,0	0,90	-0,78
		-0,8	5,67	7,93	3,6	0,84	-0,78
		-1	4,65	5,84	3,0	0,57	-0,80

Tabelle A.11 KHP-X-Knoten mit $\beta=0,50$ und $2\gamma=20$ – Strebendruckbeanspruchung

Geometrie u. Beanspr.			GZG		GZT		
β	2γ	n	$N_{1,0,01}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$	$N_{1,u}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$	$\delta_{1,u}/d_0$	$\max(\epsilon_{v,pl} / \epsilon_{v,pl,krit})$	zugeh. T
[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[%]	[-]	[-]
0,50	20	0	7,66	11,26	2,0	1,00	0,71
		0,3	7,61	11,26	2,0	1,00	0,71
		0,6	7,13	10,78	2,1	1,00	0,72
		0,8	6,68	10,23	2,2	1,00	0,72
		1	5,67	8,95	2,5	1,00	0,72
		-0,3	7,25	10,84	2,2	1,00	0,71
		-0,6	6,30	10,11	2,8	1,00	0,70
		-0,8	5,46	8,73	3,2	1,00	0,70
		-1	3,78	6,20	4,7	1,00	0,69

Tabelle A.12 KHP-X-Knoten mit $\beta=0,50$ und $2\gamma=20$ – Strebendruckbeanspruchung

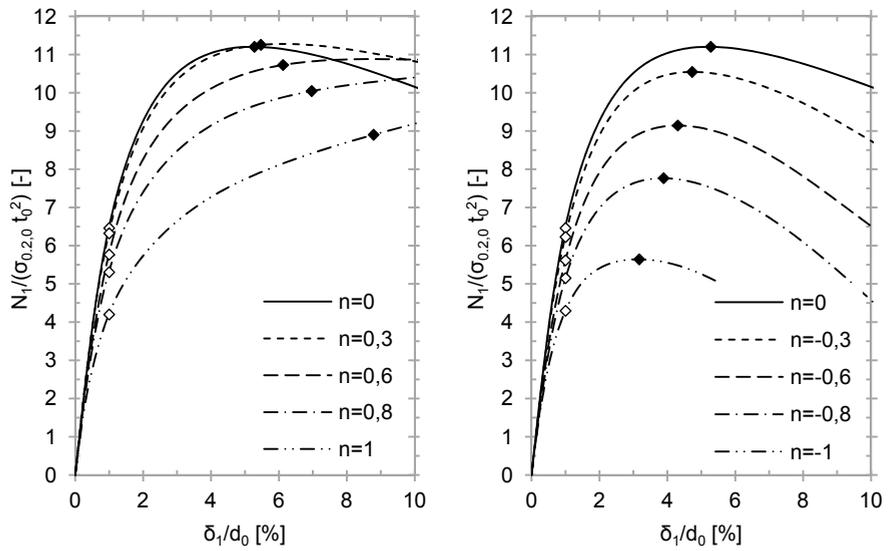
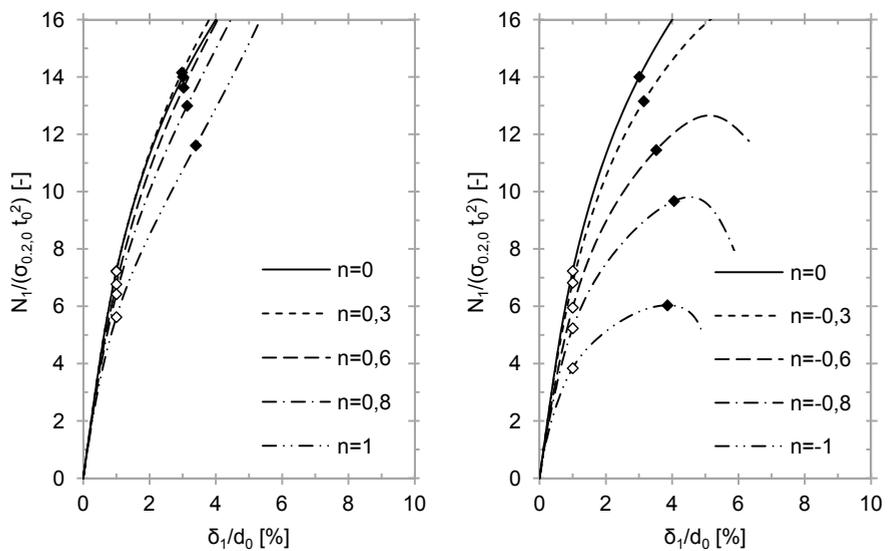
Bild A.17 Last-Verformungs-Kurven ($\beta=0,50$; $2\gamma=20$) – StrebendruckbeanspruchungBild A.18 Last-Verformungs-Kurven ($\beta=0,50$; $2\gamma=20$) – Strebendruckbeanspruchung

Geometrie u. Beanspr.			GZG	GZT			
β	2γ	n	$N_{1,0,01}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$	$N_{1,u}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$	$\delta_{1,u}/d_0$	$\max(\epsilon_{v,pl} / \epsilon_{v,pl,krit})$	zugeh. T
[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[%]	[-]	[-]
0,50	30	0	6,46	11,20	5,3	1,00	-0,73
		0,3	6,32	11,26	5,5	1,00	-0,73
		0,6	5,77	10,73	6,1	1,00	-0,73
		0,8	5,31	10,05	7,0	1,00	-0,73
		1	4,20	8,90	8,8	1,00	-0,73
		-0,3	6,23	10,55	4,7	0,90	-0,73
		-0,6	5,62	9,14	4,3	0,79	-0,73
		-0,8	5,15	7,77	3,9	0,65	-0,73
		-1	4,29	5,64	3,2	0,42	-0,74

Tabelle A.13 KHP-X-Knoten mit $\beta=0,50$ und $2\gamma=30$ – Strebendruckbeanspruchung

Geometrie u. Beanspr.			GZG	GZT			
β	2γ	n	$N_{1,0,01}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$	$N_{1,u}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$	$\delta_{1,u}/d_0$	$\max(\epsilon_{v,pl} / \epsilon_{v,pl,krit})$	zugeh. T
[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[%]	[-]	[-]
0,50	30	0	7,23	14,01	3,0	1,00	0,67
		0,3	7,22	14,15	3,0	1,00	0,67
		0,6	6,77	13,63	3,0	1,00	0,67
		0,8	6,42	13,00	3,1	1,00	0,67
		1	5,62	11,61	3,4	1,00	0,67
		-0,3	6,82	13,15	3,1	1,00	0,67
		-0,6	5,95	11,45	3,5	1,00	0,66
		-0,8	5,23	9,67	4,1	1,00	0,65
		-1	3,84	6,03	3,9	0,67	0,68

Tabelle A.14 KHP-X-Knoten mit $\beta=0,50$ und $2\gamma=30$ – Strebendruckbeanspruchung

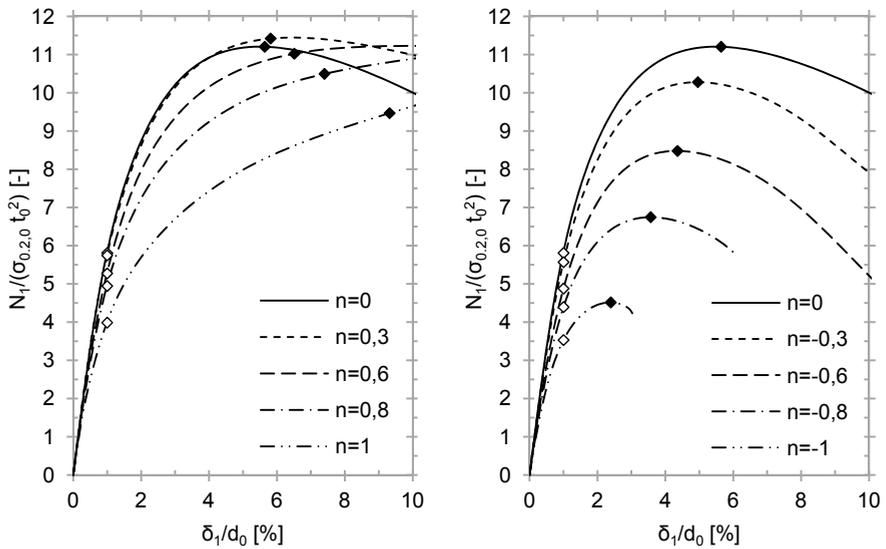
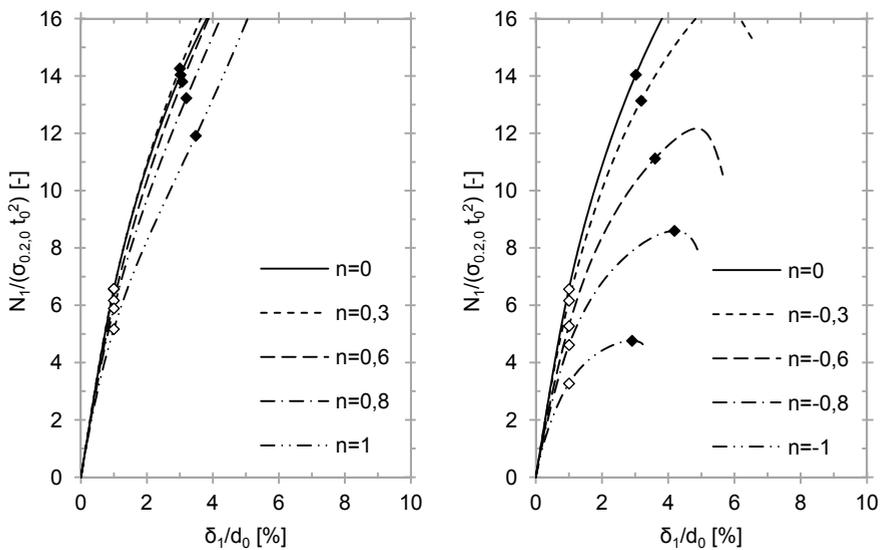
Bild A.19 Last-Verformungs-Kurven ($\beta=0,50$; $2\gamma=30$) – StrebendruckbeanspruchungBild A.20 Last-Verformungs-Kurven ($\beta=0,50$; $2\gamma=30$) – Strebendruckbeanspruchung

Geometrie u. Beanspr.			GZG	GZT			
β	2γ	n	$N_{1,0,01}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$	$N_{1,u}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$	$\delta_{1,u}/d_0$	$\max(\epsilon_{v,pl} / \epsilon_{v,pl,krit})$	zugeh. T
[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[%]	[-]	[-]
0,50	40	0	5,81	11,20	5,6	1,00	-0,73
		0,3	5,75	11,42	5,8	1,00	-0,73
		0,6	5,27	11,02	6,5	1,00	-0,73
		0,8	4,94	10,50	7,4	1,00	-0,73
		1	3,99	9,47	9,3	1,00	-0,74
		-0,3	5,57	10,28	5,0	0,88	-0,73
		-0,6	4,88	8,48	4,4	0,70	-0,73
		-0,8	4,39	6,75	3,6	0,50	-0,74
		-1	3,53	4,51	2,4	0,24	-0,71

Tabelle A.15 KHP-X-Knoten mit $\beta=0,50$ und $2\gamma=40$ – Strebendruckbeanspruchung

Geometrie u. Beanspr.			GZG	GZT			
β	2γ	n	$N_{1,0,01}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$	$N_{1,u}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$	$\delta_{1,u}/d_0$	$\max(\epsilon_{v,pl} / \epsilon_{v,pl,krit})$	zugeh. T
[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[%]	[-]	[-]
0,50	40	0	6,56	14,04	3,0	1,00	0,67
		0,3	6,58	14,26	3,0	1,00	0,67
		0,6	6,17	13,80	3,1	1,00	0,67
		0,8	5,89	13,23	3,2	1,00	0,67
		1	5,17	11,91	3,5	1,00	0,67
		-0,3	6,16	13,14	3,2	1,00	0,67
		-0,6	5,27	11,12	3,6	1,00	0,66
		-0,8	4,61	8,60	4,2	0,98	0,66
		-1	3,27	4,76	2,9	0,40	0,70

Tabelle A.16 KHP-X-Knoten mit $\beta=0,50$ und $2\gamma=40$ – Strebendruckbeanspruchung

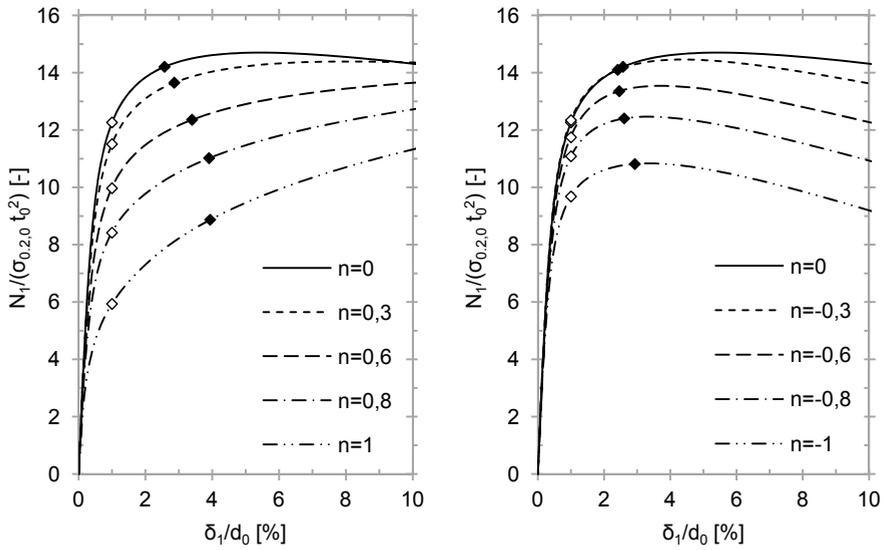
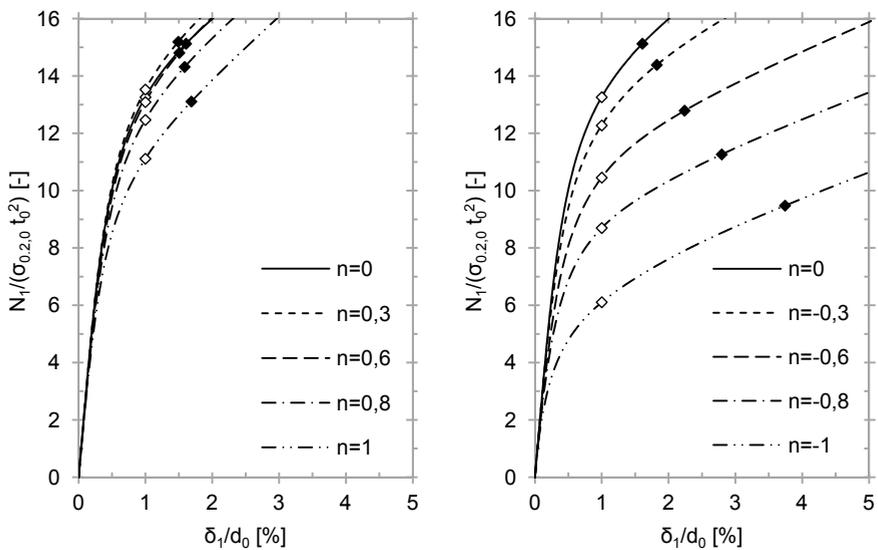
Bild A.21 Last-Verformungs-Kurven ($\beta=0,50$; $2\gamma=40$) – StrebendruckbeanspruchungBild A.22 Last-Verformungs-Kurven ($\beta=0,50$; $2\gamma=40$) – Strebendruckbeanspruchung

Geometrie u. Beanspr.			GZG		GZT		
β	2γ	n	$N_{1,0,01}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$	$N_{1,u}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$	$\delta_{1,u}/d_0$	$\max(\epsilon_{v,pl} / \epsilon_{v,pl,krit})$	zugeh. T
[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[%]	[-]	[-]
0,75	10	0	12,27	14,21	2,6	1,00	-0,71
		0,3	11,51	13,65	2,9	1,00	-0,71
		0,6	9,97	12,36	3,4	1,00	-0,70
		0,8	8,42	11,02	3,9	1,00	-0,55
		1	5,93	8,87	3,9	1,00	-0,31
		-0,3	12,34	14,10	2,4	1,00	-0,71
		-0,6	11,75	13,35	2,5	1,00	-0,71
		-0,8	11,08	12,40	2,6	1,00	-0,72
		-1	9,68	10,81	2,9	1,00	-0,73

Tabelle A.17 KHP-X-Knoten mit $\beta=0,75$ und $2\gamma=10$ – Strebendruckbeanspruchung

Geometrie u. Beanspr.			GZG		GZT		
β	2γ	n	$N_{1,0,01}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$	$N_{1,u}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$	$\delta_{1,u}/d_0$	$\max(\epsilon_{v,pl} / \epsilon_{v,pl,krit})$	zugeh. T
[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[%]	[-]	[-]
0,75	10	0	13,26	15,13	1,6	1,00	0,68
		0,3	13,53	15,19	1,5	1,00	0,68
		0,6	13,09	14,81	1,5	1,00	0,68
		0,8	12,47	14,32	1,6	1,00	0,68
		1	11,11	13,11	1,7	1,00	0,92
		-0,3	12,27	14,39	1,8	1,00	0,67
		-0,6	10,45	12,79	2,2	1,00	0,65
		-0,8	8,70	11,26	2,8	1,00	0,64
		-1	6,11	9,48	3,7	1,00	0,39

Tabelle A.18 KHP-X-Knoten mit $\beta=0,75$ und $2\gamma=10$ – Strebendruckbeanspruchung

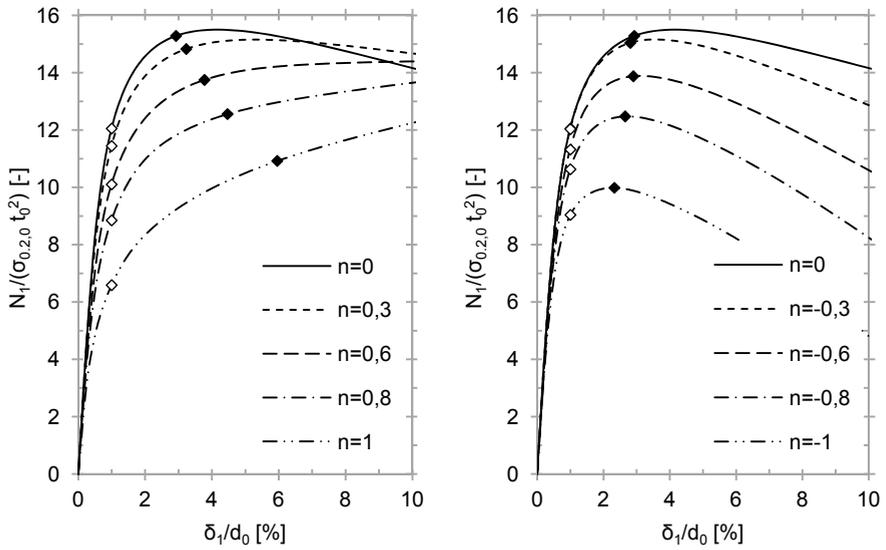
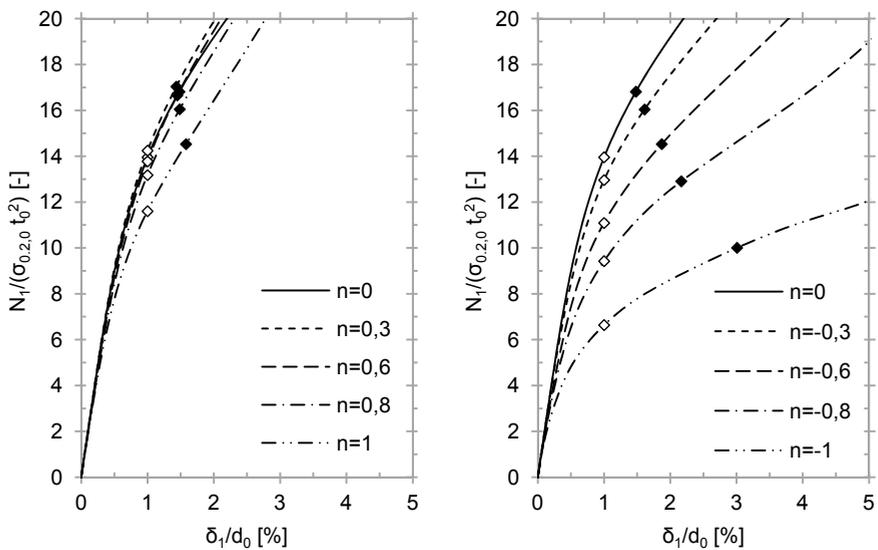
Bild A.23 Last-Verformungs-Kurven ($\beta=0,75$; $2\gamma=10$) – StrebendruckbeanspruchungBild A.24 Last-Verformungs-Kurven ($\beta=0,75$; $2\gamma=10$) – Strebendruckbeanspruchung

Geometrie u. Beanspr.			GZG		GZT		
β	2γ	n	$N_{1,0,01}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$	$N_{1,u}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$	$\delta_{1,u}/d_0$	$\max(\epsilon_{v,pl} / \epsilon_{v,pl,krit})$	zugeh. T
[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[%]	[-]	[-]
0,75	20	0	12,05	15,28	2,9	1,00	-0,75
		0,3	11,44	14,83	3,2	1,00	-0,76
		0,6	10,10	13,75	3,8	1,00	-0,76
		0,8	8,85	12,56	4,5	1,00	-0,76
		1	6,59	10,92	6,0	1,00	-0,75
		-0,3	12,03	15,04	2,8	1,00	-0,75
		-0,6	11,32	13,87	2,9	1,00	-0,76
		-0,8	10,63	12,48	2,7	0,88	-0,76
		-1	9,04	9,98	2,3	0,71	-0,77

Tabelle A.19 KHP-X-Knoten mit $\beta=0,75$ und $2\gamma=20$ – Strebendruckbeanspruchung

Geometrie u. Beanspr.			GZG		GZT		
β	2γ	n	$N_{1,0,01}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$	$N_{1,u}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$	$\delta_{1,u}/d_0$	$\max(\epsilon_{v,pl} / \epsilon_{v,pl,krit})$	zugeh. T
[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[%]	[-]	[-]
0,75	20	0	13,96	16,81	1,5	1,00	0,69
		0,3	14,24	17,03	1,4	1,00	0,69
		0,6	13,78	16,66	1,4	1,00	0,69
		0,8	13,18	16,05	1,5	1,00	0,70
		1	11,60	14,53	1,6	1,00	0,70
		-0,3	12,96	16,04	1,6	1,00	0,69
		-0,6	11,09	14,53	1,9	1,00	0,68
		-0,8	9,42	12,91	2,2	1,00	0,67
		-1	6,64	10,01	3,0	1,00	0,65

Tabelle A.20 KHP-X-Knoten mit $\beta=0,75$ und $2\gamma=20$ – Strebendruckbeanspruchung

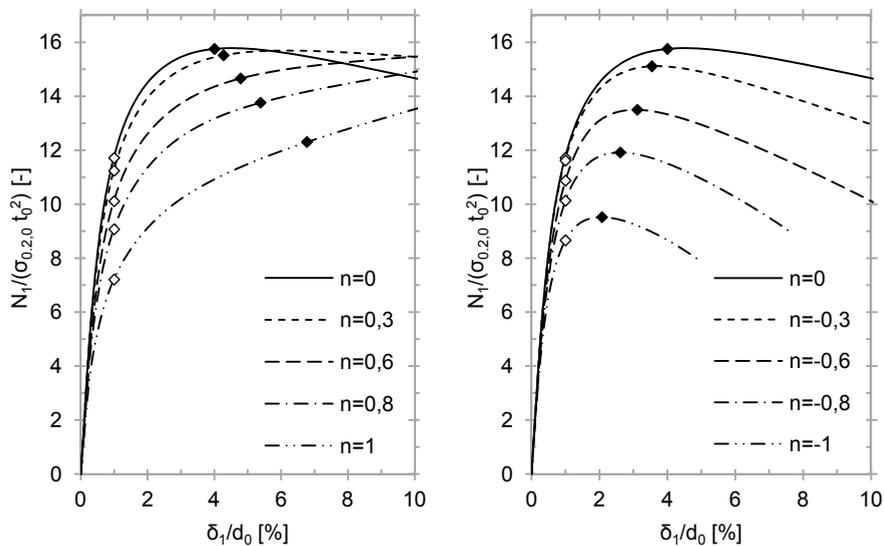
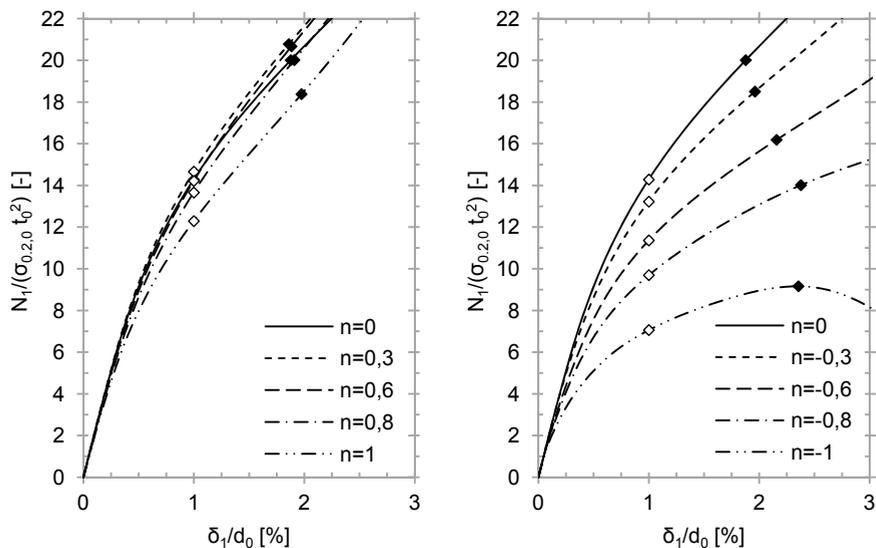
Bild A.25 Last-Verformungs-Kurven ($\beta=0,75$; $2\gamma=20$) – StrebendruckbeanspruchungBild A.26 Last-Verformungs-Kurven ($\beta=0,75$; $2\gamma=20$) – Strebenzugbeanspruchung

Geometrie u. Beanspr.			GZG		GZT		
β	2γ	n	$N_{1,0,01}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$	$N_{1,u}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$	$\delta_{1,u}/d_0$	$\max(\epsilon_{v,pl} / \epsilon_{v,pl,krit})$	zugeh. T
[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[%]	[-]	[-]
0,75	30	0	11,71	15,76	4,0	1,00	-0,72
		0,3	11,24	15,52	4,3	1,00	-0,72
		0,6	10,11	14,66	4,8	1,00	-0,72
		0,8	9,07	13,76	5,4	1,00	-0,72
		1	7,21	12,31	6,8	1,00	-0,72
		-0,3	11,62	15,11	3,5	0,94	-0,72
		-0,6	10,87	13,50	3,1	0,83	-0,73
		-0,8	10,13	11,92	2,6	0,69	-0,73
		-1	8,66	9,52	2,1	0,50	-0,74

Tabelle A.21 KHP-X-Knoten mit $\beta=0,75$ und $2\gamma=30$ – Strebendruckbeanspruchung

Geometrie u. Beanspr.			GZG		GZT		
β	2γ	n	$N_{1,0,01}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$	$N_{1,u}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$	$\delta_{1,u}/d_0$	$\max(\epsilon_{v,pl} / \epsilon_{v,pl,krit})$	zugeh. T
[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[%]	[-]	[-]
0,75	30	0	14,28	20,01	1,9	1,00	0,66
		0,3	14,66	20,78	1,9	1,00	0,66
		0,6	14,21	20,67	1,9	1,00	0,66
		0,8	13,66	20,01	1,9	1,00	0,66
		1	12,29	18,38	2,0	1,00	0,66
		-0,3	13,22	18,50	2,0	1,00	0,65
		-0,6	11,36	16,19	2,2	1,00	0,65
		-0,8	9,69	14,01	2,4	1,00	0,64
		-1	7,06	9,16	2,4	0,73	0,66

Tabelle A.22 KHP-X-Knoten mit $\beta=0,75$ und $2\gamma=30$ – Strebendruckbeanspruchung

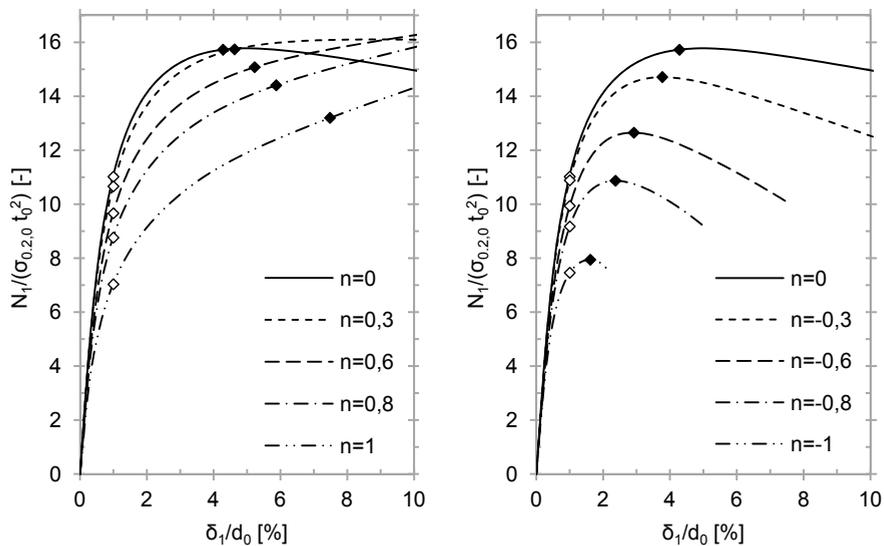
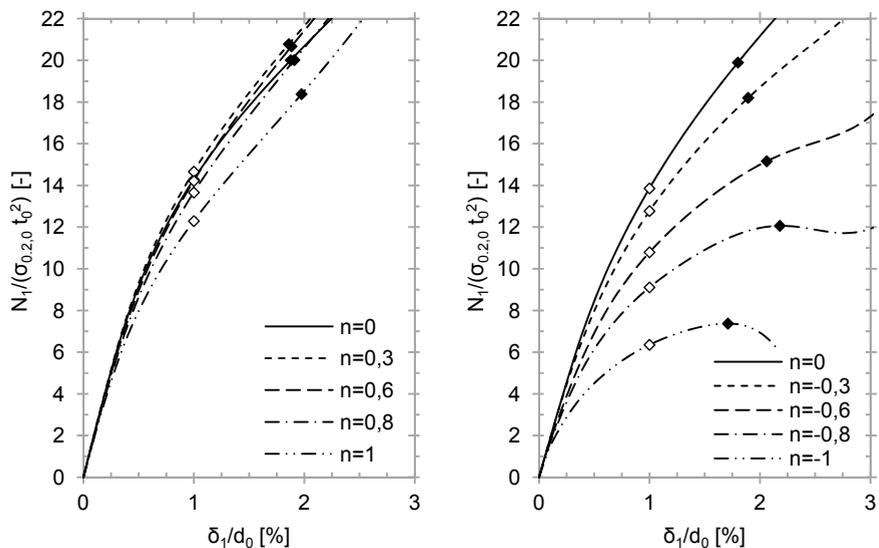
Bild A.27 Last-Verformungs-Kurven ($\beta=0,75$; $2\gamma=30$) – StrebendruckbeanspruchungBild A.28 Last-Verformungs-Kurven ($\beta=0,75$; $2\gamma=30$) – Strebendruckbeanspruchung

Geometrie u. Beanspr.			GZG		GZT		
β	2γ	n	$N_{1,0,01}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$	$N_{1,u}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$	$\delta_{1,u}/d_0$	$\max(\epsilon_{v,pl} / \epsilon_{v,pl,krit})$	zugeh. T
[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[%]	[-]	[-]
0,75	40	0	11,02	15,73	4,3	1,00	-0,73
		0,3	10,66	15,74	4,6	1,00	-0,73
		0,6	9,66	15,08	5,2	1,00	-0,73
		0,8	8,76	14,41	5,9	1,00	-0,73
		1	7,03	13,20	7,5	1,00	-0,72
		-0,3	10,89	14,71	3,8	0,93	-0,73
		-0,6	9,94	12,65	2,9	0,74	-0,74
		-0,8	9,17	10,87	2,4	0,58	-0,74
		-1	7,46	7,94	1,6	0,34	-0,76

Tabelle A.23 KHP-X-Knoten mit $\beta=0,75$ und $2\gamma=40$ – Strebendruckbeanspruchung

Geometrie u. Beanspr.			GZG		GZT		
β	2γ	n	$N_{1,0,01}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$	$N_{1,u}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$	$\delta_{1,u}/d_0$	$\max(\epsilon_{v,pl} / \epsilon_{v,pl,krit})$	zugeh. T
[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[%]	[-]	[-]
0,75	40	0	13,86	19,90	1,8	1,00	0,66
		0,3	14,26	20,70	1,8	1,00	0,66
		0,6	13,79	20,62	1,8	1,00	0,66
		0,8	13,26	20,07	1,8	1,00	0,67
		1	11,88	18,51	1,9	1,00	0,66
		-0,3	12,77	18,20	1,9	1,00	0,66
		-0,6	10,79	15,16	2,1	1,00	0,65
		-0,8	9,11	12,06	2,2	0,94	0,66
		-1	6,35	7,37	1,7	0,46	0,70

Tabelle A.24 KHP-X-Knoten mit $\beta=0,75$ und $2\gamma=40$ – Strebendruckbeanspruchung

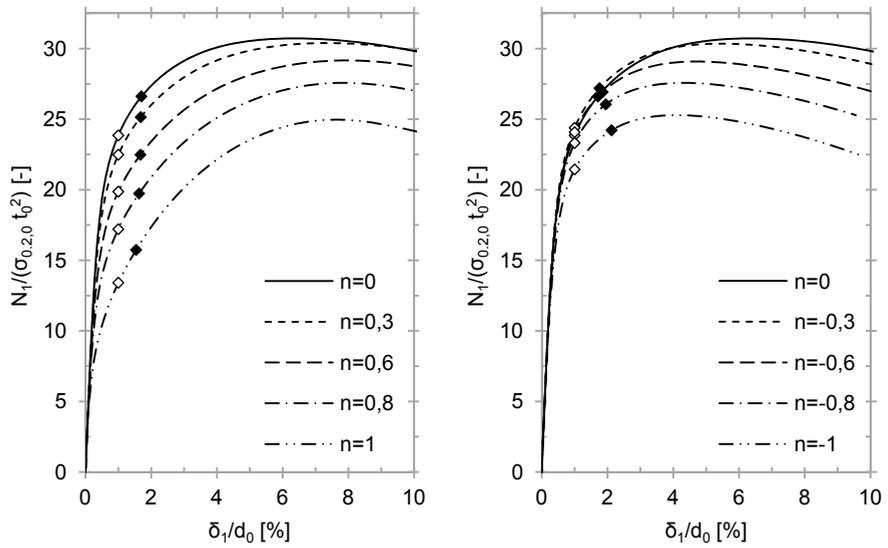
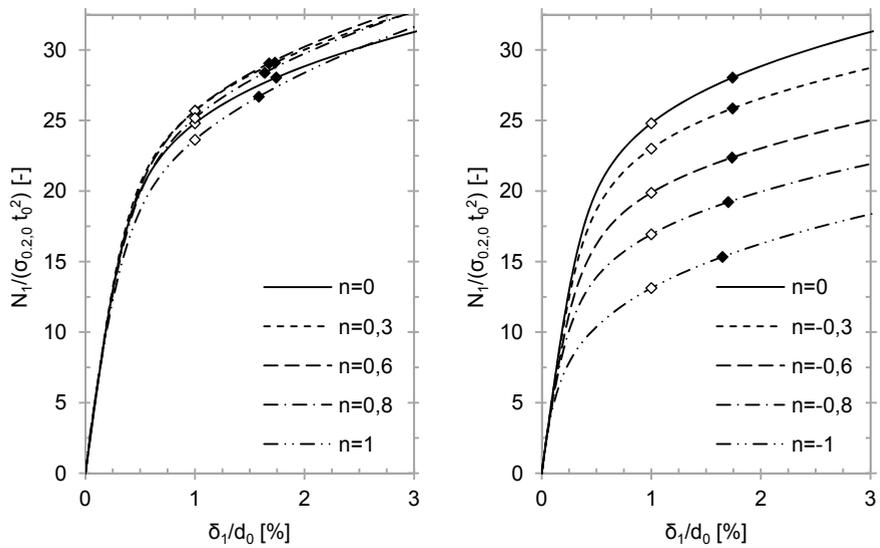
Bild A.29 Last-Verformungs-Kurven ($\beta=0,75$; $2\gamma=40$) – StrebendruckbeanspruchungBild A.30 Last-Verformungs-Kurven ($\beta=0,75$; $2\gamma=40$) – Strebenzugbeanspruchung

Geometrie u. Beanspr.			GZG		GZT		
β	2γ	n	$N_{1,0,01}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$	$N_{1,u}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$	$\delta_{1,u}/d_0$	$\max(\epsilon_{v,pl} / \epsilon_{v,pl,krit})$	zugeh. T
[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[%]	[-]	[-]
1	10	0	23,85	26,62	1,7	1,00	-0,54
		0,3	22,48	25,15	1,7	1,00	-0,52
		0,6	19,87	22,48	1,7	1,00	-0,48
		0,8	17,21	19,73	1,6	1,00	-0,44
		1	13,41	15,74	1,5	1,00	-0,37
		-0,3	24,39	27,20	1,8	1,00	-0,56
		-0,6	24,08	26,92	1,9	1,00	-0,58
		-0,8	23,32	26,05	1,9	1,00	-0,59
		-1	21,44	24,22	2,1	1,00	-0,61

Tabelle A.25 KHP-X-Knoten mit $\beta=1$ und $2\gamma=10$ – Strebendruckbeanspruchung

Geometrie u. Beanspr.			GZG		GZT		
β	2γ	n	$N_{1,0,01}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$	$N_{1,u}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$	$\delta_{1,u}/d_0$	$\max(\epsilon_{v,pl} / \epsilon_{v,pl,krit})$	zugeh. T
[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[%]	[-]	[-]
1	10	0	24,80	28,04	1,7	1,00	0,45
		0,3	25,68	29,10	1,7	1,00	0,71
		0,6	25,69	29,04	1,7	1,00	0,76
		0,8	25,17	28,38	1,6	1,00	0,82
		1	23,63	26,69	1,6	1,00	0,88
		-0,3	23,00	25,86	1,7	1,00	0,42
		-0,6	19,88	22,37	1,7	1,00	0,38
		-0,8	16,93	19,22	1,7	1,00	0,33
		-1	13,12	15,33	1,6	1,00	0,27

Tabelle A.26 KHP-X-Knoten mit $\beta=1$ und $2\gamma=10$ – Strebendruckbeanspruchung

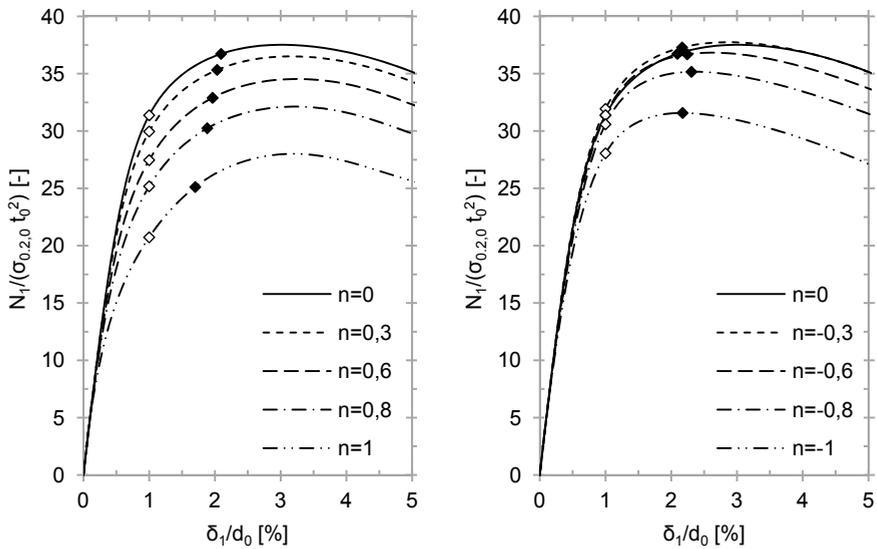
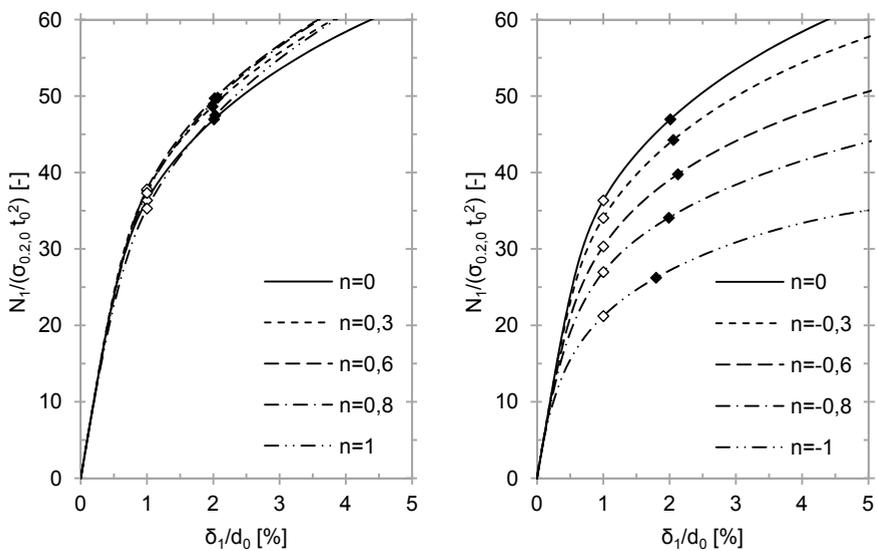
Bild A.31 Last-Verformungs-Kurven ($\beta=1$; $2\gamma=10$) – StrebendruckbeanspruchungBild A.32 Last-Verformungs-Kurven ($\beta=1$; $2\gamma=10$) – Strebenzugbeanspruchung

Geometrie u. Beanspr.			GZG		GZT		
β	2γ	n	$N_{1,0,01}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$	$N_{1,u}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$	$\delta_{1,u}/d_0$	$\max(\epsilon_{v,pl} / \epsilon_{v,pl,krit})$	zugeh. T
[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[%]	[-]	[-]
1	20	0	31,37	36,73	2,1	1,00	-0,55
		0,3	29,96	35,33	2,0	1,00	-0,54
		0,6	27,46	32,89	2,0	1,00	-0,53
		0,8	25,18	30,24	1,9	1,00	-0,50
		1	20,73	25,12	1,7	1,00	-0,45
		-0,3	31,93	37,29	2,2	1,00	-0,57
		-0,6	31,39	36,69	2,2	1,00	-0,58
		-0,8	30,58	35,16	2,3	1,00	-0,58
		-1	28,05	31,58	2,2	0,85	-0,59

Tabelle A.25 KHP-X-Knoten mit $\beta=1$ und $2\gamma=20$ – Strebendruckbeanspruchung

Geometrie u. Beanspr.			GZG		GZT		
β	2γ	n	$N_{1,0,01}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$	$N_{1,u}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$	$\delta_{1,u}/d_0$	$\max(\epsilon_{v,pl} / \epsilon_{v,pl,krit})$	zugeh. T
[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[%]	[-]	[-]
1	20	0	36,35	46,96	2,0	1,00	0,59
		0,3	37,67	48,66	2,0	1,00	0,60
		0,6	37,79	49,72	2,0	1,00	0,60
		0,8	37,33	49,79	2,1	1,00	0,61
		1	35,29	47,48	2,0	1,00	0,81
		-0,3	34,05	44,26	2,1	1,00	0,58
		-0,6	30,33	39,77	2,1	1,00	0,34
		-0,8	26,97	34,08	2,0	1,00	0,30
		-1	21,22	26,23	1,8	1,00	0,24

Tabelle A.26 KHP-X-Knoten mit $\beta=1$ und $2\gamma=20$ – Strebendruckbeanspruchung

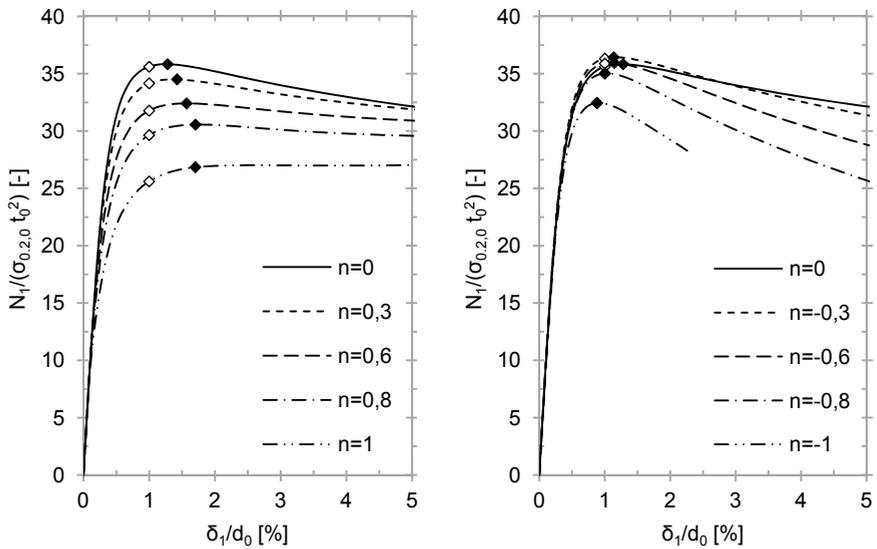
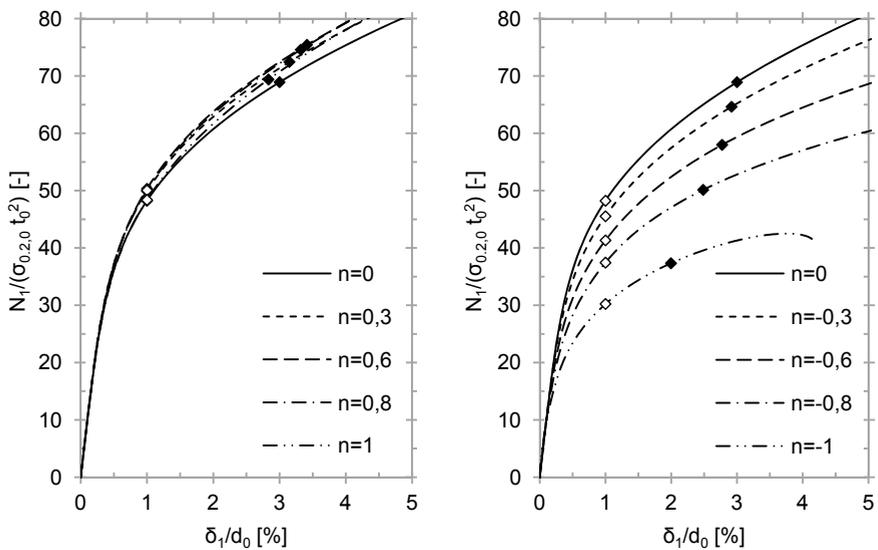
Bild A.33 Last-Verformungs-Kurven ($\beta=1; 2\gamma=20$) – StrebendruckbeanspruchungBild A.34 Last-Verformungs-Kurven ($\beta=1; 2\gamma=20$) – Strebendruckbeanspruchung

Geometrie u. Beanspr.			GZG		GZT		
β	2γ	n	$N_{1,0,01}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$	$N_{1,u}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$	$\delta_{1,u}/d_0$	$\max(\epsilon_{v,pl} / \epsilon_{v,pl,krit})$	zugeh. T
[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[%]	[-]	[-]
1	30	0	35,61	35,83	1,3	0,75	-0,57
		0,3	34,16	34,51	1,4	0,84	-0,56
		0,6	31,78	32,41	1,6	0,92	-0,56
		0,8	29,64	30,56	1,7	1,00	-0,55
		1	25,60	26,84	1,7	1,00	-0,51
		-0,3	36,31	36,43	1,1	0,65	-0,57
		-0,6	35,88	35,95	1,1	0,69	-0,58
		-0,8	35,02	35,03	1,0	0,59	-0,58
		-1	32,45	32,45	0,9	0,49	-0,58

Tabelle A.27 KHP-X-Knoten mit $\beta=1$ und $2\gamma=30$ – Strebendruckbeanspruchung

Geometrie u. Beanspr.			GZG		GZT		
β	2γ	n	$N_{1,0,01}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$	$N_{1,u}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$	$\delta_{1,u}/d_0$	$\max(\epsilon_{v,pl} / \epsilon_{v,pl,krit})$	zugeh. T
[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[%]	[-]	[-]
1	30	0	48,23	68,93	3,0	1,00	0,54
		0,3	49,92	72,45	3,1	1,00	0,58
		0,6	50,31	75,44	3,4	1,00	0,63
		0,8	50,04	74,59	3,3	1,00	0,66
		1	48,37	69,39	2,8	1,00	0,67
		-0,3	45,53	64,64	2,9	1,00	0,52
		-0,6	41,33	57,99	2,8	1,00	0,47
		-0,8	37,44	50,13	2,5	1,00	0,42
		-1	30,23	37,33	2,0	1,00	0,14

Tabelle A.28 KHP-X-Knoten mit $\beta=1$ und $2\gamma=30$ – Strebendruckbeanspruchung

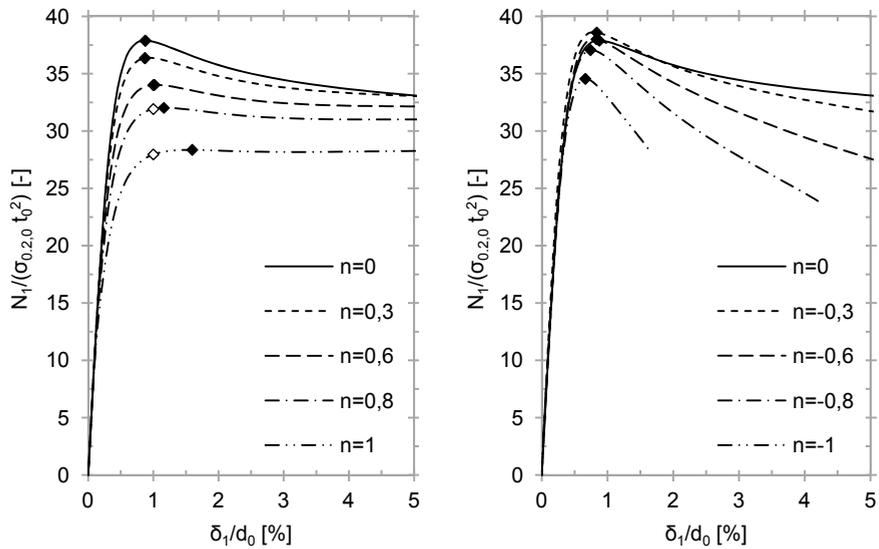
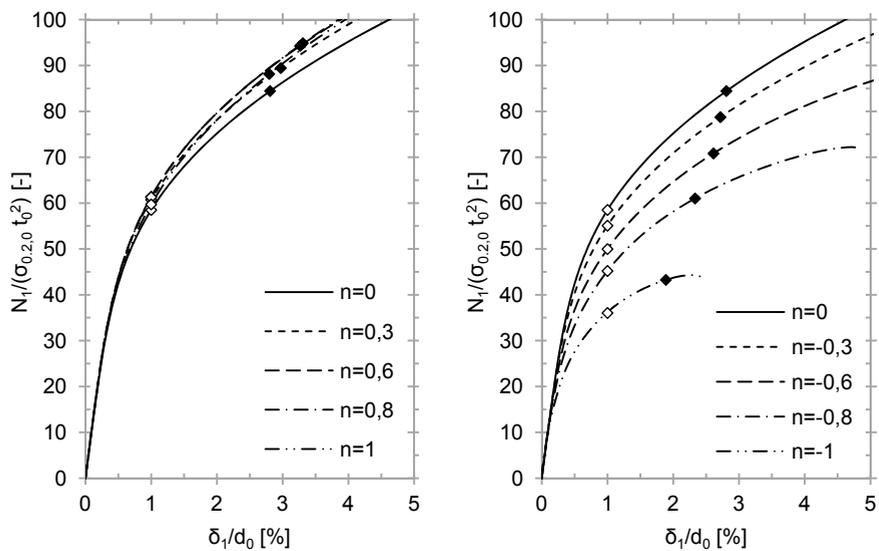
Bild A.35 Last-Verformungs-Kurven ($\beta=1$; $2\gamma=30$) – StrebendruckbeanspruchungBild A.36 Last-Verformungs-Kurven ($\beta=1$; $2\gamma=30$) – Strebzugbeanspruchung

Geometrie u. Beanspr.			GZG		GZT		
β	2γ	n	$N_{1,0,01}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$	$N_{1,u}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$	$\bar{\delta}_{1,u}/d_0$	$\max(\epsilon_{v,pl} / \epsilon_{v,pl,krit})$	zugeh. T
[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[%]	[-]	[-]
1	40	0	37,88	37,88	0,9	0,52	-0,56
		0,3	36,36	36,36	0,9	0,50	-0,55
		0,6	34,01	34,02	1,0	0,61	-0,54
		0,8	31,92	32,02	1,2	0,72	-0,54
		1	27,96	28,36	1,6	0,99	-0,53
		-0,3	38,59	38,59	0,8	0,54	-0,57
		-0,6	38,01	38,01	0,8	0,53	-0,58
		-0,8	37,06	37,06	0,7	0,44	-0,58
		-1	34,55	34,55	0,7	0,36	-0,58

Tabelle A.27 KHP-X-Knoten mit $\beta=1$ und $2\gamma=40$ – Strebendruckbeanspruchung

Geometrie u. Beanspr.			GZG		GZT		
β	2γ	n	$N_{1,0,01}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$	$N_{1,u}/(\sigma_{0,2,0} t_0^2)$	$\bar{\delta}_{1,u}/d_0$	$\max(\epsilon_{v,pl} / \epsilon_{v,pl,krit})$	zugeh. T
[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[%]	[-]	[-]
1	40	0	58,50	84,43	2,8	1,00	0,54
		0,3	60,73	89,45	3,0	1,00	0,57
		0,6	61,39	94,29	3,3	1,00	0,62
		0,8	61,30	94,86	3,3	1,00	0,65
		1	59,72	88,16	2,8	1,00	0,66
		-0,3	55,08	78,74	2,7	1,00	0,52
		-0,6	49,97	70,83	2,6	1,00	0,48
		-0,8	45,19	61,01	2,3	1,00	0,44
		-1	36,03	43,26	1,9	1,00	0,13

Tabelle A.28 KHP-X-Knoten mit $\beta=1$ und $2\gamma=40$ – Strebendruckbeanspruchung

Bild A.37 Last-Verformungs-Kurven ($\beta=1; 2\gamma=40$) – StrebendruckbeanspruchungBild A.38 Last-Verformungs-Kurven ($\beta=1; 2\gamma=40$) – Strebenzugbeanspruchung