

**Einfluß des transienten Schweißvorganges  
auf Verzug, Eigenspannungen und  
Stabilitätsverhalten axial gedrückter  
Kreiszyinderschalen aus Stahl**

Zur Erlangung des akademischen Grades eines  
DOKTOR-INGENIEURS  
von der Fakultät für  
Bauingenieur-, Geo- und Umweltwissenschaften  
der Universität Fridericiana zu Karlsruhe (TH)

genehmigte

DISSERTATION

von

Dipl.-Ing. Tobias Loose  
aus Braunschweig

Tag der mündlichen Prüfung: 13.12.2007  
Hauptreferent: Prof. Dr.-Ing. Helmut Saal  
Korreferent: Prof. Dr.-Ing. Werner Schneider

Karlsruhe 2007



---

# Lieber Leser,

die vorliegende Schrift entstand während meiner Zeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Lehrstuhl für Stahl- und Leichtmetallbau der Universität Karlsruhe.

Die Anregung zu diesem Thema erhielt ich von Herrn Prof. Dr.-Ing. Helmut Saal. Hierfür und für die Übernahme des Hauptreferates bin ich sehr zu Dank verpflichtet.

Herrn Prof. Dr.-Ing. Werner Schneider danke ich für die Übernahme des Korreferates und der fruchtbaren Diskussion zur Beulberechnung.

Herrn Prof. Dr.-Ing. Helmut Wohlfahrt danke ich für die freundliche Unterstützung, die Überlassung von Versuchsdaten und die hilfreichen Diskussionen über Schweißspannungen.

Meinen Freunden Elke, Peter und Radost danke ich für ihre Hilfe und dafür, daß sie mir Mut gemacht haben, in schwierigen Situationen nicht zu verzweifeln.

Ich danke auch den vielen Menschen, die ich in dieser Zeit kennen gelernt habe, die mir offen begegnet sind und die mir an vielen kleinen Stellen geholfen haben.

Mein besonderer Dank gilt meiner Frau Barbara für ihre Geduld und die Entbehrungen, die sie während dieser Zeit ertragen mußte.

Tobias Loose

---

---

# Kurzfassung

Die vorliegende Arbeit befaßt sich mit numerischen Untersuchungen von Schweißverzug und Schweißeigenspannungen von Kreiszyinderschalen mit einlagig oder zweilagig geschweißter Umfangsnaht und deren Einfluß auf das Stabilitätsverhalten unter Axiallast. Betrachtet werden Zylinder aus den Stählen S235 und S355 mit Blechdicken von 1 mm bis 6 mm und Radien von 200 mm bis 6000 mm.

Bei der numerischen Berechnung werden die temperaturabhängige Spannungs-Dehnungsbeziehung, die bei umwandelnden Stählen aus der Gefügewandlung während des Temperaturzyklus entstehenden zusätzlichen Dehnungen sowie die sich mit dem Gefüge ändernde Spannungs-Dehnungsbeziehung berücksichtigt.

Es wird untersucht, welchen Einfluß auf das Berechnungsergebnis Vereinfachungen haben, die in bisherigen Untersuchungen bei der Berechnung getroffen wurden. Es wird weiterhin gezeigt, welchen Einfluß auf den Schweißverzug, die Schweißeigenspannungen und die Axialgrenzspannung unterschiedliche Heft- und Schweißfolgen sowie das für S235 und S355 unterschiedliche Werkstoffverhalten haben.

Der Einfluß des Schweißprozesses der einlagigen Umfangsnaht auf die Axialgrenzspannung der Kreiszyinderschale wird mit Hilfe einer Parameterstudie betrachtet. Aus dieser Parameterstudie werden Gesetzmäßigkeiten für den Schweißverzug bei unterschiedlichen Zylinderschlankheiten ermittelt.

Mit Vergleichberechnungen werden die Veränderungen aufgezeigt, die sich ergeben, wenn mehrlagige Nähte statt einlagiger Nähte ausgeführt werden.

Für die numerischen Untersuchungen wird das Finite-Element-Programm Sysweld verwendet.

---

---

# Résumé

Ce travail traite d'études numériques sur les déformations et les contraintes internes de coques cylindriques circulaires, résultant de soudures circonférentielles en une ou deux passes et de leur influence sur la stabilité sous une contrainte axiale. Des cylindres des nuances d'acier S235 et S355 avec des épaisseurs de tôle de 1 mm à 6 mm et des rayons de 200 mm à 6000 mm ont été considérés.

La relation tension-allongement d'aciers en transformation est dépendante de leur microstructure ainsi que de la température, à cause d'allongements supplémentaires dus au changement de la microstructure pendant le cycle thermique du procédé de soudure. Ces dépendances de la relation tension-allongement avec la température ont été pris en compte lors des études numériques.

Dans les calculs existants, une partie des hypothèses se basait sur des simplifications. L'influence de ces simplifications sur le résultat des analyses a été étudié. Par ailleurs on a montré l'influence de différents ordres de pointage ou de soudage, ainsi que celle des comportements matériels différents pour les nuances S235 et S355, sur les déformations, les contraintes internes et la contrainte axiale limite.

Une étude paramétrique a été réalisée pour déterminer l'influence du procédé pour une soudure circonférentielle en une passe sur la contrainte axiale limite. A partir de là, des régularités concernant les déformations dues au soudage en fonction de l'élanement du cylindre ont été déterminées.

Finalement des calculs comparatifs montrent les changements survenant lorsque les soudures sont réalisées en plusieurs passes et non en une seule.

Les études numériques ont été réalisées sur la base de la théorie des éléments finis avec le logiciel Sysweld.

---

# Inhaltsverzeichnis

<b>1</b>	<b>Nomenklatur</b>	<b>1</b>
<b>2</b>	<b>Einleitung</b>	<b>5</b>
2.1	Allgemeines . . . . .	5
2.2	Stabilitätsuntersuchungen axial gedrückter Zylinder . . . . .	6
2.2.1	Allgemeines . . . . .	6
2.2.2	Beulversuche mit erkennbarem Einfluß der Imperfektionen aus Schweißnähten . . . . .	7
2.2.3	Messung von Schweißimperfektionen an realen Bauwerken oder Versuchskörpern . . . . .	8
2.2.4	Beulversuche mit gezielt eingebrachten Schweißimperfektionen . . . . .	10
2.2.5	Geometrisch ungünstigste Imperfektionen . . . . .	10
2.2.6	Numerische Untersuchungen mit vereinfachten Annahmen für Schweißimperfektionen . . . . .	11
2.3	Eigenspannungen und Verzug aus dem Schweißprozeß . . . . .	13
2.3.1	Überblick . . . . .	13
2.3.2	Gefügeumwandlung . . . . .	15
2.3.3	Werkstoffkennwerte . . . . .	16
2.3.4	Wärmequelle und Temperaturfeldberechnung . . . . .	16
2.3.5	Numerische Berechnung von Schweiß eigenspannungen und Schweißverzug . . . . .	17
2.4	Zusammenfassung Schlußfolgerung und Zielsetzung . . . . .	17

<b>3</b>	<b>Gefügeumwandlungen beim Schweißen und deren numerische Berechnung</b>	<b>19</b>
3.1	Gefügeumwandlung unlegierter Stähle beim Aufheizen und Abkühlen . . . . .	19
3.2	Numerische Modelle zur Berechnung der Gefügeumwandlung	24
3.3	Numerisches Modell für die Füllung der Schweißfuge . . . . .	27
<b>4</b>	<b>Finite-Element-Berechnung</b>	<b>29</b>
4.1	Allgemeine Beschreibung des verwendeten Finite-Element-Programms . . . . .	29
4.2	Elemente . . . . .	31
4.2.1	Allgemeines . . . . .	31
4.2.2	Volumenelemente . . . . .	32
4.2.3	Schalenelemente . . . . .	32
4.2.4	Oberflächenelemente . . . . .	33
4.2.5	Trajektorienelemente . . . . .	33
4.3	Numerische Formulierung . . . . .	34
4.4	Lösungsverfahren . . . . .	35
4.5	Berechnung der Grenztragfähigkeit . . . . .	39
4.6	Numerische Modelle zur Abbildung der Schweißwärmequelle	40
4.6.1	Volumenwärmequelle . . . . .	40
4.6.2	Oberflächenwärmequelle . . . . .	42
4.6.3	Linienförmige Oberflächenwärmequelle . . . . .	43
<b>5</b>	<b>Verifikation des verwendeten Finite-Element-Programms</b>	<b>45</b>
5.1	Schwach gekrümmtes Tonnendach unter Einzellast . . . . .	45
5.2	Verifikation des Berechnungsverfahrens zur Bestimmung der Axialgrenzsspannung durch Vergleichsberechnungen . . . . .	48

5.2.1	Allgemeines . . . . .	48
5.2.2	Elastisch beulender Zylinder . . . . .	49
5.2.3	Plastisch beulender Zylinder . . . . .	54
5.2.4	Bewertung der Vergleichsberechnung . . . . .	56
5.3	Konvergenzstudien . . . . .	57
5.3.1	Einfluß der Netzgröße auf die Berechnungsergebnisse der Grenzspannungen . . . . .	57
5.3.2	Einfluß der Netzaufweitung auf die Berechnung der Grenzspannung . . . . .	60
5.3.3	Ermittlung der erforderlichen Netzdichte bei der Tem- peraturfeldberechnung . . . . .	64
<b>6</b>	<b>Temperaturfeldberechnung</b>	<b>67</b>
6.1	Feldgleichung der Wärmeleitung . . . . .	67
6.2	Wärmeübergang . . . . .	67
6.3	Thermodynamische Werkstoffkennwerte . . . . .	70
6.4	Wärmeleitung beim Schweißen . . . . .	73
6.5	Schweißfolgen . . . . .	76
6.6	Schweißwärmequellen für einlagige Nähte . . . . .	77
6.7	Schweißwärmequellen für zweilagige Nähte . . . . .	81
<b>7</b>	<b>Strukturmechanische Berechnung</b>	<b>83</b>
7.1	Spannungs-Dehnungsbeziehung . . . . .	83
7.2	Belastungen aus dem Temperaturfeld . . . . .	87
7.2.1	Dilatometertest . . . . .	87
7.2.2	Wärmedehnungen . . . . .	87
7.2.3	Umwandlungsdehnungen . . . . .	89
7.2.4	Umwandlungsplastizität . . . . .	89

7.2.5	Thermometallurgische und thermomechanische Kopp- lung . . . . .	93
7.3	Verifikation des verwendeten Werkstoffgesetzes, Blindnaht auf einem 9,2 mm dicken Blech . . . . .	93
<b>8</b>	<b>Randbedingungen für die Schweißsimulations- und Beul- berechnung</b>	<b>97</b>
8.1	Allgemeines . . . . .	97
8.2	Wegrandbedingungen an den Seitenrändern . . . . .	98
8.3	Wegrandbedingungen am oberen und unteren Rand . . . . .	101
8.4	Zusammenstellung der gewählten Wegrandbedingungen . . . . .	103
8.5	Kraftrandbedingungen . . . . .	105
8.6	Einfluß der Wegrandbedingungen am oberen und unteren Rand auf Verzug und Eigenspannungen . . . . .	105
8.7	Umfangsblindnaht auf einem Zylinder . . . . .	109
<b>9</b>	<b>Schweißfolgen</b>	<b>111</b>
9.1	Herstellungungenauigkeiten . . . . .	111
9.2	Übersicht über die untersuchten Varianten . . . . .	112
9.3	Schweißverzug am Zylinder . . . . .	113
9.4	Heftstellen und Schweißverzug . . . . .	120
9.5	Schweißfolgen und Schweißverzug . . . . .	126
9.6	Membrannormalkraft . . . . .	131
9.7	Schalenbiegemomente . . . . .	136
9.8	Grenzspannung . . . . .	138
<b>10</b>	<b>Werkstoffverhalten</b>	<b>147</b>
10.1	Allgemeines . . . . .	147

10.2 Gefügeumwandlung . . . . .	148
10.3 Schweißverzug . . . . .	150
10.4 Spannungen aus der Membrannormalkraft . . . . .	158
10.5 Grenzspannung . . . . .	161
<b>11 Vereinfachungen</b>	<b>167</b>
11.1 Untersuchte Vereinfachungen bei der Berechnung . . . . .	167
11.2 Heftstellen . . . . .	167
11.3 Gefügeumwandlung . . . . .	168
11.4 Zusatzwerkstoff . . . . .	172
11.5 Transiente Wärmequelle . . . . .	175
11.6 Zurücksetzen der Materialhistorie . . . . .	177
11.7 Einfluß der Vereinfachungen auf die berechnete Grenzspannung	179
11.8 Bewertung der untersuchten Vereinfachungen . . . . .	181
<b>12 Einlagige Umfangsnähte</b>	<b>183</b>
12.1 Übersicht über die untersuchten Varianten . . . . .	183
12.2 Segment im Vergleich mit ganzem Zylinder . . . . .	186
12.3 Zylinderschlankheit und Schweißverzug . . . . .	189
12.4 Grenzspannung für Imperfektionen aus Schweißverzug mit Schweißeigenstressungen . . . . .	193
12.5 Grenzspannung für Imperfektionen aus Schweißverzug ohne Schweißeigenstressungen . . . . .	198
<b>13 Mehrlagige Umfangsnähte</b>	<b>205</b>
13.1 Übersicht über die untersuchten Varianten . . . . .	205
13.2 Axialspannung . . . . .	206
13.3 Schweißverzug . . . . .	207

13.4 Grenzspannung . . . . .	213
<b>14 Zusammenfassung</b>	<b>217</b>
<b>Schrifttum</b>	<b>219</b>

# 1 Nomenklatur

Größe	Einheit	Definition
-------	---------	------------

## *Lateinische Großbuchstaben*

Bi		Biot-Zahl
E	$\frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$	Elastizitätsmodul
E	$\frac{\text{kJ}}{\text{cm}}$	Streckenenergie
L	mm	Meridianlänge des Zylinders
I	A	Stromstärke
F	N	Kraft
F <sub>gr</sub>	N	Grenzlast (hier unter Axialbelastung)
M <sub>s</sub>	°C	Martensitstarttemperatur
P		Phasenanteil
P <sub>eq</sub>		Gleichgewichtsanteil der Phase
R	mm	Schalenmittelflächenradius
R <sub>e</sub>	$\frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$	Streckgrenze (Werkstoffkennwert)
S	°	Umfangswinkel des abgebildeten Zylindersegmentes
U	V	Spannung

## *Lateinische Kleinbuchstaben*

a, b, c	mm	Halbachsen der volumetrischen und der elliptischen Wärmequelle
a <sub>L</sub> , b <sub>L</sub>		Koeffizienten
b		Umwandlungskonstante beim Koistinen-Marburger-Gesetz
c	$\frac{\text{J}}{\text{kg} \cdot \text{K}}$	spezifische Wärmekapazität
e		Eulersche Zahl
e	mm	Ausmitte, Exzentrizität
f	$\frac{1}{\text{s}}$	Umwandlungsgeschwindigkeit (Leblond-Modell)
f <sub>y</sub>	$\frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$	Bemessungswert der Streckgrenze

h	$\frac{\text{J}}{\text{kg}}$	spezifische Enthalpie
k	$\frac{\text{N}}{\text{mm}}$	elastische Festhaltung, Wegfederkonstante
l	mm	Länge
n		Exponent der Wärmequelllichtefunktion
n	$\frac{\text{N}}{\text{mm}}$	Membrannormalkraft
m	$\frac{\text{N mm}}{\text{mm}}$	Plattenbiegemoment, Streckenbiegemoment
p	$\frac{\text{kN}}{\text{m}^2}$	Flächenlast
q	W	Wärmeleistung
q*	$\frac{\text{W}}{\text{mm}^2}$	flächenspezifische Wärmequelllichte
q <sub>k</sub> *	$\frac{\text{W}}{\text{mm}^2}$	flächenspezifische Wärmestromdichte aus Konvektion
q <sub>s</sub> *	$\frac{\text{W}}{\text{mm}^2}$	flächenspezifische Wärmestromdichte aus Strahlung
q**	$\frac{\text{W}}{\text{mm}^3}$	volumenspezifische Wärmequelllichte
r	rad	Verdrehung, Rotation
t	s	Zeit
t <sub>E</sub>	s	Einschaltdauer
Δ t <sub>min</sub>	s	Mindestzeitschritt
t	mm	Blechdicke, Plattendicke, Schalendicke
u	mm	Verschiebung, Axialverformung beim Kreiszyylinder
v	$\frac{\text{mm}}{\text{s}}$	Schweißgeschwindigkeit
v	mm	Verschiebung, Umfangsverformung beim Kreiszyylinder
w	mm	Verschiebung, Radialverformung beim Kreiszyylinder

## *Koordinaten*

x, y, z	mm	Kartesische Koordinaten
x, y, z	mm	Zylinderkoordinaten FEM-Programm ( $y \hat{=} \theta$ )
n, θ, x	mm	Zylinderkoordinaten Kreiszyinderschale

## *Griechische Großbuchstaben*

Δ	Differenz, Teilbetrag, Verhältnis
---	-----------------------------------

## *Griechische Kleinbuchstaben*

α	$\frac{\text{W}}{\text{m}^2 \cdot \text{K}}$	Wärmeübergangskoeffizient
α <sub>k</sub>	$\frac{\text{W}}{\text{m}^2 \cdot \text{K}}$	Wärmeübergangskoeffizient, Konvektion

$\alpha_s$	$\frac{\text{W}}{\text{m}^2 \cdot \text{K}}$	Wärmeübergangskoeffizient, Strahlung
$\varepsilon$	$\frac{\text{m}}{\text{m}}$	Dehnung
$\varepsilon$		Emissions- oder Schwärzegrad
$\eta$		Wirkungsgrad
$\lambda$	$\frac{\text{W}}{\text{m} \cdot \text{K}}$	Wärmeleitfähigkeit
$\nu$		Querkontraktionszahl
$\pi$		Kreiszahl
$\rho$	$\frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$	Dichte
$\sigma$	$\frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$	Normalspannung, Biegespannung
$\sigma_{\text{kl}}$	$\frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$	klassische ideale Beulspannung unter Axiallast
$\sigma_{\text{gr}}$	$\frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$	Axialgrenzspannung (zur Grenzlast $F_{\text{gr}}$ aus Axiallast zugehörige Axialmembranspannung)
$\sigma_{\text{xS,R,k}}$	$\frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$	charakteristische Axialgrenzbeulspannung nach DIN 18800-4
$\sigma$	$\frac{\text{W}}{\text{m}^2 \text{K}^4}$	Stefan-Boltzmann-Konstante $\sigma = 5,67 \cdot 10^{-8} \frac{\text{W}}{\text{m}^2 \text{K}^4}$
$\tau$	$\frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$	Schubspannung
$\tau$	s	Umwandlungsdauer (Leblond-Modell)
$\vartheta$	K, °C	Temperatur
$\vartheta_0$	K, °C	Umgebungstemperatur, Anfangstemperatur
$\dot{\vartheta}$	$\frac{\text{K}}{\text{s}}$	Temperaturänderungsgeschwindigkeit, Abkühlgeschwindigkeit, Aufheizgeschwindigkeit

*Indizes*

0	Anfangsbedingung, Anfangsgröße, Umgebungsbedingung
max	elastisch
eq	Gleichgewicht
f	frontseitig
i,j	Zählindex
k	Konvektion
min	Minimalwert
max	Maximalwert
n	Schritt, Zeitschritt
p	plastisch

r	rückseitig
s	Strahlung
th	thermisch
thm	thermo-metallurgisch
u	Umwandlung
up	Umwandlungsplastizität
x	x-Richtung, Radialrichtung
z	z-Richtung, Axialrichtung
$\theta$	Tangentialrichtung oder Umfangsrichtung

## *Abkürzungen*

BFGS-Verfahren	Sekantenverfahren nach Broyden Fletcher Goldfarb Shanno
F	Ferrit
FEM	Finite Element Methode
HV	Vickershärte
M	Martensit
MAG-Schweißverfahren	Metall aktiv Gas Schweißverfahren
P	Perlit
SZTU	Schweiß-Zeit-Temperatur-Umwandlungs-Schaubild
WEZ	Wärmeeinflußzone
Zw	Zwischenstufe (Bainit)
ZTU-Schaubild	Zeit-Temperatur-Umwandlungs-Schaubild

## 2 Einleitung

### 2.1 Allgemeines

Die kritische Beullast von Schalen ist abhängig von geometrischen und strukturellen Imperfektionen.

Der Effekt von Eigenspannungen beim Stabilitätsproblem bei Schalen ist grundlegend anderer Natur als bei Stäben. Bei Schalen haben Eigenspannungen einen Einfluß beim Beulen im elastischen und im plastischen Bereich.

Bei Stäben, die im elastischen Bereich knicken, sind Eigenspannungen bedeutungslos. Die Eigenspannungen verringern bei Stäben die Biegesteifigkeit nur, wenn Plastizierungen auftreten. Der Verlauf der Knickbiegeline bleibt unverändert. Daher ist ein Ersatz von Eigenspannungen durch zusätzliche Vorverformung äquivalent, wobei die Größe der Vorverformungen durch die Eigenspannungen bestimmt wird, was deren Einfluß auf die Biegesteifigkeit wiedergibt.

Bei Schalen haben Eigenspannungen Einfluß auf die Beulform. Sie können lokale Beulen hervorrufen und damit die Beullast reduzieren. Sie können jedoch auch eine beullaststeigernde Auswirkung haben. Daher kann bei der Schale den Eigenspannungen keine eindeutige geometrische Ersatzimperfektion zugeordnet werden.

Die Kreiszylinderschale ist das am häufigsten vorkommende, aus einzelnen Blechen zusammengeschweißte Schalentragwerk. Durch den Schweißvorgang entsteht einerseits Schweißverzug, aus dem sich zusätzliche geometrische Imperfektionen ergeben, andererseits entstehen Eigenspannungen und damit strukturelle Imperfektionen.

Die geometrischen Imperfektionen wurden bei Stabilitätsuntersuchungen bisher vielfältig variiert. Die Eigenspannungszustände und Formabweichungen

aus dem Schweißprozeß wurden bislang nur mit groben ingenieurgemäßen Näherungen berücksichtigt. Der Schweißverzug wurde durch auf gesamter Nahtlänge gleichzeitig stattfindende Schrumpfungen abgebildet. Dies führt dazu, daß Umfangsnähte nur rotationssymmetrische Imperfektionen zugewiesen bekommen.

Die Eigenspannungen und Verformungen aus dem Schweißprozeß der Umfangsnähte weichen jedoch stark von der Rotationssymmetrie ab, weil sich während des Schweißvorgangs die Steifigkeit mit dem Entstehen der Naht ständig ändert. Insbesondere am Beginn und Ende einer Naht entstehen große Eigenspannungen quer zur Nahtichtung. Im Gegensatz dazu sind bei den bisherigen Untersuchungen, die die Systemänderung beim Schweißen außer Acht lassen, in den damit erhaltenen Zuständen die maßgebenden Axialspannungen an Umfangsnähten aus Gleichgewichtsgründen Null.

Mit der vorliegenden Arbeit wird dieser Abweichung von der Realität abgeholfen und eine Stabilitätsuntersuchung durchgeführt, die die durch den Schweißprozeß bedingten strukturellen und geometrischen Imperfektionen unter Berücksichtigung des Fertigungsablaufes erfaßt.

## **2.2 Stabilitätsuntersuchungen axial gedrückter Zylinder**

### **2.2.1 Allgemeines**

Seit den grundlegenden Arbeiten von Lorenz [Lor08] und Timoshenko [Tim10] zur klassischen Lösung des Stabilitätsproblems von Zylinderschalen unter Axiallast wurde auf diesem Gebiet eine Vielzahl von Arbeiten publiziert. Sehr umfassende Überblicke bisheriger Untersuchungen über das Verhalten von zylindrischen Bauteilen unter Axialbelastung sind in den Dissertationen von Knödel [Knö95] und Speicher [Spe98] zu finden.

In [Sch81] sind die Ergebnisse der Beulversuche von mehr als 2000 Veröffentlichungen zusammengetragen. Auf eine ausführliche Darstellung der Untersuchungen zu axialbelasteten Zylindern wird daher hier verzichtet. Das Augen-

merk wird auf die Untersuchungen gerichtet, die sich entweder mit dem Einfluß geometrischer Imperfektionen oder mit der Berücksichtigung von Schweißspannungen und Schweißverzug befassen.

Die klassische Beulspannung  $\sigma_{kl}$  der elastischen Beultheorie ist abhängig von der Zylinderschlankheit  $\frac{R}{t}$ , dem Elastizitätsmodul und der Querkontraktionszahl  $\nu$ :

$$\sigma_{kl} = \frac{E}{\sqrt{3(1-\nu^2)}} \frac{t}{R} \quad (2.1)$$

Mit  $\nu = 0,3$  erhält man hieraus

$$\sigma_{kl} \approx 0,605E \frac{t}{R} \quad (2.2)$$

Die klassische Beulspannung findet sich bis heute in den Beulsicherheitsnachweisen als Bezugsgröße wieder und wird auch in dieser Arbeit als Bezugswert verwendet.

Kreiszyinderschalen werden in kurze, mittellange und lange Schalen unterteilt. Die allermeisten Kreiszyinderschalen des Metallbaus liegen hinsichtlich des Versagens unter Axialspannungen im Bereich der mittellangen Kreiszyinderschale. Daher werden die Zylinderabmessungen im Rahmen dieser Arbeit so gewählt, daß sie das mit Bedingung 2.3 angegebene Kriterium für die mittellange Kreiszyinderschale unter Axialdruck erfüllen.

$$\frac{8}{\sqrt{\frac{R}{t}}} \leq \frac{l}{R} \leq 0,5 \cdot \sqrt{\frac{R}{t}} \quad (2.3)$$

## 2.2.2 Beulversuche mit erkennbarem Einfluß der Imperfektionen aus Schweißnähten

Speicher [Spe98] führte Biegeversuche mit und ohne Querkraftbeanspruchung an langen Kreiszyinderschalen aus S235 durch. Die Versuchskörper lagen in

folgendem Abmessungsbereich:

$$159 \text{ mm} < R < 258 \text{ mm}$$

$$2,0 \text{ mm} < t < 3,1 \text{ mm}$$

$$69,7 < \frac{R}{t} < 124$$

Planmäßige Imperfektionen wurden nicht eingebracht. Die Versuchskörper waren mit Umfangsnähten gefertigt. Die aus der Fertigung entstandenen geometrischen Imperfektionen wurden vermessen. Strukturelle Imperfektionen (Eigenspannungen) wurden nicht bestimmt.

Die Nennwerte der in [Spe98] wiedergegebenen experimentellen Beulspannungen liegen zwischen 11 % und 28 % der klassischen Beulspannung. Diese geringen Werte sind die Folge davon, daß die Zylinder wegen der geringen  $\frac{R}{t}$ -Verhältnisse plastisch beulten.

Bei drei Versuchskörpern wurde festgestellt, daß das Versagen an Stellen mit großen Herstellungsgenauigkeiten auftrat. Einige plastische Beulen bildeten sich im Bereich der Umfangsnähte. Das läßt vermuten, daß durch die Schweißnaht eingebrachte strukturelle oder geometrische Imperfektionen einen Einfluß auf die Grenztragfähigkeit hatten.

### **2.2.3 Messung von Schweißimperfektionen an realen Bauwerken oder Versuchskörpern**

Steinhardt und Schulz [SS70] berichten über Messungen des Schweißverzuges an Tankbauwerken der ESSO-Raffinerie in Karlsruhe. Bei den Tanks handelte es sich um Zylinder mit Radien von 5800 mm, 8500 mm und 22 450 mm,  $\frac{R}{t}$ -Verhältnissen von 725 bis 1710 und Wanddicken von 5,0 mm bis 14,5 mm aus dem Stahl HSB 50 .

Nach ihren Angaben waren die Umfangsnähte als V-Naht mit mindestens 3 Lagen ausgeführt. Dies darf bei  $t = 5 \text{ mm}$  angezweifelt werden. Die Verformungen wurden mittels einer 1000 mm langen Meßbrücke gemessen. Die auf die Wanddicke bezogenen Nahteinzüge  $\frac{w}{t}$  liegen im Bereich zwischen 0,34 und 1,85. Bei den Meßwerten an einer Umfangsnaht sind deutliche Unterschiede zwischen den um den Umfang verteilten Meßstellen erkennbar.

Hornung [Hor00] hat das Beulen von Tankbauwerken unter Außendruck untersucht. An den vier in Tabelle 2.1 aufgeführten Flachbodentanks wurde der äußere Überdruck durch Evakuieren der Tanks realisiert.

Bei Tank 1 wurden keine Imperfektionsmessungen durchgeführt.

Bei Tank 2 bis 4 wurden vor den Versuchen globale und lokale Imperfektionen gemessen. Der Schweißnahtverzug der Umfangsnähte wurde mit einer 500 mm langen Meßlehre bestimmt. An Tank 2 wurde an zwei Stellen gemessen. An Tank 3 und Tank 4 wurde der Schweißnahtverzug an den Umfangsnähten zwischen den oberen drei Schüssen jeweils an den Viertelpunkten der Blechtafeln bestimmt.

Tank	Werkstoff	R	t	L	$\frac{R}{t}$
		mm	mm	mm	
Tank 1	H II	5000	10	13 290	1329
Tank 2	StE 36	35 000	10,6 bis 29,3	17 066	1195 bis 3302
Tank 3	St 37-2	5750	7, 6, 5	10 000	821 bis 1150
Tank 4	St 37-2	7000	8, 7, 6, 5	10 000	875 bis 1400

**Tabelle 2.1:** Von Hornung [Hor00] untersuchte Flachbodentanks

Für die Tanks 2 bis 4 wurden folgende auf die Wanddicke bezogenen Radialverformungen  $\frac{w}{t}$  gemessen:

Tank 2:  $\frac{w}{t} = 0,36$  bei  $\frac{R}{t} = 3200$

Tank 3:  $0,19 \leq \frac{w}{t} \leq 0,91$  bei  $\frac{R}{t} = 1150$

Tank 4:  $0,32 \leq \frac{w}{t} \leq 0,92$  bei  $\frac{R}{t} = 1400$

Aus den graphisch dargestellten Verläufen des Schweißnahtverzuges an den jeweiligen Meßstellen geht hervor, daß der Schweißnahtverzug nicht nur generell nach innen, sondern an vereinzelten Stellen auch nach außen gerichtet ist.

Banke et al. [BSS03] bringen auf zylindrischen Versuchskörpern aus dem Stahl S355 mit Durchmessern von 825 mm und Wanddicken von 0,6 mm bis 1,0 mm jeweils eine WIG-Blindnaht als Umfangsnaht auf. Die Zylinder werden vor und nach dem Schweißen vermessen. Da Eigenspannungen nicht bestimmt werden, ist als Versuchsergebnis nur das Verzugsfeld bekannt. Die

Einschnürungen sind über den Umfang betrachtet nicht konstant, also nicht rotationssymmetrisch. Eine chemische Analyse des verwendeten Werkstoffes fehlt in der Veröffentlichung, jedoch sind die Schweißparameter der Versuche angegeben, so daß eine Nachberechnung der Versuche bedingt möglich ist.

### **2.2.4 Beulversuche mit gezielt eingebrachten Schweißimperfektionen**

Teng beschreibt in [TL05] den Versuch, einen aus mehreren Blechtafeln gefertigten Tank mit einem Modell im verkleinerten Maßstab abzubilden. Er ersetzt dabei die in Realität auftretenden Schweißnähte an den Blechtafeln durch ein im Modellmaßstab verkleinertes Muster von WIG-Blindnähten auf der Oberfläche des Zylinders.

Der Beulversuch ergibt für die Axiallast eine auf 27,9 % der klassischen Beullast reduzierte Grenztragfähigkeit. Leider gibt Teng weder die Schweißparameter Streckenenergie und Schweißgeschwindigkeit, noch die chemische Analyse des Versuchswerkstoffes an. Zudem sind aus dem in einem 3D-Plot dargestellten Verzugsfeld wegen des kleinen Maßstabes keine Daten abgreifbar. Dieser Versuch ist daher zur Nachberechnung mit numerischer Schweißsimulation ungeeignet.

### **2.2.5 Geometrisch ungünstigste Imperfektionen**

Insbesondere bei der axialgedrückten Kreiszylinderschale wirken sich Imperfektionen signifikant auf die Grenztragfähigkeit aus. Gegenstand vieler Untersuchungen ist der Einfluß geometrischer Imperfektionen sowohl hinsichtlich der Imperfektionsamplitude wie auch des Imperfektionsmusters.

Demel und Wunderlich [DW97] untersuchen unter anderem für den axialgedrückten Zylinder Grenztragfähigkeiten für unterschiedliche Imperfektionsamplituden und -formen. Die Grenztragfähigkeit sinkt mit zunehmender Imperfektionsamplitude. Es gibt mehrere ungünstigste Imperfektionsformen, die annähernd zur gleichen minimalen Grenztragfähigkeit führen [DW97].

Schneider erläutert in [Sch04], daß es im Gegensatz zum Stab oder zur Platte bei einer Schale eine ungünstigste Imperfektionsform nicht geben kann, sobald physikalische Nichtlinearitäten oder Randstöreinflüsse vorhanden sind. Bei der Schale sind bei fast gleichem Lastniveau sehr viele verschiedene Versagensformen möglich, die Instabilitätslasten liegen geclustert vor.

Ideale Beulformen, zu denen die gesuchte ungünstigste Imperfektionsform gehört, setzen voraus, daß das Verhalten bis zum Erreichen der Instabilitätslast nahezu linear ist. Im Nachbeulbereich axialgedrückter Zylinder gibt es unterschiedliche Beulformen, die mit der niedrigsten Nachbeulgleichgewichtslast verbunden sind.

## **2.2.6 Numerische Untersuchungen mit vereinfachten Annahmen für Schweißimperfektionen**

Ausgehend von einem Schadensfall bei einer Siloschale hat sich als erster Häfner [Häf82] intensiver mit der Problematik des axialgedrückten Zylinders mit Umfangsschweißnaht befaßt. Wegen der damals noch nicht ausreichenden Rechnerkapazität war es ihm nicht möglich, den Schweißvorgang und den Beulvorgang geschlossen numerisch zu berechnen.

Er legte getrennt von einander gemessene Schweißnahtverformungen aus [SS70] und gemessene Schweißeigenspannungsverteilungen eines DHV-Naht autogen geschweißten Rohres mit einem  $\frac{R}{t}$ -Verhältnis von 32 [Ebe34] zugrunde. Die gemessenen Imperfektionen werden durch zwei alternative Funktionsverläufe für die Verformungen und drei alternative Funktionsverläufe für die Eigenspannungen angenähert. Der Maximalwert der Verformung wird einmal mit  $0,5 \frac{w}{t}$  als unteren und einmal mit  $1,0 \frac{w}{t}$  als oberen Grenzwert der Messungen angenommen.

Axiale Membraneigenspannungen werden dabei ebenso vernachlässigt wie eine über den Umfang veränderliche Radialverformung aus dem Schweißprozeß.

Die mit diesen Annahmen ermittelten Beullasten für  $\frac{R}{t} = 500$  und  $\frac{f_y}{\sigma_{kl}} = 1,35$  betragen 40 % bis 50 % der klassischen Beullast. Sowohl Eigenspannungen als auch Verformungen werden axialsymmetrisch angesetzt.

Rotter und Teng [RT89] untersuchen das Beulverhalten von zentrisch axial gedrückten Silos unter Ansatz von axialsymmetrischen, geometrischen und strukturellen Imperfektionen. Sie verwenden zwei Funktionen für die geometrische Imperfektion der Umfangsnähte: Typ A mit zur Zylinderachse paralleler Tangente in Nahtmitte und Typ B mit einem Knick in Nahtmitte.

Die geometrischen Imperfektionen werden durch einen Berechnungslauf mit aufgebrachten Dehnungen erzeugt. Die Eigenspannungen, die sich aus diesem Berechnungslauf ergeben, werden als strukturelle Imperfektion angesetzt. Es werden Berechnungen mit Variation des Nahteinzuges, also der Größe der geometrischen Imperfektion durchgeführt.

Für einen Nahteinzug von  $1,0 \frac{w}{t}$  erhalten Rotter und Teng Beulspannungen für  $100 \leq \frac{R}{t} \leq 2000$  von 30,5 % der klassischen Beulspannung für Imperfektionstyp A und von 36,3 % der klassischen Beulspannung für Imperfektionstyp B bei linear elastischem Werkstoffgesetz.

Die angesetzten Imperfektionen sind rein hypothetisch und stehen nicht in Bezug zu einem realen Eigenspannungs- und Verzugsfeld. Daher liefern diese Untersuchungen im Vergleich zu denen von Häfner [Häf82] oder den anderen oben genannten Untersuchungen zum Einfluß geometrischer Imperfektionen keine wesentlichen neuen Erkenntnisse.

Pircher [PBDB01] schlägt gegenüber Rotter und Teng eine etwas abgeänderte Funktion für die geometrische Imperfektion vor, die er an gemessenen Verzugswerten eines Silos in Australien kalibriert. In [PB01] untersucht Pircher den Einfluß, den unterschiedliche Funktionsansätze zur Approximation des Schweißverzuges auf die Beullast haben. Er gibt Beulwerte bezogen auf die klassische Beulspannung für Systeme mit und ohne Eigenspannungen an. Die eigenspannungsbehafteten Systeme führen bei Pircher generell zu höheren Beullasten.

Hübner et al. [HTS06] setzen eine äquivalente Schrumpfdehnung im Bereich der Schweißnaht an und berechnen daraus einen Eigenspannungs- und Verformungszustand, der dem aus dem Schweißverzug entsprechen soll. Die Schrumpfdehnung wird jedoch über die gesamte Schweißnahtlänge gleichzeitig aufgebracht, so daß sich von der Realität abweichend, ein rotationssymmetrischer Eigenspannungs- und Verformungszustand ergibt.

Für einen Zylinder mit einem Radius von 12 000 mm, einer Wanddicke von 12 mm und einer Höhe von 3000 mm beträgt die auf die Wanddicke bezogene Radialverformung  $\frac{w}{t} = 1,02$ . Die mit diesen Imperfektionen ermittelte Beullast bei Axialbelastung beträgt 34 % der klassischen Beullast .

Aus einer Vergleichsberechnung [Hüb02] des in [TL05] beschriebenen Versuchszylinders wird bei der Gegenüberstellung berechneter und gemessener Verformungen deutlich, daß die Annahme gleichzeitiger Schweißschumpfung keine realitätsnahe Abbildung liefert. Der gemessene Verzug [TL05] ist über den Umfang veränderlich, während die numerische Berechnung [Hüb02] einen über den Umfang gleichmäßigen Verzug liefert.

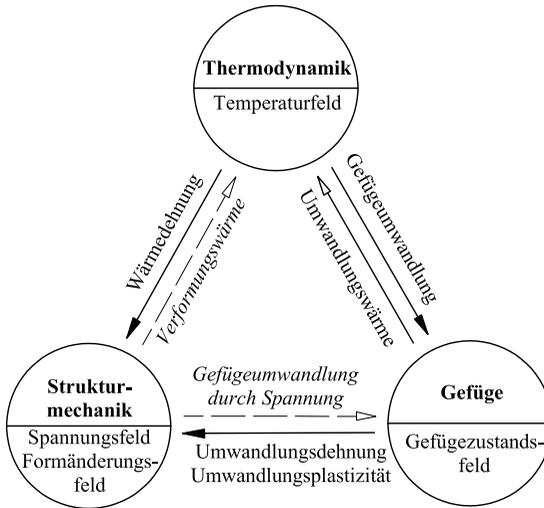
Banke et al. [BSS03] berechnen Eigenspannungen und Schweißverzug an Zylindern mit Durchmessern von 825 mm und Wanddicken von 0,6 mm bis 1,0 mm. Bei der Berechnung wird die Wärmequelle transient abgebildet. Die Effekte aus der Gefügeumwandlung werden bei der numerischen Berechnung nicht berücksichtigt. Bei der Beulanalyse für die Modelle mit Eigenspannungen und Verzug erhält Banke Beulwerte zwischen 38 % und 52 % der klassischen Beulspannung.

## **2.3 Eigenspannungen und Verzug aus dem Schweißprozeß**

### **2.3.1 Überblick**

Seit der Entwicklung und Anwendung von Schweißverfahren ist das Auftreten von Eigenspannungen und Verzug aus dem Schweißprozeß bekannt. Der Verzug beeinflusst in erster Linie die Maßhaltigkeit einer Schweißkonstruktion. Die Eigenspannungen können sich negativ auf die Tragfähigkeit oder die Steifigkeit eines Bauteils auswirken. Aus diesen Gründen sind Eigenspannung und Verzug und deren Minimierung Gegenstand vieler Untersuchungen.

Mit der in den letzten Jahren stetig vergrößerten Rechnerkapazität ist eine Schweißsimulationsberechnung an Arbeitsplatzrechnern möglich. Leistungsstarke Parallelrechner, wie der seit Anfang 2007 am Rechenzentrum der Uni-



**Abbildung 2.1:** Wechselseitige Beeinflussung von Temperaturfeld, Spannungs- und Formänderungsfeld und Gefügezustandsfeld

versität Karlsruhe betriebene Landeshöchstleistungsrechner HP-XC4000, bieten erstmalig die Möglichkeit, Schweißsimulationsberechnungen an großen Strukturen mit im Bauwesen üblichen Abmessungen durchzuführen.

Für eine realitätsnahe Schweißsimulationsberechnung sind genaue Kenntnisse über die Vorgänge beim Schweißprozeß notwendig. In Abbildung 2.1 sind die Teilbereiche, die diesen Prozeß beschreiben, und deren Wechselwirkungen dargestellt. Vernachlässigt wird bei der Schweißsimulationsberechnung die Verformungswärme, da diese beim Schweißprozeß vernachlässigbar gering ist. Der Einfluß der freigesetzten Spannungen oder einer äußeren Last auf die Gefügeumwandlung ist noch nicht so weit erforscht, daß dieser Vorgang bei der numerischen Berechnung abgebildet werden kann.

Das Verhalten der Stähle beim Schweißen beschreiben Boese, Werner und Wirtz in [BWW80]. Eine Übersicht gängiger Verfahren zur Bestimmung von Schweißzugspannungen und Verzug finden sich in [Kaß05, Rad02, Mal69].

Malisius [Mal69] und Neumann [NR78] geben für Stumpfnähte von ebenen Blechen und Kehlnähte von T-Stößen oder I-Trägern Werte für den Schweißverzug aus Messungen und Formeln zur Bestimmung des Schweißverzuges an. Radaj schafft mit seinen Werken [Rad02, Rad99, Rad88] einen umfassenden Überblick über Forschungsergebnisse zu den Themen Schweißprozeß, Schweißeigenspannung, Schweißverzug. Goldak liefert mit [GM05] ein umfassendes Werk über den Stand der Technik in der Schweißsimulationsberechnung. Die Forschungsergebnisse des Schwerpunktprogramms der Deutschen Forschungsgemeinschaft „Eigenspannung und Verzug durch Wärmeeinwirkung“ sind in [Mun99] veröffentlicht.

### 2.3.2 Gefügeumwandlung

Bereits Reineisen besitzt die Eigenschaft, daß sich während eines Temperaturzyklusses bei bestimmten Temperaturen das Kristallgitter umwandelt ( $\alpha - \gamma - \delta$ -Eisen). Stahl ist eine Eisen-Kohlenstoff-Legierung, deren temperaturabhängige Phasenzustände im metastabilen Eisen-Kohlenstoff-Diagramm beschrieben werden.

Das Gefüge von Stählen und die bei Temperaturzyklen auftretenden Gefügeumwandlungen sind bei Hougardy [Hou75, Hou90] beschrieben. Das von der Abkühlgeschwindigkeit abhängige Umwandlungsverhalten bei Schweißprozessen wird in Schweiß-Zeit-Temperatur-Umwandlungs-Schaubildern (SZTU-Schaubilder) dargestellt, die von Seyffarth et. al. in [Sey82, SMS92] veröffentlicht wurden.

Um die Phasenumwandlung in der Finite-Element-Berechnung berücksichtigen zu können, muß der Vorgang mathematisch beschrieben werden. Avrami [Avr41, Avr40, Avr39] gibt für die diffusionsgesteuerte Umwandlung zwischen zwei Phasen eine mathematische Gesetzmäßigkeit an. Koistinen und Marburger geben diese für die diffusionslose Phasenumwandlung an. Leblond [LD84] erweitert die Modelle auf Mehrphasensysteme.

Mit der Gefügeumwandlung ist eine Volumenänderung verbunden. Diese Umwandlungsdehnungen haben einen maßgebenden Einfluß auf Eigenspannungen und Verformungen. Sie können mit dem Dilatometertest nachgewiesen werden.

Während des Umwandlungsvorgangs treten zusätzliche plastische Dehnungen auf, wenn eine äußere Lastspannung vorhanden ist. Dieses Phänomen wird Umwandlungsplastizität genannt und kann mit dem Satoh-Versuch [Sat72] nachgewiesen werden.

### **2.3.3 Werkstoffkennwerte**

Richter hat in [Ric83, Ric73] Werkstoffkennwerte von Stählen und deren Temperaturabhängigkeit veröffentlicht. Genauere Untersuchungen der Werkstoffkennwerte in Abhängigkeit vom Gefüge wurden von Groß [Gro88] speziell für thermische Schweißzyklen durchgeführt. Aus Seyffarth [Sey82, SMS92] können mechanische Kennwerte bei Raumtemperatur für die jeweiligen Gefügestände entnommen werden.

Voß veröffentlicht in [Voß01] Materialdaten für die Stähle S355J2, X5CrNi 18-10, X20Cr13 und DC04, die er aus dem Schrifttum zusammengetragen hat, und ergänzt diese Daten durch eigene Messungen. Peil und Wichers haben Versuche zur Ermittlung der temperaturabhängigen Werkstoffkennwerte für die Stahlsorte S355J2 durchgeführt und in [PW05a, PW05b, PW04] veröffentlicht.

### **2.3.4 Wärmequelle und Temperaturfeldberechnung**

Eine einfache Approximation der Schweißwärmequelle stellt die wandernde Punktwärmequelle dar. In der Forschung wird heute zur Schweißsimulation die Wärmequelle mit räumlicher Ausdehnung und Gauß-normalverteilter Wärmequellendichte angesetzt. Goldak [GM05, GCB84] schlägt für Volumenelementmodelle eine doppelhalbellipsoide Wärmequelle vor.

Zur Berechnung von Temperaturfeldern mit der Finite-Element-Methode sei auf die Veröffentlichungen von Bergheau [BF04] und Lewis [LMTS99] verwiesen.

### **2.3.5 Numerische Berechnung von Schweißeigen- spannungen und Schweißverzug**

Schweißeigenstressen und Schweißverzug werden mit einer transienten Berechnung ermittelt. Das Temperaturfeld wird unter Berücksichtigung der thermomechanischen Werkstoffkennwerte ausgewertet, und die sich daraus ergebenden Dehnungen werden bestimmt. Diese Dehnungen werden als Beanspruchung bei der strukturellen Berechnung aufgebracht. Die aus der Gefügeumwandlung entstehenden Umwandlungsdehnungen und Dehnungen aus der Umwandlungsplastizität sind dabei als zusätzliche „Lastkomponente“ zu berücksichtigen.

Das Verfahren ist in den Veröffentlichungen von Leblond, Mottet, Devaux, Bergeheu und Vincent in [LMD86a, LMD86b, LDD89, DLB00, BVL02] ausführlich beschrieben.

Bei der strukturellen Berechnung muß das Werkstoffgesetz temperatur- und gefügeabhängig definiert werden. Insbesondere bei der Schweißsimulationsberechnung ist die Änderung der mechanischen Kennwerte und damit die Änderung der Spannungs-Dehnungsbeziehung durch Martensit- oder Bainitbildung zu berücksichtigen.

## **2.4 Zusammenfassung Schlußfolgerung und Ziel- setzung**

Seit einem halben Jahrhundert wird der Einfluß von Vorverformungen auf das Beulverhalten der axialgedrückten Kreiszyinderschale untersucht.

Bei der Untersuchung des Einflusses von Schweißnähten auf das Beulverhalten wird zunächst nur eine aus Verzugsmessungen abgeleitete geometrische Imperfektion ohne Ansatz von Eigenstressen berücksichtigt.

In jüngerer Zeit wurde auch der Einfluß von Eigenstressen sowohl experimentell als auch theoretisch untersucht.

Dabei ist einschränkend anzumerken, daß es sich bei den experimentellen

Untersuchungen um mit einer Blindnaht geschweißte Zylinder handelt. Das Eigenspannungs- und Verzugsfeld eines mit einer Blindnaht geschweißten Zylinders unterscheidet sich vom Eigenspannungs- und Verzugsfeld eines mit einer Fertigungsnaht geschweißten Zylinders mit sukzessiver Nahtfüllung.

Bei den numerischen Untersuchungen zum Einfluß von Eigenspannungen und Verzug aus dem Schweißprozess auf das Beulverhalten axialgedrückter Zylinder wurden jeweils grobe Näherungen oder große Vereinfachungen getroffen. Insbesondere werden die für den Schweißverzug maßgebenden Beanspruchungen aus Umwandlungsdehnung und Umwandlungsplastizität außer Acht gelassen. Schrumpfdehnungen werden pauschaliert angesetzt. Die in der Realität nicht gegebene Rotationssymmetrie wird bei fast allen bisherigen Untersuchungen vorausgesetzt.

Daraus folgt, daß die bisher numerisch untersuchten Kombinationen Eigenspannungsfeld - Verzugsfeld nicht übereinstimmen mit den Kombinationen Eigenspannungsfeld - Verzugsfeld, die sich aus dem realen Schweißprozeß ergeben.

Die im Bauwesen gebräuchlichen Stähle S235 und S355 werden im Rahmen dieser Arbeit betrachtet.

Das Eigenspannungsfeld und das Verzugsfeld, das sich aus dem Schweißprozeß von Umfangsnähten an Kreiszylinderschalen einstellt, wurde bislang nicht realitätsnah berechnet. Der Einfluß, den diese Störung der perfekten Zylinderschale auf die Grenztragfähigkeit unter Axiallast hervorruft, ist folglich unbekannt.

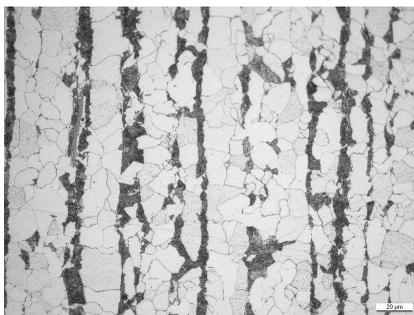
Ziel dieser Arbeit ist es,

- das Eigenspannungsfeld und die Verformungen mit realitätsnaher Schweißsimulationsberechnung zu bestimmen,
- zu untersuchen, welche Abweichungen auftreten, wenn statt der realitätsnahen Schweißsimulationsberechnung vereinfachende Annahmen getroffen werden, und
- die Auswirkungen verschiedener Schweißfolgen auf Eigenspannungen, Verzug und Axialgrenzspannung zu untersuchen.

# 3 Gefügeumwandlungen beim Schweißen und deren numerische Berechnung

## 3.1 Gefügeumwandlung unlegierter Stähle beim Aufheizen und Abkühlen

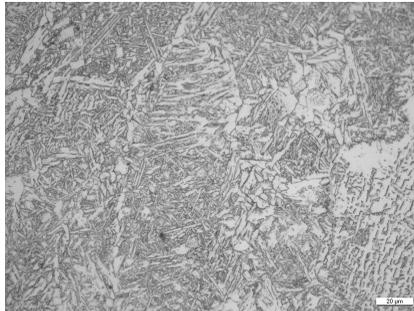
Unlegierte Baustähle besitzen einen geringen Kohlenstoffgehalt. Die bei Raumtemperatur vorliegenden Gefügebestandteile sind Ferrit mit einem kubisch-raumzentrierten Kristallgitter ( $\alpha$ -Eisen), in dem ein sehr kleiner Teil des Kohlenstoffgehaltes gelöst ist, und Perlit, eine lamellare Anordnung von Ferrit mit dem Eisencarbid Zementit ( $\text{Fe}_3\text{C}$ ). In gewalzten Stahlerzeugnissen liegen diese Gefügebestandteile meist in streifiger Anordnung (Abbildung 3.1) vor.



**Abbildung 3.1:** Ferritisch-perlitisches Gefüge

Bei der Erwärmung wandelt sich der Ferrit in Austenit ( $\gamma$ -Eisen) mit kubisch-flächenzentriertem Kristallgitter um. Aufgrund des kubisch-flächenzentrierten Kristallgitters ist die Kohlenstofflöslichkeit des Austenits größer als die des Ferrits. Der im Zementit gebundene Kohlenstoff geht im Austenit in Lösung. Die Umwandlung in Austenit beginnt im Gleichgewichtsfall (unendlich langsame Aufheizung) bei der Temperatur  $A_1$  ( $723^\circ\text{C}$ ) oder im Fall technischer relevanter Aufheizgeschwindigkeiten bei der vom Kohlenstoffgehalt abhängigen unteren Austenitisierungstemperatur  $A_{c1}$ . Zwischen  $A_{c1}$  und der mit  $A_{c3}$  bezeichneten oberen Austenitisierungstemperatur liegt ein Mischgefüge aus Ferrit und Austenit vor. Oberhalb von  $A_{c3}$  wandelt bei entsprechend langer Haltezeit das gesamte Gefüge in Austenit um.

Bei langsamer Abkühlgeschwindigkeit bildet sich aus dem Austenit wieder Ferrit und Zementit. Dieser Vorgang geschieht diffusionsgesteuert.



**Abbildung 3.2:** Martensitisches Gefüge

Bei schneller Abkühlgeschwindigkeit kann der gelöste Kohlenstoff nicht ausdiffundieren. Es erfolgt beim Unterschreiten der Martensitstarttemperatur  $M_s$  eine diffusionsfreie Umwandlung in ein durch die Kohlenstoffatome verspanntes kubisch-flächenzentriertes Kristallgitter. Es entsteht der in Abbildung 3.2 dargestellte Martensit ( $\alpha$ -Eisen).

Bei einer Umwandlung mit mittlerer Abkühlgeschwindigkeit entsteht ein Zwischengefüge, Bainit (Abbildung 3.3). Bei seiner Bildung diffundiert ein Teil des Kohlenstoffs. Die Umwandlung läuft teilweise diffusionsgesteuert ab.

Die in den Abbildungen 3.1 bis 3.3 dargestellten Mikroschliffe wurden von Sakkiettitubra im Rahmen seiner Diplomarbeit [Sak07] angefertigt.



**Abbildung 3.3:** Bainitisches Gefüge

Bei mehrlagigen Nähten werden die zuvor geschweißten Lagen erwärmt. Das Gefüge wird durch die Wiedererwärmung ab einer Temperatur von ca. 200°C angelassen. Martensit wandelt zu angelassenem Martensit und Bainit zu angelassenem Bainit um. Durch das Anlassen verringert sich die Streckgrenze des jeweiligen Gefüges.

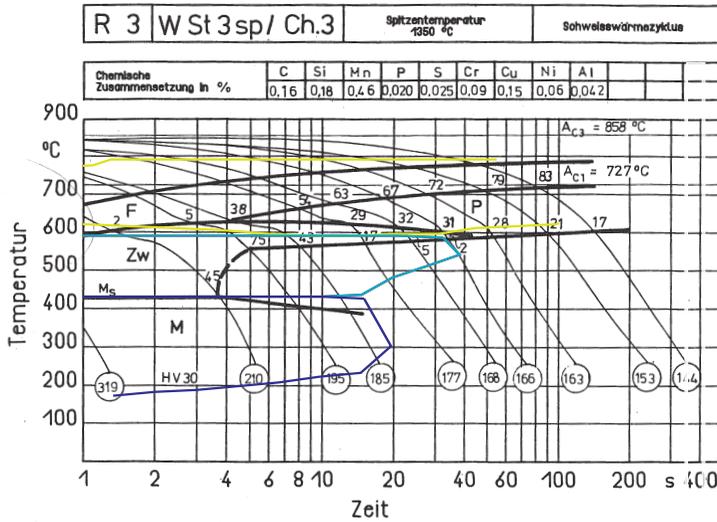
Die Gefügeumwandlung für Schweißprozesse kann aus SZTU-Schaubildern abgelesen werden. In diesen Schaubildern ist für verschieden schnelle Abkühlgeschwindigkeiten die sich einstellende Gefügezusammensetzung dargestellt.

Verwendet wird im Rahmen dieser Arbeit für den S235 das in Abbildung 3.4 dargestellte SZTU-Schaubild R3 und für den S355 das in Abbildung 3.6 dargestellte SZTU-Schaubild R25 nach [SMS92].

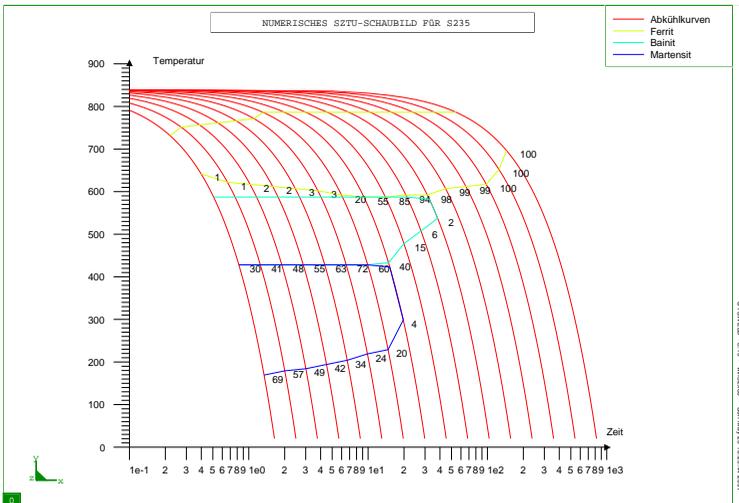
In Abbildung 3.5 ist das numerische SZTU-Schaubild für den S235 und in Abbildung 3.7 das numerische SZTU-Schaubild für den S355 dargestellt.

Die chemische Zusammensetzung der Stähle, die der Bestimmung der SZTU-Schaubilder zugrunde lagen, ist in Tabelle 3.1 angegeben. Für den temperaturabhängigen Verlauf der Spannungs-Dehnungsbeziehung wurden die Ergebnisse der Warmzugversuche von Peil und Wichers [PW05a, PW05b, PW04] verwendet. Der für diese Warmzugversuche verwendete Stahl S355J2 hat die in Tabelle 3.1 in der Zeile P/W angegebene chemische Zusammensetzung.

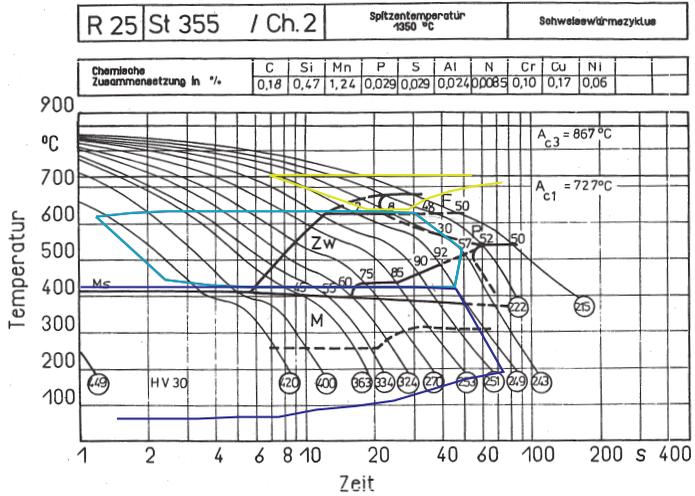
### 3 Gefügeumwandlungen beim Schweißen und deren numerische Berechnung



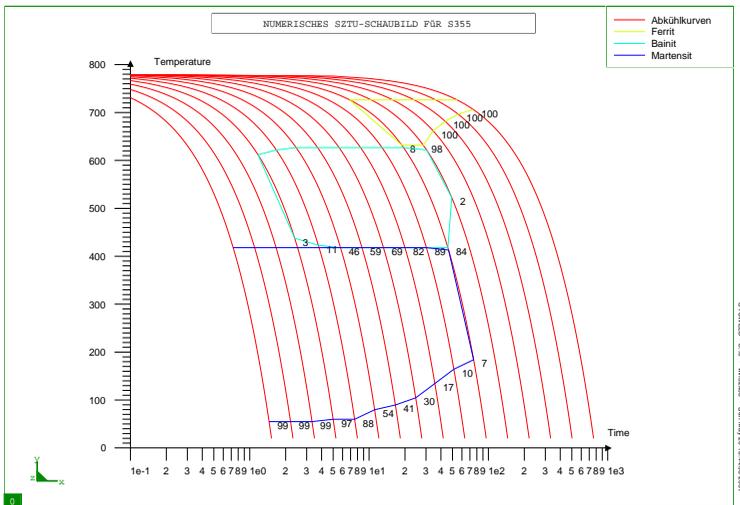
**Abbildung 3.4:** SZTU-Schaubild R3 für S235 mit den Gefügebereichen aus Abbildung 3.5



**Abbildung 3.5:** Numerisches SZTU-Schaubild für S235



**Abbildung 3.6:** SZTU-Schaubild R25 für S355 mit den Gefügebereichen aus Abbildung 3.7



**Abbildung 3.7:** Numerisches SZTU-Schaubild für S355

	C	Si	Mn	P	S	Al	N	Cr	Cu	Ni
R3	0,16	0,18	0,46	0,020	0,025	0,042	-	0,09	0,15	0,06
R25	0,18	0,47	1,24	0,029	0,029	0,024	0,0085	0,10	0,17	0,06
P/W	0,15	0,30	1,55	0,014	0,012	0,038	0,0041	0,043	0,038	0,037

**Tabelle 3.1:** Chemische Zusammensetzung in %

## 3.2 Numerische Modelle zur Berechnung der Gefügeumwandlung

Um die Gefügeumwandlung bei der Schweißsimulationsberechnung berücksichtigen zu können, muß der im SZTU-Schaubild angegebene Umwandlungsvorgang numerisch beschrieben werden. Die dazu verwendeten Modelle werden von Beregheau und Fortuier in [BF04] und Pasquale in [Pas01] erläutert.

Die diffusionsfreie Umwandlung Austenit  $\rightarrow$  Martensit wird mit dem Koistinen-Marburger-Gesetz [KM59] beschrieben, bei dem der Anteil der martensitischen Phase P in Abhängigkeit von der Temperatur  $\vartheta$  gegeben ist durch:

$$P(\vartheta) = \begin{cases} 0 & \text{für } \vartheta > M_s \\ 1 - e^{b(\vartheta - M_s)} & \text{für } \vartheta \leq M_s \end{cases} \quad (3.1)$$

$M_s$       Martensitstarttemperatur

$b$         Umwandlungskonstante

Die diffusionsgesteuerte Umwandlung Austenit  $\rightarrow$  Ferrit und Austenit  $\rightarrow$  Bainit wird mit der Avrami-Funktion [Avr39, Avr40, Avr41] beschrieben. Leblond [LD84] hat diese für Zweiphasensysteme geltende Avrami-Funktion in ein Modell für Mehrphasensysteme, wie es für die Gefügeumwandlung für Stähle benötigt wird, erweitert:

$$\frac{dP(\vartheta)}{dt} = f(\dot{\vartheta}) \cdot \frac{P_{eq}(\vartheta) - P(\vartheta)}{\tau(\vartheta)} \quad (3.2)$$

mit

$P_{eq}$	Gleichgewichtsanteil der Phase
$\tau$	Umwandlungsdauer
f	Umwandlungsgeschwindigkeit

Mit der Funktion  $P_{eq}(\vartheta)$  wird der Temperaturbereich definiert, in dem die Umwandlung stattfindet.

In Tabelle 3.2 sind die gewählten Parameter zur Berechnung der Martensitumwandlung angegeben.

In den Tabellen 3.3, 3.4 und 3.5 sind die Parameter angegeben, die zur Beschreibung der Austenit  $\rightarrow$  Ferrit und der Austenit  $\rightarrow$  Bainit Umwandlung des S235 und des S355 gewählt werden.

Werkstoff	$M_s$	b
	$^{\circ}\text{C}$	
S235	430	0,021
S355	420	0,014

**Tabelle 3.2:** Verwendete Parameter zur Berechnung der Martensitumwandlung

S235			S355		
$\vartheta$	$P_{eq}$	$\tau$	$\vartheta$	$P_{eq}$	$\tau$
$^{\circ}\text{C}$		s	$^{\circ}\text{C}$		s
589	0	$10^6$	629	0	$10^6$
590	1	18	630	1	5
790	1	18	730	1	5
791	0	18	731	0	5

**Tabelle 3.3:** Parameter  $P_{eq}$  und  $\tau$  zur Berechnung der Austenit  $\rightarrow$  Ferrit Umwandlung

	S235			S355	
$\vartheta$	$P_{eq}$	$\tau$	$\vartheta$	$P_{eq}$	$\tau$
°C		s	°C		s
429	0	$10^6$	419	0	$10^6$
430	1	16	420	1	6
590	1	16	630	1	6
591	0	16	631	0	6

**Tabelle 3.4:** Parameter  $P_{eq}$  und  $\tau$  zur Berechnung der Austenit → Bainit Umwandlung

S235, Umwandlung Austenit → Ferrit:

$\dot{\vartheta}$ in $\frac{^{\circ}\text{C}}{\text{s}}$	-297,3	-53,6	-32,6	-19,2	-11,1	-8,2
f in $\frac{1}{\text{s}}$	0,5	0,2	1,3	3,1	3,0	2,7
$\dot{\vartheta}$ in $\frac{^{\circ}\text{C}}{\text{s}}$	-5,4	-2,8	-1,9			
f in $\frac{1}{\text{s}}$	2,7	1,5	1,1			

S235, Umwandlung Austenit → Bainit:

$\dot{\vartheta}$ in $\frac{^{\circ}\text{C}}{\text{s}}$	-297,3	-53,6	-32,6	-19,2	-11,1	-8,2
f in $\frac{1}{\text{s}}$	18	8,3	3,8	10,4	6,0	4,5
$\dot{\vartheta}$ in $\frac{^{\circ}\text{C}}{\text{s}}$	-5,4	-2,8	-1,9			
f in $\frac{1}{\text{s}}$	3,0	1,6	1,1			

S355, Umwandlung Austenit → Ferrit:

$\dot{\vartheta}$ in $\frac{^{\circ}\text{C}}{\text{s}}$	-8,5	-6,2	-4,7			
f in $\frac{1}{\text{s}}$	0,001	0,13	1,5			

S355, Umwandlung Austenit → Bainit:

$\dot{\vartheta}$ in $\frac{^{\circ}\text{C}}{\text{s}}$	-200	-150	-96,8	-63,8	-52,6	-40
f in $\frac{1}{\text{s}}$	0,001	0,1	0,3	1,1	1,2	1,03
$\dot{\vartheta}$ in $\frac{^{\circ}\text{C}}{\text{s}}$	-21,9	-16,4	-11,5	-8,5	-6,2	-4,7
f in $\frac{1}{\text{s}}$	0,88	0,9	0,75	0,6	0,45	0,6

**Tabelle 3.5:** Parameter f zur Berechnung der Austenit → Ferrit und der Austenit → Bainit Umwandlung

### 3.3 Numerisches Modell für die Füllung der Schweißfuge

Mit der Berechnung der Gefügeumwandlung läßt sich auch das Füllen der Schweißfuge numerisch abbilden. Für die Elemente in der noch ungefüllten Schweißfuge wird eine separate Phase definiert (Phase Zusatzwerkstoff). Die mechanische Steifigkeit dieser Phase ist Null. Das heißt, die Elemente dieser Phase können ohne Reaktionskräfte verformt werden.

Im Bereich der Schweißwärmequelle wird beim realen Schweißprozeß flüssiger Stahl zugeführt, der beim Erstarren zunächst in austenitisches Gefüge übergeht. Numerisch wird dieser Vorgang nachvollzogen, indem beim Erreichen der Schmelztemperatur die Phase Zusatzwerkstoff, die den Elementen in der ungefüllten Schweißfuge zugeordnet ist, in die Phase Austenit umwandelt.

Dieses bei der Berechnung mit Sysweld gebräuchliche Verfahren hat folgende Vorteile:

- Es läßt sich optimal in ein phasenabhängig definiertes Werkstoffmodell integrieren.
- Beim Aktivieren kommt es nicht zu einem plötzlichen Dehnungssprung der aktivierten Elemente.
- Da die Elemente mit Zusatzwerkstoff die Verformungen vor der Aktivierung bereits mitmachen, bleibt der Dehnungsverlauf stetig.
- Die numerische Berechnung läuft stabiler als bei der Verwendung einer sonst üblichen Aktivierungsfunktion.



## 4 Finite-Element-Berechnung

### 4.1 Allgemeine Beschreibung des verwendeten Finite-Element-Programms

Die Berechnungen der Schweißeigenspannungen und des Schweißverzuges werden mit dem Finite-Element-Programm Sysweld durchgeführt. Die Besonderheit dieses Programms liegt darin, daß die Phasenumwandlungsvorgänge, die beim Aufheizen und Abkühlen des Stahls auftreten, erfaßt werden. Mit der Phasenumwandlung können Umwandlungsdehnungen berücksichtigt werden.

Die Spannungs-Dehnungsbeziehung des Stahls im Bereich von Schmelze und Wärmeinflußzone ist abhängig vom Gefüge. Durch die mit der Martensitbildung verbundene Aufhärtung steigt die Streckgrenze. Dieser Effekt kann mit der Phasenumwandlung und der Verwendung eines phasenabhängigen Werkstoffgesetzes abgebildet werden.

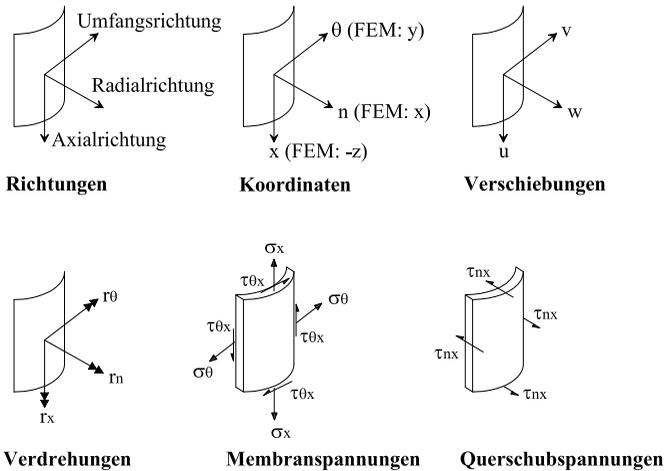
Die Berechnung von Schweißeigenspannungen und Schweißverzug wird in zwei Schritten durchgeführt. Im ersten Schritt erfolgt die Berechnung des Temperaturfeldes und der Phasenumwandlung. Im zweiten Schritt wird die strukturelle Berechnung durchgeführt. Aus den Ergebnissen der Temperaturfeldberechnung wird die Last berechnet, die sich aus Wärmedehnungen und Umwandlungsdehnungen zusammensetzt. Zur Bestimmung der lokal gültigen Werkstoffkennwerte, die von der Temperatur abhängen, wird das Temperaturfeld ebenfalls benötigt.

Das Temperaturfeld beim Schweißen entsteht aus einer wandernden Wärmequelle. Der Pfad, den die Wärmequelle auf dem Bauteil zurücklegt, kann im FE-Modell mit eindimensionalen Elementen, Trajektorienelementen, beschrieben werden. Dies vereinfacht die Definition der Wärmequelle. Es werden lediglich Parameter für die Geometrie, die Wärmeleistung und die Geschwindigkeit

keit der Wärmequelle angegeben. Aus diesen Parametern wird zum aktuellen Zeitpunkt  $t$  die Wärmelast berechnet, mit der die Elemente im Bereich der Wärmequelle belastet werden.

Nach Abschluß der strukturmechanischen Berechnung liegt ein Datensatz vor, in dem die Eigenspannungen, die plastischen Dehnungen und die Verformungen gespeichert sind. Dieser Datensatz kann als Anfangszustand für Beul- oder Traglastuntersuchungen mit Sysweld verwendet werden. Soll nur das verformte System ohne Eigenspannungen weiter untersucht werden, dann kann die verformte Struktur als neues FE-Netz abgespeichert werden.

Die nachfolgend genannten Ansätze für die Elemente, die numerischen Formulierungen und die Lösungsverfahren sind im Schrifttum über Finite-Element-Berechnungen ausführlich beschrieben. An dieser Stelle wird daher auf die Herleitung und Nennung von Formeln verzichtet und auf das entsprechende Schrifttum verwiesen. [BF04, Bat90, Bec00, ZT89, ZT88]



**Abbildung 4.1:** Bezeichnungen an Kreiszylinderschalen

In Abbildung 4.1 sind die Bezeichnungen für die Koordinaten, Weg- und Kraftgrößen an der Kreiszyinderschale dargestellt. Die bei Kreiszyinderschalen gebräuchlichen Koordinatenbezeichnungen weichen von den Koordinatenbezeichnungen, die vom Finite-Element-Programm (FEM) verwendet werden ab. In Abbildung 4.1 sind zusätzlich die Koordinatenbezeichnungen des FEM-Programms angegeben, da diese in den Graphiken auftauchen.

## 4.2 Elemente

### 4.2.1 Allgemeines

Die Elemente sind von der gewählten Art der Modellierung abhängig. Bei räumlichen Volumenelementmodellen (3D) wird das Bauteil als Kontinuum abgebildet. Das Temperaturfeld, der Spannungszustand und der Verzerrungszustand werden dreidimensional berechnet.

Beim Schalenelementmodell (2D) wird die Struktur räumlich abgebildet. Das Schalenelementmodell wird bei Bauteilen angewendet, bei denen die Abmessungen in Längs- und Querrichtung wesentlich größer sind als in Dickenrichtung. Beim Schalenelementmodell werden keine Spannungen rechtwinklig zur Schalenoberfläche berechnet. Das berechnete Temperaturfeld ist zweidimensional.

Beim Schalen-Volumenelementmodell (2D-3D) wird der Nahtbereich mit Volumenelementen abgebildet. Hier kann ein Temperaturgradient in Dickenrichtung berechnet werden. Mehrlagige Nähte können abgebildet werden. Für den übrigen Bereich werden Schalenelemente verwendet.

Im Rahmen dieser Arbeit wird das Schalenelementmodell für die Berechnung einlagiger Nähte und das Schalen-Volumenelementmodell für die Berechnung mehrlagiger Nähte verwendet.

### 4.2.2 Volumenelemente

In Sysweld können dreidimensionale Tetraederelemente, Dreieck-Prismaelemente und Hexaederelemente definiert werden. Implementiert sind jeweils isoparametrische Elemente mit linearen und quadratischen Ansätzen. Bei den Prismaelementen und den Hexaederelementen mit quadratischen Ansätzen handelt es sich um Serendipity-Elemente. Die Elemente können mit voller oder reduzierter Integration angewendet werden. Als Ansatzfunktionen werden Lagrange-Polynome verwendet.

Für die Berechnungen im Rahmen dieser Arbeit werden lineare Hexaederelemente oder Dreieck-Prismaelemente mit voller Integration verwendet.

### 4.2.3 Schalenelemente

Aus der Bibliothek der zur Verfügung stehenden Schalenelemente werden isoparametrische Dreieck- und Rechteck-Elemente verwendet. Bei diesen Elementen können in Dickenrichtung 3 bis 9 Gaußpunkte gewählt werden. 3 Gaußpunkte sind für elastische Berechnungen hinreichend. Bei plastischer Berechnung ist eine größere Anzahl Gaußpunkte notwendig.

Die Temperaturfeldberechnung muß mit topologisch gleichen Schalenelementen wie die strukturmechanische Berechnung durchgeführt werden. Die Anzahl der Gaußpunkte muß bei beiden Berechnungen identisch sein. Für Berechnungen im Rahmen dieser Arbeit werden in Dickenrichtung 5 Gaußpunkte verwendet.

Bei den Schalenelementen erfolgt die Eingabe von Lasten (z. B. Wärmequelle) und Randbedingungen (z. B. Wärmeübergangskoeffizient) an der Schalenunterfläche, der Schalenmittelfläche oder der Schalenoberfläche. Die Ausgabe von Schnittgrößen ist in jeder Gaußpunktebene möglich.

Bei der Temperaturfeldberechnung werden in Schalenlängsrichtung Ansatzfunktionen aus Lagrange-Polynomen verwendet. In Schalendickenrichtung wird ein Wärmestrom aus Wärmeleitung nicht berechnet. Ein Temperaturgradient in Dickenrichtung ergibt sich nur aus Randbedingungen, zum Beispiel einer Wärmequelle auf der Schalenoberseite.

Bei der strukturmechanischen Berechnung werden für die Membranverschiebung Ansatzfunktionen aus Lagrange-Polynomen und für die Biegeverformung Ansatzfunktionen aus Hermite-Polynomen verwendet. Die Schubverformung rechtwinklig zur Schalenebene wird berücksichtigt.

Die Schalenelemente sind ausgelegt für Berechnungen von Systemen mit großen Verformungen, großen Rotationen und kleinen Verzerrungen. Sie sind sowohl für die Berechnung von Schweißbeigenspannungen und Schweißverzug, als auch für anschließende Beuluntersuchungen geeignet.

Für reine Schalenelementmodelle werden Elemente mit quadratischen Ansätzen und für Schalen-Volumenelementmodelle Elemente mit linearen Ansätzen verwendet.

#### **4.2.4 Oberflächenelemente**

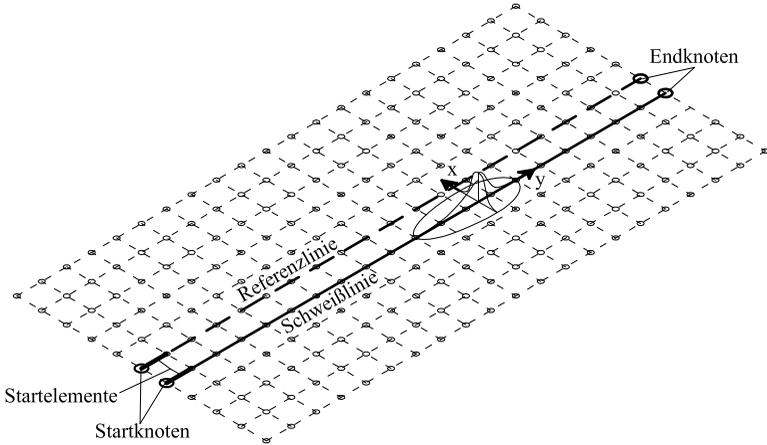
Die Berechnung des Wärmeüberganges vom Bauteil in den umgebenden Raum erfolgt über zweidimensionale Oberflächenelemente, die an der Oberfläche des Modells zwischen den äußeren Randknoten eingebracht werden. Die Oberflächenelemente werden nur zur Definition der elastischen Randbedingung des Wärmeübergangs verwendet. Die Oberflächenelemente liefern keinen Beitrag zur Steifigkeitsmatrix bei der strukturmechanischen Berechnung.

#### **4.2.5 Trajektorienelemente**

Die Trajektorienelemente sind eindimensionale Elemente. Mit ihnen wird der Weg der Wärmequelle im Modell beschrieben. Die Wärmequelle wandert an der aus zusammenhängenden Trajektorienelementen bestehenden Schweißlinie entlang.

Eine Schweißlinie allein ist hinreichend, um eine um die Wegachse rotationsymmetrische Wärmequelle zu definieren. Parallel zur Schweißlinie kann eine Referenzlinie mit gleicher Netztopologie definiert werden, die ebenfalls aus Trajektorienelementen besteht. Mit Schweiß- und Referenzlinie ist ein lokales Koordinatensystem eindeutig bestimmbar.

Eine Wärmequelle mit in allen drei Raumachsen unterschiedlich großen Abmessungen kann somit definiert werden.



**Abbildung 4.2:** Trajektorien: Schweißlinie und Referenzlinie

In Abbildung 4.2 ist ein Netzausschnitt mit einer im folgenden ausführlich beschriebenen Oberflächenwärmequelle, mit dem aus der dargestellten Schweißlinie und Referenzlinie definierten lokalen Koordinatensystem und den Startelementen der Trajektorien sowie den Start- und Endknoten dargestellt.

### 4.3 Numerische Formulierung

Für die Berechnung des zeitlich veränderlichen Temperaturfeldes sind drei Verfahren üblich [LMTS99]: Forward-Differenz-Verfahren, Backward-Differenz-Verfahren und Crank-Nicolson-Verfahren. Für Probleme, bei denen ein thermischer Schock auftritt, ist das Backward-Differenz-Verfahren am besten geeignet. Dieses Verfahren wird daher für die Berechnung von Schweißtemperaturfeldern verwendet.

Bei der Wahl der numerischen Formulierung für die strukturmechanische Berechnung und die Beuluntersuchung ist auf die relevanten Nichtlinearitäten, nichtlineares Werkstoffverhalten, nichtlineare Strukturantwort zu achten.

Für die Berechnung von Schweißeigenstressungen und Schweißverzug an dickwandigen, nicht stabilitätsgefährdeten Bauteilen ist es ausreichend, bei der numerischen Formulierung nur nichtlineares Werkstoffverhalten zu berücksichtigen. Geeignet ist hierfür die nur physikalisch nichtlineare Formulierung. Geometrische Nichtlinearitäten werden bei diesem System nicht berücksichtigt [Bat90, Bec00].

Bei der Updated Lagrangeschen Formulierung werden große Verformungen und große Rotationen berücksichtigt. Beim Schweißen an dünnwandigen Blechen kann es bereits beim Schweißprozeß zu lokalen Instabilitäten kommen.

Bei Stabilitätsuntersuchungen ist die Berücksichtigung großer Verformungen und großer Rotationen zwingend notwendig. Bei den Schalenelementmodellen für die in dieser Arbeit untersuchten dünnwandigen Strukturen wird für die strukturmechanische Berechnung und die anschließende Beuluntersuchung die Updated Lagrangesche Formulierung gewählt.

## 4.4 Lösungsverfahren

Beim Schweißen wird eine Wärmequelle über das Bauteil bewegt. Das Bauteil wird örtlich an einer von der Zeit abhängigen Stelle erwärmt und kühlt anschließend ab. Es liegt somit kein konstanter Wärmestrom vor. Das Temperaturfeld ist damit zeitabhängig. Daraus folgt, daß eine zeitabhängige, also transiente Berechnung durchgeführt werden muß.

Die Problemlösung wird in zwei Ebenen gegliedert. Die innere Ebene der Problemlösung ist die Lösung des Systems zum aktuellen Zeitpunkt  $t_n$ . Wegen der vorhandenen Nichtlinearitäten erhält man nur mit iterativen Lösungsverfahren eine Näherungslösung. Mögliche Lösungsverfahren werden weiter unten beschrieben.

Die äußere Ebene der Problemlösung ist das Zeitschrittverfahren. Mit dem Zeitschrittverfahren wird der Berechnungsbeginn, das Berechnungsende und die Schrittweite gesteuert. Beim automatischen Zeitschrittverfahren wird der Zeitschritt entsprechend dem aktuellen oder dem zu erwartenden Konvergenzverhalten angepaßt. Wird für den aktuellen Zeitpunkt  $t_n$  keine Konvergenz erreicht, dann wird der aktuelle Zeitschritt  $\Delta t$  reduziert und die Berechnung zum neuen Zeitpunkt  $t_n = t_{n-1} + \Delta t$  durchgeführt.

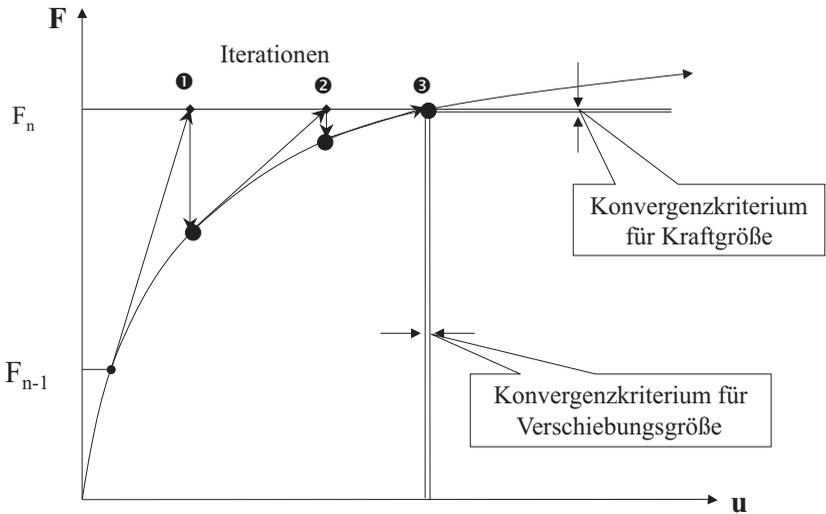
Die Berechnung wird abgebrochen, wenn  $\Delta t$  einen festgelegten Mindestwert unterschreitet. Wird für den aktuellen Zeitpunkt  $t_n$  Konvergenz erreicht, dann wird in einem Zwischenschritt zum Zeitpunkt  $t_{n+1} = t_n + 1,5 \cdot \Delta t$  die erste Iteration der Systemlösung durchgeführt. Wird bei dieser Iteration eine definierte Konvergenzgröße eingehalten, so erfolgt eine Vergrößerung des aktuellen Zeitschritts  $\Delta t$ .

Alternativ zum automatischen Zeitschrittverfahren kann das konstante Zeitschrittverfahren gewählt werden. Der Zeitschritt  $\Delta t$  bleibt während der Berechnung unverändert. Das konstante Zeitschrittverfahren ist schneller, da die Berechnung des Zwischenschrittes entfällt. Es besteht jedoch die Gefahr, daß die Berechnung vorzeitig abbricht, wenn keine Konvergenz erreicht ist.

Das automatische Zeitschrittverfahren wird verwendet, wenn sich die Gradienten ändern. Dies tritt zu Beginn des Schweißens auf. Der maximale Temperaturgradient steigt. Es werden kleine Zeitschritte benötigt. Beim Abkühlen verringert sich der Temperaturgradient. Die Zeitschritte können mit Fortschreiten der Abkühlung größer gewählt werden. Während des Schweißens bleiben die Gradienten in etwa konstant. Mit dem konstanten Zeitschrittverfahren und einem angepaßten Zeitschritt wird in diesem Zeitfenster die optimale Berechnungsgeschwindigkeit erreicht.

Für die Lösung des Systems zum aktuellen Zeitpunkt  $t_n$  stehen mehrere Lösungsverfahren zur Verfügung. Sie sind unter anderem in [Hin92] beschrieben. Für die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Berechnungen kommen folgende Lösungsverfahren in Betracht:

- Standard Newton-Raphson-Verfahren
- Modifiziertes Newton-Raphson-Verfahren
- BFGS-Verfahren



**Abbildung 4.3:** Standard Newton-Raphson-Verfahren

Beim Standard Newton-Raphson-Verfahren (Abbildung 4.3) wird die Tangentensteifigkeitsmatrix bei jedem Iterationsschritt neu berechnet. Dieses Verfahren liefert eine sehr gute Konvergenz. Durch die Berechnung der Tangentensteifigkeitsmatrix bei jedem Iterationsschritt ist die Rechenzeit sehr lange.

Beim modifizierten Newton-Raphson-Verfahren (Abbildung 4.4) wird die Tangentensteifigkeitsmatrix nur bei jedem  $n$ -ten Iterationsschritt neu berechnet. Dadurch reduziert sich die Berechnungszeit. Die Anzahl der erforderlichen Iterationen ist größer als beim Standard Newton-Raphson-Verfahren.

Beim Verfahren nach Broyden Fletcher Goldfarb Shano (BFGS-Verfahren) (Abbildung 4.5) handelt es sich um ein Sekantenverfahren. Die Tangentensteifigkeitsmatrix wird bei jedem Iterationsschritt so modifiziert, daß die modifi-

zierte Tangentensteifigkeitsmatrix die Sekante zwischen aktuellem und vorhergehendem Iterationsschritt beschreibt.

Bei der numerischen Berechnung von Schweißbeigenspannungen und Verzug liefert das BFGS-Verfahren sowohl bei der Temperaturfeldberechnung wie auch bei der strukturmechanischen Berechnung gutes Konvergenzverhalten. Die Berechnungszeiten sind kürzer als bei der Verwendung des Newton-Raphson-Verfahrens. Das BFGS-Verfahren wird daher für die Schweißsimulationsberechnung verwendet.

Bei der Berechnung der Grenzspannung wird die Berechnung optimiert, indem vier Iterationen mit dem Standard-Newton-Raphson-Verfahren durchgeführt werden und die weiteren Iterationen mit dem BFGS-Verfahren erfolgen. Dieses Verfahren wird für die Berechnung der Grenzspannung verwendet.

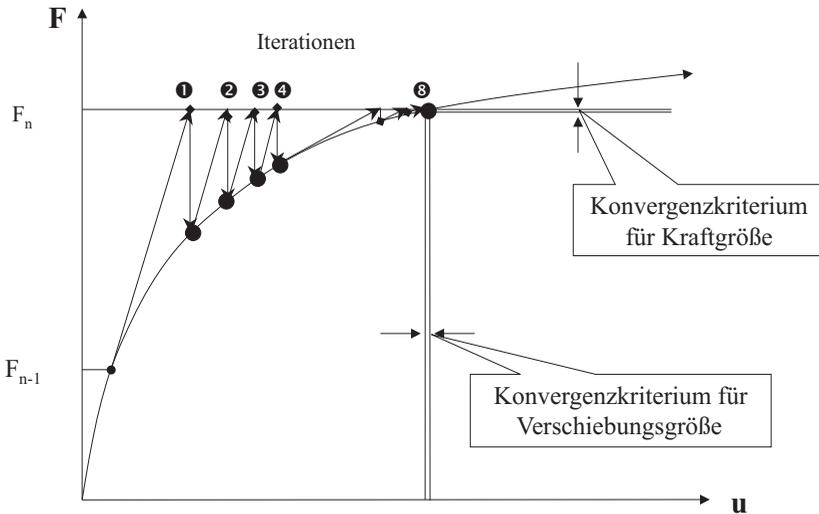
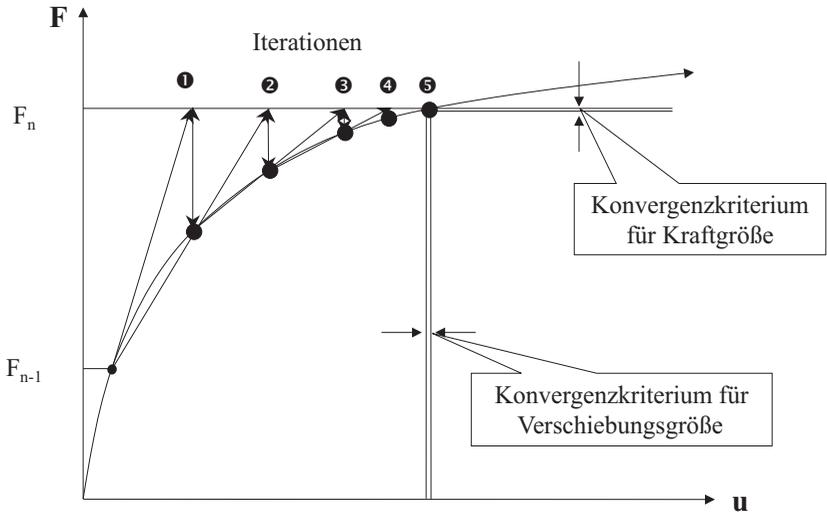


Abbildung 4.4: Modifiziertes Newton-Raphson-Verfahren



**Abbildung 4.5:** Broyden Fletcher Goldfarb Shano (BFGS) Sekantenverfahren

## 4.5 Berechnung der Grenztragfähigkeit

Zur Bestimmung der Grenzspannung des durch den Schweißprozeß verzogenen eigenspannungsbehafteten Zylinders, wird folgendes Vorgehen gewählt (siehe Abbildung 4.6):

Als Anfangsbedingung wird der Zustand des letzten Zeitschrittes aus der Schweißsimulationsberechnung verwendet. Auf den oberen und unteren Zylinderrand wird eine Axialdrucklast aufgebracht.

Es wird eine transiente Berechnung mit dem automatischen Zeitschrittverfahren durchgeführt. Die Last wird mit jedem Lastschritt gesteigert.

Wird die Grenzlast überschritten, dann wird für den aktuellen Lastschritt keine Konvergenz erreicht. Der Lastschritt wird automatisch reduziert. Anschließend erfolgt eine Iteration gegen die gesuchte Grenzlast des Systems, bei der die Lastschritte kontinuierlich reduziert werden.

Das Konvergenzkriterium wird durch den kleinsten zulässigen Lastschritt definiert. Mit dem kleinsten zulässigen Lastschritt ist der größte mögliche Fehler zwischen tatsächlicher Grenzlast und berechneter Grenzlast definiert.

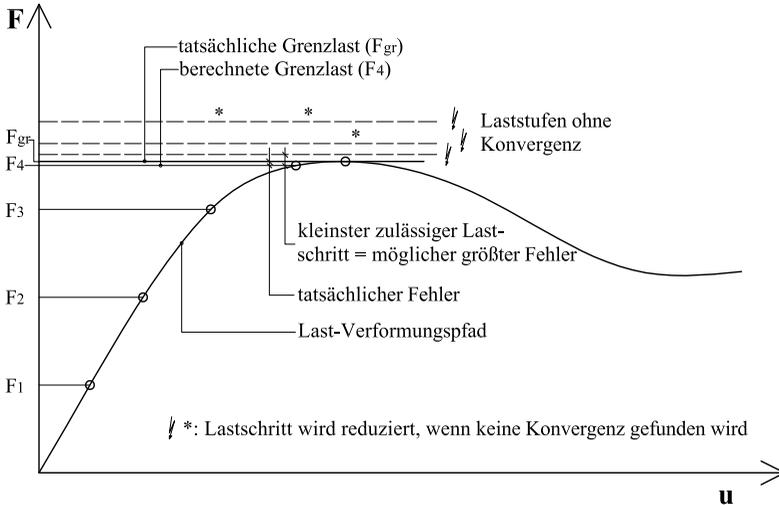
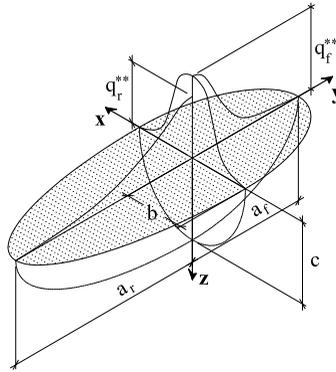


Abbildung 4.6: Verfahren zur Ermittlung der Grenztragfähigkeit

## 4.6 Numerische Modelle zur Abbildung der Schweißwärmequelle

### 4.6.1 Volumenwärmequelle

Für ein Volumenelementmodell, bei dem der einer MAG-Schweißung entsprechende Wärmeeintrag abgebildet werden soll, wird eine doppelt-halbellipsoide Volumenwärmequelle nach Goldak [GCB84, GM05] verwendet. Form und Größe entsprechen in etwa denen des Schmelzbades.



**Abbildung 4.7:** Volumetrische doppel-halbellipsoide Wärmequelle

Das in Abbildung 4.7 dargestellte Ellipsoid ist in ein frontseitiges (Index f) und ein rückwärtiges (Index r) Halbellipsoid aufgeteilt. Jedes Halbellipsoid besitzt im Zentrum den Maximalwert der Gauß normalverteilt angenommenen Wärmequellendichte. Die Wärmequelle wird mit der effektiv eingebrachten Wärmeleistung  $q$  definiert, die sich aus der Effektivleistung des Schweißvorganges ergibt. Mit dem Wirkungsgrad  $\eta$ , der Schweißstromstärke  $I$  und der Schweißspannung  $U$  beträgt sie:

$$q = I \cdot U \cdot \eta \quad (4.1)$$

Das lokale Koordinatensystem  $(x, y, z)$  wird durch die in Abschnitt 4.2.5 beschriebene Schweiß- und Referenzlinie festgelegt. Die Wärmequellendichte bezogen auf das lokale Koordinatensystem beträgt für das frontseitige Halbellipsoid:

$$q^{**}(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3}\Delta_f \cdot q}{a_f \cdot b \cdot c \cdot \pi\sqrt{\pi}} \cdot e^{-\frac{nx^2}{a_f^2}} \cdot e^{-\frac{ny^2}{b^2}} \cdot e^{-\frac{nz^2}{c^2}} \quad (4.2)$$

und für das rückwärtige Halbellipsoid:

$$q^{**}(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3}\Delta_r \cdot q}{a_r \cdot b \cdot c \cdot \pi\sqrt{\pi}} \cdot e^{-\frac{nx^2}{a_r^2}} \cdot e^{-\frac{ny^2}{b^2}} \cdot e^{-\frac{nz^2}{c^2}} \quad (4.3)$$

Mit

$$\Delta_f + \Delta_r = 2 \quad (4.4)$$

wird die Wärmeleistung auf das frontseitige und rückwärtige Halbellipsoid aufgeteilt.

Mit dem Exponenten  $n$  wird die Wärmequellichte am Ellipsoidrand eingestellt. Für  $n = 3$  beträgt die Wärmequellichte am Rand 5% des Maximalwertes  $q^{**}$  und für  $n = 1$  beträgt sie 37%.

Wird als Eingabeparameter der frontseitige  $q_f^{**}$  und rückwärtige  $q_r^{**}$  Maximalwert der Wärmequellichte verwendet und  $n = 1$  gewählt, vereinfacht sich die Gleichung (4.2) für die Wärmequellichte für das frontseitige Halbellipsoid zu:

$$q^{**}(x, y, z) = q_f^{**} \cdot e^{-\frac{x^2}{a^2}} \cdot e^{-\frac{y^2}{b^2}} \cdot e^{-\frac{z^2}{c^2}} \quad (4.5)$$

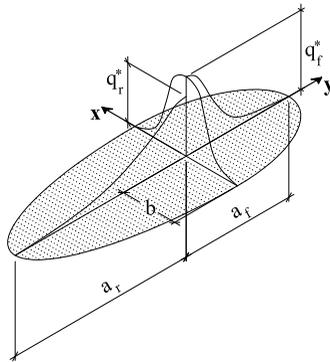
und die Gleichung (4.3) für die Wärmequellichte für das rückwärtige Halbellipsoid zu:

$$q^{**}(x, y, z) = q_r^{**} \cdot e^{-\frac{x^2}{a^2}} \cdot e^{-\frac{y^2}{b^2}} \cdot e^{-\frac{z^2}{c^2}} \quad (4.6)$$

## 4.6.2 Oberflächenwärmequelle

Für Schalenelemente ist die doppelellipsoide Volumenwärmequelle nicht geeignet. Die geometrische Ausbreitung in Richtung der Blechdicke, die bei einem Volumenelementmodell möglich ist, läßt sich nicht auf die verwendeten Schalen übertragen.

Bei Schalen kann die Wärmequelle nur auf die Oberseite, Mittelebene und Unterfläche aufgebracht werden. Hier wird eine Oberflächenwärmequelle benötigt. Es wird eine in Abbildung 4.8 dargestellte doppelt-halbelliptische Oberflächenwärmequelle gewählt, die analog zur Volumenwärmequelle ebenfalls eine Gauß normalverteilte Wärmequellichte besitzt und sich aus der Volumenwärmequelle ableitet, indem die  $z$ -Koordinate entfällt.



**Abbildung 4.8:** Doppelt-halbelliptische Oberflächenwärmequelle

Die Funktion der flächenspezifischen Wärmequellendichte  $q^*$  lautet für die frontseitige Ellipse:

$$q^*(x, y) = q_f^* \cdot e^{-\frac{x^2}{a_f^2}} \cdot e^{-\frac{y^2}{b^2}} \quad (4.7)$$

und für die rückwärtige Ellipse:

$$q^*(x, y) = q_r^* \cdot e^{-\frac{x^2}{a_r^2}} \cdot e^{-\frac{y^2}{b^2}} \quad (4.8)$$

mit dem Maximalwert  $q_{i/r}^*$  der flächenspezifischen Wärmequellendichte.

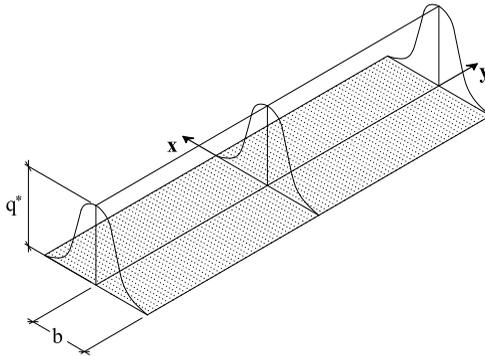
### 4.6.3 Linienförmige Oberflächenwärmequelle

Eine linienförmige Wärmequelle kommt bei Reibschweißverfahren oder Widerstandschweißverfahren in technischer Anwendung vor. Im Rahmen dieser Arbeit wird eine linienförmige Wärmequelle benötigt für Vergleichsberechnungen an Systemen, bei denen Schweißeigenstressungen und Schweißverzug rotationssymmetrisch sein sollen.

Für diese Wärmequelle wird analog zur Volumenwärmequelle und zur flächigen Wärmequelle über die Breite eine Gauß normalverteilte Wärmequellendichte

angesetzt. Bei dieser in Abbildung 4.9 dargestellten Wärmequelle entfällt die Unterteilung in frontseitigen und rückwärtigen Bereich. Die Funktion der linienförmigen Wärmequellendichte mit dem Maxiamlwert  $q^*$  lautet:

$$q^*(x, y) = q^* \cdot e^{-\frac{y^2}{b^2}} \quad (4.9)$$



**Abbildung 4.9:** Linienförmige Gauß normalverteilte Oberflächenwärmequelle

# 5 Verifikation des verwendeten Finite-Element-Programms

## 5.1 Schwach gekrümmtes Tonnendach unter Einzellast

Bei einem schwach gekrümmten Tonnendach unter Einzellast im First handelt es sich um ein System mit geometrisch nichtlinearem Systemverhalten, bei dem bei einer bestimmten Last das Dach durchschlägt. Das in Abbildung 5.1 dargestellte System wird von Entwicklern von Finite-Element-Programmen als Verifikationstest verwendet. Die verwendeten Schalenelemente von Sysweld sollen anhand dieses Beispiels überprüft werden.

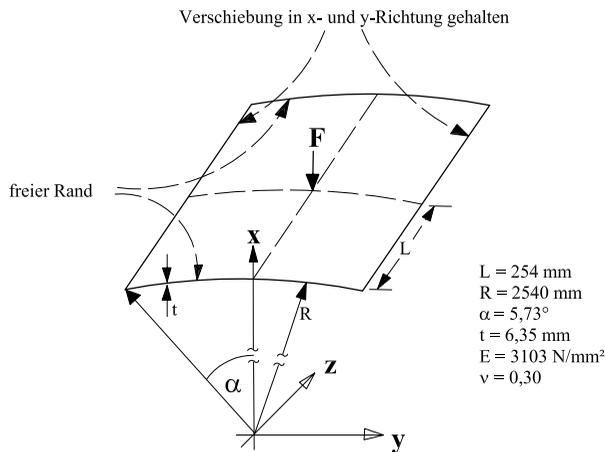


Abbildung 5.1: Geometrie des Tonnendachs

Bei den im Schrifttum veröffentlichten Berechnungen [SL73, Cri80, Ram80] wird ein ideal-elastisches Werkstoffgesetz zugrunde gelegt. Die Berechnungen werden jeweils für ein Symmetrieviertel durchgeführt. Die unsymmetrischen Lösungen werden durch die Symmetriebedingungen unterdrückt [Hin92].

Sabir und Lock [SL73] verwenden für ein Symmetrieviertel ein  $4 \times 4$  Netz aus Rechteckschalenelementen, Chrisfield [Cri80] ein  $5 \times 5$  Netz aus Rechteckschalenelementen und Ramm [Ram80] ein  $2 \times 2$  Netz aus bikubischen, degenerierten 16-knotigen Rechteckschalenelementen.

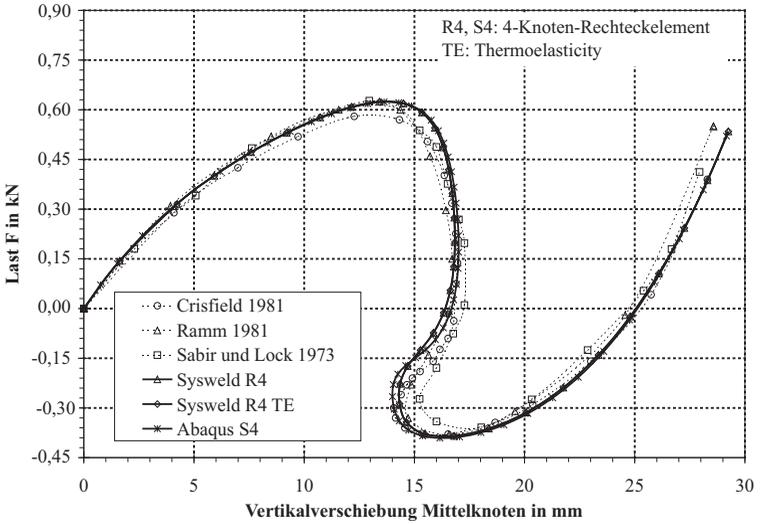
Die eigenen Berechnungen werden für ein Symmetrieviertel mit einem  $6 \times 6$  Netz aus 4-Knoten-Rechteckschalenelementen mit Sysweld und zum Vergleich mit Abaqus durchgeführt. Die Elementansätze sind bei Sysweld und Abaqus gleich.

Für die thermo-mechanische Kopplung gibt es bei Sysweld die Option Thermoelasticity. Da diese Option später verwendet wird, werden mit Sysweld zwei Berechnungen durchgeführt, eine Berechnung ohne thermo-mechanische Kopplung und eine mit thermo-mechanischer Kopplung, bei der ein konstantes Temperaturfeld mit  $\vartheta = 20 \text{ }^\circ\text{C}$  hinterlegt wird. Aus diesem Temperaturfeld werden keine Wärmedehnungen in das System eingetragen.

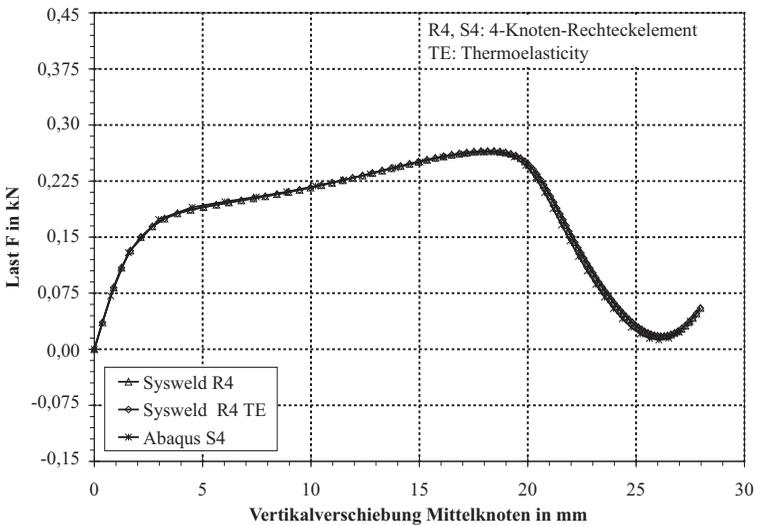
Die Last-Verformungspfade werden mit dem Bogenlängenverfahren nach Riks [Rik79] berechnet. Die von Sabir und Lock, Chrisfield und Ramm ermittelten Last-Verformungspfade sind in Abbildung 5.2 den mit Sysweld und Abaqus berechneten Last-Verformungspfaden gegenübergestellt.

Es ist bei der Berechnung mit Sysweld festzustellen, daß die mit der Option Thermoelasticity durchgeführte thermo-mechanisch gekoppelte Berechnung den identischen Last-Verformungspfad liefert wie die Berechnung ohne thermo-mechanische Kopplung.

Der mit Sysweld berechnete Last-Verformungspfad ist in guter Übereinstimmung sowohl mit dem mit Abaqus berechneten Last-Verformungspfad wie auch mit den im Schrifttum angegebenen Last-Verformungspfaden.



**Abbildung 5.2:** Last-Verformungspfade des Tonnendachs mit elastischem Werkstoffgesetz



**Abbildung 5.3:** Last-Verformungspfade des Tonnendachs mit elastisch-plastischem Werkstoffgesetz

Mit Sysweld und Abaqus wurde eine weitere Vergleichsberechnung durchgeführt, bei der ein ideal-elastisch ideal-plastisches Werkstoffgesetz mit einer Streckgrenze  $f_y = 2 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$  angesetzt wird. Hierzu gibt es im Schrifttum keine Veröffentlichungen. Die berechneten Last-Verformungspfade sind in Abbildung 5.3 dargestellt.

Bei diesem System bildet sich, nachdem die Streckgrenze erreicht wird, ein Fließplateau mit geringer Verfestigung aus. Das Durchschlagen erfolgt bei größerer Verformung als beim rein elastischen System. Die Berechnungen mit Sysweld liefern den gleichen Last-Verformungspfad wie die Berechnungen mit Abaqus.

Mit diesem Verifikationstest wird bestätigt, daß die mit dem Programm Sysweld durchgeführte Berechnung eines geometrisch und physikalisch nichtlinearen Systems sehr gut mit den Lösungen eines anderen bewährten, gebräuchlichen Programms übereinstimmt.

## **5.2 Verifikation des Berechnungsverfahrens zur Bestimmung der Axialgrenzspannung durch Vergleichsberechnungen**

### **5.2.1 Allgemeines**

Es wird an einer Stichprobe ausgewählter Zylindermodelle ohne Eigenspannungen die Grenztragfähigkeit unter Axiallast mit dem im Abschnitt 4.5 beschriebenen Verfahren mit Sysweld berechnet. Dieses Verfahren setzt das Vorhandensein einer Imperfektion voraus, die durch eine kleine Störlast in Radialrichtung in Zylindermitte oder eine vorverformte Struktur realisiert werden kann.

Für Zylinder, die elastisch beulen, werden die Grenzlasten mit den Werten verglichen, die mit Abaqus mit der elastischen Eigenwertanalyse am perfekten System ermittelt werden. Für Zylinder, die plastisch beulen, ist die elastische Eigenwertanalyse nicht anwendbar. Für diese Systeme werden die Ergebnisse

der Berechnungen mit Sysweld mit den Werten verglichen, die die Berechnung mit Abaqus mit dem Bogenlängenverfahren liefert. Das Bogenlängenverfahren setzt ebenfalls voraus, daß die untersuchte Struktur imperfekt ist.

Bei der Vergleichsberechnung des plastisch beulenden Zylinders werden Systeme mit identischer Vorverformung untersucht. Mit diesem Vorgehen erfolgt eine Bestätigung des im Abschnitt 4.5 beschriebenen Verfahrens, da die Vergleichswerte mit einem Alternativverfahren ermittelt werden.

## 5.2.2 Elastisch beulender Zylinder

Die Berechnungen des elastisch beulenden Zylinders werden mit einem ideal-elastischen Werkstoffgesetz, mit einem Elastizitätsmodul  $E = 210\,000 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$  und einer Querkontraktionszahl  $\nu = 0,3$  durchgeführt.

Für dieses Modell werden zwei Systeme gewählt. Mit System 1 wird ein Zylinder gewählt, dessen unterer Rand in Axialrichtung wölbesteif gehalten ist und dessen Ränder in Radial- und Tangentialrichtung bis auf die statisch bestimmte Festhaltung gegen Starrkörperverschiebung frei sind. Bei diesem in Abbildung 5.6 dargestellten System wird eine radiale Störlast in Zylindermitte aufgebracht.

Die berechneten Verformungsfiguren für einen Zylinder mit den Abmessungen  $L = 1200 \text{ mm}$ ,  $R = 300 \text{ mm}$  und  $t = 0,5 \text{ mm}$  sind in Abbildung 5.4 für die Berechnung mit Sysweld und in Abbildung 5.5 für die Berechnung mit Abaqus dargestellt. Mit beiden Berechnungsverfahren wird die gleiche Beulform mit 5 Wellen in Umfangsrichtung und einer Halbwelle in Längsrichtung gefunden. Die Abweichung der ermittelten Grenztragfähigkeit liegt bei 0,11% (siehe Tabelle 5.1).

Abmessung L / R / t in mm	Abaqus	Sysweld
1200 / 300 / 0,5	89,4	89,5

**Tabelle 5.1:** Grenzspannung in  $\frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$  elastisch beulender Zylinder

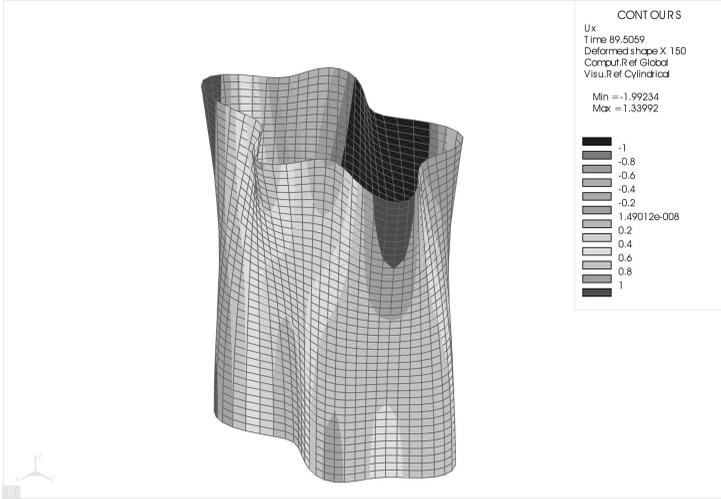


Abbildung 5.4: Beulfigur, Berechnung mit Sysweld

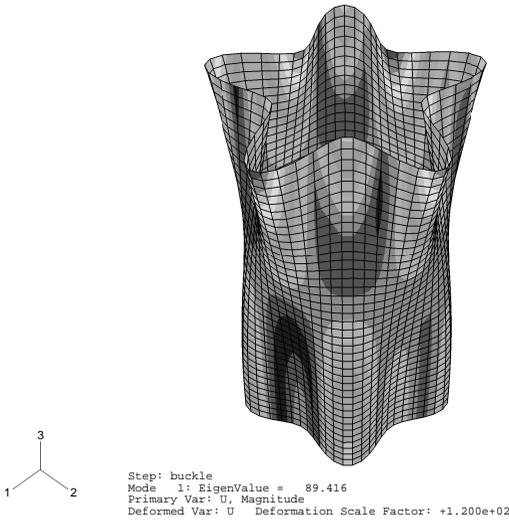
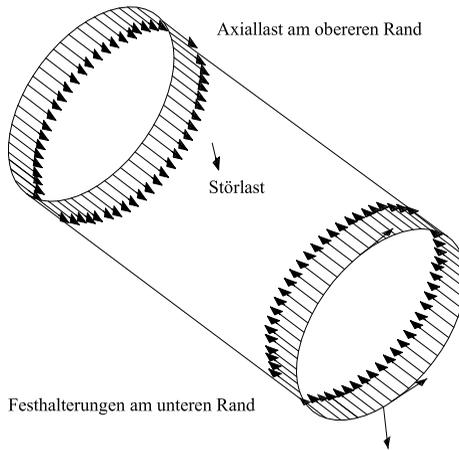


Abbildung 5.5: Beulfigur, Berechnung mit Abaqus



**Abbildung 5.6:** Randbedingung, Last und Störlast System 1, elastischer Zylinder

Mit System 2 wird das Symmetrieviertel eines Zylinders abgebildet. Die Randbedingungen sind in Abbildung 5.7 dargestellt. Oberer und unterer Rand sind gegen tangentielle Verdrehung gehalten, rechter und linker Rand des Zylindersegmentes sind gegen tangentielle Verschiebung und axiale Verdrehung gehalten.

Bei der Berechnung mit Sysweld wird eine minimale Vorverformung mit der in Abbildung 5.8 dargestellten Verformungsfigur aufgeprägt. Bei der Verformungsfigur handelt es sich um eine radiale Formabweichung in Gestalt einer Kosinushalbwellen in Längsrichtung und 2 Kosinuswellen in Umfangsrichtung des  $90^\circ$ -Segmentes. Die Zylindermodelle werden in Umfangsrichtung mit 32 Elementen je  $90^\circ$ -Segment diskretisiert.

Es werden 4-Knoten Schalenelemente mit einem Längen-Breitenverhältnis von nahezu 1 verwendet. Die ermittelten Grenztragfähigkeiten sind in Tabelle 5.2 zusammengefaßt.

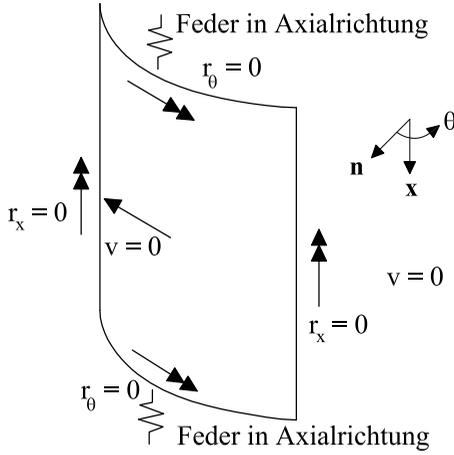


Abbildung 5.7: Randbedingungen

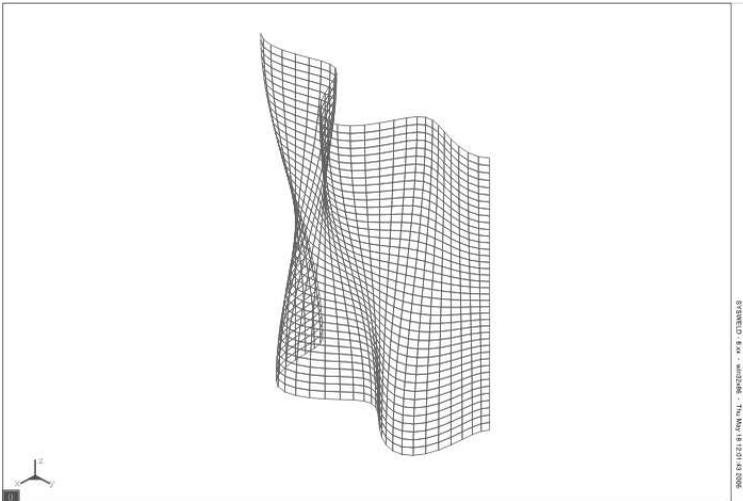
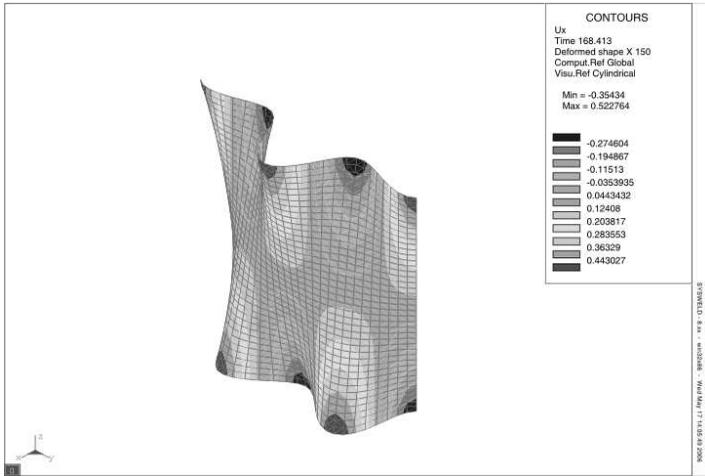
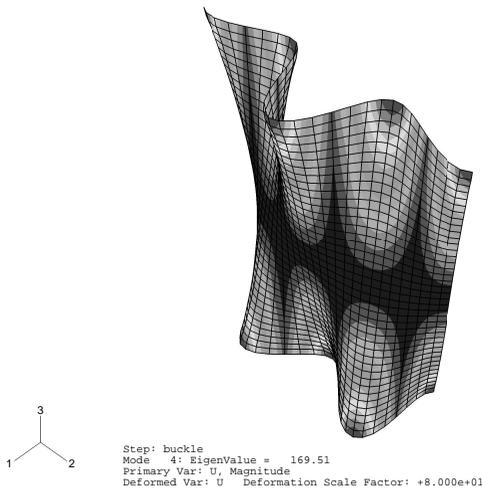


Abbildung 5.8: System 2, Vorverformung elastisch beulender Zylinder



**Abbildung 5.9:** Beulfigur Sysweld: Zylinder  $L = 800$  mm,  $R = 400$  mm,  $t = 1$  mm



**Abbildung 5.10:** Beulfigur Abaqus: Zylinder  $L = 800$  mm,  $R = 400$  mm,  $t = 1$  mm

Abmessung L / R / t in mm	Abaqus	Sysweld	Vorverformung Sysweld w <sub>0</sub> in mm
800 / 400 / 1	169,5	168,4	0,0125
1600 / 800 / 1	45,8	45,5	0,025
3200 / 1600 / 1	11,8	11,8	0,04

**Tabelle 5.2:** Grenzspannung in  $\frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$  elastisch beulender Zylinder

Mit der Berechnung mit Sysweld werden die gleichen Grenzlasten ermittelt wie mit der Berechnung mit Abaqus. Die Beulfiguren sind in den Abbildungen 5.9 und 5.10 dargestellt.

### 5.2.3 Plastisch beulender Zylinder

Die Berechnungen des plastisch beulenden Zylinders werden mit einem ideal-elastisch ideal-plastischen Werkstoffgesetz mit einer Streckgrenze  $f_y = 355 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$ , einem Elastizitätsmodul  $E = 210\,000 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$  und einer Querkontraktionszahl  $\nu = 0,3$  durchgeführt.

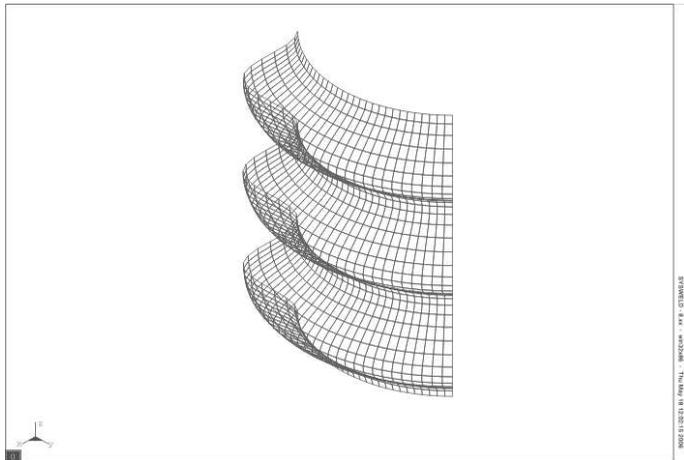
Das verwendete Modell, System 3, entspricht System 2, jedoch wurde eine rotationssymmetrische Vorverformung mit der in Abbildung 5.11 dargestellten Verformungsfigur gewählt. Bei der Verformungsfigur handelt es sich um eine radiale Formabweichung mit drei Kosinuswellen in Längsrichtung. In Umfangsrichtung ist die Vorverformung konstant. Der gewählte Stich der Vorverformung  $w_0$  beträgt  $1,5 \cdot t = 6,0$  mm in Anlehnung an E DASt-Richtlinie 017.

In Tabelle 5.3 sind die mit Sysweld und Abaqus ermittelten Grenztragfähigkeiten gegenübergestellt.

Auffällig ist beim Zylinder  $L / R / t = 1600 / 800 / 4$  die im Gegensatz zu den anderen Systemen größere Abweichung. Bei dem für Sysweld gewählten Berechnungsverfahren wurde hier ein kritischer Eigenwert gefunden, der eine geringere Grenztragfähigkeit liefert. Dieser Wert wurde bei der Berechnung mit Abaqus mit dem Bogenlängenverfahren nicht erkannt.

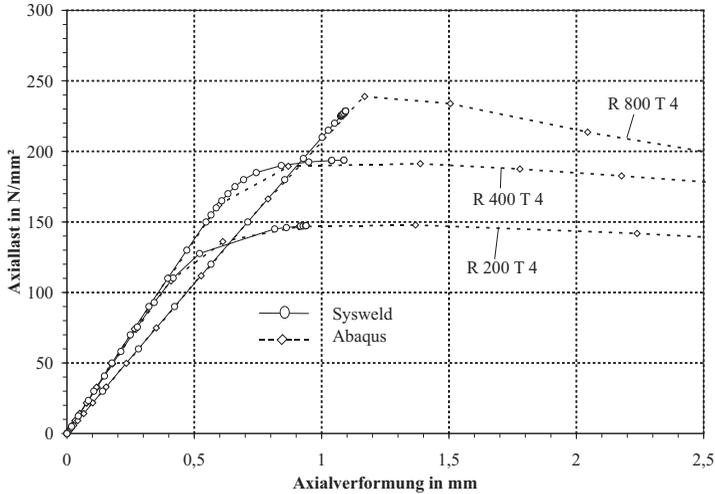
Abmessung L / R / t in mm	Abaqus	Sysweld	Vorverformung $w_0$ in mm
400 / 200 / 4	147,8	148,5	6,0
800 / 400 / 4	191,3	193,8	6,0
1600 / 800 / 4	238,9	228,6	6,0

**Tabelle 5.3:** Grenzspannung in  $\frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$  plastisch beulender Zylinder



**Abbildung 5.11:** System 3, Vorverformung plastisch beulender Zylinder

Die mit Abaqus berechneten Last-Verformungspfade sind in Abbildung 5.12 den Last-Verformungspfaden der Berechnung mit Sysweld gegenübergestellt. Sowohl die ermittelten Grenztragfähigkeiten, als auch die berechneten Last-Verformungspfade sind trotz unterschiedlicher Berechnungsverfahren in guter Übereinstimmung.



**Abbildung 5.12:** Last-Verformungskurven der plastisch beulenden Zylinder

### 5.2.4 Bewertung der Vergleichsberechnung

Das für die Berechnung mit Sysweld gewählte Verfahren zur Ermittlung der Grenztragfähigkeit wird durch die durchgeführten Vergleichsberechnungen mit Abaqus bestätigt. Die Vergleichsberechnungen mit Abaqus wurden für den elastisch beulenden Zylinder und für den plastisch beulenden Zylinder mit einem jeweils anderen Verfahren - Eigenwertanalyse, Bogenlängenverfahren - durchgeführt als die Berechnungen mit Sysweld. Mit der vorliegenden Untersuchung wird daher das gewählte Verfahren und die Berechnung des Programms Sysweld verifiziert.

## 5.3 Konvergenzstudien

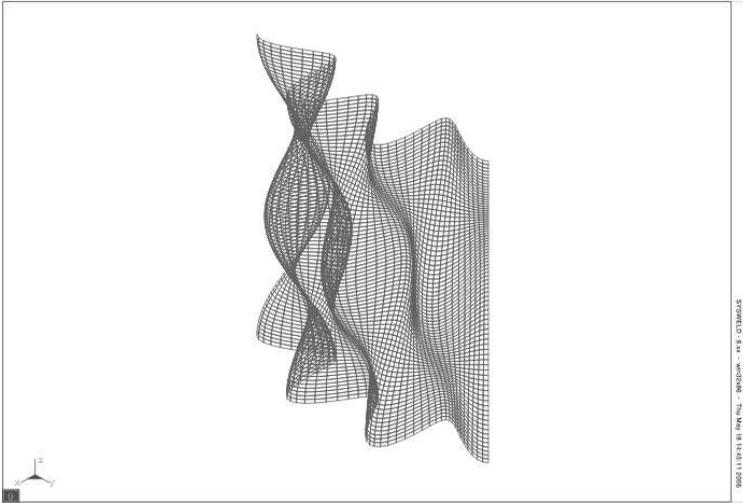
### 5.3.1 Einfluß der Netzgröße auf die Berechnungsergebnisse der Grenzspannungen

Mit dieser Konvergenzstudie soll die Elementgröße für Schalenelementmodelle von Zylindern unter Axiallast ermittelt werden, bei der sich die Berechnungsergebnisse nicht mehr ändern, wenn das Netz weiter verfeinert wird. Untersucht wird das Symmetrieviertel eines elastisch beulenden und eines plastisch beulenden Zylinders.

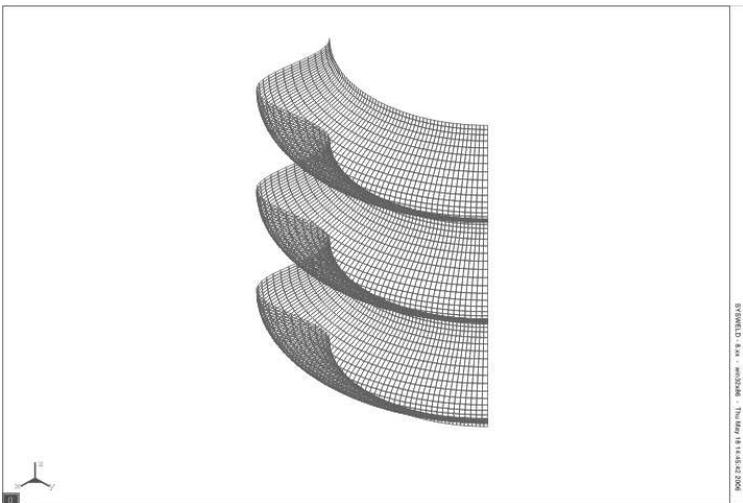
Dem elastisch beulenden Zylinder mit den Abmessungen  $L = 1600$  mm  $R = 800$  mm und  $t = 1$  mm werden zwei Vorverformungen aufgeprägt. Beim System 1 wird die in Abbildung 5.13 dargestellte Verformungsfigur mit einer Kosinuswelle in Längsrichtung und drei Kosinuswellen in Umfangsrichtung des  $90^\circ$  Segmentes und beim System 2 die in Abbildung 5.14 dargestellte rotationssymmetrische Verformungsfigur mit drei Kosinuswellen in Längsrichtung und konstanter Vorverformung in Umfangsrichtung gewählt.

Der gewählte Stich der Vorverformung  $w_0$  beträgt in beiden Fällen  $1,5 \cdot t = 1,5$  mm in Anlehnung an E-DASSt-Richtlinie 017. Die Berechnungen werden mit einem ideal-elastischen Werkstoffgesetz mit einem Elastizitätsmodul  $E = 210\,000 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$  und einer Querkontraktionszahl  $\nu = 0,3$  durchgeführt.

Dem plastisch beulenden Zylinder mit den Abmessungen  $L = 800$  mm  $R = 400$  mm und  $t = 4$  mm werden die gleichen Vorverformungen, System 1 und System 2, aufgeprägt. Der gewählte Stich der Vorverformung  $w_0$  beträgt  $1,5 \cdot t = 6,0$  mm in Anlehnung an E-DASSt-Richtlinie 017. Die Berechnungen werden mit einem ideal-elastisch ideal-plastischen Werkstoffgesetz mit einem Elastizitätsmodul  $E = 210\,000 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$ , einer Streckgrenze  $f_y = 355 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$  und einer Querkontraktionszahl  $\nu = 0,3$  durchgeführt. Es werden die in Abbildung 5.7 dargestellten Randbedingungen angesetzt. Die Zylindermodelle werden in Umfangsrichtung mit 8, 16, 32, 64 und 128 Elementen je  $90^\circ$  Segment diskretisiert. Es werden 4-Knoten Schalenelemente mit einem Längen-Breitenverhältnis von nahezu 1 verwendet. In Dickenrichtung werden 7 Gaußpunkte gewählt.



**Abbildung 5.13:** Vorverformung System 1, elastisch beulender Zylinder



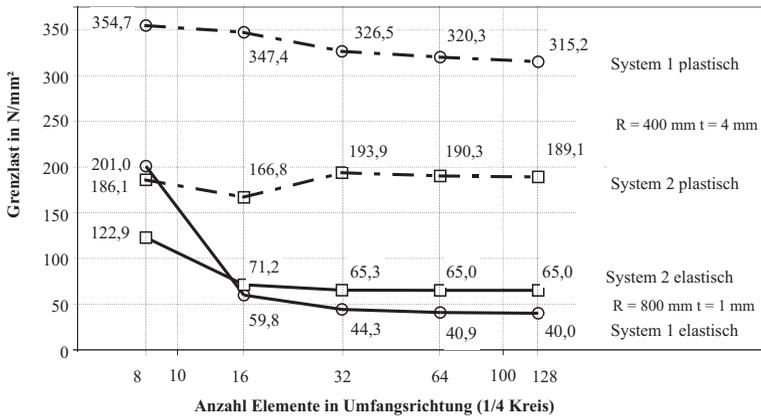
**Abbildung 5.14:** Vorverformung System 2, elastisch beulender Zylinder

Die Übersicht der Ergebnisse ist in Tabelle 5.4 zusammengefaßt und in Abbildung 5.15 graphisch dargestellt. Ab 32 Elementen in Umfangsrichtung ist

Konvergenz erreicht. Die berechnete Grenzspannung ändert sich nicht mehr signifikant, wenn das Netz weiter verfeinert wird.

Elemente im Umfang	elastischer Zylinder System 1	elastischer Zylinder System 2	plastischer Zylinder System 1	plastischer Zylinder System 2
8	201	123	355	186
16	59,8	71,2	347	167
32	44,3	65,3	327	194
64	40,9	65,0	320	190
128	40,0	65,0	315	189

**Tabelle 5.4:** Grenzspannungen in  $\frac{N}{mm^2}$  für unterschiedlich feine Netze



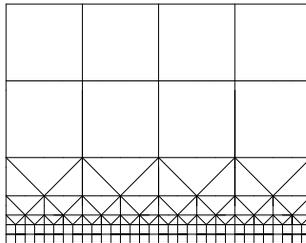
**Abbildung 5.15:** Grenzspannungen in Abhängigkeit von der Netzgröße

### 5.3.2 Einfluß der Netzaufweitung auf die Berechnung der Grenzspannung

Im Bereich der Schweißnaht müssen kleinere Elemente gewählt werden, als die Elemente, die für die Beuluntersuchung im übrigen Bereich notwendig sind. Zur Reduzierung der Berechnungszeit ist es notwendig, das Finite-Element-Netz vom fein unterteilten Schweißnahtbereich zum Randbereich hin aufzuweiten.

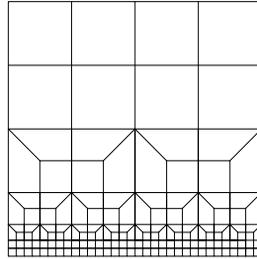
Um den Einfluß der Netzaufweitung auf die Berechnungsergebnisse zu untersuchen, werden die in Abschnitt 5.3.1 untersuchten Zylinder wie folgt diskretisiert: In Zylindermitte werden auf einer Breite von 20 Elementen  $n = 128$  Elemente in Umfangsrichtung angeordnet. Anschließend folgt eine Netzaufweitung im Verhältnis 1:8 auf  $n = 16$  Elemente im Randbereich.

Im Rahmen von Voruntersuchungen wurden zwei Netzaufweitungsalgorithmen untersucht: die in Abbildung 5.16 dargestellte Netzaufweitung mit 3-Knoten Elementen und die in Abbildung 5.17 dargestellte Aufweitung mit 4-Knoten Elementen.

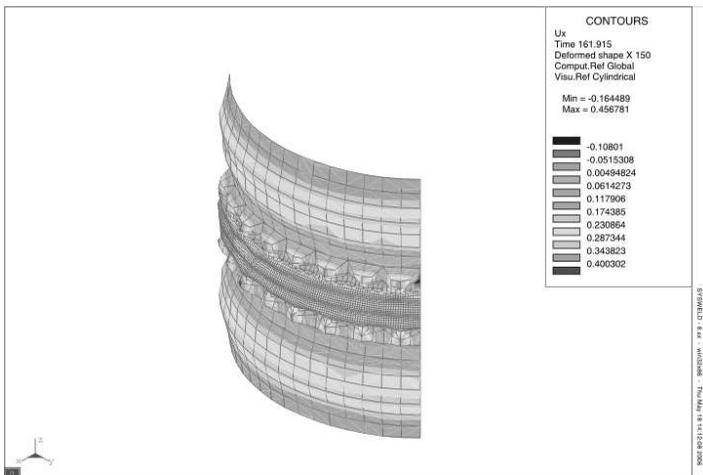


**Abbildung 5.16:** Netzaufweitung mit 3-Knoten Elementen

Es stellte sich heraus, daß die 4-Knoten Netzaufweitung bei einem elastisch beulenden Zylinder und rotationssymmetrischer Vorverformung zu physikalisch falschen Beulfiguren führt, wie Abbildung 5.18 zeigt. Die 3-Knoten Netzaufweitung liefert geringere Spannungsunstetigkeiten an den Elementübergängen als die 4-Knoten Netzaufweitung. Aus diesen Gründen wird für die folgenden Untersuchungen die 3-Knoten Netzaufweitung gewählt.

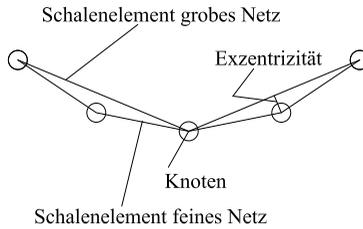


**Abbildung 5.17:** Netzaufweitung mit 4-Knoten Elementen



**Abbildung 5.18:** Beulmuster Zylinder  $L = 1600$  mm,  $R = 800$  mm,  $t = 1$  mm, mit rotationssymmetrischer Vorverformung und 4-Knoten Netzaufweitung

Bei der Netzaufweitung entsteht das Problem, daß die Elemente im feinen Netzbereich einen Kreis besser annähern, als die Elemente im groben Netzbereich. Durch den Übergang vom feinen zum groben Netz entsteht die in Abbildung 5.19 dargestellte Exzentrizität. Die Auswirkungen der Netzaufweitung auf die berechnete Grenzspannung wurde mit folgenden Systemen untersucht, von denen die Berechnungsergebnisse in Tabelle 5.5 angegeben sind:



**Abbildung 5.19:** Ausmitte durch unterschiedliche Netzgröße

- Dem System mit durchgängig 16 Elementen in Umfangsrichtung. Dies entspricht der Elementgröße im Randbereich des netzaufgeweiteten Zylinders.
- Dem System mit Netzaufweitung mit 16 Elementen in Umfangsrichtung in den Randbereichen und 128 Elementen in Umfangsrichtung im Mittelbereich.
- Dem System mit durchgängig 128 Elementen in Umfangsrichtung. Dies entspricht der Elementgröße in der Zylindermitte des netzaufgeweiteten Zylinders.

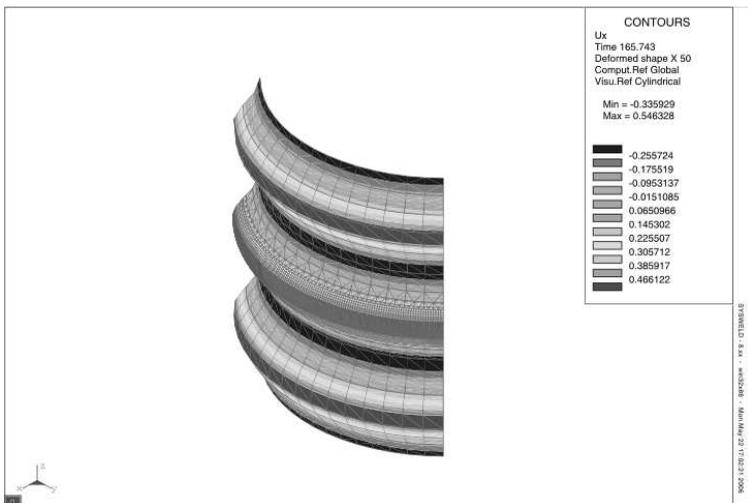
In Abbildung 5.20 ist die Beulfigur des elastisch beulenden Zylinders System 1 und in Abbildung 5.21 die Verformungsfigur des plastisch beulenden Zylinders System 2 dargestellt.

Die Grenztragfähigkeit des Systems mit Netzaufweitung liegt zwischen der Grenztragfähigkeit des Systems mit grobem Netz und desjenigen mit feinem Netz. Daraus ist zu erkennen, daß sich die in Abbildung 5.19 aufgezeigte Exzentrizität nicht signifikant auf die zu berechnende Grenzspannung auswirkt.

Für die Genauigkeit des Berechnungsergebnisses ist die Elementgröße des groben Randbereiches ausschlaggebend. Die Zulässigkeit der gewählten Netzaufweitung ist somit nachgewiesen.



**Abbildung 5.20:** Elastisch beulender Zylinder, System 1, Anzahl Elemente:  
16 / 128 / 16



**Abbildung 5.21:** Plastisch beulender Zylinder, System 2, Anzahl Elemente:  
16 / 128 / 16

Elemente im Umfang	elastischer Zylinder System 1	elastischer Zylinder System 2	plastischer Zylinder System 1	plastischer Zylinder System 2
16	59,8	71,2	347	167
16 / 128 / 16	58,2	65,0	338	166
128	40,0	65,0	315	189

**Tabelle 5.5:** Grenzspannung in  $\frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$  für Systeme mit und ohne Netzaufweitung

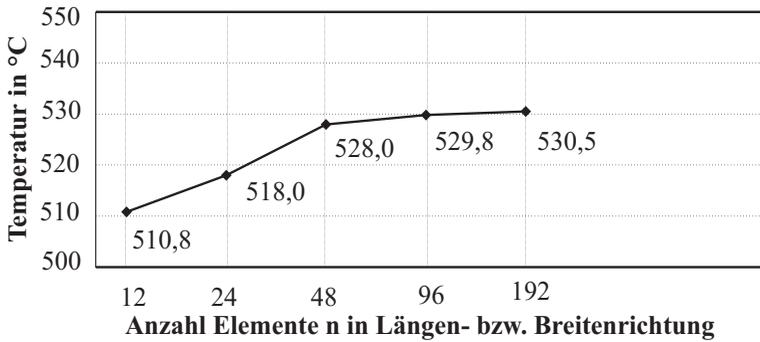
### 5.3.3 Ermittlung der erforderlichen Netzdichte bei der Temperaturfeldberechnung

Für die Ermittlung der erforderlichen Netzdichte bei der Temperaturfeldberechnung wird das Scheibenelementmodell eines Bleches 48 x 48 x 4 mm verwendet, das mit einer doppelt-halbelliptischen Schweißwärmequelle belastet wird. Die Elementierung wird von 12 x 12 Elementen auf 192 x 192 Elemente verfeinert.

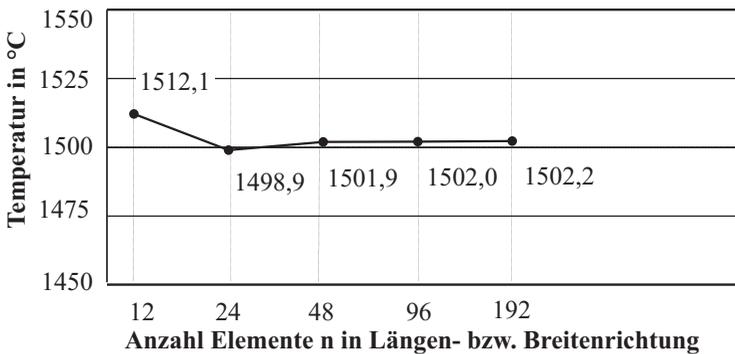
Ausgewertet werden für diese Netzkonvergenzstudie die Temperaturen nach 4 s an zwei für alle Systeme jeweils identischen Knoten, die im Bereich der 500 °C und der 1500 °C Isotherme liegen. Für den Knoten 500 °C ist die Konvergenzkurve in Abbildung 5.22 und für den Knoten 1500 °C in Abbildung 5.23 dargestellt.

Der Wärmeeintrag auf die Schalenelemente wird nach den Gleichungen (4.7) und (4.8) berechnet. Diese Funktion wird nur mit sinkender Elementgröße genauer angenähert. Daher umfaßt diese Konvergenzstudie zwei Effekte: die Überprüfung der Genauigkeit der Temperaturfeldberechnung und die Überprüfung der Genauigkeit der Wärmequellenberechnung.

Aus Abbildung 5.23 ist zu erkennen, daß die Temperatur beim Netz 12 x 12 Elemente wesentlich höher ist, als bei den feineren Netzen. Aufgrund des zu groben Netzes wird der Wärmeeintrag fehlerhaft berechnet. Beim Netz 24 x 24 ist bereits eine gute Übereinstimmung mit dem Konvergenzwert erreicht. In der Schmelzbadbreite sind bei diesem Netz zwei Elemente vorhanden. Für die



**Abbildung 5.22:** Temperatur an der 500 °C Isotherme bei 4 s in Abhängigkeit der Netzgröße



**Abbildung 5.23:** Temperatur an der 1500 °C Isotherme bei 4 s in Abhängigkeit der Netzgröße

weiteren Untersuchungen wurden die Netze so gewählt, daß sich die Schmelzbadbreite über mindestens zwei Elemente erstreckt.



# 6 Temperaturfeldberechnung

## 6.1 Feldgleichung der Wärmeleitung

Das Temperaturfeld beim Schweißen ist hochgradig instationär und wird für das homogene isotrope Kontinuum mit der Feldgleichung der Wärmeleitung beschrieben [Rad88].

$$\lambda \vartheta_{,ii} + \dot{q}^{**} = c \rho \dot{\vartheta} \quad (6.1)$$

$\lambda$	Wärmeleitfähigkeit	$c$	spezifische Wärmekapazität
$\rho$	Dichte	$\vartheta$	Temperatur
$q^{**}$	freigesetzte Wärmeenergie je Volumeneinheit		

Dichte, Wärmeleitfähigkeit und spezifische Wärmekapazität sind temperatur- und phasenabhängig.

## 6.2 Wärmeübergang

An der Bauteiloberfläche tritt Wärme vom Bauteil in den umgebenden Raum über. Dieser Wärmeübergang setzt sich aus zwei physikalischen Vorgängen zusammen: Konvektion (Index k) und Strahlung (Index s). Bei der Konvektion wird die Wärme von der Bauteiloberfläche auf die Teilchen des angrenzenden Mediums übertragen und durch Teilchenbewegung weitergeleitet. Nach dem Wärmeübertragungsgesetz von Newton ist die Wärmestromdichte  $q_k^*$  proportional zur Temperaturdifferenz zwischen Bauteiloberflächentemperatur  $\vartheta$  und der Temperatur  $\vartheta_0$  des angrenzenden Mediums, im betrachteten Fall der umgebenden Luft:

$$q_k^* = \alpha_k \cdot (\vartheta - \vartheta_0) \quad (6.2)$$

Der Wärmeübergangskoeffizient ist abhängig von den Eigenschaften der Oberfläche, des umgebenden Mediums, den Strömungsverhältnissen an der Bauteiloberfläche und auch von der Temperaturdifferenz [Rad02]. In DIN EN ISO 6946:1996-11 sind Wärmeübergangskoeffizienten für Außenbauteile in Abhängigkeit von der Windgeschwindigkeit angegeben:

bei  $1 \frac{\text{m}}{\text{s}}$  beträgt der Wärmeübergangskoeffizient  $\alpha_k = 12,5 \frac{\text{W}}{\text{m}^2 \cdot \text{K}}$   
 bei  $10 \frac{\text{m}}{\text{s}}$  beträgt der Wärmeübergangskoeffizient  $\alpha_k = 50,0 \frac{\text{W}}{\text{m}^2 \cdot \text{K}}$

Radaj [Rad02] gibt an, daß für Stahlplatten üblicherweise  $\alpha_k$  mit einem temperaturunabhängigen Wert von  $12,0 \frac{\text{W}}{\text{m}^2 \cdot \text{K}}$  angesetzt wird. Damit wird angenommen, daß die Windgeschwindigkeit beim Schweißen annähernd Null ist.

Die von einem Körper in den Raum abgestrahlte Wärme, die Wärmestromdichte  $q_s^*$ , ist nach dem Stefan-Boltzmann-Gesetz proportional zur Differenz zwischen der vierten Potenz der absoluten Temperatur  $T$  der Bauteiloberfläche und der vierten Potenz der absoluten Temperatur  $T_0$  der Umgebung:

$$q_s^* = \varepsilon \sigma (\vartheta^4 - \vartheta_0^4) \quad (6.3)$$

Wobei die Proportionalität durch den Emissions- oder Schwärzegrad  $\varepsilon$  und die Stefan-Boltzmann-Konstante  $\sigma = 5,67 \cdot 10^{-8} \frac{\text{W}}{\text{m}^2 \text{K}^4}$  bestimmt wird.

Wird aus Gleichung (6.3) die einfache Temperaturdifferenz  $T - T_0 = \vartheta - \vartheta_0$  herausgezogen, so erhält man die linearisierte Form:

$$q_s^* = \alpha_s \cdot (T - T_0) = \alpha_s \cdot (\vartheta - \vartheta_0) \quad (6.4)$$

mit dem Wärmeübergangskoeffizienten  $\alpha_s$  für Strahlung:

$$\alpha_s = \varepsilon \sigma (\vartheta + \vartheta_0)(\vartheta^2 + \vartheta_0^2) \quad (6.5)$$

so kann ein Gesamtwärmeübergangskoeffizient  $\alpha$  für Konvektion und Strahlung verwendet werden:

$$\alpha = \alpha_k + \alpha_s \quad (6.6)$$

Der Emissionsgrad  $\varepsilon$  beträgt für einen Schwarzen Körper 1,0. Für einen Grauen Körper ist der Emissionsgrad kleiner als Eins. Im Schrifttum wird für metallisch blanke Oberflächen  $0,2 \leq \varepsilon \leq 0,4$  und für raue, oxidierte Flächen  $0,6 \leq \varepsilon \leq 0,9$  bei Raumtemperatur angegeben. Der Emissionsgrad ist temperaturabhängig. Im Bereich der Schmelztemperatur liegt er bei  $0,9 \leq \varepsilon \leq 0,95$ .

In Brünn wurden am Institut für angewandte Mechanik Messungen durchgeführt, bei denen an aufgeheizten Blechen die Temperatur während des Abkühlens gemessen wurde. Der Abkühlvorgang wurde berechnet. Dabei wurde die temperaturabhängige Funktion des Wärmeübergangskoeffizienten, ausgehend vom Stephan-Boltzmann-Gesetz, so modifiziert, daß die berechneten Abkühlkurven mit den gemessenen Abkühlkurven übereinstimmen (siehe Abbildung 6.1).

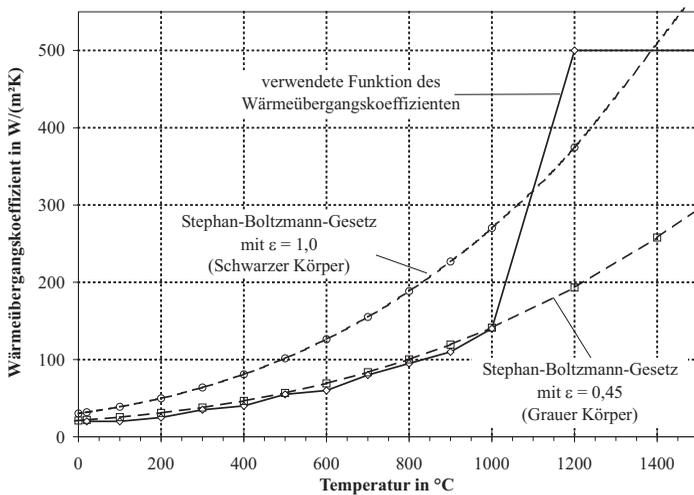


Abbildung 6.1: Wärmeübergangskoeffizient

### 6.3 Thermodynamische Werkstoffkennwerte

Zu den für die Temperaturfeldberechnung benötigten Werkstoffkennwerten gehören die Wärmeleitfähigkeit, die Dichte und die spezifische Wärmekapazität (sc. Abschnitt 6.1). Diese Werkstoffkennwerte sind temperatur- und gefügeabhängig. Sie werden getrennt für die Phasen Ferrit, Bainit, Martensit mit kubisch- bzw. tetragonal-raumzentriertem Kristallgitter und für die  $\gamma$ -Phase Austenit mit kubisch-flächenzentriertem Kristallgitter definiert.

Die in Abbildung 6.2 über der Temperatur aufgetragenen Wärmeleitfähigkeiten für die  $\alpha$ - und  $\gamma$ -Phase wurden aus Richter [Ric83] den Werten für Kesselstahl H II und den Werten für austenitische Chrom-Nickel-Stähle entnommen.

Für den Bereich über der Schmelztemperatur von 1500 °C wird ein linearer Anstieg der Wärmeleitfähigkeit auf  $400 \frac{\text{W}}{\text{mK}}$  bei 3000 °C angesetzt, um die konvektiven Vorgänge im Schmelzbad zu approximieren [PW05a, Ham96, GM05].

Der verwendete und in Abbildung 6.3 dargestellte temperaturabhängige Verlauf der Dichte aus Richter [Ric73] wird durch Messungen von Peil und Wichers [PW05b] bestätigt.

Die dritte für die Temperaturfeldberechnung notwendige Größe ist die spezifische Wärmekapazität  $c$ . Sie ist ein Maß für die Wärmemenge, die vom Bauteil aufgenommen wird, wenn es um 1K erwärmt wird. Die für die Berechnungen angesetzte spezifische Wärmekapazität ist für die  $\alpha$ - und  $\gamma$ -Phase in Abbildung 6.4 über der Temperatur aufgetragen.

Die spezifische Enthalpie  $h$  beschreibt die bei einer bestimmten Temperatur im Bauteil enthaltene Wärme. Bei der Phasenumwandlung wird wie beim Schmelzen oder beim Verdampfen Wärme aufgenommen oder freigesetzt, ohne daß sich die Temperatur ändert. Diese Wärme wird latente Wärme genannt.

Durch die latente Wärme erhöht sich die spezifische Enthalpie im Bereich der Umwandlungstemperatur. Die Enthalpiekurve besitzt an dieser Stelle einen Sprung. Da mit Sysweld die Phasenumwandlung in Abhängigkeit vom Temperaturfeld berechnet wird und der Temperaturbereich der Umwandlung variabel ist, ist die Definition einer festen Enthalpiekurve ungeeignet.

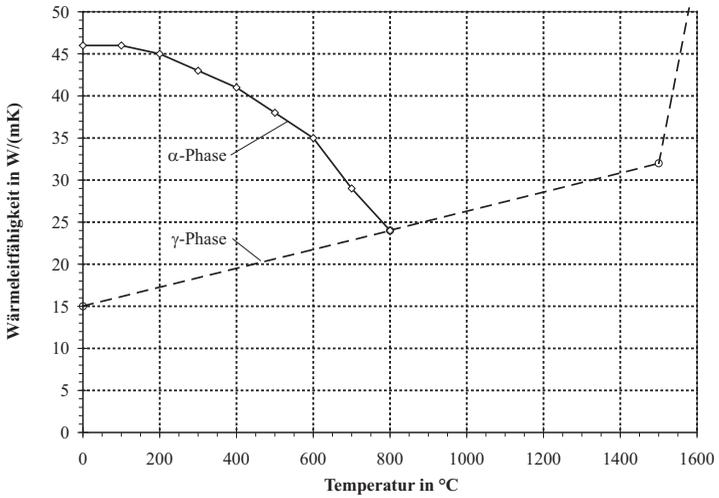


Abbildung 6.2: Wärmeleitfähigkeit von Stahl

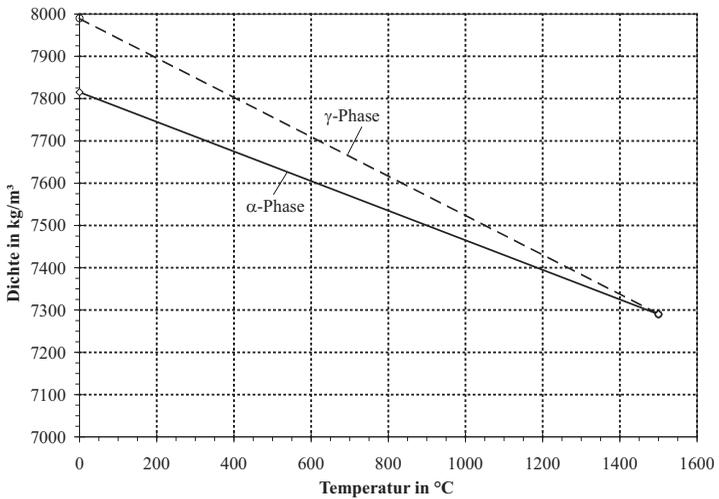


Abbildung 6.3: Dichte von Stahl

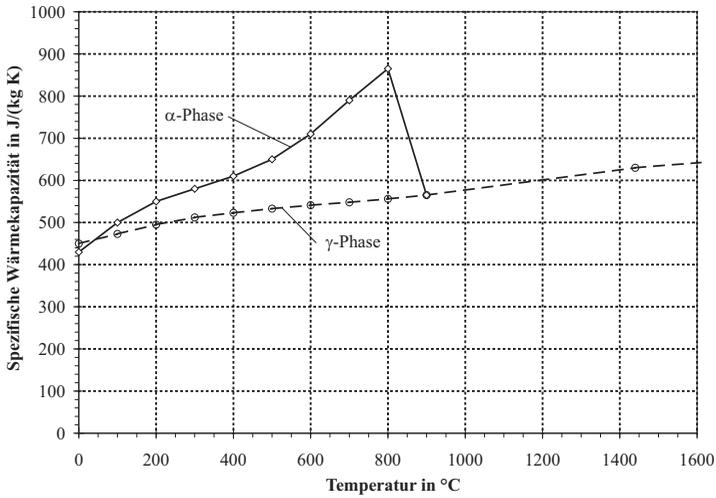


Abbildung 6.4: spezifische Wärmekapazität von Stahl

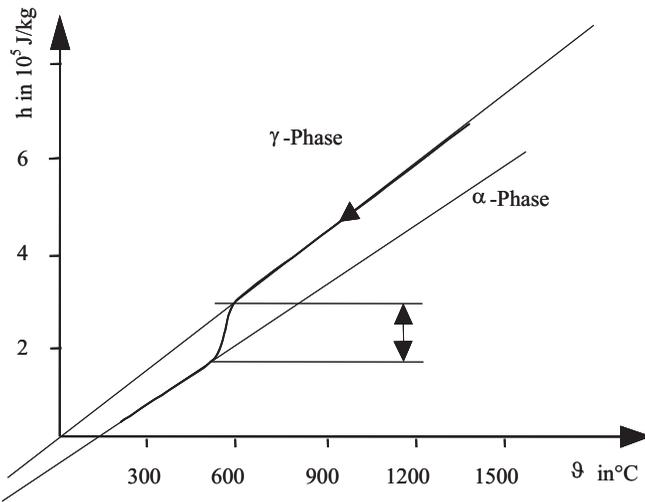


Abbildung 6.5: Latente Wärme durch Phasenumwandlung [BF04]

Die Berechnung der latenten Wärme bei der Phasenumwandlung wird wie in Abbildung 6.5 dargestellt durchgeführt. Die Enthalpiedifferenz zwischen  $\alpha$ - und  $\gamma$ -Phase wird bei der Umwandlung bestimmt.

Die Auswirkung der Gefügeumwandlung auf die latente Wärme und den Temperaturverlauf soll durch ein Berechnungsbeispiel erläutert werden. Ein Blech wird durch konstante Wärmezufuhr von 500 °C auf 1400 °C aufgeheizt und anschließend an freier Luft auf 500 °C abgekühlt.

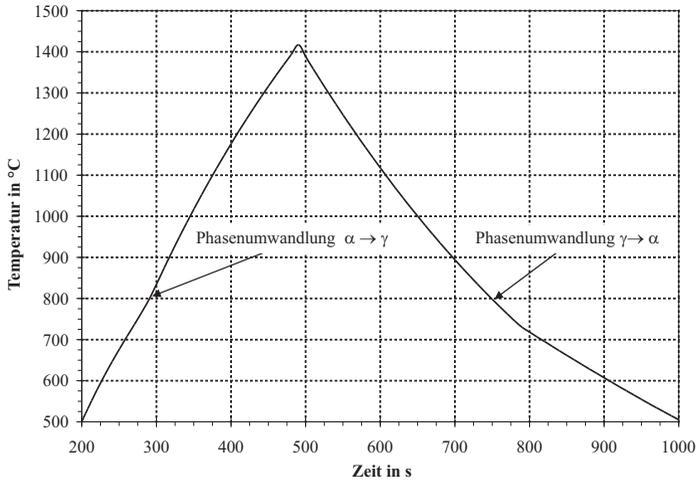
Der Einfluß der Phasenumwandlung und die damit verbundene Entstehung der latenten Wärme ist in dem in Abbildung 6.6 dargestellten Temperatur-Zeit-Verlauf nur schwach erkennbar.

Dagegen ist der Enthalpiesprung bei Auftragung der spezifischen Enthalpie über der Zeit bei der Phasenumwandlung von Ferrit nach Austenit ( $\alpha \rightarrow \gamma$ ) und bei der Phasenumwandlung von Austenit nach Ferrit ( $\gamma \rightarrow \alpha$ ) deutlich erkennbar (siehe Abbildung 6.7). Die Enthalpie wurde aus der phasenabhängig definierten spezifischen Wärmekapazität (siehe Abbildung 6.4) und der Phasenumwandlung nach dem Leblond-Modell berechnet.

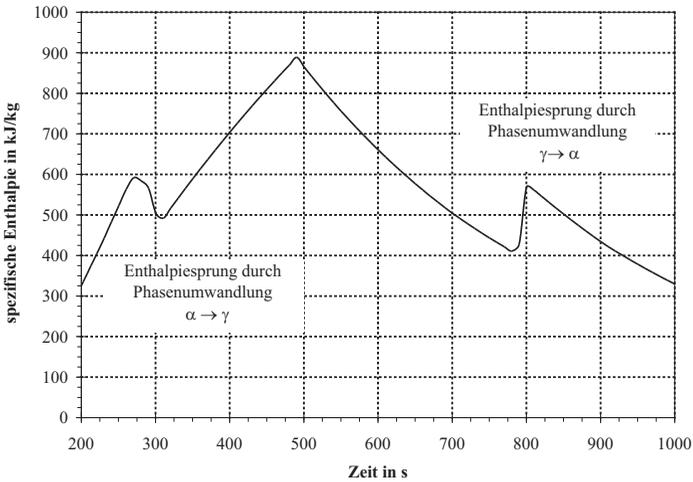
Der genaue Temperaturverlauf innerhalb des Schmelzbades ist für die Schweißsimulationsberechnung von untergeordneter Bedeutung. Es kommt im wesentlichen darauf an, daß der Erstarrungszeitpunkt zutreffend berechnet wird. Aus diesem Grund wird ohne Schmelzenthalpie gerechnet. Die Temperatur im Schmelzbad ist in der numerischen Berechnung geringfügig größer als in Wirklichkeit. Diese Abweichung ist von vernachlässigbarem Einfluß.

## 6.4 Wärmeleitung beim Schweißen

Die Wärmeleitung beim Schweißen kann in zwei Kategorien unterteilt werden: die zweidimensionale Wärmeleitung und die dreidimensionale Wärmeleitung. Bei der zweidimensionalen Wärmeleitung bildet sich ein Temperaturgradient nur in Blechebene aus. Der Temperaturgradient in Blechdickenrichtung ist vernachlässigbar klein. Die zweidimensionale Wärmeleitung tritt beim einlagigen Schweißen von Blechen geringer Blechdicke auf. Dieser Vorgang kann mit Schalenelementmodellen abgebildet werden.



**Abbildung 6.6:** Temperaturverlauf beim Aufheizen und Abkühlen mit Stellen der Phasenumwandlung



**Abbildung 6.7:** Spezifische Enthalpie beim Aufheizen und Abkühlen mit Unstetigkeitsstellen bei der Phasenumwandlung

Tritt in Blechdickenrichtung ein nicht zu vernachlässigender Temperaturgradient auf, dann liegt eine dreidimensionale Wärmeleitung vor. Diese tritt bei dicken Blechen und mehrlagigen Nähten auf. Zur Abbildung sind Volumenelemente erforderlich.

Für ein gleichmäßig erwärmtes Blech, dessen Oberfläche gekühlt wird, kann mit der Biot-Zahl  $Bi$  abgeschätzt werden, ob sich ein signifikanter Temperaturgradient in Dickenrichtung ausbildet [ID02]. Die Biot-Zahl wird für ein Blech der Dicke  $t$ , der Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$  und dem Wärmeübergangskoeffizienten  $\alpha$  wie folgt definiert:

$$Bi = \frac{2 \cdot \alpha \cdot t}{\lambda} \quad (6.7)$$

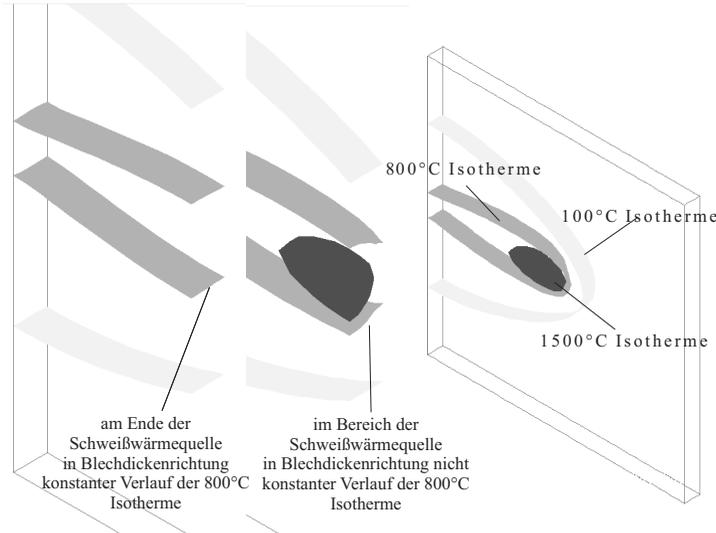
Für ein 6 mm dickes Blech aus unlegiertem Stahl beträgt die Biot-Zahl bei Raumtemperatur  $Bi = 0,0055$  und bei  $1000\text{ °C}$   $Bi = 0,065$ . Die Biot-Zahl ist sehr viel kleiner als Eins. Eine Biot-Zahl sehr viel kleiner als Eins sagt aus, daß sich aufgrund der Abkühlung an der Blechoberfläche kein signifikanter Temperaturgradient in Dickenrichtung ausbildet.

Beim Schweißtemperaturfeld muß auch der Wärmeeintrag betrachtet werden. Die Schweißwärmequelle wirkt nicht in Blechmitte. Der Temperaturgradient ist unmittelbar an der Schweißwärmequelle sehr hoch. Im DVS-Merkblatt 1703 [DVS84] wird zwischen zweidimensionaler und dreidimensionaler Wärmeleitung unterschieden. Die Grenzblechdicke liegt nach [DVS84] zwischen 11 mm und 14 mm.

Aus der dreidimensionalen Temperaturfeldberechnung für ein 6 mm dickes Blech mit Blindnaht ergibt sich, daß zwar die  $1500\text{ °C}$  Isotherme geneigt ist, jedoch bereits die  $800\text{ °C}$  Isotherme hinter der Schweißwärmequelle einen zur Blechoberfläche rechtwinkligen Verlauf aufweist. Die Isothermen dieses Modells sind in Abbildung 6.8 dargestellt.

Da für die Eigenspannungsberechnung und die Berechnung des Verzuges der Temperaturbereich oberhalb  $800\text{ °C}$  eine untergeordnete Rolle spielt, ist die Annahme einer zweidimensionalen Wärmeableitung ohne Temperaturgradient

in Dickenrichtung gerechtfertigt. Eine für einlagige Stumpfnähte und Blechdicken bis 6,0 mm gewählte Abbildung als Scheibenelementmodell mit zentrisch eingetragener Wärmequelle wird als hinreichend zutreffend angesehen.



**Abbildung 6.8:** Isothermen der Blindnaht eines 6 mm dicken Bleches

Bei mehrlagigen Nähten ist der Wärmeeintrag nicht zentrisch. Durch die lagenweise Spaltfüllung ändert sich die Steifigkeit im Nahtbereich während des Schweißvorganges. Daher werden bei einer mehrlagig geschweißten Naht auch bei geringen Blechdicken (z. B. 6 mm) im numerischen Modell Volumenelemente verwendet.

## 6.5 Schweißfolgen

Die Ausführung einer Umfangsnaht kann durch eine einzige umlaufende oder eine Folge mehrerer Schweißnähte erfolgen. Die Ausführung mit mehreren Nähten kann variiert werden. Die im Rahmen dieser Arbeit untersuchten fünf Varianten von Schweißfolgen sind in Abbildung 6.9 dargestellt. Die rotations-symmetrische Wärmequelle wird Schweißfolge R genannt.

## 6.6 Schweißwärmequellen für einlagige Nähte

In der Schweißtechnik wird zur Bewertung der Wärmeeinbringung die je Längeneinheit eingebrachte Streckenenergie  $E$  betrachtet. Sie ergibt sich aus eingebrachter Wärmeleistung  $q$  der Schweißwärmequelle und der Schweißgeschwindigkeit  $v$ :

$$E = \frac{q}{v} \quad (6.8)$$

Ein gängiges und wirtschaftliches Schweißverfahren ist das MAG-Schweißen. Die nachfolgend aufgeführten Werte der bei den Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit verwendeten Parameter werden aus dem MAG-Schweißverfahren abgeleitet.

Die Schweißgeschwindigkeit wird für den betrachteten Blechdickenbereich mit  $5,0 \frac{\text{mm}}{\text{s}}$  angenommen. Die Parameter der Wärmequellen werden so gewählt, daß die berechnete Breite der Schmelze mit der tatsächlichen Breite der Schmelze übereinstimmt.

Die Schmelzbadbreiten wurden aus Makroschliffen von Schweißproben abgeleitet. Für die Breite der Schmelze werden die in Tabelle 6.1 angegebenen Werte angenommen:

Blechdicke	Breite der Schmelze
1 mm	1,8 mm
2 mm	2,7 mm
4 mm	5,0 mm

**Tabelle 6.1:** Schmelzbadbreite

Die Parameter für die verwendeten Schweißwärmequellen einlagiger Nähte sind in Tabelle 6.2 angegeben. Für die linienförmige Wärmequelle zur Abbildung der Schweißfolge R werden die in Tabelle 6.3 angegebenen Parameter so gewählt, daß die Schmelzbadbreite und die Breite der Wärmeeinflußzone (WEZ) bei Verwendung der linienförmigen Wärmequelle genauso groß sind wie die entsprechenden Breiten bei Verwendung der transienten Oberflächenwärmequelle.

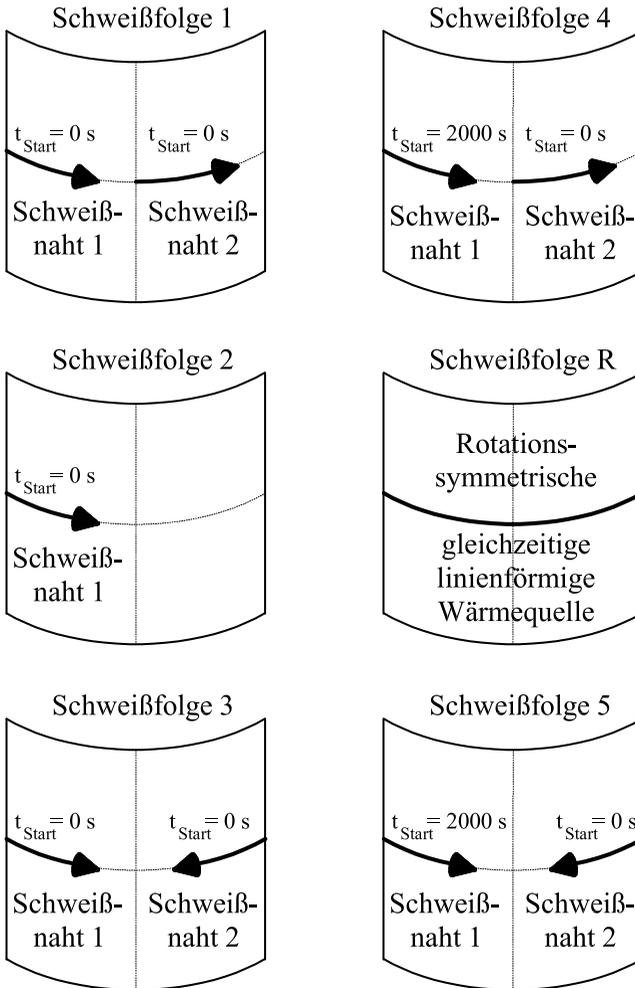


Abbildung 6.9: Schweißfolgen

Die linienförmige Oberflächenwärmequelle wirkt über die gesamte Nahtlänge gleichzeitig. Der Parameter Schweißgeschwindigkeit entfällt und wird durch den Parameter Einschaltdauer  $t_E$  ersetzt.

Blechdicke in mm	1,0	2,0	4,0
$a_f$ in mm	1,125	1,875	3,0
$a_r$ in mm	1,825	3,125	5,0
$b$ in mm	0,75	1,25	2,0
$q_f^*$ in $\frac{W}{mm^2}$	84,0	80,4	88,8
$q_r^*$ in $\frac{W}{mm^2}$	70,0	67,0	74,0
$q$ in W	260	708	1992
$v$ in $\frac{mm}{s}$	5,0	5,0	5,0
$E$ in $\frac{kJ}{cm}$	0,52	1,42	3,98
Schmelzbadlänge in mm	3,0	5,1	9,7

**Tabelle 6.2:** Parameter für die Oberflächenwärmequelle einlagiger Nähte

Blechdicke in mm	1,0	4,0
$b$ in mm	0,75	1,3
$q^*$ in $\frac{W}{mm^2}$	23,8	38,0
$t_E$ in s	2,0	5,0
$E$ in $\frac{kJ}{cm}$	0,79	4,40

**Tabelle 6.3:** Parameter für die rotationssymmetrische linienförmige Oberflächenwärmequelle einlagiger Nähte

Die Temperaturfelder, die sich aus den gewählten Wärmequellenparametern für die Schalenelementmodelle ergeben, sind mit den für die Schweißberechnung maßgebenden Isothermen  $727\text{ °C}$  ( $A_{c1}$ , Wärmeinflußzone) und  $1500\text{ °C}$  (Schmelze) in Abbildung 6.10 dargestellt.

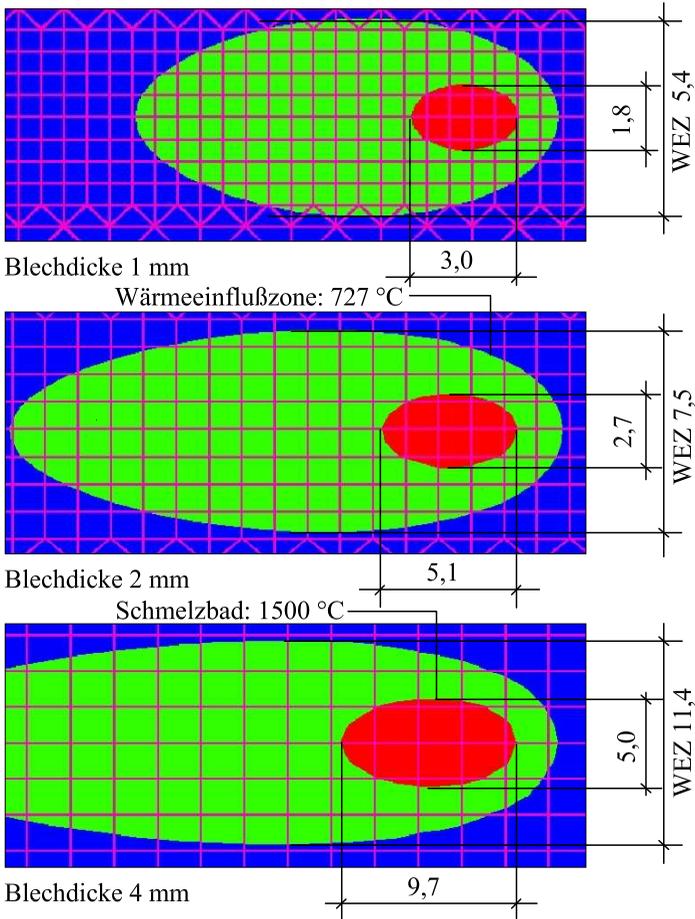


Abbildung 6.10: Temperaturfelder einlagiger Nähte

## 6.7 Schweißwärmequellen für zweilagige Nähte

Bei den zweilagigen Nähten an Zylindern mit 6 mm Wanddicke wird eine V-Naht und eine X-Naht untersucht. Die erste Lage befindet sich bei beiden Nahtarten an der Zylinderschaleninnenseite. Die Parameter für die Schweißwärmequellen sind in Tabelle 6.4 angegeben.

Blechdicke in mm	6,0	6,0	6,0	6,0
Nahtart	V	V	X	X
Lage	1	2	1	2
$a_f$ in mm	2,25	2,25	2,25	2,25
$a_r$ in mm	3,75	3,75	3,75	3,75
$b$ in mm	2,0	4,0	2,0	2,0
$c$ in mm	1,75	2,0	2,25	2,5
$q_f^{**}$ in $\frac{W}{mm^3}$	72,0	54,0	72,0	72,0
$q_r^{**}$ in $\frac{W}{mm^3}$	60,0	45,0	60,0	60,0
$q$ in W	1855	3270	2290	2440
$v$ in $\frac{mm}{s}$	5,0	5,0	5,0	5,0
$E$ in $\frac{kJ}{cm}$	3,71	6,54	4,58	4,88
$z_0$ in mm	0,0	-3,0	3,0	-3,0

**Tabelle 6.4:** Parameter für die volumetrische Wärmequelle zweilagiger Nähte

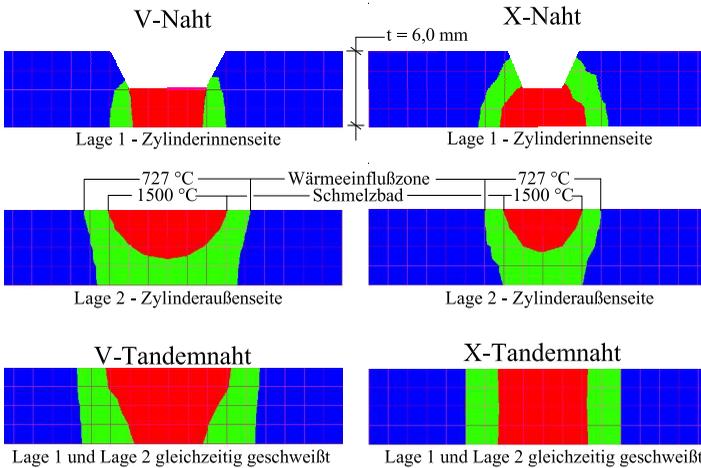
Der Parameter  $z_0$  gibt den Abstand des Ovaloidschwerpunktes zur Blechmitte an.

Um den Unterschied zwischen ein- und mehrlagig geschweißten Nähten zu untersuchen, wird die in Tabelle 6.4 beschriebene V- und X-Naht auch als Tandemnaht abgebildet. Bei der Tandemnaht werden beide Lagen gleichzeitig geschweißt. Die in Tabelle 6.5 angegebenen Parameter für diese Tandemnähte wurden so gewählt, daß die Schmelzbadgeometrie der Tandemnaht der Schmelzbadgeometrie der entsprechenden zweilagig geschweißten Naht entspricht.

Der Temperaturverlauf im Nahtquerschnitt ist für die betrachteten zweilagigen Nähte lagenweise sowie für die Tandemnähte in Abbildung 6.11 dargestellt.

Blechdicke in mm	6,0		6,0	
Nahtart	V		X	
Wärmequelle für Elemente	innen	außen	innen	außen
$a_f$ in mm	2,25	2,25	2,25	2,25
$a_r$ in mm	3,75	3,75	3,75	3,75
$b$ in mm	2,0	4,0	2,0	2,0
$c$ in mm	1,75	2,0	2,0	2,0
$q_f^{**}$ in $\frac{W}{mm^3}$	36,0	48,0	60,0	60,0
$q_r^{**}$ in $\frac{W}{mm^3}$	30,0	40,0	50,0	50,0
$q$ in W	3450		3480	
$v$ in $\frac{mm}{s}$	5,0		5,0	
$E$ in $\frac{kJ}{cm}$	3,71		6,96	
$z_0$ in mm	0,0	-3,0	-3,0	3,0

**Tabelle 6.5:** Parameter für Tandemnähte, je Naht mit zwei volumetrischen doppelevaloiden Wärmequellen



**Abbildung 6.11:** Temperaturfelder aus den linienförmigen Oberflächenwärmequellen nach Tabelle 6.3

# 7 Strukturmechanische Berechnung

## 7.1 Spannungs-Dehnungsbeziehung

Die Spannungs-Dehnungsbeziehung wird bei der numerischen Berechnung durch den Elastizitätsmodul, die Streckgrenze und die Verfestigung beschrieben.

Der temperaturabhängige statische Elastizitätsmodul wird für die drei raumzentrierten Phasen gleich angenommen und weicht geringfügig vom Elastizitätsmodul für die austenitische Phase ab. In Abbildung 7.1 sind die verwendeten Funktionen der Elastizitätsmoduli dargestellt.

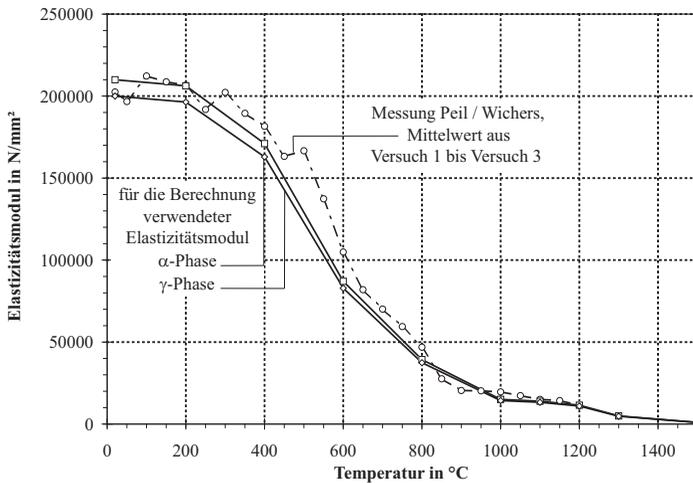
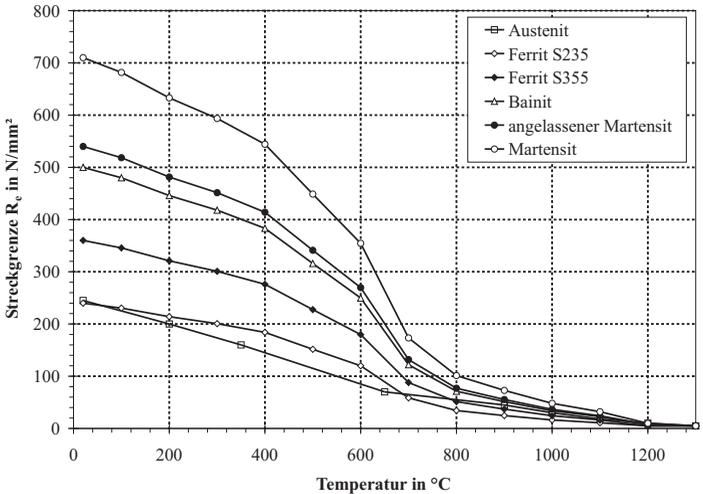


Abbildung 7.1: Funktionen der temperaturabhängigen Elastizitätsmoduli

Peil und Wichers [PW04] haben den temperaturabhängigen Elastizitätsmodul für einen S355 mit drei Versuchsserien, die mit unterschiedlichen Dehngeschwindigkeiten gefahren wurden, ermittelt. Der Mittelwert aus diesen drei Versuchsserien ist in Abbildung 7.1 dargestellt und zeigt, daß die für die ferritischen Phasen gewählte Funktion eine gute Approximation darstellt.

Der Elastizitätsmodul für die Phase Zusatzwerkstoff wird konstant mit  $1000 \frac{N}{mm^2}$  angesetzt.

Die Streckgrenze muß phasen- und temperaturabhängig definiert werden. Die gewählten Funktionen für die Streckgrenze sind in Abbildung 7.2 dargestellt. Für das martensitische, bainitische und austenitische Gefüge werden unabhängig von der Stahlsorte S355 und S235 die gleichen Funktionen für die Streckgrenze verwendet. Beim ferritisch-perlitischen Gefüge, dem Gefüge des Ausgangsmaterials, wird nach der Stahlsorte differenziert.



**Abbildung 7.2:** Phasen- und temperaturabhängiger Verlauf der Streckgrenze

Grundlage für die Streckgrenzenverläufe sind die von Peil und Wichers durchgeführten Warmzugversuche [PW04] für S355, aus denen die Spannungs-Dehnungsbeziehung für das ferritisch-perlitische Gefüge abgeleitet wird.

Ausgehend von einem bekannten Temperatur-Streckgrenzenverlauf des Ausgangsmaterials können die Streckgrenzen der einzelnen Phasen mit folgender Methode approximiert werden: aus dem SZTU-Schaubild erhält man die Abkühlgeschwindigkeit  $t_{8,5/5}$ , bei der sich ein rein martensitisches oder rein bainitisches Gefüge einstellt. Die mechanischen Festigkeitswerte sind in [SMS92] in Abhängigkeit von der Abkühlgeschwindigkeit  $t_{8,5/5}$  angegeben. Somit erhält man für Martensit und Bainit die Streckgrenze bei Raumtemperatur. Wird die für Ferrit bekannte Streckgrenzen-Temperaturfunktion mit dem bei Raumtemperatur vorhandenen Streckgrenzenverhältnis Martensit zu Ferrit multipliziert, so ergibt sich daraus der Temperatur-Streckgrenzenverlauf für Martensit. Mathematisch läßt sich diese Approximation wie folgt ausdrücken:

$$R_{e,Martensit}(\vartheta) = R_{e,Ferrit}(\vartheta) \frac{R_{e,Martensit}(20^{\circ}C)}{R_{e,Ferrit}(20^{\circ}C)} \quad (7.1)$$

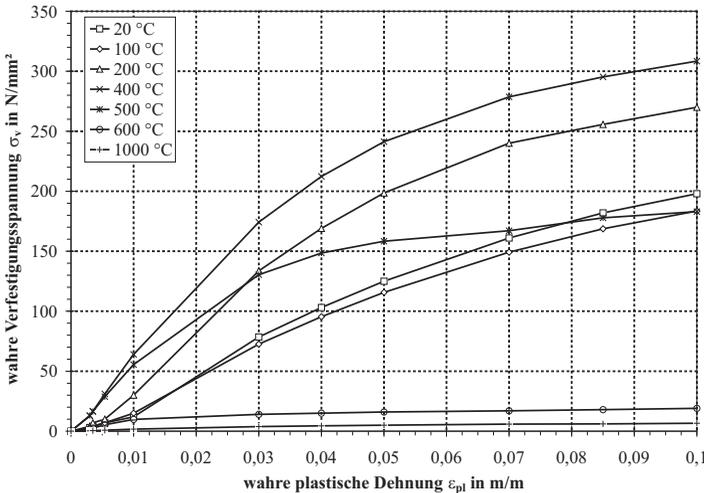
$R_{e,Martensit}(\vartheta)$	temperaturabhängige Streckgrenze von Martensit
$R_{e,Martensit}(20^{\circ}C)$	Streckgrenze von Martensit bei Raumtemperatur
$R_{e,Ferrit}(\vartheta)$	temperaturabhängige Streckgrenze von Ferrit
$R_{e,Ferrit}(20^{\circ}C)$	Streckgrenze von Ferrit bei Raumtemperatur

Der temperaturabhängige Streckgrenzenverlauf von Bainit und angelassenem Martensit wird analog ermittelt. Für das Gefüge von angelassenem Bainit wird die gleiche Spannungs-Dehnungsbeziehung wie für das ferritisch-perlitische Gefüge angenommen. Für Austenit wird ein bekannter Temperatur-Streckgrenzenverlauf eines austenitischen nichtrostenden Stahls verwendet.

Die Streckgrenzen der martensitischen und der bainitischen Phase sind vom Kohlenstoffgehalt des Stahls abhängig. Mit dem nach der technischen Lieferbedingung für den unlegierten Stahl S235 und S355 (DIN EN 10025: 2005-02) zulässigen Bereich des Kohlestoffgehaltes ergeben sich unterschiedliche Streckgrenzen der martensitischen Phase. Der in Abbildung 7.2 dargestellte und gewählte Streckgrenzenverlauf wird für den überwiegenden Teil der Stähle der Stahlsorten S235 und S355 als zutreffend und für die Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit als hinreichend genau angesehen.

Bei unlegierten Stählen verläuft die Verfestigung isotrop. Eine Verfestigung, die aus einer Zugbeanspruchung entstanden ist, bewirkt unmittelbar, daß diese Verfestigung auch bei Lastumkehr, also Druckbeanspruchung, vorhanden bleibt.

Der in Abbildung 7.3 dargestellte temperaturabhängige Verfestigungsverlauf für das ferritisch-perlitische Gefüge des S355 wird aus den von Peil und Wickers durchgeführten Warmzugversuchen [PW04] abgeleitet.



**Abbildung 7.3:** Verfestigung ferritisch-perlitisches Gefüge S355

Bei der Ermittlung der temperaturabhängigen Verfestigungsverläufe der anderen Phasen wird das für die Streckgrenzenermittlung beschriebene Approximationsverfahren angewandt. Der bekannte Verfestigungsverlauf des Ausgangsmaterials bei Raumtemperatur wird entsprechend dem Streckgrenzen- und Zugfestigkeitsverhältnis auf die Verfestigungsverläufe bei höheren Temperaturen und für die anderen Phasen umgerechnet.

Durch Schmelzen sowie durch Rekristallisation, verschwinden plastische Dehnungen, die das Bauteil bis zu diesen Temperaturen erfahren hat. Bei der numerischen Berechnung muß dieser Vorgang nachvollzogen werden. Die aus dem

Aufheizvorgang berechneten plastischen Dehnungen müssen in den Bereichen gelöscht, das heißt auf Null gesetzt werden, in denen die Schmelztemperatur erreicht wird.

Werden die plastischen Dehnungen beim Überschreiten einer bestimmten Temperatur nicht gelöscht, so ergeben sich fehlerhafte Werte. Bislang ist dieses Zurücksetzen der Materialhistorie während der Berechnung nur mit dem Programm Sysweld möglich.

Die Schwelltemperatur, bei der die plastischen Dehnungen gelöscht werden, wird mit 1300 °C geringer als die Schmelztemperatur angenommen und liegt in dem Bereich, in dem der Stahl bereits sehr weich ist.

## 7.2 Belastungen aus dem Temperaturfeld

### 7.2.1 Dilatometertest

In Abbildung 7.4 sind die Kurven von Dilatometerversuchen dargestellt. Mit dem Dilatometertest werden die Dehnungen bestimmt, die beim Aufheizen und Abkühlen des Stahl entstehen. Der Kurvenparameter  $\vartheta_{\max}$  bezeichnet die Spitzentemperatur, auf die das Prüfstück aufgeheizt wurde.

Die Gefügeumwandlung  $\alpha \rightarrow \gamma$  ist in Abbildung 7.4 am Wechsel von der oberen einhüllenden Gerade, der Wärmedehnungskurve der  $\alpha$ -Phase, zur unteren einhüllenden Gerade, der Wärmedehnungskurve der  $\gamma$ -Phase zu erkennen.

### 7.2.2 Wärmedehnungen

Die mit der Temperaturänderung einhergehende Volumenänderung wird als Wärmedehnung bezeichnet. Die Wärmedehnung oder thermische Dehnung  $\epsilon^{\text{th}}$  ergibt sich aus dem Produkt aus Wärmeausdehnungskoeffizient und Temperatur. Hier wird für die numerische Berechnung jedoch nicht der Wärmeausdehnungskoeffizient definiert sondern die temperaturabhängige Funktion der Wärmedehnung, die für die  $\alpha$ -Phase einen anderen Verlauf besitzt, als für die  $\gamma$ -Phase.

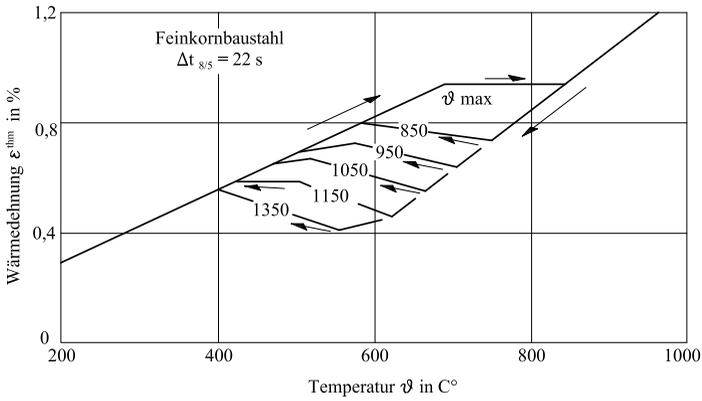


Abbildung 7.4: Dilatometerkurven aus [JKL85]

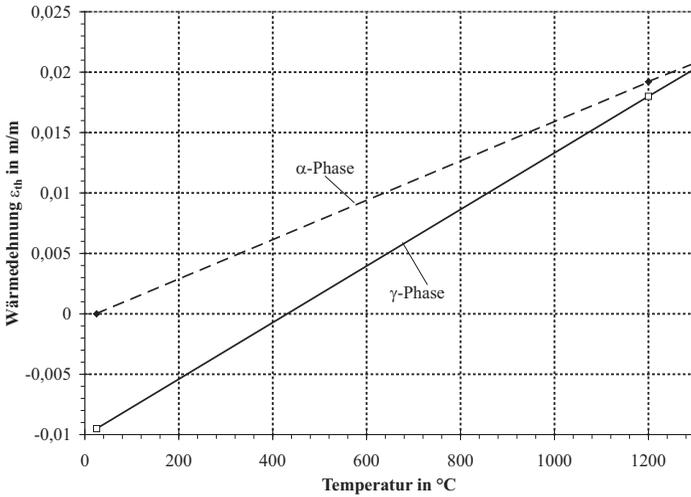


Abbildung 7.5: Wärmedehnungen der  $\alpha$ - und  $\gamma$ -Phase in Abhängigkeit von der Temperatur

Die verwendeten Verläufe der Wärmedehnungen sind in Abbildung 7.5 dargestellt. Ausgangszustand ist der Grundwerkstoff bei Raumtemperatur. Daraus folgt, daß die thermische Dehnung der  $\alpha$ -Phase bei Raumtemperatur Null ist.

### 7.2.3 Umwandlungsdehnungen

Bei der Phasenumwandlung  $\alpha \rightarrow \gamma$  und  $\gamma \rightarrow \alpha$  kommt es zu einem Dehnungssprung. Diese Dehnungsdifferenz wird Umwandlungsdehnung  $\varepsilon^u$  genannt. Sie ergibt sich aus der Volumenänderung, die bei der Phasenumwandlung deswegen entsteht, weil das ferritische kubisch-raumzentrierte Kristallgitter eine geringere Dichte besitzt als das austenitische kubisch-flächenzentrierte Kristallgitter.

Beim Abkühlvorgang wirken die Umwandlungsdehnungen  $\varepsilon^u$  den thermischen Dehnungen  $\varepsilon^{\text{th}}$  entgegen.

Bei der Berechnung mit Sysweld ergibt sich die Berücksichtigung der Umwandlungsdehnung aus der phasenabhängig definierten Wärmedehnung im Zusammenhang mit der Gefügeumwandlungsberechnung.

Die thermometallurgische Gesamtwärmedehnung  $\varepsilon^{\text{thm}}$  setzt sich aus der Summe der Wärmedehnungen der Phasen zusammen:

$$\varepsilon^{\text{thm}}(\vartheta) = \sum_{\text{Phasen}} p_i \cdot \varepsilon_i^{\text{th}}(\vartheta) \quad (7.2)$$

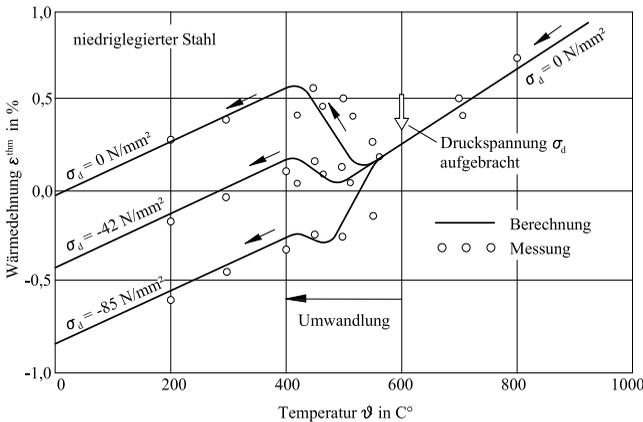
$\varepsilon_i^{\text{th}}$       thermische Dehnung der Phase i  
 $p_i$         Anteil der Phase i

### 7.2.4 Umwandlungsplastizität

Mit Umwandlungsplastizität bezeichnet man die für die Ausbildung der Schweißeigenspannungen wichtige Tatsache, daß die Fließspannung im Temperaturbereich der Gefügeumwandlung beim Abkühlen gegenüber der Fließspannung der beiden Gefügebestandteile weiter vermindert sein kann. Es

kommt unter Lastspannungen zu plastischen Dehnungen  $\varepsilon^{up}$ , auch wenn die theoretisch wirksame Vergleichsspannung kleiner als die Streckgrenze ist [Pas01, Rad02, LMD86a, LMD86b].

Dieses Phänomen wird durch den belasteten Dilatometertest deutlich. In Abbildung 7.6 sind die Wärmedehnungen eines niedriglegierten Stahls ohne äußere Druckspannungen (unbelasteter Dilatometerversuch) und mit konstanten Druckspannungen (belasteter Dilatometerversuch) dargestellt [GJ65]. Mechanische Dehnungen sind in dieser Abbildung nicht erfaßt.



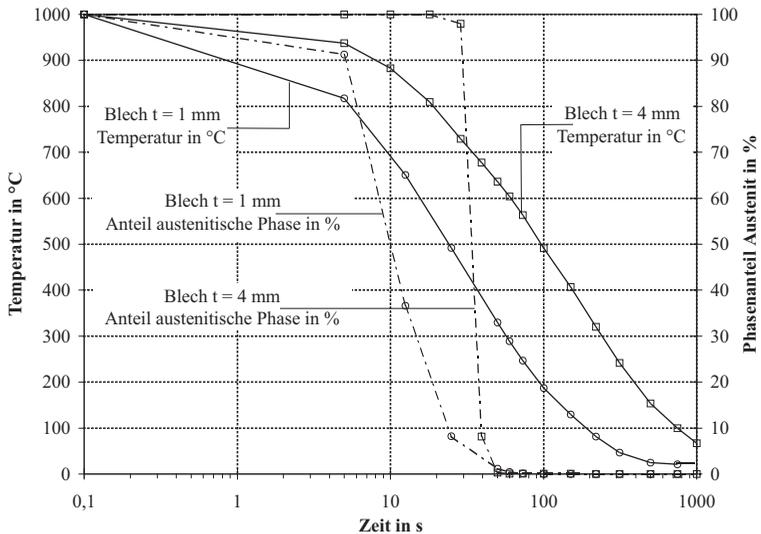
**Abbildung 7.6:** Einfluß von Druckspannungen  $\sigma_d$  auf die Wärme- und Umwandlungsdehnung; Dilatometerkurve nach [GJ65, Rad02]

Die von Sysweld verwendete numerische Beschreibung der Umwandlungsplastizität ist in [LMD86a, LMD86b, LDD89] ausführlich beschrieben.

Zur Verdeutlichung des Einflusses der Umwandlungsplastizität auf die in dieser Arbeit behandelten Untersuchungen wird das Modell eines 30 mm x 6 mm großen Bleches verwendet, das an den beiden schmalen Seiten gegen jede räumliche Verschiebung gehalten ist. Das gleichmäßig auf 1000  $^{\circ}\text{C}$  aufgeheizte Blech wird an der Luft abgekühlt. Die Kühlrate ist nicht konstant, sondern

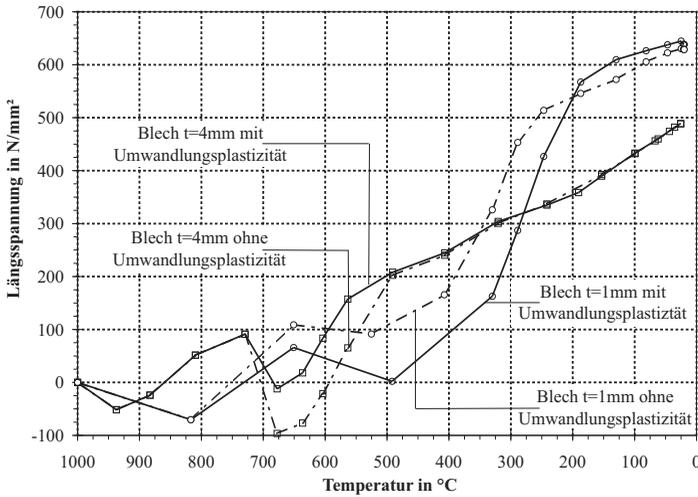
entspricht einem realen Abkühlverhalten. Betrachtet wird ein 1,0 mm dickes Blech mit großer Abkühlgeschwindigkeit und ein 4,0 mm dickes Blech mit geringerer Abkühlgeschwindigkeit.

Abbildung 7.7 zeigt die Abkühlkurven und den Verlauf der Phasenumwandlung anhand des Anteils der austenitischen Phase. In Abbildung 7.8 sind die Spannungen rechtwinklig zu den gehaltenen Längsrändern über der Temperatur aufgetragen.



**Abbildung 7.7:** Abkühlkurven mit Darstellung des Phasenanteils der austenitischen Phase für ein 4,0 mm und ein 1,0 mm dickes Blech

Die umwandlungsplastischen Dehnungen werden bei diesem Beispiel durch die Spannungen aus der Wärme- und Umwandlungsdehnung erzeugt und nicht aus einer äußeren Last, wie bei den in Abbildung 7.6 dargestellten Dilatometerkurven. Die Abbildungen 7.7 und 7.8 beziehen sich nicht auf die Abbildungen 7.6 und 7.4. Die Abkühlgeschwindigkeiten weichen von einander ab und die Gefügeumwandlung findet in einem anderen Temperaturbereich statt.



**Abbildung 7.8:** Längsspannung eines an den Querrändern festgehaltenen 30,0 mm x 6,0 mm großen Bleches beim Abkühlen. Berechnung mit und ohne Berücksichtigung der Umwandlungsplastizität

Deutlich erkennbar ist, daß der Spannungsverlauf im Temperaturbereich der Umwandlung bei Berücksichtigung der Umwandlungsplastizität signifikant von dem Spannungsverlauf ohne Berücksichtigung der Umwandlungsplastizität abweicht.

Bei diesem Modell enden die Spannungen bei Raumtemperatur unabhängig von der Umwandlungsplastizität jeweils in etwa auf dem gleichen Niveau. Dies liegt daran, daß das Blech gleichmäßig erwärmt wurde und nach vollzogener Phasenumwandlung noch große und gleichmäßige Wärmedehnungen erfährt.

Beim Schweißen wird die Struktur nicht gleichmäßig, sondern nur örtlich erwärmt. Es ist zu erwarten, daß dann der Effekt aus der Umwandlungsplastizität nicht verschwindet. Die Umwandlungsplastizität wird daher bei den folgenden Untersuchungen berücksichtigt.

## 7.2.5 Thermometallurgische und thermomechanische Kopplung

Die verwendete mathematische Beschreibung des thermo-elasto-plastischen Werkstoffverhaltens stützt sich auf die Methode der inkrementellen Dehnungsänderung und beschreibt die Gesamtdehnrate  $\dot{\epsilon}$  als Summe der Teildehnraten  $\dot{\epsilon}^e$ ,  $\dot{\epsilon}^p$ ,  $\dot{\epsilon}^{up}$  und  $\dot{\epsilon}^{thm}$  der elastischen Dehnung, der plastischen Dehnung, der Umwandlungsplastizität und thermometallurgischen Dehnung [LDD89, LMD86b, LMD86a, Rad02]:

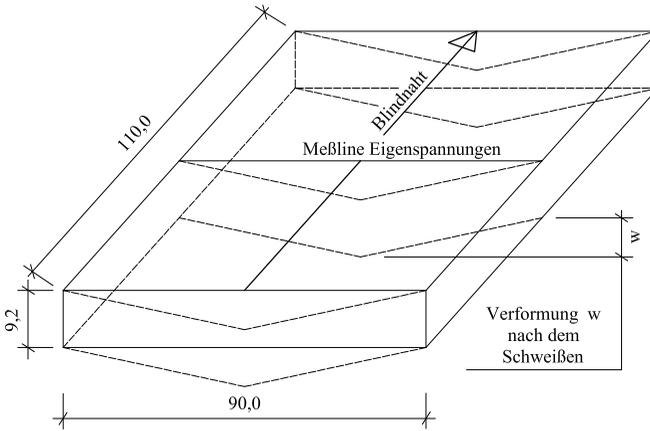
$$\dot{\epsilon} = \dot{\epsilon}^e + \dot{\epsilon}^p + \dot{\epsilon}^{up} + \dot{\epsilon}^{thm} \quad (7.3)$$

$\dot{\epsilon}$	Gesamtdehnrate
$\dot{\epsilon}^e$	Dehnrate aus elastischer Dehnung
$\dot{\epsilon}^p$	Dehnrate aus plastischer Dehnung
$\dot{\epsilon}^{up}$	Dehnrate aus Umwandlungsplastizität
$\dot{\epsilon}^{thm}$	Dehnrate aus thermometallurgischer Dehnung

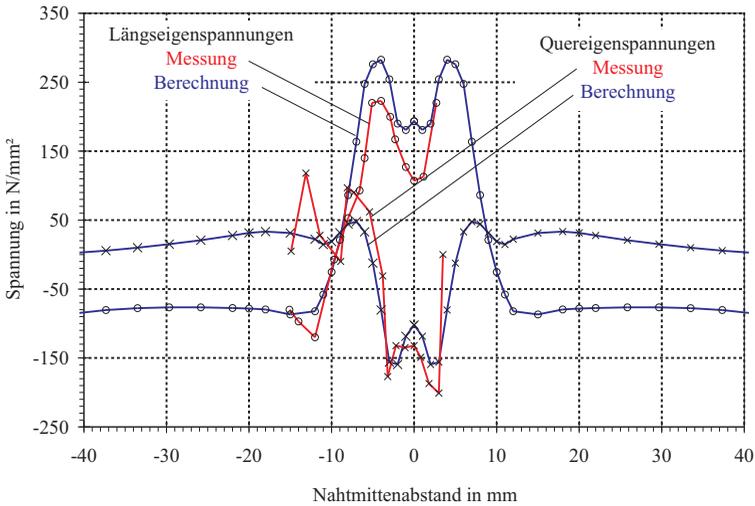
## 7.3 Verifikation des verwendeten Werkstoffgesetzes, Blindnaht auf einem 9,2 mm dicken Blech

Zur Überprüfung der angesetzten Werkstoffkennwerte wird eine Nachberechnung der in Abbildung 7.9 skizzierten Blindnahtschweißung durchgeführt. Auf ein Blech 110 mm x 90 mm x 9,2 mm aus S355 wird eine WIG-Blindnaht mit einer Streckenenergie von  $5,83 \frac{\text{kJ}}{\text{cm}}$  und einer Schweißgeschwindigkeit von  $1,66 \frac{\text{mm}}{\text{s}}$  geschweißt.

Der Schweißversuch und die röntgenographische Messung der oberflächennahen Längs- und Quereigenspannungen in Blechmitte wurden von Nitschke [Nit85] im Rahmen seiner Diplomarbeit durchgeführt. In Abbildung 7.10 sind die berechneten Eigenspannungen und die von Nitschke gemessenen Eigenspannungen graphisch aufgetragen.



**Abbildung 7.9:** Blindnahtversuch von Nitschke



**Abbildung 7.10:** Oberflächeneigenspannungen an der Meßlinie, Vergleich der Berechnungsergebnisse von Sysweld mit den Meßwerten von Nitschke

Bei dem Vergleich zwischen den gemessenen und den berechneten Werten zeigt sich eine gute Übereinstimmung. Zwei wesentliche Besonderheiten sind hier zu erkennen:

- Einsattelung der Längseigenspannungen in der Nahtmitte
- Druckquereigenspannungen in Nahtmitte

Beide Effekte folgen aus dem Einfluß der Umwandlungsdehnungen [BRR74, Woh86, Woh92, NPW05]. Sie liefern eine Bestätigung für das phasenabhängig definierte Werkstoffgesetz mit Berücksichtigung aller Umwandlungseffekte. Mit üblichen FE-Programmen ohne Berücksichtigung der Gefügewandlung können diese Effekte und damit auch der genaue Verlauf der Eigenspannungen nicht berechnet werden.

Die gemessene Verformung  $w$  rechtwinklig zur Blechebene (vgl. Abbildung 7.9) in Blechmitte mit einem Wert von 0,34 mm stimmt mit der berechneten Vertikalverformung mit einem Wert von 0,32 mm ebenfalls sehr gut überein.

Das gewählte, in den Kapiteln 3, 6 und 7 beschriebene Werkstoffgesetz mit dem darin enthaltenen thermometallurgischen Dehnungs- und Umwandlungsverhalten wird durch diese Nachberechnung bestätigt.



# 8 Randbedingungen für die Schweißsimulations- und Beulberechnung

## 8.1 Allgemeines

Bei der Definition der Randbedingungen ist zu beachten, daß im Rahmen dieser Arbeit der Einfluß von realitätsnah berechneten Eigenspannungen und Verzug aus dem Schweißprozeß auf das Beulverhalten untersucht werden soll.

Aus den Imperfektionen des Schweißprozesses soll sich die für das Beulversagen maßgebende Störung einstellen. Die Randbedingungen sollen so gewählt werden, daß kein das Tragverhalten negativ beeinflussender Zwang auf die Kreiszylinderschale ausgeübt wird.

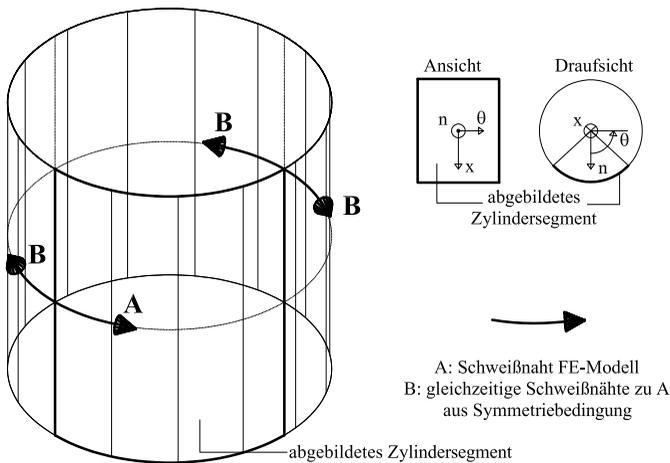
Die Modellgröße für einen vollständig abgebildeten Zylinder führt zu sehr langen Berechnungszeiten. Daher werden unter Berücksichtigung von Symmetrie- und / oder Antimetriebedingungen Teilbereiche eines Zylinders, Zylindersegmente, abgebildet. Die Zylindersegmente werden so gewählt, daß jeweils eine Umfangsnaht enthalten ist.

Die Symmetrie- und Antimetriebedingungen gelten für die mechanische Berechnung, für die Beuluntersuchung und für die Temperaturfeldberechnung. Damit werden auch für die Schweißnähte und die Schweißfolge Symmetrien und Antimetrien festgelegt. Eine Schweißnaht in einem Zylindersegment bedeutet  $n$  gleichzeitig ausgeführte Schweißnähte am Gesamtzylinder. Die Anzahl  $n$  der gleichzeitig ausgeführten Schweißnähte ist abhängig von dem mit dem Zylindersegment abgebildeten Teil des Gesamtzylinders. Für ein Zylinderviertel beträgt  $n$  Vier. In der Praxis bedeutet dies, daß eine Zylinderumfangsnaht mit zwei oder mehr Schweißbrennern gleichzeitig geschweißt wird.

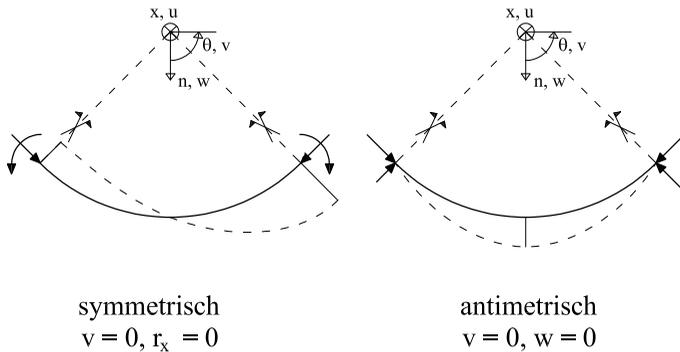
Für die Schweißsimulationsberechnung und für die Beuluntersuchung werden identische Randbedingungen gewählt. Auf eine Änderung der Randbedingungen zwischen den Berechnungsschritten wird im Rahmen der hier gemachten Untersuchungen verzichtet, da sie die Grenzspannung vergrößert, wie im folgenden gezeigt wird.

## 8.2 Wegrandbedingungen an den Seitenrändern

Wird ein Zylindersegment abgebildet, so ergeben sich die Randbedingungen an den Seitenrändern aus den Symmetrie- und Antimetriebedingungen. Abbildung 8.1 zeigt die Skizze eines Zylinders, bei dem ein Umfangsviertel als Finite-Element-Modell abgebildet wird. Im abgebildeten Zylindersegment wird die Schweißnaht A berechnet. Aufgrund der Symmetrie- und Antimetriebedingungen werden am äquivalenten gesamten Zylinder gleichzeitig die mit B gekennzeichneten Schweißnähte geschweißt.



**Abbildung 8.1:** Symmetrie in Umfangsrichtung bei Abbildung eines Zylindersegmentes



**Abbildung 8.2:** Symmetrie- und Antimetrierandbedingungen an den Segmentseitenrändern, Draufsicht

Aus der Symmetrie ergibt sich zunächst die Bedingung, daß an den Seitenrändern die Tangentialverschiebungen Null sind.

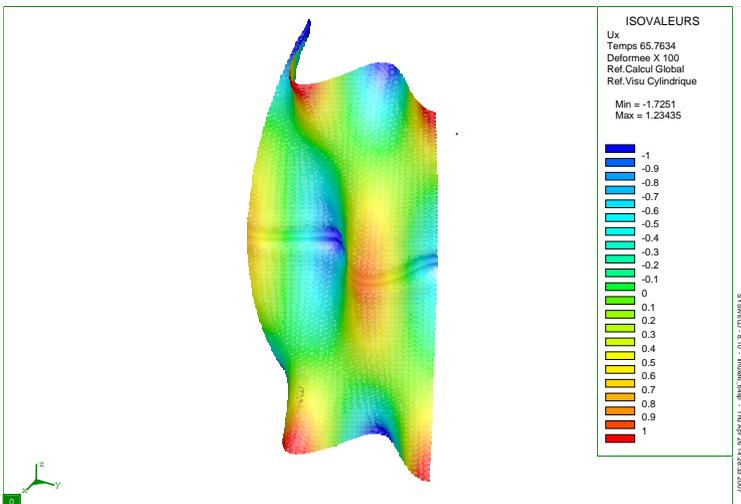
In Abbildung 8.2 sind die beiden möglichen Symmetrie- und Antimetrierandbedingungen am Seitenrand des Zylindersegmentes in der Draufsicht dargestellt. Links ist der symmetrische Fall skizziert, bei dem am Seitenrand eine Radialverschiebung zugelassen wird, jedoch keine Rotation um die Zylinderachse. Bei dem rechts dargestellten antimetrischen Fall ist eine Rotation um die Zylinderachse zugelassen, jedoch keine Radialverformung.

Da mit dem Schweißverzug im Nahtbereich eine Einschnürung oder Ausbeulung und damit eine Radialverformung auch am Seitenrand verbunden ist, ist die antimetrische Randbedingung für das betrachtete Problem des Schweißverzuges nicht allgemein genug. Für die Schweißsimulationsberechnung wird daher für den Segmentseitenrand die in Abbildung 8.2 links dargestellte symmetrische Randbedingung gewählt.

Die Beuluntersuchungen werden mit den gleichen Randbedingungen durchgeführt wie die Schweißsimulationsberechnung. Jedoch ist für die Beulunter-

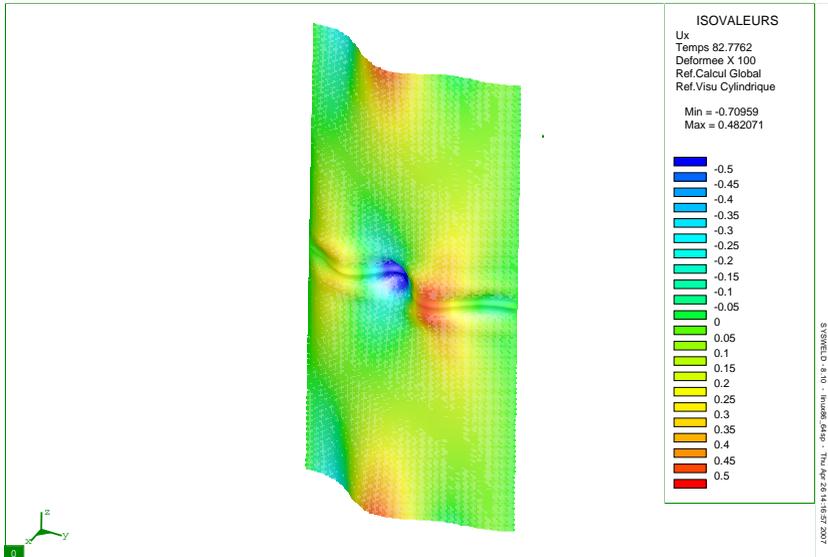
suchung im Gegensatz zur Schweißsimulationsberechnung auch die antimetrische Randbedingung am Seitenrand verträglich. Anhand von Vergleichsberechnungen an Zylindersegmenten kann gezeigt werden, daß ein Wechsel der Randbedingungen zu Zwängungen führt, die sich beullaststeigernd auf das System auswirken.

In Abbildung 8.3 ist die Beulfigur des Zylindersegmentes mit  $R = 800 \text{ mm}$   $t = 1 \text{ mm}$   $L = 1600 \text{ mm}$  und  $S = 45^\circ$  abgebildet. Bei diesem Zylinder wurden bei der Schweißsimulationsberechnung und bei der Beulanalyse symmetrische Randbedingungen angesetzt. Die Grenzspannung beträgt  $65,8 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$ .



**Abbildung 8.3:** Beulfigur eines Zylindersegmentes mit  $R = 800 \text{ mm}$   $t = 1 \text{ mm}$   $L = 1600 \text{ mm}$  und  $S = 45^\circ$ , in Radialrichtung 100-fach überhöht, Beulanalyse mit symmetrischer Randbedingung an den Seitenrändern,  $\sigma_{gr} = 65,8 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$

In Abbildung 8.4 ist die Beulfigur des gleichen Zylindersegmentes dargestellt, jedoch wurden bei der Beulanalyse antimetrische Randbedingungen angesetzt. Die Grenzspannung beträgt  $82,8 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$  und ist größer als bei dem System ohne Wechsel der Randbedingungen. Bei der Beuluntersuchung ist die kleinste Anzahl der Umfangswellen abhängig vom abgebildeten Zylindersegment. Bei einem abgebildeten Zylinderviertel beträgt die kleinste Umfangswellenzahl Zwei.

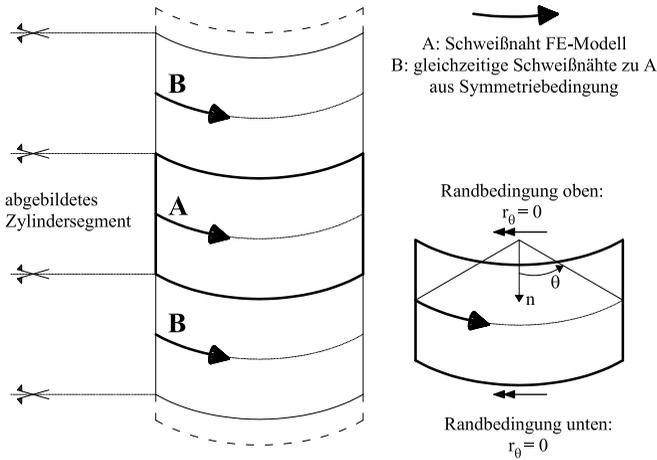


**Abbildung 8.4:** Beulfigur eines Zylindersegmentes mit  $R = 800$  mm  $t = 1$  mm  $L = 1600$  mm und  $S = 45^\circ$ , in Radialrichtung 100-fach überhöht, Beulanalyse mit antimetrischer Randbedingung an den Seitenrändern,  $\sigma_{gr} = 65,8 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$

### 8.3 Wegrandbedingungen am oberen und unteren Rand

In Axialrichtung wird ein unendlich langer Zylinder mit periodisch wiederkehrenden Umfangsnähten betrachtet. Daher wird der obere und der untere Rand des abgebildeten Zylindersegmentes als Symmetrierand betrachtet, und es ergibt sich die in Abbildung 8.5 dargestellte Situation der Symmetrie in Axialrichtung. Gleichzeitig mit der im abgebildeten Zylindersegment ausgeführten Schweißnaht A folgen darüber und darunter in jeweils beliebiger Fortsetzung die Schweißnähte B aus der Symmetriebedingung.

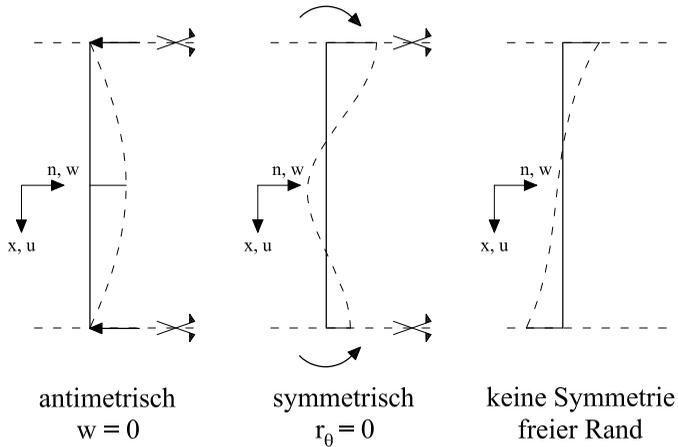
In Abbildung 8.6 sind die möglichen Randbedingungen des oberen und unteren Randes des abgebildeten Zylindersegmentes in der Seitenansicht dargestellt.



**Abbildung 8.5:** Symmetrie in Axialrichtung

Bei der antisymmetrischen Randbedingung (Abbildung 8.6 links) sind die Ränder in radialer Richtung gehalten, die Rotation um die Tangentialrichtung ist frei. Bei der symmetrischen Randbedingung (Abbildung 8.6 Mitte) ist die Rotation um die Tangentialrichtung Null, die Radialverschiebung ist frei. In Abbildung 8.6 rechts ist die Randbedingung dargestellt, die gegeben ist, wenn keine Symmetrie zugelassen wird. Der obere und untere Rand ist frei. Diese Randbedingung ist zu wählen, wenn ein Zylinder nur mit einer Schweißnaht betrachtet werden soll.

Bei der in Abbildung 8.5 dargestellten Schweißfolge ergibt sich in jeder Naht an jeweils übereinanderliegenden Stellen eines Meridians eine gleichgerichtete Radialverformung. Sie ist entweder immer nach außen oder immer nach innen gerichtet. Aus diesem Grund ist die antisymmetrische Randbedingung, bei der an übereinanderliegenden Stellen die Verformung abwechselnd nach innen oder nach außen gerichtet sein muß, mit der untersuchten Fragestellung nicht verträglich.

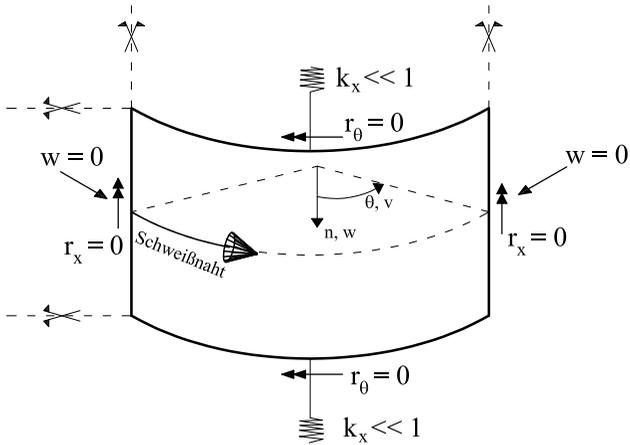


**Abbildung 8.6:** Symmetrierandbedingungen am oberen und unteren Rand

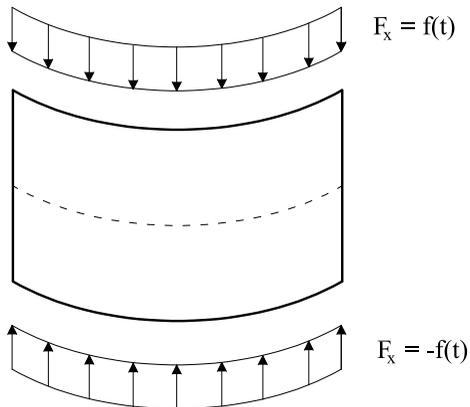
Aus den zuvor genannten Überlegungen wird die in Abbildung 8.6 in der Mitte dargestellte symmetrische Randbedingung mit Festhaltung der Rotation um die tangentielle Richtung gewählt.

## 8.4 Zusammenstellung der gewählten Wegrandbedingungen

In Abbildung 8.7 sind die gewählten Randbedingungen am abgebildeten Zylindersegment dargestellt. Die in Segmentmitte am oberen und unteren Rand eingezeichnete Wegfeder verhindert die Starrkörperverschiebung in Axialrichtung. Die Wegfederkonstante wird mit einem sehr kleinen Wert angesetzt, so daß die Reaktionskräfte vernachlässigbar klein bleiben.



**Abbildung 8.7:** Randbedingungen des Zylindersegmentes für die strukturelle Berechnung und die Beuluntersuchung



**Abbildung 8.8:** Kraftrandbedingung für den Lastfall Axiallast

## 8.5 Krafrandbedingungen

Zur Ermittlung der Grenztragfähigkeit unter Axiallast muß eine Krafrandbedingung definiert werden. Da auf eine Festhaltung der Knoten des unteren Randes aus den Verträglichkeitsgründen für die Symmetrie verzichtet wird, ist die Krafrandbedingung am oberen und unteren Rand symmetrisch zur Schweißnaht anzusetzen. Sie ist in Abbildung 8.8 dargestellt. Die Streckenlast wird bei der numerischen Berechnung in Knotenlasten umgerechnet und entsprechend dem in Kapitel 4.5 beschriebenen Verfahren als Funktion der Zeit definiert.

## 8.6 Einfluß der Wegrandbedingungen am oberen und unteren Rand auf Verzug und Eigenspannungen

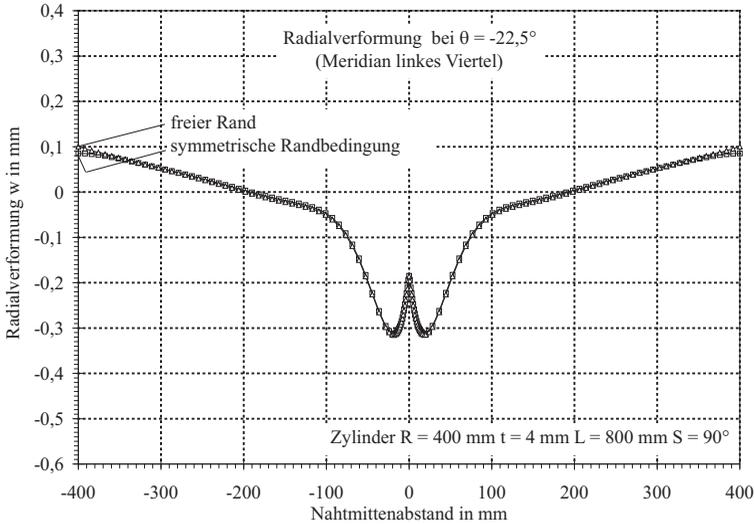
Der Einfluß der in Abschnitt 8.3 dargestellten möglichen Randbedingungen des oberen und unteren Randes auf den Schweißverzug und die Schweißspannungen soll am Beispiel eines Zylinders aus S355 mit den Abmessungen  $R = 400$  mm,  $t = 4$  mm,  $L = 800$  mm für ein Segment  $S = 90^\circ$  verdeutlicht werden. Gewählt wird Schweißfolge 1.

Abbildung 8.9 stellt die Radialverformung am Meridian  $-22,5^\circ$  dar. Dies ist die Mitte der ersten Schweißnaht. An dieser Stelle sind die Störeinflüsse aus Schweißnahtbeginn oder -ende am geringsten.

Abbildung 8.10 gibt dieselbe Auswertung am rechten Segmentrand, Meridian  $45^\circ$ , wieder. Der gegenüber Meridian  $-22,5^\circ$  größere Verzug ist durch das Ende von Schweißnaht 2 bedingt. Am Meridian  $-22,5^\circ$  ist der Radialverzug im Nahtbereich unabhängig bei allen drei Varianten nahezu identisch. Am oberen und unteren Rand ergeben sich die aus der Randbedingung zu erwartenden Unterschiede:

- Symmetrische Randbedingung: Radialverschiebung nach außen mit Biegung der Schale im Randbereich

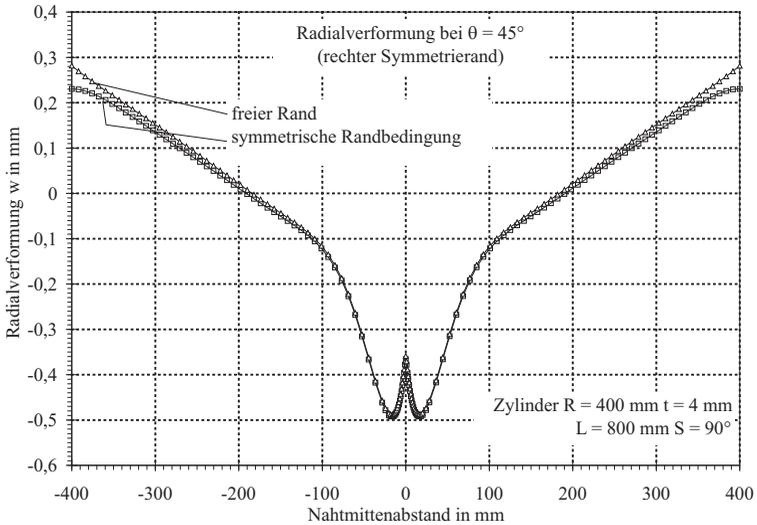
- Freier Rand: Radialverschiebung nach außen in vergleichbarer Größenordnung wie bei symmetrischer Randbedingung, jedoch ohne Biegung der Schale im Randbereich



**Abbildung 8.9:** Radialverformung w in mm am Meridian  $-22,5^\circ$ , Vergleich unterschiedlicher Randbedingungen am oberen und unteren Zylinderrand

Am rechten Rand ist der Einzug im Nahtbereich bei den beiden Randbedingungen identisch. Die Verformungsfigur am oberen und unteren Rand ist qualitativ die gleiche wie beim Meridian  $-22,5^\circ$ , jedoch mit jeweils größeren Werten für die Radialverformung. Bei freiem Rand ist die Verzugsdifferenz nur geringfügig größer als bei der symmetrischen Randbedingung.

Unter Axiallast ergeben sich die in Tabelle 8.1 angegebenen Grenzspannungen.



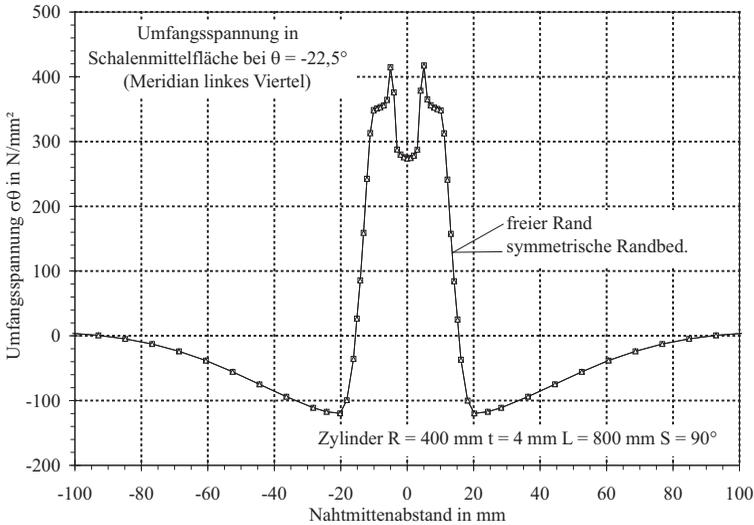
**Abbildung 8.10:** Radialverformung  $w$  in mm am rechten Symmetrierand, Vergleich unterschiedlicher Randbedingungen am oberen und unteren Zylinder- rand

Randbedingung oberer / unterer Rand	Grenzspannung $\sigma_{gr}$ $\frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$
symmetrisch	352,6
frei	319,9

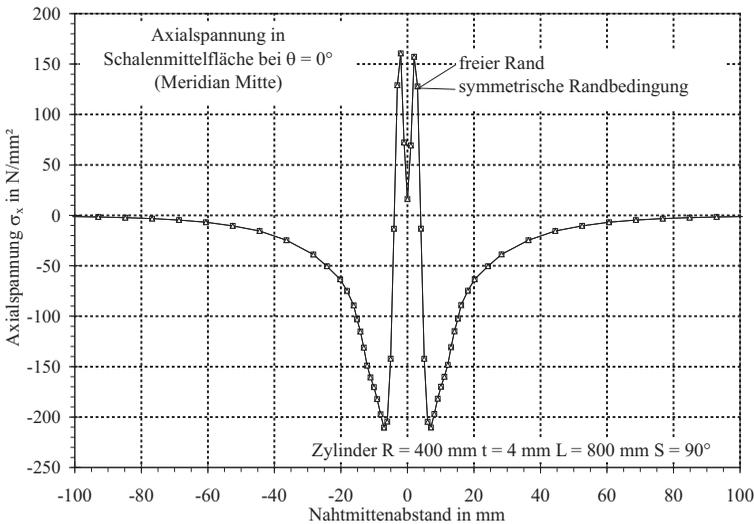
**Tabelle 8.1:** Grenzspannung der betrachteten Varianten

Aus diesen Werten läßt sich ableiten, daß der freie Rand einen negativen Einfluß auf die Grenztragfähigkeit hat. Dieser ist deswegen unerwünscht, weil der Einfluß aus Schweißverzug und Schweißeigenstressungen untersucht werden soll und keine Randstöreinflüsse.

Die Randbedingungen des oberen und unteren Randes haben keinen Einfluß auf die Schweißeigenstressungen. Sowohl Axial- als auch Umfangseigenstressungen sind bei beiden Varianten identisch (Abbildung 8.11 und 8.12).



**Abbildung 8.11:** Umfangsspannung  $\sigma_\theta$  in  $\frac{N}{mm^2}$  am Meridian  $-22,5^\circ$ , Vergleich unterschiedlicher Randbedingungen am oberen und unteren Zylinderrand



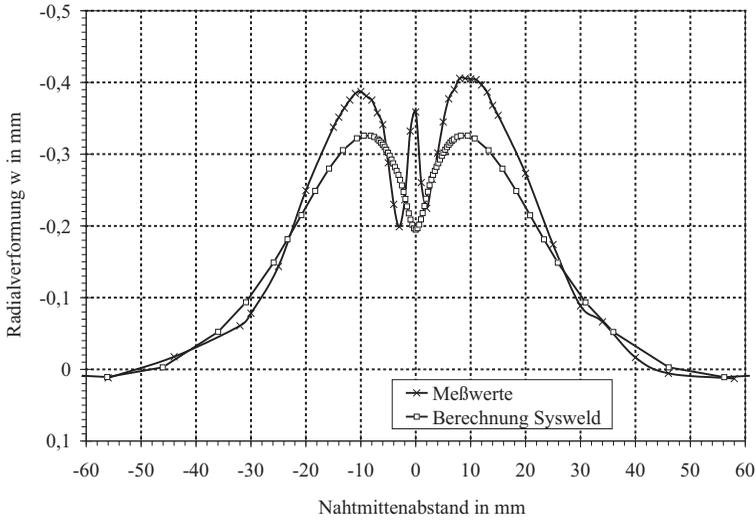
**Abbildung 8.12:** Axialspannung  $\sigma_x$  in Segmentmitte, Meridian  $0^\circ$ , Vergleich unterschiedlicher Randbedingungen am oberen und unteren Zylinderrand

## 8.7 Umfangsblindnaht auf einem Zylinder

Banke et. al. beschreiben in [BSS03] Versuche, bei denen an Stahlzylindern aus S355 Umfangsnähte, ausgeführt als WIG-Blindnaht, geschweißt wurden. Die Zylinder wurden vor und nach dem Schweißen vermessen, und aus der Differenz wurde der Schweißverzug ermittelt. Die Schweißparameter sind in der Veröffentlichung ausführlich dokumentiert. Für den Versuchszyylinder 3 wird der über den Zylinderumfang gemittelte Schweißverzug graphisch dargestellt. Dieser Zylinder wird zur Nachberechnung gewählt und durch ein Finite-Element-Modell mit einem  $90^\circ$  Segment abgebildet. Die Spannungs-Dehnungs-Beziehung der ferritischen Phase wird nach den im Aufsatz angegebenen Werten für die Streckgrenze  $R_e = 373 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$  und die Zugfestigkeit  $R_m = 424 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$  des Zylinderwerkstoffes angepaßt.

Bei den in Abbildung 8.13 dargestellten Radialverformungen stimmen die gemittelten Meßwerte von Banke und die Berechnungsergebnisse von Sysweld sehr gut überein. Der qualitative Verlauf der Verformung wird sehr gut abgebildet. In Nahtmitte verformt sich der Zylinder entgegen dem Nahteinzug nach außen. Dieser Effekt zeigt sich bei der numerischen Berechnung und wird von den Meßwerten bestätigt.

Der Bereich im Schmelzbad weist eine Verformung in Richtung Zylinderachse auf. Diese Verformung kann an der Blaswirkung des WIG-Lichtbogens, des Zinkabtrages durch Verdampfen während des Schweißprozesses oder an einem Einzug der Schmelzbadoberfläche in Nahtmitte, der aus dem Erstarrungsprozeß entsteht, liegen.



**Abbildung 8.13:** Radialverformung nach dem Schweißen, Vergleich des Berechnungsergebnisses von Sysweld mit den Meßwerten von Banke et. al. [BSS03]

# 9 Schweißfolgen

## 9.1 Herstellungsungenauigkeiten

Angaben zu zulässigen Herstellungsungenauigkeiten für Vorbeulen und Schweißnahteinzügen sind in DIN 18800-4:1990 Element 302 (DIN) und in prEN 1993-1-6:2005 Abschnitt 8.4.4 (EN) angegeben. Die europäische Norm unterscheidet zwischen den Qualitätsklassen A, B und C. Die in der deutschen Norm angegebenen Werte entsprechen den Werten der Klasse B nach europäischer Norm.

In Tabelle 9.1 sind die zulässigen, auf die Blechdicke  $t$  normierten Vorbeultiefen  $\frac{\Delta w_0}{t}$  für den betrachteten Parameterbereich angegeben. Die Vorbeultiefen beziehen sich auf die Meßlänge  $l_{gx} = 4 \sqrt{Rt}$ , die nach DIN auf 2000 mm begrenzt ist.

Zylinder- schlankheit $\frac{R}{t}$	Qualitätsklasse		
	A	B	C
50	0,17	0,28	0,45
100	0,24	0,40	0,64
200	0,34	0,57	0,91
400	0,48	0,80	1,28
800	0,68	1,13	1,81
1600	0,96	1,60	2,56

**Tabelle 9.1:** Zulässige bezogene Vorbeultiefe  $\frac{\Delta w_0}{t}$  nach EN

Im Bereich von Schweißnähten dürfen für den betrachteten Parameterbereich die in Tabelle 9.2 angegebenen Grenzwerte der normierten Vorbeultiefe nicht überschritten werden. Die Meßlänge  $l_{gw} = 4 \sqrt{Rt}$  ist hierbei nach DIN auf 500 mm und nach EN auf  $25t$  oder 500 mm begrenzt, wobei der kleinere Wert maßgebend ist.

Zylinder- schlankheit $\frac{R}{t}$	DIN	Qualitätsklasse		
		A EN	B EN	C EN
50	0,28	0,15	0,25	0,40
100	0,40	0,15	0,25	0,40
200	0,57	0,15	0,25	0,40
400	0,80	0,15	0,25	0,40
800	1,13	0,15	0,25	0,40
1600	1,60*	0,15	0,25	0,40

**Tabelle 9.2:** Grenzwerte der bezogenen Vorbeultiefe  $\frac{\Delta w_0}{t}$  im Bereich von Schweißnähten nach DIN und EC (\*: für  $t \leq 2$  mm)

## 9.2 Übersicht über die untersuchten Varianten

In Tabelle 9.3 sind Geometrie, Schweißfolge (siehe Abbildung 6.9) und Heftstellen der in diesem Kapitel untersuchten Zylindervarianten zusammengefaßt. Es wurden Zylinder im elastisch beulenden Bereich ( $R = 800$  mm,  $t = 1$  mm,  $L = 1600$  mm) und Zylinder im plastisch beulenden Bereich ( $R = 400$  mm,  $t = 4$  mm,  $L = 800$  mm) aus S355 betrachtet. Der Zylindername wird mit  $\frac{R}{100}/t/\text{Segment}/\text{Heftstellen}/\text{Schweißfolge}$  definiert. Die Anzahl der Heftstellen bezieht sich bei den Segmentmodellen auf das Segment. Dabei befindet sich am linken und rechten Segmentrand jeweils eine Heftstelle mit halber Breite. Bei den Modellen eines ganzen Zylinders sind die Heftstellen gleichmäßig um den Zylinderumfang angeordnet.

Die Auswertung von Verformungen und Schnittgrößen erfolgt an den in Abbildung 9.1 dargestellten Schnitten in Meridian- und Umfangsrichtung und an den in Abbildung 9.2 dargestellten Knoten. Die Meridianschnitte sind in regelmäßigen Abständen von je einem Achtel des Zylindersegmentes angeordnet. Die beiden Meridianschnitte ML3 und MR3 sind drei Elementabstände vom Mittelmeridian entfernt.

Zylinder	R mm	t mm	L mm	Segment °	Heft- stellen	Schweiß- folge
4/4/90/3/1	400	4	800	90	3	1
4/4/90/0/1	400	4	800	90	0	1
4/4/90/3/2	400	4	800	90	3	2
4/4/90/0/2	400	4	800	90	0	2
4/4/90/3/3	400	4	800	90	3	3
4/4/90/3/4	400	4	800	90	3	4
4/4/45/3/5	400	4	800	45	3	5
4/4/90/2/5	400	4	800	90	2	5
4/4/90/3/5	400	4	800	90	3	5
4/4/360/4/2	400	4	800	360	4	2
4/4/360/0/2	400	4	800	360	0	2
8/1/45/3/1	800	1	1600	45	3	1
8/1/45/3/2	800	1	1600	45	3	2
8/1/22,5/2/1	800	1	1600	22,5	2	1
8/1/22,5/3/2	800	1	1600	22,5	3	2
8/1/22,5/0/2	800	1	1600	22,5	0	2
8/1/22,5/2/4	800	1	1600	22,5	2	4
8/1/22,5/0/4	800	1	1600	22,5	0	4
8/1/22,5/2/5	800	1	1600	22,5	2	5

**Tabelle 9.3:** Abmessungen und Schweißfolgen der untersuchten Modelle aus S355

### 9.3 Schweißverzug am Zylinder

Im Schrifttum wird Schweißverzug von ebenen Blechen oder von Bauteilen, die aus ebenen Blechen zusammengesetzt werden, ausführlich behandelt. Schweißverzug geschweißter zylindrischer Bauteile kommt dagegen im Schrifttum fast nicht vor. Gegenüber ebenen Blechen treten bei zylindrisch gekrümmten Blechen beim Schweißen folgende Besonderheiten auf:

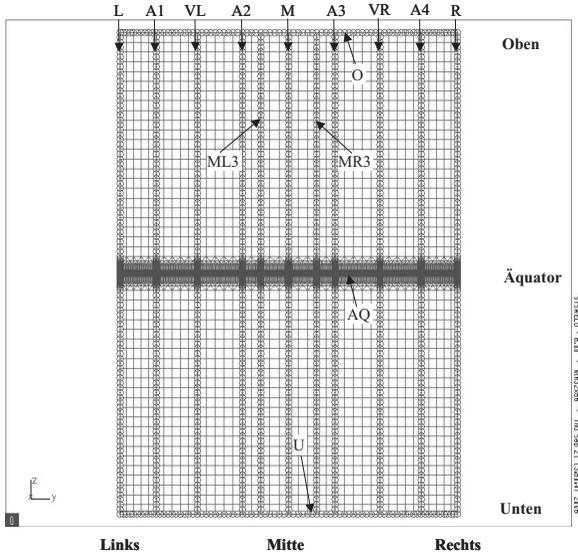


Abbildung 9.1: Auswerteschnitte

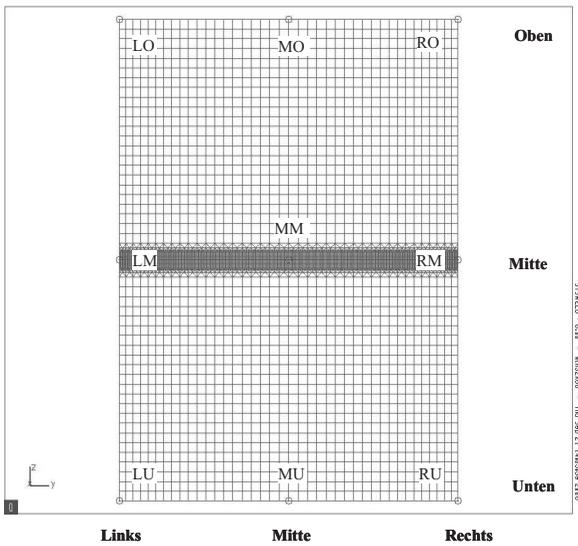


Abbildung 9.2: Auswerteknoten

Während beim ebenen Blech Dehnungen in Blechebene zu Verformungen in Blechebene führen, bewirken beim Zylinder Dehnungen in der Schalenfläche auch Verformungen in Radialrichtung rechtwinklig zur Schalenfläche. Dies ist insbesondere bei Umfangsdehnungen der Fall.

Wird auf eine Zylinderoberfläche an einem Punkt eine Radialverformung nach innen aufgeprägt, bewirkt dies in den Bereichen neben dem Lasteinleitungspunkt eine Radialverformung nach außen.

Im allgemeinen wird als Ursache für den Schweißverzug das Schrumpfen des Schweißgutes in der Naht angesehen. Dieses Modell erfaßt jedoch nicht, die Gesamtheit der komplexen Vorgänge, die zum Schweißverzug an Kreiszyinderschalen führen.

An Beispielen soll die Entstehung des Schweißverzuges am Zylinder anhand folgender Abbildungen erläutert werden:

Abbildung 9.3: Verzug von Zylinder 4/4/360/4/2 nach dem Heften

Abbildung 9.4: Verzug von Zylinder 4/4/360/4/2 125s nach Schweißbeginn

Abbildung 9.5: Verzug von Zylinder 4/4/360/4/2 nach dem Schweißen

Abbildung 9.6: Verzug von Zylinder 4/4/90/3/4 nach dem Schweißen

Bei Zylinder 4/4/360/4/2 wurde eine Naht vollständig um den ganzen Zylinder gelegt. Bei Zylinder 4/4/90/3/4 werden jeweils 4 Nähte entsprechend den Symmetrierandbedingungen gleichzeitig geschweißt.

Das Schmelzbad ist die heißeste Zone und damit auch der Bereich mit der geringsten Steifigkeit. Bei der Erwärmung dehnt sich der Nahtbereich radial nach außen aus. An der Grenzlinie zwischen oberer und unterer Zylinderhälfte ist im Schmelzbad und im unverschweißten Bereich keine tangentielle Biegesteifigkeit vorhanden. Die Verdrehung  $r_\theta$  ist frei. In Nahtmitte entsteht beim Ausdehnen ein Knick (Abbildungen 9.4 und 9.7).

Der weitere Verlauf des Schweißverzuges wird durch Ausdehnung und Zusammenziehen der Nahtnebenbereiche wesentlich mitbestimmt und von der sich während des Schweißprozesses verändernden Systemsteifigkeit beeinflusst. Nach Erstarren und Abkühlen der Naht wird der Knick zwischen oberer und unterer Zylinderhälfte „eingefroren“.

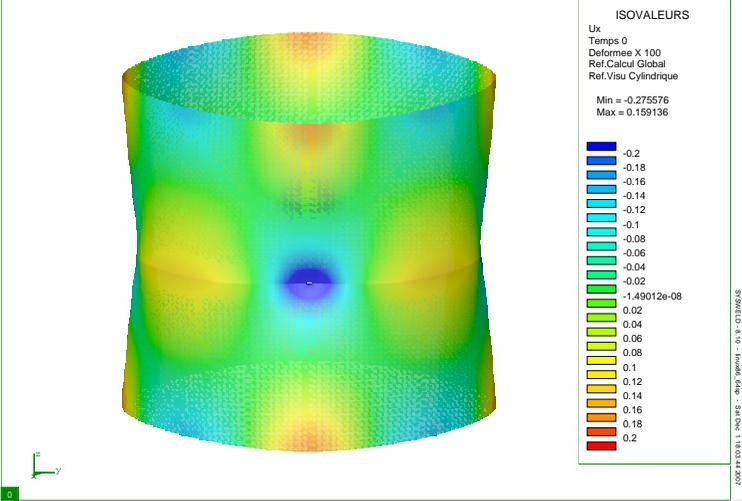


Abbildung 9.3: Zylinder 4/4/360/4/2, Radialverformung w in mm nach dem Heften, in Radialrichtung 100-fach überhöht

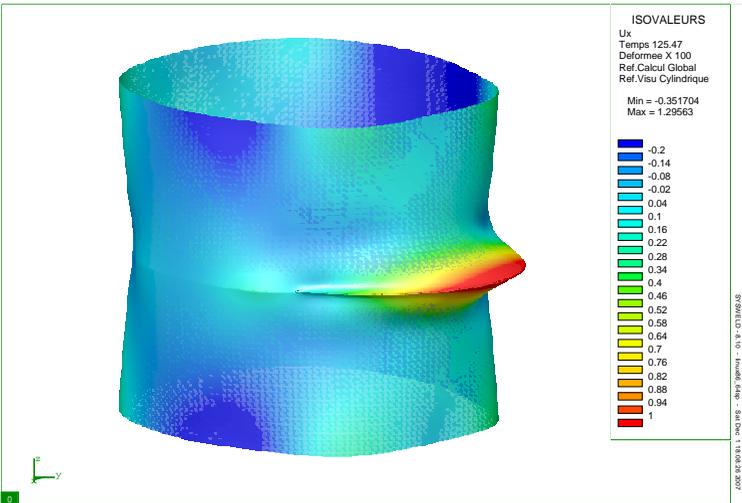
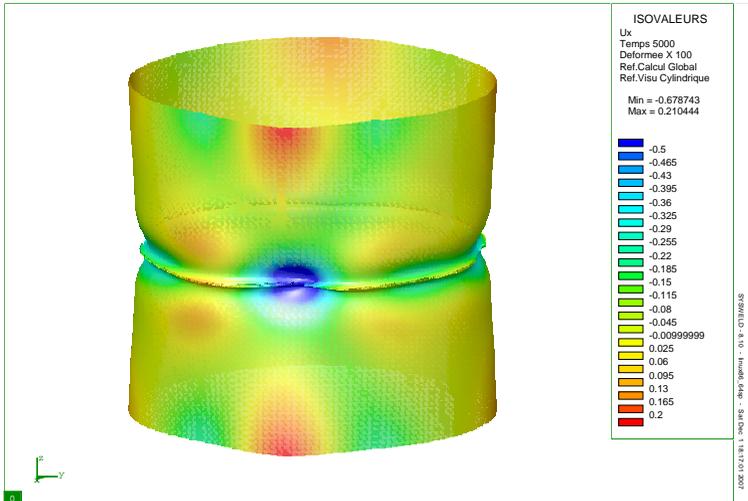
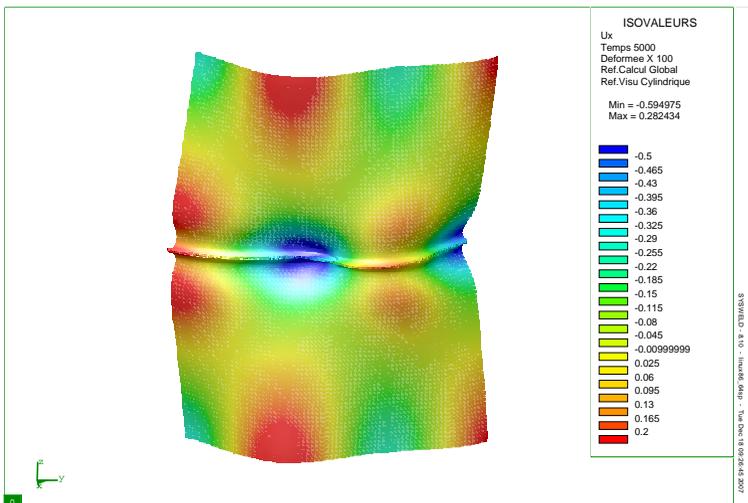


Abbildung 9.4: Zylinder 4/4/360/4/2, Radialverformung w in mm 125 s nach Schweißbeginn, in Radialrichtung 100-fach überhöht



**Abbildung 9.5:** Zylinder 4/4/360/4/2, Radialverformung  $w$  in mm nach dem Schweißen, in Radialrichtung 100-fach überhöht



**Abbildung 9.6:** Zylindersegment 4/4/90/3/4, Radialverformung  $w$  in mm nach dem Schweißen, in Radialrichtung 100-fach überhöht

Der verbleibende nach innen gerichtete Radialverzug nach dem Abkühlen ist neben der Naht größer als in Nahtmitte (Abbildungen 9.5 bis 9.7).

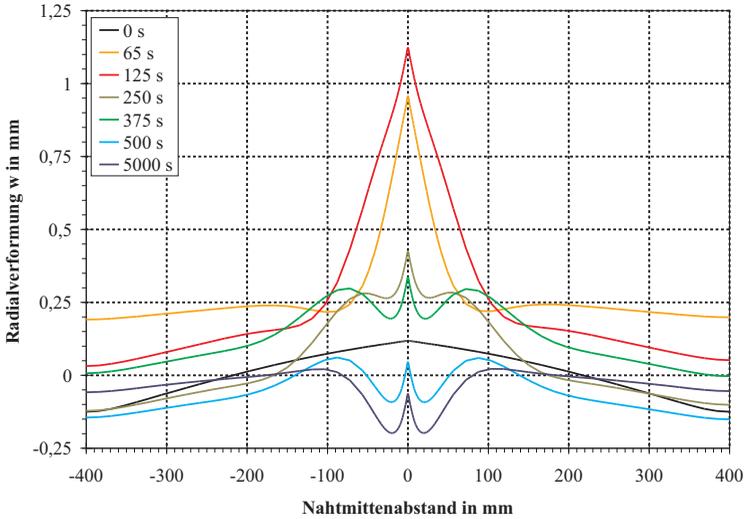
In Abbildung 9.7 sind für den Zylinder  $4/4/360/4/2$  am Meridian  $A3 = +45^\circ$  die Radialverformungen zu verschiedenen Zeitpunkten aufgetragen. Nach 65 s hat die Schweißwärmequelle den betrachteten Meridian erreicht. Die maximale Verformung stellt sich erst hinter der Schweißwärmequelle ein. Anschließend folgt die Abkühlphase. Der Nahteinzug ist beim Abkühlen neben der Naht größer als in der Nahtmitte, so daß der in Abbildung 9.7 mit der Kurve für 5000 s dargestellte, typische Verlauf der Radialverformung entsteht.

Im Nahtanfangsbereich und im Nahtendbereich treten gegenüber dem zuvor beschriebenen Normalbereich folgende Besonderheiten auf:

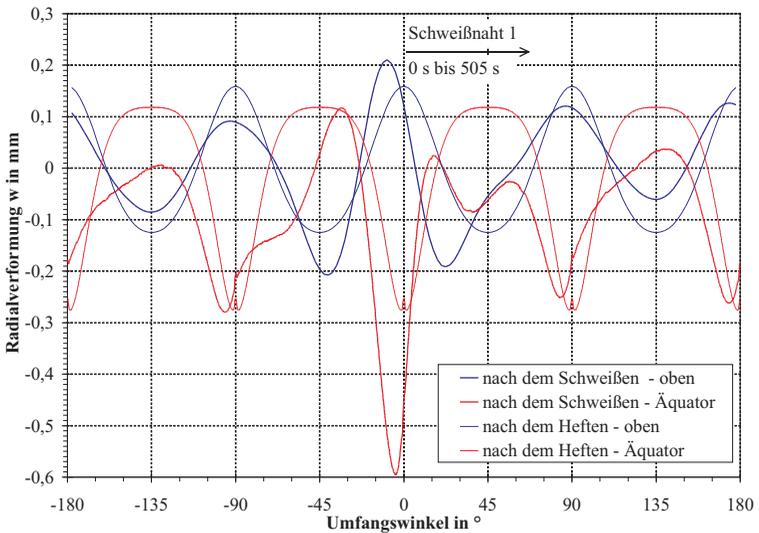
Am Nahtanfang ist zu beobachten, daß der Schweißverzug nach außen gerichtet ist. Da noch kein erstarrter Nahtbereich vorliegt und die Zylindersteifigkeit gering ist, sind die Radialverformungen nach außen aus dem Aufheizen größer als in den anderen Nahtbereichen (Abbildungen 9.5 und 9.6).

Am Ende der Schweißnaht trifft die Wärmequelle auf den zuvor geschweißten Nahtanfang. Der bereits abgekühlte Nahtanfang liefert Zwängungen, die während des Schweißens zuvor nicht vorhanden waren. Das Schmelzbad kühlt hier punktuell vollständig ab. An dieser Stelle bildet sich der größte Schweißnahteinzug nach innen. Gleichzeitig werden die Bereiche links und rechts davon nach außen gedrückt (Abbildungen 9.5 und 9.6).

Die Verformung nach außen wird durch die Gefügeumwandlung verstärkt. Die Umwandlungsdehnung wirkt, da sie einer Volumenvergrößerung entstammt, der Schrumpfdehnung aus der Abkühlung entgegen. Für das Heften (Abbildung 9.3) sind die Abläufe denen des Schweißens ähnlich. Im Bereich der Heftstellen erfolgt ein Einzug, zwischen den Heftstellen verformt sich der Zylinder nach außen. Wie aus Abbildung 9.5 zu erkennen ist, zeichnet sich der aus dem Heften entstandene Verzug auch beim Verzug nach dem Schweißen noch deutlich ab. Dies ist besonders gut in Abbildung 9.8 zu erkennen. An der Äquatorlinie korreliert der Verzug aus Heften mit dem Verzug aus Schweißen in den Bereichen der ungestört geschweißten Naht. Dies sind die Bereiche außerhalb der Nahtanfangs- und Nahtendbereiche.



**Abbildung 9.7:** Zylinder 4/4/360/4/2, Radialverformung  $w$  in mm nach verschiedenen Zeitpunkten am Meridian  $A3 = +45^\circ$



**Abbildung 9.8:** Zylinder 4/4/360/4/2, Radialverformung  $w$  in mm nach dem Heften und nach dem Schweißen am oberen Rand und am Äquator (Nahtmitte)

## 9.4 Heftstellen und Schweißverzug

In Tabelle 9.4 sind die maximalen Radialverformungen nach dem Heften für die betrachteten Zylindervarianten zusammengestellt:

Schweißfolge	1	5	1	2
Radius in mm	400	400	800	800
t in mm	4	4	1	1
Segment in °	90	90	45	22,5
Heftabstand in °	45	90	22,5	11,25
Heftabstand in mm	314	628	314	157
Radialverformung nach außen in mm	0,11	0,11	0,12	0,04
Radialverformung nach innen in mm	0,15	0,25	0,19	0,08
normierte Radialverformung $\frac{w}{t}$ nach außen	0,028	0,028	0,12	0,04
normierte Radialverformung $\frac{w}{t}$ nach innen	0,038	0,063	0,19	0,08

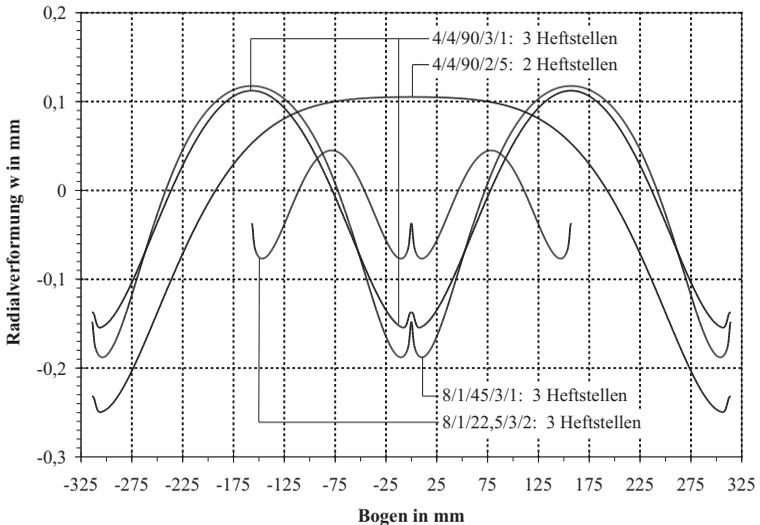
**Tabelle 9.4:** Radialverformung  $w$  und normierte Radialverformung  $\frac{w}{t}$  aus dem Heften

Wie oben bereits gezeigt, wird mit den Heftstellen die erste Verzugsform in den Zylinder eingepreßt. Die Anzahl der Heftstellen bestimmt dabei im wesentlichen die Umfangswellenzahl. In Abbildung 9.9 ist der Verzug nach dem Heften am Äquator für die Zylinder 4/4/90/3/1, 4/4/90/2/5, 8/1/45/3/1 und 8/1/22,5/3/2 gegenübergestellt.

Beim Vergleich von Zylinder 8/1/45/3/1 mit Zylinder 8/1/22,5/3/2 fällt auf, daß bei Zylinder 8/1/22,5/3/2 der Verzug wesentlich geringer ist. Dies liegt an der größeren Anzahl von Heftstellen. Der Vergleich zwischen Zylinder 4/4/90/3/1 und 4/4/90/2/5 verdeutlicht den gleichen Effekt, jedoch nicht ganz so ausgeprägt. Weiterhin ist zu beobachten, daß die normierte Radialverformung beim steiferen Zylinder kleiner ist als beim weicheren Zylinder.

Soll der Schweißverzug aus dem Heften reduziert werden, so sind möglichst viele Heftstellen auszuführen.

Zur Abschätzung des Einflusses des Heftens auf den Gesamtverzug, wurde an zwei Zylindern mit jeweils zwei Schweißfolgen der Schweißverzug mit

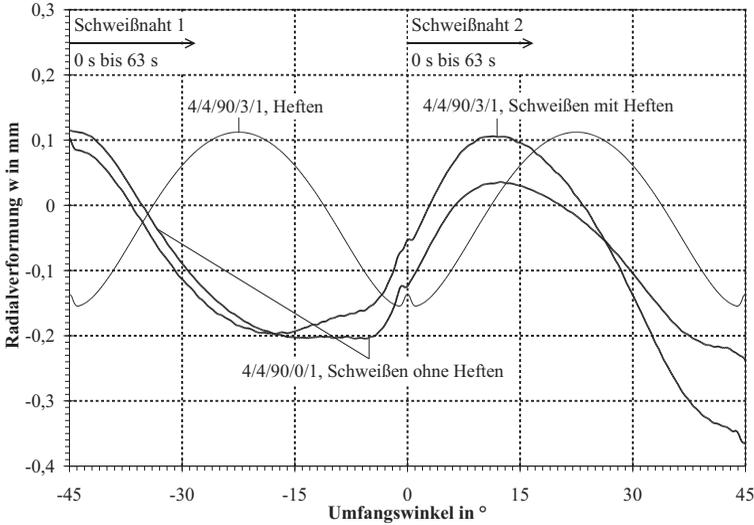


**Abbildung 9.9:** Vergleich der Radialverformung  $w$  in mm aus dem Heften am Äquator, 4/4/90/3/1, 4/4/90/2/5 ( $R/t = 400/4$ ) und 8/1/45/3/1, 8/1/22,5/3/2 ( $R/t = 800/1$ )

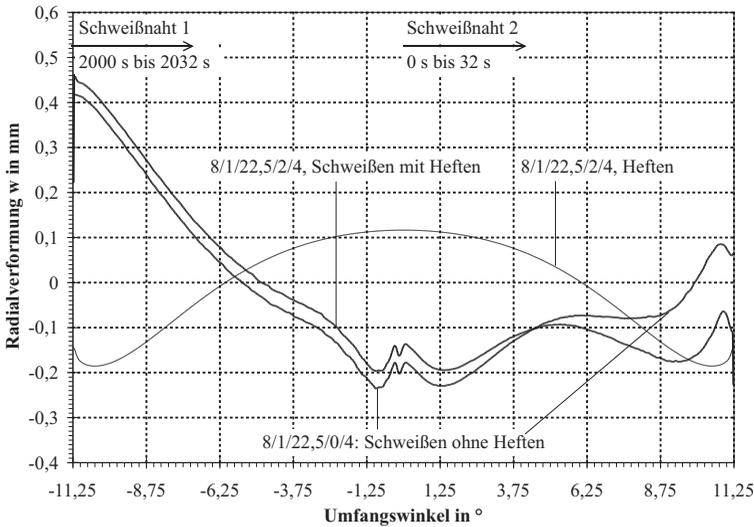
und ohne Heftstellen berechnet. Der Radialverzug am Äquator aus Heften, Schweißen mit Heften und Schweißen ohne Heften ist in den Abbildungen 9.10 bis 9.14 dargestellt.

Zunächst werden die Zylinder mit zwei Nähten pro Segment betrachtet (siehe Abbildungen 9.10 und 9.11). Da hier Nahtanfänge und Nahtenden dicht beieinander liegen, ist der Nahtverzug aus dem Schweißen dominant.

Beim Zylinder mit 1 mm und beim Zylinder mit 4 mm Wanddicke ist die Abweichung beim Radialverzug im Bereich von Schweißnaht 1 (links) zwischen dem System mit Heftstellen und dem System ohne Heftstellen gering. Beim Nahtende von Schweißnaht 2 ist beim Zylinder mit Heftstellen der Radialverzug nach innen größer als beim Zylinder ohne Heftstellen.



**Abbildung 9.10:** Radialverformung  $w$  in mm am Äquator, Vergleich mit und ohne Heften,  $4/4/90/3/1$   $4/4/90/0/1$



**Abbildung 9.11:** Radialverformung  $w$  in mm am Äquator, Vergleich mit und ohne Heften,  $8/1/22,5/2/4$   $8/1/22,5/0/4$

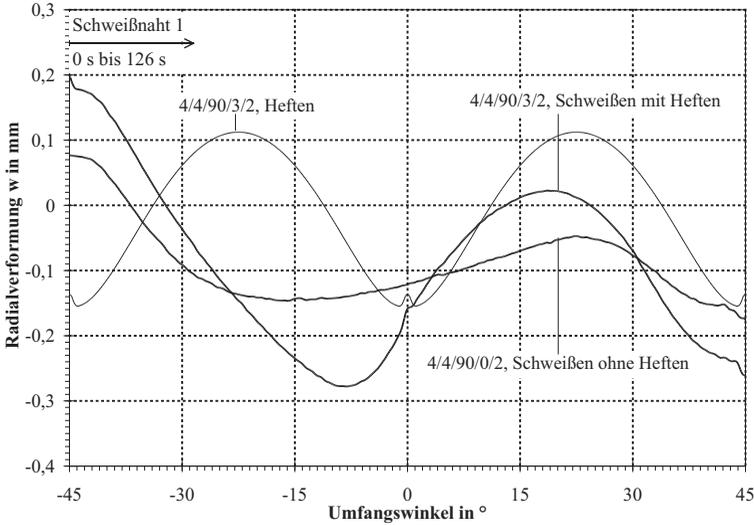
Der Zylinder mit 1 mm Wanddicke ohne Heftstellen hat am Nahtende eine Radialverformung nach außen. Im Anfangsbereich von Schweißnaht 2 weist dieser Zylinder kaum Unterschiede bei der Radialverformung zwischen den Systemen mit und ohne Heftung auf. Dies liegt auch daran, daß am Nahtbeginn von Schweißnaht 2 keine Heftstelle gesetzt wurde. Beim Zylinder mit 4 mm Wanddicke wurde dort diese Heftstelle gesetzt. Die Radialverformung nach außen ist in der Mitte von Schweißnaht 2 beim Zylinder mit Heftstellen größer als beim Zylinder ohne Heftstellen.

Aus den Zylindern mit einer Naht je Segment lassen sich die Gesetzmäßigkeiten einfacher ableiten (siehe Abbildungen 9.12 und 9.13). Beim Zylinder mit Heftstellen stellt sich sowohl am Nahtanfang, als auch am Nahtende ein größerer Radialverzug ein als beim Zylinder ohne Heftstellen. Beim Zylinder mit 1 mm Wanddicke ergibt sich in Segmentmitte eine zusätzliche Einzugsbeule aus der mittigen Heftstelle. Der Verlauf des Radialverzuges ist ansonsten beim Zylinder mit Heftstellen ähnlich wie beim Zylinder ohne Heftstellen.

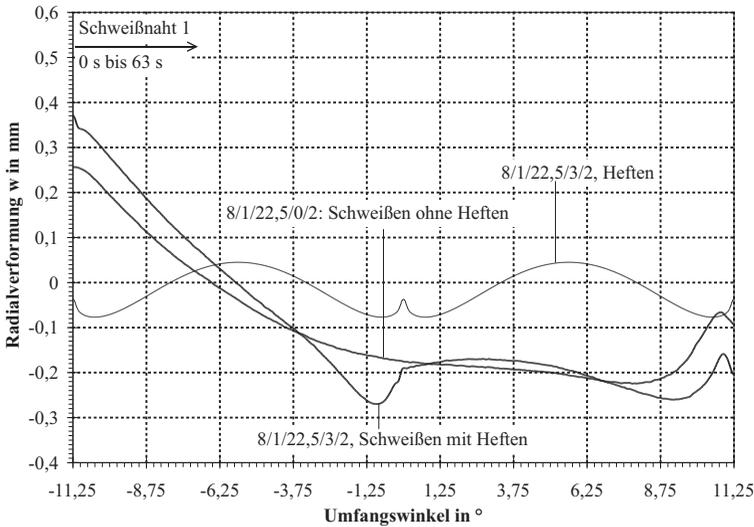
Beim Zylinder mit 4 mm Wanddicke bewirken die Heftstellen im Nahtmittenbereich wesentlich ausgeprägtere Amplituden des Radialverzuges. Sowohl der Verzug nach innen als auch der Verzug nach außen nehmen zu.

In Abbildung 9.14 ist der Schweißverzug aus Schweißfolge 5 für einen Zylinder mit 4 mm Wanddicke mit 2 und mit 3 Heftstellen aufgetragen.

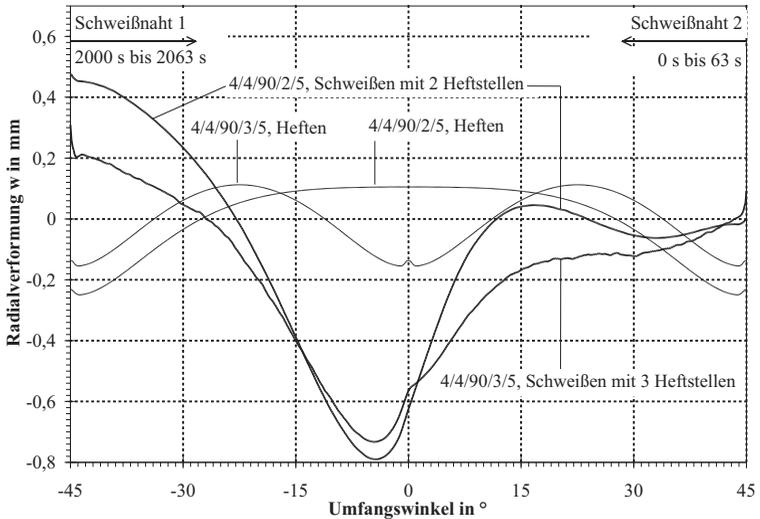
Der maximale Radialverzug nach innen ist beim Zylinder mit 2 Heftstellen geringfügig größer als beim Zylinder mit 3 Heftstellen. Am Nahtanfang von Schweißnaht 1 ist der Radialverzug nach außen beim Zylinder mit 2 Heftstellen signifikant größer als beim Zylinder mit 3 Heftstellen. Der Nahtmittenbereich von Schweißnaht 2 liefert beim Zylinder mit 2 Heftstellen einen nach außen gerichteten Verzug, während beim Zylinder mit 3 Heftstellen der Verzug nach innen gerichtet ist. Sinngemäß kann hier beim Zylinder mit 2 Heftstellen auch von einem größeren Radialverzug nach außen gegenüber dem Zylinder mit 3 Heftstellen gesprochen werden.



**Abbildung 9.12:** Radialverformung  $w$  in mm am Äquator, Vergleich mit und ohne Heften, 4/4/90/3/2 4/4/90/0/2



**Abbildung 9.13:** Radialverformung  $w$  in mm am Äquator, Vergleich mit und ohne Heften, 8/1/22,5/3/2 8/1/22,5/0/2



**Abbildung 9.14:** Radialverformung  $w$  in mm am Äquator, Vergleich 2 und 3 Heftstellen, 4/4/90/2/5 4/4/90/0/5

Aus den zuvor genannten Betrachtungen können für das Heften zwei Gesetzmäßigkeiten abgeleitet werden:

- Ein Zylinder mit Heftstellen weist eine größere Amplitude des Radialverzuges in Nahtmitte auf als ein Zylinder ohne Heftstellen
- Je größer die Anzahl der Heftstellen ist, umso geringer wird die Amplitude des Radialverzuges in Nahtmitte.

Die zweite Aussage kann als Grenzbetrachtung in Satz 1 überführt werden: Wird die Anzahl der Heftstellen gegen unendlich gesteigert, so ergibt sich eine sehr hohe Frequenz der Umfangswellenzahl bei sehr geringer Amplitude. Dies ist im Grenzfall dasselbe wie bei einem Zylinder ohne Heftstellen.

## 9.5 Schweißfolgen und Schweißverzug

Die maximalen Radialverformungen nach außen sind in den Tabellen 9.5 und 9.6 zusammengefaßt. Die maximalen Radialverformungen nach innen sind in den Tabellen 9.7 und 9.8 zusammengefaßt.

Die Minimalwerte liegen neben dem Äquator, die Maximalwerte liegen auf dem Äquator oder am oberen Rand.

Zylinder	SF 1	SF 2	SF 3	SF 4	SF 5
4/4/90/3/SF	0,231	0,197	0,233	0,282	0,438
8/1/45/3/SF	0,309	0,355	-	-	-
8/1/22,5/2/SF	0,233	-	-	0,467	0,530
8/1/22,5/3/SF	-	0,371	-	-	-

**Tabelle 9.5:** Vergleich der maximalen Radialverformung  $w$  in mm nach außen für die Schweißfolgen 1 bis 5

Zylinder	SF 1	SF 2	SF 3	SF 4	SF 5
4/4/90/3/SF	0,058	0,049	0,058	0,071	0,110
8/1/45/3/SF	0,309	0,355	-	-	-
8/1/22,5/2/SF	0,233	-	-	0,467	0,530
8/1/22,5/3/SF	-	0,371	-	-	-

**Tabelle 9.6:** Vergleich der maximalen normierten Radialverformung  $\frac{w}{t}$  nach außen für die Schweißfolgen 1 bis 5

Zylinder	SF 1	SF 2	SF 3	SF 4	SF 5
4/4/90/3/SF	0,492	0,395	0,505	0,595	0,778
8/1/45/3/SF	0,585	0,493	-	-	-
8/1/22,5/2/SF	0,536	-	-	0,430	0,753
8/1/22,5/3/SF	-	0,521	-	-	-

**Tabelle 9.7:** Vergleich der maximalen Radialverformung  $w$  in mm nach innen für die Schweißfolgen 1 bis 5

Zylinder	SF 1	SF 2	SF 3	SF 4	SF 5
4/4/90/3/SF	0,123	0,099	0,126	0,149	0,195
8/1/45/3/SF	0,585	0,493	-	-	-
8/1/22,5/2/SF	0,536	-	-	0,430	0,753
8/1/22,5/3/SF	-	0,521	-	-	-

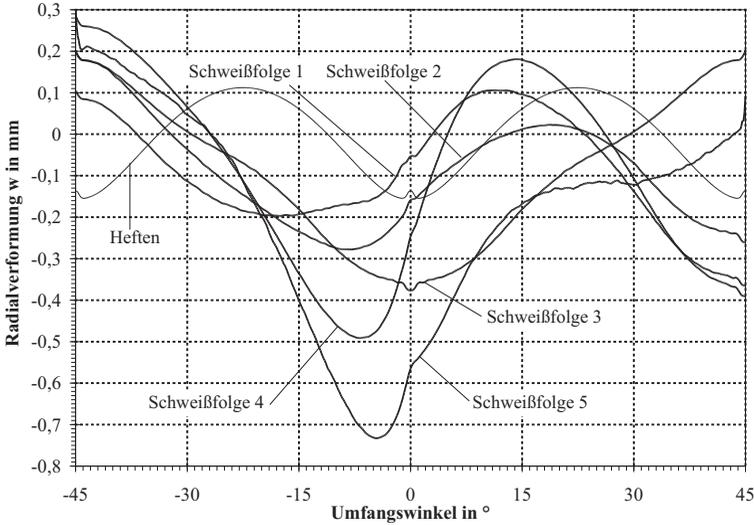
**Tabelle 9.8:** Vergleich der maximalen normierten Radialverformung  $\frac{w}{t}$  nach innen für die Schweißfolgen 1 bis 5

Die normierten Radialverformungen nach innen sind kleiner, als die in Tabelle 9.1 angegebenen zulässigen normierten Vorbeultiefen nach DIN 18800-4. Nach europäischer Norm werden bis auf eine Ausnahme die Werte für die Qualitätsklasse A eingehalten. Der Vergleich liefert nur einen ungefähren Anhaltspunkt, da die Meßlänge  $l_{gx}$  teilweise kleiner ist, als der zu den in Tabelle 9.8 angegebenen Werten zugehörige Abstand der Nulldurchgänge der Radialverformung.

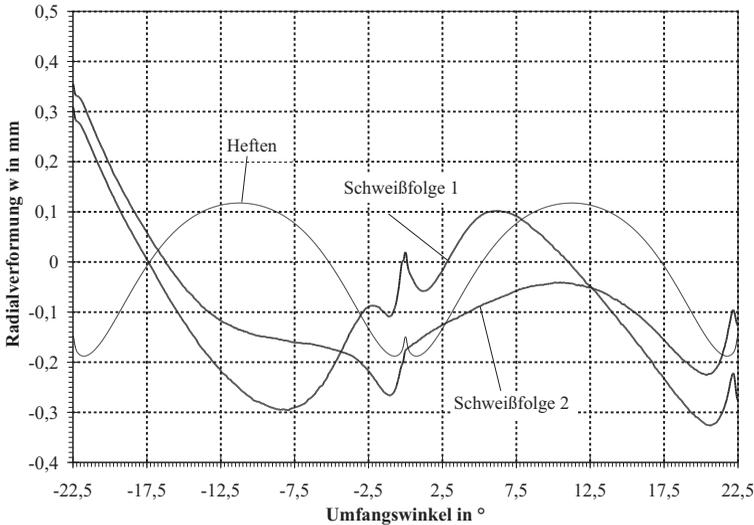
Die Radialverformung am Äquator ist für die betrachteten Schweißfolgen in Abbildung 9.15 für die Zylinder 4/4/90/3/SF, in Abbildung 9.16 für die Zylinder 8/1/45/3/SF und in Abbildung 9.17 für die Zylinder 8/1/22,5/2/SF gegenübergestellt.

Aus allen Schweißfolgen geht hervor, daß der Nahtanfang mit einer Radialverformung nach außen und das Nahtende mit einer Radialverformung nach innen einhergeht. Aus den Schweißfolgen ergeben sich die Kombinationen Nahtanfang trifft auf Nahtanfang, Nahtende trifft auf Nahtende (Schweißfolgen 2, 3 und 5) sowie die Kombination Nahtanfang trifft auf Nahtende (Schweißfolgen 1 und 4 in Segmentmitte). Weiterhin gibt es die Gruppe von Schweißfolgen, bei denen das Zusammentreffen zweier Nähte gleichzeitig erfolgt (Schweißfolgen 2 und 3), und die Gruppe, bei der das Zusammentreffen mit zeitlichem Abstand erfolgt (Schweißfolge 1, 4 und 5).

Die Schweißfolgen 2 und 3 sind ähnlich. Bei Schweißfolge 2 erstreckt sich beim Zylinder  $t = 4$  mm eine Nahtlänge über ein Zylindersegment und 3 Heftstellen, bei Schweißfolge 3 über ein halbes Zylindersegment und zwei Heftstellen.



**Abbildung 9.15:** Radialverformung  $w$  in mm am Äquator beim Zylinder 4/4/90/3/SF für verschiedene Schweißfolgen



**Abbildung 9.16:** Radialverformung  $w$  in mm am Äquator beim Zylinder 8/1/45/3/SF für verschiedene Schweißfolgen

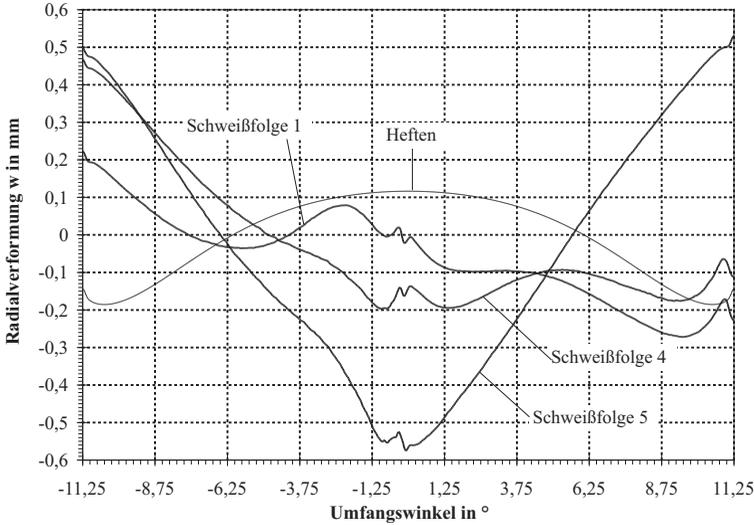
Der Verzug am Nahtanfang ist bei beiden Schweißfolgen gleich. Der Verzug am Nahtende ist bei Schweißfolge 3 (Segmentmitte) größer als bei Schweißfolge 2 (rechter Segmentrand). Dies liegt am Heftverzug. Die bei Schweißfolge 2 zu beobachtende Umfangswelligkeit (siehe Abbildungen 9.15 und 9.16) ist ebenfalls durch die Verformung aus dem Heften zu erklären.

Erfolgt das Aufeinandertreffen zweier Schweißnähte nicht gleichzeitig, sondern zeitverzögert, dann verstärkt sich der Radialverzug. Dies ist am deutlichsten im Vergleich von Schweißfolge 3 mit Schweißfolge 5 zu erkennen. Sowohl am Zylinderrand (Nahtanfang) als auch in Zylindermitte (Nahtende) ist der Radialverzug von Schweißfolge 5 größer. Bei Schweißfolge 1 ist der Nahtanfang von Schweißnaht 2 bei der Ankunft von Schweißnaht 1 nicht so weit abgekühlt wie bei der Schweißfolge 4. Daraus ergibt sich in Zylindermitte bei Schweißfolge 4 ein größerer Radialverzug nach innen als bei Schweißfolge 1. Dieser Effekt ist beim Zylinder mit  $t = 4$  mm (siehe Abbildung 9.15) ausgeprägter als beim Zylinder mit  $t = 1$  mm (siehe Abbildung 9.17), da unter Schweißfolge 1 bei 1 mm Blechdicke die Abkühlung von Schweißnaht 2 weiter vorangeschritten ist als bei 4 mm Blechdicke.

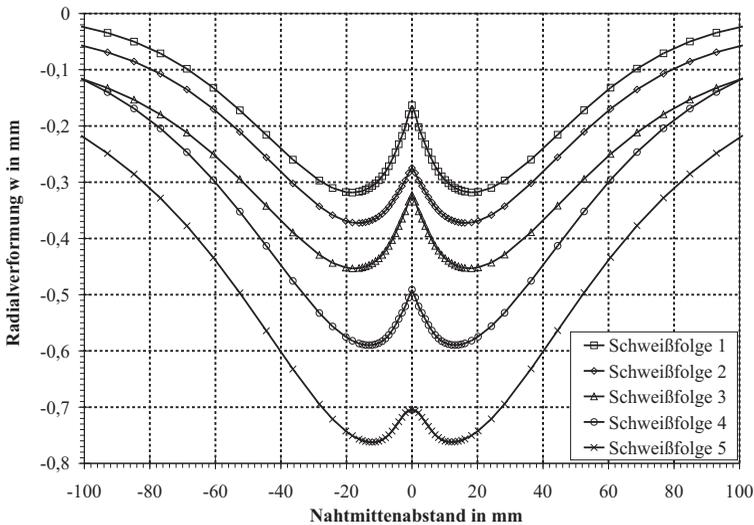
Der Vergleich von Schweißfolge 4 mit Schweißfolge 5 (siehe Abbildungen 9.15 und 9.17) zeigt, daß bei zeitversetztem Aufeinandertreffen der Nähte der Radialverzug nach innen größer ist, wenn das Nahtende auf ein erkaltetes Nahtende trifft (Schweißfolge 5), als wenn das Nahtende auf einen erkalteten Nahtanfang trifft (Schweißfolge 4).

In Abbildung 9.18 ist die Radialverformung für alle Schweißfolgen am Meridian  $ML3 = -6,8^\circ$  für den Zylinder  $R = 400$  mm aufgetragen. Aus diesem Schnitt ist zu erkennen, wie der maximale Radialverzug nach innen von Schweißfolge 1 bis Schweißfolge 5 zunimmt.

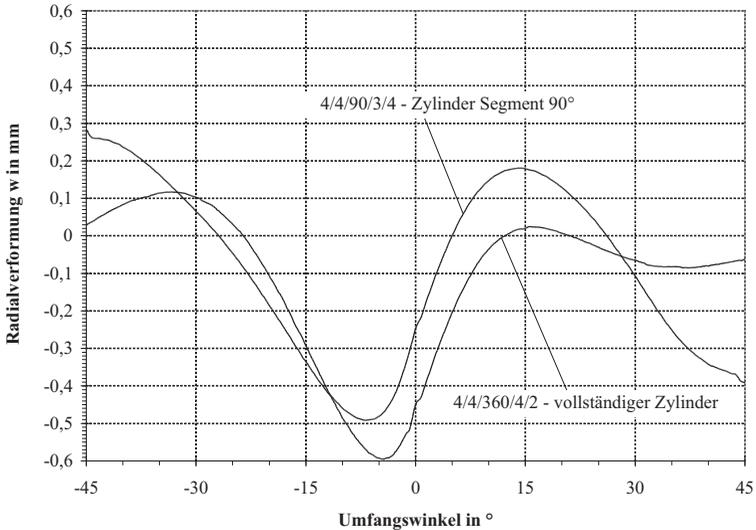
Eine wie in Schweißfolge 5 abgebildete Schweißsituation ist in der praktischen Ausführung unwahrscheinlich. Dagegen spiegelt Schweißfolge 4 die Situation am Nahtendebereich eines umfangsnahtgeschweißten Zylinders sehr gut wieder (Abbildung 9.19).



**Abbildung 9.17:** Radialverformung  $w$  in mm am Äquator beim Zylinder 8/1/22,5°/2/SF für verschiedene Schweißfolgen



**Abbildung 9.18:** Radialverformung  $w$  in mm am Meridian  $ML3 = -6,8^\circ$  beim Zylinder 4/4/90/3/SF für verschiedene Schweißfolgen



**Abbildung 9.19:** Vergleich der Radialverformung  $w$  in mm am Äquator des Modells eines ganzen Zylinders (4/4/360/4/2) mit dem Modell eines Zylindersegmentes (4/4/90/3/4)

## 9.6 Membrannormalkraft

Bei den Schweißeigenstressungen aus Membrannormalkräften sind zwei Bereiche zu unterscheiden: Nahtanfangs- und -endbereiche und die dazwischenliegenden Normalbereiche.

In Abbildung 9.20 sind für den Zylinder mit 4 mm Wanddicke die Membranspannungen aus Umfangsnormalkraft am Äquator für die verschiedenen Schweißfolgen abgebildet. Der Nahtanfangsbereich am Symmetrierand unterscheidet sich kaum vom Normalbereich. Dies ist die Situation am linken Segmentrand für alle Schweißfolgen und am rechten Segmentrand für die Schweißfolgen 3 und 5.

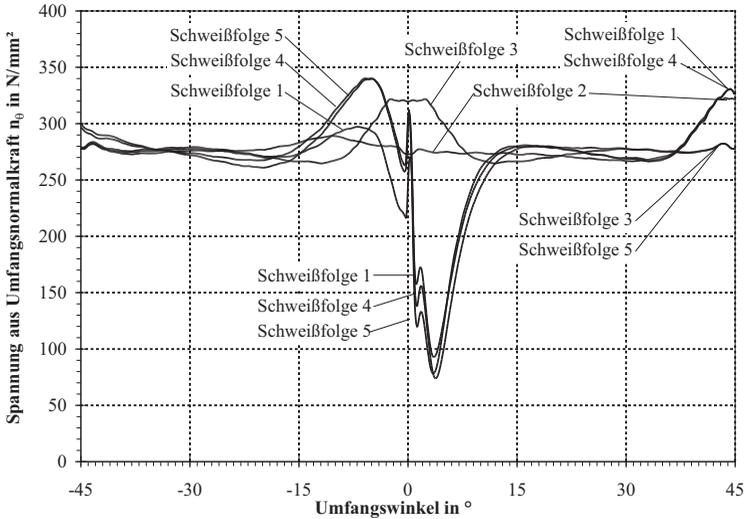
Betrachtet man Schweißfolge 3 in Segmentmitte und Schweißfolge 2 am rechten Segmentrand, so ist zu erkennen, daß die Umfangsnormalkraft gegenüber dem Normalbereich ansteigt, wenn zwei Schweißnähte gleichzeitig an einem Punkt enden.

Endet eine Schweißnaht an einer bereits erkalteten Schweißnaht, dann kommt es zu einer Erhöhung der Umfangsnormalkraft am Schweißnahtende. Am bereits erkalteten Nahtbereich sinkt die Umfangsnormalkraft lokal ab. Dies ist an den Verläufen der Schweißfolgen 1, 4 und 5 zu erkennen. Auch hier zeichnet sich eine Verstärkung des Effektes ab, wenn die Naht bereits erkaltet ist (Schweißfolgen 4 und 5). An der Nahtgrenze tritt längs des Umfangs zusätzlich eine durch die Umwandlungsdehnungen bedingte Veränderung der Umfangsnormalkraft auf. Die Schweißfolgen 4 und 5 weisen die größten Schwankungen der Umfangsnormalkraft auf.

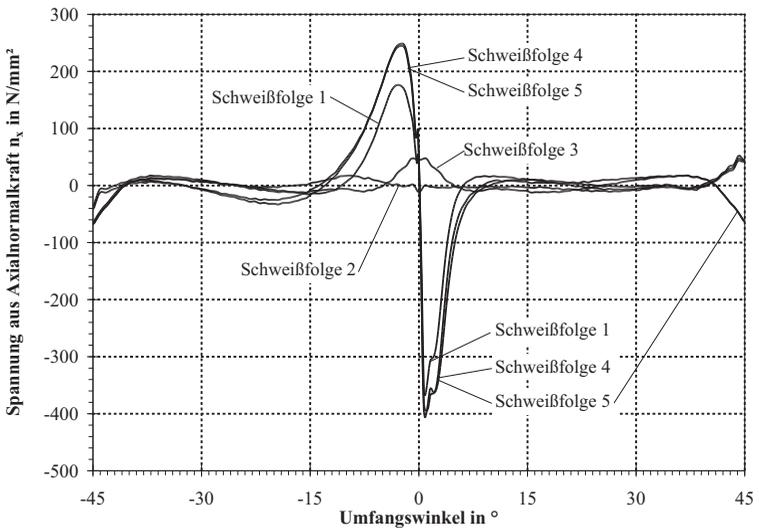
In Abbildung 9.21 sind die Membranspannungen aus Axialnormalkraft am Äquator, die sich aus den fünf Schweißfolgen ergeben, für den Zylinder mit 4 mm Wanddicke aufgetragen. Die Membranspannungen sind im Normalbereich gering. Im Nahtanfangs- und Nahtendbereich an den Symmetrierändern und im Bereich, in dem zwei Wärmequellen gleichzeitig enden wie bei Schweißfolge 3 in Segmentmitte, entstehen Axialnormalkräfte. Es handelt sich jeweils um Drucknormalkräfte im Anfangsbereich und Zugnormalkräfte im Endbereich.

Besondere Beachtung verdient jedoch die Stelle, an der eine Naht an einer bereits erkalteten Naht endet. Die Axialnormalkraft in Segmentmitte aus Schweißfolge 4 für den Zylinder mit 1 mm Wanddicke ( $8/1/22,5/2/4$ ) ist in Abbildung 9.22 dargestellt. Die freie Schrumpfung des Nahtendes (links) wird durch die bereits erkaltete Naht behindert. Es bildet sich eine Spannungszwiebel mit einem Druckbereich am Nahtanfang und einem Zugbereich am Nahtende aus. Um die zuletzt erstarrende Schmelzgutlinse bilden sich an der Vorderfront ausgeprägte Zugspannungen. In dieser Schmelzgutlinse selbst sinken die Axialspannungen aufgrund der Umwandlungsdehnungen ab.

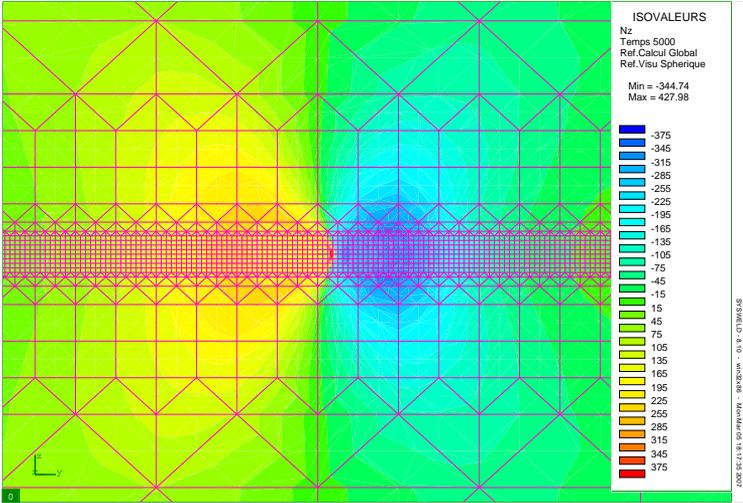
Bei den Schweißfolgen 1, 4 und 5 tritt diese Spannungszwiebel auf. Der Maximalwert der Membranspannungen ist bei Schweißfolge 1 geringer als bei den Schweißfolgen 4 und 5. Dies liegt daran, daß bei Schweißfolge 1 der Nahtanfang der vorangehenden Naht noch nicht vollständig abgekühlt ist und es noch zu Schrumpfdelhnungen aus Temperaturabkühlung kommt. Der Nahtanfang der vorangehenden Naht ist bei den Schweißfolgen 4 und 5 vollständig abgekühlt, wenn die Wärmequelle das Nahtende erreicht.



**Abbildung 9.20:** Spannung in  $\frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$  aus Umfangsnormalkraft  $n_\theta$  am Äquator bei den Zylindern 4/4/90/3/SF



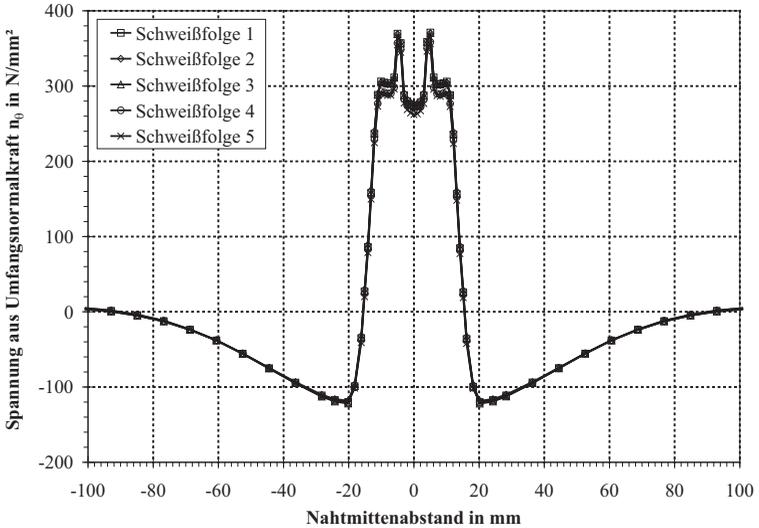
**Abbildung 9.21:** Axialmembranspannung in  $\frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$  aus Axialnormalkraft  $n_x$  am Äquator bei den Zylindern 4/4/90/3/SF



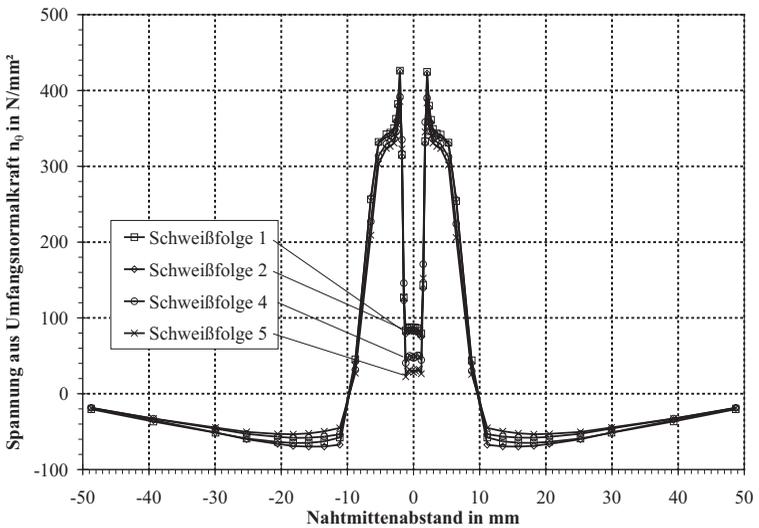
**Abbildung 9.22:** Axialnormalkraft in  $\frac{N}{mm}$  in Segmentmitte beim Zylinder  $8/1/22,5^\circ/2/4$

Für den Normalbereich werden die Membranspannungen aus Umfangsnormalkraft in Abbildung 9.23 für Zylinder mit 4 mm Wanddicke und in Abbildung 9.24 für Zylinder mit 1 mm Wanddicke gezeigt.

Die Umfangseigenstressungen zeigen den typischen Verlauf aus Zugeigenstressung mit Einsattelung der Spannungsamplitude in Nahtmitte und Druckeigenstressung im Bereich neben der Naht. Die Einsattelung bei der Umfangseigenstressung fällt beim Zylinder mit 1 mm Wanddicke wesentlich größer aus als beim Zylinder mit 4 mm Wanddicke. Dies liegt an der größeren Abkühlgeschwindigkeit, die bei der geringeren Wanddicke vorliegt.



**Abbildung 9.23:** Spannung in  $\frac{N}{\text{mm}^2}$  aus Umfangsnormalkraft  $n_\theta$  am Meridian  $VL = -22,5^\circ$  bei den Zylindern 4/4/90/3/SF



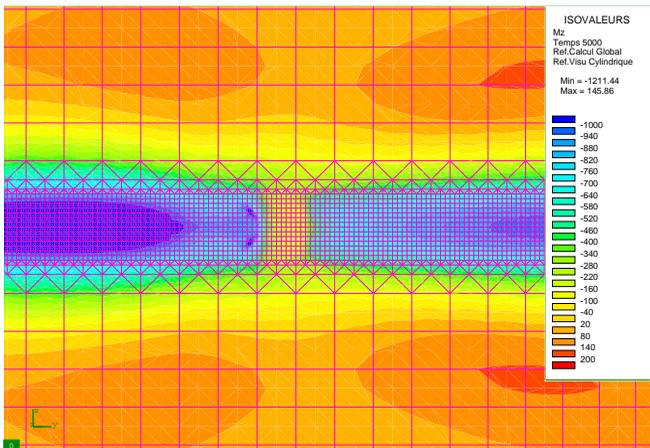
**Abbildung 9.24:** Spannung in  $\frac{N}{\text{mm}^2}$  aus Umfangsnormalkraft  $n_\theta$  am Meridian  $VL = -5,625^\circ$  bei den Zylindern 8/1/22,5/H/SF

Die Gefügeumwandlung findet bei geringeren Temperaturen statt. Aus den der Abkühldehnung entgegengesetzt wirkenden Umwandlungsdehnungen ergibt sich beim Zylinder mit geringerer Wanddicke eine größere Entlastung der Zugspannungen in Nahtmitte als beim Zylinder mit größerer Wanddicke. Die Schweißfolge hat keinen Einfluß auf den Verlauf der Umfangsnormalkraft im Normalbereich.

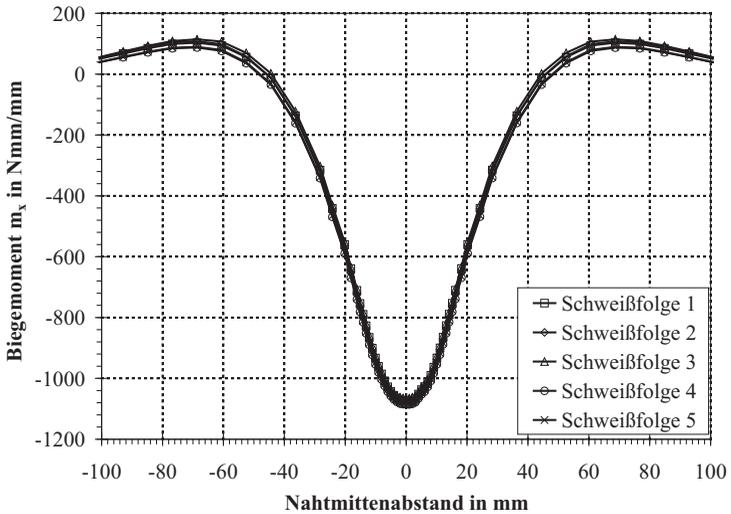
## 9.7 Schalenbiegemomente

Aus dem Schweißnahteinzug im Nahtbereich entstehen Schalenkrümmungen um die Umfangstangente. Daraus resultieren Schalenbiegemomente  $m_x$ . Im Normalbereich sind diese Schalenbiegemomente unabhängig von der Schweißfolge, wie aus der Abbildung 9.26 hervorgeht, bei der am Meridian VL = -22,5° die Schalenbiegemomente  $m_x$  aus den fünf Schweißfolgen für den Zylinder R = 400 mm, t = 4 mm aufgetragen sind.

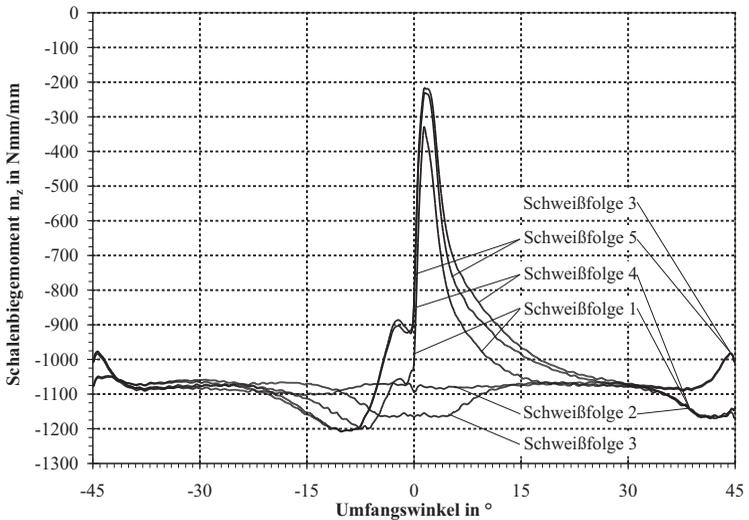
Im Übergangsbereich von Schweißnaht 1 zu Schweißnaht 2 kommt es zur Störung dieses Momentenverlaufes. In Abbildung 9.25 sind die Schalenbiegemomente  $m_x$  aus Schweißfolge 4 in Segmentmitte für den Zylinder R = 400 mm t = 4 mm abgebildet.



**Abbildung 9.25:** Biegemoment  $m_x$  in  $\frac{N \cdot mm}{mm}$  aus Schweißfolge 4 in Segmentmitte beim Zylinder 4/4/90/3/4



**Abbildung 9.26:** Biegemoment  $m_x$  in  $\frac{\text{N mm}}{\text{mm}}$  am Meridian  $\text{VL} = -22,5^\circ$  bei den Zylindern 4/4/90/3/SF



**Abbildung 9.27:** Schalenbiegemoment  $m_x$  in  $\frac{\text{N mm}}{\text{mm}}$  am Äquator bei den Zylindern 4/4/90/3/SF

Die Amplitude des Schalenbiegemomentes  $m_x$  geht im Bereich, in dem die Schweißnaht an der bereits erkalteten zuvor geschweißten Naht endet, zurück. Diese Situation ist bei den Schweißfolgen 1, 4 und 5 vergleichbar und bei den Schweißfolge 4 und 5 ausgeprägter als bei Schweißfolge 1 (siehe Abbildung 9.27). An den Nahtanfangs- und Nahtendebereichen, an den Symmetrierändern sowie am Nahtendebereich in Segmentmitte bei Schweißfolge 3 ist der Verlauf der Schalenbiegemomente  $m_x$  nur gering gestört. Dies geht ebenfalls aus Abbildung 9.27 hervor.

## 9.8 Grenzspannung

Der Schweißverzug wirkt sich unmittelbar auf das Beulmuster aus, das sich aus der Belastung unter Axialdruck einstellt. Zunächst wird der Zylinder 4/4/360/4/2 betrachtet. Dies ist der Zylinder, der als ganzer Zylinder mit 360° Umfangsnaht abgebildet wurde. Die aus dem Schweißen entstandene Verformung (siehe Abbildung 9.5) bestimmt maßgeblich die Beulfigur (siehe Abbildung 9.28).

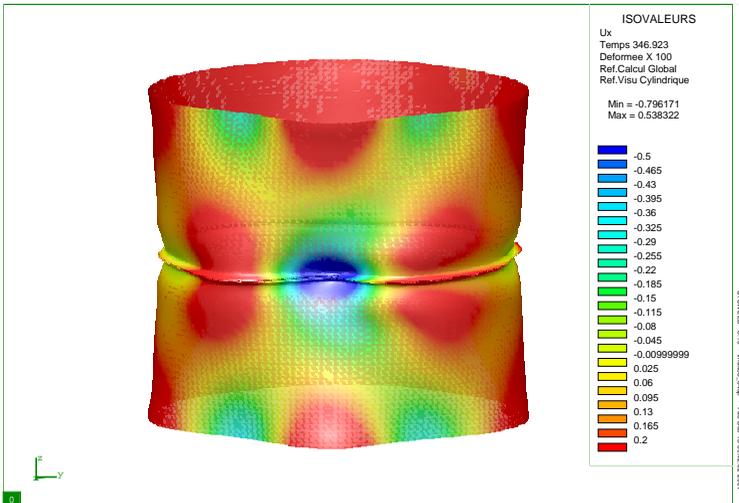


Abbildung 9.28: Radialverformung  $w$  in mm in Radialrichtung 100-fach überhöht unter Grenzspannung, Zylinder 4/4/360/4/2)

Aus einem Bereich mit radialer Verformung nach innen entwickelt sich eine Beule nach innen und umgekehrt. Der gleiche Ablauf läßt sich auch bei den Zylindersegmenten erkennen. Abbildung 9.29 zeigt die Beulverformung des Zylinders  $R = 800 \text{ mm}$ ,  $t = 1 \text{ mm}$  und  $S = 45^\circ$  mit Schweißfolge 1 (8/1/45/3/1). Es bilden sich unter der axialen Grenzspannung in Umfangsrichtung zwei Halbwellen aus, die mit der Verformungsfigur aus dem Schweißverzug affin sind (Abbildung 9.31).

Beim gleichen Zylinder, jedoch mit Schweißfolge 2 geschweißt, ergibt sich eine Radialverformung mit geringerer Amplitude. Aus dem Schweißverzug bilden sich in Umfangsrichtung auch bei dieser Schweißfolge zwei Halbwellen, die sich als Beulwellen ausbilden (Abbildung 9.30 und 9.31).

In Tabelle 9.9 sind die Grenzspannungen für die untersuchten Zylindervarianten zusammengefaßt. Bei den Zylindern 8/1/45/3/1 und 8/1/45/3/2 wurde ein doppelt so großes Segment abgebildet wie bei den Zylindern 8/1/22,5/2/1 und 8/1/22,5/3/2. Die Schweißnahtlänge ist bei 8/1/45/3/1 - 8/1/45/3/2 doppelt so lang wie bei 8/1/22,5/2/1 - 8/1/22,5/3/2. Daraus ergibt sich bei den Zylindern 8/1/22,5/2/1 - 8/1/22,5/3/2 eine Vorverformung mit doppelt so großer Umfangswellenzahl wie bei den Zylindern 8/1/45/3/1 - 8/1/45/3/2. Dadurch wird den letztgenannten Zylindern eine höhere Eigenform aus dem Schweißverzug aufgeprägt. Die Grenzspannung ist daher bei den Zylindern 8/1/22,5/2/1 - 8/1/22,5/3/2 größer als bei den Zylindern 8/1/45/3/1 - 8/1/45/3/2.

Zylinder	SF 1	SF 2	SF 3	SF 4	SF 5
4/4/90/3/SF	352	353	352	351	346
8/1/45/3/SF	67,3	71,2	-	-	-
8/1/22,5/2/SF	85,2	-	-	89,7	58,9
8/1/22,5/3/SF	-	91,4	-	-	-

**Tabelle 9.9:** Grenzspannung  $\sigma_{gr}$  in  $\frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$  unter Axiallast nach Schweißverzug und mit Eigenspannungszustand aus den Schweißfolgen 1 (SF 1) bis 5 (SF 5)

Die Amplitude des Radialverzuges aus dem Schweißen wirkt sich auf die Grenzspannung aus. Je größer die Verformung, desto geringer die Grenzspannung:

8/1/45/3/1  $\rightarrow$  8/1/45/3/2; 8/1/22,5/2/4  $\rightarrow$  8/1/22,5/2/1  $\rightarrow$  8/1/22,5/2/5.

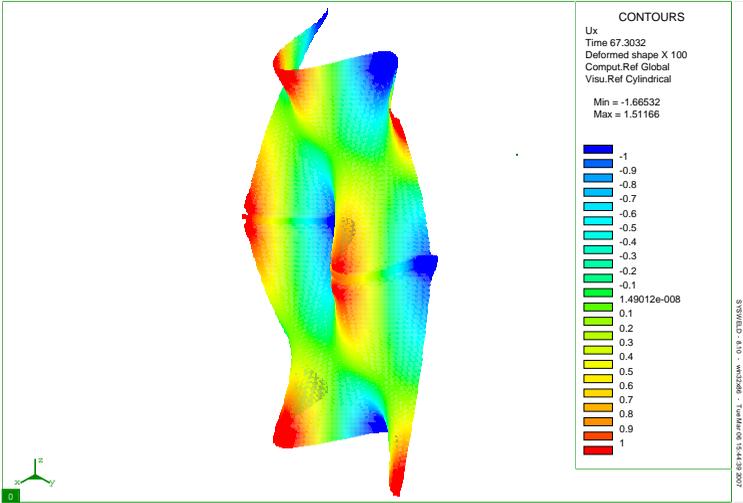


Abbildung 9.29: Radialverformung  $w$  in mm in Radialrichtung 100-fach überhöht unter Grenzspannung, Zylinder 8/1/45/3/1, Schweißfolge 1

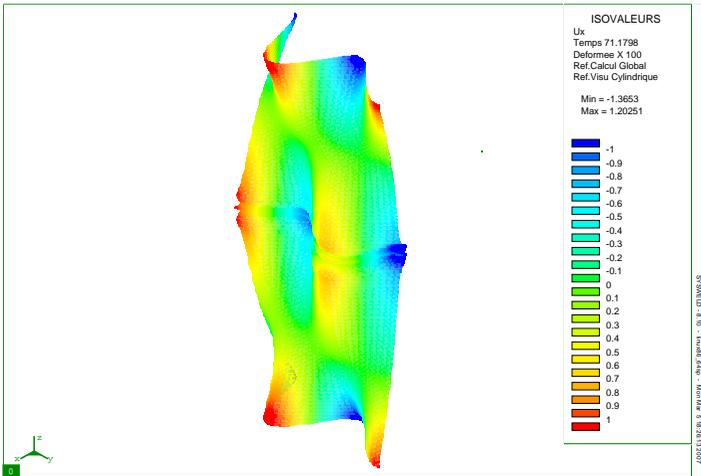
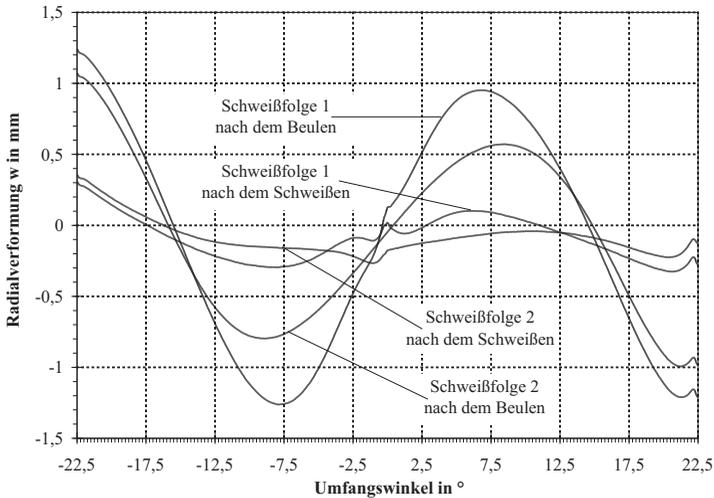


Abbildung 9.30: Radialverformung  $w$  in mm in Radialrichtung 100-fach überhöht unter Grenzspannung, Zylinder 8/1/45/3/2, Schweißfolge 2

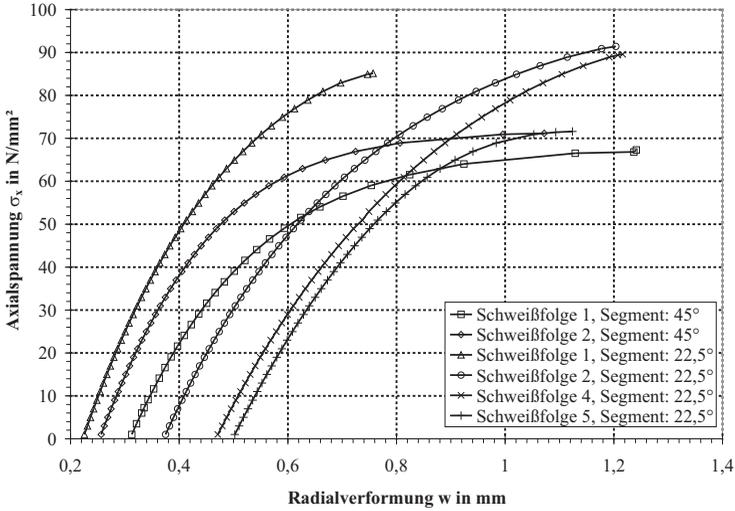


**Abbildung 9.31:** Radialverformung  $w$  in mm am Äquator beim Zylinder 8/1/45/3/SF für Schweißfolge 1 und 2 nach dem Schweißen und nach dem Beulen

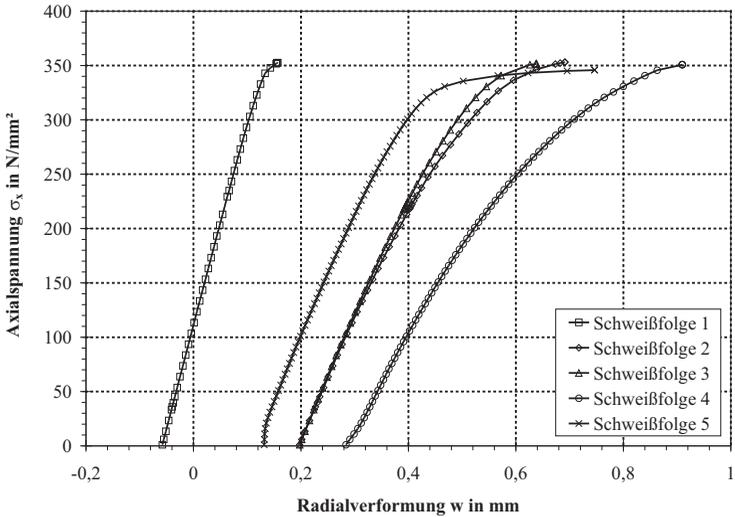
Bei den Zylindern mit  $R = 400$  mm und  $t = 4$  mm sind die Grenzspannungen für alle Schweißfolgen etwa gleich groß. Der Zylinder mit Schweißfolge 5 (4/4/90/3/5) liefert die geringste Grenzspannung. Er hat deutlich größere Radialverformungen als die gleichen Zylinder mit den anderen Schweißfolgen. Die Grenzspannungen erreichen annähernd die Streckgrenze des Grundmaterials. Es handelt sich um plastisches Versagen.

Die Last-Verformungskurven für die Zylinder mit 1 mm Wanddicke sind in Abbildung 9.32 und die für die Zylinder mit 4 mm Wanddicke in Abbildung 9.33 dargestellt. Die Zylinder mit großen Schweißverformungen (Schweißfolge 5) liefern ausgeprägte Beulverformungen. Bei den Zylindern mit 1 mm Wanddicke ist die Beulverformung im  $22,5^\circ$  Segment nicht so ausgeprägt wie im  $45^\circ$  Segment.

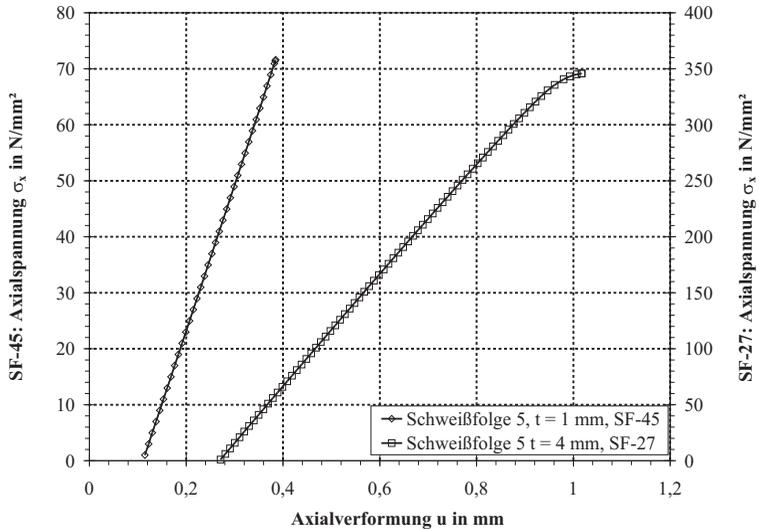
Bei den Last-Verformungskurven ist im allgemeinen kein Absinken der Axialsteifigkeit zu beobachten. Die Last-Verformungskurven für die Verschiebung  $u$  verlaufen bis zur Grenzlaster mit konstanter Steigung. Dies stellt in Abbildung 9.34 exemplarisch die Kurve für den Zylinder 8/1/22,5/2/5 dar.



**Abbildung 9.32:** Last-Verformungskurven am Knoten LM für den Zylinder 8/1/S/H/SF mit Schweißeigenspannungen



**Abbildung 9.33:** Last-Verformungskurven am Knoten LM (4/4/90/3/1 bis 4/4/90/3/4) und RM (4/4/90/3/5) für Zylinder  $R = 400$  mm und  $t = 4$  mm mit Schweißeigenspannungen

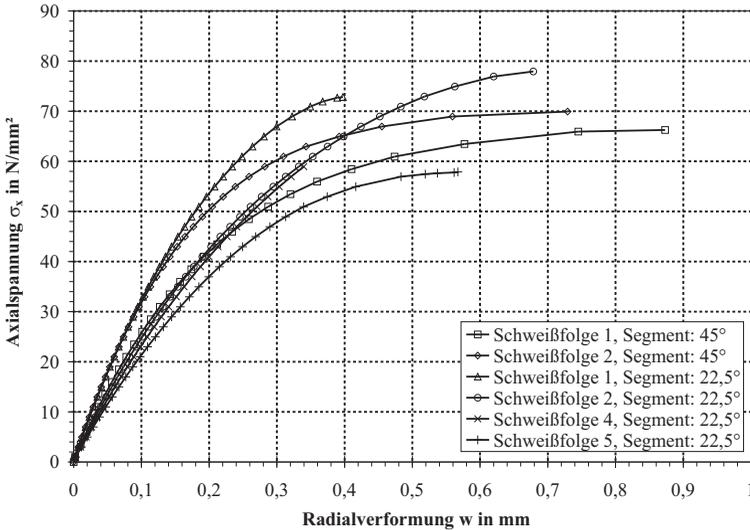


**Abbildung 9.34:** Last-Verformungskurven für Axialverschiebung der Zylinder 4/4/90/3/5 und 8/1/22,5/2/5

Dieses Verhalten deutet auf ein Verzweigungsproblem hin, da die bei dieser Laststufe erreichten Radialverformungen eine eindeutige horizontale Tangente in der Last-Verformungskurve aufweisen. Die zur Grenzlast zugehörigen Radialverformungen sind groß. Bei dem plastisch versagenden Zylinder 4/4/90/3/5 ist im Bereich der Grenztragfähigkeit deutlich die Ausbildung einer horizontalen Tangente in der Last-Verformungskurve bei der Axialverformung zu erkennen.

Sysweld bietet die Möglichkeit, die Struktur mit den aus der Schweißsimulationsberechnung berechneten verschobenen Knotenkoordinaten abzuspeichern. Man erhält ein FE-Netz mit der Verformungsfigur nach dem Schweißen, jedoch ohne Eigenspannungen. Für diese Systeme wird die Grenzspannung bestimmt. Es wird der Gefügestand, der sich aus dem Schweißen ergibt, für diese Beulberechnung angesetzt. Aus dem Vergleich der Grenzspannung des Zylinders mit Schweißeigenspannung mit dem Zylinder ohne Schweißeigenspannung kann abgeschätzt werden, ob die Eigenspannungen einen Einfluß auf das Beulverhalten haben oder ob die Grenztragfähigkeit allein von der Radialverformung bestimmt wird.

Die Last-Verformungskurven für die Zylinder mit 1 mm Wanddicke sind in Abbildung 9.35 dargestellt. In Tabelle 9.10 sind die Grenzspannungen aus dem Beulen der schweißverzogenen Zylinder ohne Schweißeigenstressungen zusammengefasst. Das Verhältnis aus der Grenzspannung eines schweißverzogenen Zylinders ohne Eigenspannungen zur Grenzspannung eines schweißverzogenen Zylinders mit Eigenspannungen ( $\frac{\sigma_{gr\ ohne}}{\sigma_{gr\ mit}}$ ) ist Tabelle 9.11 zu entnehmen.



**Abbildung 9.35:** Last-Verformungskurven am Knoten LM für den Zylinder R = 800 mm und t = 1 mm mit Schweißverzug aus Schweißfolge 1 bis 5, jedoch ohne Schweißeigenstressungen

Wenn dieser Verhältniswert größer als Eins ist, bewirken die Schweißeigenstressungen eine Reduktion der Grenzspannung, wenn dieser Wert kleiner als Eins ist, bewirken die Schweißeigenstressungen eine Steigerung der Grenzspannung.

Bei den Zylindern mit 4 mm Wanddicke liegt die Grenztragfähigkeit der Modelle ohne Schweißeigenstressungen auf etwa gleichem Niveau und Höhe der Streckgrenze des Grundwerkstoffes. Auch bei den Modellen mit Schweißeigenstressung. Bei den Zylindern mit 1 mm Wanddicke sind die Grenzspannungen

gen bei den Systemen mit  $45^\circ$  Segment sowohl mit, als auch ohne Schweiß-  
eigenstressungen gleich groß. Bei den Systemen mit  $22,5^\circ$  Segment nimmt die  
Grenzspannung ab, wenn keine Schweißeigenstressungen vorhanden sind. Das  
Eigenstressungsfeld wirkt sich günstig auf das Stabilitätsverhalten aus.

Zylinder	SF 1	SF 2	SF 3	SF 4	SF 5
4/4/90/3/SF	349	351	350	346	345
8/1/45/3/SF	66,2	69,9	-	-	-
8/1/22,5/2/SF	72,8	-	-	58,9	57,9
8/1/22,5/3/SF	-	77,9	-	-	-

**Tabelle 9.10:** Grenzspannung  $\sigma_{gr}$  in  $\frac{N}{mm^2}$  unter Axiallast nach Schweißverzug  
aus den Schweißfolgen 1 bis 5, jedoch ohne Eigenstressungen

Zylinder	SF 1	SF 2	SF 3	SF 4	SF 5
4/4/90/3/SF	0,992	0,993	0,994	0,986	0,997
8/1/45/3/SF	0,984	0,982	-	-	-
8/1/22,5/2/SF	0,854	-	-	0,657	0,809
8/1/22,5/3/SF	-	0,852	-	-	-

**Tabelle 9.11:** Verhältnis der Grenzspannung unter Axiallast ohne Eigen-  
spannung zur Grenzspannung unter Axiallast mit Eigenstressung  $\frac{\sigma_{gr \text{ ohne}}}{\sigma_{gr \text{ mit}}}$  nach  
Schweißverzug aus den Schweißfolgen 1 bis 5



# 10 Werkstoffverhalten

## 10.1 Allgemeines

Um den Einfluß des Werkstoffverhaltens auf den Schweißverzug, die Schweiß-eigenspannungen und die daraus resultierenden Auswirkungen auf die Grenztragfähigkeit unter Axiallast zu betrachten, werden Zylindermodelle mit  $t = 1 \text{ mm}$ ,  $t = 2 \text{ mm}$  und  $t = 4 \text{ mm}$  gewählt, die jeweils mit dem Werkstoff S235 und dem Werkstoff S355 berechnet wurden. Daraus ergeben sich die in Tabelle 10.1 zusammengefaßten Varianten.

Zylinder	R mm	t mm	L mm	S °	Werk- stoff	Heft- stellen	SF
4/4/90/3/1	400	4	800	90	S355	3	1
4/4/90/3/1	400	4	800	90	S235	3	1
4/2/360/8/1	400	2	800	360	S355	8	1
4/2/360/8/1	400	2	800	360	S235	8	1
8/1/22,5/2/4	800	1	1600	22,5	S355	2	4
8/1/22,5/2/4	800	1	1600	22,5	S235	2	4

**Tabelle 10.1:** Abmessungen, Werkstoffe und Schweißfolgen der untersuchten Modelle

Die thermomechanischen Werkstoffkennwerte von S235 und S355 unterscheiden sich kaum. Da bei den Modellen die Wärmequellen jeweils identisch definiert sind, entstammen Unterschiede beim Verzug und bei den Eigenspannungen der strukturmechanischen Berechnung. Für die Berechnung ergeben sich aus den Werkstoffgesetzen signifikante Unterschiede bei der

- Streckgrenze der ferritisch-perlitischen Phase (Grundwerkstoff)
- Gefügemwandlung

Die Streckgrenze des Grundwerkstoffs ist beim S235 geringer als beim S355. Dieser Einfluß macht sich dann bemerkbar, wenn die Spannungen außerhalb der Wärmeeinflußzone die Streckgrenze des S235 überschreiten.

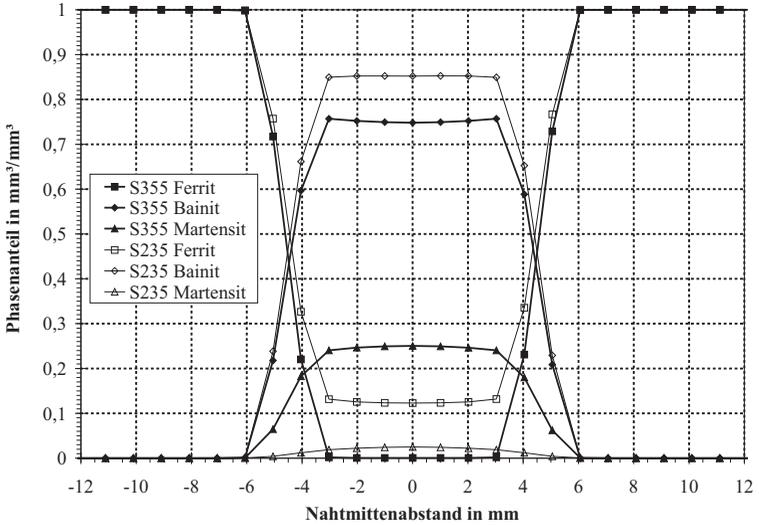
Bei der Gefügeumwandlung besteht der wesentliche Unterschied zwischen beiden Stahlsorten darin, daß beim S235 die Austenit-Ferrit-Umwandlung noch bei höheren Abkühlgeschwindigkeiten stattfindet als beim S355. Dies beeinflußt die Eigenspannungen und den Schweißverzug in zweierlei Hinsicht. Das Gefüge in Naht und Wärmeeinflußzone weist beim S235 einen größeren Ferrit- und Bainitanteil auf als beim S355. Daraus folgt beim Zylinder aus S235 eine geringere Streckgrenze im Naht- und Wärmeeinflußzonenbereich als beim Zylinder aus S355. Die Umwandlung  $\gamma \rightarrow \alpha$  findet beim S235 bei einer höheren Temperatur statt als beim S355. Die Streckgrenze, und damit die Steifigkeit, ist bei höheren Temperaturen geringer. Daraus folgt, daß die Umwandlungsdehnungen beim S235 eine geringere Auswirkung haben als beim S355.

## 10.2 Gefügeumwandlung

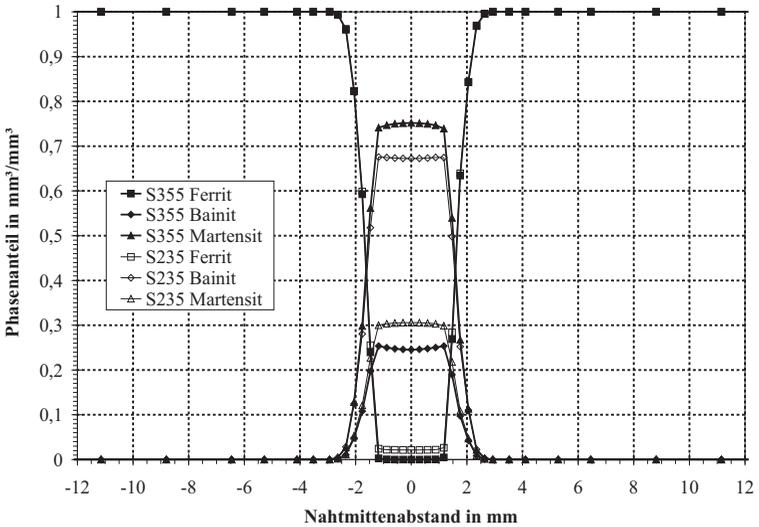
Die Gefügeumwandlung beim Schweißen ergibt sich aus den Abkühlraten und wird für die verschiedenen Stahlsorten jeweils durch SZTU-Schaubilder beschrieben. Die berechnete Phasenverteilung im Nahtbereich nach dem Schweißen ist in Abbildung 10.1 für die Zylinder mit 4 mm Wanddicke und in Abbildung 10.2 für die Zylinder mit 1 mm Wanddicke aufgetragen.

Die Abkühlgeschwindigkeit bei 1 mm Blechdicke ist größer als bei 4 mm. Damit verbunden ist die Martensitbildung bei der dünneren Blechdicke größer. Bei S355 entsteht bei  $t = 1$  mm 75% Martensit, bei  $t = 4$  mm nur 25% Martensit. Bei S235 entsteht bei  $t = 1$  mm 31% Martensit, bei  $t = 4$  mm ist der Martensitanteil mit 2,5% sehr gering.

Beim S235 entsteht bei größerer Abkühlgeschwindigkeit noch Ferrit, während bei vergleichbaren Abkühlgeschwindigkeiten beim S355 Martensit entsteht. Die Zylinder aus S355 weisen im Nahtbereich keinen Ferrit auf. Bei den Zylindern aus S235 bildet sich in Nahtmitte Ferrit.



**Abbildung 10.1:** Phasenverteilung am Meridian VL = -22,5° beim Zylinder 4/4/90/3/1 aus S355 und S235



**Abbildung 10.2:** Phasenverteilung am Meridian VL = -5,625° beim Zylinder 8/1/22,5/2/4 aus S355 und S235

Der Ferritanteil ist mit 12% beim Zylinder mit 4 mm Wanddicke größer als beim Zylinder mit 1 mm Wanddicke, bei dem der Ferritanteil 3% beträgt. Der Martensitgehalt ist beim S235 deutlich geringer.

Werden die Gefügeunterschiede zwischen S235 und S355 verglichen, so stellt man folgendes fest:

Zylinder mit 4 mm Wanddicke:

Der Bainitanteil ist bei beiden Werkstoffen dominant.

Bei S235 ist das Restgefüge ferritisch, bei S355 martensitisch.

Zylinder mit 1 mm Wanddicke:

Bei S235 ist das Gefüge bainitisch, das Restgefüge martensitisch.

Bei S355 ist das Gefüge martensitisch, das Restgefüge bainitisch.

Bei Schweißsimulationsberechnungen wird die Gefügemwandlung aufgrund der Umwandlungsdehnungen als Last aufgefaßt. Die im folgenden aufgezeigten Unterschiede zwischen den Stahlsorten beim Schweißverzug und bei den Eigenspannungen fußen auf den hier aufgezeigten Gefügeunterschieden.

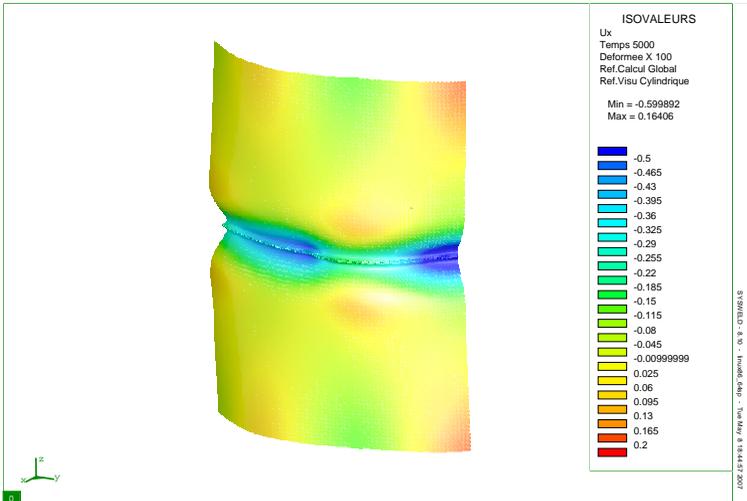
### 10.3 Schweißverzug

Die Auswirkungen auf den Schweißverzug, die aus den Eigenschaften des Werkstoffs stammen, sollen in diesem Abschnitt betrachtet werden.

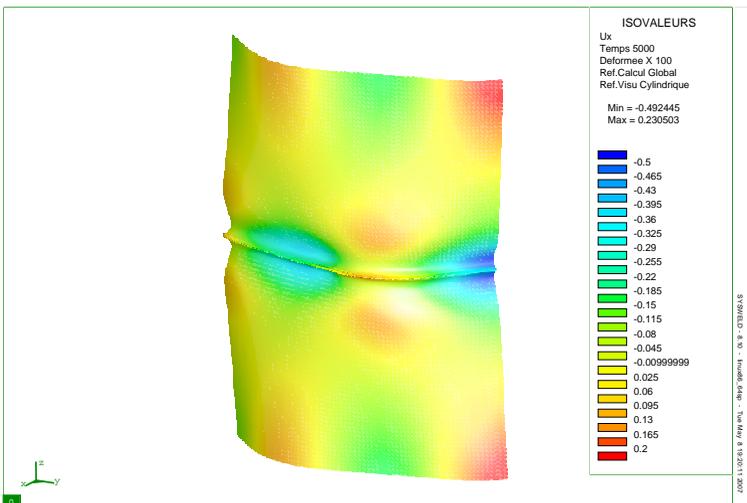
Dazu sind in Tabelle 10.2 die maximalen Radialverformungen  $w$  in mm sowie die auf die Wanddicke  $t$  normierten Radialverformungen  $\frac{w}{t}$  nach dem Heften und nach dem Schweißen für die betrachteten Zylindermodelle mit  $t = 1$  mm,  $t = 2$  mm und  $t = 4$  mm aus den Stahlsorten S235 und S355 gegenübergestellt.

Die Abbildungen 10.3 bis 10.6 zeigen die Radialverformungsfelder und die Abbildungen 10.7 bis 10.12 stellen die Radialverformungen am Meridian- und Äquatorschnitt dar.

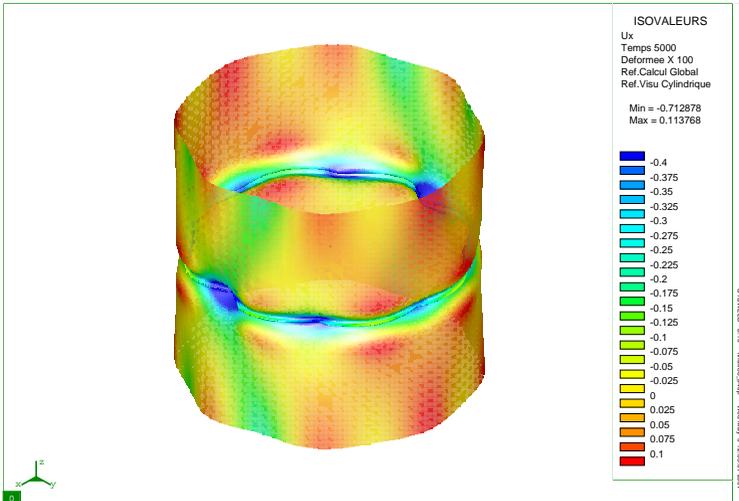
Im weiteren Verlauf dieses Abschnittes wird ausschließlich die Radialverformung nach dem Heften betrachtet.



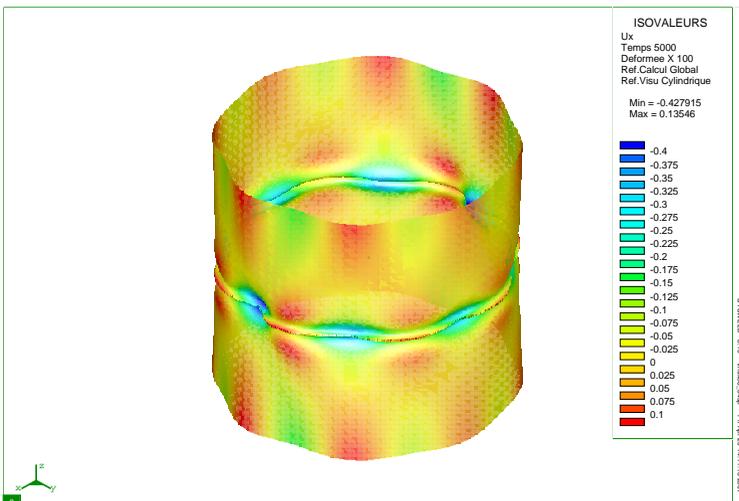
**Abbildung 10.3:** Radialverformung  $w$  in mm in Radialrichtung 100-fach überhöht beim Zylinder 4/4/90/3/1 aus S235



**Abbildung 10.4:** Radialverformung  $w$  in mm in Radialrichtung 100-fach überhöht beim Zylinder 4/4/90/3/1 aus S355



**Abbildung 10.5:** Radialverformung  $w$  in mm in Radialrichtung 100-fach überhöht beim Zylinder 4/2/360/8/1 aus S235



**Abbildung 10.6:** Radialverformung  $w$  in mm in Radialrichtung 100-fach überhöht beim Zylinder 4/2/360/8/1 aus S355

Radius in mm	400	400	400	400	800	800
t in mm	4	4	2	2	1	1
Werkstoff	S235	S355	S235	S355	S235	S355
nach dem Heften:						
nach außen w	0,10	0,11	0,12	0,15	0,010	0,12
nach innen w	0,16	0,15	0,23	0,22	0,18	0,19
nach dem Schweißen:						
nach außen w	0,16	0,23	0,11	0,14	0,40	0,47
nach innen w	0,60	0,49	0,71	0,43	0,67	0,43
nach dem Heften:						
nach außen $\frac{w}{t}$	0,025	0,028	0,06	0,075	0,010	0,12
nach innen $\frac{w}{t}$	0,04	0,038	0,12	0,11	0,18	0,19
nach dem Schweißen:						
nach außen $\frac{w}{t}$	0,04	0,058	0,055	0,22	0,40	0,47
nach innen $\frac{w}{t}$	0,15	0,12	0,36	0,07	0,67	0,43

**Tabelle 10.2:** Radialverformung w in mm und normierte Radialverformung  $\frac{w}{t}$  nach dem Heften und nach dem Schweißen bei den betrachteten Zylindern

Der Radialverzug nach innen ist bei den Zylindern aus S235 größer als bei den Zylindern aus S355. Dies zeigen die am Meridianschnitt aufgetragenen Radialverformungen in Abbildung 10.7 für den Zylinder mit 4 mm Wanddicke, in Abbildung 10.9 für den Zylinder mit 2 mm Wanddicke und in Abbildung 10.11 für den Zylinder mit 1 mm Wanddicke.

Bei den Zylindern 4/2/360/8/1, bei denen zwei einander gegenüberliegende Schweißwärmequellen gleichzeitig um den Äquator wandern und demzufolge an gegenüberliegenden Stellen enden, ergibt sich beim Werkstoff S235 die in Abbildung 10.5 erkennbare ellipsoide Grundform des Schweißverzuges, während beim Werkstoff S355, wie aus Abbildung 10.6 zu ersehen, die Grundform des Schweißverzuges annähernd kreisförmig bleibt.

Aus der in Abbildung 10.12 am Äquatorscheit dargestellt Radialverformung für den Zylinder mit 1 mm Wanddicke wird deutlich, daß sich beim Zylinder aus S235 in Segmentmitte, dies ist der Nahtendbereich von Schweißnaht 1 und

der Nahtanfangsbereich von Schweißnaht 2, ein deutlicher Einzug mit einer Amplitude von 0,60 mm ausbildet. Die Radialverformung nach innen ist damit um 0,4 mm größer als am rechten Rand. Beim vergleichbaren Zylinder aus S355 bildet sich dieser Einzug nicht aus. Der Radialverzug nach innen ist mit 0,2 mm nur unwesentlich größer als am rechten Rand. Die Radialverformung nach außen nimmt beim Zylinder aus S235 gegenüber dem Zylinder aus S355 deutlich ab. Dies ist in Abbildung 10.12 beim Zylinder mit 1 mm Wanddicke am linken Rand gut zu erkennen.

Beim Zylinder mit 4 mm (Abbildung 10.8) und auch beim Zylinder mit 2 mm (Abbildung 10.10) Wanddicke aus S235 verformt sich die Äquatorlinie über den gesamten Segmentumfang nach innen, während beim entsprechenden Zylinder aus S355 Verformungen nach innen und außen auftreten.

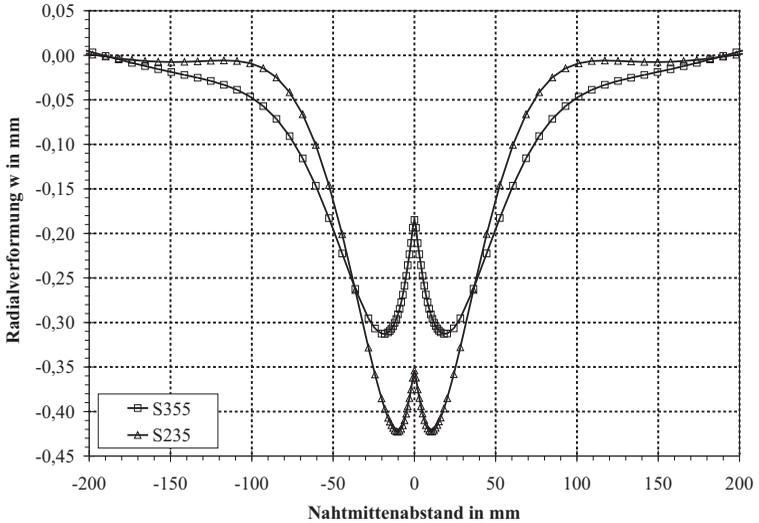
In Tabelle 10.3 ist die Differenz der Radialverschiebung zwischen dem maximalen Einzug neben der Naht und dem Einzug in Nahtmitte für die betrachteten Zylinder am Schnitt VL oder A1 angegeben. Bei den Zylindern aus S235 ist diese Differenz geringer als bei den vergleichbaren Zylindern aus S355. Beim Zylinder mit 4 mm Wanddicke ist diese Differenz geringer als beim vergleichbaren Zylinder mit 1 mm Wanddicke. Dieses Verhalten korreliert mit der Gefügeumwandlung:

Geringere Martensitbildung beim S235 → geringere Differenz der Radialverschiebung.

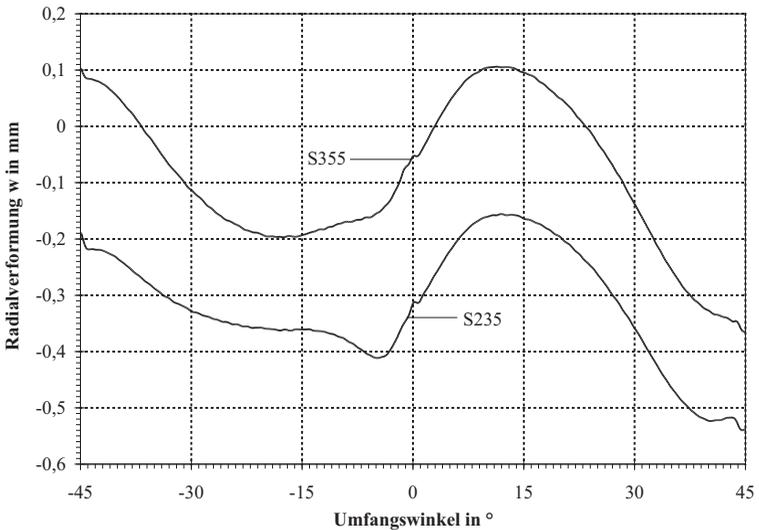
Geringere Martensitbildung bei  $t = 4$  mm → geringere Differenz der Radialverschiebung.

Radius in mm	400	400	400	400	800	800
t in mm	4	4	2	2	1	1
Werkstoff	S235	S355	S235	S355	S235	S355
Meridian	VL	VL	A1	A1	VL	VL
Differenz $\Delta w$	0,064	0,127	0,093	0,15	0,19	0,27
Differenz $\Delta \frac{w}{t}$	0,016	0,032	0,047	0,074	0,19	0,27

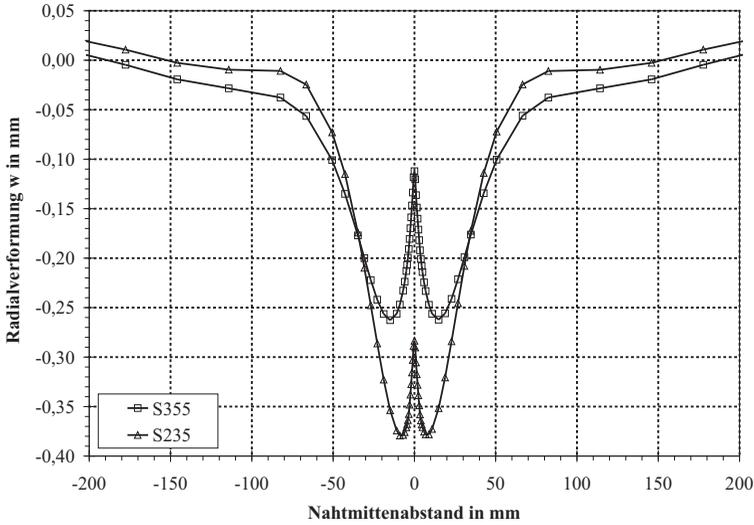
**Tabelle 10.3:** Differenz der Radialverformung  $\Delta w$  in mm und der normierten Radialverformung  $\Delta \frac{w}{t}$  zwischen maximaler Radialverformung nach innen und Radialverformung in Nahtmitte am Meridian VL oder A1 bei den betrachteten Zylindern



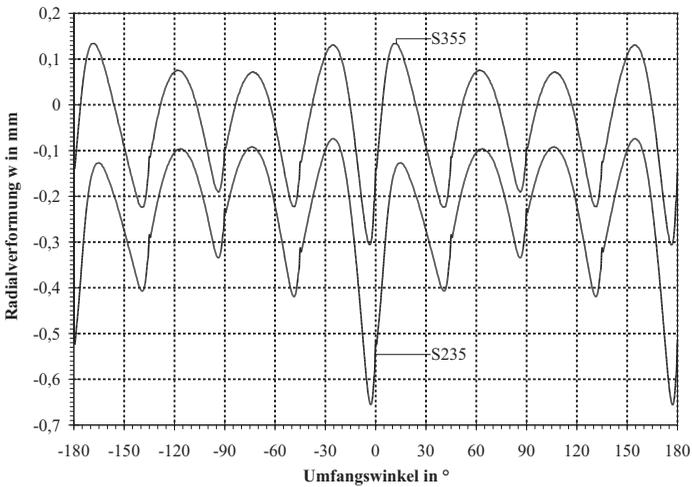
**Abbildung 10.7:** Radialverformung  $w$  in mm am Meridian  $VL = -22,5^\circ$  beim Zylinder 4/4/90/3/1 aus S235 und S355



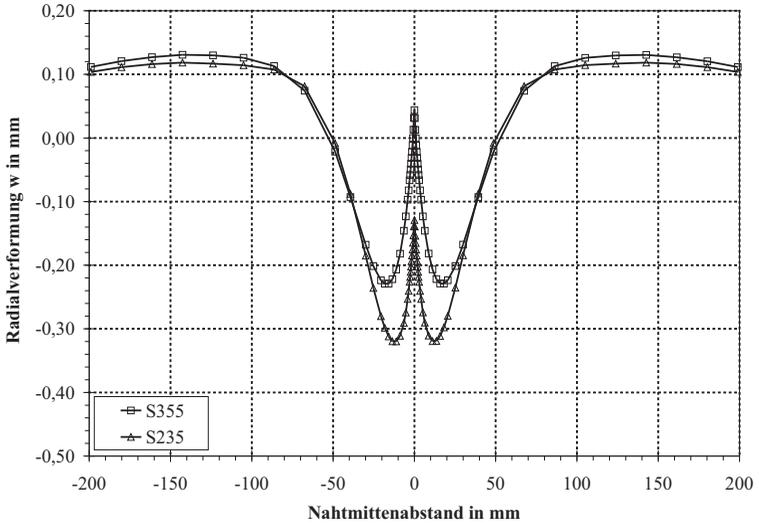
**Abbildung 10.8:** Radialverformung  $w$  in mm am Äquator beim Zylinder beim Zylinder 4/4/90/3/1 aus S235 und S355



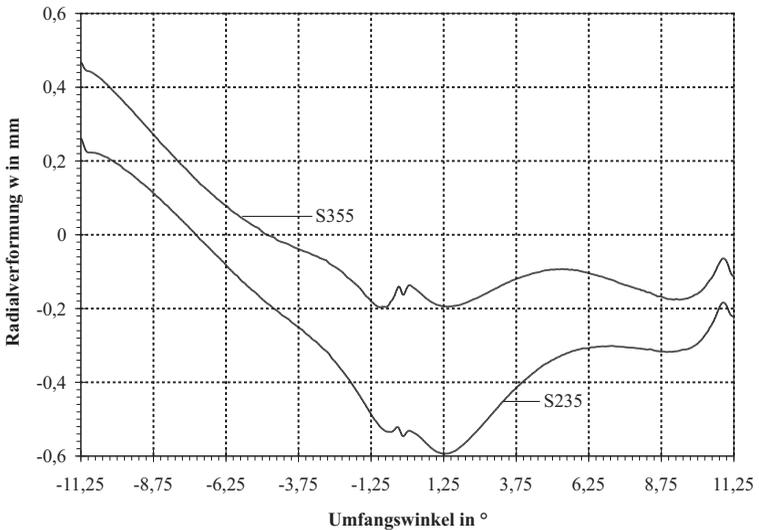
**Abbildung 10.9:** Radialverformung  $w$  in mm am Meridian  $A1 = -135^\circ$  beim Zylinder 8/2/360/8/1 aus S235 und S355



**Abbildung 10.10:** Radialverformung  $w$  in mm am Äquator beim Zylinder 8/2/360/8/1 aus S235 und S355



**Abbildung 10.11:** Radialverformung  $w$  in mm am Meridian  $VL = -5,625^\circ$  beim Zylinder 8/1/22,5/2/4 aus S235 und S355



**Abbildung 10.12:** Radialverformung  $w$  in mm am Äquator beim Zylinder 8/1/22,5/2/4 aus S235 und S355

Nach diesen Erkenntnissen kann die unterschiedliche Gefügeumwandlung als Ursache für die auftretenden Abweichungen beim Schweißverzug festgestellt werden. Dies kann einerseits mit der Tatsache begründet werden, daß die Gefügeumwandlung während des Aufheiz- und Abkühlvorgangs bei unterschiedlichen Blechdicken unterschiedlich verläuft, andererseits auch mit der Tatsache, daß ein grundsätzlich anderes Umwandlungsverhalten auch zu unterschiedlichen Gefügeumwandlungen führt.

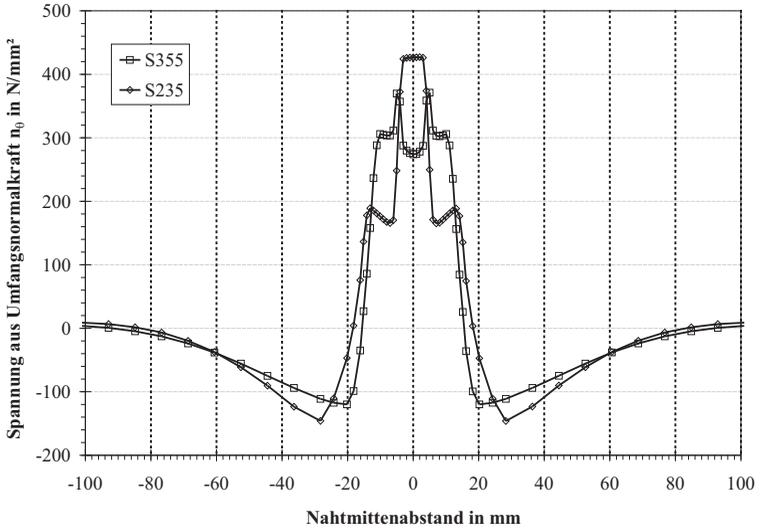
Die Umwandlungsdehnungen bestimmen das Verzugsfeld insbesondere bei den hier vorliegenden schlanken Strukturen maßgeblich.

### 10.4 Spannungen aus der Membrannormalkraft

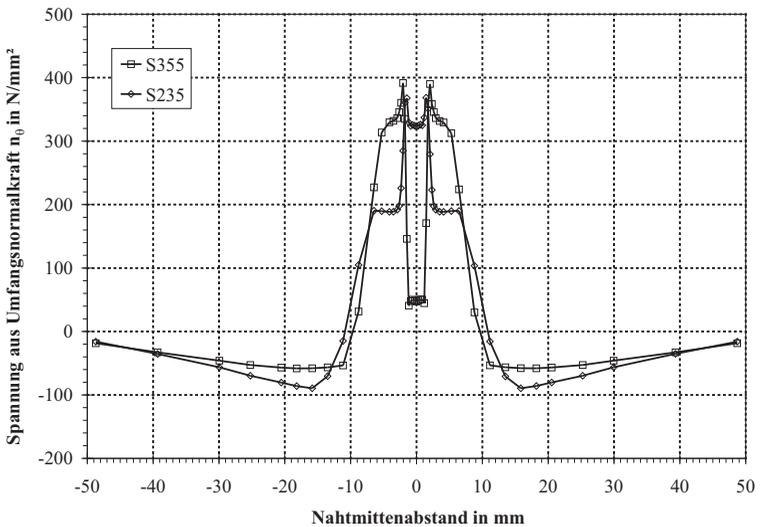
Die allgemein vertretene Auffassung, daß die Größe der Zugeigenspannungen generell mit der Größe der Streckgrenze des Werkstoffs zunimmt, muß bei genauer Betrachtung der hier untersuchten Varianten als nicht immer zutreffend eingestuft werden.

In den Abbildungen 10.13 und 10.14 sind die Spannungen aus der Umfangsnormalkraft am Meridianschnitt VL für die Zylinder mit 1 mm und 4 mm Wanddicke dargestellt. In den Abbildungen 10.15 und 10.16 sind für den Zylinder mit 4 mm Wanddicke die Spannungen aus Umfangs- und Axialnormalkraft am Äquator dargestellt.

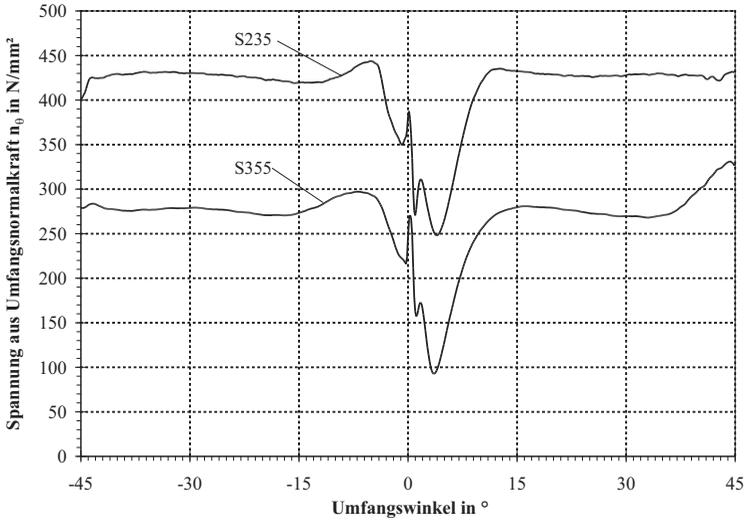
Beim Zylinder aus S355 gibt es im Nahtbereich eine Einsattelung der Spannung aus der Umfangsnormalkraft, die beim Zylinder mit 1 mm Wanddicke ausgeprägter ist, als beim Zylinder mit 4 mm Wanddicke. Aufgrund des abweichenden Umwandlungsverhaltens ist diese Einsattelung beim Zylinder mit 1 mm Wanddicke aus S235 wesentlich geringer und beim Zylinder mit 4 mm Wanddicke aus S235 nicht mehr vorhanden (siehe Abbildungen 10.13 und 10.14). Das in Nahtmitte entstehende bainitische Gefüge führt bei den Zylindern aus S235 zu Eigenspannungen, die beim Zylinder mit 4 mm Wanddicke mit  $415 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$  deutlich über der Streckgrenze des Grundmaterials liegen. Im nahtnahen Bereich, der bis maximal  $A_{c1}$  aufgeheizt wurde, liegen die Spannungen aus der Umfangsnormalkraft auf dem Niveau der Streckgrenze des Grundwerkstoffs.



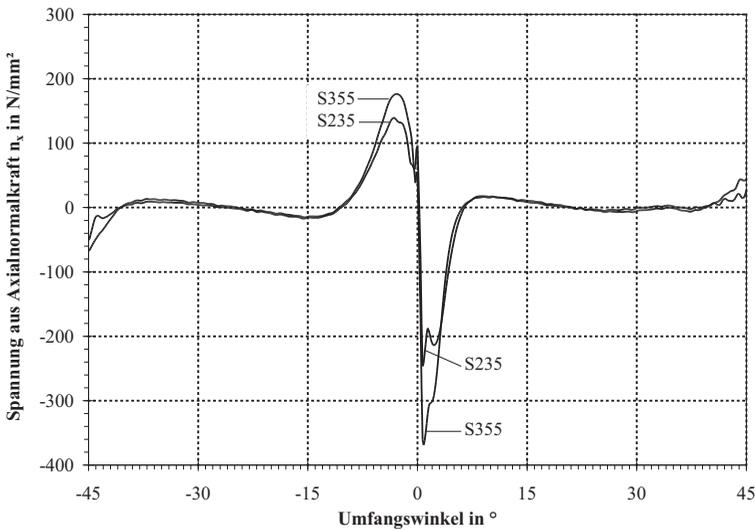
**Abbildung 10.13:** Spannung in  $\frac{N}{\text{mm}^2}$  aus Umfangsnormalkraft  $n_\theta$  am Meridian VL =  $-22,5^\circ$  beim Zylinder 4/4/90/3/1



**Abbildung 10.14:** Spannung in  $\frac{N}{\text{mm}^2}$  aus Umfangsnormalkraft  $n_\theta$  am Meridian VL =  $-5,625^\circ$  beim Zylinder 8/1/22,5/2/4



**Abbildung 10.15:** Spannung in  $\frac{N}{mm^2}$  aus Umfangsnormalkraft  $n_\theta$  am Äquator beim Zylinder 4/4/90/3/1



**Abbildung 10.16:** Spannung in  $\frac{N}{mm^2}$  aus Axialnormalkraft  $n_x$  am Äquator beim Zylinder 8/1/22,5/2/4

Bei dem in Abbildung 10.15 dargestellten Verlauf der Spannungen aus Umfangsnormalkraft des Zylinders mit 4 mm Wanddicke liegen die Werte für den Werkstoff S235 deutlich über den Werten für den Werkstoff S355. Dies entspricht zunächst nicht den Erwartungen, ist jedoch zweifelsohne auf die bei beiden Werkstoffen unterschiedlich verlaufende Gefügemwandlung zurückzuführen.

Die Spannungen aus Axialnormalkraft (Abbildung 10.16) weisen für beide Stahlsorten einen ähnlichen Verlauf auf. Beim Zylinder aus S355 ist die Spannungsamplitude im Nahtwechselbereich in Segmentmitte größer als beim Zylinder aus S235.

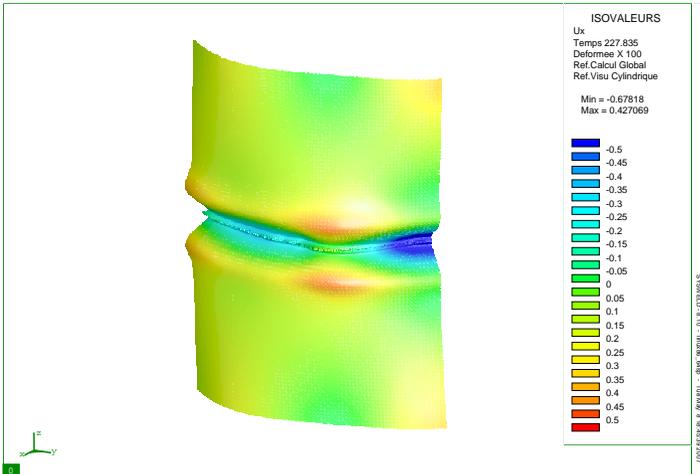
## 10.5 Grenzspannung

In den vorigen Abschnitten wurde festgestellt, daß sich wegen des unterschiedlichen Werkstoffverhaltens bei Zylindern aus S235 ein anderes Eigenspannungs- und Verzugfeld einstellt als bei vergleichbaren Zylindern aus S355. Es wird erwartet, daß sich diese Unterschiede auch beim Beulverhalten auswirken.

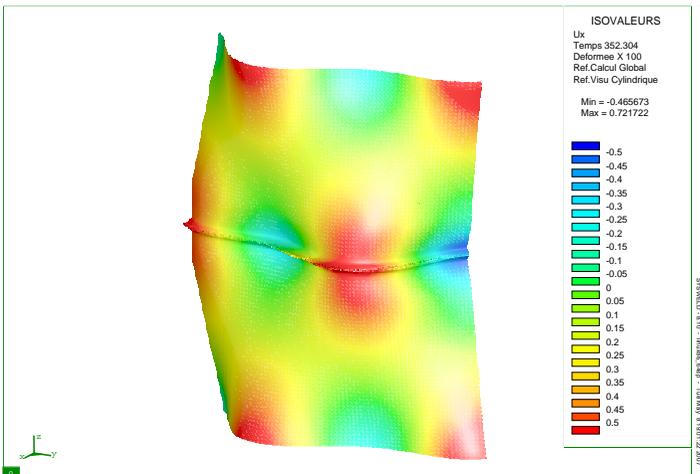
In Tabelle 10.4 sind die Grenzspannungen mit und ohne Eigenspannungen für die betrachteten Zylinder zusammengestellt. Der Verhältniswert  $\frac{\sigma_{gr\ ohne}}{\sigma_{gr\ mit}}$  ist angegeben. In den Abbildungen 10.17 bis 10.22 sind die Beulmuster der betrachteten Zylinder für das Beulen mit Eigenspannungen dargestellt.

Radius in mm	400	400	400	400	800	800
t in mm	4	4	2	2	1	1
Segment in °	90	90	360	360	22,5	22,5
Werkstoff	S235	S355	S235	S355	S235	S355
Grenzspannung						
mit Eigenspannungen	228	352	198	310	60,1	89,7
ohne Eigenspannungen	233	349	219	312	60,5	58,9
Verhältniswert $\frac{\sigma_{gr\ ohne}}{\sigma_{gr\ mit}}$	1,02	0,99	1,11	0,99	1,01	0,66

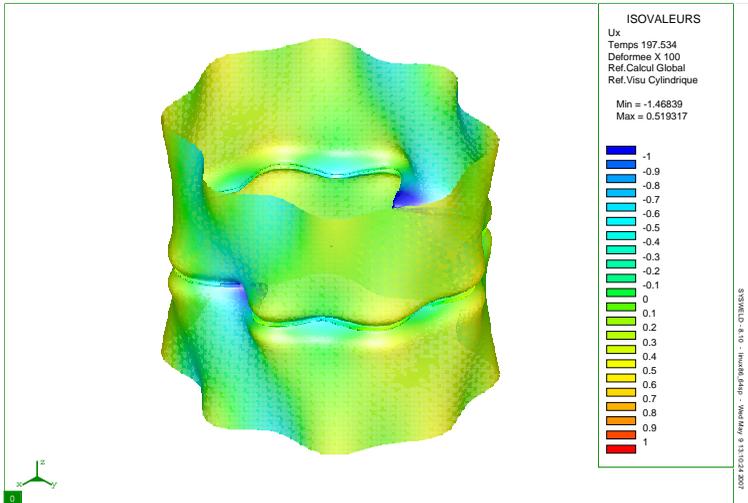
**Tabelle 10.4:** Grenzspannung  $\sigma_{gr}$  in  $\frac{N}{mm^2}$  bei den betrachteten Zylindern nach Schweißverzug mit und ohne Eigenspannungen; Verhältniswert  $\frac{\sigma_{gr\ ohne}}{\sigma_{gr\ mit}}$



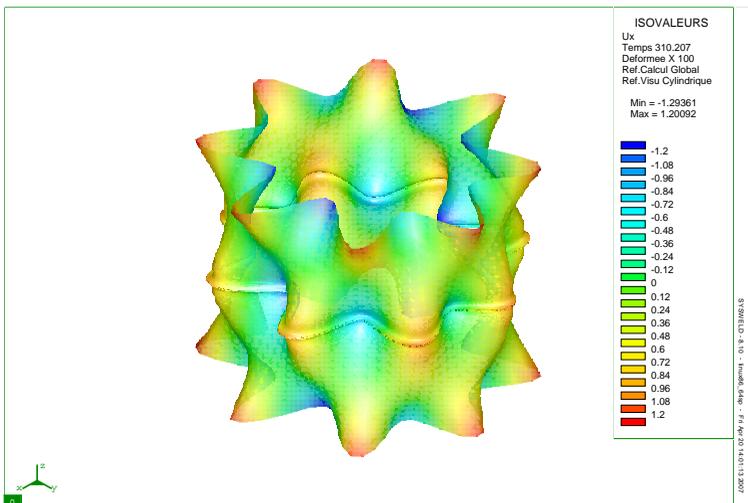
**Abbildung 10.17:** Radialverformung  $w$  in mm in Radialrichtung 100-fach überhöht unter Grenzspannung, Zylinder 4/4/90/3/1, S235



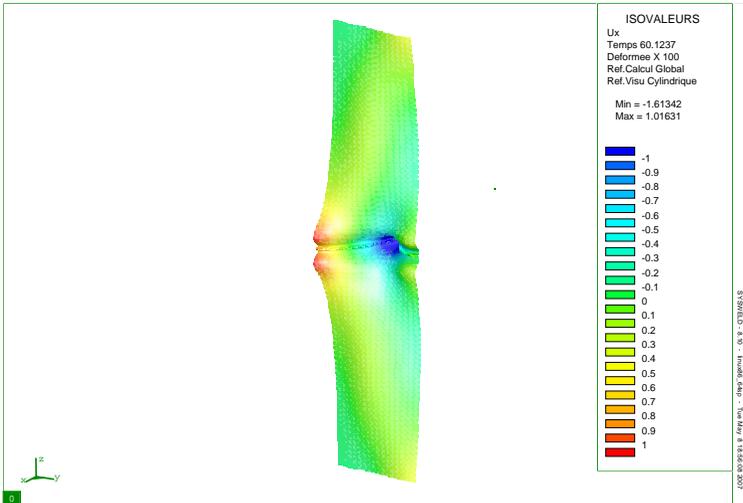
**Abbildung 10.18:** Radialverformung  $w$  in mm in Radialrichtung 100-fach überhöht unter Grenzspannung, Zylinder 4/4/90/3/1, S355



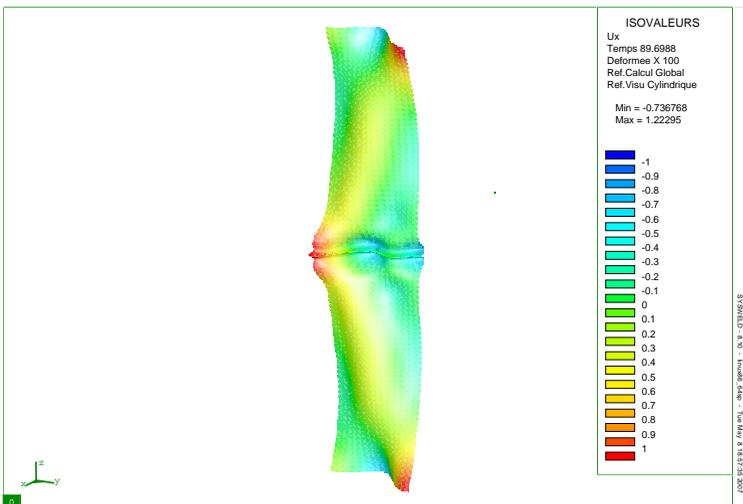
**Abbildung 10.19:** Radialverformung  $w$  in mm in Radialrichtung 100-fach überhöht unter Grenzspannung, Zylinder 4/2/360/8/1, S235



**Abbildung 10.20:** Radialverformung  $w$  in mm in Radialrichtung 100-fach überhöht unter Grenzspannung, Zylinder 4/2/360/8/1, S355



**Abbildung 10.21:** Radialverformung  $w$  in mm in Radialrichtung 100-fach überhöht unter Grenzspannung, Zylinder 8/1/22,5/2/4, S235



**Abbildung 10.22:** Radialverformung  $w$  in mm in Radialrichtung 100-fach überhöht unter Grenzspannung, Zylinder 8/1/22,5/2/4, S355

Die in Tabelle 10.4 für die Zylinder mit  $\frac{R}{t} = 800$  und einem Segment von  $22,5^\circ$  angegebenen Grenzspannungen dienen nur dem Vergleich zwischen den beiden Werkstoffen. Die Grenzspannung ist beim Zylindersegment von  $22,5^\circ$  größer als bei einem größeren Zylindersegment, da durch die gewählten Randbedingungen am Seitenrand bei kleinerer Segmentgröße eine größere Umfangswellenzahl erzwungen wird.

Beim Zylindersegment mit 4 mm Wanddicke aus S355 (Abbildung 10.18) bildet sich ein schachbrettförmiges Beulmuster mit  $1\frac{1}{2}$  Beulwellen in Umfangsrichtung aus. Beim vergleichbaren Zylindersegment aus S235 (Abbildung 10.17) versagt im wesentlichen der Nahtbereich am rechten Segmentrand durch Radialverformung nach innen. Es gibt nur einen sehr kleinen Bereich, der nach außen beult. Das beim S355 deutlich ausgeprägte Schachbrettmuster ist beim S235 nur schwach zu erkennen. Die Grenzspannung des plastisch beulenden Zylinders mit 4 mm Wanddicke liegt sowohl bei S235 als auch bei S355 bei der Streckgrenze des Grundwerkstoffes.

Beim elastisch beulenden Zylinder mit 1 mm Wanddicke ist beim Modell mit Eigenspannungen zu beobachten, daß die Grenzspannung beim Zylinder aus S235 mit  $60,1 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$  deutlich geringer ist als die Grenzspannung beim Zylinder aus S355 mit  $89,7 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$ . Nach allgemeinem, bisher geläufigem, Verständnis wäre zu erwarten, daß beide Grenzspannungen gleich groß sind, da diese Spannungen weit unterhalb der Streckgrenze liegen und die unterschiedlich hohe Streckgrenze keinen Einfluß haben dürfte.

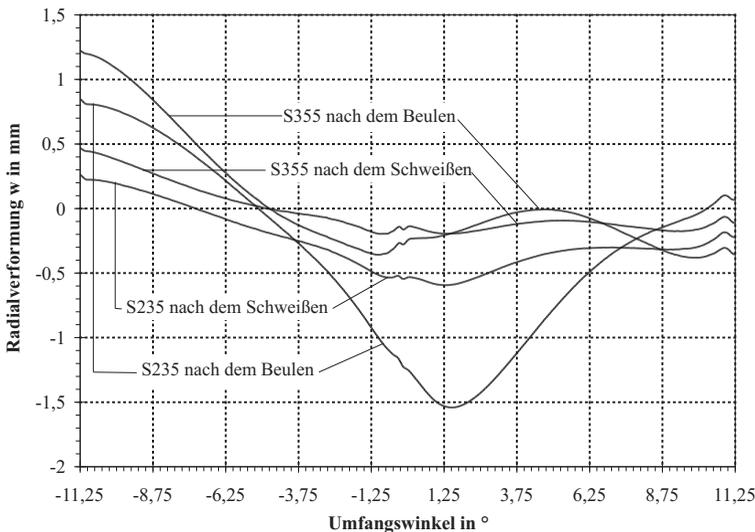
Die Grenzspannungen der entsprechenden Zylindermodelle ohne Eigenspannungen sind mit  $60,5 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$  für den Zylinder aus S235 etwa so groß wie für den Zylinder aus S355 mit  $58,9 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$ . Das bedeutet, daß bei dem gewählten System die Schweißeigenspannungen beim Werkstoff S355 eine signifikante Steigerung der Grenzspannung bewirken, während die Schweißeigenspannungen beim Werkstoff S235 keine Auswirkung auf die Grenzspannung haben.

Der Zylinder mit 2 mm Wanddicke weist ein ähnliches Beulverhalten auf. Beim Werkstoff S355 (Abbildung 10.20) bildet sich ebenfalls ein schachbrettförmiges Beulmuster aus. Beim vergleichbaren Zylinder aus S235 (Abbildung 10.19) versagt im wesentlichen der Nahtanfangs- und Nahtendbereich

durch Radialverformung nach innen. Es gibt fast keine Radialverformung nach außen. Dafür setzt sich die ellipsoide Grundform aus dem Schweißverzug (Abbildung 10.5) bei der Beulverformung fort.

Aus der in Abbildung 10.23 aufgetragenen Radialverformung am Äquator für den Zylinder mit 1 mm Wanddicke (8/1/22,5/2/4) nach dem Schweißen und nach dem Beulen läßt sich die Affinität der Beulfigur zum Schweißverzug erkennen.

Zusammenfassend wird festgestellt, daß der Verzug durch den Werkstoff maßgebend beeinflusst wird und durch den Verzug die Beulform und die Grenzspannung signifikant beeinflusst wird.



**Abbildung 10.23:** Radialverformung  $w$  in mm am Äquator beim Zylinder 8/1/22,5/2/4 für S235 und S355 nach dem Schweißen und nach dem Beulen.

# 11 Vereinfachungen

## 11.1 Untersuchte Vereinfachungen bei der Berechnung

In einer Vielzahl von Veröffentlichungen zur Berechnung von Schweißverzug und Schweißbeigenspannungen werden Vereinfachungen bei den Berechnungsannahmen getroffen, weil keine geeignete Software verwendet wird oder weil Rechenkapazität fehlt. Deshalb wird der Einfluß folgender Parameter untersucht:

- a. Heftstellen
- b. Gefügeumwandlung
- c. Zusatzwerkstoff
- d. transiente Wärmequelle
- e. Löschen der Materialhistorie oberhalb der Schmelztemperatur

indem diese in Vergleichsberechnungen unterdrückt werden. Das Berechnungsmodell ohne Zusatzwerkstoff und ohne Heften entspricht der Simulation einer Blindnaht.

Tabelle 11.1 liefert den Überblick über die für die Vergleichsberechnungen verwendeten Zylindergeometrien.

## 11.2 Heftstellen

Als wesentliches Ergebnis aus Kapitel 9 ist festzustellen, daß der Maximalwert der Radialverformung bei Berücksichtigung der Heftstellen zunimmt.

Radius in mm	800	800
t in mm	1	1
L in mm	1600	1600
Segment in °	22,5	22,5
Hefstellen	2	2
Schweißfolge	4	4
Werkstoff	S235	S355

**Tabelle 11.1:** Übersicht der verwendeten Zylindergeometrien

### 11.3 Gefügewandlung

In den vorangegangenen Kapiteln wurden bereits die Einflüsse der Gefügewandlung auf den Schweißverzug und die Schweißeigenstressungen bei umwandelnden Stählen erläutert. In diesem Abschnitt wird mit einem Vergleich zwischen der Berechnung mit und der Berechnung ohne Gefügewandlung die Größenordnung der Abweichung gezeigt.

In Tabelle 11.2 sind für die Modelle mit Berechnung der Gefügewandlung und für die Modelle ohne Berechnung der Gefügewandlung die Maximalwerte der Radialverformungen nach innen und nach außen zusammengestellt. Der Verhältniswert der Radialverformung  $\frac{w \text{ ohne Gefügewandlung}}{w \text{ mit Gefügewandlung}}$  stellt das Maß für die Abweichung dar. Bei jedem Modell und bei beiden Stahlsorten treten signifikante Abweichungen zwischen der Berechnung mit und der Berechnung ohne Gefügewandlung auf.

Den Vergleich des Verlaufes der Radialverformung  $w$  am Meridian VL und am Äquator bei einer Berechnung mit und einer Berechnung ohne Gefügewandlung sind in den Abbildungen 11.1 bis 11.2 dargestellt.

Am deutlichsten ist der Einfluß der Gefügewandlung auf die Radialverformung an den Äquatorschnitten in Abbildung 11.2 erkennbar. Es gibt ohne Gefügewandlung Abweichungen der Verformungslinie sowohl nach innen, als auch nach außen.

Radius in mm	800	800
t in mm	1	1
Werkstoff	S235	S355
mit Berechnung der Gefügeumwandlung:		
Radialverformung nach außen in mm	0,40	0,47
Radialverformung nach innen in mm	0,67	0,43
ohne Berechnung der Gefügeumwandlung:		
Radialverformung nach außen in mm	0,49	0,45
Radialverformung nach innen in mm	0,77	0,57
Verhältniswert $\frac{w \text{ ohne Gefügeumwandlung}}{w \text{ mit Gefügeumwandlung}}$ für die:		
Radialverformung nach außen	1,22	0,96
Radialverformung nach innen	1,15	1,67

**Tabelle 11.2:** Radialverformung  $w$  nach dem Schweißen bei Zylindern, die mit Gefügeumwandlung berechnet wurden im Vergleich zu Zylindern, die ohne Gefügeumwandlung berechnet wurden

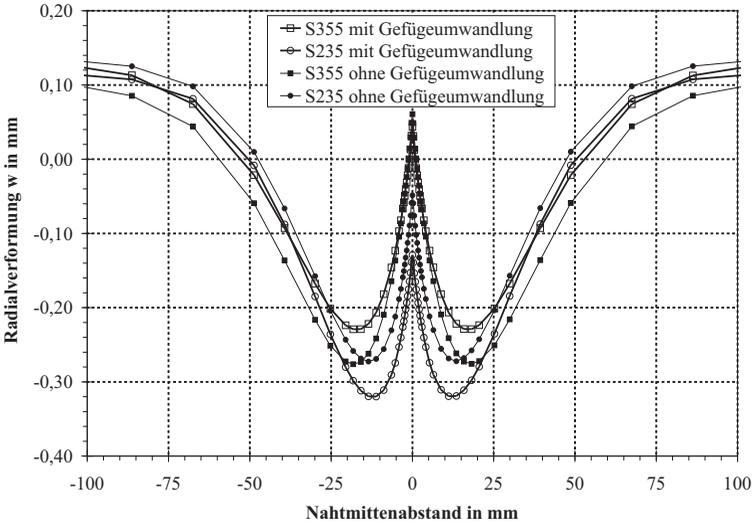
Am rechten Segmentrand, an dem der Symmetrie wegen zwei Wärmequellen enden, ist bei der Variante mit Gefügeumwandlung die Radialverformung stärker zur Zylinderachse gerichtet, als bei der Variante ohne Gefügeumwandlung.

Der Vertikalschnitt in Abbildung 11.1 zeigt den unterschiedlichen Verlauf über die Zylinderhöhe. Es zeigen sich sowohl im Naht-, als auch im Nahtnebenbereich deutliche Abweichungen.

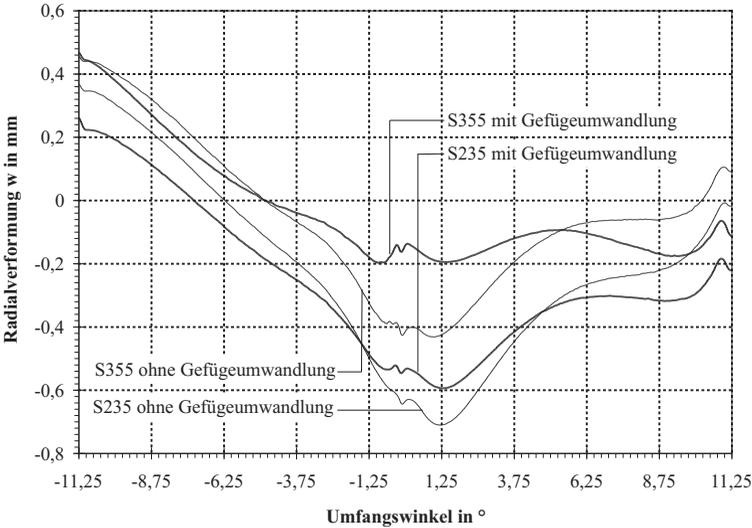
Die in Abbildung 11.3 am Meridianschnitt VL dargestellten Spannungen aus der Umfangsnormalkraft zeigen die Auswirkungen der Gefügeumwandlung auf die Membraneigenspannungen.

Es sind folgende zwei Effekte festzustellen:

- Beim S355 bewirken die der Schrumpfdehnung entgegengesetzten Umwandlungsdehnungen eine Reduktion der Umfangsspannungen. Das führt dazu, daß die Umfangsspannungen in Nahtmitte kleiner werden, wenn mit Gefügeumwandlung berechnet wird.



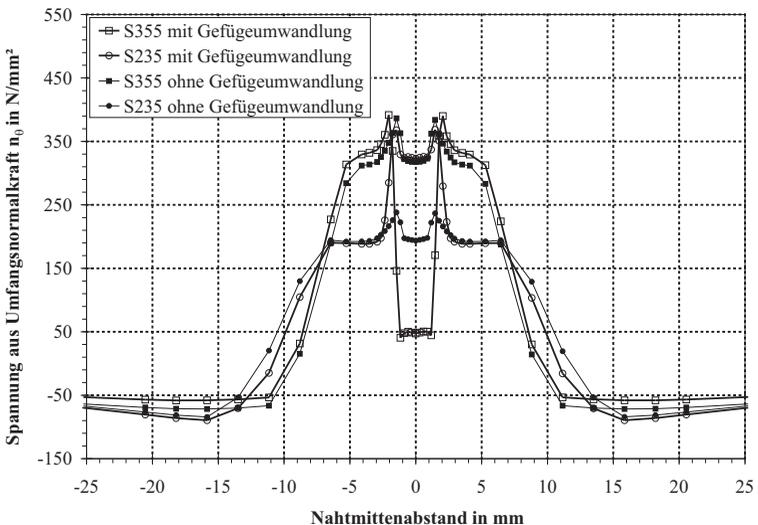
**Abbildung 11.1:** Radialverformung  $w$  in mm am Meridian  $VL3 = -5,625^\circ$  beim Zylinder 8/1/22,5/2/4



**Abbildung 11.2:** Radialverformung  $w$  in mm am Äquator beim Zylinder 8/1/22,5/2/4

- Beim S235 ist der Einfluß der Umwandlungsdehnungen geringer als beim S355. Es entsteht jedoch in Nahtmitte bainitisches Gefüge, dessen Streckgrenze mit  $500 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$  wesentlich größer ist als die Streckgrenze des ferritischen Gefüges im Grundwerkstoff mit  $240 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$ . Dies führt dazu, daß bei der Berechnung ohne Berücksichtigung der Gefügemwandlung die Umfangsspannungen in Nahtmitte im Bereich der Streckgrenze des Grundmaterials liegen, während die Umfangsspannungen in Nahtmitte auf  $440 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$  steigen, wenn die Berechnung mit Berücksichtigung der Gefügemwandlung durchgeführt wird.

Es fällt weiterhin auf, daß es auch bei der Berechnung ohne Gefügemwandlung zu einer Einsattelung der Umfangsspannungen in Nahtmitte kommt. Die Ursache hierfür liegt in der Verfestigung in der Wärmeeinflußzone, die größer ist als im geschmolzenen Nahtbereich.



**Abbildung 11.3:** Spannung in  $\frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$  aus Umfangsnormalkraft  $n_y$  am Meridian  $VL = -5,625^\circ$  beim Zylinder 8/1/22,5/2/4

## 11.4 Zusatzwerkstoff

Mit der Abbildung des Zusatzwerkstoffes wird bei der Berechnung berücksichtigt, daß der Schweißnahtspalt zwischen oberer und unterer Zylinderhälfte erst nach dem Vorbeiziehen der Schweißwärmequelle geschlossen und nach dem Abkühlen tragfähig wird.

Bei einer Berechnung ohne Zusatzwerkstoff wird dem Nahtspalt zu Beginn der Berechnung der Grundwerkstoff, die ferritische Phase, zugewiesen. Dieses Berechnungsmodell entspricht einem Zylinder, auf den eine Blindnaht geschweißt wird. Der Zylinder mit Schweißnahtspalt ist während des Schweißprozesses weicher als der Zylinder mit Blindnaht. Dies führt zur Vermutung, daß der Schweißverzug geringer wird, wenn kein Schweißnahtspalt vorhanden ist.

Die Bestätigung dieser Vermutung liefern die in den Tabellen 11.3 und 11.4 zusammengestellten Berechnungsergebnisse der Radialverformungen. Der Verhältniswert  $\frac{w \text{ ohne Zusatzwerkstoff}}{w \text{ mit Zusatzwerkstoff}}$  ist für alle betrachteten Zylinder kleiner als Eins. Sowohl die maximale Radialverformung nach außen, als auch die maximale Radialverformung nach innen wird geringer, wenn der Zusatzwerkstoff nicht mit abgebildet wird.

In Tabelle 11.3 haben alle Modelle Heftstellen. Daraus ergibt sich der direkte Vergleich mit und ohne Zusatzwerkstoff, da das gesamte Temperaturfeld, Heften und Schweißen, jeweils identisch ist.

In Tabelle 11.4 fehlen bei den Modellen ohne Zusatzwerkstoff die Heftstellen. In dieser Tabelle wird folglich eine Umfangsnaht mit Schweißspalt und Heftstellen mit einer reinen Blindnaht verglichen.

Die Darstellung der Radialverformungen am Äquator (Abbildung 11.5) zeigt die Abnahme der Verformungsamplitude in Umfangsrichtung, wenn der Schweißspalt nicht abgebildet wird (ohne Zusatzwerkstoff). Am linken Segmentrand treten Radialverformungen auf, die bei den Zylindern mit Berücksichtigung des Zusatzwerkstoffes deutlich weiter nach außen gerichtet sind als bei den Zylindern ohne Berücksichtigung des Zusatzwerkstoffes.

Die Abweichungen beim Verlauf der Radialverformung über die Zylinderhöhe sind nicht nur auf den Nahtbereich beschränkt, sondern sind auch in den Be-

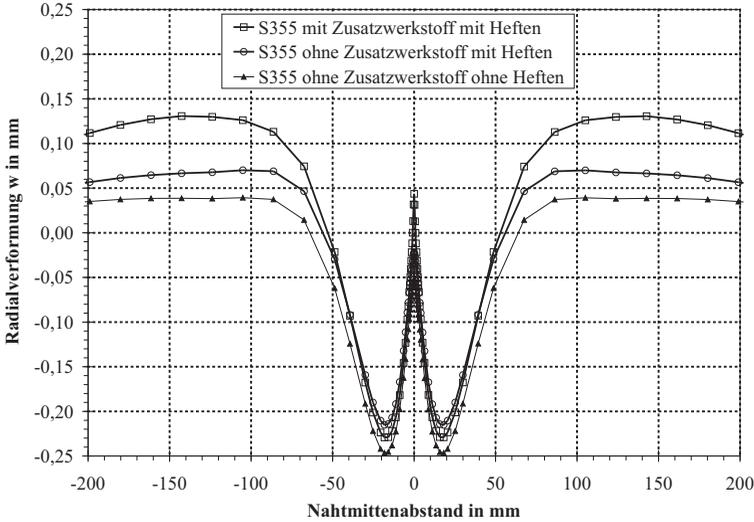
reichen neben der Naht deutlich zu erkennen (Abbildung 11.4). Insbesondere beim Zylinder mit 1 mm Wanddicke ist die Abweichung neben dem Nahtbereich wesentlich größer als im Nahtbereich selbst.

Radius in mm	800
t in mm	1
Werkstoff	S355
Berechnung mit Zusatzwerkstoff und Heftstellen:	
Radialverformung nach außen in mm	0,47
Radialverformung nach innen in mm	0,43
Berechnung ohne Zusatzwerkstoff und Heftstellen	
Radialverformung nach außen in mm	0,23
Radialverformung nach innen in mm	0,40
Verhältniswert $\frac{w \text{ ohne Zusatzwerkstoff}}{w \text{ mit Zusatzwerkstoff}}$ für die:	
Radialverformung nach außen	0,49
Radialverformung nach innen	0,93

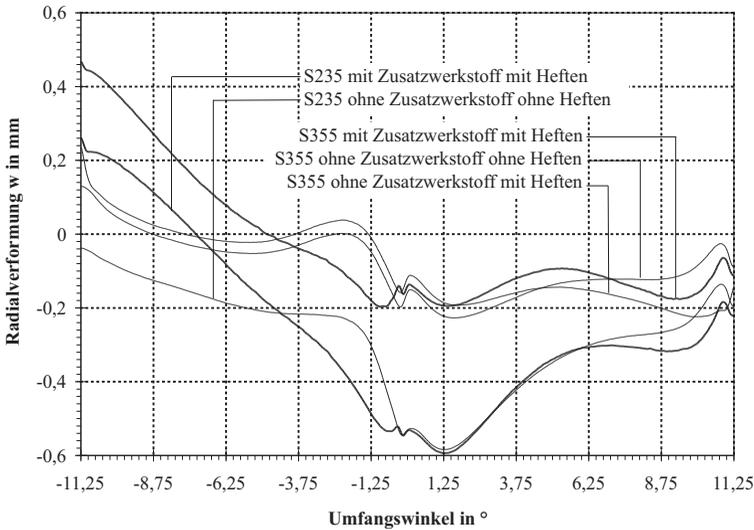
**Tabelle 11.3:** Radialverformung  $w$  nach dem Schweißen, identische Temperaturfelder

Radius in mm	800	800
t in mm	1	1
Werkstoff	S235	S355
Berechnung mit Zusatzwerkstoff und Heftstellen:		
Radialverformung nach außen in mm	0,40	0,47
Radialverformung nach innen in mm	0,67	0,43
Berechnung ohne Zusatzwerkstoff ohne Heftstellen (Blindnaht):		
Radialverformung nach außen in mm	0,27	0,17
Radialverformung nach innen in mm	0,63	0,35
Verhältniswert $\frac{w \text{ ohne Zusatzwerkstoff}}{w \text{ mit Zusatzwerkstoff}}$ für die:		
Radialverformung nach außen	0,68	0,36
Radialverformung nach innen	0,94	0,81

**Tabelle 11.4:** Radialverformung  $w$  nach dem Schweißen, Fertigungsnaht - Blindnaht



**Abbildung 11.4:** Radialverformung  $w$  in mm am Meridian  $VL = -5,625^\circ$  beim Zylinder 8/1/22,5/H/4



**Abbildung 11.5:** Radialverformung  $w$  in mm am Äquator beim Zylinder 8/1/22,5/H/4

## 11.5 Transiente Wärmequelle

Wird vereinfachend eine rotationssymmetrische Wärmequelle anstatt einer transienten Wärmequelle angesetzt, führt dies bei der Berechnung zu wesentlich kürzeren Rechenzeiten. Aus den bislang gezeigten Radialverformungen von Zylindern mit transienter Wärmequelle geht eine Umfangswelligkeit, die insbesondere im Nahtanfangs- und Nahtendbereich ausgeprägt ist, hervor. Diese Umfangswelligkeit kann aus einer rotationssymmetrischen Wärmequelle nie entstehen.

Die in 11.5 angegebenen Ergebnisse der Radialverformung der Varianten mit rotationssymmetrischer und transienter Wärmequelle zeigen, daß die maximale Radialverformung nach innen bei rotationssymmetrischer Wärmequelle geringer ist als bei transienter Wärmequelle. Eine Radialverformung nach außen tritt bei den Zylindern mit rotationssymmetrischer Wärmequelle nur bei wenigen Ausnahmen auf.

Radius in mm	800	800
t in mm	1	1
Werkstoff	S235	S355
Berechnung mit transienter Wärmequelle:		
Radialverformung nach außen in mm	0,40	0,47
Radialverformung nach innen in mm	0,67	0,43
Berechnung mit rotationssymmetrischer Wärmequelle:		
Radialverformung nach außen in mm	0,023	0,017
Radialverformung nach innen in mm	0,61	0,36
Verhältniswert $\frac{w_{\text{rotationssymmetrisch}}}{w_{\text{transient}}}$ für die:		
Radialverformung nach außen	0,058	0,036
Radialverformung nach innen	0,91	0,84

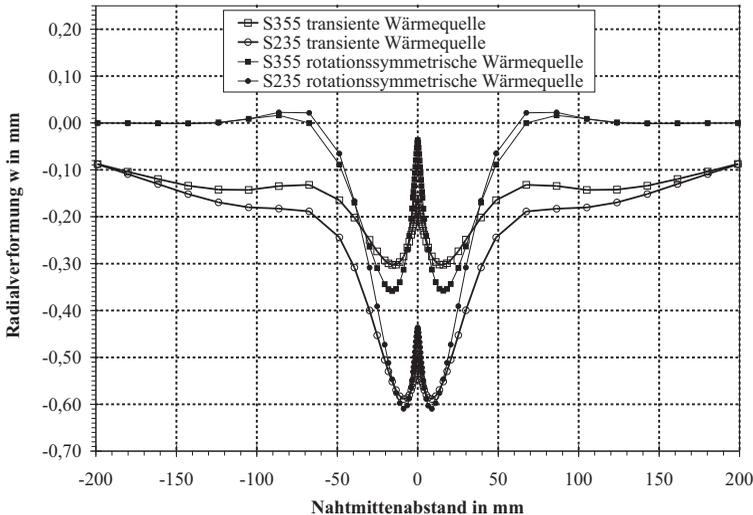
**Tabelle 11.5:** Radialverformung w nach dem Schweißen

Die Differenz des Radialverzuges zwischen Nahtmitte und maximalem Einzug im Nahtnebenbereich ist bei den Zylindern mit rotationssymmetrischer Wärmequelle größer als bei den Zylindern mit transienter Wärmequelle (Abbildung 11.6).

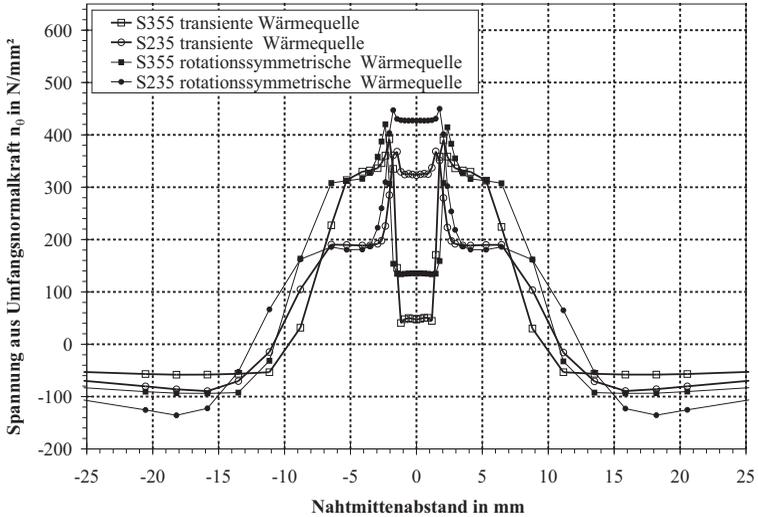
Der Übergang vom Nahtbereich in den Nahtnebenbereich erfolgt bei den Zylindern mit transientser Wärmequelle weicher als bei den Zylindern mit rotationssymmetrischer Wärmequelle. Diese Unterschiede liegen an den zwischen den beiden Wärmequellenarten unterschiedlichen Temperaturfeldverläufen in den Bereichen neben der Naht begründet (Abbildung 11.6).

Außer im Nahtmittbereich stimmen die Umfangsspannungen gut überein (Abbildung 11.7).

Im Nahtmittbereich unterscheidet sich die Abkühlgeschwindigkeit zwischen transientser und rotationssymmetrischer Wärmequelle. Daher kommt es aufgrund von Umwandlungseffekten zu den Abweichungen bei den Umfangsspannungen.



**Abbildung 11.6:** Radialverformung  $w$  in mm am Meridian  $A3 = +2,8125^\circ$  beim Zylinder 8/1/22,5/2/4 und 8/1/22,5/0/R

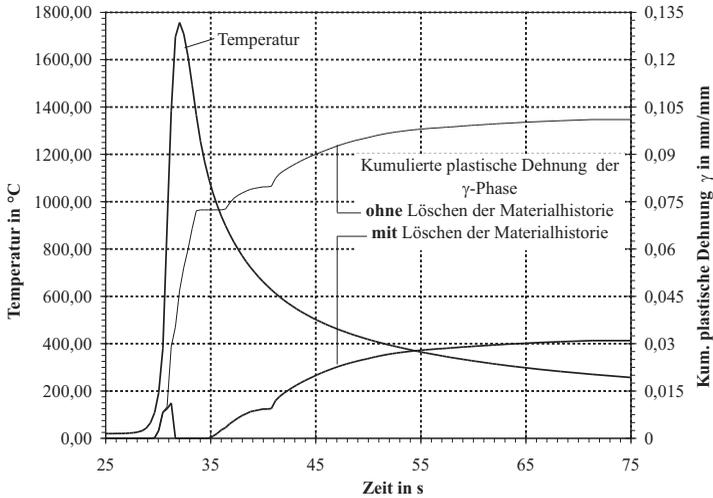


**Abbildung 11.7:** Spannung in  $\frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$  aus Umfangsnormalkraft  $n_\theta$  am Meridian VL =  $-5,625^\circ$  beim Zylinder 8/1/22,5/2/4 und 8/1/22,5/0/R

## 11.6 Zurücksetzen der Materialhistorie

Da beim Schweißprozeß Dehnungen auftreten, die im Bereich der Verfestigung des Werkstoffs liegen, spielt die Verfestigung bei der Berechnung der Eigenspannungen eine maßgebende Rolle. Beim Erreichen der Schmelztemperatur wird durch den Schmelzprozeß das bestehende Kristallgefüge aufgebrochen. Die bis dahin kumulierten plastischen Dehnungen verschwinden. Nach der Erstarrung entstehen die plastischen Dehnungen von Neuem.

In Abbildung 11.8 wird dieser Vorgang dargestellt. Betrachtet wird der Zeitbereich von 25 s bis 75 s am Schnittpunkt des Meridians VL =  $-22,5^\circ$  mit dem Äquator beim Zylinder R = 400 mm, t = 4 mm, S =  $90^\circ$  mit Blindnaht mit und ohne Löschen der Materialhistorie. An der linken Abzisse ist die Temperatur aufgetragen. An der rechten Abzisse sind die kumulierten plastischen Dehnungen der  $\gamma$ -Phase aufgetragen.



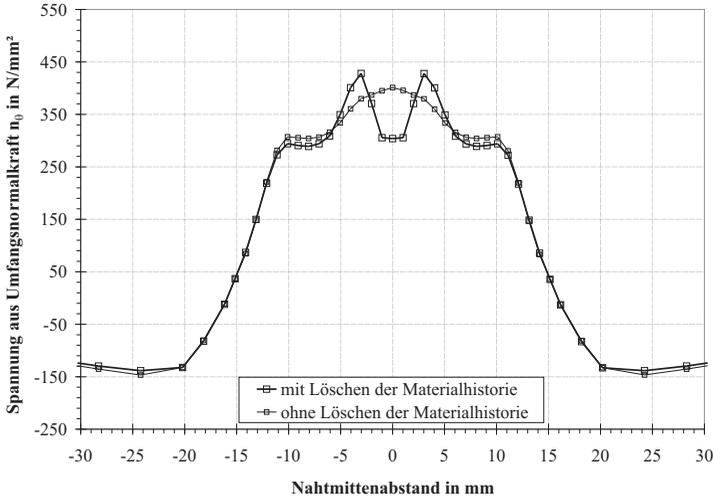
**Abbildung 11.8:** Verlauf von Temperatur und kumulierter plastischer Dehnung der  $\gamma$ -Phase beim Zylinder  $R = 400$  mm,  $t = 4$  mm,  $S = 90^\circ$  am Schnittpunkt des Meridians  $VL = -22,5^\circ$  mit dem Äquator

Es wird die  $\gamma$ -Phase betrachtet, da der Werkstoff im betrachteten Zeitfenster austenitisiert ist. Bei der Berechnung mit Löschen der Materialhistorie werden die kumulierten plastischen Dehnungen bei etwa 31 s, beim Erreichen der Schmelztemperatur gelöscht.

Der Zylinder  $R = 400$  mm,  $t = 4$  mm,  $S = 90^\circ$  wurde mit rotationssymmetrischer Wärmequelle ohne Heften und ohne Gefügeumwandlung einmal mit Löschen der Materialhistorie und einmal ohne Löschen der Materialhistorie berechnet. In Abbildung 11.9 sind die Spannungen aus Umfangsnormalkraft am Meridian  $M = 0^\circ$  aufgetragen.

Die Unterschiede im Spannungsverlauf im Nahtmittbereich kommen aus den Unterschieden bei den Verfestigungsspannungen, die sich aus dem in Abbildung 11.8 dargestellten unterschiedlichen Verlauf der kumulierten plastischen Dehnungen ergeben.

Wenn die plastischen Dehnungen nicht gelöscht werden, kommt es zu einer fehlerhaften Berechnung der Verfestigungsspannungen.



**Abbildung 11.9:** Spannung in  $\frac{N}{\text{mm}^2}$  aus Umfangsnormalkraft  $u_y$  am Meridian  $M = 0^\circ$  beim Zylinder  $R = 400$  mm,  $t = 4$  mm,  $S = 90^\circ$  (VE-08, VE-08b)

Die größte festgestellte Abweichung bei den Umfangsspannungen zwischen der Berechnung mit und der Berechnung ohne Zurücksetzen der Materialhistorie lag bei dem Faktor 1,33 (Abbildung 11.9).

## 11.7 Einfluß der Vereinfachungen auf die berechnete Grenzspannung

In Tabelle 11.6 sind die Grenzspannungen der Zylinder, bei denen Eigenspannung und Verzug realitätsnah berechnet wurden, den Axialgrenzsspannungen der Zylinder gegenübergestellt, bei denen Vereinfachungen bei der Berechnung getroffen wurden. Der Verhältniswert  $\frac{\sigma_{gr} \text{ ohne Vereinfachung}}{\sigma_{gr} \text{ mit Vereinfachung}}$  ist das Maß für die Auswirkung der jeweils betrachteten Vereinfachung auf die Grenzspannung.

Es fällt auf, daß die Anwendung einer rotationssymmetrischen Wärmequelle statt einer transienten Wärmequelle zu einer deutlichen Überschätzung der axialen Grenzspannung führt. Wird der Zusatzwerkstoff nicht abgebildet, so

Radius in mm	800	800
t in mm	1	1
Werkstoff	S235	S355
realitätsnahe Berechnung:		
Grenzspannung in $\frac{N}{mm^2}$	60,1	89,7
ohne Heften:		
Grenzspannung in $\frac{N}{mm^2}$	-	91,9
Verhältniswert $\frac{\sigma_{gr} \text{ ohne Heften}}{\sigma_{gr} \text{ mit Heften}}$	-	1,02
ohne Gefügeumwandlung:		
Grenzspannung in $\frac{N}{mm^2}$	59,9	85,4
Verhältniswert $\frac{\sigma_{gr} \text{ ohne Gefügeumwandlung}}{\sigma_{gr} \text{ mit Gefügeumwandlung}}$	1,00	0,93
ohne Zusatzwerkstoff mit Heften:		
Grenzspannung in $\frac{N}{mm^2}$	-	93,2
Verhältniswert $\frac{\sigma_{gr} \text{ ohne Zusatzwerkstoff}}{\sigma_{gr} \text{ mit Zusatzwerkstoff}}$	-	1,04
ohne Zusatzwerkstoff ohne Heften:		
Grenzspannung in $\frac{N}{mm^2}$	70,8	91,0
Verhältniswert $\frac{\sigma_{gr} \text{ ohne Zusatzwerkstoff}}{\sigma_{gr} \text{ mit Zusatzwerkstoff}}$	1,18	1,01
rotationssymmetrische Wärmequelle:		
Grenzspannung in $\frac{N}{mm^2}$	98,6	151
Verhältniswert $\frac{\sigma_{gr} \text{ rotationssymmetrisch}}{\sigma_{gr} \text{ transient}}$	1,64	1,68

**Tabelle 11.6:** Grenzspannung  $\sigma_{gr}$  für Zylinder mit realitätsnah berechneten Schweiß eigenspannungen und Schweiß verzug im Vergleich zu Zylindern mit Vereinfachungen bei der Berechnung

liegt beim Zylinder aus S235 die Grenzspannung über dem Wert, der sich aus einer realitätsnahen Berechnung ergibt. Beim Zylinder aus S355 sind mit und ohne Vereinfachung die Grenzspannungen annähernd gleich groß.

Bei der Berücksichtigung der Gefügeumwandlung ergeben sich aus der Vereinfachung beim Zylinder aus S355 Auswirkungen auf die Grenzspannung, beim Zylinder aus S235 jedoch kaum. Die Grenzspannung ist mit Berücksichtigung der Gefügeumwandlung größer.

Bei der Vereinfachung ohne Heften konnte bei den hier betrachteten Varianten kein signifikanter Einfluß auf die Grenzspannung festgestellt werden.

## 11.8 Bewertung der untersuchten Vereinfachungen

Es wurde gezeigt, daß die untersuchten Vereinfachungen bei der Berechnung signifikante Auswirkungen auf das berechnete Verzugsfeld nach dem Schweißen haben können.

Auf die berechneten Eigenspannungen haben die Vereinfachungen „Berechnung ohne Gefügeumwandlung“ und „ohne Löschen der Materialhistorie“ einen Einfluß.

Abweichungen bei der Grenzspannung, die sich bei der Berechnung ergeben, konnten abhängig von System und Werkstoff für alle Vereinfachungen außer dem Heften nachgewiesen werden. Das Heften hat jedoch Einfluß auf den Schweißverzug.



# 12 Einlagige Umfangsnähte

## 12.1 Übersicht über die untersuchten Varianten

Die untersuchten Modelle haben Wanddicken von 1 mm, 2 mm und 4 mm. Die Zylinderradien betragen 200 mm, 400 mm, 800 mm und 1600 mm. Die Zylinderlänge wird doppelt so groß wie der Zylinderradius gewählt:  $L = 2R$ . Die Segmentgröße wird abhängig vom Radius so gewählt, daß die Bogenlänge  $l_B$  des Segments mit 628 mm bei den Varianten gleich groß ist:  $l_B = 90 \cdot \frac{R}{400}$ . Um abzuschätzen, in wie weit die Größe des gewählten Segmentbogens das Berechnungsergebnis beeinflusst, wird bei ausgewählten Varianten ein doppelt so großes Segment oder ein ganzer Zylinder betrachtet.

Die Berechnungen erfolgen sowohl für Zylinder aus dem Werkstoff S235 als auch für Zylinder aus dem Werkstoff S355. Die Auswertung der Ergebnisse erfolgt getrennt nach den beiden Werkstoffen.

Aus den in den vorangegangenen Kapiteln betrachteten Schweißfolgen werden die Schweißfolgen 2 und 4 für alle Geometrievarianten gewählt. Schweißfolge 4 repräsentiert die Nahtanfangs- und Nahtendbereiche eines umfangsnahtgeschweißten Zylinders mit dem an dieser Stelle maximal werdenden Nahteinzug, sowie den an dieser Stelle signifikant auftretenden in Abbildung 9.22 beispielhaft dargestellten Axialeigenspannungen. Schweißfolge 2 repräsentiert einen auf minimalen Verzug optimiert geschweißten Zylinder mit geringerem Nahteinzug und geringen Axialeigenspannungen. Schweißfolge 5 wird, da sie in der Realität eher selten auftritt, nur bei ausgewählten Geometrievarianten betrachtet. Um eine Aussage zu erhalten, wie sich das transiente Temperaturfeld im Vergleich zum rotationssymmetrischen Temperaturfeld bei unterschiedlichen Zylinderschlankheiten verhält, werden die Varianten mit 1 mm und 4 mm Wanddicke mit gleichzeitiger Wärmequelle, Schweißfolge R, berechnet.

Die Berechnungsergebnisse sind in den beiden nachfolgenden Tabellen zusammengefaßt.

$\frac{R}{t}$	50	100	200			400			800		1600
$\sigma_{kl}$	2541	1271	635			318			159		79,4
t	4	4	1	2	4	1	2	4	1	2	1
S	180	90	180	90	45	90	45	22,5	45	22,5	22,5
Heft	3	2	3	2	2	2	2	2	2	2	2
$\frac{w}{t}(2)$	-0,11	-0,17	-0,24	-	-0,24	-0,41	-0,40	-0,29	-0,64	-0,63	-0,92
$\frac{w}{t}(4)$	-0,15	-0,22	-0,35	-0,36 <sup>2)</sup>	-0,31	-0,53	-0,53	-0,36	-0,80	-0,66	-1,16
$\frac{w}{t}(R)^{1)}$	-0,05	-0,09	-0,15	-	-0,14	-0,33	-	-0,21	-0,61	-	-1,02
mit Schweißbeigenspannungen											
$\frac{\sigma_{gr}}{\sigma_{kl}}(2)$	-	0,18	-	-	0,33	0,46	0,44	0,43	0,43	0,49	0,42
$\frac{\sigma_{gr}}{\sigma_{kl}}(4)$	-	0,18	-	0,31 <sup>2)</sup>	0,30	0,37	0,37	0,45	0,39	0,40	0,33
$\frac{\sigma_{gr}}{\sigma_{kl}}(R)^{1)}$	-	0,18	-	-	0,35	0,47	-	-	0,44	-	0,43 <sup>3)</sup>
ohne Schweißbeigenspannungen											
$\frac{\sigma_{gr}}{\sigma_{kl}}(2)$	-	0,18	-	-	0,35	0,47	0,45	0,43	0,38	0,40	0,31
$\frac{\sigma_{gr}}{\sigma_{kl}}(4)$	-	0,18	-	0,34 <sup>2)</sup>	0,36	0,43	0,39	0,47	0,37	0,38	0,28
$\frac{\sigma_{gr}}{\sigma_{kl}}(R)^{1)}$	-	0,18	-	-	0,36	0,59	-	-	0,41	-	0,30 <sup>3)</sup>

Tabelle 12.1: Berechnungsergebnisse für S235

$\frac{R}{t}$	50	100	200			400			800		1600
$\sigma_{kl}$	2541	1271	635			318			159		79,4
t	4	4	1	2	4	1	2	4	1	2	1
S	180	90	180	90	45	90	45	22,5	45	22,5	22,5
Heft	3	2	3	2	2	2	2	2	2	2	2
$\frac{w}{t}(2)$	-0,07	-0,10 <sup>1)</sup>	-0,16	-	-0,20	-0,33	-0,33	-0,37	-0,53	-0,56	-0,89
$\frac{w}{t}(4)$	-0,10	-0,15 <sup>1)</sup>	-0,19	-0,21 <sup>5)</sup>	-0,23	-0,33	-0,39	-0,26	-0,61	-0,58 <sup>2)</sup>	-0,95
$\frac{w}{t}(5)$	-	-	-	-	-	-	-0,54 <sup>2)</sup>	-	-	-0,81 <sup>2)</sup>	-
$\frac{w}{t}(R)^{4)}$	-0,03	-0,06	-0,08	-	-0,10	-0,19	-	-0,16	-0,36	-	-0,67 <sup>3)</sup>
mit Schweißbeigenspannungen											
$\frac{\sigma_{gr}}{\sigma_{kl}}(2)$	-	0,28 <sup>1)</sup>	0,39	-	0,49	0,50	0,53	0,48	0,45	0,50	0,43
$\frac{\sigma_{gr}}{\sigma_{kl}}(4)$	-	0,28 <sup>1)</sup>	0,39	0,49 <sup>5)</sup>	0,45	0,50	0,48	0,44	0,41	0,43 <sup>2)</sup>	0,39
$\frac{\sigma_{gr}}{\sigma_{kl}}(5)$	-	-	-	-	-	-	0,46 <sup>2)</sup>	-	-	0,43 <sup>2)</sup>	-
$\frac{\sigma_{gr}}{\sigma_{kl}}(R)^{4)}$	-	0,28	0,38	-	0,54	0,72	-	-	0,61	-	0,45 <sup>3)</sup>
ohne Schweißbeigenspannungen											
$\frac{\sigma_{gr}}{\sigma_{kl}}(2)$	-	0,28 <sup>1)</sup>	0,39	-	0,49	0,50	0,52	0,48	0,44	0,46	0,38
$\frac{\sigma_{gr}}{\sigma_{kl}}(4)$	-	0,27 <sup>1)</sup>	0,36	0,49 <sup>5)</sup>	0,46	0,50	0,46	0,44	0,41	0,41 <sup>2)</sup>	0,33
$\frac{\sigma_{gr}}{\sigma_{kl}}(5)$	-	-	-	-	-	-	0,42 <sup>2)</sup>	-	-	0,38 <sup>2)</sup>	-
$\frac{\sigma_{gr}}{\sigma_{kl}}(R)^{4)}$	-	0,28	0,38	-	0,53	0,71	-	-	0,61	-	0,44 <sup>3)</sup>

Tabelle 12.2: Berechnungsergebnisse für S355

Fußnoten zu Tabelle 12.1:

- 1) Schweißfolge R ohne Heften
- 2) Segment:  $360^\circ$ , 8 Heftstellen, Schweißfolge 1
- 3) Doppelte Segmentgröße

Fußnoten zu Tabelle 12.2:

- 1) 3 Heftstellen 2) Doppelte Segmentgröße, 3 Heftstellen
- 3) Doppelte Segmentgröße
- 4) Schweißfolge R ohne Heften
- 5) Segment:  $360^\circ$ , 8 Heftstellen, Schweißfolge 1

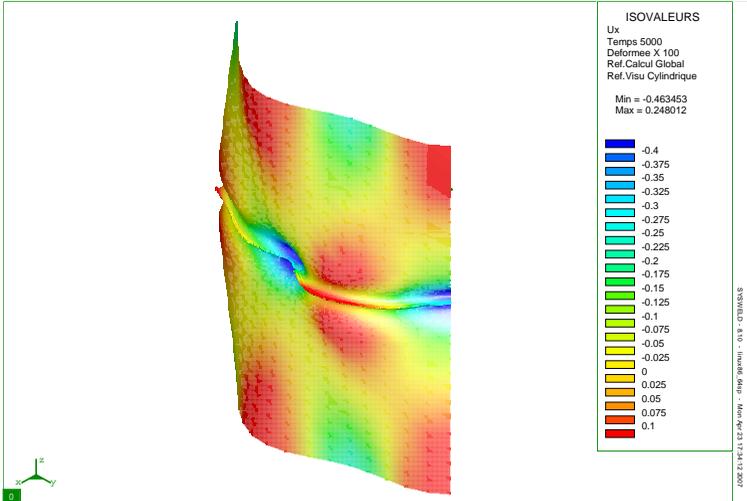
## 12.2 Segment im Vergleich mit ganzem Zylinder

Anhand eines Zylinders mit  $R = 400 \text{ mm}$ ,  $t = 2 \text{ mm}$  und  $L = 800 \text{ mm}$  aus S355 wird überprüft, wie groß die Abweichungen der Berechnungsergebnisse zwischen einem Segmentmodell und dem Modell eines ganzen Zylinders sind.

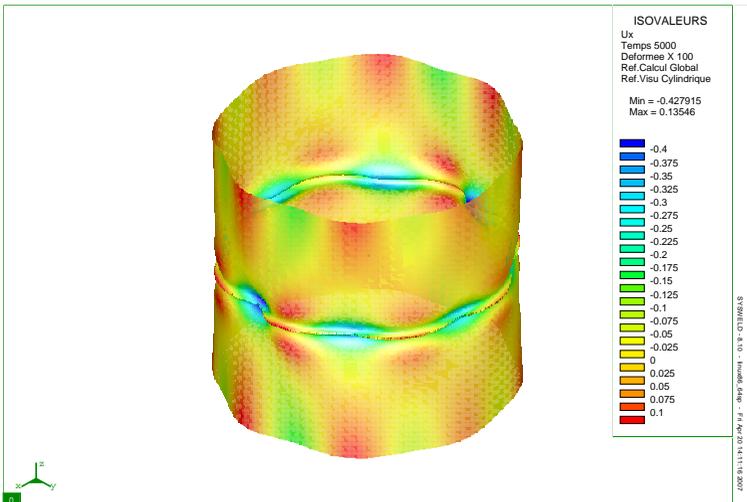
Für das Segmentmodell ( $S = 90^\circ$ ) wird Schweißfolge 4 gewählt. Beim Modell des ganzen Zylinders ( $S = 360^\circ$ ) laufen zwei Schweißwärmequellen im Abstand von  $180^\circ$  gleichzeitig in gleichem Drehsinn um je eine Zylinderhälfte. Verglichen wird der Übergangsbereich Nahtanfang  $\rightarrow$  Nahtende. Beim Segmentmodell befindet sich dieser Bereich in Segmentmitte.

Die Grenzspannung und die Beulverformung in diesem Grenzzustand der beiden Modelle zeigen keine signifikanten Abweichungen. Die Radialverformung des Segmentes unter der Grenzspannung von  $309 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$  ist in Abbildung 12.3 dargestellt. Die vergleichbare Radialverformung des ganzen Zylinders unter der Grenzspannung von  $310 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$  zeigt Abbildung 12.4.

In Abbildung 12.1 ist die Radialverformung  $w$  des Segmentmodells ( $S = 90^\circ$ ) nach dem Schweißen dargestellt. Die in Abbildung 12.2 dargestellte Radialverformung  $w$  des ganzen Zylinders ( $S = 360^\circ$ ) stimmt mit dieser qualitativ überein. Die maximale Radialverformung nach außen ist beim Segmentmodell



**Abbildung 12.1:** Radialverformung  $w$  in mm in Radialrichtung 100-fach überhöht, nach dem Schweißen, Zylinder 4/2/90/3/4 aus S355



**Abbildung 12.2:** Radialverformung  $w$  in mm in Radialrichtung 100-fach überhöht, nach dem Schweißen, Zylinder 4/2/360/8/1 aus S355

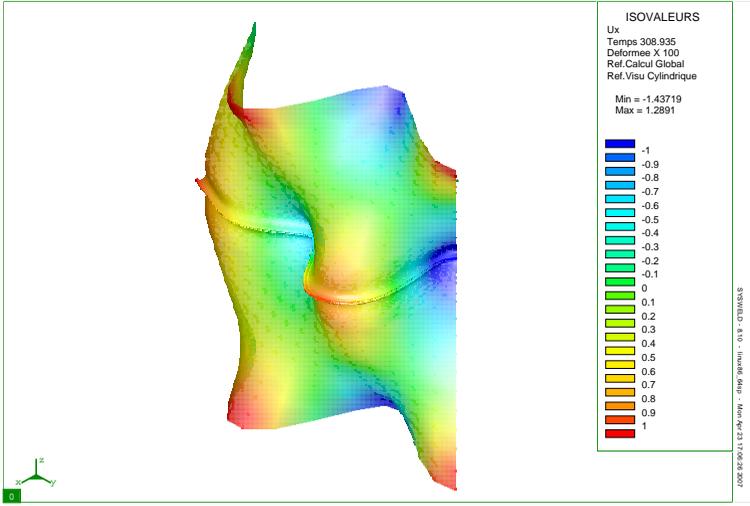


Abbildung 12.3: Radialverformung  $w$  in mm in Radialrichtung 100-fach überhöht unter Grenzspannung, Zylinder 4/2/90/3/4 aus S355

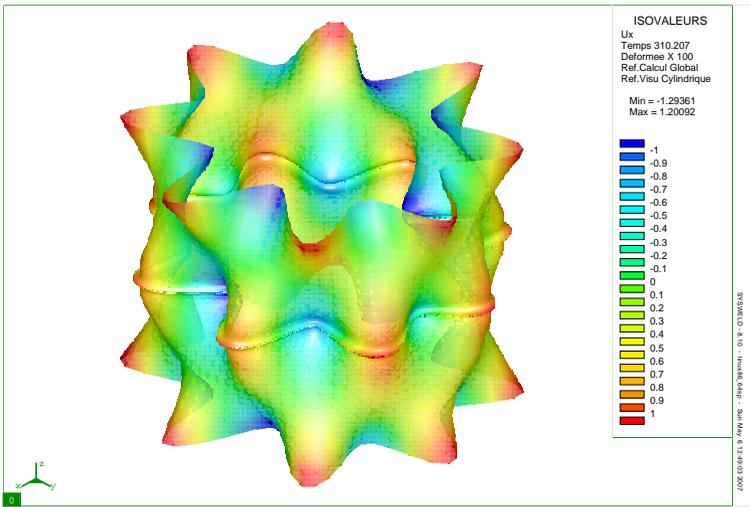


Abbildung 12.4: Radialverformung  $w$  in mm in Radialrichtung 100-fach überhöht unter Grenzspannung, Zylinder 4/2/360/8/1 aus S355

mit  $w = 0,248$  mm größer als beim Modell des ganzen Zylinders mit  $w = 0,135$  mm. Die maximale Radialverformung nach innen, die für das Beulen maßgebend ist, stimmt bei beiden Modellen sehr gut überein:  $w = -0,463$  mm beim Segmentmodell und  $w = -0,428$  mm beim ganzen Zylinder.

Damit wird bestätigt, daß eine Berechnung am Segmentmodell bei ausreichend großer Segmentgröße in Bezug auf die Betrachtung eines ganzen Zylinders hinreichend zutreffende Ergebnisse liefert.

## 12.3 Zylinderschlankheit und Schweißverzug

Den Wanddicken werden in den nachfolgend dargestellten Diagrammen folgende Farben zugeordnet:

$t = 1,0$  mm → rot

$t = 2,0$  mm → blau

$t = 4,0$  mm → grün

Den Schweißfolgen werden in den nachfolgenden Diagrammen folgende Symbole zugeordnet:

Schweißfolge 2 → Quadrat

Schweißfolge 4 → Raute

Schweißfolge 5 → Kreis

Schweißfolge R → Dreieck

Die maximale Radialverformung  $w$  nach innen ist in Abbildung 12.5 für den Werkstoff S235 und in Abbildung 12.7 für den Werkstoff S355 über der Zylinderschlankheit  $\frac{R}{t}$  für die in Abschnitt 12.1 angegebenen Varianten aufgetragen.

Der normierte Radialverzug  $\frac{w}{t}$  nach innen ist für den Werkstoff S235 in Abbildung 12.6 und in Tabelle 12.1 und für den Werkstoff S355 in Abbildung 12.8 und Tabelle 12.2 angegeben.

Folgendes ist für die Radialverformung nach innen festzustellen:

- Der Größtwert der Radialverformung ist bei allen Geometrievarianten beim Werkstoff S235 größer als beim Werkstoff S355.

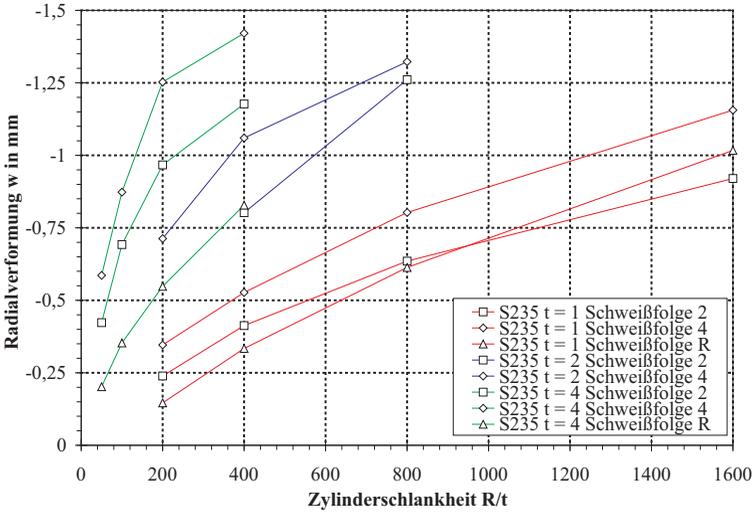


Abbildung 12.5: Maximale Radialverformung  $w$  in mm nach innen, Werkstoff S235

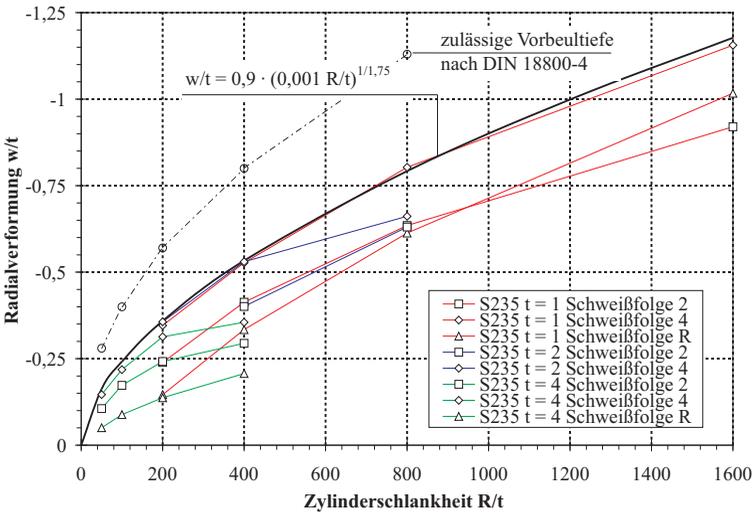


Abbildung 12.6: Normierte maximale Radialverformung  $\frac{w}{t}$  nach innen, Werkstoff S235

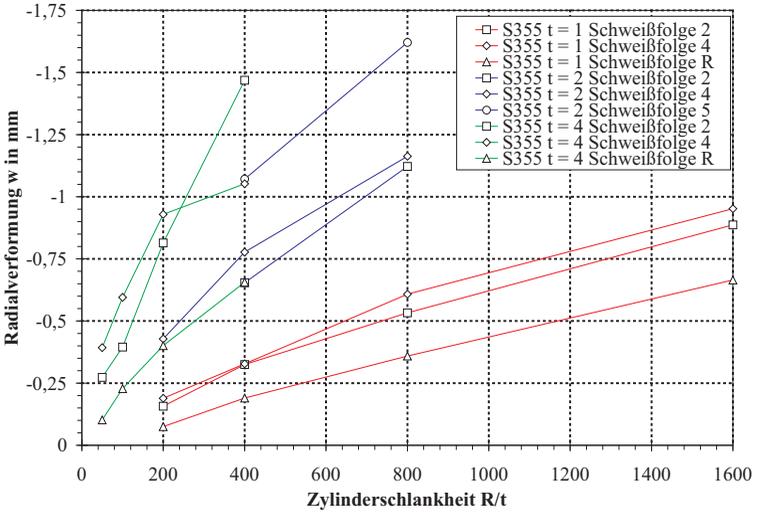


Abbildung 12.7: Maximale Radialverformung  $w$  in mm nach innen, Werkstoff S355

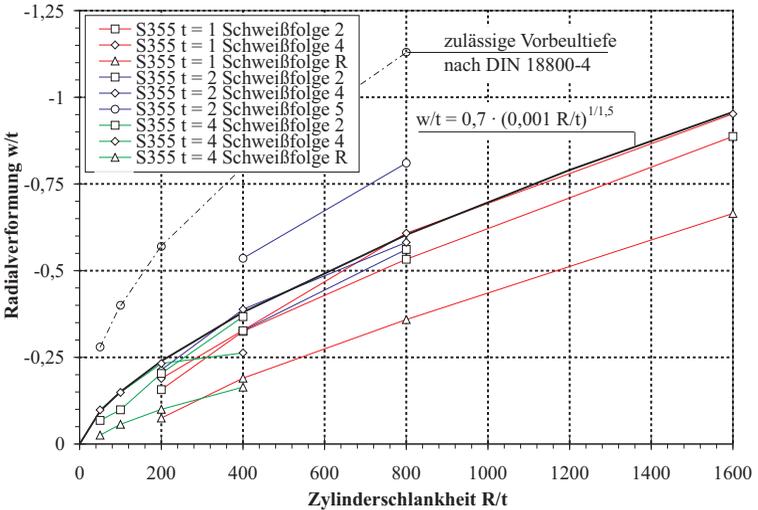


Abbildung 12.8: Normierte maximale Radialverformung  $\frac{w}{t}$  nach innen, Werkstoff S355

- Die maximale normierte Radialverformung ist für Varianten gleicher Zylinderschlankheit  $\frac{R}{t}$  und gleicher Schweißfolge unabhängig von der Wanddicke gleich.
- Der Größtwert der Radialverformung ist im allgemeinen bei gleichzeitiger Wärmequelle (Schweißfolge R) geringer als bei transienter Wärmequelle (Schweißfolgen 2, 4). Beim Werkstoff S235 sind die Größtwerte der Radialverformung zwischen Schweißfolge R und Schweißfolge 2 ab einer Zylinderschlankheit  $\frac{R}{t}$  von 800 etwa gleich groß.
- Die maximale Radialverformung ist bei Schweißfolge 4 und 5 für alle Geometrievarianten größer als bei Schweißfolge 2 und R.
- Je größer die Zylinderschlankheit  $\frac{R}{t}$  ist, desto größer ist die normierte Radialverformung. Die Abhängigkeit der Radialverformung von der Zylinderschlankheit ist nichtlinear.
- Die normierten Radialverformungen liegen abhängig von der Schweißfolge innerhalb einer konstanten Bandbreite.
- Die Radialverformungen sind kleiner als die nach DIN 18800-4 als Herstellungsgenauigkeit (Tabelle 9.1) zulässigen Vorbeultiefen.

Die maximale normierte Radialverformung nach innen  $\frac{w_{min}}{t}$  läßt sich aufgrund der dargestellten Berechnungsergebnisse durch folgende allgemeine Gesetzmäßigkeit in Abhängigkeit von der Zylinderschlankheit  $\frac{R}{t}$  darstellen:

$$\frac{w_{min}}{t} = a_L \left( \frac{R}{1000 \cdot t} \right)^{\frac{1}{b_L}} \quad (12.1)$$

Die in Tabelle 12.3 angegebenen Koeffizienten  $a_L$  und  $b_L$  sind abhängig vom Werkstoff und von der Schweißfolge:

Werkstoff	S235	S235	S355	S355	S355
Schweißfolge	2	4	2	4	5
$a_L$	0,70	0,90	0,65	0,70	0,95
$b_L$	1,75	1,75	1,5	1,5	1,5

**Tabelle 12.3:** Koeffizienten für Gleichung 12.1

Für Schweißfolge 4 ergibt sich somit folgende Beziehung zwischen Zylinderschlankheit und maximalem normierten Radialverzug nach innen:

$$\text{Für S235: } \frac{w_{min}}{t} = 0,9 \cdot \left( \frac{R}{1000 \cdot t} \right)^{\frac{1}{1,75}} \quad (12.2)$$

$$\text{Für S355: } \frac{w_{min}}{t} = 0,7 \cdot \left( \frac{R}{1000 \cdot t} \right)^{\frac{1}{1,5}} \quad (12.3)$$

Die maximale normierte Radialverformung  $\frac{w}{t}$  nach außen ist in Abbildung 12.9 für den Werkstoff S235 und in Abbildung 12.10 für den Werkstoff S355 über der Zylinderschlankheit  $\frac{R}{t}$  aufgetragen. Bei der gleichzeitigen Wärmequelle treten vernachlässigbar kleine Radialverformungen nach außen auf. Die normierte maximale Radialverformung nach außen nimmt bei den transienten Schweißfolgen mit zunehmender Zylinderschlankheit zu. Es ist jedoch kein so eindeutiger Bezug zwischen  $\frac{R}{t}$  und  $\frac{w}{t}$  wie bei der Radialverformung nach innen festzustellen.

## 12.4 Grenzspannung für Imperfektionen aus Schweißverzug mit Schweißeigenspannungen

In den Tabellen 12.1 und 12.2 sind die normierten Grenzspannungen  $\sigma_{gr}/\sigma_{kl}$ , die sich bei Berücksichtigung von Schweißverzug und Schweißeigenspannungen ergeben, geordnet nach Zylinderschlankheit, Wanddicke und Schweißfolge der betrachteten Varianten angegeben.

Graphisch sind die Grenzspannungen  $\sigma_{gr}$  in Abbildung 12.11 für den Werkstoff S235 und in Abbildung 12.13 für den Werkstoff S355 über der Zylinderschlankheit  $\frac{R}{t}$  aufgetragen. Als Vergleichswert ist die charakteristische Axialgrenzbeulspannung  $\sigma_{xS,R,k}$  eingetragen, die sich nach DIN 18800-4 ergibt, wenn die charakteristischen Werkstoffkennwerte zur Bemessung mit  $f_y = 240 \frac{N}{mm^2}$  (für S235),  $f_y = 360 \frac{N}{mm^2}$  (für S355) und  $E = 210000 \frac{N}{mm^2}$  angesetzt werden.

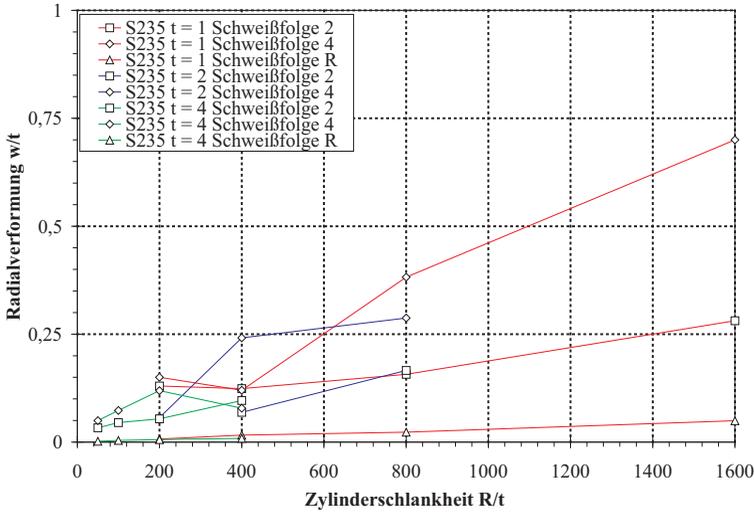


Abbildung 12.9: Normierte maximale Radialverformung  $\frac{w}{t}$  nach außen, Werkstoff S235

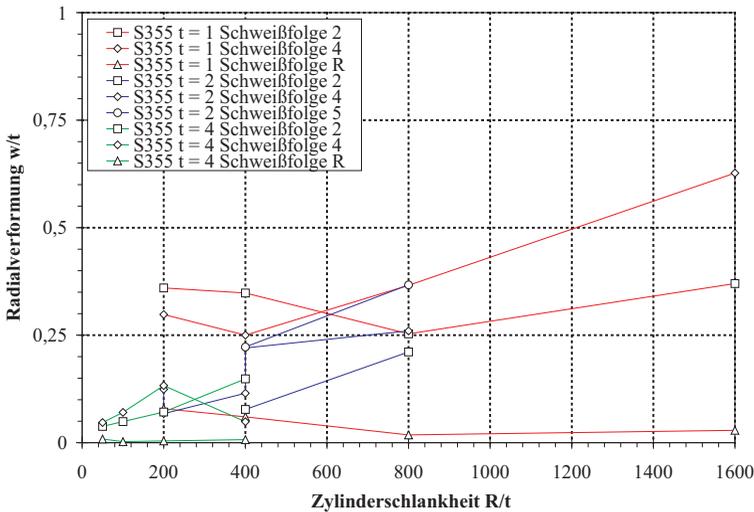


Abbildung 12.10: Normierte maximale Radialverformung  $\frac{w}{t}$  nach außen, Werkstoff S355

Die auf die klassische Grenzbeulspannung normierten Grenzspannungen  $\sigma_{gr}/\sigma_{kl}$  sind in Abbildung 12.12 für den Werkstoff S235 und in Abbildung 12.14 für den Werkstoff S355 über der Zylinderschlankheit  $\frac{R}{t}$  aufgetragen. Als Vergleichswert ist die auf die klassische Grenzbeulspannung normierte charakteristische Axialgrenzbeulspannung nach DIN 18800-4  $\sigma_{xS,R,k}/\sigma_{kl}$  eingetragen.

Aus den Grafiken ist folgendes zu erkennen:

- Die berechneten Grenzspannungen liegen generell über dem jeweiligen Vergleichswert nach DIN 18800-4.
- Die berechneten Grenzspannungen folgen qualitativ dem Verlauf der Axialgrenzbeulspannungen nach DIN 18800-4.
- Die berechneten Axialgrenzspannungen der Zylinder aus S235 liegen näher an den Axialgrenzbeulspannungen nach DIN 18800-4 als die berechneten Grenzspannungen der Zylinder aus S355.
- Die geringsten berechneten Grenzspannungen ergeben sich jeweils aus Schweißfolge 4 und 5.
- Aus der rotationssymmetrischen Wärmequelle ergeben sich jeweils größere Grenzspannungen als für die Zylindermodelle mit transienter Wärmequelle. Mit einer gleichzeitigen Wärmequelle wird folglich die Grenzspannung zu hoch und damit zur unsicheren Seite abgeschätzt.
- Bei einer Zylinderschlankheit  $\frac{R}{t} \geq 200$  liegt bei transienter Wärmequelle die normierte Grenzspannung  $\sigma_{gr}/\sigma_{kl}$  für die betrachteten Zylinder aus S235 zwischen 0,30 und 0,50 und für die betrachteten Zylinder aus S355 zwischen 0,40 und 0,53.
- Bei einer Zylinderschlankheit  $\frac{R}{t} \leq 100$  ist die Grenzspannung, unabhängig von den untersuchten Schweißfolgen, beim S355 gleich der Streckgrenze und beim S235 nur geringfügig geringer als die Streckgrenze. Im Gegensatz zur DIN 18800-4 liefern die Berechnungsergebnisse bei  $\frac{R}{t} = 100$  keine Abminderung aus dem Beulen.

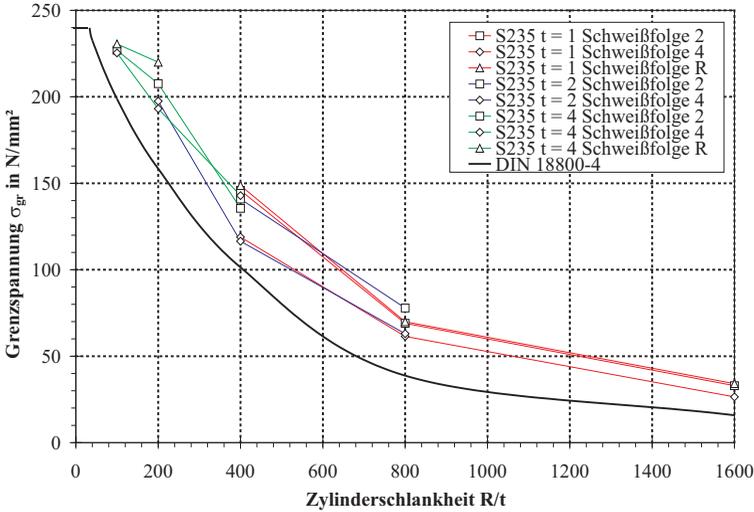


Abbildung 12.11: Grenzspannung  $\sigma_{gr}$  in  $\frac{N}{mm^2}$ , Werkstoff S235

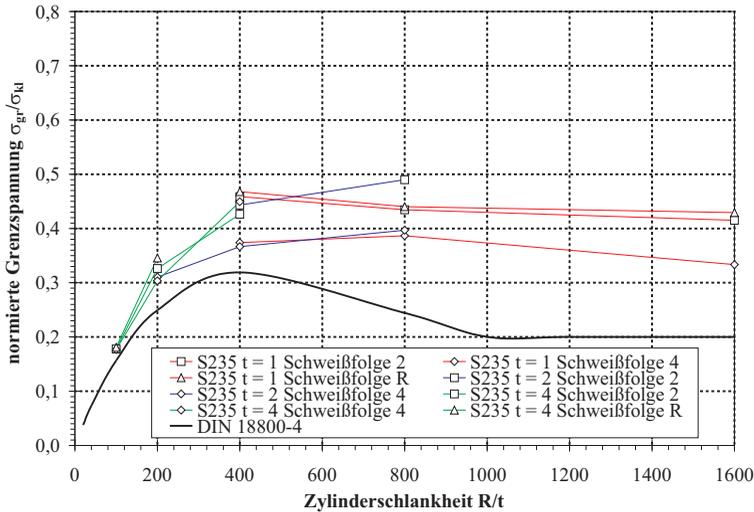


Abbildung 12.12: Normierte Grenzspannung  $\sigma_{gr}/\sigma_{kl}$  in  $\frac{N}{mm^2}$ , Werkstoff S235

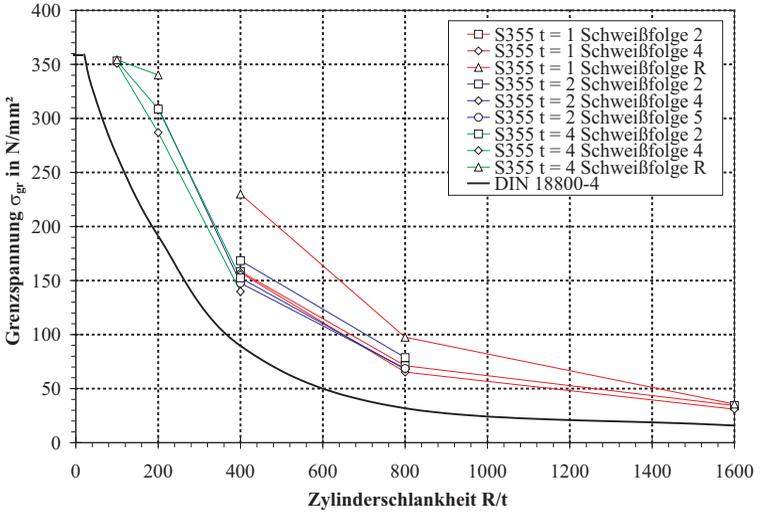


Abbildung 12.13: Grenzspannung  $\sigma_{gr}$  in  $\frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$ , Werkstoff S355

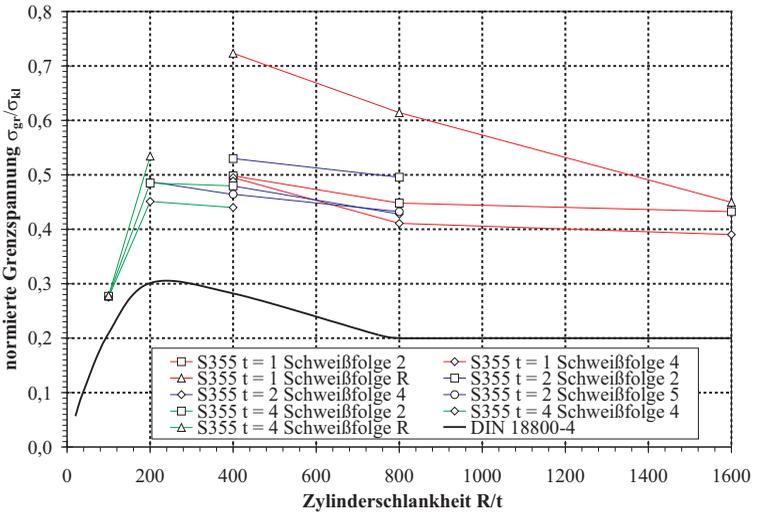


Abbildung 12.14: Normierte Grenzspannung  $\sigma_{gr}/\sigma_{kl}$  in  $\frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$ , Werkstoff S355

Die Feststellung des letzten Punktes wird unter Betrachtung des Schweißnahteinzuges, der beim S355 0,1t und beim S235 0,15t beträgt und wesentlich kleiner als die für die Herstellung zulässige Vorbeultiefe mit 0,4t ist, verständlich. Wird die Grenzspannung für einen Zylinder ohne Schweißverzug jedoch mit der in Abbildung 5.11 dargestellten Vorverformungsfigur mit dem für die FEM-Berechnung in prEN 1993-1-6: 2005 Abschnitt 8.7.2 für die Qualitätsklasse B angegebenen Stich der Vorverformung von  $\frac{w_0}{t} = 0,64$  ermittelt, so ergibt sich beim Zylinder  $R = 400$  mm,  $t = 4$  mm und  $f_y = 355 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$  eine Grenzspannung von  $0,7f_y$ . Dieser Wert entspricht der Abminderung  $\kappa$  nach DIN 18800-4. Die Werte der Herstelltoleranz-Qualitätsklasse B nach prEN 1993-1-6 entsprechen den in DIN 18800-4 spezifizierten Werten der Herstelltoleranzen. Daraus ist zu schließen, daß für dickwandige Zylinder die nichtschweißbedingten Imperfektionen einen größeren Einfluß auf das Beulverhalten haben, als die schweißbedingten.

Abweichungen zu den Ergebnissen von Banke et al. [BSS03] und Hübner et. al [HTS06] liegen in Vereinfachungen begründet, die Banke und Hübner bei der numerischen Abbildung von Schweißeigenstressungen und Schweißverzug getroffen haben. Zu diesen Vereinfachungen gehören der rotationssymmetrische Ansatz der Wärmequelle, die Vernachlässigung der Gefügeumwandlung, die nicht Berücksichtigung der sukzessiven Füllung des Schweißnahtspaltes, der vereinfachende Ansatz von Schrumpfdrehungen im Nahtbereich oder die Nichtberücksichtigung des Aufheizvorganges.

## 12.5 Grenzspannung für Imperfektionen aus Schweißverzug ohne Schweißeigenstressungen

Aus dem Vergleich der Grenzspannung des Systems mit Schweißeigenstressung ( $\sigma_{gr\ mit}$ ) zur Axialgrenzspannung des Systems ohne Schweißeigenstressung ( $\sigma_{gr\ ohne}$ ) kann eine Aussage zum Einfluß der Schweißeigenstressungen auf das Stabilitätsverhalten getroffen werden.

In den Tabellen 12.1 und 12.2 sind die normierten Grenzspannungen  $\sigma_{gr}/\sigma_{kl}$ , die sich bei Berücksichtigung von Schweißverzug und Schweißbeigenspannungen ergeben, geordnet nach Zylinderschlankheit, Wanddicke und Schweißfolge der betrachteten Varianten angegeben.

Graphisch sind die Grenzspannungen  $\sigma_{gr}$  in Abbildung 12.15 für den Werkstoff S235 und in Abbildung 12.17 für den Werkstoff S355 über der Zylinderschlankheit  $\frac{R}{t}$  aufgetragen. Als Vergleichswert ist die charakteristische Axialgrenzbeulspannung  $\sigma_{xS,R,k}$  nach DIN 18800-4 eingetragen.

Die auf die klassische Grenzbeulspannung normierten Grenzspannungen  $\sigma_{gr}/\sigma_{kl}$  sind in Abbildung 12.16 für den Werkstoff S235 und in Abbildung 12.18 für den Werkstoff S355 über der Zylinderschlankheit  $\frac{R}{t}$  aufgetragen. Als Vergleichswert ist die auf die klassische Grenzbeulspannung normierte charakteristische Axialgrenzbeulspannung nach DIN 18800-4  $\sigma_{xS,R,k}/\sigma_{kl}$  eingetragen.

Neue Erkenntnisse liefert das in Abbildung 12.19 für den Werkstoff S235 und in Abbildung 12.20 für den Werkstoff S355 über der Zylinderschlankheit  $\frac{R}{t}$  aufgetragene Verhältnis der Grenzspannung mit Schweißbeigenspannungen zur Grenzspannung ohne Schweißbeigenspannung  $\sigma_{gr\text{ mit}}/\sigma_{gr\text{ ohne}}$ .

Ist dieses Verhältnis kleiner als Eins, dann wirken sich die Schweißbeigenspannungen beullastmindernd aus. Ist dieses Verhältnis größer als Eins, dann wirken sich die Schweißbeigenspannungen beullaststeigernd aus.

Zum Einfluß der Schweißbeigenspannungen auf das Stabilitätsverhalten können folgende Aussagen getroffen werden:

- Die Art des Einflusses ist abhängig vom Werkstoff und von der Zylinderschlankheit.
- Bei den Zylindern aus S235 ist bei einer Zylinderschlankheit  $100 < \frac{R}{t} \leq 500$  eine beullastmindernde Wirkung und bei einer Zylinderschlankheit  $\frac{R}{t} \geq 700$  eine beullaststeigernde Wirkung der Schweißbeigenspannungen festzustellen.
- Bei den Zylindern aus S355 ist generell keine beullastmindernde Wirkung der Schweißbeigenspannungen festzustellen.

- Bei den Zylindern aus S355 ist bei einer Zylinderschlankheit  $\frac{R}{t} \geq 800$  eine beullaststeigernde Wirkung der Schweißeigenspannungen erkennbar.
- Bei den Zylindern aus S355 haben bei einer Zylinderschlankheit  $\frac{R}{t} \leq 800$  die Schweißeigenspannungen weder eine beullaststeigernde noch eine beullastmindernde Wirkung. Eine Ausnahme bilden die Zylinder mit 2 mm Wanddicke, bei denen im Bereich  $\frac{R}{t} = 400$  bis  $\frac{R}{t} = 800$  eine beullaststeigernde Wirkung der Schweißeigenspannungen festgestellt werden kann.

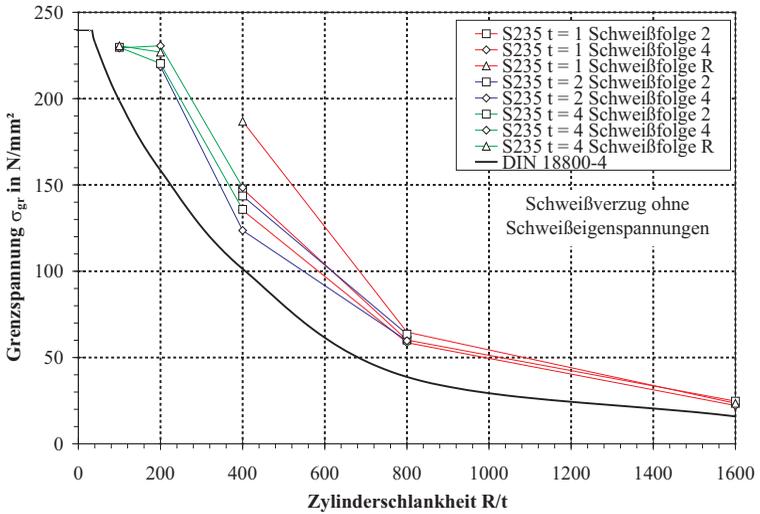


Abbildung 12.15: Grenzspannung  $\sigma_{gr}$  in  $\frac{N}{mm^2}$ , Werkstoff S235, Schweißverzug ohne Schweißeigenspannungen

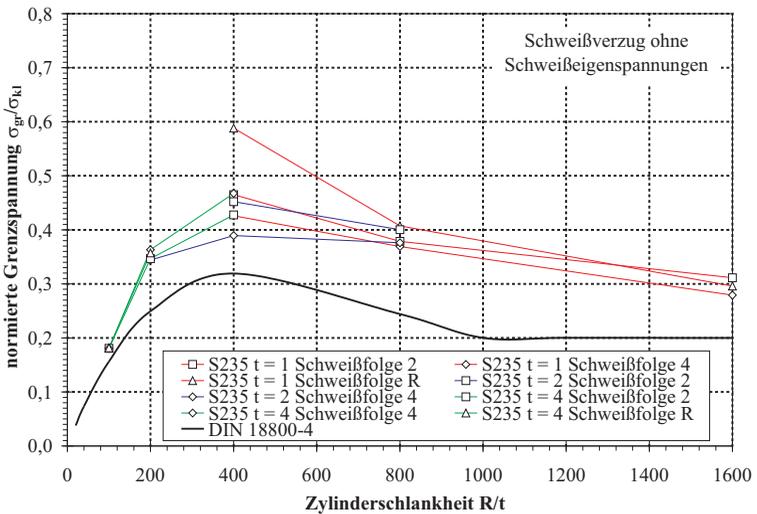


Abbildung 12.16: Normierte Grenzspannung  $\sigma_{gr}$  in  $\frac{N}{mm^2}$ , Werkstoff S235, Schweißverzug ohne Schweißeigenspannungen

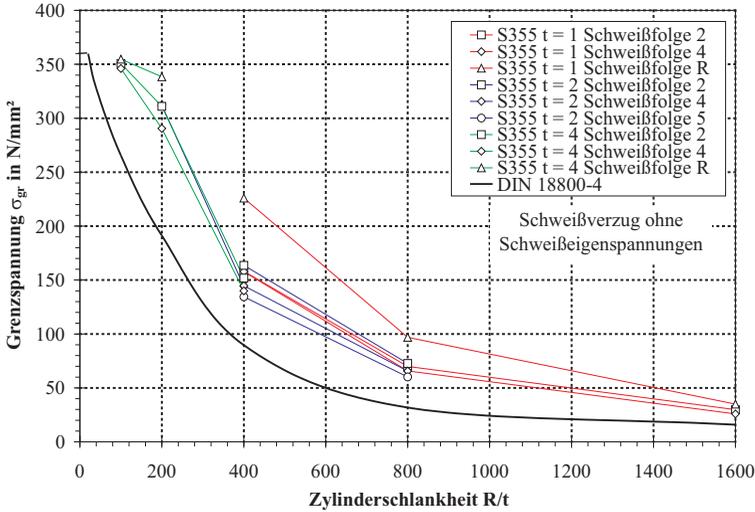


Abbildung 12.17: Grenzspannung  $\sigma_{gr}$  in  $\frac{N}{mm^2}$ , Werkstoff S355, Schweißverzug ohne Schweißeigenspannungen

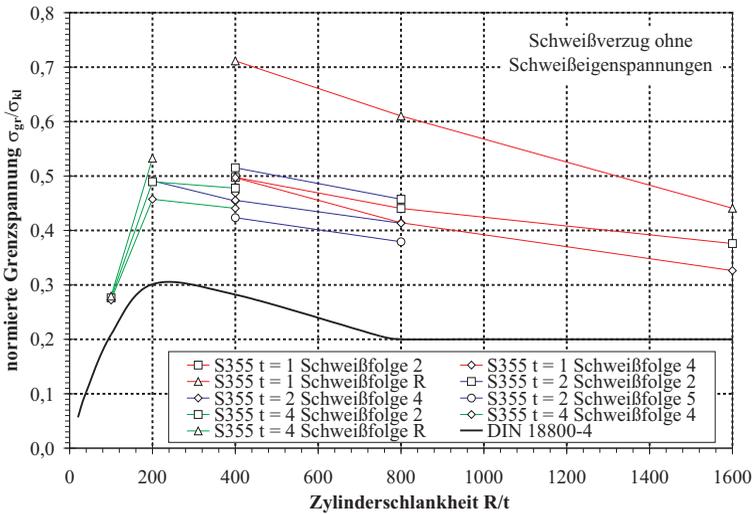


Abbildung 12.18: Normierte Grenzspannung  $\sigma_{gr}$  in  $\frac{N}{mm^2}$ , Werkstoff S355, Schweißverzug ohne Schweißeigenspannungen

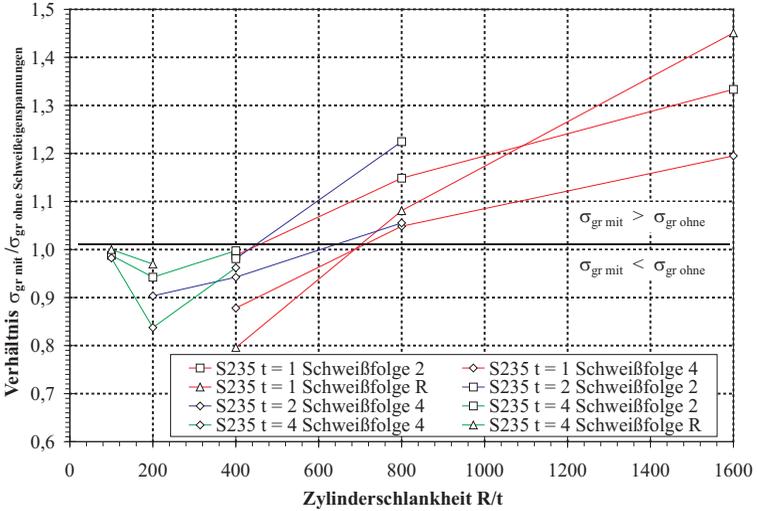


Abbildung 12.19: Verhältnis der Grenzspannung mit zur Grenzspannung ohne Schweißeigenspannung  $\sigma_{gr\ mit} / \sigma_{gr\ ohne}$ , Werkstoff S235

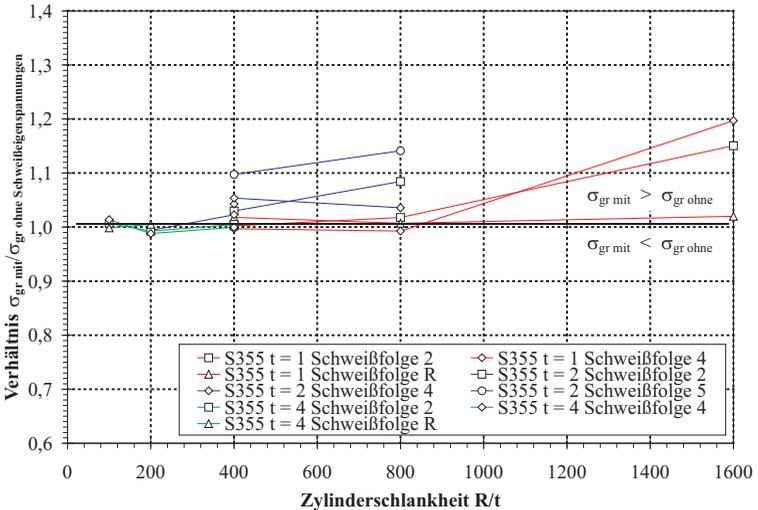


Abbildung 12.20: Verhältnis der Grenzspannung mit zur Grenzspannung ohne Schweißeigenspannung  $\sigma_{gr\ mit} / \sigma_{gr\ ohne}$ , Werkstoff S355



# 13 Mehrlagige Umfangsnähte

## 13.1 Übersicht über die untersuchten Varianten

Die Berechnungen werden mit Schalen-Volumenelementmodellen durchgeführt, bei denen der Nahtbereich mit Volumenelementen und der übrige Bereich mit Schalenelementen abgebildet wird. Gewählt wird ein Zylindersegment aus S355 mit der in Tabelle 13.1 angegebenen Geometrie. Variiert werden die Temperaturfelder, die die unterschiedliche Lagenfolge beim Schweißen abbilden. Die Zylinderschlankheit beträgt  $\frac{R}{t} = 1000$ . Die erwarteten Grenzspannungen liegen damit im elastischen Bereich.

Material	R	t	Segment	L	Heft-	Schweißfolge
	mm	mm	°	mm	stellen	1. Lage - 2. Lage
S355	6000	6	11,25	2400	5	4 - 2

**Tabelle 13.1:** Abmessung und Schweißfolge der untersuchten Varianten

Die Heftnähte werden bei allen Varianten gleich mit fünf äquidistant verteilten Heftstellen und einer Länge von 1 cm ausgeführt. Der Abstand der Heftstellen beträgt 295 mm. Geheftet wird jeweils die erste Lage. Das ist die der Zylindermitte zugewandte Lage. Heftbeginn ist bei 0 s.

Es werden zwei Nahtgeometrien untersucht: X-Naht und V-Naht. Bei der gewählten X-Naht erfolgt die Füllung der Schweißfuge wechselseitig. Damit ist der Wärmeeintrag annähernd symmetrisch. Dieser Fall ist damit den einlagigen Nähten des vorangegangenen Kapitels ähnlich, mit dem Unterschied, daß bei einer mehrlagigen Naht die Nahtanfangs- und Nahtendbereiche der zuvor geschweißten Lagen wieder erwärmt werden. Bei der V-Naht erfolgt die Füllung der Naht einseitig und damit unsymmetrisch. Der bei ebenen Blechen bei einer V-Naht auftretende Winkelverzug führt bei der Umfangsnaht eines

Zylinders und der gewählten Öffnung der Schweißfuge nach außen zu einer Vergrößerung der Radialverformung nach innen. Die gewählten Nahtformen decken eine für den Verzug günstige und eine für den Verzug ungünstige Anordnung der Nahtgeometrie ab.

Bei der Variante „mehrlagige Naht“ wird die erste Lage mit Schweißfolge 4 geschweißt, die zweite Lage mit Schweißfolge 2. Schweißnaht 2 der ersten Lage beginnt bei 1000 s, Schweißnaht 1 der ersten Lage beginnt bei 2000 s und die Schweißnaht von Lage 2 bei 3000 s.

Bei den Varianten „einlagige Naht“ wird Schweißfolge 4 mit den im vorigen Absatz für die Lage 1 genannten Zeiten verwendet. Bei den einlagigen Nähten wird die Wärmequelle so abgebildet, daß das Schmelzbad der einlagigen Naht dem aufgeschmolzenen Bereich der mehrlagigen Naht entspricht.

In Tabelle 13.2 sind die maßgebenden Parameter der untersuchten Varianten zusammengestellt.

Zylinder Name	Naht
V2	zweilagige V-Naht
V1	einlagige V-Naht
X2	zweilagige X-Naht
X1	einlagige X-Naht

**Tabelle 13.2:** Nahtausführung der untersuchten Varianten

## 13.2 Axialspannung

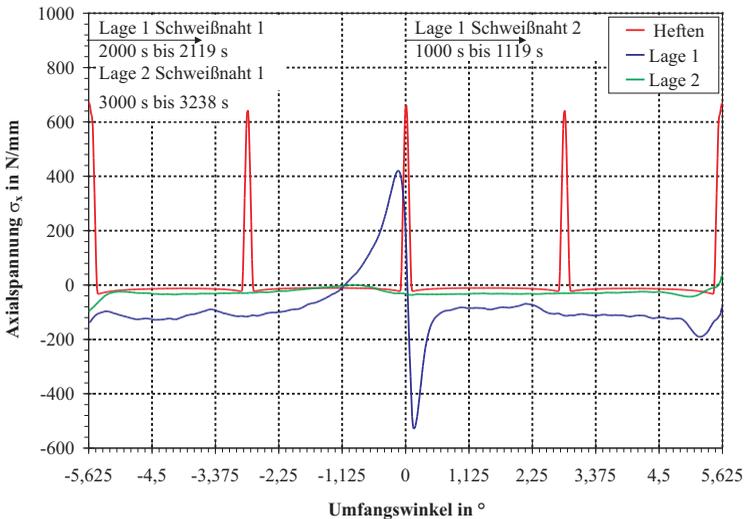
In Abbildung 13.1 ist für das Modell der zweilagig geschweißten V-Naht (V2) die Axialspannung  $\sigma_x$  am Äquator in Schalenmitte nach dem Heften, nach dem Schweißen der Lage 1 und nach dem Schweißen der Lage 2 dargestellt.

Nach Lage 1 entsteht am Nahtwechselbereich zwischen Schweißnaht 1 und Schweißnaht 2 die aus den einlagig geschweißten Zylindern bekannte Axialspannungszwiebel (vgl. Abbildung 9.22). Dies ist in Segmentmitte am Zug-Druckspannungswechsel der blauen Kurve in Abbildung 13.1 zu erkennen.

Die in dieser Kurve überwiegenden Druckspannungen kommen aus der Exzentrizität der Schalenmittelfläche, wenn nach Lage 1 der Schweißspalt erst zur Hälfte gefüllt ist.

Wird der Nahtwechsel der Lage 1 mit der Lage 2 überschweißt, so verschwinden die Axialeigenspannungen. Dies zeigt die grüne Kurve in Abbildung 13.1.

Bei der X-Naht ist die Situation bezüglich der Axialspannungen die gleiche wie bei der V-Naht.



**Abbildung 13.1:** Axialspannung  $\sigma_x$  in  $\frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$  am Äquator in Schalenmitte, zweilagig geschweißte V-Naht (V2)

### 13.3 Schweißverzug

In Tabelle 13.3 sind die maximalen Radialverformungen  $w$  nach außen und nach innen für die betrachteten Varianten zusammengestellt. Die auf die Wanddicke normierten Radialverformungen  $\frac{w}{t}$  sind in Tabelle 13.4 angegeben. Die maximalen Radialverformungen nach innen treten genauso wie bei den einlagigen Nähten im Nahtnebenbereich auf.

Abbildung 13.2 zeigt für die Varianten mit X-Naht (X1,X2) am Meridian  $VL = -2,8125^\circ$  die Radialverformung  $w$  nach den einzelnen Fertigungsschritten. Die Schweißnaht 2 befindet sich auf der rechten Seite des Segmentes und nicht am betrachteten Meridian. Daher weist die Verformung nach Schweißnaht 2 in Nahtmitte nach außen. Wie bei den einlagigen Nähten entsteht auch hier ein Knick im Nahtbereich.

Die Radialverformung nach innen des zweilagig geschweißten Zylindersegmentes ist deutlich geringer als die Radialverformung des entsprechenden einlagig geschweißten Segmentes. Dies ist aus Abbildung 13.2 für die X-Naht zu erkennen und gilt genauso für die V-Naht (siehe Tabelle 13.3).

Naht	V 2-lagig	V 1-lagig	X 2-lagig	X 1-lagig
nach Heften:				
nach außen	0,314	0,314	0,314	0,314
nach innen	0,0672	0,0672	0,0672	0,0672
nach Lage 1:				
nach außen	0,479	-	0,379	-
nach innen	0,682	-	0,841	-
nach Lage 2:				
nach außen	0,170	0,273	0,136	0,257
nach innen	1,611	2,00	1,24	1,95

**Tabelle 13.3:** Maximalwerte der Radialverformung  $w$  in mm

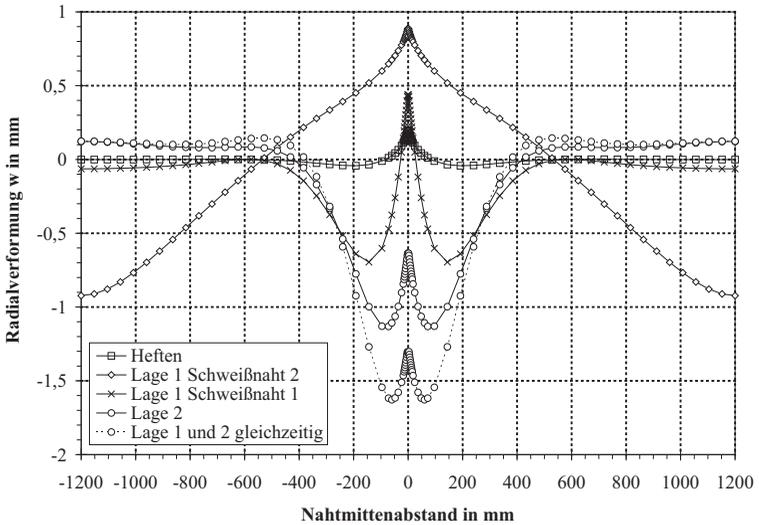
In Abbildung 13.3 ist die Radialverformung am Äquator für die zweilagig geschweißte V-Naht und in Abbildung 13.4 für die zweilagig geschweißte X-Naht nach den einzelnen Fertigungsschritten dargestellt.

Die zweite Lage der V-Naht hat ein deutlich größeres Schmelzbadvolumen als die zweite Lage der X-Naht. Dadurch kommt es beim Modell mit V-Naht zu einem deutlich größerem Schweißnahteinzug als beim Modell mit X-Naht.

Der Schweißverzug ist in den Abbildungen 13.5 bis 13.8 für die betrachteten Varianten dargestellt.

Naht	V 2-lagig	V 1-lagig	X 2-lagig	X 1-lagig
nach Heften:				
nach außen	0,0523	0,0523	0,0523	0,0523
nach innen	0,0112	0,0112	0,0112	0,0112
nach Lage 1:				
nach außen	0,0798	-	0,0632	-
nach innen	0,114	-	0,140	-
nach Lage 2:				
nach außen	0,0283	0,0455	0,0227	0,0428
nach innen	0,269	0,333	0,207	0,325

**Tabelle 13.4:** Maximalwerte der normierten Radialverformung  $\frac{w}{t}$



**Abbildung 13.2:** Radialverformung  $w$  in mm am Meridian  $VL = -2,8125^\circ$ , zweilagig (X2) und einlagig (X1) geschweißte X-Naht

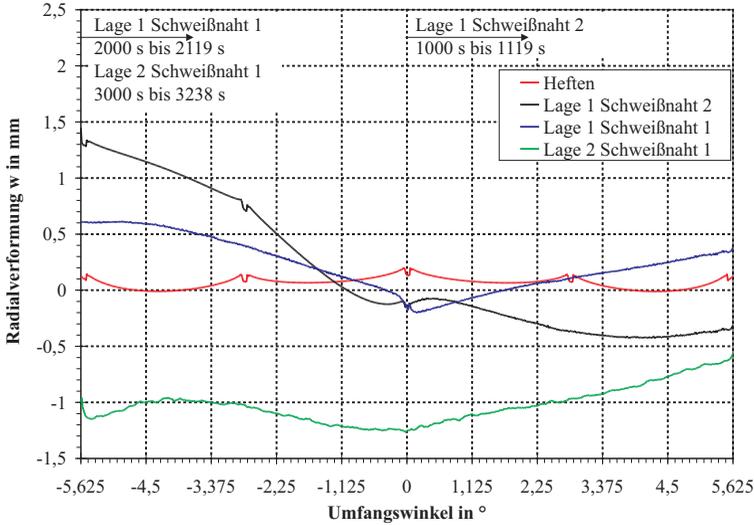


Abbildung 13.3: Radialverformung  $w$  in mm am Äquator, zweilagig geschweißte V-Naht (V2)

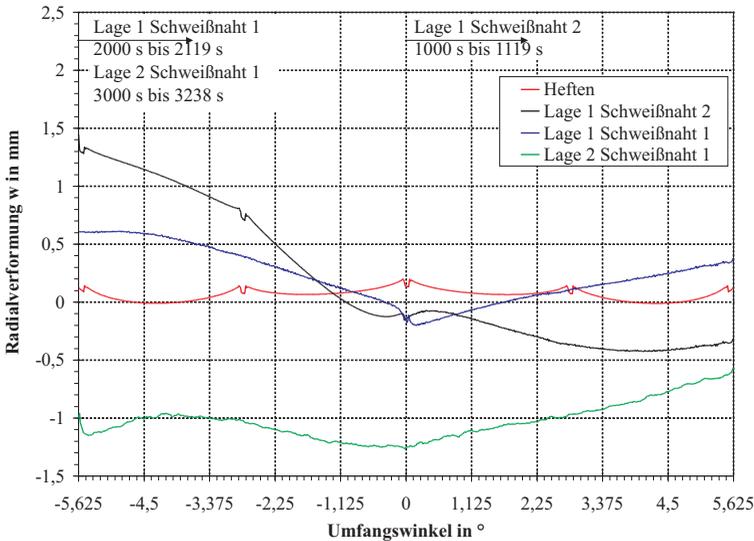
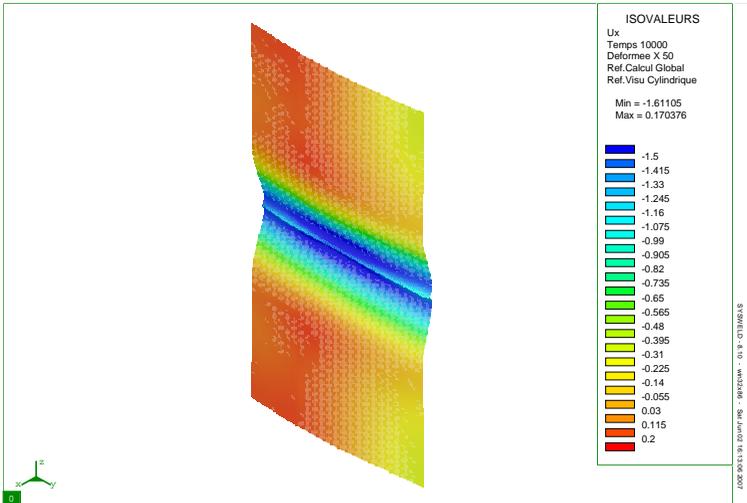
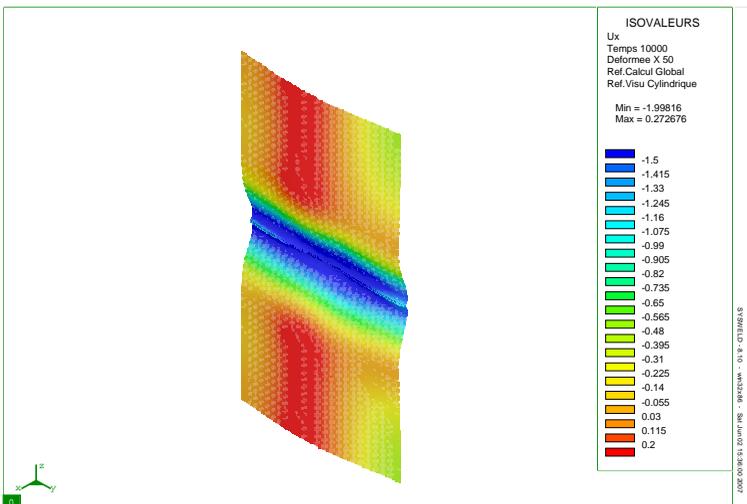


Abbildung 13.4: Radialverformung  $w$  in mm am Äquator, zweilagig geschweißte X-Naht (X2)



**Abbildung 13.5:** Radialverformung  $w$  in mm nach dem Schweißen, 50-fach überhöht dargestellt, zweilagig geschweißte V-Naht (V2)



**Abbildung 13.6:** Radialverformung  $w$  in mm nach dem Schweißen, 50-fach überhöht dargestellt, einlagig geschweißte V-Naht (V1)

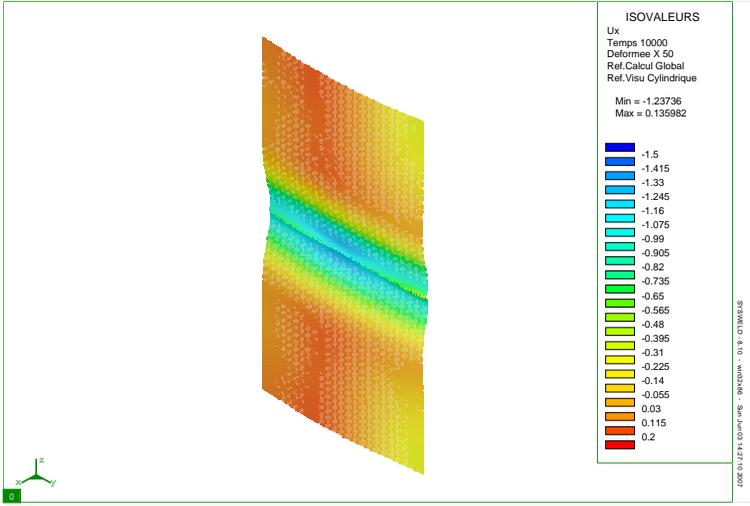


Abbildung 13.7: Radialverformung  $w$  in mm nach dem Schweißen, 50-fach überhöht dargestellt, zweilagig geschweißte X-Naht (X2)

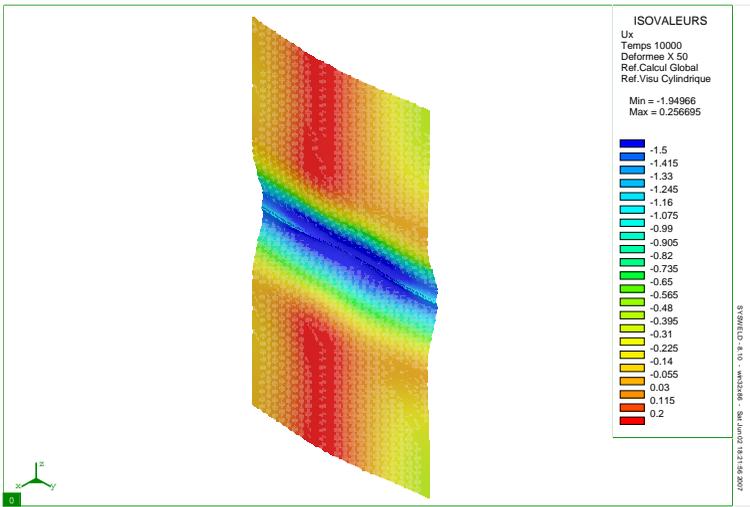


Abbildung 13.8: Radialverformung  $w$  in mm nach dem Schweißen, 50-fach überhöht dargestellt, einlagig geschweißte V-Naht (X1)

## 13.4 Grenzspannung

Die Grenzspannung der betrachteten Varianten ist in Tabelle 13.5 angegeben. Die zu den Grenzspannungen zugehörigen Verformungsfiguren zeigen die Abbildungen 13.9 bis 13.12.

Die berechneten Grenzspannungen sind im Vergleich zu den Modellen mit einlagiger Naht und vergleichbarer Zylinderschlankheit  $\frac{R}{t}$  größer. Dies liegt an der gewählten Segmentgröße, die mit  $11,25^\circ$  sehr klein ist. Dadurch wird eine große Umfangswellenzahl und damit ein größerer Eigenwert erzwungen. Die Grenzspannungen sind daher nur als Vergleichswerte der Varianten untereinander anzusehen.

Aus den Modellen mit den einlagig geschweißten Nähten und der zweilagig geschweißten V-Naht ergeben sich Grenzspannungen der gleichen Größenordnung. Die Grenzspannung der zweilagig geschweißten X-Naht ist signifikant größer. Für diesen Effekt ist die beim Modell mit zweilagig geschweißter X-Naht insgesamt geringere Radialverformung verantwortlich.

Zylinder Name	Naht	Grenzspannung	normierte Grenzspannung $\frac{\sigma_{gr}}{\sigma_{kl}}$
V2	V 2-lagig	84,5	0,67
V1	V 1-lagig	86,6	0,68
X2	X 2-lagig	99,7	0,79
X1	X 1-lagig	86,5	0,68

**Tabelle 13.5:** Grenzspannung  $\sigma_{gr}$  in  $\frac{N}{mm^2}$

Bei der zweilagig geschweißten X-Naht bewirkt der gegenüber der einlagigen Ausführung deutlich reduzierte Verzug eine signifikante Steigerung der Grenzspannung. Für diese Nahtform kann festgestellt werden, daß die vereinfachte Berechnung mit einlagiger Naht eine Abschätzung zur sicheren Seite darstellt.

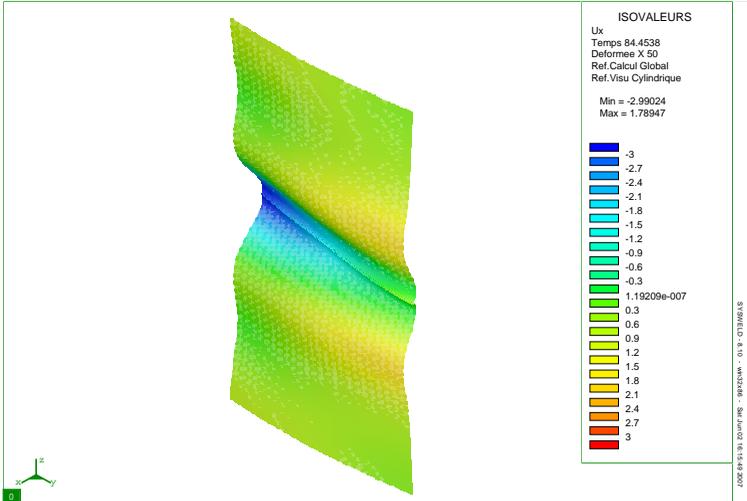
Bei der V-Naht ist die Verzugsdifferenz zwischen einlagigem und zweilagigem Schweißen nicht so ausgeprägt, wie bei der X-Naht. Die Beulfiguren beider Varianten sind jedoch deutlich unterschiedlich (Abbildung 13.9 und 13.10).

Die Variante mit einlagiger Naht weist eine deutlich ausgeprägte Beule im Nahtanfangs- und Nahtendbereich in Segmentmitte auf. Bei der zweilagigen Naht liegt die ausgeprägte Beule am linken Segmentrand. Daraus wird auf folgenden Sachverhalt geschlossen:

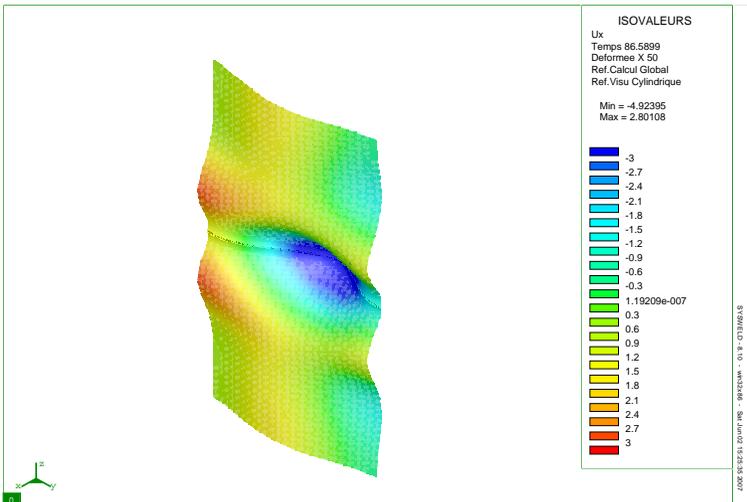
Im Übergangsbereich Nahtanfang - Nahtende kommt es zu signifikanten geometrischen und strukturellen Imperfektionen, die zu einer ausgeprägten Beule im Grenzzustand führen. Dies zeigen die Modelle mit einlagiger Umfangsnaht (z.B. Abbildung 12.1 und 12.3) wie auch das Modell mit der einlagig geschweißten V-Naht (Abbildung 13.10). Wird bei einer mehrlagigen Naht der Nahtanfangs- und Nahtendbereich der darunterliegenden Lage überschweißt, dann werden die Imperfektionen aus der ersten Lage abgeschwächt, die maßgebende Beule bildet sich im Grenzzustand an einer anderen Stelle, im betrachteten Modell (Abbildung 13.9) am linken Segmentrand.

Die berechneten Grenzspannungen sind bei beiden Modellen mit V-Naht gleich. Für diese Nahtform kann festgestellt werden, daß die vereinfachte Berechnung mit einlagiger Naht zur gleichen Grenzspannung führt, wie die Berechnung mit mehrlagiger Naht.

Aus den zuvor genannten Überlegungen kann geschossen werden, daß mehrlagiges Schweißen keinen ungünstigeren Imperfektionszustand erzeugt, als einlagiges Schweißen. Damit können die Ergebnisse aus der Parameterstudie einlagiger Nähte auch auf Zylinder mit größeren Blechdicken übertragen werden, die fertigungstechnisch mehrlagig geschweißt werden.



**Abbildung 13.9:** Radialverformung  $w$  in mm unter Grenzspannung, 50-fach überhöht dargestellt, zweilagig geschweißte V-Naht (V2)



**Abbildung 13.10:** Radialverformung  $w$  in mm unter Grenzspannung, 50-fach überhöht dargestellt, einlagig geschweißte V-Naht (V1)

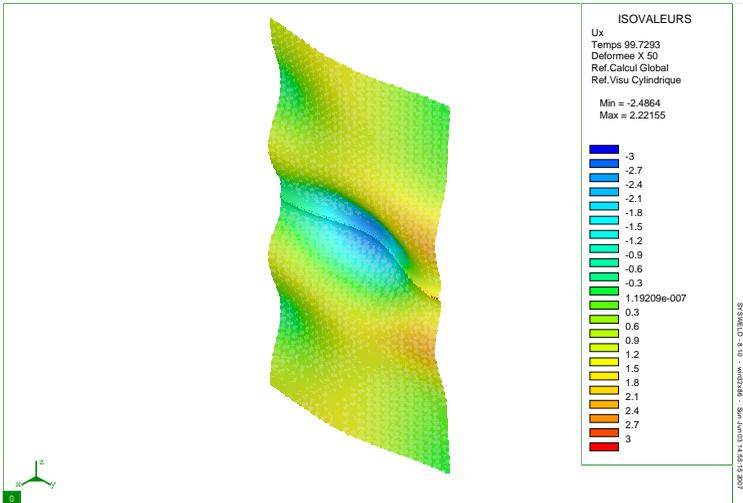


Abbildung 13.11: Radialverformung  $w$  in mm unter Grenzspannung, 50-fach überhöht dargestellt, zweilagig geschweißte X-Naht (X2)

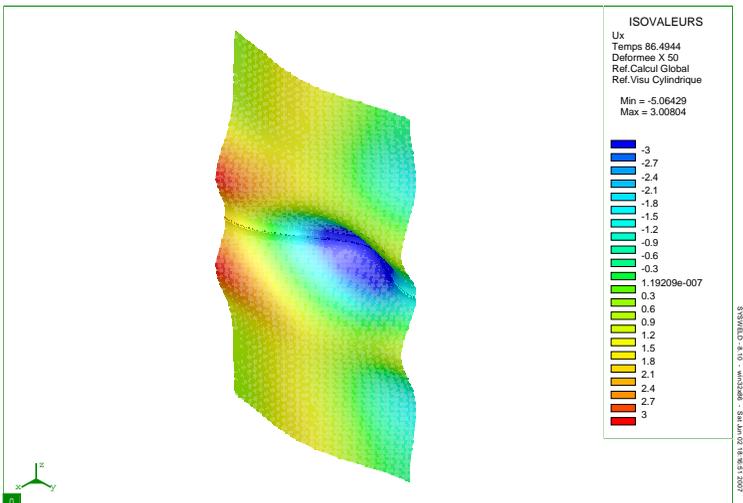


Abbildung 13.12: Radialverformung  $w$  in mm unter Grenzspannung, 50-fach überhöht dargestellt, einlagig geschweißte X-Naht (X1)

## 14 Zusammenfassung

Ziel der vorliegenden Untersuchungen war es, Aussagen zum Einfluß realitätsnaher Schweiß eigenspannungen auf das Stabilitätsverhalten von axialgedrückten Kreiszyinderschalen zu treffen. Die aus dem Fügeprozeß entstehenden Schweiß eigenspannungen sind in Realität immer mit dem zugehörigen Schweißverzug gekoppelt.

Die Berechnungen, bei denen der Schweißprozeß und der Beulvorgang geschlossen numerisch abgebildet wurde, zeigen einen deutlichen Einfluß des Fügeprozesses auf das Stabilitätsverhalten. Um das über den Umfang veränderliche Eigenspannungs- und Verzugsfeld abzubilden, ist eine Berechnung mit transienter Wärmequelle notwendig. Es wurde gezeigt, daß die für die Grenztragfähigkeit maßgebenden Imperfektionen an Nahtanfangs- und Nahtendebereichen entstehen. Die sukzessive Füllung der Schweißfuge verstärkt die Umfangswelligkeit des Schweißverzuges. Imperfektionen aus dem Fügeprozeß können daher nicht durch rotationssymmetrische Verläufe abgebildet werden. Es wurde gezeigt, daß die rechnerische Grenztragfähigkeit bei transienter Wärmequelle kleiner ist als bei äquivalenter rotationssymmetrischer Wärmequelle.

Der Werkstoff beeinflusst die Grenzspannung nicht nur aufgrund der Streckgrenze. Durch abweichendes Verhalten bei der Gefügeumwandlung entstehen beim Schweißen bei unterschiedlichen Stahlsorten, jedoch gleichen Temperaturfeldern unterschiedliche Schweißverzüge und damit voneinander abweichende Imperfektionen, die sich wiederum auf die Grenztragfähigkeit auswirken. So ist die normierte Grenzspannung  $\sigma_{gr}/\sigma_{kl}$  bei Zylindern aus S235 kleiner als bei Zylindern aus S355.

In Abhängigkeit von Werkstoff und Schweißfolge ergab sich eine Beziehung zwischen der maximalen normierten Radialverformung nach innen  $\frac{w_{min}}{t}$  und

der Zylinderschlankheit  $\frac{R}{t}$ :

$$\frac{w_{min}}{t} = a_L \left( \frac{R}{1000 \cdot t} \right)^{\frac{1}{b_L}}$$

Der Koeffizient  $a_L$  ist vom Werkstoff und von der Schweißfolge abhängig. Der Koeffizient  $b_L$  ist werkstoffabhängig. In ihn geht unter anderem der Einfluß aus der Gefügeumwandlung ein.

Die Auswirkungen der Schweißeigenstressungen auf die Grenztragfähigkeit sind vom Werkstoff und von der Zylinderschlankheit abhängig. Sie können sich beullaststeigernd, beullastmindernd auswirken oder sie haben keinen Einfluß.

Aufgrund der Vielfältigkeit von Schalen können diese Untersuchungen nicht auf alle Anwendungsbereiche verallgemeinert werden. Bei zukünftigen Arbeiten, in denen der Einfluß aus dem Fügeprozeß untersucht wird, ist die transiente Abbildung der Wärmequelle, die sukzessive Schweißnahtfüllung und die Gefügeumwandlung des Werkstoffs zu berücksichtigen.

# Schrifttum

- [Avr39] AVRAMI, M.: Kinetics of phase change. I, general theory. In: *Journal of Chemical Physics* 7 (1939), S. 1103–1112
- [Avr40] AVRAMI, M.: Kinetics of phase change. II, transformation-time relations for random distribution of nuclei. In: *Journal of Chemical Physics* 8 (1940), S. 212–224
- [Avr41] AVRAMI, M.: Granulation, phase change, and microstructure, kinetics of phase change. III. In: *Journal of Chemical Physics* 9 (1941), S. 177–184
- [Bat90] BATHE, K.-J.: *Finite-Elemente-Methoden*. Springer-Verlag, 1990
- [Bec00] BECKER, A. A.: *Background to finite element analysis of geometric non-linearity benchmarks*. NAFEMS, 2000
- [BF04] BERGHEAU, J.-M. ; FORTUNIER, R.: *Simulation numérique des transferts thermiques par éléments finis*. Lavoisier, 2004
- [BRR74] BÜHLER, H. ; RAPPE, H.-A. ; ROSE, A.: Der Einfluß des Umwandlungsverhaltens auf die Schweißeigenspannungen bei Stahl. In: *Archiv Eisenhüttenwesen* 45 (1974), Nr. 10, S. 719–728
- [BSS03] BANKE, F. ; SCHMIED, J. ; SCHULZ, U.: Der Einfluß von Schweißeigenspannung und Schweißverformungen auf das Beulverhalten von axialgedrückten Zylinderschalen. In: *Stahlbau* 72 (2003), Nr. 2, S. 91–101
- [BVL02] BERGHEAU, J.-M. ; VINCENT, Y. ; LEBLOND, J. B.: Viscoplastic behaviour of steels during welding. In: KAHN, A.S. (Hrsg.) ; LOPEZ-PAMIES, O. (Hrsg.): *Proceedings of 9th International Symposium on Plasticity, Plasticity '02*, NEAT Press, 2002, S. 376–378

- [BWW80] BOESE, U. ; WERNER, D. ; WIRTZ, D.: *Das Verhalten der Stähle beim Schweißen*. Deutscher Verlag für Schweißtechnik, 1980
- [Cri80] CRISFIELD, M. A.: A fast incremental/iterative solution procedure that handles snap-through. In: *Computers & Structures* 13 (1980), S. 55–62
- [DLB00] DEVAUX, J. ; LEBLOND, J. B. ; BERGHEAU, J. M.: Numerical study of the plastic behaviour of a low alloy steel during phase transformation. In: *Journal of Shanghai Jiatong University* E-5 (2000), Nr. 1, S. 206–212. – Proceedings of the 1st International Conference on Thermal Process Modelling and Computer Simulation
- [DVS84] DVS: *-Merkblatt 1703: Empfehlungen zur Wahl der Werkstücktemperatur beim Lichtbogenschweißen von Stahlbauten aus St 52*. Deutscher Verband für Schweißtechnik e.V., 1984
- [DW97] DEML, M. ; WUNDERLICH, W.: Direct evaluation of the 'worst' imperfection shape in shell buckling. In: *Comput. Methods. Appl. Mech. Engrg.* 149 (1997), S. 201–222
- [Ebe34] EBEL, R.: Spannungsmessungen an geschweißten Rundnähten. In: *Autogene Metallbearbeitung* 27 (1934), Nr. 19, S. 305–310
- [GCB84] GOLDAK, J. A. ; CHAKRAVARTI, A. ; BIBBY, M.: A new finite element model for welding heat sources. In: *Metallurgical Transactions B* (1984), S. 299–305
- [GJ65] GREENWOOD, G. W. ; JOHNSON, R. H.: The deformation of metals under small stresses during phase transformation. In: *Proc. Roy. Soc. Ser. A* 283 (1965), S. 403–422
- [GM05] GOLDAK, J. A. ; MEHDI, A.: *Computational welding mechanics*. Springer, 2005
- [Gro88] GROSS, H. G.: *Bestimmung mechanischer Kennwerte an Baustählen während thermischer Schweißzyklen*, Universität Rostock, Diss., 1988

- 
- [Häf82] HÄFNER, L.: *Einfluß einer Rundschweißnaht auf die Stabilität und Traglast des axialbelasteten Kreiszylinders*, Universität Stuttgart, Diss., 1982
- [Ham96] HAMANN, R.: *Numerische Berechnung des instationären Temperaturfeldes im Schweißkörper für den nassen Plasma-MIG-Unterwasserschweißvorgang*. VDI-Verlag, 1996
- [Hin92] HINTON, E.: *Introduction to nonlinear finite element analysis*. NAFEMS, 1992
- [Hor00] HORNING, U.: *Beulen von Tankbauwerken unter Außendruck*. Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine der Universität Fridericiana in Karlsruhe, 2000. – Berichte 5.Folge Heft 5
- [Hou75] HOUGARDY, H. P.: *Die Umwandlung der Stähle*. Verlag Stahleisen mbH., Düsseldorf, 1975
- [Hou90] HOUGARDY, H. P.: *Umwandlung und Gefüge unlegierter Stähle*. Verlag Stahleisen mbH, Düsseldorf, 1990
- [HTS06] HÜBNER, A. ; TENG, J. G. ; SAAL, H.: Buckling behaviour of large steel cylinders with patterned welds. In: *International Journal of Pressure Vessels and Piping* 83 (2006), S. 13–26
- [Hüb02] HÜBNER, A.: *Imperfections and buckling of extensively-welded cylinders in steel silos and tanks*, Universität Karlsruhe (TH), Lehrstuhl für Stahl- und Leichtmetallbau, Diplomarbeit, 2002
- [ID02] INCROPERA, F. P. ; DEWITT, D. P.: *Introduction to heat transfer*. John Wiley + Sons, 2002
- [JKL85] JONSSON, M. ; KARLSSON, L. ; LINDGREN, L.-E.: Deformations and stresses in butt- welding of large plates. In: LEWIS, R.W. (Hrsg.): *Numerical Methods in Heat Transfer* Bd. III. 1985, S. 35–58

- [Kaß05] KASSNER, M. et. a. ; DILGER, D. (Hrsg.) ; WOHLFAHRT, H. (Hrsg.): *Eigenspannungen und Verzug beim Schweißen*. DVS-Verlag, 2005. – Vortragspräsentation DVS-Seminar, TU Braunschweig, Institut für Füge- und Schweißtechnik
- [KM59] KOISTINEN, D. P. ; MARBURGER, R. E.: A general equation prescribing the extent of the austenite-martensite transformation in pure iron-carbon steels. In: *Acta Metallurgica* 7 (1959), S. 59–60
- [Knö95] KNÖDEL, P.: *Stabilitätsuntersuchungen an kreiszylindrischen stählernen Siloschüssen*, Universität Karlsruhe (TH), Diss., 1995
- [LD84] LEBLOND, J. B. ; DEVAUX, J.: A new kinetic model for anisothermal metallurgical transformations in steels including effect of austenite grain size. In: *Acta Metallurgica* 32 (1984), Nr. 1, S. 137–146
- [LDD89] LEBLOND, J. B. ; DEVAUX, J. ; DEVAUX, J. C.: Mathematical modeling of transformation plasticity in steels, 1 : case of ideal-plastic phases, 2 : coupling with strain-hardening phenomena. In: *Int. Jour. of Plasticity* 5 (1989), S. 551–591
- [LMD86a] LEBLOND, J. B. ; MOTTET, G. ; DEVAUX, J. C.: A theoretical and numerical approach to the plastic behaviour of steels during phase transformations - I. derivation of general relations. In: *J. Mech. Phys. Solids* 34 (1986), Nr. 4, S. 395–409
- [LMD86b] LEBLOND, J. B. ; MOTTET, G. ; DEVAUX, J. C.: A theoretical and numerical approach to the plastic behaviour of steels during phase transformations - II. study of classical plasticity for ideal-plastic phases. In: *J. Mech. Phys. Solids* 34 (1986), Nr. 4, S. 411–432
- [LMTS99] LEWIS, R. W. ; MORGAN, K. ; THOMAS, H. R. ; SEETHARAMU, K. N.: *The finite element method in heat transfer analysis*. John Wiley + Sons, 1999
- [Lor08] LORENZ, R.: Achsensymmetrische Verzerrungen in dünnwandigen Hohlzylindern. In: *Z VDI* 52 (1908), S. 1706–1713

- [Mal69] MALISIUS, R.: *Schrumpfungen, Spannungen und Risse beim Schweißen*. Deutscher Verlag für Schweißtechnik, 1969
- [Mun99] MUNZ, D. et. a. ; AURICH, D. (Hrsg.) ; KLOOS, K.-H. (Hrsg.) ; LANGE, G. (Hrsg.) ; MACHERAUCH, E. (Hrsg.): *Eigenspannungen und Verzug durch Wärmeeinwirkung*. Wiley-VCH, 1999
- [Nit85] NITSCHKE, T.: *Untersuchungen zum Einfluß des Vorwärmens auf den Eigenspannungszustand von WIG-geschweißten Platten aus St 52-3 und StE70*, Institut für Werkstofftechnik der Universität-Gesamthochschule Kassel, Diplomarbeit, 1985
- [NPW05] NITSCHKE-PAGEL, Th. ; WOHLFAHRT, H.: Residual stresses in welded joints - sources and consequences. In: *Handbook on Residual Stress 1*, 2nd edition (2005), S. 70–78. – Jian Lu (Editor)
- [NR78] NEUMANN, A. ; RÖBENACK, K.-D.: *Verformungen und Spannungen beim Schweißen*. Deutscher Verlag für Schweißtechnik, 1978
- [Pas01] PASQUALE, P.: *Numerische Simulation schweißtechnischer Fertigungsschritte*, Universität Karlsruhe (TH), Diss., 2001
- [PB01] PIRCHER, M. ; BRIDGE, R.: The influence of circumferential weld-induced imperfections on the buckling of silos and tanks. In: *Journal of Constructional Steel Research* 57 (2001), S. 569–580
- [PBDB01] PIRCHER, M. ; BARRY, P. A. ; DING, X. ; BRIDGE, R. Q.: The shape of circumferential weld-induced imperfections in thin-walled steel silos and tanks. In: *Thin-Walled Structures* 39 (2001), S. 999–1014
- [PW04] PEIL, U. ; WICHERS, M.: Schweißen unter Betriebsbeanspruchung - Werkstoffkennwerte für einen S355J2G3 unter Temperaturen bis 1200°C. In: *Stahlbau* 72 (2004), Nr. 6, S. 400–416
- [PW05a] PEIL, U. ; WICHERS, M.: Schweißen unter Betriebsbeanspruchung - Numerische und experimentelle Bestimmung des Tem-

- peraturfeldes beim Schweißen. In: *Stahlbau* 74 (2005), Nr. 11, S. 843–851
- [PW05b] PEIL, U. ; WICHERS, M.: Schweißen unter Betriebsbeanspruchung - Werkstoffkennwerte zur Temperaturfeldberechnung für einen S355J2G3. In: *Stahlbau* 74 (2005), Nr. 4, S. 249–257
- [Rad88] RADAJ, D.: *Wärmewirkungen des Schweißens*. Springer-Verlag, 1988
- [Rad99] RADAJ, D.: *Schweißprozesssimulation, Grundlagen und Anwendungen*. DVS-Verlag, 1999
- [Rad02] RADAJ, D.: *Eigenspannung und Verzug beim Schweißen*. DVS-Verlag, 2002
- [Ram80] RAMM, E.: Strategies for tracing the nonlinear response near limit points. In: WUNDERLICH, W. (Hrsg.) ; STEIN, E. (Hrsg.) ; BATHE, K.-J. (Hrsg.): *Nonlinear Finite Element Analysis in Structural Mechanics*, Springer-Verlag, 1980
- [Ric73] RICHTER, F.: *Die wichtigsten physikalischen Eigenschaften von 52 Eisenwerkstoffen*. Verlag Stahleisen, 1973
- [Ric83] RICHTER, F.: *Physikalische Eigenschaften von Stählen und ihre Temperaturabhängigkeit, Polynome und graphische Darstellungen*. Verlag Stahleisen, 1983
- [Rik79] RIKS, E.: An incremental approach to the solution of snapping and buckling problems. In: *Int. J. Solids* 15 (1979), S. 529–551
- [RT89] ROTTER, J. M. ; TENG, J. G.: Elastic stability of cylindrical shells with weld depressions. In: *Journal of Structural Engineering* 115 (1989), Nr. 5, S. 1244–1263
- [Sak07] SAKKIETTIBUTRA, J.: *Residual stress determination of a welded T-connection*, Universität Karlsruhe (TH), Lehrstuhl für Stahl- und Leichtmetallbau, Diplomarbeit, 2007

- [Sat72] SATOH, K.: Transient thermal stresses of weld heat-affected zone by both ends fixed analogy. In: *Transactions of the Japan Welding Society* 3 (1972), Nr. 1
- [Sch81] SCHULZ, U.: *Der Stabilitätsnachweis bei Schalen*. Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine der Universität Fridericiana in Karlsruhe, 1981. – Berichte 4. Folge Heft 2
- [Sch04] SCHNEIDER, W.: Die 'ungünstigste' Imperfektionsform bei stählernen Schalentragwerken - eine Fiktion? In: *Bauingenieur* 79 (2004), S. 436–442
- [Sey82] SEYFFARTH, P.: *Schweiß-ZTU-Schaubilder*. DVS Verlag, 1982
- [SL73] SABIR, A. B. ; LOCK, A. C.: The application of finite elements to the large deflection geometrically non-linear behaviour of cylindrical shells. In: BREBBIA, C. A. (Hrsg.) ; TOTTENBAM, H. (Hrsg.): *Variational Methods in Engineering*, Southampton University Press, 1973, S. 7/66–7/75
- [SMS92] SEYFFARTH, P. ; MEYER, B. ; SCHARFF, A.: *Großer Atlas Schweiß-ZTU-Schaubilder*. DVS-Verlag, 1992
- [Spe98] SPEICHER, G.: *Beulstabilität langer stählerner Kreiszyinderschalen unter Biegebeanspruchung*. Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine der Universität Fridericiana in Karlsruhe, 1998. – Berichte 5. Folge Heft 3
- [SS70] STEINHARDT, O. ; SCHULZ, U.: *Zur Beulstabilität von Kreiszyinderschalen*. Berichte der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine der Universität Fridericiana in Karlsruhe. Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine der Universität Fridericiana in Karlsruhe, 1970. – Berichte 3. Folge Heft 4
- [Tim10] TIMOSHENKO, S. P.: Einige Stabilitätsprobleme der Elastizitätstheorie. In: *Zeitschrift für Mathematik und Physik* 58 (1910), S. 337–385

- [TL05] TENG, J.G. ; LIN, X.: Fabrication of small models of large cylinders with extensive welding for buckling experiments. In: *Thin-Walled Structures* 43 (2005), S. 1091–1114
- [Voß01] VOSS, O.: *Untersuchung relevanter Einflußgrößen auf die numerische Schweißsimulation*, Technische Universität Carolo-Wilhelmina zu Braunschweig, Diss., 2001
- [Woh86] WOHLFAHRT, H.: Die Bedeutung der Austenitumwandlung für die Eigenspannungsentstehung beim Schweißen. In: *Härtereitechnische Mitteilungen* 41 (1986), S. 248–257
- [Woh92] WOHLFAHRT, H.: Schweiß eigenspannungen - Entstehung, Auswirkungen und Abhilfemaßnahmen. In: *Jahrbuch Schweißtechnik* 93 (1992), S. 191–206
- [ZT88] ZIENKIEWICZ, O.C. ; TAYLOR, R.L.: *The finite element method*. Bd. 1. McGraw-Hill Book Company, 1988
- [ZT89] ZIENKIEWICZ, O. C. ; TAYLOR, R. L.: *The finite element method*. Bd. 2. McGraw-Hill Book Company, 1989