



Feuerverzinken

Forschungsvereinigung

Martin Mensinger, Drilon Gubetini
Technische Universität München, Lehrstuhl für Metallbau

Zum Einfluss der Stückverzinkung auf das Material- und Tragverhalten kaltgefertigter, längsgeschweißter Rohre

Bericht Nr. 179
Forschungsvereinigung Feuerverzinken e.V.
2025

Gefördert durch:



Bundesministerium
für Wirtschaft
und Klimaschutz

Industrielle
Gemeinschaftsforschung **IGF**

aufgrund eines Beschlusses
des Deutschen Bundestages

Das IGF-Vorhaben Hochfeste Rohre im Kran- und Gerüstbau mit der IGF-Projekt Nr. 01IF21439N der Forschungsvereinigung Stahlanwendung e. V. (FOSTA), Sohnstraße 65, 40237 Düsseldorf wurde über den DLR Projektträger im Rahmen des Programms zur Förderung der industriellen Gemeinschaftsforschung (IGF) vom Bundesministerium für Wirtschaft und Klimaschutz aufgrund eines Beschlusses des Deutschen Bundestages gefördert und fachlich durch die Forschungsvereinigung Feuerverzinken e.V. begleitet und unterstützt.

Kurzusammenfassung

Die Erforschung und Anwendung hochfester Stähle in der Baubranche gewinnen in jüngster Zeit zunehmend an Bedeutung. Im Kran- und Gerüstbau bietet sich vor allem bei den hauptsächlich aus S355 bestehenden Stahlrohren ein Optimierungspotenzial durch Tragfähigkeitssteigerung und Gewichtsreduktion der Bauteile durch Einsatz hochfesten Stahls. Der Einsatz hochfester, leichter Rohrbauteile im Kran- und Gerüstbau ermöglicht KMUs eine effizientere Montage durch geringeres Gewicht, senkt Transport- und Materialkosten und erhöht die Tragfähigkeit sowie die Lebensdauer der Bauteile, wodurch sowohl die Wirtschaftlichkeit als auch die Wettbewerbsfähigkeit gesteigert werden.

Zur Erforschung der Grundlagen für den Einsatz hochfester Stähle in diesen Industriebereichen wurden das lokale und globale Stabilitätsverhalten kaltgefertigter Rohre in Stahlgüten bis zu S960 durch experimentelle und numerische Studien untersucht. Zudem wurde der Einfluss der Verzinkung auf das Tragverhalten untersucht. Die Ergebnisse der experimentellen Studie werden in diesem Bericht dargelegt.

Abstract

The research and application of high-strength steels in the construction industry have recently gained increasing importance. In crane and scaffolding construction, there is significant potential for optimization by replacing commonly used S355 steel tubes with high-strength alternatives to enhance load-bearing capacity and reduce component weight. The use of high-strength, lighter tubular components allows small and medium-sized enterprises (SMEs) to benefit from more efficient assembly due to reduced weight, lower transport and material costs, and increased load capacity and service life of the components, thereby improving both economic efficiency and competitiveness.

To establish a fundamental understanding for the use of high-strength steels in these sectors, the local and global stability behavior of cold-formed tubes made from steel grades up to S960 was investigated through experimental and numerical studies. Additionally, the influence of galvanization on the structural performance was examined. The results of the experimental study are presented in this report.

Abkürzungsverzeichnis

A	Querschnittsfläche
A	Bruchdehnung (im Zusammenhang mit Zugversuchen)
A _{Zn}	Zinkschichtfläche
A _u	Bruchdehnung der unverzinkten Proben
B	bandverzinkt
D	Außendurchmesser
E	Elastizitätsmodul
E _T	Tangentenmodul
G	Schubmodul
I _y	Flächenträgheitsmoment
L ₀	Messlänge im Zugversuch
L _e	Extensometermesslänge
L _{cr}	Knicklänge
L _t	Prüfkörperlänge Zugversuch
L _s	Streifenlänge Eigenspannungsmessungen
M _b	infolge Biegeeigenspannungen freigesetzte Teilschnittgröße
N	Normalkraft
NK	Normalkupplung
N _{c,Rd}	Bemessungswert der Normalkrafttragfähigkeit bei Druck
N _{Rd}	Design-Wert der Querschnittsbeanspruchbarkeit
N _{Rm}	Querschnittsbeanspruchbarkeit aus mittlerer Streckgrenze im Zugversuch
P _{ult}	Traglast
P _{ult,Exp.}	Experimentelle Traglast
P _{ult,FEM}	Traglast in der FE-Analyse
P _{cr}	experimentell ermittelte Verzweigungslast
R _{coil}	Coil-Radius
R _{eH}	Obere Streckgrenze

R_{eL}	Untere Streckgrenze
$R_{p0,2}$	0,2% Dehngrenze
R_m	Zugfestigkeit
$R_{m,u}$	Zugfestigkeit der unverzinkten Proben
$R_{m,c}$	Zugfestigkeit ermittelt an Streifenprobe
R_{rs}	Krümmungsradius eines Streifens nach Freisetzung der Eigenspannungen
S	stückverzinkt
S_0	Anfangsquerschnittsfläche
SN	Schweißnaht
U	unverzinkt
b	Streifenbreite (Sägeschnittverfahren)
$f_{u,nom}$	nominelle Zugfestigkeit
f_y	Streckgrenze
$f_{y,c}$	Streckgrenze ermittelt an Streifenprobe
$f_{y,m}$	Mittlere Streckgrenze aus Zugversuchen
$f_{y,nom}$	nominelle Streckgrenze
$f_{y,u}$	Streckgrenze an unverzinkten Proben
i	Trägheitsradius
m	Prüfkörpermasse (im Zusammenhang mit Zugversuchen)
t	Wandstärke
t_{Zn}	Zinküberzugsdicke
u	Längsverformung
v	Verformung in Ringrichtung
w	Verformungen aus der Ebene bei lokaler Beulbetrachtung, Durchbiegung eines Balkens bei globaler Betrachtung
ε	Dehnung
$\varepsilon_{0,2}$	Akkumulierte Dehnung bei Erreichen der Dehngrenze
ε_u	Gesamtdehnung bei Erreichen der Zugfestigkeit
$\varepsilon_{x,b,el}$	Elastisch freigesetzte Dehnung infolge Biegeeigenspannungen

$\varepsilon_{x,tot}$	Gemessene Oberflächendehnung bei Eigenspannungsmessung
ϑ	Rohrumfangsrichtung als Winkel ausgedrückt
λ	Bezogene Schlankheit
ν	Querdehnzahl
σ	Spannung
$\sigma_{x,bz}$	Biegerandspannungen, die sich während des Knickens einstellen
$\sigma_{x,m}$	Membraneigenspannungen
σ_{ϑ}	Spannung in Umfangsrichtung
χ	Abminderungsbeiwert für Knicken
$\chi_{exp.}$	Experimenteller Abminderungsbeiwert in Knickversuchen

1 Einführung

1.1 Vorwort

Der vorliegende Bericht basiert auf der Dissertation „On the local and global buckling behavior of cold-formed, HFI-welded high-strength steel circular hollow sections“ von Drilon Gubetini [1] und dem Abschlussbericht des IGF-Projekt Nr. 01IF21439N, FOSTA-Projekt P1511 [2]. Wesentliche Ergebnisse wurden hier zusammengefasst, um sie einem breiteren Publikum zugänglich zu machen und das Potential der Feuerverzinkung hinsichtlich hochfester Rohre aus dem Kran- und Gerüstbau hervorzuheben.

1.2 Motivation

Die Konstruktion von Bauwerken erfordert in der Regel Hilfskonstruktionen in Form von Arbeits-, Schutz und Traggerüsten. Insbesondere kaltgefertigte Rohre haben sich dabei weltweit aufgrund ihrer Flexibilität, Tragfähigkeit, Verbindungsmöglichkeiten und ihrer Lebensdauer durchgesetzt [3; 4]. Im Kranbau ergeben sich vor allem für die Ausleger und Türme affine Fragestellungen, wodurch ähnliche Rohrtypen, allerdings überwiegend in nahtloser Ausführung, auch hier Verwendung finden. Die nahtlosen Rohre werden hier aufgrund der gleichmäßigeren Querschnittseigenschaften und dem günstigeren Ermüdungsverhalten vorgezogen. In Bereichen, die keine relevanten Ermüdungsbeanspruchungen erfahren, ist auch der Einsatz kaltgeformter, geschweißter Rohre denkbar.

Durch den Einsatz hochfester Stähle verspricht man sich Materialeinsparungen infolge einer Wandstärkenreduktion bei gleichbleibendem Durchmesser. Der Durchmesser soll nicht verändert werden, um die Kompatibilität mit etablierten Verbindungssystemen beizubehalten.

Die Druckbeanspruchung ist in der Regel für die Bemessung maßgebend, so dass insbesondere das lokale Beulen bei zu geringen Wandstärken und das Knicken als globales Stabilitätsversagen für die Wanddicken entscheidend sind. Durch die höheren Stahlgüten wird dem Effekt von Eigenspannungen eine geringere Bedeutung im Tragverhalten zuteil, so dass hier gegenüber normalfesten Stählen noch Reserven vermutet werden. Ein weiterer Aspekt ist dabei der Einfluss des Stückverzinkens auf die Eigenspannungen. Da Gerüst- und Kranbauteile der Witterung ausgesetzt sind, werden sie zum Korrosionsschutz in der Regel feuerverzinkt. Die Effekte aus der Feuerverzinkung auf das Material- und Bauteilverhalten sind bisweilen weitestgehend unbekannt. Vermutet werden positive Effekte aufgrund der Wärmebehandlung aus der Feuerverzinkung, die Eigenspannungen abbauen könnte. Dies würde sich wiederum positiv auf das Stabilitätsverhalten auswirken und somit eine günstigere Knicklinienwahl ermöglichen.

Der vorliegende Bericht beschreibt dabei die Ergebnisse und die wesentlichen experimentellen Studien, die durchgeführt wurden, um insbesondere die Effekte aus der Verzinkung auf das Bauteilverhalten hervorzuheben.

2 Versuchsmatrix und Verzinkungszustände

Die experimentelle Matrix zur Untersuchung hochfester Stähle im Kran- und Gerüstbau wurde so konzipiert, dass sie verschiedene Wandstärken und Stahlgüten abdeckt.

Tab. 2-1 Versuchsmatrix

Nr.	Nenndurchmesser Ø [mm]	Nennwandstärke t [mm]	Nennstreckgrenze f_y [N/mm ²]
1	48,3	1,8	355
2	48,3	2,7	355
3	48,3	1,8	550
4	48,3	2,7	600
5	48,3	3,0	700*
6	48,3	3,0	700*
7	48,3	1,8	960
8	88,9	2,7	355
9	88,9	4,0	355
10	88,9	4,0	550
11	90,0	2,7	960

* zwei unterschiedliche Stähle mit derselben Nennstreckgrenze liegen hier vor

Dem Gerüst- und Kranbau wird mit dem dort gängigen Durchmesser 48,3 mm Rechnung getragen. Im Traggerüstbau kommen auch größere Durchmesser vor, wie hier mit 88,9 bzw. 90,0 mm. Auch hier ergeben sich Potenziale durch den Einsatz hochfester Stähle.

Ein wesentliches Ziel war die Untersuchung und Quantifizierung von Effekten der Verzinkung auf das Tragverhalten. Daher wurden drei Verzinkungszustände in der Prüfmatrix berücksichtigt: unverzinkt (U), bandverzinkt (B) und stückverzinkt (S).

Die Bandverzinkung oder auch kontinuierliche Schmelztauchveredelung bezeichnet das Verzinken des Bandstahls vor dem Kaltumformprozess zum Rohr, der in DIN EN 10346:2015 [5] geregelt ist. Dieser Prozess ermöglicht eine durchgängige und automatisierte Fertigung, da der Kaltumform- und Schweißprozess direkt nach dem Verzinken erfolgen kann. Das Bandblech durchläuft dabei ein Zinkbad mit einer Temperatur von 450°C und erhält dabei beidseitig einen Zinküberzug. Aufgrund der Kontinuität des Prozesses beläuft sich die Eintauchdauer auf wenige Sekunden. Durch die hohen Verarbeitungsgeschwindigkeiten bleibt die Reaktionszeit zwischen Stahl und Zinkschmelze sehr kurz. Dadurch entstehen nur sehr dünne Eisen-Zink-Legierungsschichten aus nahezu reinem Zink. Die Zinküberzugsdicken liegen normativ im Bereich zwischen 4,5 und 42 µm.

Die Stückverzinkung (Feuerverzinkung nach DIN EN ISO 1461), auch als diskontinuierliche Feuerverzinkung bekannt, bezeichnet das Eintauchen eines Bauteils in ein Zinkbad mit einer Temperatur im Bereich von üblicherweise 445-450°C. Das Verzinkungsgut wird hierfür mittels Anbindendraht, Haken oder sonstiger Gestelltechnik

an einem Warenträger befestigt. Nach Durchlaufen verschiedener Reinigungs- und Vorbereitungsschritte werden die Bauteile in einem Zinkbad mit einer Schmelze nach DIN EN ISO 1461:2009 [6] verzinkt. In Deutschland sind bei Bauteilen aus dem bauaufsichtlich geregelten Bereich zusätzlich zur DIN EN ISO 1461:2009 die Anforderungen nach der DAST-Richtlinie 022 [7] seit 2009 zu befolgen (sh. Tab. 2-2) welche Stahlgüten bis zu S500 umfasst. Damit sind die Stähle nach DIN EN 10219, wie auch explizit in der Richtlinie hervorgehoben, zum Stückverzinken geeignet.

Tab. 2-2 Anforderungen der DAST-Richtlinie 022 [7] an die Zinkschmelzanteile des Zinkbads

Zinkbad-Klasse (Standard)	Zinkschmelzanteile (%)				
	Sn	Pb+10 Bi	Ni	Al	Summe weiterer Elemente (ohne Zn+Fe)
1	≤ 0,1	≤ 1,5	< 0,1	< 0,1	< 0,1

Aus der chemischen Zusammensetzung ergeben sich die in Tab. 2-3 tabellierten Verzinkungskategorien für die Stähle aus der Versuchsmatrix. Die Charge in S700, die Nr. 5 entspricht, wird im Folgenden mit S700C2 (Charge 2) gekennzeichnet. Nr.6 ist entsprechend S700C1. Von S700C1 lagen nur bandverzinkte Proben vor, genauso wie für Ø88,9 mm, t = 4,0 mm in S550. Die Stückverzinkung und Bandverzinkung wurden jeweils von einem einzigen Dienstleister durchgeführt.

Tab. 2-3 Verzinkungskategorie der betrachteten Stähle

Nr.	Ø [mm]	t [mm]	f _y [N/mm ²]	Verzinkungs-kategorie	Verzinkungs-zustände
1	48,3	1,8	355	A	U, B, S
2	48,3	2,7	355	A	U, B, S
3	48,3	1,8	550	A	U, B, S
4	48,3	2,7	600	A	U, S
5	48,3	3,0	700	A	U, B, S
6	48,3	3,0	700	D	B
7	48,3	1,8	960	D	U, S
8	88,9	2,7	355	A	U, B, S
9	88,9	4,0	355	A	U, B, S
10	88,9	4,0	550	A	B
11	90,0	2,7	960	B	U, S

Während die Bauteile, die stückverzinkt wurden, direkt aus derselben Charge stammen, die unverzinkt war, ist hier bei der Bandverzinkung keine Chargenreinheit im Sinne des fertigen Rohrprodukts möglich. Dies ist dem Umstand geschuldet, dass bei der Bandverzinkung die Verzinkung vor der Kaltumformung erfolgt. Somit lag bereits

vor der Kaltumformung ggf. eine Änderung der Materialeigenschaften im Coil durch die Verzinkung vor. Diese Effekte wurden nicht untersucht.

3 Materialversuche

Baustähle ohne Kaltverfestigung weisen häufig einen scharfen Übergang vom elastischen zum plastischen Spannungs-Dehnungs-Bereich auf („sharp yielding“). Eine ausgeprägte obere Streckgrenze R_{eH} und eine untere Streckgrenze R_{eL} charakterisieren das Fließplateau („Lüders-Plateau“). Nach durchgängiger Ausbildung des Lüdersbands kommt es zur Nachverfestigung („strain hardening“).

Kaltverformung ist ein Prozess, der gezielt plastische Verformungen unter Raumtemperatur induziert. Infolgedessen verläuft der Übergang vom elastischen in den plastischen Bereich fließend („gradual yielding“), weswegen keine Streckgrenze im engeren Sinne, sondern die Dehngrenze als Ersatzstreckgrenze angegeben wird. Für Baustähle wird dafür der Punkt in der Spannungs-Dehnungslinie gewählt, der bei Entlastung 0,2% bleibende plastische Dehnung aufweist ($R_{p0,2}$). Der Kaltumformprozess führt zur Einprägung eines Eigenspannungszustands in das Bauteil. Durch diesen Eigenspannungsprozess ergibt sich ein ungleichmäßiger Spannungsverlauf im Querschnitt, der zum verfrühten Fließen einzelner Bereiche (z.B. bei Zugbelastung Zonen mit Zugeigenspannungen) und zur erhöhten Kapazität anderer Regionen (z.B. bei Zugbelastung Zonen mit Druckeigenspannungen) führt. Da verglichen mit dem eigenspannungslosen Zustand einzelne Bereiche verfrüht fließen, kommt es zu einem Steifigkeitsverlust. Abbildung 3-1 stellt die beschriebenen typischen Spannungs-Dehnungslinien für Baustähle dar.

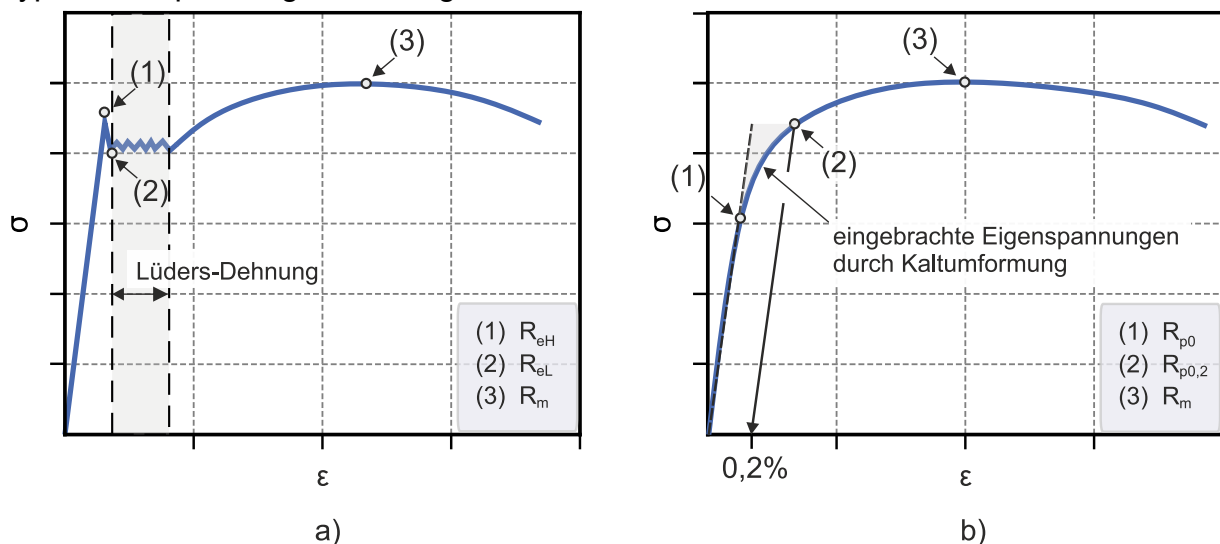


Abbildung 3-1 Typisches Materialverhalten für Stähle mit a) ausgeprägter Streckgrenze (sharp yielding) und b) fließendem elastisch-plastischen Übergang (gradual yielding)

In der Regel weisen kaltgefertigte Stähle eine geringere Duktilität auf als warmgefertigte oder nicht kaltverformte Stähle. Das geringere Verformungsvermögen resultiert aus der Tatsache, dass der Kaltumformprozess die verbleibende Kapazität zur Bildung neuer Versetzungen reduziert. Anhand von Zugversuchen soll das vorliegende Materialverhalten untersucht und charakterisiert werden

3.1 Zugversuche nach DIN EN ISO 6892-1

Für die Durchführung von Zugversuchen an kaltgefertigten Rohren sind nach der DIN EN 10219 [8] und DIN EN ISO 6892-1 [9] sowohl herausgearbeitete Proben als auch volle Erzeugnisquerschnitte zulässig. Die herausgearbeiteten Proben dürfen nicht an der Schweißnaht entnommen werden.

Zugversuche wurden an Proben mit vollem Erzeugnisquerschnitt und an herausgearbeiteten Rohrstreifen („Dog-Bone-Proben“) durchgeführt. Letztere wurden dabei gegenüber der Schweißnaht und an der Schweißnaht entnommen, wobei in diesem Bericht lediglich die normkonformen Proben gegenüber der Schweißnaht dokumentiert werden. Die jeweiligen Querschnittsflächen am gesamten Rohr wurden aus der Messung von Gewicht und Länge der einzelnen Prüfstücke gewonnen. Da hier die Zinkschicht noch mitenthalten war, diese aber bei Zugbeanspruchung allgemein als nicht tragend angenommen wird, wurde die ermittelt und abgezogen. Sie wurde über ein Leptoskop erfasst, welches bis zu 100 µm Schichtdicke eine Messunsicherheit von 1 % aufweist. Für Schichtdicken bis zu 200 µm beträgt die Messungenauigkeit zwischen 1 und 3 %. Die Messung an der Innenseite ist mittels Leptoskop nicht möglich, so dass für die innere Schichtdicke dieselbe Schichtdicke wie für die äußere Oberfläche angenommen wurde. Nachfolgend dargestellt sind die gemessenen Schichtdicken für jede der drei Proben am ganzen Rohr mit Ø48,3 mm.

Tab. 3-1 Mittelwerte der gemessenen Zinküberzugdicken an Rohren mit Ø48,3 mm mit Angabe der absoluten Stichprobenstandardabweichung in Klammern

Versuchsreihe	$t_{zn,1}$ [µm]	$t_{zn,2}$ [µm]	$t_{zn,3}$ [µm]
48,3-1,8-S355-B	64,6 (6,1)	66,4 (3,2)	65,0 (3,5)
48,3-2,7-S355-B	57,9 (4,9)	56,6 (3,3)	59,9 (2,5)
48,3-1,8-S550-B	67,4 (2,5)	68,6 (1,9)	67,9 (3,5)
48,3-3,0-S700C1-B	27,7 (2,2)	30,7 (2,0)	29,7 (1,3)
48,3-3,0-S700C2-B	47,9 (1,7)	50,7 (3,9)	49,6 (2,6)
48,3-1,8-S355-S	64,2 (4,9)	61,1 (4,1)	65,1 (6,1)
48,3-2,7-S355-S	64,6 (2,7)	66,6 (2,2)	64,3 (2,0)
48,3-1,8-S550-S	58,5 (3,3)	62,0 (6,6)	58,9 (2,8)
48,3-2,7-S600-S	75,1 (2,0)	75,3 (3,4)	74,5 (1,4)
48,3-3,0-S700C2-S	176,0 (11,5)	174,0 (11,2)	174,8 (15,7)
48,3-1,8-S960-S	156,7 (10,5)	154,7 (5,09)	157,8 (3,2)

Als Streckgrenze ist die obere Streckgrenze R_{eH} zu ermitteln, falls ein „sharp yielding“ mit ausgeprägter Streckgrenze vorliegt. Falls dies nicht zutrifft, ist die für das „gradual yielding“ typische 0,2%-Dehngrenze $R_{p0,2}$ anzugeben.

Die Prüfkörper wurden alle wie folgt bezeichnet:

\emptyset -t-SXXX-U/B/S-ArtNr.

wobei:

\emptyset = Außendurchmesser (nominell) in mm

t = Wandstärke (nominell) in mm

SxxxCy = Stahlgüte Sxxx; Cy bedeutet Charge Nr. y (z.B. C2 bedeutet Charge Nr. 2)

U/B/S = Verzinkungszustand; U = unverzinkt, B = bandverzinkt, S = stückverzinkt

ArtNr. = Art des Versuchs (z.B. Z = Zugversuch) & Nummer des Versuchs innerhalb der Versuchsreihe

Da bei Rohrstreifen aufgrund der Krümmung keine ebene Form vorliegt, werden die Enden durch die Klemmbanken flachgedrückt. Dies ist normativ gestattet. Die gewählte Geometrie der Streifen ist nachfolgend dargestellt:

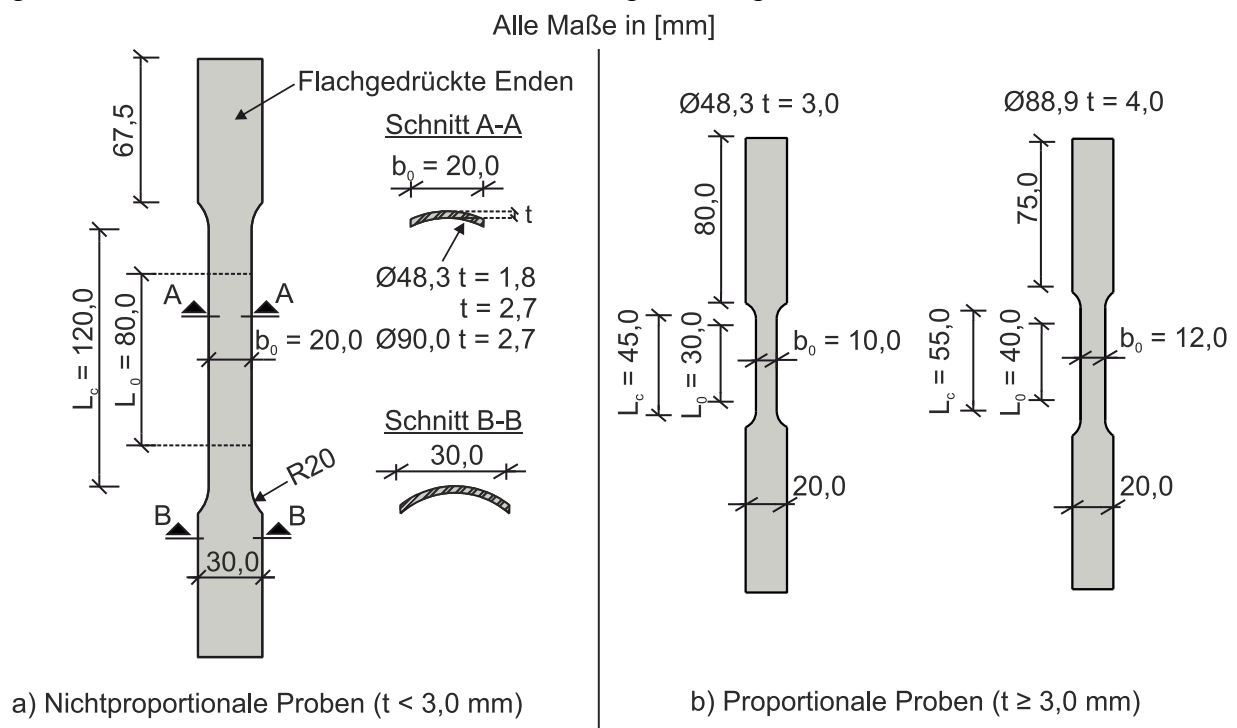


Abbildung 3-2 Geometrie der Zugversuche für a) nichtproportionale und b) proportionale Proben

Im Falle der verzinkten Prüfkörper wurde hier der Zinküberzug abgebeizt, so dass direkt die ermittelten Querschnittswerte verwendet werden konnten.

3.1.1 Ergebnisse der Zugversuche

Das Ziel der Untersuchungen war einerseits die Bestimmung der mechanisch relevanten Parameter wie Streckgrenze, Zugfestigkeit, Bruchdehnung und der Zusammenhang der Spannungs-Dehnungs-Beziehung. Andererseits sollten auch Unterschiede im Materialverhalten zwischen den unverzinkten und verzinkten Prüfkörpern herausgearbeitet werden (sofern vorhanden). Das Spannungs-Dehnungs-Verhalten, welches anhand der Extensometerdehnung erfasst wurde, ist hierbei anhand der Biot-Spannungen und der Ingenieursdehnungen (technisches Spannungs-Dehnungsdiagramm) beschrieben. Für die hier dargestellten Spannungen und Dehnungen gilt demnach:

$$\sigma = \frac{F}{S_0} \quad (3.1)$$

$$\varepsilon = \frac{L - L_0}{L_0} = \frac{L - L_e}{L_e} \quad (3.2)$$

wobei F die Kraft und L die aktuelle Länge des Extensometers zum jeweiligen Messzeitpunkt beschreibt. Die Bruchdehnung wurde mittels der Streifenversuche ermittelt, da für die Versuche am ganzen Rohr der Bruch häufig außerhalb der Messlänge auftrat. Da unterschiedliche Fließcharakteristika festgestellt wurden, ist sowohl die 0,2% Dehngrenze $R_{p0,2}$ als auch die obere Streckgrenze R_{eH} , je nach Auftreten im Versuch, vorhanden. In Tab. 3-2 sind die Mittelwerte mit dazugehöriger Stichprobenstandardabweichung angegeben. Auffällig ist, dass insbesondere bei den niedrigeren Stahlgüten hohe Überfestigkeiten vorliegen. Dies kann damit erklärt werden, dass die Materialeigenschaften nach der DIN EN 10219 auf das Vormaterial bezogen werden. Durch die anschließende Kaltverformung steigt die Streckgrenze und Festigkeit, jedoch kommt es zu Einbußen in der Duktilität. Daraus resultieren auch die geringeren Überfestigkeiten für die hochfesten Stähle.

Tab. 3-2 Mittelwerte der mechanischen Eigenschaften am ganzen Rohr mit Angabe der Stichprobenstandardabweichung in Klammern

Versuchsreihe	$R_{p0,2}$ [N/mm ²]	R_{eH} [N/mm ²]	R_m [N/mm ²]
48,3-1,8-S355-U	410,0 (4,9)	-	451,2 (6,1)
48,3-1,8-S355-B	449,6 (2,5)	-	478,0 (2,5)
48,3-1,8-S355-S	-	459,1 (5,4)	480,4 (8,5)
48,3-2,7-S355-U	488,4 (9,8)	-	516,0 (0,2)
48,3-2,7-S355-B	536,2 (9,0)	-	551,9 (0,9)
48,3-2,7-S355-S	-	520,0 (0,4)	546,7 (1,1)
48,3-1,8-S550-U	594,5 (3,4)	-	616,5 (2,4)
48,3-1,8-S550-B	630,0 (3,6)	-	650,5 (2,5)
48,3-1,8-S550-S	-	617,4 (1,8)	638,5 (4,9)
48,3-2,7-S600-U	678,0 (6,1)	-	741,6 (0,8)
48,3-2,7-S600-S	-	715,6 (3,9)	741,2 (3,5)
48,3-3,0-S700C1-B	841,4 (22,6)	-	882,8 (4,7)
48,3-3,0-S700C2-U	762,7 (2,3)	-	822,5 (2,6)
48,3-3,0-S700C2-B	791,8 (4,4)	-	856,8 (2,6)
48,3-3,0-S700C2-S	-	777,1 (1,0)	799,5 (2,9)
48,3-1,8-S960-U	943,9 (3,2)	-	1081,9 (1,5)
48,3-1,8-S960-S	1033,8 (8,5)	-	1074,1 (1,5)

Für die Streifenproben wurde zur Kennzeichnung der Versuchsreihe jeweils ein ‚c‘ (für „coupon“) vorangestellt. Für die Coupons der Versuchsreihen, an denen keine

Versuche am ganzen Rohr vorlagen (88,9-4,0-S550 & 90,0-2,7-S960) , wurden je Versuchsreihe drei Versuche durchgeführt. Die Rohre 48,3-1,8-S550, 48,3-3,0-S700C2 & 48,3-1,8-S960 enthielten je Verzinkungskonfiguration zwei Versuche gegenüber der Naht. Die Reihe 48,3-2,7-S600 enthielt je Entnahmestelle und Verzinkungskonfiguration jeweils drei Versuche. Nachfolgend sind die Ergebnisse der Streifenversuche dargestellt:

Tab. 3-3 Mittelwerte der mechanischen Eigenschaften an Rohrstreifen mit Angabe der Stichprobenstandardabweichung in Klammern

Versuchsreihe	R _{p0,2} [N/mm ²]	R _{eH} [N/mm ²]	R _m [N/mm ²]	A [%]
c48,3-1,8-S550-U	559,0 (7,1)	-	599,5 (0,7)	21,1 (1,5)
c48,3-1,8-S550-B	586,0 (1,4)	-	629,5 (2,1)	13,9 (0,2)
c48,3-1,8-S550-S	-	611,5 (2,1)	614,5 (0,7)	20,0 (2,8)
c48,3-2,7-S600-U	711,3 (3,5)	-	743,3 (8,0)	10,2 (1,3)
c48,3-3,0-S700C2-U	731,0 (4,2)	-	817,0 (1,4)	15,0 (0,4)
c48,3-3,0-S700C2-B	774,0 (8,5)	-	847,5 (12,0)	14,0 (0,4)
c48,3-3,0-S700C2-S*	737,0	768,0	771,5 (0,7)	19,7 (2,8)
c48,3-1,8-S960-U	936,5 (12,0)	-	1037,0 (5,7)	9,0 (2,2)
c48,3-1,8-S960-S	990,5 (9,2)	-	1027,0 (2,8)	14,1 (1,1)
c88,9-4,0-S550-B	626,7 (3,5)	-	671,7 (5,7)	18,8 (1,2)
c90,0-2,7-S960-U	932,0 (4,6)	-	1016,7 (2,5)	10,9 (0,6)
c90,0-2,7-S960-S	962,0 (19,3)	-	988,0 (20,7)	15,6 (0,8)

* hier wurde bei zwei durchgeführten Versuchen einmal „sharp yielding“ mit R_{eH} und einmal „gradual yielding“ mit R_{p0,2} festgestellt. Insofern liegen keine statistischen Kennwerte vor.

3.1.2 Diskussion der erzielten Ergebnisse

Die für die Diskussion verwendeten Daten beziehen sich auf die Mittelwerte der Versuche. Aus dem Vergleich der Ergebnisse am Rohrstreifen und ganzen Rohr folgt, dass die normative Vorgabe der DIN EN 10219-1, den Streifen nicht an der Naht zu entnehmen, fast durchgängig (Ausnahme: Versuchsreihe 48,3-2,7-S600) zu geringeren Werten für Streckgrenze und Zugfestigkeit führt als bei den ganzen Rohren. Diese Unterschreitung ergibt sich zum einen aus der Biegung, die zwangsläufig infolge des Schwerpunktversatzes und somit der Kraftexzentrizität folgt. Zudem konnte festgestellt werden, dass an der Schweißnaht in der großen Mehrheit der Versuche höhere Werte für Streckgrenze und Zugfestigkeit vorliegen, während die Duktilität (quantifiziert anhand der Bruchdehnung) etwas geringer ist bzw. gleichbleibt.

In Abbildung 3-3 sind die Änderungen der mechanischen Eigenschaften infolge der Verzinkung gegenüber dem unverzinkten Zustand dargestellt. Infolge der Bandverzinkung stiegen die Streckgrenze und Zugfestigkeit stets an, während die Bruchdehnung, hier anhand der Streifenversuche gegenüber der Naht beurteilt, sank. Auch die Stückverzinkung erhöhte die Streckgrenze aller stückverzinkten Prüfkörper gegenüber der unverzinkten Reihe. Für die Änderung der Zugfestigkeit und Bruchdehnung zeichnete sich hier eine Abhängigkeit von der Stahlgüte ab. Die

Zugfestigkeit stieg bis zur Güte S550 an und blieb bei S600 ungefähr konstant. Die höheren Güten S700 und S960 zeigten eine leichte Reduktion in der Zugfestigkeit. In der Bruchdehnung manifestierte sich für die Güten S600 bis S960 ein Anstieg, bei den S550-Proben hingegen ein Abfall. Da für die S355-Proben keine Bruchdehnung gemessen wurde, ist eine Aussage bezüglich niedrigerer Stahlgüten schwierig. Jedoch konnte deren Spannungs-Dehnungs-Kurven entnommen werden, dass der letzte Datenpunkt der stückverzinkten Prüfkörper bei geringerer Dehnung vorlag als bei den unverzinkten. Dies suggeriert auch hier eine verringerte Bruchdehnung.

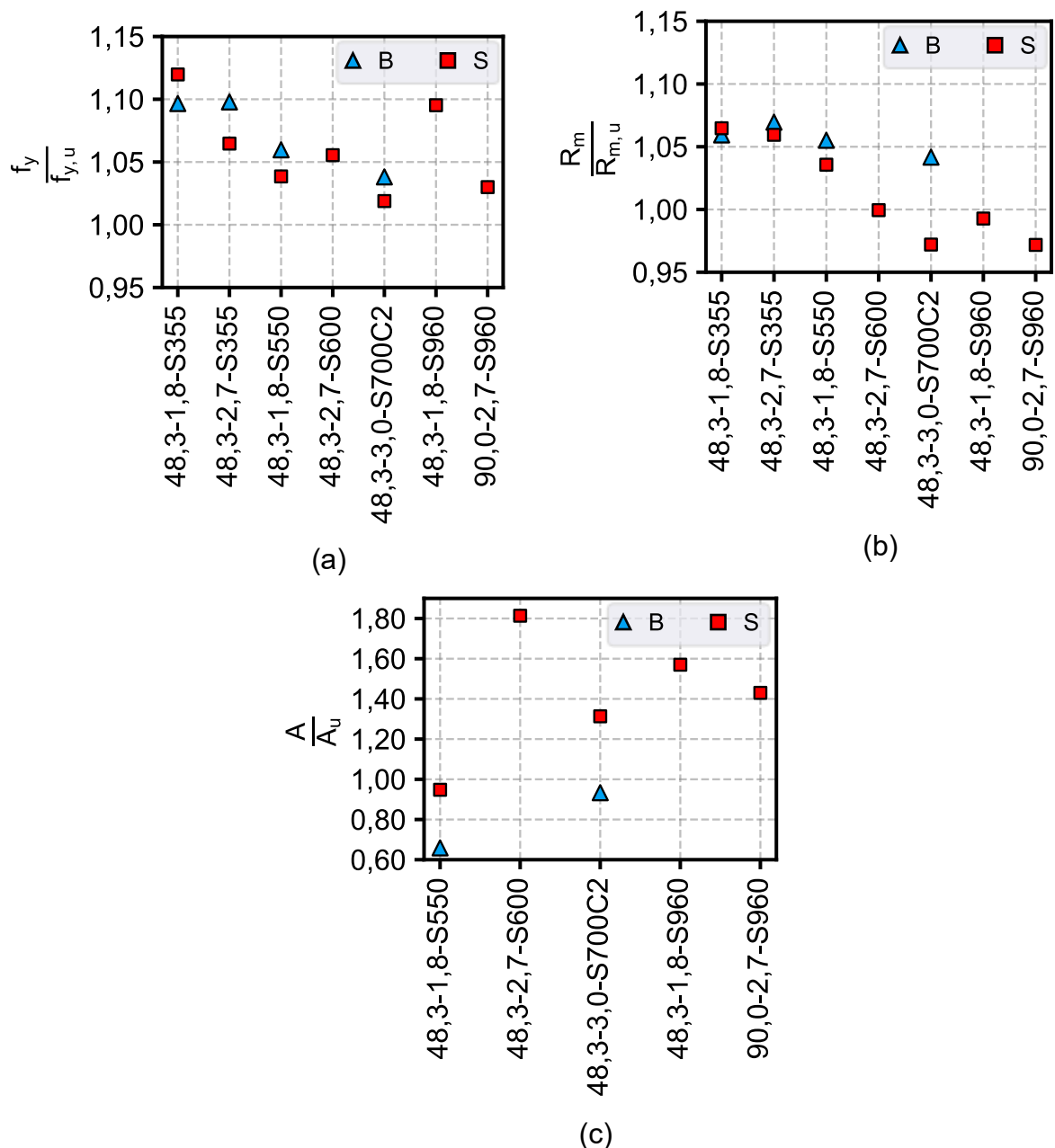


Abbildung 3-3 Verhältnis zwischen verzinkten und unverzinkten Proben der a) Streckgrenze, b) Zugfestigkeit und c) Bruchdehnung

Die unverzinkten und bandverzinkten Prüfkörper wiesen ausnahmslos ein „gradual yielding“ in ihrem Fließverhalten auf (Abbildung 3-4).

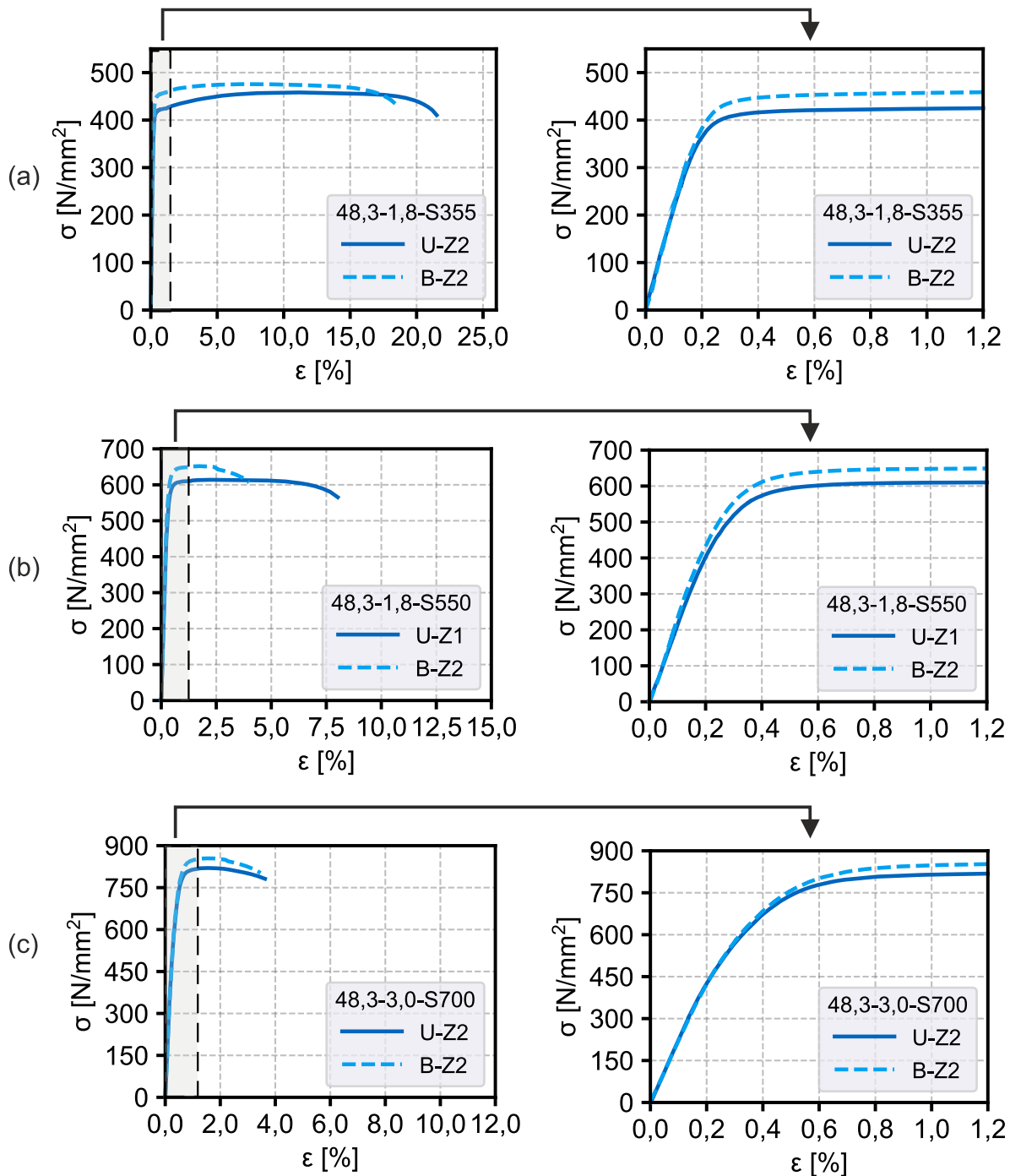


Abbildung 3-4 Vergleich zwischen unverzinktem und bandverzinktem Spannungs-Dehnungs-Verhalten für a) 48,3-1,8-S355 b) 48,3-1,8-S550 und c) 48,3-3,0-S700

Dieses tritt aufgrund der starken Kaltumformung während dem Walzprozess und den damit einhergehenden Eigenspannungen auf. Günstige, eigenspannungsabbauende Effekte aus der Bandverzinkung sind nicht zu erwarten, da die Eigenspannungen erst nach der Beschichtung eingetragen werden. Für den Umstand, dass Streckgrenze und Zugfestigkeit aller bandverzinkten Stähle gegenüber dem unverzinkten Rohr anstiegen, während die Bruchdehnung sank, kann keine eindeutige Ursache angegeben werden. Zunächst durchläuft das Blech einen Ofen. Hier wird es durchwärmt, bevor es in das

Zinkbad (450° C) taucht. Die Laufbandgeschwindigkeit beträgt dabei 50 bis 70 m/min. Nach der Verzinkung muss das Blech für die unmittelbar anschließende Kaltumformung rapide auf Raumtemperatur gekühlt werden. Da die thermomechanisch gewalzten Stähle auf rasche Temperaturänderungen empfindlich reagieren, könnte dies die Streckgrenze und Zugfestigkeit bei gleichzeitiger Abnahme der Bruchdehnung im Sinne eines Abschreckvorgangs erhöhen.

Im Rahmen der Stückverzinkung zeigen Stähle bis zur Güte S700 eine signifikante Veränderung ihrer Materialcharakteristik. Insbesondere tritt ein ausgeprägtes „sharp yielding“ mit einer klar definierten Streckgrenze und einem Lüders-Plateau auf. Es wird vermutet, dass die Stahlgüte S700 die obere Grenze darstellt, bis zu der diese Transformation des Fließverhaltens beobachtet werden kann. Diese Hypothese wird durch Rohrstreifenversuche an Proben des Typs 48,3-3,0-S700C2-S gestützt, bei denen beide charakteristischen Fließphänomene – das „gradual yielding“ und das „sharp yielding“ – simultan festgestellt wurden. Für die Rohre der Güte S960 blieb das Verhalten wie beim „gradual yielding“ jedoch verlief die Steigung im Bereich der Streckgrenze höher als bei dem unverzinkten Gegenstück (sh. Abbildung 3-5). Da die Steigung der Spannungs-Dehnungs-Linie in diesem Bereich (Tangentenmodul) durch den Eigenspannungszustand beeinflusst wird, liegt eine Änderung von diesem nahe. Bei den stückverzinkten Prüfkörpern erfolgt die Verzinkung nach der Einprägung des wesentlichen Eigenspannungszustands, so dass die Wärmeeinwirkung im Zinkbad bei 450° C die Eigenspannungen abbauen kann. Bis zu einer Güte von S700 kann von einem nahezu vollständigen Abbau ausgegangen werden, da das Material in ein „sharp yielding“ übergeht. Bei den höheren Güten ist die Kaltumformung so stark, dass ein vollständiger Abbau nicht erfolgen kann. Daher bleibt es bei dem Materialverhalten des unverzinkten Stahls. Bezüglich der Änderung der Materialkennwerte ist wie zuvor erwähnt eine Differenzierung hinsichtlich der Stahlgüte erforderlich. Für S355 und S550 lag ein Anstieg in der Zugfestigkeit und ein leichter Abfall in der Bruchdehnung vor. Ein solches Verhalten bei verzinktem Stahl wurde bereits 1968 von Marx et al. in ihrem Beitrag „Probleme der Kaltverfestigung im Stahlleichtbau“ [10] beobachtet, wobei die Stähle äquivalent zum heutigen S235 waren. Ebenso beobachteten Najafabadi et al. in [11] für stückverzinkte, kaltgefertigte Rohre mit vergütetem Vormaterial ähnliche Effekte. Die Rohre mit einer experimentell ermittelten Streckgrenze von 445 N/mm² wiesen eine starke Zunahme in Streckgrenze und Zugfestigkeit bei gleichzeitiger Abnahme in der Bruchdehnung auf. Dies könnte mit dem Phänomen der statischen Reckalterung („strain ageing“) zusammenhängen. Alterungsprozesse werden bekanntermaßen in kaltverformten Stählen durch Wärmeeinwirkung beschleunigt. Die durch Kaltumformung verursachten Versetzungen führen zu unbesetzten Zwischengitterbereichen. Die Temperatureinwirkung führt zu einer stärkeren Beweglichkeit von Kohlenstoff- und Stickstoffatomen, welche sich an den Fehlstellen anreichern (Cottrell-Wolke). Diese generieren einen zusätzlichen Versetzungswiderstand und erhöhen insofern Streckgrenze und Festigkeit. Gleichzeitig sinkt die Bruchdehnung infolge dieser Einlagerungen, da sie das Verformungsvermögen hemmen. Die Streckgrenze und Bruchdehnung der Güten S600, S700 und S960 stieg durch die Feuerverzinkung.

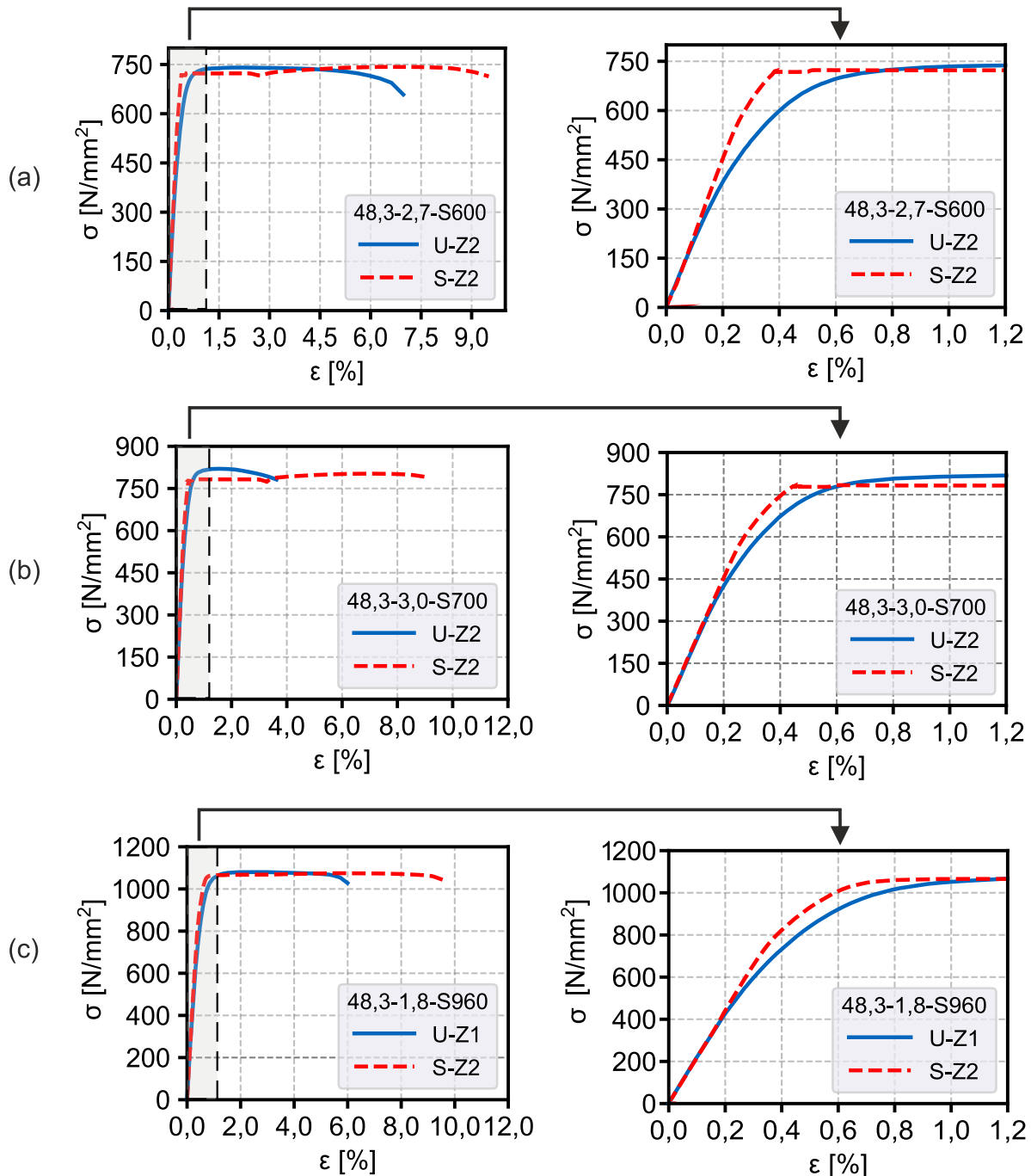


Abbildung 3-5 Vergleich der unverzinkten und verzinkten Proben für a) 48,3-2,7-S960, b) 48,3-3,0-S700 und c) 48,3-1,8-S960

Während die Zugfestigkeit für die Rohre in S600 in etwa gleich blieb, sank sie geringfügig für die Güten S700 und S960. Hierzu ist nochmal der Vergleich zu Najadabadi et al. [11] zu ziehen, die zusätzlich zu dem zuvor erläuterten Material auch Rohre mit einer Streckgrenze von 790 N/mm² und 1160 N/mm² (am unverzinkten Rohr ermittelt) prüften. Für erstere Güte wurde ebenfalls ein Übergang vom „gradual yielding“ zum „sharp yielding“ mit einem Streckgrenzen- und Bruchdehnungsanstieg bestätigt, während hingegen für das Rohr mit $f_y = 1160 \text{ N/mm}^2$ das Verhalten – wie auch hier bei den S960-Proben – dem eines kaltgefertigten Rohres mit höherem Tangentenmodul entsprach. Auch hier stieg die Bruchdehnung, jedoch sank die Streckgrenze. Für beide Güten lag eine Abnahme der Zugfestigkeit vor. Für die Proben

mit $f_y = 1160 \text{ N/mm}^2$ erfolgte jedoch prozentual eine drastischere Abnahme ((17%) als bei den vorliegenden Ergebnissen zu den S960-Stählen (3 %) vor. Der starke Abfall in [11] könnte also entweder aufgrund der Beschaffenheit des Vormaterials als vergütetes Blech oder der noch höheren Streckgrenze zu Stande gekommen sein. Auch eine Kombination dieser Aspekte ist möglich, müsste jedoch zur endgültigen Klärung eingängig anhand weiterer Studien mit Variation der Stahlsorten untersucht werden. Zu klären bleibt, wieso es bei der Güte S600, S700 und S960 zu anderen Effekten hinsichtlich Zugfestigkeits- und Bruchdehnungsentwicklung kommt als bei den S355- und S550-Proben. Ausgehend davon, dass die statische Reckalterung das Verhalten bis zu S550 dominiert, kommt bei den Güten darüber hinaus mit der Kristallerholung ein weiteres metallurgisches Phänomen bei Wärmeeinwirkung nach Kaltumformung infrage. Die Kristallerholung umfasst eine partielle Beseitigung der Auswirkungen der Kaltumformung infolge Wärmeeinwirkung. Somit kommt es zumindest teilweise zur Wiederherstellung der ursprünglichen Materialeigenschaften (in gegebenem Fall also denen des Vormaterials). Das Gefüge ändert sich infolge dieses Prozesses nicht, da nur eine Umordnung von Versetzungen erfolgt. Aufgrund der Erholung kommt es zu einem Abfall der Streckgrenze und einer Erhöhung der Bruchdehnung. Da mit diesem Effekt allein die Stähle ab S600 keinen Streckgrenzanstieg erfahren dürften, ist eine Interaktion der Erholung und statischen Reckalterung als mögliche Ursache für die günstigen Eigenschaften infolge der Stückverzinkung zu sehen. Gefügeanalysen über Mikroschliffe nach EN ISO 17639 ließen keine Änderung der Mikrostruktur aufgrund der Verzinkung feststellen.

Ein Einfluss der D/t-Verhältnisse der Stahlrohre auf die mechanischen Eigenschaften konnte hier nicht festgestellt werden.

3.2 Eigenspannungsmessungen

Wie bereits erläutert wurde, beeinflussen die im Bauteil vorhandenen Eigenspannungen insbesondere das Stabilitätsverhalten. Insofern ist eine genaue Kenntnis über die Art, den Betrag und die Verteilung dieser unerlässlich. Bestrebungen, anhand der Härte eindeutig auf die Eigenspannungen zu schließen, erwiesen sich aufgrund der Streuungsbehaftung der jeweiligen Parameter als unmöglich [12; 13]. Für die Messung existieren zerstörungsfreie und zerstörende Prüfungen. Die angewendete Methode wird im Folgenden erläutert.

3.2.1 Experimentelles Vorgehen

Die Eigenspannungen werden an den unverzinkten und stückverzinkten Exemplaren der Reihen 48,3-1,8-S960 und 90,0-2,7-S960 ermittelt. Drei Verfahren wurden angewendet, um diese zu messen. Dies entspricht dem Leitsatz bei Eigenspannungsmessungen, mehrere Methoden hinzuzuziehen, um ein akkurates Bild über den eingepprägten Spannungszustand zu erhalten. Der letztlich als am zuverlässigsten bewertete Ansatz über das Sägeschnittverfahren wird hier vorgestellt. In diesem Verfahren wird ein Abschnitt, hier in Form eines Streifens, aus dem zu untersuchenden Bauteil herausgelöst. Hierbei wird die Dehnung an der jeweiligen Messstelle erfasst, die durch das Separieren der Streifen aus dem Rohr hervorgerufen wird. Aus Gleichgewichtsgründen bauen sich die aus den Eigenspannungen

ergebenden Teilschnittgrößen im jeweiligen Streifen durch Verformung ab. Eine besondere Herausforderung ist dabei die Unterbindung von Eigenspannungseintrag durch die Wärmeentwicklung bei der Schnittführung während dem Herausarbeiten, welches die Ergebnisse verfälschen würde. Diesem Umstand wurde durch das Wasserstrahlschneiden Rechnung getragen, wodurch die eingepprägten Spannungszustände kaum verändert werden. Gemessen wurden die Dehnungen in Längsrichtung x an der Rohroberfläche mittels Dehnungsmessstreifen (Messgitterlänge von 5 mm), welche mit Kautschuk gegen den verfahrensbedingten Wasserkontakt abgedichtet wurden. Von der Schweißnaht (0°) aus wurden für jeden Rohrabschnitt alle 45° in Tangentialrichtung Messstellen vorgesehen. Eine Übersicht der Prüfkörper mit Messstellen und Umsetzung des obigen Konzepts ist in Abbildung 3-6 gegeben.

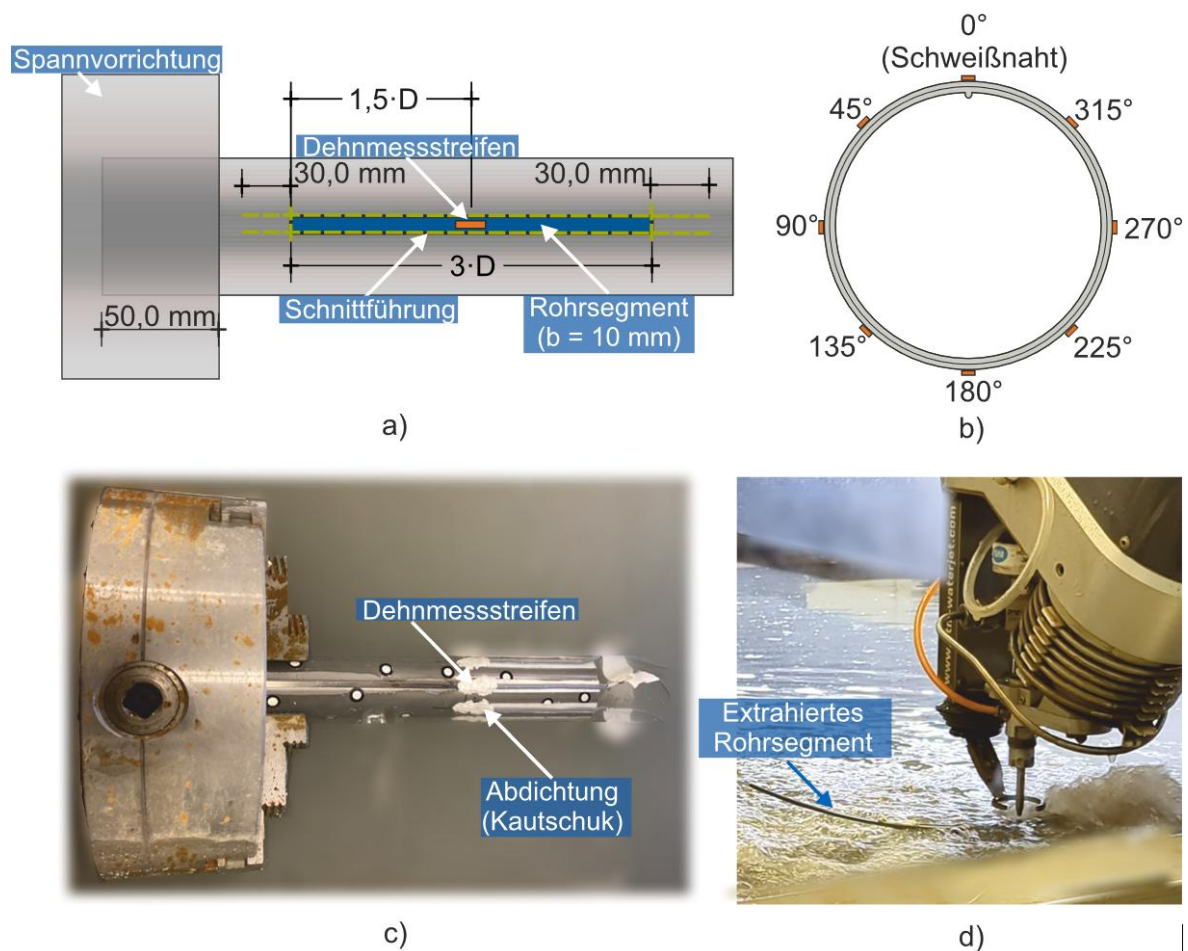


Abbildung 3-6 a) Draufsicht des Prüfkörpers mit geometrischen Randbedingungen, b) Position der Messstellen entlang des Umfangs, c) eingespannter Prüfkörper in-situ, d) sichtbare Freisetzung der Eigenspannungen durch Verformung

Eine Messung an der Rohrrinnenseite war aufgrund der geringen Prüfkörperdurchmesser nicht möglich. Um also auf die Biege- und Membraneigenspannungen zu schließen, wurde zur Ermittlung des jeweiligen Krümmungsradius die Geometrie jedes herausgetrennten Segments mittels eines 3D-Scanners erfasst. Zum Schutz der Messsensorik vor Beschädigung während der Schnittführung, wurde eine projizierte Breite von $10,0 \text{ mm}$ für die Streifen gewählt. Die Streifen wurden an den unterschiedlichen Messstellen desselben Rohrs herausgeschnitten, wobei das Rohr um seine Längsachse sukzessive gedreht wurde.

Um Verzug am Rohrende zu vermeiden, welcher durch das Heraustrennen des Streifens über die gesamte Länge des Rohrs entstehen würde, wurde der Schnitt nicht an den Rohrenden vorgenommen. Auf diese Weise blieb der Rohrquerschnitt an den Enden weitgehend intakt, wodurch eine präzise Schnittführung gewährleistet werden konnte. Da durch die sukzessive Herausarbeitung möglicherweise eine gegenseitige Beeinflussung der Dehnungen entsteht, wurde die Dehnungsmessung für alle Prüfkörper simultan vollzogen. Einflüsse aus dem Bandschnitt der Enden auf die Eigenspannungen wurden minimiert, indem die Länge der Streifen in Anlehnung an die Stub-Column-Versuchsmethodik von Ziemian [14] so gewählt wurde, dass sie mindestens dem Dreifachen des Durchmessers entspricht. In der Anlage wurde das Rohr an einem Ende über eine Länge von 50,0 mm eingespannt, wodurch diese Länge zusätzlich berücksichtigt wurde. Zur Gewährleistung einer präzisen Schnittführung war es erforderlich, ein weiteres Vorhaltemaß von jeweils 30 mm oberhalb und unterhalb des herauszuarbeitenden Streifens vorzusehen. Um zu verhindern, dass der Schnitt an der Einspannstelle anstößt, wurde hier ein Übermaß von 10 mm eingeplant. Vor dem letzten Schnitt in Rohrquerrichtung musste das Kabel des jeweiligen Dehnmessstreifens an der betroffenen Stelle verschoben werden, um eine Beschädigung durch den Schnitt zu vermeiden.

Die daraus resultierenden Prüfkörpergeometrien sind nachfolgend in Tab. 3-4 gegeben. L_s ist dabei die Rohrstreifenlänge, L die gesamte Rohrlänge.

Tab. 3-4 Versuchsreihen mit Prüfkörperabmessungen für das Sägeschnittverfahren

Versuchsreihe	L_s [mm]	L [mm]
48,3-1,8-S960-U	150,0	270,0
48,3-1,8-S960-S	150,0	270,0
90,0-2,7-S960-U	270,0	390,0
90,0-2,7-S960-S	270,0	390,0

Aus der geringeren Verkrümmung bei den verzinkten Proben (Abbildung 3-7) konnte bereits optisch eine Verringerung der Eigenspannungen festgestellt werden. Für jeden Streifen konnte mittels der Post-Processing-Umgebung der 3D-Scan-Software ein Krümmungsradius ermittelt werden. Um einen zuverlässigen Krümmungsradius zu ermitteln, ist die Vorgabe von Referenzpunkten auf der Oberfläche notwendig. Aus einer Sensitivitätsstudie ergab sich, dass ab fünf Punkten keine Veränderung des Krümmungsradius mehr stattfand. Daher wurden stets fünf Messpunkte gewählt, um die resultierende Verkrümmung zu beschreiben. Die Krümmungsradien sind in Tab. 3-5 und Tab. 3-6 angegeben.

Die Schnittfolge war auch in den hier nicht dargestellten Dehnungsfreisetzen der Dehnmessstreifen ersichtlich. Angefangen wird an der Schweißnaht bei 0° und sukzessive in 45° Schritten bis zu 315° fortgefahren. Eine geringe gegenseitige Beeinflussung der Freisetzung von Eigenspannungen war an den unterschiedlichen Positionen vorhanden. Nichtsdestotrotz wäre bei einer Nichtberücksichtigung dieser Anteile eine leichte Verfälschung der Messwerte vorhanden, wodurch die Eigenspannungen in gegebenem Fall höher als tatsächlich berechnet worden wären. Das Vorzeichen aller erfassten Dehnungen ist nach vollständiger Heraustrennung

negativ. Da während dem Vorgang die vorhandenen Teilschnittgrößen abgebaut werden, ergibt sich, dass zuvor als Eigenspannung Zug an der Rohroberfläche an allen Messstellen vorgelegen ist. Dies ist konform mit den Ergebnissen aus den weiteren zwei Messmethoden. Dies ist eine essenzielle Feststellung, da in der prEN 1993-1-14 [15] ein Eigenspannungsmodell für kaltgefertigte Rohre vorgeschlagen wird, das an der Rohroberfläche Druck aufweist. Die Messungen in gegebenem Fall jedoch heben hervor, dass dies nicht für kaltgefertigte, HFI-geschweißte Rohre zutrifft.

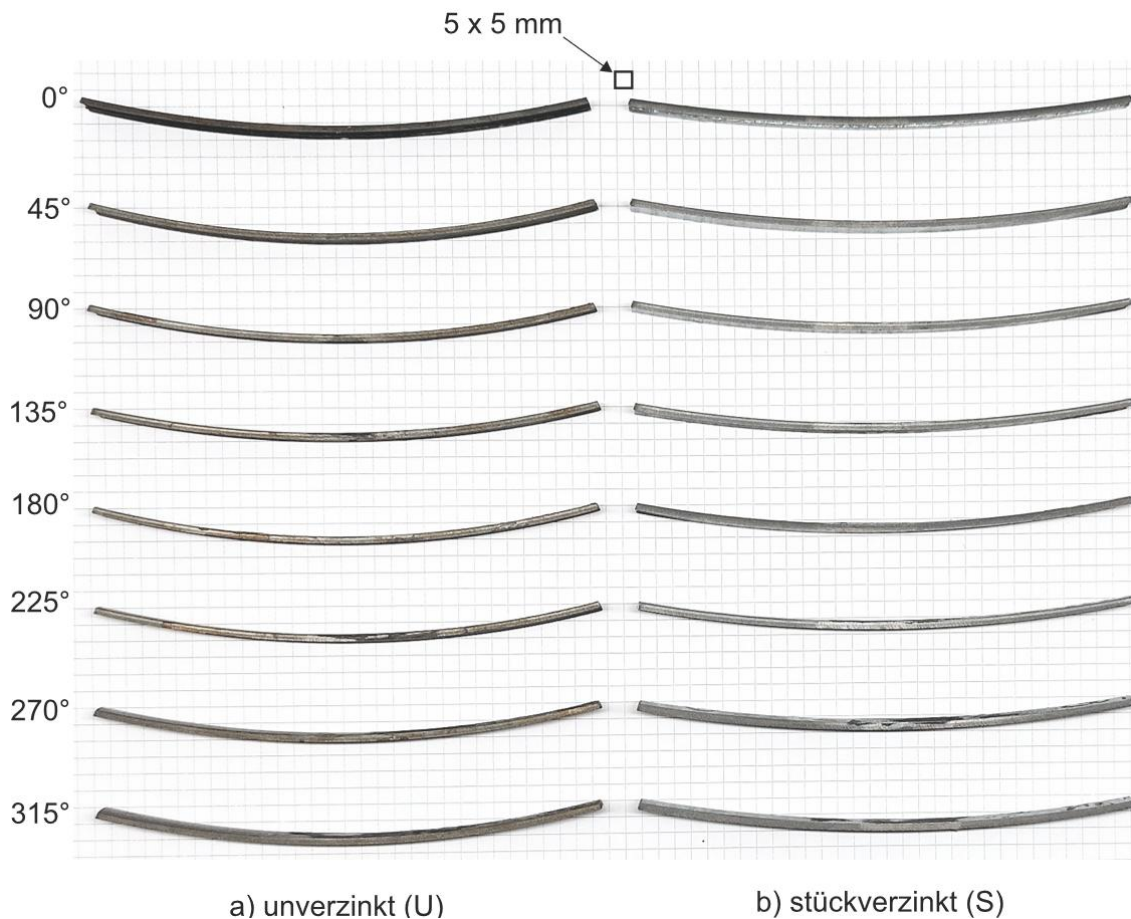


Abbildung 3-7 Optischer Vergleich der Verkrümmung am Beispiel der 48,3-1,8-S960-Reihe

Tab. 3-5 Resultierende Krümmungsradien für 48,3-1,8-S960

Messstelle	Krümmungsradius R_{rs} [mm]		Δ [%]
	48,3-1,8-S960-U	48,3-1,8-S960-S	
0°	333,1	478,7	-43,7
45°	288,7	411,3	-42,5
90°	308,5	398,6	-29,2
135°	328,5	424,0	-20,0
180°	294,8	388,7	-31,9
225°	313,8	415,5	-32,4
270°	319,6	442,9	-38,6
315°	311,7	421,5	-35,3

Tab. 3-6 Resultierende Krümmungsradien für 90,0-2,7-S960

Messstelle	Krümmungsradius R_{rs} [mm]		Δ [%]
	90,0-2,7-S960-U	90,0-2,7-S960-S	
0°	531,8	709,6	-33,4
45°	533,3	602,4	-12,9
90°	781,9	1068,5	-36,7
135°	542,9	656,1	-20,8
180°	429,2	568,0	-32,3
225°	501,2	605,1	-20,7
270°	578,8	740,8	-28,0
315°	475,9	610,1	-28,2

3.2.2 Rückrechnung auf Eigenspannungsprofil

Aus den ermittelten Krümmungsradien und Dehnungen wird nun auf die vorhandenen Eigenspannungen zurückgerechnet. Das Modell, das zu Grund gelegt wird, enthält den Anteil der Kaltumformung und der Schweißesigenspannungen. Somit sind Anteile aus der Kalibrierung nicht explizit berechnet, sondern in dem Biegeanteil (Kaltumformung) und Membrananteil (Schweißen) verrechnet. Das Herauslösen der Streifen führt dabei zu einer elastischen Schnittgrößenfreisetzung. Dem Modell zufolge liegt jedoch ein vollplastischer Spannungsblock vor, der in Längsrichtung des Rohres jeweils $\pm 0,5 \cdot f_y$ erreicht. Die Teilschnittgröße in Form von Biegung ergibt sich zu:

$$M_b = \int_{-\frac{t}{2}}^{\frac{t}{2}} \sigma_{x,b} \cdot z \cdot b \, dz = \sigma_{x,b} \cdot \frac{b \cdot t^2}{4} \quad (3.3)$$

Durch die elastische Schnittgrößenfreisetzung muss demnach aufgrund des linearen Spannungsverlaufs eine höhere Spannung vorliegen. Der Spannungszustand über die Wandstärke eines herausgetrennten Streifens ist in Abbildung 3-8 dargestellt.

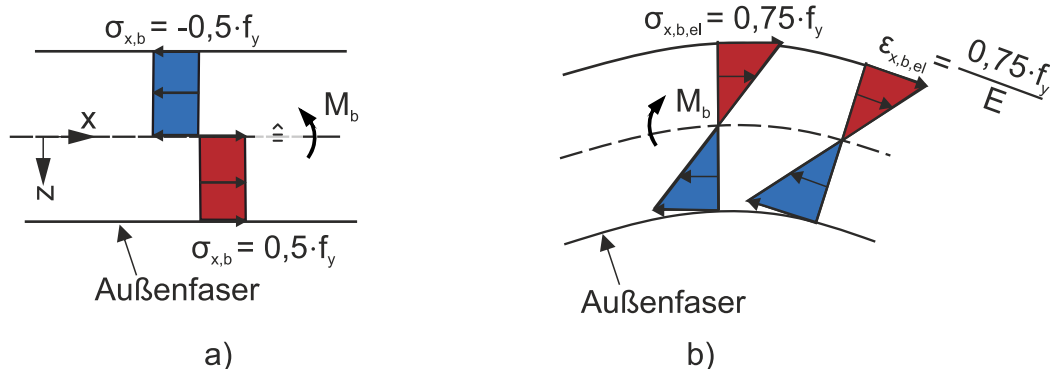


Abbildung 3-8 a) eingeprägter Biegeeigenstresszustand, b) Spannungs- und Dehnungsverteilung infolge Teilschnittgrößenabbau

Die elastischen Biegespannungen an den Randfasern ergeben sich zu:

$$\sigma_{x,b,el} = \pm \frac{M_b}{I_{y,Streifen}} \cdot \frac{t}{2} = \pm 1,5 \cdot \sigma_{x,b} \quad (3.4)$$

Die dazugehörige Dehnung ergibt sich aus dem gescannten Krümmungsradius zu:

$$\epsilon_{x,b,el} = \pm \kappa_{rs} \cdot \frac{t}{2} = \pm \frac{1}{R_{rs}} \cdot \frac{t}{2} \quad (3.5)$$

Die tatsächlich vorhandenen Biegeeigenstressspannungen ergeben sich demnach zu:

$$\sigma_{x,b} = \pm \frac{E \cdot \epsilon_{x,b,el}}{1,5} \quad (3.6)$$

Der Anteil, der durch den Abbau der Membrankraft im Streifen entsteht, wird über die Dehnungsmessungen ($\epsilon_{x,tot}$) und die Krümmungsdehnungen ($\epsilon_{x,b,el}$) berechnet. Es ergibt sich für die Membrandehnungen:

$$\epsilon_{x,m} = \epsilon_{x,tot} - \epsilon_{x,b,el} \quad (3.7)$$

Das Hookesche Gesetz liefert schließlich die Spannungen zu:

$$\sigma_{x,m} = -E \cdot \epsilon_{x,m} \quad (3.8)$$

Es ist zu beachten, dass die existierenden Ansätze für Eigenstressspannungen infolge des Schweißprozesses, wie z.B. das nach Chen & Chan [16], einen hohen Gradienten entlang des Umfangs aufweisen. Insofern sind die ermittelten Membraneigenstressspannungen ein Mittelwert über die Streifenbreite von 10,0 mm, da der Berechnungsansatz über diese Fläche von einem gleichmäßigen Spannungsverlauf ausgeht. Für das Elastizitätsmodul wurde $E = 210.000 \text{ N/mm}^2$ verwendet. Die Wandstärke entsprach bei der 48,3-1,8-S960 Reihe etwa 1,85 mm, für die andere Reihe 2,7 mm. Die rückgerechneten Eigenstressspannungen sind in Abbildung 3-9 in einem Polardiagramm dargestellt.

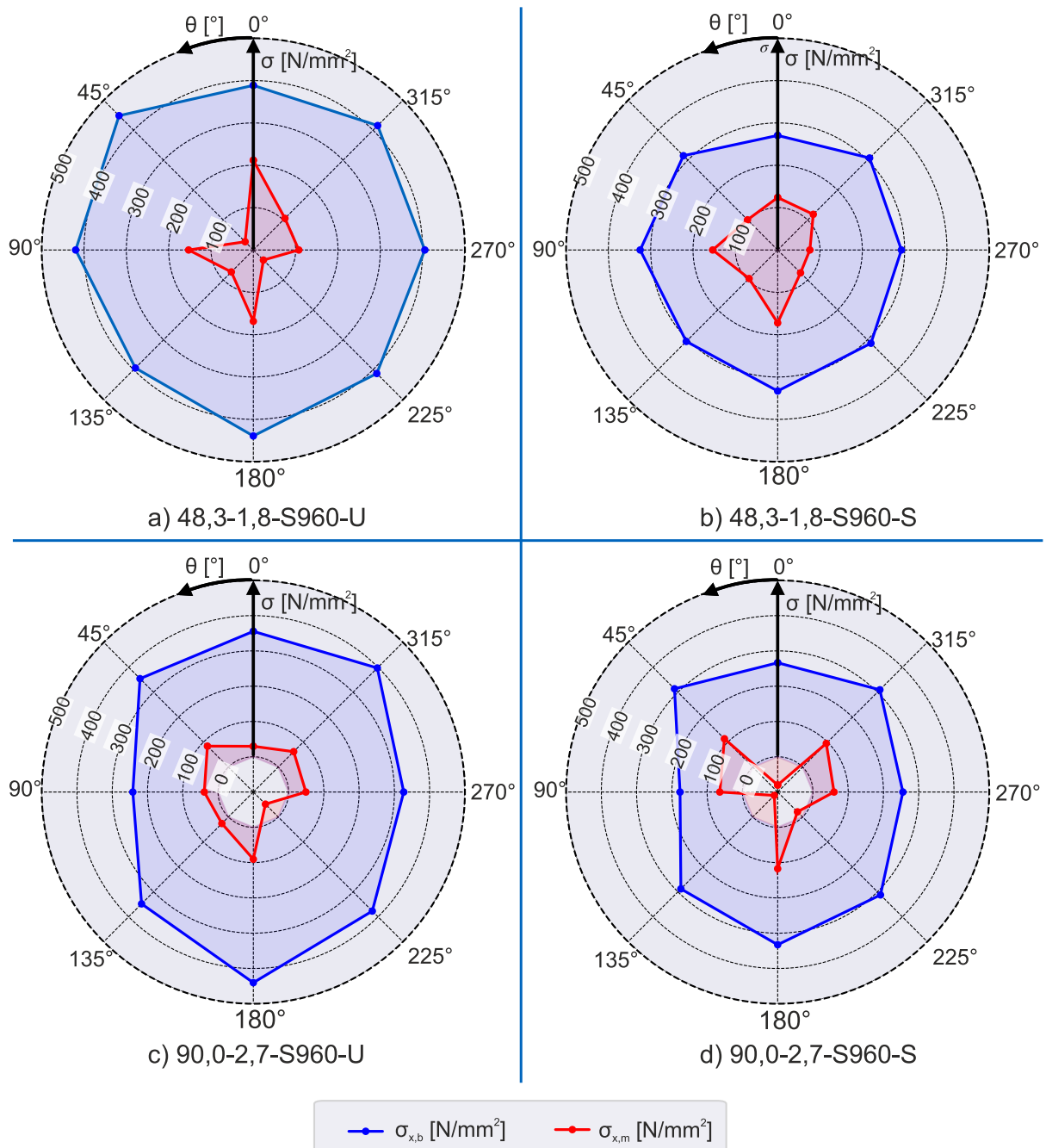


Abbildung 3-9 Biege- und Membraneigenspannungen für a) 48,3-1,8-S960-U, b) 48,3-1,8-S960-S, c) 90,0-2,7-S960-U und d) 90,0-2,7-S960-S

Mittels des Sägeschnittverfahrens wurden umfassende Untersuchungen der Längseigenspannungen an unverzinkten und stückverzinkten Proben durchgeführt. Die daraus ermittelten Längseigenspannungen infolge der Kaltumformung für das unverzinkte Rohr beliefen sich im Mittel auf $0,44 \cdot f_y$ (48,3-1,8-S960-U) bzw. $0,38 \cdot f_y$ (90,0-2,7-S960-U). Das Modell nach Abbildung 3-8 a) geht von einem Wert von $0,5 \cdot f_y$ aus, der auf der plastischen Querdehnzahl basiert. Dieser Wert stellt einen oberen Grenzwert dar, der sich abhängig vom Kaltumformgrad auch verringern kann. Zudem ist auch bei den Längseigenspannungen ein Einfluss der Kalibrierung anzunehmen, wenngleich geringer als bei den Quereigenspannungen. Ein Hinweis darauf ist das Fehlen eines symmetrischen Eigenspannungszustands in Bezug auf die Schweißnahtenebene. Eine ideale Kaltumformung eines ebenen Blechs zu einer

perfekten Rundform würde hingegen einen symmetrischen Eigenspannungszustand voraussetzen. Bei den stückverzinkten Proben erwies sich eine Reduktion der Biegeeigenspannungen auf $0,30 \cdot f_y$ (48,3-1,8-S960-U) bzw. $0,28 \cdot f_y$ (90,0-S,7-S960-U). Die entspricht einer prozentualen Reduktion von 32 % bzw. 26 % der Biegeeigenspannungen. Zum einen bestätigt dies, dass der Tangentenmodul in Zugversuchen maßgeblich von den Biegeeigenspannungen beeinflusst wird. Die Steigung der Spannungs-Dehnungs-Linie war bei den stückverzinkten Proben höher als bei den unverzinkten, während die hier dargestellten Biegeeigenspannungen gleichzeitig geringer ausfielen. Der quasi vollständige Abbau der Biegeeigenspannungen bis zur Güte S700, bis zu der eine ausgeprägte Streckgrenze auftritt, kann somit gerechtfertigt werden.

Die Eigenspannungen aus dem Schweißprozess sind deutlich niedriger als die Biegeeigenspannungen. Dies bedingt auch eine geringere Messgenauigkeit, zudem die freigesetzten Eigenspannungen über 10 mm Streifenbreite freigesetzt werden und die Effekte der Kalibrierung hier schwerer ins Gewicht fallen

Eine wichtige Schlussfolgerung ist, dass bei kaltgefertigten, HFI-geschweißten Rohren die Schweißspannungen eine geringere Bedeutung haben als die Biegeeigenspannungen. Dies ist auf den geringeren Wärmeeintrag im Bauteil durch das Hochfrequenzinduktionsschweißen (HFI) im Vergleich zu Schweißverfahren mit zusätzlichem Schweißgutzusatz zurückzuführen.

4 Stub-Column-Tests

Wie hervorgehoben wurde, sind durch die Anwendung hochfester Stähle geringere Wandstärken zu erwarten. Daraus resultiert wiederum eine erhöhte Beulgefahr. Die Interaktion der Schlankheit mit der Streckgrenze wird hier über die Durchführung von Stub-Column-Tests untersucht. Die Versuchsdurchführung, die erzielten Ergebnisse und die resultierenden Schlussfolgerungen werden in diesem Kapitel beschrieben.

4.1 Versuchskonzeption

Zur Untersuchung des lokalen Beulens dient in der Regel der Stub-Column-Test. Hierbei wird aus dem zu untersuchenden Bauteil ein Stummel (engl. „stub“) entnommen und anschließend auf Druck beansprucht. Da der Fokus dieses Experiments auf den lokalen Beuleffekten liegt, muss die Länge des Prüfkörpers so gewählt werden, dass ein globales Stabilitätsversagen oder eine Interaktion zwischen lokalen und globalen Effekten nicht stattfinden kann. Andererseits ist zu beachten, dass die Bauteilabschnitte unter Anderem mittels eines Sägeschnitts herausgetrennt werden. Dies kann zu einer Änderung des Eigenspannungsprofils und der Bauteilgeometrie führen, so dass auch eine Mindestlänge zu berücksichtigen ist, um das lokale Verhalten repräsentativ im Versuch abzubilden. In „Guide to Stability Design Criteria for Metal Structures“ von Ziemian [14] sind die Anforderungen an die Probengeometrie kaltgeformter Bauteile formuliert. Hieraus lässt sich für kaltgefertigte Rohre folgendes Kriterium für die Länge ableiten:

$$3 \cdot D \leq L \leq 20 \cdot i \quad (4.1)$$

Ein weiteres Kriterium, das zu Grunde gelegt wurde, war die Begrenzung der bezogenen Schlankheit. Erst ab einer bezogenen Schlankheit von $\bar{\lambda} = 0,2$ erfolgt

normativ eine Abminderung der vollen Querschnittsbeanspruchbarkeit infolge Knicken. Um eine Abminderung infolge Knickens zu vermeiden, wurde für die Länge als oberes begrenzendes Kriterium gewählt:

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{N_{pl,Rk}}{N_{cr}}} = \frac{L_{cr}}{i \cdot \lambda_1} \leq 0,2 \quad (4.2)$$

wobei $\lambda_1 = 93,9 \cdot \sqrt{\frac{235}{f_y}}$. Die Knicklänge L_{cr} ist abhängig von der Lagerung der Enden. In

der Regel findet die gelenkige Lagerung im Sinne einer möglichen Endverdrehung und eine eingespannte Lagerung im Sinne einer verhinderten Endverdrehung Anwendung. Diese beiden Lagerungsmöglichkeiten wurden in [17] diskutiert, wobei die gelenkige Lagerung aufgrund der möglichen Endexzentrizitäten als nachteilig angesehen wird. Dadurch sind allein aus der Versuchsdurchführung bereits mindestens fünf Versuche vorzusehen, da die Versuchsergebnisse stark streuen. Die eingespannte Lagerung mit beidseitiger Rotationsbehinderung hingegen benötige aufgrund der präzisen Lasteinleitung nur drei Versuche zur Abbildung repräsentativer Tragfähigkeiten. Basierend auf diesen Vorgaben wurde die Durchführung mit behinderter Endverdrehung für die Versuchsdurchführung gewählt. Zur Gewährleistung der Einspannung wurden Adapter aus 42CrMo4+QT angefertigt, in die eine Nut eingefräst wurde. Für Ø48,3 mm kam die Prüfmaschine Zwick/Roell Z600 mit einer Lastkapazität von $F_{max} = 600$ kN zur Anwendung. Die Adapter wurden hier über Klemmbacken gespannt, so dass sie sich nicht verdrehen konnten. Für die hochfesten Proben mit Ø88,9 bzw. 90,0 mm war eine höhere Lastkapazität erforderlich, so dass eine EVO 1000 mit einer Kapazität von 1000 kN für die Prüfung verwendet wurde. Hier wurde der Adapter mit einem Gewinde ausgebildet und an eine Stahlkonsolenplatte mit abgestufter Dicke (80 mm Regelbereich, 35 mm im Verankerungsbereich an der Prüfmaschine) geschraubt. Jeder Prüfkörper wurde vor der Prüfung unter einer Toleranz von 0,1 mm plangedreht. Die zu prüfenden Rohre wurden anschließend in diese Lagervorrichtung eingelassen, womit auf das Anschweißen von Kopfplatten verzichtet werden konnte und daraus resultierender Verzug bzw. thermische Einflüsse auf die Eigenspannungen unterbunden wurden.

Gemäß den Anforderungen von Ziemian in [14] wurde die Längsdehnung in der Prüfkörpermitte äquidistant entlang des Rohrumfangs an vier Stellen aufgezeichnet. Zur Orientierung wurde dabei wieder die Schweißnahtebene verwendet. An der Schweißnaht und jeweils 90° versetzt dazu kamen Dehnungsmessstreifen zum Einsatz, während die Dehnungen und zugleich Verformungen gegenüber der Schweißnaht (also bei einer relativen Position von 180°) mittels digitaler Bildkorrelation erfasst wurden. Dadurch war auch eine Auswertung der Querdehnungen entlang der Rohrlänge frontal zur Kamera des DIC-Systems (Q400 3DIC) möglich. Zur Einpassung des inneren Schweißnahtwulsts wurde die Nut um eine halbkreisförmige Grundfläche erweitert. Die Nut war 10 mm für Ø48,3 mm und für die größeren Durchmesser 5 mm tief.

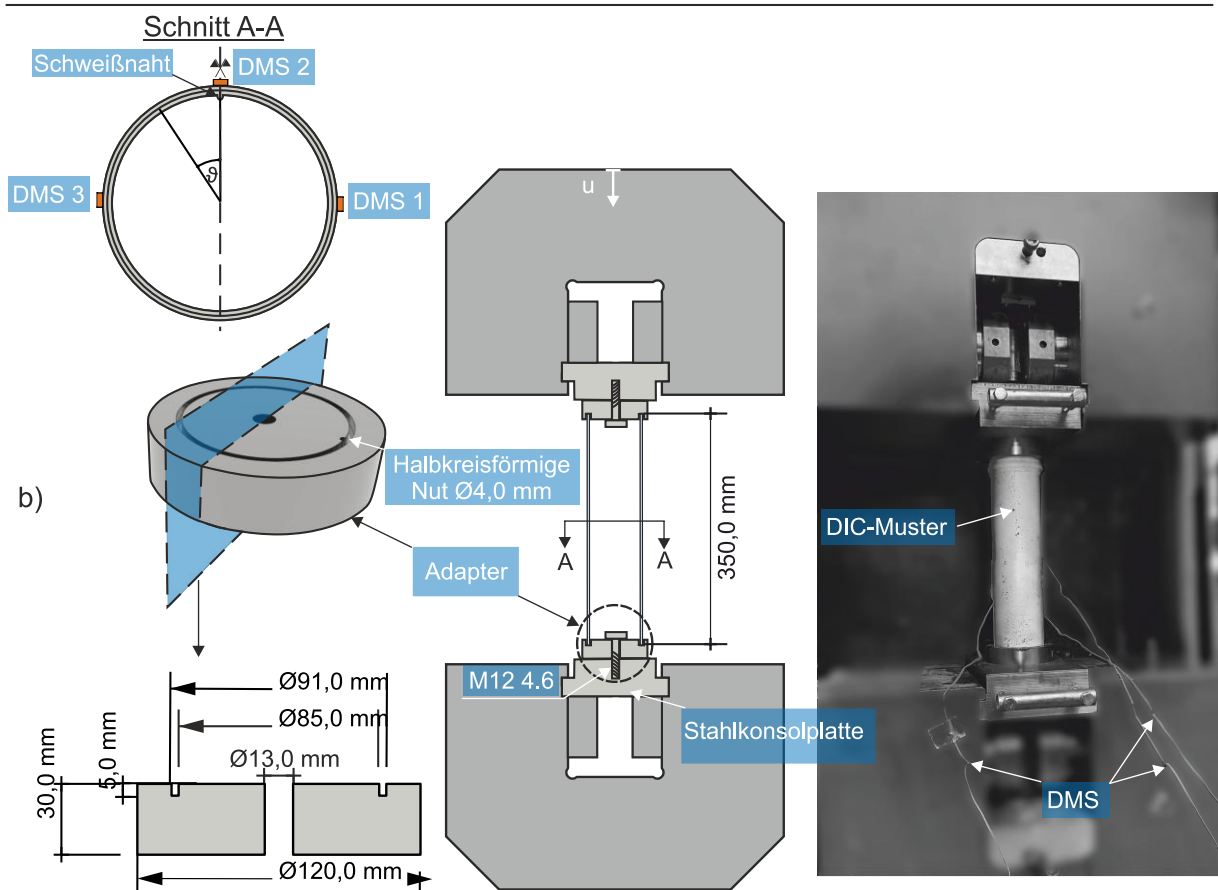
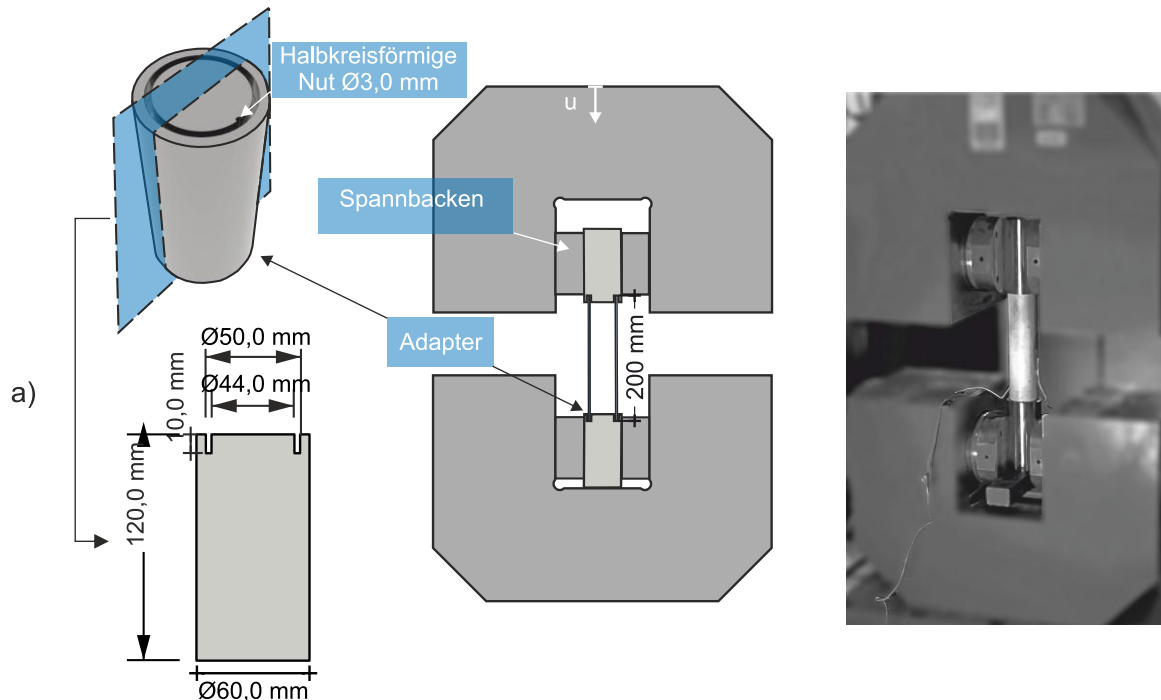


Abbildung 4-1 Versuchssetup a) für Ø48,3 mm $t = 1,8$ mm in der Zwick/Roell Z600 und
b) für Ø90,0 mm $t = 2,7$ mm in der EVO 1000

Alle S960 Prüfkörper wären normativ der Querschnittsklasse 4 zugeordnet. Somit ist nach normativen Vorgaben mit lokalem elastischen Beulen zu rechnen. Aufgrund des beschriebenen Streckgrenzanstiegs infolge jeglicher Verzinkungsart würde dieser Effekt weiter verstärkt werden. So könnte ein Rohr, das im unverzinkten Zustand

gerade noch der Querschnittsklasse 3 entspricht, im verzinkten Zustand bereits Klasse 4 entsprechen. Normativ wäre also eine erhöhte Beulgefahr infolge des Streckgrenzanstiegs zu erwarten.

Die Belastung erfolgte weggesteuert mit einer Geschwindigkeit von $v = 0,02 \text{ mm/s}$. Vorversuche im Geschwindigkeitsbereich von $0,01 \text{ mm/s}$ bis $0,04 \text{ mm/s}$ wiesen eine Standardabweichung auf, die im Rahmen typischer experimenteller Untersuchungen liegt. Daher sind in diesem Bereich homogene Ergebnisse zu erwarten.

Die Nomenklatur für die Proben erfolgt wie auch bei den Zugversuchen basierend auf den nominalen Abmessungen, Stahlgüte und Verzinkungszustand:

$$\emptyset\text{-t-SXXX-U/B/S-SC}$$

wobei:

SC = Stub-Column

4.2 Erzielte Traglasten

Insgesamt wurden 78 Prüfkörper getestet. Aufgrund von zwei Messausfällen wurden die entsprechenden Proben ausgesondert.

Tab. 4-1 Traglasten der Stub-Column-Tests mit Angabe des Mittelwerts und Standardabweichung in Klammern

Versuchsreihe	$P_{\text{ult,SC1}}$ [kN]	$P_{\text{ult,SC2}}$ [kN]	$P_{\text{ult,SC3}}$ [kN]	$P_{\text{ult,mean}}$ [kN]
48,3-1,8-S355-U	113,9	112,8	112,7	113,1 (0,6)
48,3-1,8-S355-B	128,2	127,2	-	127,7 (0,7)
48,3-1,8-S355-S	131,2	130,6	130,5	130,7 (0,3)
48,3-2,7-S355-U	199,5	199,5	197,4	198,8 (1,2)
48,3-2,7-S355-B	213,0	213,2	209,0	211,7 (2,3)
48,3-2,7-S355-S	219,1	221,9	219,8	220,3 (1,5)
48,3-1,8-S550-U	169,9	169,9	172,7	170,8 (1,6)
48,3-1,8-S550-B	187,1	185,4	179,8	184,1 (3,8)
48,3-1,8-S550-S	191,3	190,8	191,2	191,1 (0,2)
48,3-2,7-S600-U	293,7	295,8	294,4	294,6 (1)
48,3-2,7-S600-S	302,2	309,7	303,5	305,1 (4)
48,3-3,0-S700C1-B	415,4	409	411,9	412,1 (3,2)
48,3-3,0-S700C2-U	379,5	366,2	370,5	372 (6,7)
48,3-3,0-S700C2-B	392,0	390,8	393,8	392,2 (1,5)
48,3-3,0-S700C2-S	412,7	412,7	410,8	412,0 (1)
48,3-1,8-S960-U	301,6	299,3	302,3	301 (1,5)
48,3-1,8-S960-S	313,8	314,5	315,6	314,6 (0,9)
88,9-2,7-S355-U	311,1	335,6	334,9	327,2 (13,9)
88,9-2,7-S355-B	365,0	366,1	369,5	366,8 (2,3)

88,9-2,7-S355-S	373,7	374,1	372,6	373,4 (0,7)
88,9-4,0-S355-U	507,6	471	472,7	483,7 (20,6)
88,9-4,0-S355-B	-	553,4	550,6	552 (1,9)
88,9-4,0-S355-S	556,1	556,1	562,2	558,1 (3,5)
88,9-4,0-S550-B	720,6	737,6	726,8	728,3 (8,6)
90,0-2,7-S960-U	740,6	738,6	738,7	739,3 (1,1)
90,0-2,7-S960-S	758,2	757,6	755,7	757,1 (1,3)

4.3 Kraft-Dehnungs-Kurven

Die Dehnungsmessungen anhand der Dehnungsmessstreifen und dem DIC mit der Bezeichnung nach Abbildung 4-1 sind nachfolgend für ausgewählte Prüfkörper dargestellt. Da je nach Versagensmodus die Dehnung infolge starkem Plastizieren sehr hohe Werte annehmen konnte, wurde für die Darstellung eine Obergrenze von 10 % für die Dehnung vorgegeben. Ansonsten ist der Abfall nach Erreichen der Maximallast bis auf 90% der Traglast dargestellt.

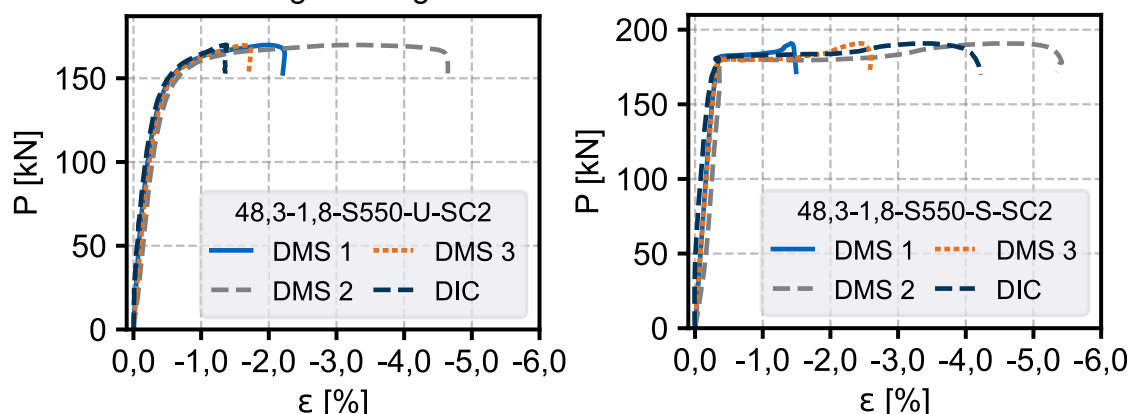


Abbildung 4-2 links: Kraft-Dehnungs-Kurve 48,3-1,8-S550-U-SC2, rechts: Kraft-Dehnungs-Kurve 48,3-1,8-S550-S-SC2

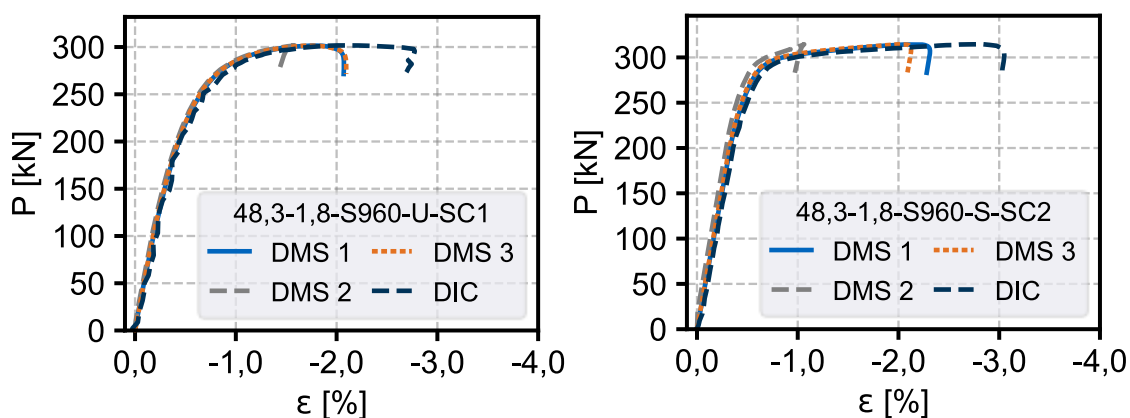


Abbildung 4-3 links: Kraft-Dehnungs-Kurve 48,3-1,8-S960-U-SC1, rechts: Kraft-Dehnungs-Kurve 48,3-1,8-S960-S-SC2

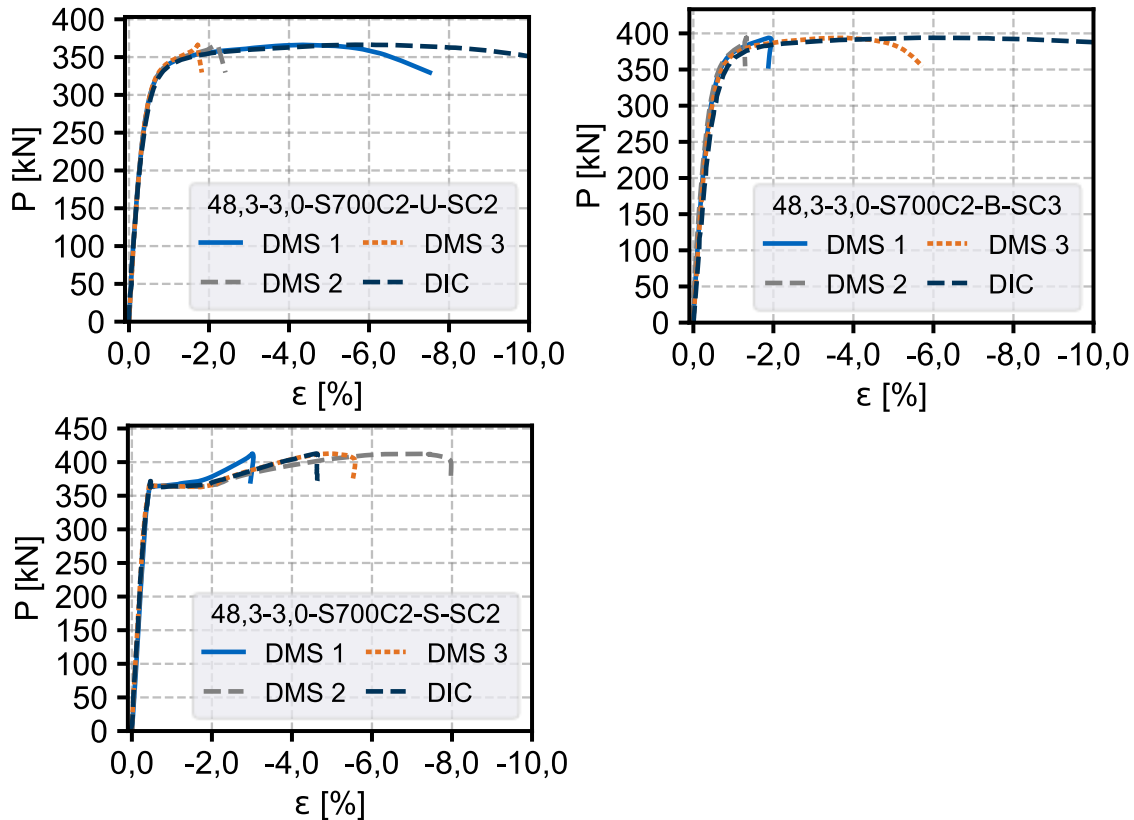


Abbildung 4-4 links oben: Kraft-Dehnungs-Kurve 48,3-3,0-S700C2-U-SC2, rechts oben: Kraft-Dehnungs-Kurve 48,3-3,0-S700C2-B-SC3, links unten: Kraft-Dehnungs-Kurve 48,3-3,0-S700C2-S-SC2

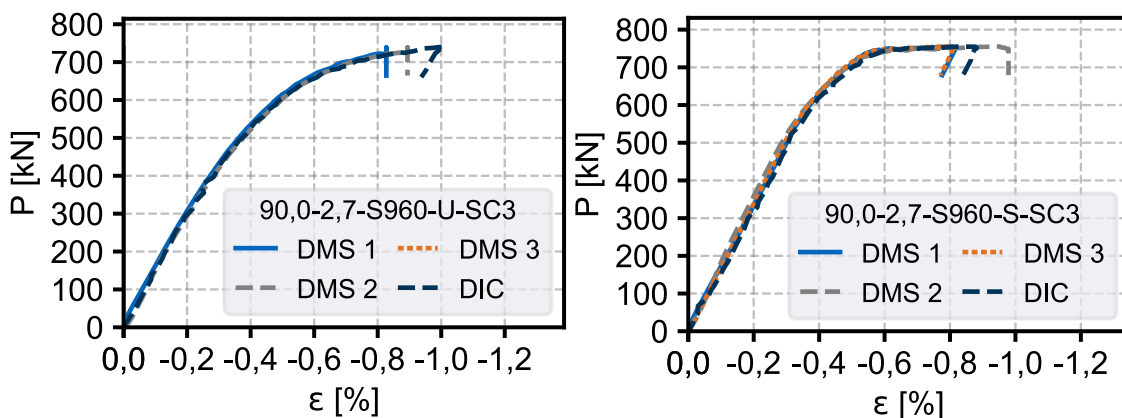


Abbildung 4-5 links: Kraft-Dehnungs-Kurve 90,0-2,7-S960-U-SC3, rechts: Kraft-Dehnungs-Kurve 90,0-2,7-S960-S-SC3

Es ist ersichtlich, dass auch hier bei den Stählen bis zu S700 affin zu den Zugversuchen ein „sharp yielding“ bei den stückverzinkten Exemplaren auftritt, während die unverzinkten Exemplare ein „gradual yielding“ aufweisen. Lediglich bei der Sorte S960 konnte kein ausreichender Eigenspannungsabbau durch die Stückverzinkung erreicht werden. Jedoch ist ersichtlich, dass, wie auch im Zugversuch, die Steigung der Spannungs-Dehnungs-Kurve im Falle der stückverzinkten Rohre erst später abnimmt.

4.4 Erfassung des Versagens anhand digitaler Bildkorrelation

Aufgrund der Druckspannungen σ_x in Längsrichtung ist das Bauteil bestrebt, in Umfangsrichtung eine Querdehnung aufzubauen. Diese wird aber an den Rohrenden nicht zugelassen, da aus der gleichmäßigen Dehnung eine Vergrößerung des Durchmessers folgen würde. Aufgrund der Auflagersituation ist dies nur bis zu vollständigem Kontakt der Rohrwandung mit der Nut möglich. Daraus ergibt sich eine Verformung nahe der Auflagerenden, deren Ausbildung zu einem „Elefantenfuß“ führt. Mittels digitaler Bildkorrelation (DIC) kann der Dehnungs und Verformungszustand im Rohr großflächig erfasst werden. Die typisch auftretenden Versagensmodi in den Versuchen sind nachfolgend abgebildet.

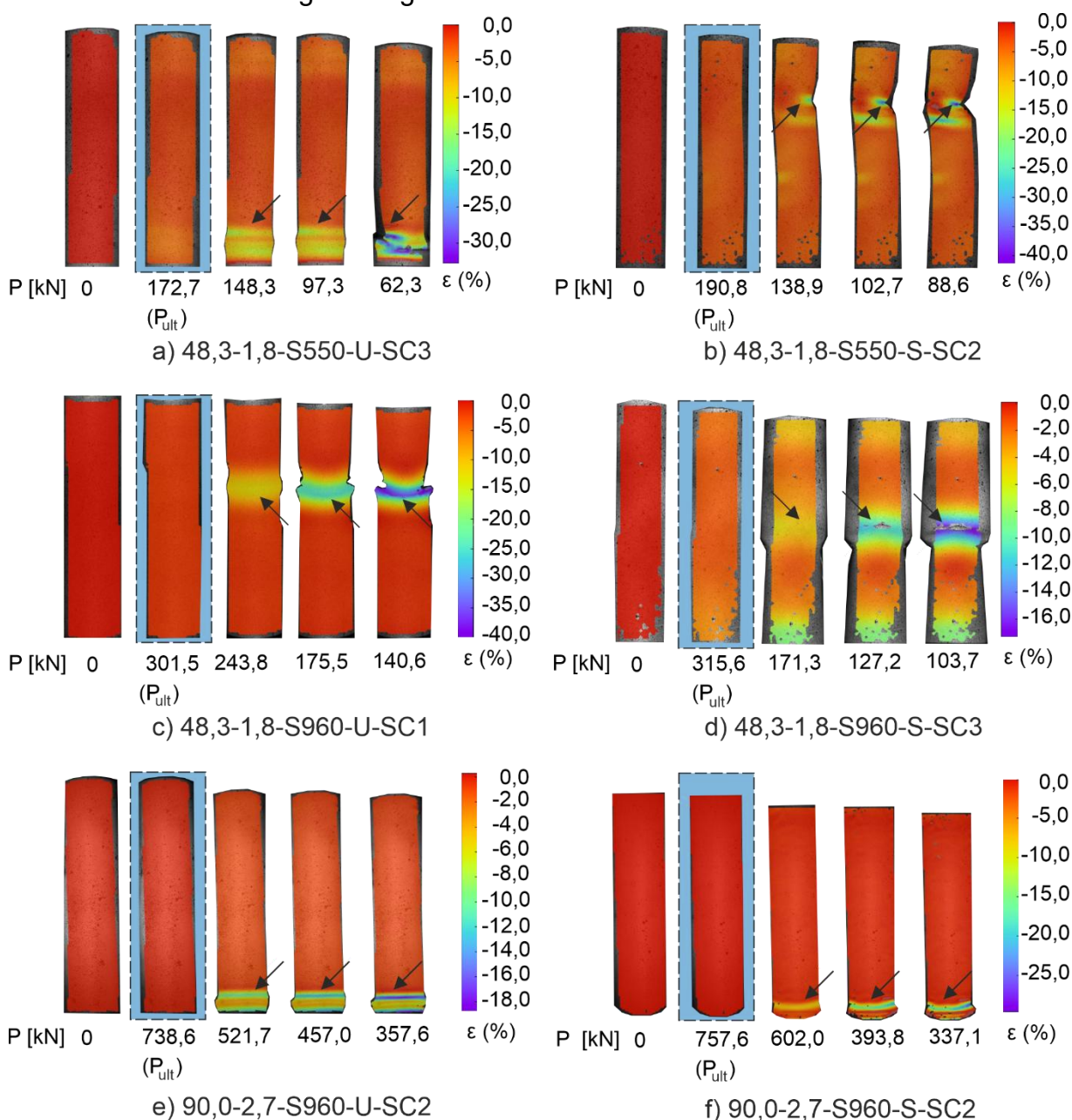


Abbildung 4-6 Visualisierte Dehnungen ausgewählter Prüfkörper in Längsrichtung

Die Ausbildung eines randnahen Elefantenfußes ist aus Abbildung 4-6 a), e) und f) ersichtlich. Sie bedingt starkes Plastizieren und ist somit auch ein Indiz dafür, dass kein lokales elastisches Beulen auftritt. Abbildung 4-6 b) und d) hingegen weisen eine Einbeulung am oberen Ende beziehungsweise in der Prüfkörpermitte auf. Auch hier liegen geometrisch nichtlineare Effekte vor, die jedoch auf höhere lokale Imperfektionen zurückzuführen sind. Ein ähnlicher Fall liegt Abbildung 4-6 c) vor, wobei der Elefantenfuß hier bezogen auf die Prüfkörpermitte leicht nach oben versetzt auftritt. Auch hier könnte eine konvexe Imperfektionsform ein solches Versagen begünstigt haben. Für die hier vorgestellten Untersuchungen kann jedoch festgehalten werden, dass die Ausbildung der Beulverformungen erst nach Abfall der Traglast auftritt. Somit ist basierend auf den DIC-Ergebnissen kein lokales elastisches Beulen aufgetreten.

4.5 Analyse der Dehnsteifigkeit/

Da Effekte der Verzinkung auf die Steifigkeit des Rohres vermutet wurden, werden diese anhand der Ergebnisse der Stub-Column-Tests überprüft. Da in Prüfkörpermitte äquidistant vier Messstellen für die Dehnung vorliegen, kann der Anteil aus reiner Druckbeanspruchung über die Mittelung dieser Werte erfolgen. Diese ergibt sich folglich zu:

$$\varepsilon_{mean} = \frac{\varepsilon_{DMS1} + \varepsilon_{DMS2} + \varepsilon_{DMS3} + \varepsilon_{DIC}}{4} \quad (4.3)$$

Die Dehnsteifigkeit ist für den reinen Stahl abhängig von Elastizitätsmodul, Querschnittsfläche, Lastniveau und Eigenspannungen. Da eine Vergleichbarkeit zwischen unverzinktem und stückverzinktem Exemplar nur dann sinnvoll erscheint, wenn die Querschnittsfläche und Elastizitätsmodul als einzige Parameter eingehen, werden die Dehnsteifigkeiten für den Anfangsbereich der Belastung ausgewertet. Somit werden plastische Effekte aufgrund fortgeschrittenem Lastniveau und Eigenspannungen unterbunden. Für hohe Lasten kann das Ergebnis lediglich als effektive Dehnsteifigkeit interpretiert werden. Es ergibt sich folglich für die Dehnsteifigkeit:

$$EA = \frac{N}{\varepsilon_{mean}} = \frac{P}{|\varepsilon_{mean}|} \quad (4.4)$$

In gegebenem Fall wurde dieser Effekt hauptsächlich für die Stückverzinkung untersucht, da hier die größten Änderungen aufgrund der größeren Zinküberzugsdicken zu erwarten sind. In der Auswertung ist das Auswertefenster grau hinterlegt. Da Messunsicherheiten bei sehr geringen Lasten die Ergebnisse verfälschen würden und anfangs von einer mittleren Dehnung von 0 gestartet wird, ergeben sich unrealistisch hohe Steifigkeiten (z.T. gegen ∞ verlaufend, da durch 0 geteilt wird). Über eine Regression in dem Auswertefenster, das diese Effekte außer Acht lässt, kann eine zuverlässige Ermittlung der Dehnsteifigkeit erfolgen. Sie wurde für die Versuchsreihen 48,3-1,8-S550 (U & S), 48,3-2,7-S600 (U & S), 48,3-3,0-S700 (U, B & S), 48,3-1,8-S960 (U & S) und 90,0-2,7-S960 (U & S) ausgewertet und ist nachfolgend exemplarisch dargestellt.

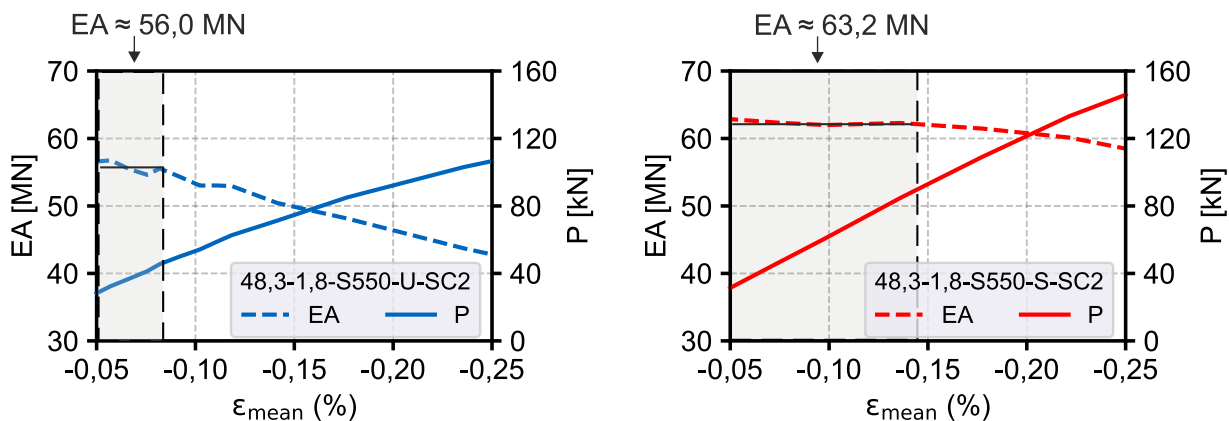


Abbildung 4-7 Dehnsteifigkeit für 48,3-1,8-S550 (links U, rechts S)

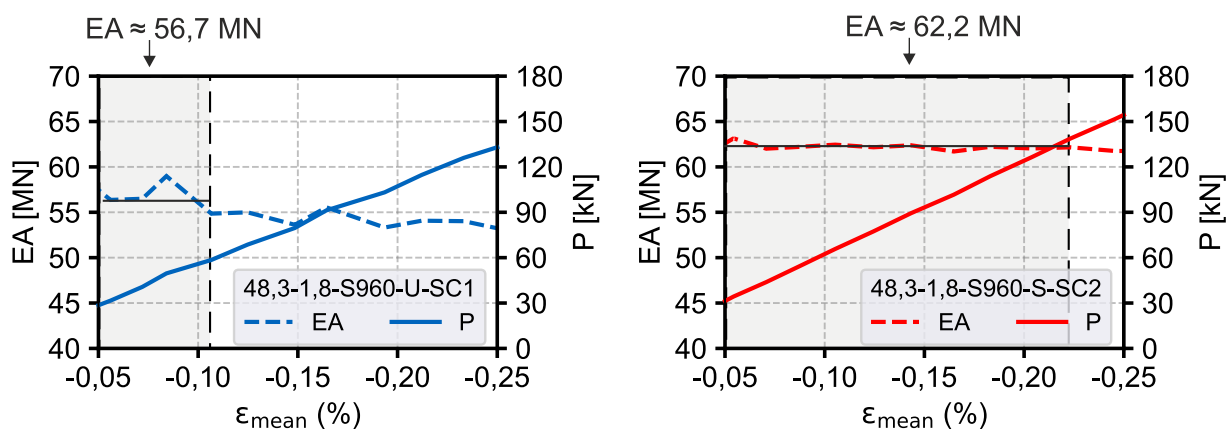


Abbildung 4-8 Dehnsteifigkeit für 48,3-1,8-S960 (links U, rechts S)

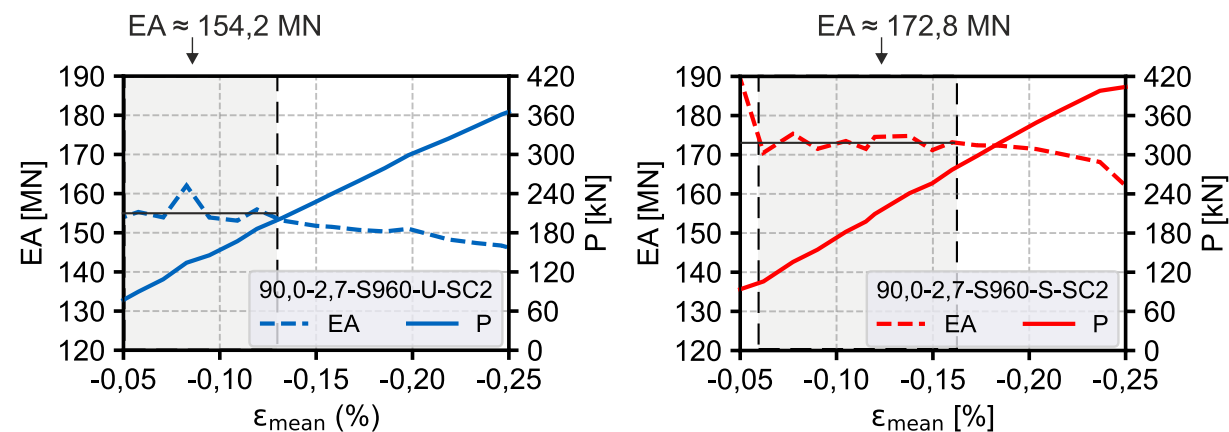


Abbildung 4-9 Dehnsteifigkeit für 90,0-2,7-S960 (links U, rechts S)

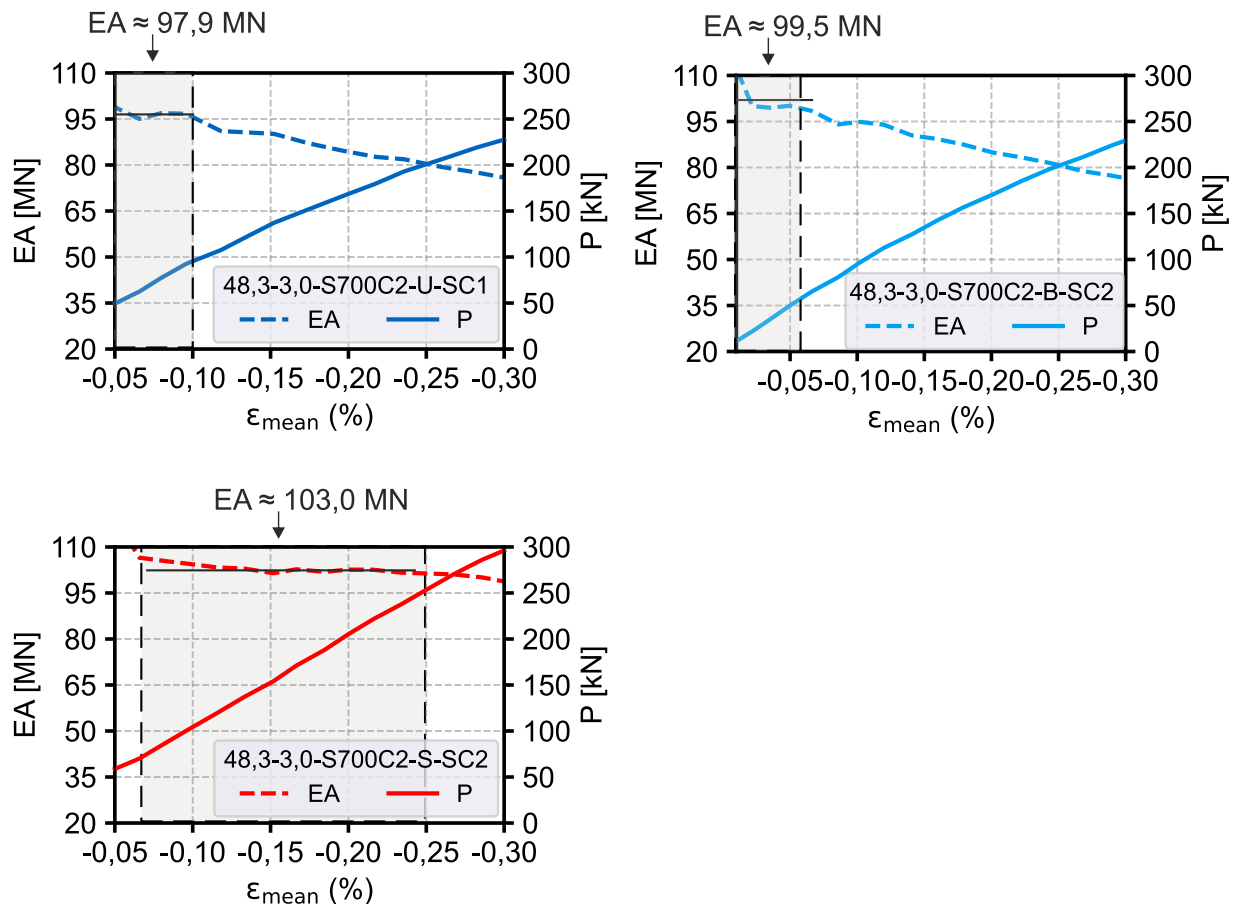


Abbildung 4-10 Dehnsteifigkeit für 48,3-3,0-S700C2 (links oben U, rechts oben B und links unten S)

Mehrere Schlüsse können aus den Darstellungen gezogen werden. Zum einen ist der wesentlich größere Einfluss der Eigenspannungen auf die Dehnsteifigkeit bei den unverzinkten und der bandverzinkten Probe erkennbar. Bereits früh stellt sich eine effektive Dehnsteifigkeit ein, während bei den stückverzinkten Proben ein Plateau vorhanden ist, das sich über einen größeren Bereich erstreckt als bei den unverzinkten Proben. Zudem ist ersichtlich, dass die Dehnsteifigkeit infolge der Verzinkung zunimmt. Der prozentuale Anstieg der Dehnsteifigkeit der stückverzinkten Proben gegenüber den unverzinkten ist nachfolgend dargestellt:

Tab. 4-2 Prozentualer Anstieg der Dehnsteifigkeit infolge der Stückverzinkung

Versuchsreihe	Zuwachs EA [%]
48,3-1,8-S550	12,9
48,3-2,7-S600	11,8
48,3-3,0-S700C2	5,2
48,3-1,8-S960	9,7
90,0-2,7-S960	12,0

Da ein solch signifikanter Anstieg in der Steifigkeit nicht nur mit einem Anstieg des E-Moduls begründet werden kann, wurde also eindeutig eine Beteiligung der Zinkschicht am Lastabtrag identifiziert. Dies kann auch erklären, warum bei der Bandverzinkung,

die wesentlich geringere Zinküberzugsdicken aufweist, der Anstieg der Dehnsteifigkeit lediglich bei 1,6 % lag. Der Steifigkeitszuwachs wirkt sich selbstredend auch auf das Tragverhalten aus, das im nächsten Kapitel diskutiert wird.

4.6 Ergebnisbewertung

Ein elastisches, rautenförmiges Beulen der Zylinderschalen wie es bei sehr dünnen Schalen zu erwarten wäre, wurde in den vorliegenden Untersuchungen nie festgestellt. Stattdessen konnte häufig ein Elefantenfußbeulen, das zum Teil mit Überlagerung der inhärenten Imperfektionen in mittig orientierten Beulen resultierte, beobachtet werden. Die Ausbildung dieser Beulen fand jedoch im plastischen Bereich statt, so dass kein elastisches Beulen stattgefunden haben kann. Die Traglasten lagen stets über der mittleren Normalkraftbeanspruchbarkeit, die sich aus dem Produkt des Mittelwerts der Streckgrenze und der gemessenen Querschnittsdimensionen ergab. Daher ist ersichtlich, dass lokales elastisches Beulen nicht stattgefunden haben kann, da andernfalls die Traglast geringer sein müsste als die mittlere Normalkraftbeanspruchbarkeit. Insbesondere für die S960-Proben, die nach EN 1993-1-1 als beulgefährdet eingestuft werden, ist somit basierend auf den experimentellen Ergebnissen die Zuordnung in Klasse 4 konservativ.

Die Last-Dehnungs-Kurven spiegeln zudem die Charakteristik der Zugversuche wider. Während alle unverzinkten und bandverzinkten Proben ein „gradual yielding“ in den einzelnen DMS bzw. DIC aufweisen, ergibt sich bis zur Güte S700 auch hier ein „sharp yielding“ infolge der Stückverzinkung. Für die S960 Rohre konnte dieser Übergang abermals nicht festgestellt werden, allerdings liegt hier in der Darstellung der Dehnsteifigkeit über einen größeren Lastbereich die anfängliche Dehnsteifigkeit vor. Da im Kraft-Dehnungs-Diagramm der Quotient aus Kraft und Dehnung der Dehnsteifigkeit entspricht, kann also daraus geschlossen werden, dass die Kraft-Dehnungs-Kurve der stückverzinkten Proben affin zu den Spannungs-Dehnungs-Kurven aus den Zugversuchen eine höhere Steigung bei höherem Lastniveau aufweist. Dies lässt sich mit dem günstigeren Eigenspannungsprofil der stückverzinkten Rohre erklären, da durch den Abbau der Eigenspannungen das lokale Fließen bei den stückverzinkten Proben erst bei höheren Lasten beginnt. Neben der höheren Steigung bei den stückverzinkten Proben wird auch aufgrund des in den Zugversuchen festgestellten Anstiegs der Streckgrenze infolge der Stückverzinkung das Fließen abermals verzögert. Dies ist insbesondere von hoher Relevanz für das Beulen als nichtlineare Problemstellung, denn die sich einstellenden Verformungen für jegliches Lastniveau hängt stark von der Steifigkeit ab.

Eine geringere Steifigkeit bedingt größere Verformungen, die wiederum das Plastizieren beschleunigen. Dadurch sinkt die Steifigkeit, so dass die Verformungen steigen. Also beschleunigen sich die geometrische und materielle Nichtlinearität gegenseitig. Insofern ist der Einfluss der Steifigkeit, welche bei den Stub-Columns anhand der Dehnsteifigkeit quantifiziert wird, entscheidend für das Tragverhalten und die erreichte Traglast. Die effektive Steifigkeit der stückverzinkten Proben wird durch das Zusammenspiel mehrerer Faktoren beeinflusst. Einerseits werden wie bereits erläutert Eigenspannungen abgebaut. Dies allein führt schon zu einem späteren Fließen. Des Weiteren steigt die Streckgrenze, so dass dies abermals das Plastizieren verzögert. Das Nachverfestigungsverhalten, das in allen Last-Dehnungs-Kurven

auftritt, ist stahlgütenabhängig. Wie in Abbildung 3-3 dargestellt, stieg die Zugfestigkeit bis zur Güte S550, wodurch das Potential für „strain hardening“ zunimmt. Bei S600 blieb sie gleich und bei höheren Stahlgüten sank die Zugfestigkeit leicht. Also beginnt bei den Güten ab S700 zwar das Fließen erst später, dafür ist aber die Nachverfestigung des Stahls nicht so ausgeprägt wie bei den unverzinkten Proben. Als letzter Punkt ist ein Zuwachs der anfänglichen Steifigkeit infolge der Mitwirkung der Zinkschicht hervorzuheben. Dies begründet den Anstieg der Traglast für alle stückverzinkten Proben gegenüber den unverzinkten. Bei den bandverzinkten Proben wurde in den Zugversuchen ausnahmslos eine höhere Streckgrenze und Zugfestigkeit festgestellt.

Zwar findet hier kein Eigenspannungsabbau statt, jedoch bedingt auch in diesem Fall die höhere Streckgrenze eine Retardierung des Fließens. Zudem führt die höhere Zugfestigkeit zu einem erhöhten Nachverfestigungsvermögen. Eine geringfügig höhere Anfangssteifigkeit wurde auch für 48,3-3,0-S700C2-B gegenüber der unverzinkten Reihe festgestellt. Der Effekt kommt jedoch nicht so stark zum Tragen wie bei den stückverzinkten Proben. Der prozentuale Anstieg der Mittelwerte der Traglasten der stückverzinkten bzw. bandverzinkten Proben gegenüber den unverzinkten ist nachfolgend dargestellt:

Tab. 4-3 Prozentualer Anstieg des Mittelwerts der Traglasten infolge der Verzinkung (B,S)

Versuchsreihe	Traglastanstieg	Traglastanstieg
	B [%]	S [%]
48,3-1,8-S355	12,9	15,6
48,3-2,7-S355	6,5	10,8
48,3-1,8-S550	7,8	11,2
48,3-2,7-S600	-	3,6
48,3-3,0-S700C2	5,4	10,8
48,3-1,8-S960	-	4,5
88,9-2,7-S355	12,1	14,1
88,9-4,0-S355	14,1	15,4
90,0-2,7-S960	-	2,4

5 Knickversuche

Da die Knicklinien als Bemessungskonzept für hochfeste Stähle in der DIN EN 1993-1-1:2022 [18] nur bis zur Stahlgüte S700 definiert sind, stellt sich für höhere Stahlgüten wie S960 die Frage nach einer geeigneten Knicklinie. Zudem wurde bereits dargelegt, dass die bisherigen Bemessungsvorschriften die Tragfähigkeit kaltgefertigter, längsgeschweißter Rohre unterschätzen. So ist auch hinsichtlich der globalen Stabilität denkbar, dass die Zuordnung zu Knicklinie „c“ für kaltgefertigte Rohre aus höherfestem Stahl wie S700 zu konservativ ist. Einflüsse aus der Verzinkung werden bisher nicht berücksichtigt. Insofern wurden Knickversuche an kaltgefertigten Rohren aus

normalfesten und hochfesten Stählen mit den bereits beschriebenen Verzinkungszuständen durchgeführt, um Effekte aus der Stahlgüte, Verzinkung und den tatsächlich vorhandenen Imperfektionen quantifizieren zu können.

5.1 Versuchskonzeption Knickversuche

Die Versuchsrandbedingungen der Knickversuche orientieren sich an den Vorgaben des ECCS, die von Sfintesco in [19] beschrieben wurde. Darüber hinaus wurde ein Versuchsprozedere für zentrische Knickversuche vom ECCS in [20] beschrieben. Favorisiert wird dabei die Durchführung von Knickversuchen am beidseitig gelenkig gelagerten Stab (Eulerfall II), da der kritische Querschnitt hier im Bereich der Prüfkörpermitte vorliegt und somit keine Lasteinleitungseffekte die Ergebnisse beeinflussen. Aus praktischer Sicht ist zudem hervorzuheben, dass die zu prüfenden Bauteile eine geringere Versagenslast haben als beidseitig eingespannte Komponenten. Somit ist die Prüfmaschinenkapazität und aufgrund des Zusammenhangs mit der Knicklänge die Probenlänge keine starke Restriktion für die Versuchsdurchführung. Zudem ist aufgrund der kürzeren Längen weniger Material erforderlich. Eine Herausforderung hingegen stellt die Sicherstellung einer quasi gelenkigen Lagerung dar. In [20] werden dabei verschiedene denkbare Umsetzungen einer solchen Lagerung beschrieben. Die Wahl der Variante ist dabei abhängig von Prüfkörperabmessungen, erwarteter Versagenslast, mobilisierbarer Lagerreibung und den vorhandenen Prüfmaschinenmodalitäten. Um einen Kompromiss für genannte Aspekte zu finden, wurden Pendelrollenlager der Firma SKF (SKF 23122-2CS5/VT143) gewählt. Eine Welle ($\varnothing 110,0$ mm) mit einer Lasteinleitungskonsole wurde mittels einer ISO-Passung k6 nach DIN EN ISO 286-1 [21] fest in den Innenring eingepasst. Anschließend wurde die gesamte Konstruktion über den Außenring jeweils in ein Augenblech ($t = 56$ mm) mit einer H7 Passung eingepasst. Zur Lagesicherung der Pendelrollenlager wurden an beide Flanken der Augenbleche Ringbleche angeschraubt. Zur Einstellung des jeweiligen Durchmessers ($\varnothing 48,3$ mm, $\varnothing 88,9$ mm und $\varnothing 90,0$ mm) wurden affin zu den Stub-Column-Tests Adapterplatten mit einer Nut an die Lasteinleitungskonsole geschraubt. Die Lagerkonstruktion wurde zur Lasteinleitung und Lagerung an eine Fuß- bzw. Kopfplatte angeschraubt.

Diese Konstruktion weist neben einer hohen Belastungskapazität ($P_{\max} = 1170$ kN) und einer geringen Lagerreibung den Vorteil auf, dass das Bauteilende bis zur Rotationsachse geführt werden kann. Damit entspricht die Knicklänge der Bauteillänge. Allerdings ist durch diese Lagerkonfiguration die Knickrichtung bereits vorgegeben. Daher ist eine Kenntnis der relevanten Knickrichtung unerlässlich, falls Knicklinienansätze direkt aus den Knickversuchen abgeleitet werden. Dieser Fall würde eine Vielzahl an Versuchen erfordern, die an der großen Versuchsmatrix nicht durchführbar wäre. Die bereits dargestellten Eigenspannungsverläufe implizieren, dass eine Asymmetrie des Materialverhaltens orthogonal zur Schweißnahtebene vorliegt, also ein Ausknicken in der Schweißnahtebene bei einem perfekt geraden Stab maßgebend wird. Durch die Überlagerung mit geometrischen Imperfektionen und unplanmäßigen Lasteinleitungsexzentrizitäten kann das Ausknicken auch in andere Richtungen als in der Schweißnahtebene stattfinden. Zur Bewertung, ob sich eine ausgezeichnete Knickrichtung ergibt, wurden daher Vorversuche mit Kugelscheiben und Kegelpfannen durchgeführt. Dadurch wird ein freies Ausknicken der Prüfkörper in

alle Richtungen ermöglicht. Jedoch generieren sie hohe Lagerreibung, so dass sie für die eigentliche Versuchsdurchführung außer Acht gelassen wurden. Eine eindeutig bevorzugte Knickrichtung konnte anhand der Vorversuche nicht festgestellt werden, auch wenn die leichte Mehrheit der Prüfkörper in der Schweißnahtebene knickte. Daher wurde die Versuchsmatrix so ausgelegt, dass zwei Knickrichtungen untersucht werden: Ausknicken in der Schweißnahtebene und senkrecht zur Schweißnahtebene. Für das Rohr wird fortan folgendes globales Koordinatensystem verwendet:

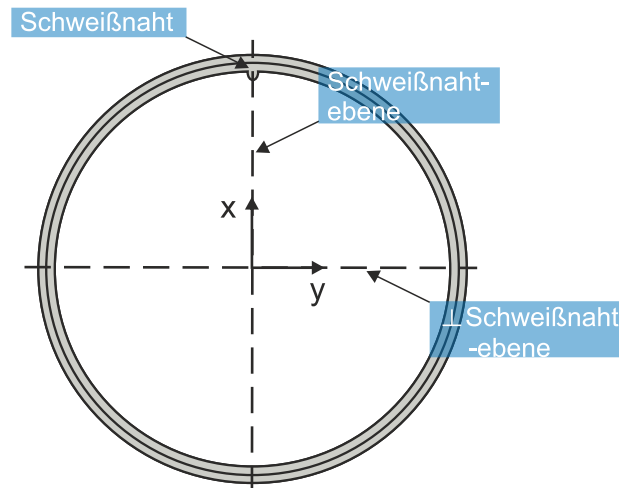


Abbildung 5-1 Definition des Koordinatensystems für das Rohr

Aufgrund der hohen Prüfkraft und Prüfkörperlängen wurden die Versuche in zwei Prüfständen durchgeführt. Der Großteil der Versuche erfolgte an der Zwick/Roell Z600 (Abbildung 5-2), die eine Lastkapazität von 600 kN aufweist. Die Lager wurden über die Fußplatte mit dem Maschinenkopf verbunden, der durch seine Höhenverstellbarkeit die Prüfung unterschiedlicher Längen (maximal 2,00 m) ermöglichte. Vorteilhaft war hier die schnelle Versuchsabwicklung. Für die Bauteile mit höheren Versagenslasten und Längen über 2,00 m wurde ein Hydraulikzylinder der Firma Lukas Hydraulik GmbH und einer Lastkapazität von 4300 kN in ein Rahmensystem integriert. Dazu wurde in eine 60 mm dicke Fußplatte eine der Kraftmessdose entsprechende 5 mm tiefe Bohrung vorgenommen. Die Fußplatte wurde mit den Augenblechen verschraubt und der Zylinder über die entlang des Gewindes aufgeschraubten Kraftmessdose in dieser versenkt. Der Riegel (Querhaupt) war dabei höhenverstellbar, so dass auch hier unterschiedliche Längen bis zu einer Länge von 3,00 m geprüft werden konnten.

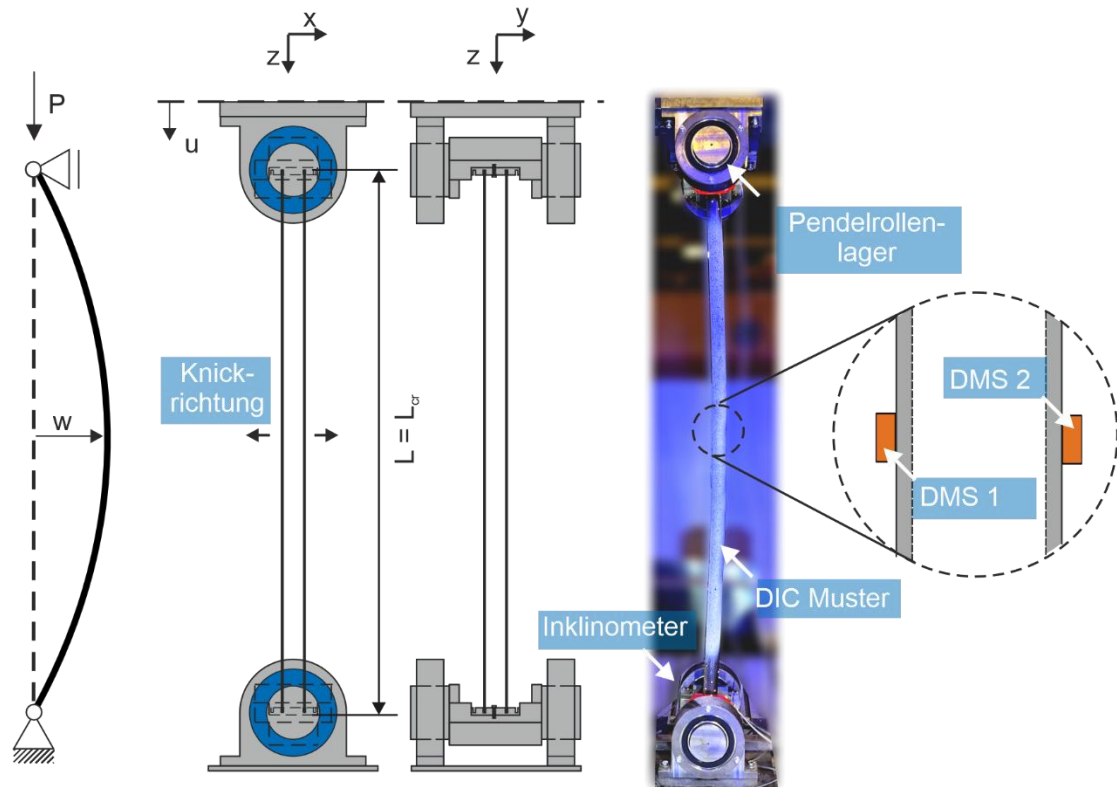


Abbildung 5-2 Konzept des Versuchsstands in der Zwick/Roell Z600

Die Last wurde weggesteuert aufgebracht, wobei die Geschwindigkeit 0,01 mm/s in der Zwick/Roell Z600 und 0,003 mm/s im Portalrahmen betrug. Die 0,003 mm/s sind bei den weichen Stützen mit Knicklängen von 3,00 m erforderlich, um die Lasten quasi-statisch aufzubringen. Dazu musste im Portalrahmen ein zusätzlicher Wegaufnehmer angebracht werden, der bei der Zwick/Roell Z600 bereits intern eingebaut ist. Zur Erfassung der Verformung in der Knickebene wurde digitale Bildkorrelation anhand eines DIC-Systems angewendet. Damit konnte das Verformungsbild auf den Proben großflächig erfasst werden. Für die spätere numerische Validierung ist neben der Kraft-Verformungskurve auch die Dehnungsentwicklung ein wesentlicher Parameter. Daher wurden in Prüfkörpermitte Dehnungsmessstreifen (DMS 1 und DMS 2 in Abbildung 5-2) an den jeweiligen äußersten Fasern in Knickrichtung angebracht. Im Falle von Knicken in der Schweißnahtebene befand sich DMS 2 dabei auf der Schweißnaht. Zusätzlich wurde die Lagerverdrehung mittels Inclinometern aufgezeichnet, um gegebenenfalls auftretende Lagerreibungseffekte aufzuzeichnen.

Planmäßig sollte die Versuchsdurchführung zentrisch erfolgen. Aufgrund von Toleranzen im Rohrdurchmesser ist in der Nut im Prüfstand etwas Spiel vorhanden, wodurch allerdings auch Lasteinleitungsexzentrizitäten auftreten können, die bis zu 0,5 mm betragen können. Durch Kenntnis der Vorkrümmung, der Kraft-Dehnungs-Kurven und Kraft-Verformungs-Kurven kann auf diesen Einfluss zurückgerechnet werden. Um weitere Einflüsse infolge der Lasteinleitung zu unterbinden, wurden auch hier die Proben unter einer Toleranz von 0,1 mm plangedreht.

Neben der unterschiedlichen Knickrichtungen und Knicklängen wurden wie bereits zuvor unterschiedliche Verzinkungszustände der Rohre untersucht. Zusätzlich wurden an Rohren der Reihe 48,3-1,8-S960-S Knickversuche mit abgebeizter Zinkschicht durchgeführt, um den Einfluss der Zinkschicht auf die Traglast und die Steifigkeit zu

quantifizieren. Diese werden im Folgenden statt mit ‚S‘ für mit ‚SoZ‘ (stückverzinkt, ohne Zinkschicht) bezeichnet. Da der Fokus auf hochfesten Stählen lag, wurden bei normalfesten Stählen nur Versuche in Knickrichtung x durchgeführt. Grundsätzlich wurden immer drei unterschiedliche Längen untersucht.

Tab. 5-1 Versuchsmatrix für die durchgeführten Knickversuche

Versuchsreihe	Zustände
48,3-1,8-S355	U, S
48,3-2,7-S355	U, S
48,3-1,8-S550	U, B, S
48,3-2,7-S600	U, S
48,3-3,0-S700C2-	U, B, S
48,3-1,8-S960	U, S, SoZ
88,9-2,7-S355	U, S
88,9-4,0-S550	B
90,0-2,7-S960	U,S

Insgesamt wurden ohne Vorversuche 103 Knickversuche durchgeführt.

5.2 Ergebnisse der Knickversuche

Die Ergebnisse der Knickversuche werden anhand der Gegenüberstellung mit den Knicklinien dargestellt. Dies ist eine sinnvolle Darstellung, da das Bemessungskonzept der Knicklinien einen dimensionslosen Abminderungsbeiwert χ je nach Schlankheit ergibt und somit eine gute Vergleichbarkeit sicherstellt.

5.2.1 Berücksichtigung von Lagerreibungseffekten

Da durch das verwendete Pendelrollenlager zwar wenig Lagerreibung auftritt, diese aber nicht vollkommen ausgeschlossen werden kann, wurden die Last-Längsverschiebungs-Kurven analysiert. Lagerreibung führt zu einem rückstellenden Moment. Das Pendant dazu ist ein Stab mit einer Drehfeder am Auflager. Damit verbunden ist eine Erhöhung der idealen Verzweigungslast, solange die Lagerreibung nicht überwunden wurde und damit einhergehend auch eine höhere Traglast als am gelenkigen Stab. Da im Zuge der höheren Traglast auch zwangsläufig die Endmomente zunehmen, wird die Lagerreibung an den Enden überwunden. Daraus resultiert ein plötzlicher Abfall in der Kraft, da die Lagerbedingungen nun denen des rein gelenkigen Stabes entsprechen, der Stab geht also in den Sekundärpfad (Nachbeulpfad) des ursprünglich gelenkig angedachten Stabes über. Ein derartiger Effekt konnte in einigen Versuchen festgestellt werden. Dadurch, dass aber die Reibung stets überwunden wird, konnte aus dem Pfadwechsel auf die ursprünglich erreichbare Traglast geschlossen werden, indem eine Tangente an den Sekundärpfad angelegt wurde. Der Schnittpunkt der Tangente mit dem Primärpfad wurde als korrigierte Traglast berücksichtigt.

5.2.2 Gegenüberstellung mit Knicklinien

Die Traglasten P_{ult} aus den Versuchen werden nun nach der Stahlgüte differenziert in Knicklinien klassifiziert. Der Abminderungsbeiwert wird dabei wie folgt berechnet:

$$\chi_{Exp.} = \frac{P_{ult}}{N_{Rm}} \quad (5.1)$$

Die dazugehörige dimensionslose Schlankheit wird ausgehend von Verzweigungslast am beidseitig gelenkig gelagerten Stab und ohne Berücksichtigung der Verzinkung berechnet. Sie ergibt sich folglich zu:

$$\bar{\lambda}_{Exp.} = \sqrt{\frac{N_{Rm}}{N_{cr}}} \quad (5.2)$$

wobei

$$N_{cr} = \frac{EI \cdot \pi^2}{L^2} \quad (5.3)$$

Das Elastizitätsmodul wurde stets mit 210.000 N/mm² berücksichtigt. Für das Flächenträgheitsmoment wurde nur der Stahlquerschnitt berücksichtigt, da die mechanischen Eigenschaften der Zinkschicht nicht bekannt sind.

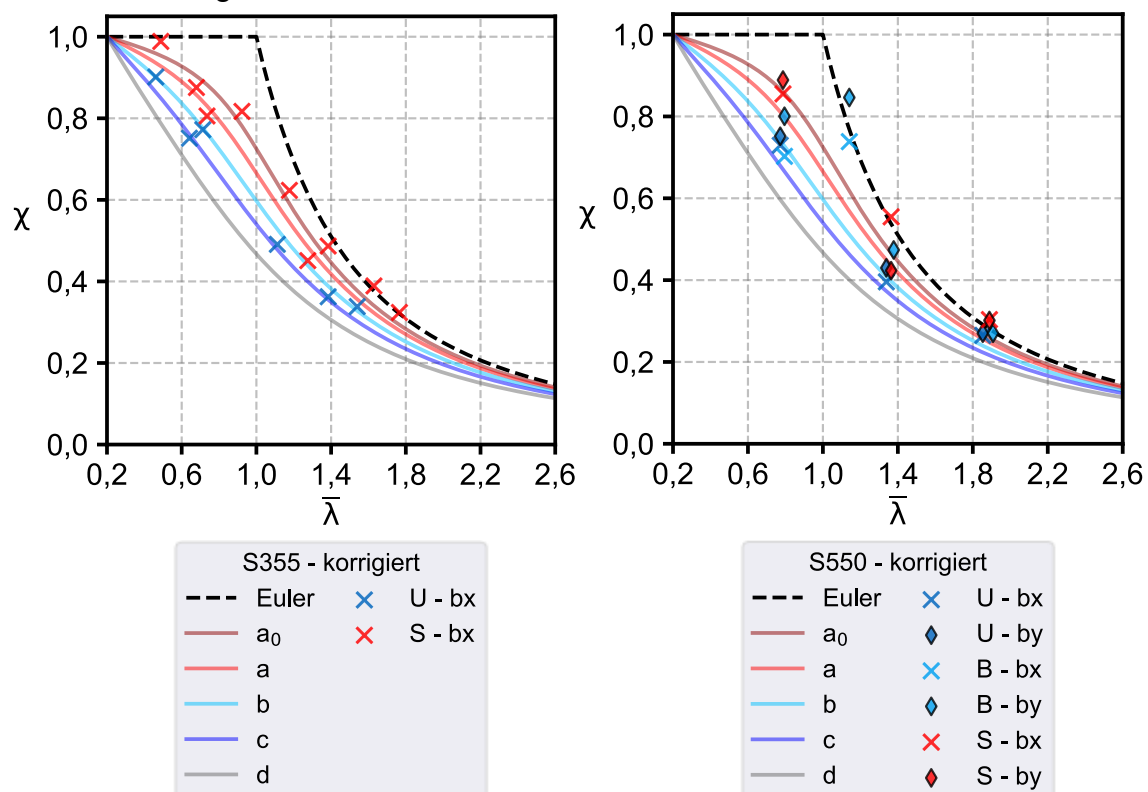


Abbildung 5-3 Einordnung der Knickversuche in Knicklinien: links S355, rechts S550

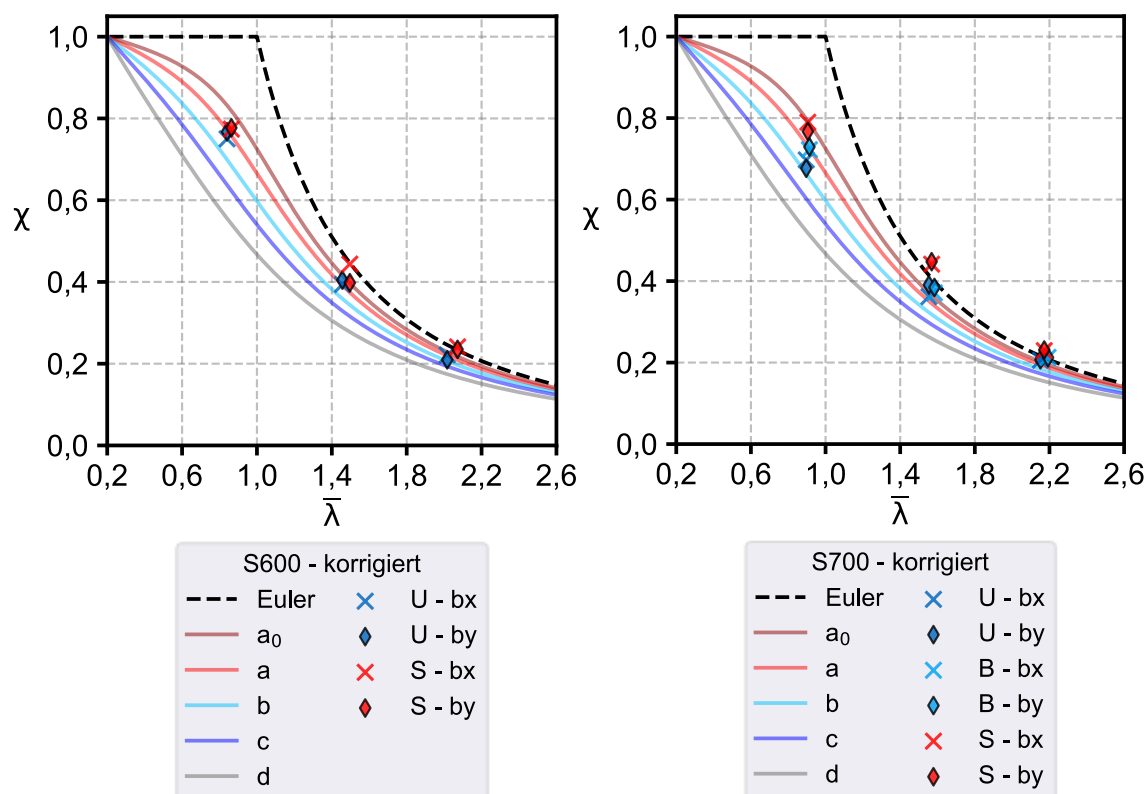


Abbildung 5-4 Einordnung der Knickversuche in Knicklinien: links S600, rechts S700

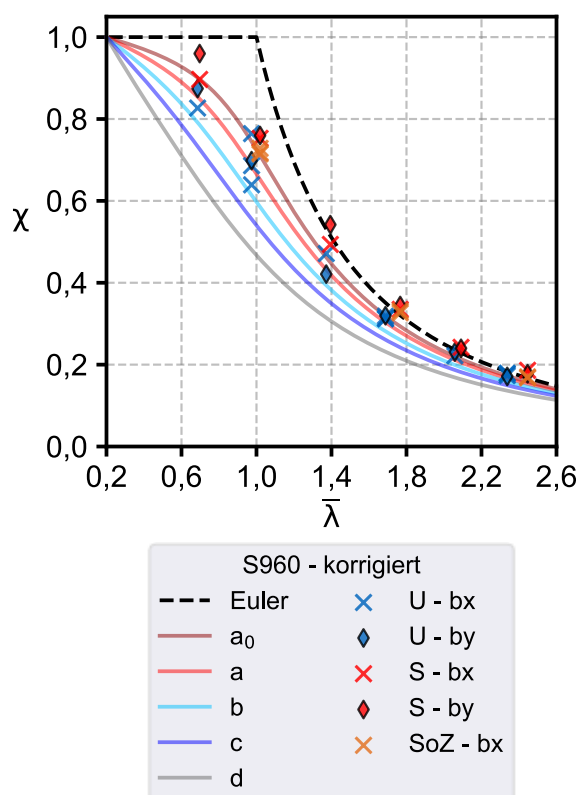


Abbildung 5-5 Einordnung der Knickversuche in Knicklinien S960

Knickrichtung = bx für Knicken in Schweißnahtebene, by orthogonal zur Schweißnahtebene

Trotz Korrektur der Lagerreibungseffekte liegen einige Versuche noch über der Eulerschen Grenzkurve. Dies tritt nahezu ausschließlich bei den stückverzinkten Proben auf, was auf einen systematischen Unterschied im Tragverhalten gegenüber den unverzinkten hinweist. Der Unterschied könnte aus der Vernachlässigung der Zinkschicht in den Bemessungsformeln kommen und bereits bei den Stub-Column-Tests zu höheren Dehnsteifigkeiten führte. Sollte ein solcher Unterschied vorliegen, so muss die ideale Verzweigungslast der stückverzinkten und unverzinkten Proben voneinander abweichen. Dies wurde mittels des in [22] beschriebenen Southwell-Plots an Proben der Versuchsreihe 48,3-1,8-S960 untersucht, da hier unverzinkte, stückverzinkte und entzinkte Proben vorlagen. Dadurch kann für diese drei Zustände die Verzweigungslast abgeleitet werden (sh Abbildung 5-6).

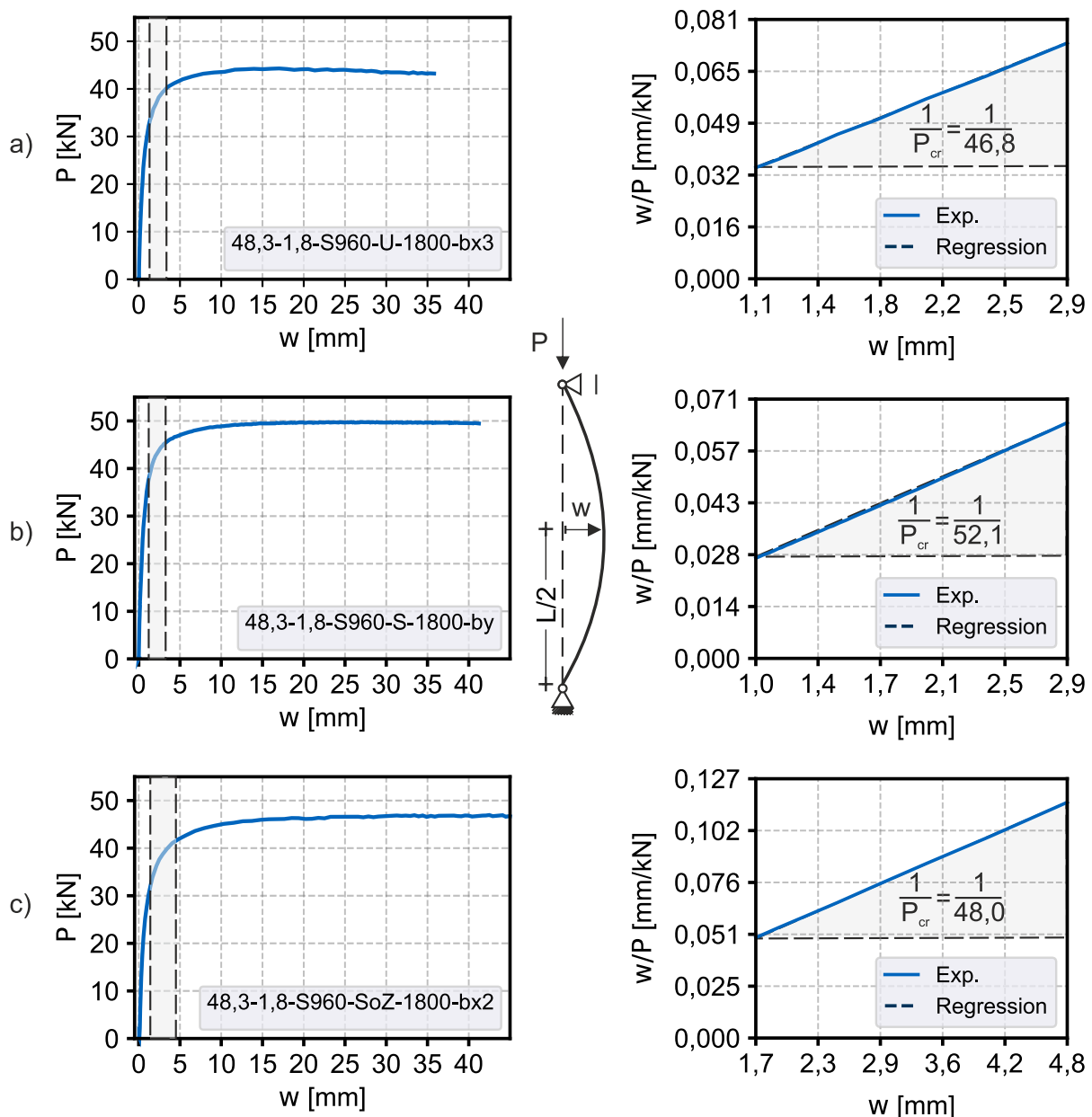


Abbildung 5-6 Kraft-Verformungs-Kurven (links) mit dazugehörigem Southwell-Plot (rechts) für 48,3-1,8-S960 in a) unverzinktem b) stückverzinktem und c) entzinkten Zustand

Es ist ersichtlich, dass die Verzweigungslast für die stückverzinkte Konfiguration in b) um ca 11,3 % gegenüber der unverzinkten Konfiguration ansteigt. Die entzinkte Variante weist einen geringeren Anstieg von 4,1 % auf. Dies könnte auf eine Steigerung

des Elastizitätsmoduls hindeuten, da der Zinküberzug hier nicht zum Trägheitsmoment beitragen kann. Effekte aus Eigenspannungen, die zu vorzeitigem Fließen führen, treten in dem hohen vorliegenden Schlankheitsbereich nicht auf, so dass eine Beeinflussung daraus ausgeschlossen werden kann.

Für die stückverzinkten Prüfkörper der 48,3-1,8-S960-Reihe wird nun die Schlankheit aufgrund der höheren Verzweigungslast geringer. Somit verschieben sich die Werte jenseits der Euler-Kurve nach links. Die daraus resultierende Einstufung der Knicklinie ist in Abbildung 5-7 dargestellt. Alle Versuche befinden sich nun unterhalb der Euler-Kurve. Allerdings ist hier hervorzuheben, dass der Traglastanteil der Zinkschicht hier nicht in N_{pl} miteingerechnet ist, da er nur schwer quantifizierbar ist. Ansätze zur Berücksichtigung werden im Zuge der numerischen Validierung vorgestellt. Die Konsequenz ist einerseits wieder eine leichte Erhöhung der Schlankheit, aber eine Reduktion des Abminderungsbeiwerts χ .

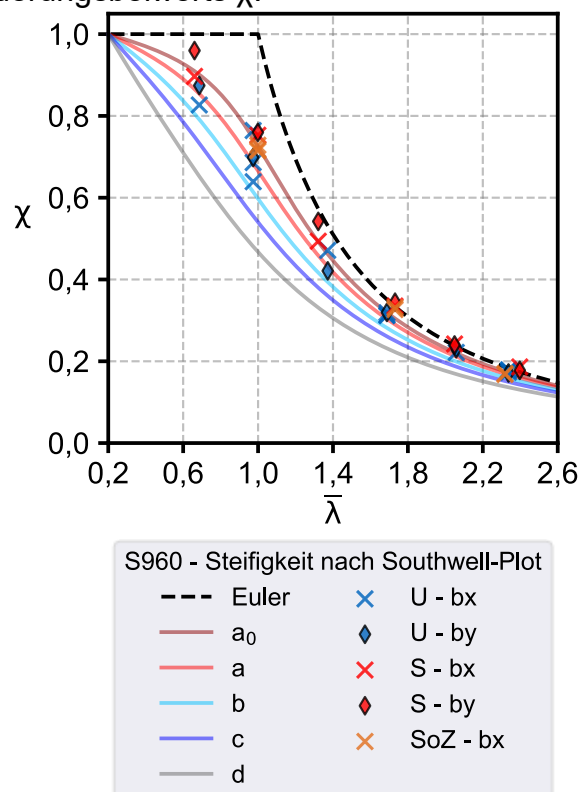


Abbildung 5-7 Klassifizierung der Knickversuche für S960 mit Steifigkeit gemäß Southwell-Plot

5.2.3 Ergebnisbewertung der Knickversuche

Aus den Knickversuchen geht hervor, dass mit höherer Stahlgüte zunehmend eine Tendenz zu günstigeren Knicklinien als ‚c‘ besteht. Die unverzinkten S355-Proben weisen in den meisten Fällen eine gute Übereinstimmung mit Knicklinie ‚c‘ auf. S550 entspricht im unverzinkten Zustand Knicklinie ‚b‘ oder unterschreitet diese leicht. Die unverzinkten Reihen der Stähle S600, S700 und S960 liegen allesamt zwischen Knicklinie ‚a‘ und ‚b‘.

Die Berücksichtigung der Stückverzinkung führt zu Knicklinie ‚b‘ als untere Grenze für S355, während bei S550, S600 und S700 ‚a‘ in Erwägung gezogen werden kann. Für die S960 Proben erscheint auch die Zuordnung zu Knicklinie ‚a0‘ im stückverzinkten Zustand möglich.

Die Bandverzinkung wird hier anhand der Stahlgüten S550 und S700 bewertet. Für erstere liegt bei einer dimensionslosen Schlankheit von 0,75 eine leichte Unterschreitung der Knicklinie ‚b‘ vor, während die anderen Versuche stets darüber liegen und zum Teil ‚a₀‘ erreichen. Ausgehend von S700 lässt sich Knicklinie ‚a‘ als untere Grenzkurve für gedrungene Stützen identifizieren. Bei den schlankeren Stützen kann sogar noch eine Knicklinie günstiger angesetzt werden.

Es sei jedoch darauf hingewiesen, dass die Knicklinien in ihrer Herleitung allesamt von einer geometrischen Imperfektion von $L/1000$ und repräsentativen Eigenspannungszuständen ausgehen. Wenige der durchgeführten Versuche wiesen eine Amplitude in der Nähe einer solch großen geometrischen Imperfektion auf. Zudem liegen in den Versuchen unplanmäßige Lasteinleitungsimperfektionen vor, die günstig oder ungünstig wirken können. Ein realistisches Bemessungskonzept muss daher unter Hinzuziehung numerischer Berechnungen erarbeitet werden.

6 Zusammenfassung

Im Projekt „Hochfeste Rohre im Kran- und Gerüstbau“ wurde der Einsatz hochfester Stähle für Konstruktionen des Kran- und Gerüstbaus untersucht. Dabei konnten wichtige Erkenntnisse und Grundlagen zur Anwendbarkeit hochfester Stähle gewonnen werden.

Während unverzinkte und bandverzinkte Rohre ausnahmslos ein „gradual yielding“ in ihrem Fließverhalten aufwiesen, wiesen die meisten Stahlsorten in der stückverzinkten Variante ein „sharp yielding“ auf. Diese Transformation wurde bis zu einer Stahlgüte von S700 festgestellt, für die Stahlsorte S960 hingegen blieb es beim „gradual yielding“. Die Streckgrenze stieg ausnahmslos an infolge der Stückverzinkung. Die stückverzinkten Proben zeigten ein stahlgütenabhängiges Verhalten. Bei der Zugfestigkeit ergab sich der Anstieg nur für die Bandverzinkung, jedoch einhergehend mit einer reduzierten Bruchdehnung. Durchgeführte Gefügeanalysen gaben keinen Aufschluss über Änderungen im Stahlgefüge infolge der Verzinkung.

Die Biegeeigenstressungen aus dem Kaltumformprozess wurden als wesentliche Eigenstressungsquelle für kaltgefertigte, HFI-geschweißte Rohre identifiziert, wohingegen die Schweißstressungen insbesondere bei höheren Stahlgüten an Relevanz für das Tragverhalten verlieren. Infolge der Stückverzinkung wurde ein Abbau der Eigenstressungen experimentell nachgewiesen. Der Verlauf der Spannungs-Dehnungs-Kurve korreliert mit der Reduktion der Eigenstressungen, so dass bei einem „sharp yielding“ von einem vollständigen Eigenstressungsabbau ausgegangen wurde.

Anhand der Stub-Column-Tests konnte verifiziert werden, dass die Regelungen des Eurocode 3 zur Querschnittsklassifizierung zu konservativ sind. Zudem ergab sich infolge Band- und Stückverzinkung stets eine Traglaststeigerung. Eine Analyse der experimentellen Dehnsteifigkeit führte zu der Erkenntnis, dass insbesondere bei der Stückverzinkung eine Mitwirkung des Zinküberzugs am Lastabtrag stattfindet.

Zentrische Knickversuche an den Rohren aus der Versuchsmatrix lieferten Aufschluss über das globale Stabilitätsverhalten kaltgefertigter, längsgeschweißter Rohre. Für die Bauteile wurden zwei Knickrichtungen untersucht, wobei eine von diesen das Knicken in der Schweißnahtebene darstellt und die andere orthogonal dazu. Aus Untersuchungen an stückverzinkten Rohren mit abgebeizter Zinkschicht konnte die Beobachtung der erhöhten Steifigkeit und der Mitwirkung am Lastabtrag aufgrund des Zinküberzugs bestätigt werden. Die Gegenüberstellung der Versuchsergebnisse mit den Knicklinien suggerierte eine zu konservative Kategorisierung in Knicklinie ‚c‘ für hochfeste Stähle. Insbesondere die stückverzinkten Bauteile zeigten ein deutlich günstigeres Verhalten, womit die Berücksichtigung der Stückverzinkung als wirtschaftliches Gebot erachtet werden kann.

Literaturverzeichnis/

- [1] Gubetini, D. *On the local and global buckling behavior of cold-formed, HFI-welded high-strength steel circular hollow sections* [Dissertation (unveröffentlicht)]. Technische Universität München.
- [2] Mensinger, M.; Gubetini, D. (07.2025) *Hochfeste Rohre im Kran- und Gerüstbau – Schlussbericht zu IGF-Vorhaben Nr. 01IF21439N*.
- [3] Jeromin, W. (2003) *Gerüste und Schalungen im konstruktiven Ingenieurbau – Konstruktion und Bemessung*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg.
- [4] Nather, F.; Lindner, J.; Hertle, R. (2004) *Handbuch des Gerüstbaus – Verfahrenstechnik im Ingenieurbau*. Berlin: Ernst.
- [5] DIN EN 10346:2015 (10.2015) *Kontinuierlich schmelztauchveredelte Flacherzeugnisse aus Stahl zum Kaltumformen - Technische Lieferbedingungen; Deutsche Fassung EN 10346:2015*. Berlin: Beuth-Verlag.
- [6] DIN EN ISO 1461:2009-10 (10.2009) *Durch Feuerverzinken auf Stahl aufgetragene Zinküberzüge (Stückverzinken) – Anforderungen und Prüfungen (ISO 1461:2009); Deutsche Fassung EN ISO 1461:2009*. Berlin: Beuth-Verlag.
- [7] DAST-Richtlinie 022: (06.2016) *DAST-Richtlinie 022: Feuerverzinken von tragenden Stahlbauteilen*. Düsseldorf: Stahlbau Verlags- und Service GmbH.
- [8] DIN EN 10219-1:2006-07 (07.2006) *Kaltgefertigte geschweißte Hohlprofile für den Stahlbau aus unlegierten Baustählen und aus Feinkornbaustählen - Teil 1: Technische Lieferbedingungen; Deutsche Fassung EN 10219-1:2006*. Berlin: Beuth-Verlag.
- [9] DIN EN ISO 6892-1:2020-06 (06.2020) *Metallische Werkstoffe - Zugversuch - Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur (ISO 6892-1:2019); Deutsche Fassung EN ISO 6892-1:2019*. Berlin: Beuth-Verlag.
- [10] Marx, S., Goeben, H. E.; Schröder, H. *Probleme der Kaltverfestigung im Stahlleichtbau* in: *IABSE congress report*, S. 259–272.
- [11] Esmaeil Pournamazian Najafabadi; Amin Heidarpour; Sudhir Raina (2021) *Hot-dip galvanizing of high and ultra-high strength thin-walled CHS steel tubes: Mechanical performance and coating characteristics* in: *Thin-Walled Structures* 164, S. 107744. <https://doi.org/10.1016/j.tws.2021.107744>
- [12] Institut für Konstruktion und Entwurf, Universität Stuttgart (30.01.2019) *Untersuchungen zur Auswirkung variierender Ausführungsqualitäten einer HFH-Nachbehandlung und Beurteilung einfacher Methoden zur Überprüfung der Nachbehandlungsspur*. https://www.baw.de/content/publikationen/www-dokumente-oeffentlich/0/2019_01_30_Schlussbericht_Final.pdf.
- [13] Jens Gibmeier (2004) *Zum Einfluss von Last- und Eigenspannungen auf die Ergebnisse instrumentierter Eindringhärteprüfungen* [Dissertation]. Universität Kassel.
- [14] Ziemian, R. D. [Hrsg.] (2010) *Guide to stability design criteria for metal structures*. 6. Aufl. Hoboken, N.J.: John Wiley & Sons Incorporated.
- [15] prDIN EN 1993-1-14 (04.08.2023) *Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 1-14: Bemessung mithilfe von Finite-Element-Berechnung; Deutsche und Englische Fassung prEN 1993-1-14:2023*. Berlin: Beuth-Verlag.

- [16] Chen, J.; Chan, T.-M. (2020) *Material properties and residual stresses of cold-formed high-strength-steel circular hollow sections* in: Journal of Constructional Steel Research 170, S. 106099. <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2020.106099>
- [17] Pu, Y.; Godley, M. H. R.; Beale, R. G. *Experimental Procedures for Stub Column Tests* in: CCFSS Proceedings of International Specialty 1998.
- [18] (04.2025) *Eurocode 3 – Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau; Deutsche Fassung EN 1993-1-1:2022*. Beuth-Verlag.
- [19] Sfintesco, D. (1970) *Fondement expérimental des courbes de flambement* in: construction métallique 1970, H. 3, S. 5–12.
- [20] ECCS Technical Committee 8 - Structural Stability - Technical Working Group 8.1 - Components (1984) *Testing Procedures*. 36.
- [21] DIN EN ISO 286-1:2019 (09.2019) *DIN EN ISO 286-1:2019-09, Geometrische Produktspezifikation (GPS) - ISO-Toleranzsystem für Längenmaße - Teil 1: Grundlagen für Toleranzen, Abmaße und Passungen (ISO 286-1:2010 + Cor 1:2013); Deutsche Fassung EN ISO 286-1:2010 + AC:2013*. Berlin: Beuth-Verlag.
- [22] Southwell, R. V. (1934) *On the analysis of experimental observations in problems of elastic stability – Abstract*. London: HMSO.