

Beulsicherheit schalenartiger Stahl-
konstruktionen aus austenitischen Stählen
bei erhöhten Temperaturen am Beispiel
axialgedrückter Kreiszyinderschalen

T 2929

T 2929

Dieser Forschungsbericht wurde mit modernsten Hochleistungskopierern auf Einzelanfrage hergestellt.

Die Originalmanuskripte wurden reprotechnisch, jedoch nicht inhaltlich überarbeitet. Die Druckqualität hängt von der reprotechnischen Eignung des Originalmanuskriptes ab, das uns vom Autor bzw. von der Forschungsstelle zur Verfügung gestellt wurde.

Im Originalmanuskript enthaltene Farbvorlagen, wie z.B. Farbfotos, können nur in Grautönen wiedergegeben werden. Liegen dem Fraunhofer IRB Verlag die Originalabbildungen vor, können gegen Berechnung Farbkopien angefertigt werden. Richten Sie Ihre Anfrage bitte an die untenstehende Adresse.

© by Fraunhofer IRB Verlag

2000, ISBN 3-8167-5769-3

Vervielfältigung, auch auszugsweise,
nur mit ausdrücklicher Zustimmung des Verlages.

Fraunhofer IRB Verlag

Fraunhofer-Informationszentrum Raum und Bau

Postfach 80 04 69

70504 Stuttgart

Nobelstraße 12

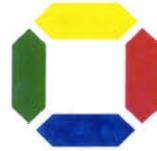
70569 Stuttgart

Telefon (07 11) 9 70 - 25 00

Telefax (07 11) 9 70 - 25 08

e-mail irb@irb.fhg.de

URL <http://www.irb.fhg.de>



Universität GH Essen
Fachbereich 10
Bauwesen
Stahlbau

Bericht 100230-36

Beulsicherheit schalenartiger Stahlkonstruktionen aus austenitischen Stählen bei erhöhten Temperaturen am Beispiel axialgedrückter Kreiszyinderschalen

Schlußbericht

zum Forschungsvorhaben
DIBt-Gesch.Z. IV 1-5-873/98

von

Univ. Prof. Dr.-Ing. Herbert Schmidt
Dr.-Ing. Kirsi T. Hautala

Februar 2000

Inhaltsverzeichnis

1 Einleitung..... 1

2 Experimentelle Untersuchungen 3

2.1 Beulversuchsprogramm 3

2.2 Werkstoffeigenschaften der verwendeten Bleche 4

2.3 Geometrie der Versuchskörper 7

2.4 Durchführung der Beulversuche 8

2.5 Ergebnisse der Beulversuche 10

3 Numerische Parameterstudie..... 13

3.1 Zielsetzung, Umfang, eingesetztes Computerprogramm 13

3.2 Modellierung der Werkstoffeigenschaften..... 13

3.3 Modellierung der Imperfektionen 14

3.4 Durchführung der Parameterstudie 14

 3.4.1 Vorberechnungen 15

 3.4.2 Parameterstudie für Raumtemperatur 18

 3.4.3 Parameterstudie für erhöhte Temperatur..... 20

3.5 Ergebnisse der Parameterstudie 20

4 Vergleiche zwischen experimentellen und rechnerischen Ergebnissen 23

4.1 Numerische Vergleichsberechnungen zu den Beulversuchen 23

4.2 Vergleiche zwischen experimentellen und Regelwerk-Beullasten 27

5 Schlußfolgerungen für die Bemessungspraxis 33

6 Zusammenfassung und Ausblick..... 36

Literatur

Anlagenverzeichnis

1, 2 Vorrichtung für Zugversuche unter erhöhten Temperaturen

3 - 5 Spannungsdehnungskurven für austenitische nichtrostende Stähle unter erhöhten Temperaturen

7 - 11 Zug-Werkstoffkennwerte bei erhöhten Temperaturen

12 -17 Temperaturabhängigkeit des Elastizitätsmoduls E, der Dehngrenzen $R_{p0.2}$ und $R_{p1.0}$, der Zugfestigkeit R_m , der Bruchdehnung A_5 und des Ramberg/Osgood-Exponenten n.

18 Ermittlung des Ramberg/Osgood-Exponenten n bei 400°C

19 - 21 Langzeitzugversuche bei 400°C

22 Wanddicken der Zylinder aus nichtrostendem Stahl für Beulversuche bei 400°C

-
- 23 - 30 Geometrische Imperfektionen und bleibende Beulverformungen der Versuchskörper für Beulversuche bei 400°C
 - 31 - 33 Versuchsaufbau für Axialbeulversuche unter erhöhten Temperaturen
 - 34 - 36 Typische mitgeschriebene Axiallast-Verkürzung-Kurven bei 250°C und 400°C
 - 37 - 45 Axiallast-Verkürzung-Kurven und Temperatur-Lastschritt-Kurven der Beulversuche bei 400°C
 - 46 Fotos der Versuchskörper nach den Beulversuchen bei 400°C
 - 47 - 49 Kriech-Beulversuch bei 400°C
 - 50 - 55 Bezogene Axiallast-Verkürzung-Kurven für Zylinder aus nichtrostendem Stahl
 - 56 - 61 Numerische Beulkurven als Funktion von r/t und $\bar{\lambda}_{sx}$
 - 62 - 67 Vergleich numerischer und experimenteller Axiallast-Verkürzung-Kurven für $T = 400^\circ\text{C}$
 - 68 Vergleich charakteristischer Beulspannungen in Anlehnung an DIN 18800-4 mit experimentellen Beulspannungen
 - 69 Vergleich von bezogenen Regelwerk-Beulspannungen mit bezogenen experimentellen Beulspannungen

1 Einleitung

Im Anlagen- und Behälterbau werden austenitische Stähle nicht nur wegen ihrer Eigenschaften "nichtrostend", sondern auch wegen ihrer Eigenschaft "warmfest" eingesetzt. Eine typische Anwendung sind die rauchgasführenden Innenrohre von Doppelmantelschornsteinen, die bei modernen Kraftwerkstypen für Betriebstemperaturen bis zu 500°C auszulegen sind. Als hierfür infragekommende Stähle werden in DIN 4133 [1] explizit die nichtrostenden austenitischen Stähle 1.4301, 1.4541, 1.4435 und 1.4571 genannt.

Für solche schalenartigen Strukturen aus austenitischen nichtrostenden Stählen (im weiteren als AN-Stähle bezeichnet) unter erhöhten Temperaturen gibt es in Normen und Richtlinien keine speziellen Regeln für den Beulsicherheitsnachweis. Würde man den einschlägigen werkstofftechnischen Lieferbedingungen die spezifizierten Werte für den Anfangstangentenmodul E_0 und die 0.2%-Dehngrenze $R_{p0.2}$ entnehmen und sie als Rechenwerte für den Elastizitätsmodul E und die Streckgrenze f_y in ein Schalenbeulsicherheitskonzept einführen, das für Bauteile aus Baustahl gedacht ist (z.B. DIN 18800 Teil 4 [2], ECCS-Recommendations [3], ENV 1993-1-6 [4]), so würde man de facto die ausgeprägt nichtlineare Spannungsdehnungslinie von AN-Stählen, insbesondere unter erhöhten Temperaturen, durch eine fiktive idealelastisch-idealplastische Spannungsdehnungslinie ersetzen (Bild 1).

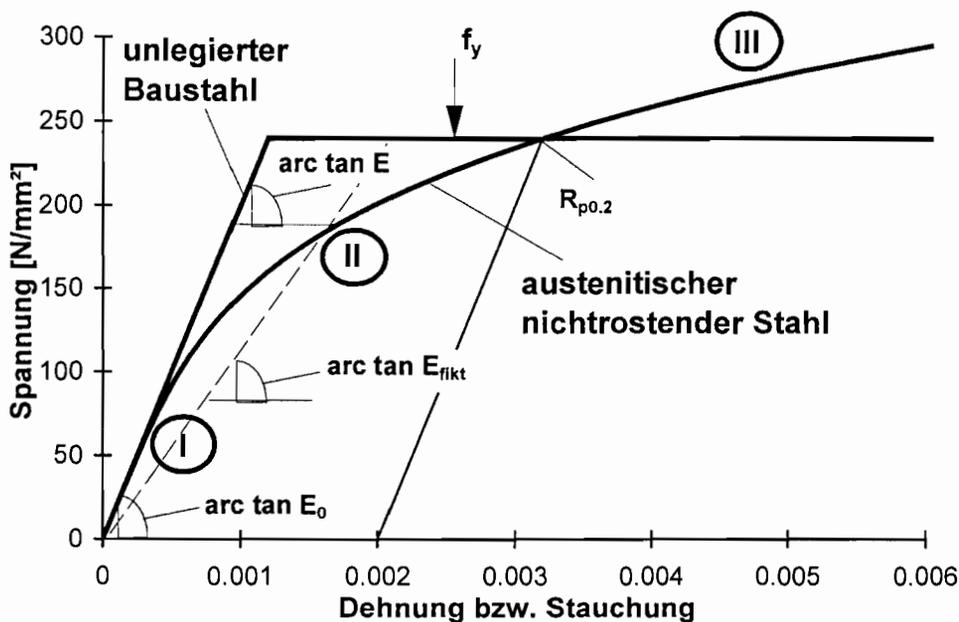


Bild 1. Spannungsdehnungslinien von austenitischen nichtrostenden Stählen und von unlegierten Baustählen (schematisch)

Ein auf diese Weise geführter Beulsicherheitsnachweis hätte folgende Merkmale:

- Er wäre für **gedrungene** Schalen, die erst nach größeren plastischen Stauchungen beulen (Bereich III in Bild 1), aufgrund der Verfestigungsreserve auf der **sicheren** Seite.
- Er wäre für **schlanke** Schalen, die bereits unter kleinen Spannungen beulen (Bereich I in Bild 1), aufgrund des näherungsweise zutreffenden E-Moduls **richtig**.
- Er wäre für **mittelschlanke** Schalen (Bereich II in Bild 1) aufgrund des Steifigkeitsdefizits auf der **unsicheren** Seite.

Um den letzteren Effekt abzufangen, kann man den Nachweis mit einem reduzierten fiktiven E-Modul E_{fikt} (Bild 1) führen. DIN 4133 gibt hierfür - neben temperaturabhängigen $f_{y,k}$ -Werten - temperaturabhängige $E_{\text{fikt},k}$ -Werte an. Dieses Vorgehen hat den großen Nachteil, daß sowohl schlanke als auch gedrungene Schalen unnötigerweise "bestraft" werden. Darüber hinaus sind die genannten $E_{\text{fikt},k}$ -Werte nach Wissen der Verfasser in keiner Weise theoretisch oder experimentell begründet. Sie stellen eine zweistufige Ingenieur-Extrapolation vom Stabilitätsfall "Stabknicken bei Raumtemperatur" [5] über den Stabilitätsfall "Schalenbeulen bei Raumtemperatur" zum hier interessierenden Stabilitätsfall "Schalenbeulen bei erhöhter Temperatur" dar.

Um der Baupraxis abgesicherte Grundlagen für den Beulsicherheitsnachweis schalenartiger Stahlkonstruktionen aus austenitischen Stählen und erhöhten Temperaturen zur Verfügung stellen zu können, war 1994 im Fachgebiet Stahlbau der Universität GH Essen ein größeres Untersuchungsprogramm in Angriff genommen worden. Es bestand zum einen aus numerischen Grenzlastanalysen axialgedrückter Kreiszylinderschalen, in die - neben geeigneten Ersatzimperfektionen - die aus Warmzugversuchen ermittelten Spannungsdehnungslinien unter erhöhten Temperaturen eingeführt wurden, und zum anderen aus Warmbeulversuchen an kreiszylindrischen Versuchskörpern. Die Untersuchungen waren zunächst aus Eigenmitteln der Universität Essen und von 1995 bis 1997 zusätzlich mit Hilfe eines Promotionsstipendiums der Finnischen Akademie der Wissenschaften für die wissenschaftliche Bearbeiterin des Vorhabens (Zweitverfasserin dieses Berichts) finanziert worden. Im Jahre 1998 wurde das Vorhaben vom Deutschen Institut für Bautechnik unter dem Geschäftszeichen IV1-5-873/98 weiter und abschließend gefördert. Konkreter Inhalt dieser DIBt-Phase des Gesamtvorhabens war die Erweiterung aller numerischen und experimentellen Untersuchungen auf 400°C, nachdem vorher 20°C, 100°C und 250°C abgearbeitet worden waren. Die experimentellen Untersuchungen wurden ferner von den Firmen OUTOKUMPU POLARIT OY und RAUTARUUKKI OY durch kostenloses Beistellen der benötigten Edelstahlbleche unterstützt. Allen Förderern gilt unser Dank.

Das Gesamtprojekt wurde Ende 1998 abgeschlossen. Seine Ergebnisse sind umfassend und vollständig in englischer Sprache in den beiden Arbeiten [7] (experimentelle Untersuchungen) und [8] (theoretische Untersuchungen) dokumentiert. Die im Rahmen der DIBt-Förderung durchgeführten Untersuchungen sind als "Untermenge" in den beiden Arbeiten [7] [8] enthalten. Der vorliegende DIBt-Schlußbericht ist ein deutschsprachiger Auszug aus [7] [8], wobei Einzelergebnisse jeweils nur für 400°C mitgeteilt werden, Temperaturabhängigkeiten jedoch über den gesamten Bereich 20°C bis 400°C. Der Bericht ist damit eigenständig lesbar und verständlich.

2 Experimentelle Untersuchungen

2.1 Beulversuchsprogramm

Der zentrisch axial gedrückte Kreiszyylinder als der klassische Prototyp aller Schalenbeulfälle wurde ausgewählt, um an ihm stellvertretend den Einfluß des typischen Werkstoffverhaltens austenitischer Stähle auf die Schalenstabilität zu erforschen. Es wurden insgesamt 43 Beulversuche und ein Kriechbeulversuch an axial gedrückten Modellkreiszyindern durchgeführt. Versuchsparameter waren die Stahlsorte, die Versuchstemperatur und die Schalenschlankheit.

Stahlsorte

Es wurden die drei AN-Stähle mit den Werkstoff-Nummern **1.4301** (AISI 304), **1.4404** (AISI 316L) und **1.4571** (AISI 316Ti) ausgewählt. Die Klammerbezeichnungen sind die US-amerikanischen Bezeichnungen, die international gebräuchlicher sind als die Werkstoff-Nummern. Bei den drei ausgewählten Stählen handelt es sich um typische AN-Stähle für Anwendungen im Bauwesen [6]. 1.4301 ist der klassische Basis-Edelstahl für zugängliche Konstruktionen ohne besonderen Korrosionsangriff (oft unter der Firmenbezeichnung "V2a" bekannt). 1.4404 und 1.4571 sind Molybdän- und Titan-legierte AN-Stähle für unzugängliche Konstruktionen mit mäßigem Korrosionsangriff (Chloride, Schwefeldioxyd). Alle drei Stähle sind für Anwendungen bis 500°C geeignet. Für Referenzversuche unter Raumtemperatur wurde unlegierter Baustahl S 235 (St 37) verwendet.

Versuchstemperatur

Es wurden die vier Temperaturen **20°C** (Raumtemperatur), **100°C**, **250°C** und **400°C** ausgewählt. Leider mußte auf die Einbeziehung von 500°C aus Kostengründen verzichtet werden; die Heizung während des Beulversuches wäre zu aufwendig geworden. Es wurden aber Werkstoffversuche bei 500°C durchgeführt (siehe 2.2), die eine Extrapolation der erhaltenen experimentellen Ergebnisse bis 500°C vertretbar erscheinen lassen.

Schalenschlankheit

Die Versuchszylinder hatten Radius-Wanddicken-Verhältnisse $r/t = 50, 150 \text{ und } 400$; das entspricht bei Raumtemperatur bezogenen Schlankheitsgraden $\bar{\lambda}_{Sx} = \text{ca. } 0.3, 0.5 \text{ und } 0.9$ und deckt damit den in Bild 1 definierten kritischen mittelschlanken Bereich ab.

Die Versuchskörper waren aus Feiblechen mit Dicken $t = 0.5 \text{ mm}$ (S235: 0.4 mm), 1.0 mm, 3.0 mm durch zylindrisches Walzen und Längsnaht-WIG-Schweißen gefertigt worden, hatten Durchmesser $2r = 300 \text{ mm}$ und 400 mm und Längen $l = 350 \text{ mm}$. Das vollständige Beulversuchsprogramm ist in Tabelle 1 zusammengestellt; die mit ihren Einzelergebnissen im vorliegenden Bericht beschriebenen Versuche bei 400°C sind besonders gekennzeichnet.

Tabelle 1. Beulversuchsprogramm

W-Nr. (AISI)	Geometrie [mm]			Temperatur [°C]			
	r	l	t	20°C	100°C	250°C	400°C
1.4301 (304)	200	350	0,5	NR I A1 / A1a	NR XIV T11	NR XIV T21	NR XV T31
	150	350	1,0	NR II A2	NR II T12	NR XVI T22	NR XX T32
	150	350	3,0	NR III A3	NR III T13	NR XVII T23	NR XXI T33
1.4571 (316Ti)	200	350	0,5	NRT IV A4	NRT IV T14	NRT XVIII T24	NRT XVIII T34
	150	350	1,0	NRT V A5	NRT V T15	NRT V T25	NRT V T35
	150	350	3,0	NRT VI A6	NRT VI T16	NRT VI T26	NRT VI T36
1.4404 (316L)	200	350	0,5	NRM VII A7	NRM VII T17	NRM XIX T27	NRM XIX T37
	150	350	1,0	NRM VIII A8	NRM VIII T18	NRM VIII T28	NRM VIII T38
	150	350	3,0	NRM IX A9	NRM IX T19	NRM IX T29	NRM IX T39
	150	350	1,0				NRM XXIV C38b
S 235	200	350	0,4	BS X A10 / A10a			
	150	350	1,0	BS XI A11			
	150	350	2,8	BS XII A12			
	150	350	1,0	BS XIII A13			
	150	350	1,0	BS XIII A13a			

2.2 Werkstoffeigenschaften der verwendeten Bleche

Die hier interessierenden wesentlichen Eigenschaften der drei verwendeten AN-Stähle gemäß gültiger Werkstoffnorm DIN EN 10088 [9] sind in den Tabellen 2 und 3 zusammengestellt. Sie sind identisch mit denen in der mit Erscheinen der Euro-Norm zurückgezogenen deutschen Norm DIN 17441.

Tabelle 2. Mechanische Eigenschaften und chemische Zusammensetzung nach DIN EN 10088-2

DIN EN 10088		AISI	R _{p0.2} [N/mm ²]	R _m [N/mm ²]	A ₈₀ [%]		C [%]	Cr [%]	Mo [%]	Ni [%]	Ti [%]
W-Nr.	Kurzbezeichnung				L	T					
1.4301	X4CrNi18 10	304	min. 195	500...700	min. 35	min. 40	max 0,06	17..19	-	8..11	-
1.4404	X2CrNiMo17 13 2	316L	min. 190	490...690 490...690	min. 35	min. 40	max 0,03	16,5..18,5	2,0...2,5	10..13	-
1.4571	X6CrNiMoTi17 12 2	316Ti	min. 215	500...730	min. 35	min. 40	max. 0,08	16,5..18,5	2,0...2,5	10,5..13,5	5C<0.8

Tabelle 3. Temperaturabhängigkeit des E-Moduls und der Dehngrenzen nach DIN EN 10088-2

Eigen- schaften	W-Nr.	Temperatur [°C]								
		20	50	100	150	200	250	300	350	400
E*10 ⁻³ [N/mm ²]	1.4301									
	1.4404	200	198	194	190	186	183	179	176	172
	1.4571									
R _{p0.2} [N/mm ²]	1.4301	195	177	157	142	127	118	110	104	98
	1.4404	190	182	166	152	137	127	118	113	108
	1.4571	215	202	185	177	167	157	145	140	135
R _{p1.0} [N/mm ²]	1.4301	230	211	191	172	157	145	135	129	125
	1.4404	225	217	199	181	167	157	145	139	135
	1.4571	250	234	218	206	196	186	175	169	164

Wegen der zentralen Bedeutung der Werkstoffeigenschaften für die Zielsetzung des Vorhabens wurden sehr umfangreiche begleitende Werkstoffuntersuchungen an Proben aus den Blechen, aus denen die Beulversuchskörper gefertigt wurden, und darüber hinaus aus weiteren Blechen der untersuchten Stahlsorten durchgeführt:

- 124 Zugversuche mit Feindehnungsmessung bei Raumtemperatur (20°C);
- 53 Druckversuche ohne Feindehnungsmessung (Methode SIEBOLD [10]) bei 20°C;
- 37 Druckversuche mit Feindehnungsmessung (Methode HAUTALA [8]) bei 20°C;
- 132 Zugversuche mit Feindehnungsmessung bei erhöhten Temperaturen, davon 52 bei 400°C und 8 bei 500°C;
- 9 Langzeit- und 4 Kriechzugversuche mit Feindehnungsmessung bei 400°C.

Die Vorrichtung für Druckversuche an Feinblechproben (Methode HAUTALA) wurde im Rahmen des vorliegenden Vorhabens speziell entwickelt. Mit ihr gelang es, für Feinbleche $t \geq 1.0$ mm komplette Druck-Spannungsdehnungskurven aufzunehmen. Damit war es möglich, das Druck- und Zug-Werkstoffverhalten zumindest unter Raumtemperatur miteinander zu vergleichen. Die Ergebnisse sind in [8] ausführlich dargestellt und kommentiert.

Ebenfalls im Eigenbau entwickelt wurde die Vorrichtung für Zugversuche an Feinblechproben unter erhöhten Temperaturen [8]. Sie ist im offenen Zustand in den Anlagen 1 und 2 zu sehen. Die Anlagen 3 bis 5 enthalten Sätze von Spannungsdehnungskurven für die verwendeten drei AN-Stähle und drei Blechdicken, jeweils getrennt nach längs (longitudinal) und quer (transversal) zur Walzrichtung. Man beachte, daß für $t = 3.0$ mm (Anlage 5) auch Ergebnisse für $T = 500^\circ\text{C}$ vorliegen.

Die Gesamtheit aller gemessenen Werkstoffkennwerte E , $R_{p0.2}$, $R_{es0.2}$, A_5 , R_m , $R_{p1.0}$ unter erhöhten Temperaturen, jeweils im direkten Vergleich zu den Referenzergebnissen bei Raumtemperatur, enthalten die Anlagen 6 bis 11 in tabellarischer Form und die Anlagen 12 bis 16 in grafischer Form. Außer den genannten mechanischen Eigenschaften wurde aus der Spannungsdehnungskurve auch jeweils der Exponent n für die passende Ramberg-Osgood-Werkstoffmodellierung (siehe hierzu 3.2) ermittelt. Anlage 18 zeigt beispielhaft die Ramberg-Osgood-Kurven im Vergleich zur gemessenen Spannungsdehnungskurve, Anlage 17 die Abhängigkeit des Exponenten n von der Temperatur. Die Vorgehensweise zur Ermittlung des n -Wertes, der im Bereich bis $\varepsilon = \text{ca. } 2\%$ möglichst gute Übereinstimmung mit der gemessenen σ - ε -Kurve liefert, wird die in [8] ausführlich beschrieben.

Einige Zugversuche bei 400°C wurden sehr langsam gefahren - konkret mit einer um den Faktor 50 kleineren Dehngeschwindigkeit, verglichen mit dem Normalzugversuch. Damit sollte die bei wissenschaftlichen Stahlbau-Forschungsprojekten übliche Vorgehensweise, aus dem Lastabfall bei 10 min-Haltepausen auf die statische Streck- bzw. Dehngrenze $R_{es0.2}$ zu schließen, überprüft werden. Die Anlagen 19 bis 21 enthalten die entsprechenden Spannungsdehnungskurven. Ergebnis: Die übliche Vorgehensweise wird auch für Temperaturen bis 400°C als vernünftig bestätigt. (Hinweis für vertieft Interessierte: Die bei den Kurzzeit-Referenzkurven erkennbaren tiefen "Entlastungsspitzen" haben versuchs-technische Ursachen, die in [7] [8] ausführlich diskutiert werden).

Es wurden ferner einige beispielhafte Kriechzugversuche an 1.0 mm-Proben aus Stahl 1.4301 bei 400°C durchgeführt. Sie zeigten, daß selbst unter einer konstanten Zugspannung

$\sigma = 1,2 \cdot R_{p0.2}$ ($T = 400^\circ\text{C}$) die Verformung nach wenigen Minuten zur Ruhe kommt und dann praktisch konstant bleibt (Dauer der Kriechzugversuche: 6 Std.).

Die Ergebnisse der begleitenden Werkstoffuntersuchungen wurden als Grundlage für die numerischen Vergleichsberechnungen versuchskörperweise zu Mittelwerten zusammengefaßt. Tabelle 4 enthält die Werte für die Versuchskörper, an denen Warmbeulversuche durchgeführt werden sollten (Tabelle 1), für die jeweilige geplante Beulversuchstemperatur T (2. Spaltengruppe in Tab. 4). Als Referenzwerte unter Raumtemperatur sind jeweils auch die versuchskörperweise gemittelten Kennwerte aus Zugversuchen an denselben Blechtafeln unter Raumtemperatur angegeben (1. Spaltengruppe in Tab. 4). Auf diese Weise ist es möglich, Temperatur-Reduktionsfaktoren für den Werkstoff jedes Beulversuchskörpers zu definieren (3. Spaltengruppe in Tab. 4).

Tabelle 4. Mittlere Werkstoffeigenschaften der unter erhöhten Temperaturen zu prüfenden Beulversuchskörper in Längsrichtung

T [°C]	Vers. Nr.	Werkstoffeigenschaften bei 20°C				Werkstoffeigenschaften bei T°C				Temperatur- Reduktionsfaktoren			
		E [GPa]	R _{p0.2} [MPa]	R _{es0.2} [MPa]	n	E [GPa]	R _{p0.2} [MPa]	R _{es0.2} [MPa]	n	E [GPa]	R _{p0.2} [MPa]	R _{es0.2} [MPa]	n
100	T11	205	290	263	12.8	201	210	183	12.8	0.980	0.724	0.696	1.000
	T12	195	297	276	14.2	188	262	240	14.0	0.964	0.882	0.870	0.986
	T13	192	294	281	12.2	184	248	230	10.7	0.958	0.844	0.819	0.877
	T14	209	239	218	14.2	203	191	165	10.5	0.971	0.799	0.757	0.739
	T15	201	296	281	13.7	196	256	236	13.0	0.975	0.865	0.840	0.949
	T16	193	331	315	16.1	188	298	276	16.0	0.974	0.900	0.876	0.994
	T17	195	267	239	16.0	191	221	197	13.8	0.979	0.828	0.824	0.863
	T18	194	270	247	13.2	191	240	217	13.2	0.985	0.889	0.879	1.000
	T19	190	289	272	16.0	184	252	234	15.1	0.968	0.872	0.860	0.944
250	T21	205	290	263	12.8	190	177	150	12.0	0.927	0.610	0.570	0.938
	T22	201	310	276	13.0	182	210	182	12.7	0.905	0.677	0.659	0.977
	T23	198	301	272	12.9	181	197	184	11.0	0.914	0.654	0.676	0.853
	T24	205	249	237	12.3	191	168	152	9.5	0.932	0.675	0.641	0.772
	T25	201	296	281	13.7	186	229	213	12.0	0.925	0.774	0.758	0.876
	T26	193	331	315	16.1	179	260	245	14.0	0.927	0.785	0.778	0.870
	T27	201	243	219	11.9	187	145	123	9.5	0.930	0.597	0.562	0.798
	T28	194	270	247	13.2	185	210	192	12.3	0.954	0.778	0.777	0.932
	T29	190	289	272	16.0	173	231	219	12.6	0.911	0.799	0.805	0.788
400	T31	209	282	252	11.3	180	152	140	10.0	0.861	0.539	0.556	0.885
	T32	194	308	277	11.8	170	190	176	10.0	0.876	0.617	0.635	0.847
	T33	191	318	290	11.2	170	183	171	10.2	0.890	0.575	0.590	0.911
	T34	205	249	237	12.3	181	150	141	8.0	0.883	0.602	0.595	0.650
	T35	201	296	281	13.7	178	218	209	10.0	0.886	0.736	0.744	0.730
	T36	193	331	315	16.1	170	242	228	12.0	0.881	0.731	0.724	0.745
	T37	201	243	219	11.9	180	128	116	9.0	0.896	0.527	0.530	0.756
	T38	194	270	247	13.2	168	192	182	10.8	0.866	0.711	0.737	0.818
	T39	190	289	272	16.0	163	203	190	11.7	0.858	0.702	0.699	0.731
	C38b	191	314	288	12.4	170	193	180	11.0	0.890	0.615	0.625	0.887

Über die Funktion der werkstofftechnischen Ergebnisse als Grundlage für Vergleichsberechnungen hinaus lassen sich folgende Schlußfolgerungen unmittelbar aus den Werkstoffuntersuchungen ziehen:

- Die mechanischen Kennwerte der austenitischen Stähle waren deutlich besser als die in der Produktnorm DIN EN 10088 (bzw. DIN 17441) und in den Berechnungsnormen ENV 1993-1-4 [11] und DIN 4133 [1] angegebenen Mindest- bzw. Rechenwerte.

- Die relative Temperaturabhängigkeit der mechanischen Kennwerte der austenitischen Stähle stimmte bis 500 °C ziemlich gut mit den Norm-Angaben überein (E-Modul siehe Anlage 12, 0.2%-Dehngrenze $R_{p0.2}$ siehe Anlage 13).
- Die Spannungsdehnungskurven der austenitischen Stähle ließen sich bis ca. 2% Dehnung für den gesamten untersuchten Temperaturbereich sehr gut mit dem Ramberg/Osgood-Modell approximieren (vgl. z. B. Anlage 18). Allerdings war der Exponent n , der die Form der Spannungsdehnungskurve charakterisiert, stets deutlich größer (und damit günstiger) als die Rechenwerte nach ENV 1993-1-4 (siehe 3.2).

2.3 Geometrie der Versuchskörper

Die Wanddicken wurden mit Ultraschall ausgemessen. Anlage 22 enthält die Einzelwerte der für 400°C vorgesehenen Versuchszylinder. Die für Vergleichsrechnungen benötigten mittleren Wanddicken t , zusammen mit den Nettolängen l (siehe Bild 2) und mittleren Radien r , sind für alle Versuchskörper in Tabelle 5 zusammengestellt.

Tabelle 5. Abmessungen der Versuchskörper

Versuchskörper	r [mm]	l [mm]	t [mm]	s_t [mm]
NR XIV T11	199.8	341.6	0.543	0.0014
NR II T12	149.9	340.2	1.062	0.0038
NR III T13	149.6	342.1	3.095	0.0067
NRT IV T14	199.8	343.7	0.522	0.0007
NRT V T15	149.9	341.6	1.011	0.0035
NRT VI T16	150.1	341.0	3.011	0.0033
NRM VII T17	199.8	341.3	0.527	0.0012
NRM VIII T18	150.1	340.9	1.044	0.0012
NRM IX T19	149.9	341.0	2.993	0.0046
NR XIV T21	200.0	331.3	0.549	0.0019
NR XVI T22	150.1	330.8	1.008	0.0035
NR XVII T23	149.9	340.8	3.089	0.0063
NRT XVIII T24	199.8	330.5	0.520	0.0015
NRT V T25	149.9	331.2	1.009	0.0043
NRT VI T26	149.9	331.5	3.014	0.0054
NRM XIX T27	199.9	330.1	0.539	0.0012
NRM VIII T28	150.0	330.1	1.045	0.0008
NRM IX T29	149.1	330.5	3.000	0.0031
NR XV T31	199.1	330.8	0.529	0.0016
NR XX T32	150.1	331.2	1.001	0.0018
NR XXI T33	150.2	330.9	3.096	0.0056
NRT XVIII T34	200.1	330.8	0.522	0.0023
NRT V T35	149.8	331.0	1.016	0.0044
NRT VI T36	150.0	331.0	3.012	0.0047
NRM XIX T37	199.9	332.2	0.538	0.0010
NRM VIII T38	150.0	330.9	1.046	0.0025
NRM IX T39	149.9	331.2	2.998	0.0026
NRM XXIV C38b	150.0	330.9	1.046	0.0019

Versuchskörper	r [mm]	l [mm]	t [mm]	s_t [mm]
NR I A1	199.2	336.0	0.514	0.0031
NR I A1a	199.9	340.0	0.509	0.0024
NR II A2	149.8	331.0	1.049	0.0023
NR III A3	150.1	331.0	3.090	0.0174
NRT IV A4	199.8	340.0	0.517	0.0028
NRT V A5	149.7	342.0	1.009	0.0063
NRT VI A6	149.8	340.0	3.010	0.0072
NRM VII A7	199.8	343.0	0.522	0.0017
NRM VIII A8	149.8	343.0	1.043	0.0018
NRM IX A9	150.0	342.0	2.984	0.0037
BS X A10	198.8	340.0	0.416	0.0032
BS XA10a	199.7	343.0	0.418	0.0027
BS XI A11	150.2	342.0	1.050	0.0064
BS XII A12	149.4	338.0	2.836	0.0077
BS XIII A13	149.3	339.0	1.048	0.0025
BS XIII A13a	149.4	340.0	1.040	0.0051

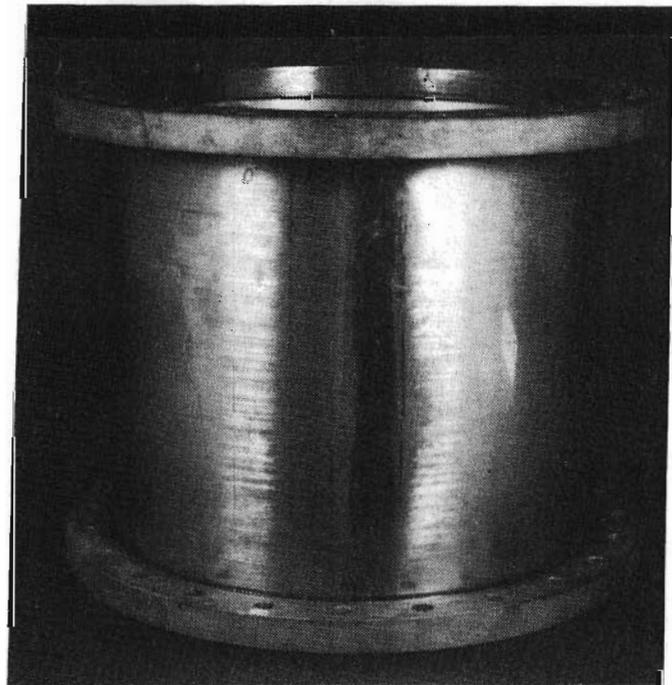
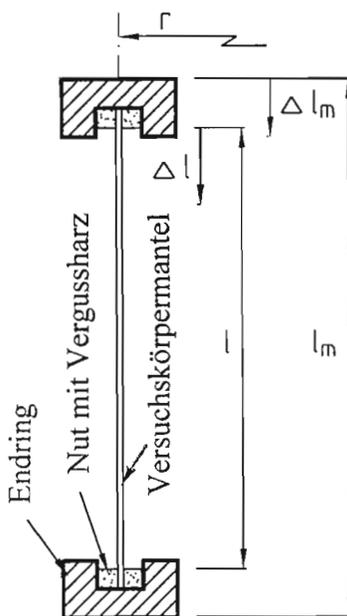
Die Istform der Versuchszylinder wurde mit einer neu entwickelten und gebauten Imperfektionsmeßanlage [12] in Rasterabständen von 7,5mm in Meridianrichtung und 1,35° in Umfangsrichtung gemessen und in Form radialer Abweichungen w_0 vom jeweiligen "best-

fit"-Kreis und w_m von der jeweiligen "best-fit"-Meridiangeraden aufbereitet [7]. Die Größtwerte je Versuchskörper haben - grob gerundet - für $r/t = 50/150/400$ Größenordnungen von ca. $0,2t/0,5t/1,0t$ in Meridianrichtung und von ca. $1,0t/2,0t/4,0t$ in Umfangsrichtung. Zur Illustration sind die geometrischen Imperfektionen der 400°C -Versuchskörper 10-fach überhöht in zweierlei Darstellungsweise in den Anlagen 23 bis 30 wiedergegeben.

Im Vergleich mit den Herstellungstoleranzen nach DIN 18800-4, ECCS-Recommendations und ENV 1993-1-6 erfüllten alle Zylinder problemlos die Anforderungen in Meridianrichtung (Qualitätsklasse A nach ENV), dagegen die Anforderungen in Umfangsrichtung nur außerhalb des Schweißnahtbereiches (Qualitätsklasse B nach ENV). An der Schweißnaht selbst wurden die Toleranzwerte in Umfangsrichtung von fast allen Versuchskörpern überschritten. Man kann also die Versuchszylinder als ziemlich imperfekt in Umfangsrichtung, dagegen als wenig imperfekt in Meridianrichtung klassifizieren. Es waren von ihnen demnach nicht unbedingt "Lower-bound"-Axialbeullasten zu erwarten.

2.4 Durchführung der Beulversuche

Die Versuchszylinder wurden mit ihren planeben abgedrehten Enden in dicken stählernen Endringen in kreisringförmigen Nuten mit hochfestem Vergußharz vergossen (Bild 2). Für die Versuche unter erhöhten Temperaturen wurde hitzebeständiges Vergußmaterial eingesetzt. Die Zylinder wurden in einer servohydraulischen Prüfmaschine zentrisch axialdruckbelastet. Die Belastung wurde verformungsgeregelt aufgebracht, wobei als Regelmeßgröße die Zylinderverkürzung Δl diente, gemessen mit einem induktiven Wegaufnehmer mittig innerhalb des Zylinders. Für die Versuche unter erhöhten Temperaturen wurde ein hitzebeständiger Wegaufnehmer verwendet. Die zentrische Lastaufbringung war mit Hilfe von Dehnmessstreifen in den Versuchen unter Raumtemperatur überprüft worden. Den gesamten Versuchsaufbau zeigt schematisch die Anlage 31.



(a)

(b)

Bild 2. Mit Endringen versehener Versuchszylinder: (a) Längsschnitt, (b) Gesamtansicht

Für die Beulversuche unter erhöhten Temperaturen wurden die Versuchskörper in einem speziell für dieses Projekt entworfenen und beschafften Ofen erhitzt. Er bestand aus zwei Halbschalen und wurde um den in die Prüfmaschine eingebauten Zylinder herum montiert. Die Zylinderwandtemperatur wurde an 18 Punkten mit Hilfe von Thermoelementen gemessen. Große Sorgfalt wurde darauf verwendet, einen möglichst gleichmäßigen Temperaturzustand zu erzeugen, sowohl zeitlich als auch räumlich. Die Zielvorgaben für unvermeidbare geringfügige Temperaturgradienten waren $\leq \pm 5\%$ in Meridianrichtung und $\leq \pm 1\%$ in Dickenrichtung. Besonders bei den 400°C-Versuchen erforderte die Realisierung dieser Vorgaben zusätzliche Isolierungsmaßnahmen (siehe Anlagen 32/33) und bis zu 10 Std. Aufheizzeit, bevor der Beulversuch beginnen konnte.

Die Gleichmäßigkeit der Temperatur wird durch Wiedergabe der Abweichungen ΔT aller gemessenen Wandtemperaturen von der Nenntemperatur über die gesamte Versuchszeit in Form von sogenannten "Temperatur-Lastschritt-Kurven" dokumentiert. Diese sind für die neun Normal-Beulversuche bei 400°C in den Anlagen 37 bis 45 und für den Kriechbeulversuch bei 400°C in Anlage 48 wiedergegeben. Die Anlagen enthalten auch die jeweiligen Größtwerte der Temperaturgradienten unmittelbar vor Erreichen der Versuchshöchstlast, im einzelnen:

- ΔT_x = größter Gradient in Meridianrichtung,
- ΔT_ϕ = größter Gradient in Umfangsrichtung,
- ΔT_t = größter Gradient durch die Wanddicke hindurch,
- $\Delta T(t)$ = größte Differenz zwischen den Temperaturen bei Versuchsbeginn und bei Erreichen der Versuchshöchstlast.

Im Beulversuch wurde die Verkürzung stufenweise aufgebracht, mit 10 Minuten Relaxationspause auf jeder Stufe. Die Verkürzungsinckremente wurden bei Annäherung an die erwartete Höchstlast zunehmend kleiner gewählt. Die Verkürzung wurde über die Höchstlast hinaus so weit in den Nachbeulbereich hinein fortgeführt, bis das Nachbeulmuster klar erkennbar war. Die Anlagen 34 bis 36 zeigen für jeden der drei Schlankheitsgrade beispielhaft je eine analog mitgeschriebene Axiallast-Verkürzung-Kurve für die beiden hohen Temperaturen 250°C und 400°C. Hieraus (bzw. aus den entsprechenden digital gespeicherten Daten) wurde als zentrales Versuchsergebnis für jeden Versuch die "quasi-statische" Axiallast-Verkürzung-Kurve (das ist die Verbindung aller Gleichgewichtszustände am Ende der Relaxationspausen) entwickelt. Die "quasi-statischen" Axiallast-Verkürzung-Kurven der zehn Beulversuche bei 400°C sind in den Anlagen 37 bis 45 und 48 wiedergegeben.

Alle Versuchskörper wurden nach dem Versuch fotografiert; Fotos für 400°C siehe Anlagen 46 und 49. Von allen Versuchskörpern, die nicht-axialsymmetrisch gebeult sind, wurden ferner die bleibenden, d.h. plastischen Beulverformungen nach dem Versuch auf der Imperfektionsmeßanlage ausgemessen und als Plots in derselben Darstellungstechnik aufbereitet wie die geometrischen Imperfektionen (siehe Anlagen 23 bis 28 und 47, jeweils unten).

Beim Kriechbeulversuch C38b wurde bei 400°C auf einem Lastniveau von ca. 90% der erwarteten Axialbeullast die Belastung 33 Std. konstant gehalten. Wie auf der Axiallast-Verkürzung-Kurve (Anlage 48) zu erkennen, hat während dieser Zeit eine Kriechverkürzung in der Größenordnung von 0,1 mm stattgefunden. Der Zylinder erreichte danach die gleiche Axialbeullast wie sein "Zwillingsbruder" T38 ohne Kriechbelastung (Anlage 42).

2.5 Ergebnisse der Beulversuche

Die Ergebnisse wurden für Vergleichszwecke in Form dimensionsloser Axiallast-Verkürzung-Kurven und bezogener Beullasten bzw. Beulspannungen aufbereitet. Kurven für 400°C werden, nach der Schalenschlankheit zu Kurvenfamilien gebündelt, in den Anlagen 50 bis 55 wiedergegeben. Bezugsgröße ist die 0.2%-Dehngrenze bei derselben Versuchstemperatur T, in den Anlagen 50 bis 52 alternativ auch die 0.2%-Dehngrenze bei 20°C (obere Diagramme).

In ähnlicher Weise sind in Tabelle 6 bezogene Axialbeulspannungen für beide Bezugsvarianten angegeben, hier noch weiter differenziert nach "technischer" und "statischer" Dehngrenze $R_{p0.2}$ und $R_{es0.2}$ (letzte vier Spalten in Tabelle 6). Die "experimentelle Axialbeulspannung" σ_{xu}^{exp} selbst wurde als Quotient aus Versuchshöchstlast und Zylinder-Istquerschnitt ermittelt. Sie könnte auch als "Tragbeulspannung" oder einfach als "Tragspannung" bezeichnet werden. Die zusätzlich zur Beulspannung in Tabelle 6 angegebenen Zahlenwerte n^{exp} und m^{exp} bezeichnen die jeweiligen Beulenzahlen in Umfangs- und in Längsrichtung, und zwar nicht im Sinne eines fiktiv auf den ganzen Zylindermantel vervollständigten Beulmusters, sondern nur die wirklich vorhandenen Beulen. Die Kombination $n^{exp} = 0 / m^{exp} = 1$ steht für **eine** axialsymmetrische Ringwulstbeule ("elephant's foot"), die bei allen Zylindern mit $r/t = 50$ auftrat (vgl. auch Fotos in Anlage 46).

Tabelle 6. Experimentelle Axialbeulspannungen unter erhöhten Temperaturen

T [°C]	Vers. Nr.	σ_{xu}^{exp} [N/mm ²]	n^{exp}	m^{exp}	σ_{xu}^{exp}		σ_{xu}^{exp}	
					$R_{p0.2}(20)$	$R_{es0.2}(20)$	$R_{p0.2}(T)$	$R_{p0.2}(T)$
100	NR XIV T11	93,8	10	3	0,323	0,357	0,447	0,512
	NR II T12	197,7	8	1	0,666	0,716	0,755	0,824
	NR III T13	240,4	0	1	0,818	0,855	0,969	1,045
	NRT IV T14	104,8	12	5	0,439	0,481	0,549	0,635
	NRT V T15	187,7	8	2	0,634	0,668	0,733	0,795
	NRT VI T16	275,3	0	1	0,832	0,874	0,924	0,998
	NRM VII T17	116,5	12	4	0,436	0,488	0,527	0,592
	NRM VIII T18	188,5	8	1	0,698	0,763	0,785	0,869
	NRM IX T19	243,6	0	1	0,843	0,896	0,967	1,041
250	NR XIV T21	73,9	12	3	0,255	0,281	0,418	0,493
	NR XVI T22	138,7	8	1	0,447	0,503	0,660	0,762
	NR XVII T23	192,5	0	1	0,640	0,708	0,977	1,046
	NRT XVIII T24	69,7	12	2	0,280	0,294	0,415	0,458
	NRT V T25	-	8	3	-	-	-	-
	NRT VI T26	249,8	0	1	0,755	0,793	0,961	1,020
	NRM XIX T27	73,8	12	3	0,304	0,337	0,509	0,600
	NRM VIII T28	168,4	8	1	0,624	0,682	0,802	0,877
	NRM IX T29	225,2	0	1	0,779	0,828	0,975	1,028
400	NR XV T31	104,3	13	3	0,370	0,414	0,686	0,745
	NR XX T32	148,7	8	1	0,483	0,537	0,783	0,845
	NR XXI T33	185,6	0	1	0,584	0,640	1,014	1,085
	NRT XVIII T34	91,8	13	2	0,369	0,387	0,612	0,651
	NRT V T35	171,7	8	2	0,580	0,611	0,788	0,822
	NRT VI T36	240,9	0	1	0,728	0,765	0,995	1,056
	NRM XIX T37	66,7	13	2	0,274	0,304	0,521	0,575
	NRM VIII T38	156,3	7	1	0,579	0,633	0,814	0,859
	NRM IX T39	198,9	0	1	0,688	0,731	0,980	1,047
	NRM XXIV C38b	159,4	7	1	0,508	0,553	0,826	0,885

Die dimensionslosen Versuchsergebnisse sind Grundlage für die in Kap. 4 beschriebenen Vergleiche mit rechnerischen Ergebnissen. Darüber hinaus lassen sich folgende Erkenntnisse unmittelbar aus den Versuchsergebnissen ablesen, wobei unter "bezogener Beulspannung" stets die auf die Dehngrenze bei gleicher Versuchstemperatur T bezogene Beulspannung verstanden wird.

- Zwischen den bezogenen Beulspannungen für austenitische Stähle und für Baustahl bei Raumtemperatur sind für $r/t = 50$ und 150 keine signifikanten Unterschiede vorhanden. Für $r/t = 400$ ist dagegen eine gewisse Tendenz in Richtung niedrigerer bezogener Beulspannungen der austenitischen Stähle erkennbar.
- Die bezogenen Beulspannungen für austenitische Stähle bei erhöhten Temperaturen zeigen für Stahl 1.4404 (AISI 316L) und Stahl 1.4571 (AISI 316Ti) keine signifikante Abhängigkeit von der Temperatur, für Stahl 1.4301 (AISI 304) dagegen eine Tendenz zur Abnahme mit zunehmender Temperatur. Für $r/t = 400$ ist allerdings die (vor allem imperfektionsbedingte) Streuung sehr groß.
- Die temperaturbedingte Abnahme der Beulspannungen korreliert ziemlich gut mit der temperaturbedingten Abnahme der 0.2%-Dehngrenzen (Bild 3a), dagegen kaum mit der temperaturbedingten Abnahme der Elastizitätsmoduli (Bild 3b). Aber auch hier ist die Streuung bei $r/t = 400$ sehr groß.
- Die Beulvorgänge und Beulmuster sind für Baustahl und für austenitische Stähle bei allen hier untersuchten Temperaturen ähnlich. Sie hängen nur in der üblichen Weise von der Schalenschlankheit ab: Weicher Übergang zu Ringwulstbeulen ("elephant's foot") bei $r/t = 50$, Einfallen von Rautenbeulen nacheinander bei $r/t = 150$, schlagartiges Einfallen einer ganzen Reihe von Rautenbeulen bei $r/t = 400$.
- Der Einfluß des Kriechens ist bis zu der hier untersuchten Temperatur $T \leq 400^\circ$ im üblichen praktischen Rahmen vernachlässigbar. Die mit den vorliegenden Untersuchungen erarbeiteten Ergebnisse können also auch auf Fälle mit sowohl ständiger Belastung als auch ständiger Temperatureinwirkung angewendet werden.

Zu Bild 3 ist erläuternd anzumerken, daß auf der Abszisse beide ins Verhältnis gesetzten Werkstoffeigenschaften sich auf die Blechtafel beziehen, aus der der entsprechende Beulversuchskörper für erhöhte Temperaturen gefertigt worden war. Auf der Ordinate ist das nicht möglich, weil sich nicht alle vier zusammengehörenden Beulversuchskörper einer Stahlsorte und einer Blechdicke (vgl. Tabelle 1) aus einer Blechtafel hatten fertigen lassen. Deshalb ist das Verhältnis der beiden Beulspannungen ggfs. mit dem Verhältnis der 0.2%-Dehngrenzen der beiden beteiligten Blechtafeln bei 20°C korrigiert.

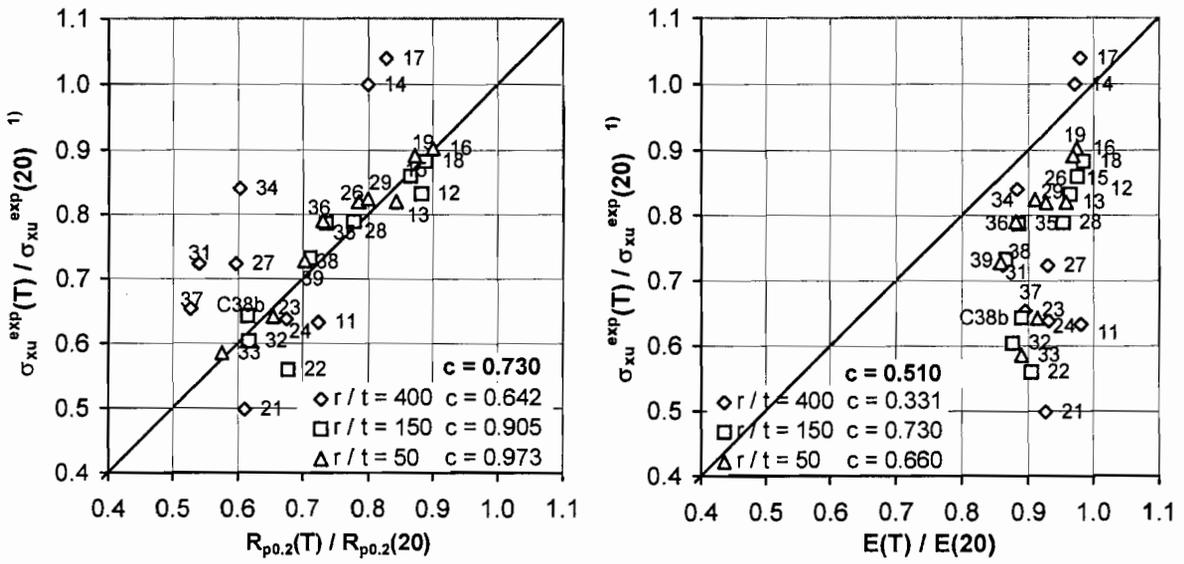


Bild 3. Korrelation zwischen temperaturbedingter Abnahme der Beulspannung und temperaturbedingter Abnahme (a) der Dehngrenze, (b) des E-Moduls; 1) im Verhältnis der Dehngrenzen $R_{p0.2}(20)$ der beiden für die Versuchskörper verwendeten Bleche korrigiert.

3 Numerische Parameterstudie

3.1 Zielsetzung, Umfang, eingesetztes Computerprogramm

Es war eine vergleichende Parameterstudie für die Axialbeullasten baupraktisch imperfekter Kreiszyinderschalen (KZS) aus austenitischen nichtrostenden Stählen (AN-Stählen) und aus Baustahl zu erstellen, die den gesamten interessierenden Schlankheitsbereich (ca. $40 \leq r/t \leq$ ca. 3000, entsprechend ca. $0,2 \leq \lambda \leq$ ca. 2,5) und den Temperaturbereich von 20°C (Raumtemperatur) bis 400°C abdeckte. Als AN-Stähle waren exemplarisch dieselben drei Stähle wie bei den experimentellen Untersuchungen vorzusehen (vgl. 2.1). Die Aufgabenstellung erforderte insgesamt etwa 6000 geometrisch und werkstofflich nichtlineare Berechnungen von KZS. Das war vom Rechenaufwand her nur mit Hilfe eines speziellen Rotationsschalenprogrammes zu machen. Eingesetzt wurde das Programm F04B08 (Erstellerin: M. ESSLINGER und Mitarbeiter). Das Rechenzeitverhältnis im Vergleich zu ANSYS betrug größenordnungsmäßig 1:10.

3.2 Modellierung der Werkstoffeigenschaften

Aufgrund der experimentell ermittelten Werkstoffeigenschaften (vgl. 2.2) bot es sich an, die Spannungsdehnungslinien (SDL) der AN-Stähle bei allen Temperaturen nach Ramberg/Osgood zu modellieren. Diese Modellierung wurde zusätzlich durch vergleichende ANSYS-Vorberechnungen an einer ausgewählten KZS mit multilinear modellierten SDL, die alternativ an die exakt gemessene SDL und an die zugehörige Ramberg/Osgood-Modellierung angepaßt worden waren, abgesichert [8].

Die Form der Ramberg/Osgood-Spannungsdehnungslinie wird - abgesehen von der Stützstelle σ_p bei $p\%$ bleibender Dehnung - durch den Exponenten n bestimmt. Bild 4 veranschaulicht das mit $p = 0,2\%$. Mit Hilfe eines sorgfältigen "curve-fit"-Verfahrens waren für alle gemessenen Spannungsdehnungskurven die bis $\varepsilon =$ ca. 2% bestmöglichen n -Werte ermittelt worden (vgl. 2.2, insbesondere Tabelle 4 und Anlage 18). Diese experimentellen Exponenten n sind selten kleiner als 10. Für die Parameterstudie wurden jedoch die ungünstigeren Rechenwerte des Eurocode-Entwurfes ENV 1993-1-4 für Edelstahlkonstruktionen bei Raumtemperatur [11] eingesetzt. Sie betragen $n = 5,5$ für Stahl 1.4301 (AISI 304) und $n = 6,0$ für die Stähle 1.4404 und 1.4571 (AISI 316L und 316Ti).

Die SDL für Baustahl wurde, wie allgemein üblich, bilinear linerelastisch-idealplastisch modelliert, d. h. mit $n = \infty$ (Bild 4), im weiteren "elastisch-plastisch" bezeichnet.

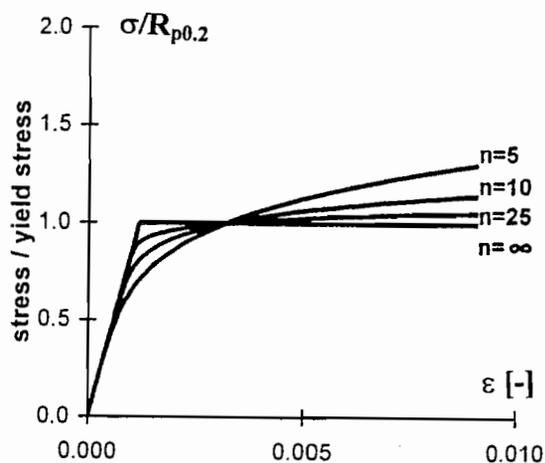


Bild 4.
Spannungsdehnungslinie nach
Ramberg/Osgood

3.3 Modellierung der Imperfektionen

Ein vorab durchgeführtes Literaturstudium unter besonderer Berücksichtigung der neueren Arbeiten [8] hatte die banale Erkenntnis bestätigt, daß es praktisch nicht möglich ist, eine reale Schale für die Berechnung mit ihren realen Imperfektionen (dazu gehören bekanntlich geometrische, werkstofflich-strukturelle, Last- und Randbedingungs-Imperfektionen) zu modellieren - schon gar nicht, wenn es sich um eine noch zu bauende Schale handelt. Alle veröffentlichten Imperfektionsmodelle stellen letztlich Ersatzimperfektionen dar. Eine geeignete Ersatzimperfektion muß in der Lage sein, die in der Realität (bzw. im Versuch) beobachteten maßgebenden Abhängigkeiten des Beulverhaltens in der Tendenz richtig wiederzugeben; darüber hinaus sollte sie mit Rücksicht auf den Rechenaufwand so einfach wie möglich sein.

Unter diesem Gesichtspunkt wurden für die vorliegende Aufgabenstellung axialsymmetrische geometrische Ersatzimperfektionen als besonders geeignet ausgewählt. Ihre optimale Meridianform wurde aus einer Reihe vergleichender Rechenläufe mit verschiedenen Meridianformen (periodisch-sinusförmige Vorbeulenreihe, Einzelbeule nach innen oder außen mit sinus-, halbkreis- oder dreieckförmigem Meridian) und verschiedenen Vorbeulenlängen herausgefiltert. Dabei wurde u. a. die Zuverlässigkeit der numerischen Simulation durch Vergleich mit den analytischen Ergebnissen von PFEIFFER [13] für eine periodisch-sinusförmige Vorbeulenreihe (Bild 5a) mit einer Halbwellenlänge von $1,73 \sqrt{rt}$ nachgewiesen. Als Ersatzimperfektion für die Hauptparameterstudie wurde schließlich eine einzelne, nach innen gerichtete Wulst-Vorbeule mit der Form einer Sinushalbwellenlänge und einer Länge von $1,73 \sqrt{rt}$, in der Mitte der KZS angeordnet, gewählt (Bild 5a).

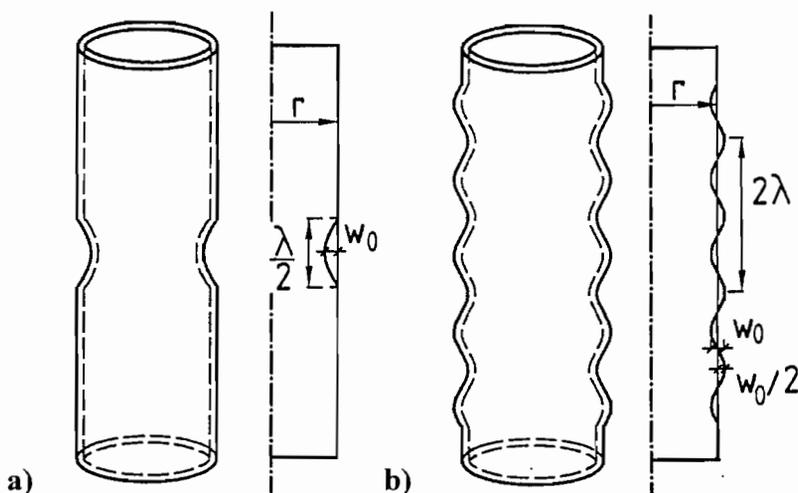


Bild 5.

Axialsymmetrische Ersatzimperfektionen:

- (a) einzelne, nach innen gerichtete Wulst-Vorbeule
- (b) periodisch-sinusförmige Vorbeulenreihe

3.4 Durchführung der Parameterstudie

Eine ersatzimperfekte KZS wurde aus 10 konischen Ringelementen innerhalb der Vorbeule und einer (je nach r/t -Verhältnis) wechselnden Anzahl kreiszylindrischer Ringelemente im übrigen Schalenbereich zusammengesetzt. Die Gesamtlänge wurde so gewählt, daß die KZS als "mittellang" nach DIN 18800-4 einzustufen war. Die Ränder waren unverschieblich gelenkig gelagert (RB2 nach DIN 18800-4). Die Axiallast wurde als Linienlast weggesteuert aufgebracht. Aus einer geometrisch und werkstofflich nichtlinearen Berechnung dieser Rotationsschale (Berechnungsniveau GMNIA in der Terminologie des Eurocode-Entwurfes ENV 1993-1-6 [6]) mit begleitender Eigenwertanalyse wurde die Axialbeullast ermittelt. Sie

ist entweder als Verzweigungslast (bifurcation load) oder - wenn bis zum Lastmaximum der Last-Verformung-Kurve keine Gleichgewichtsverzweigung gefunden wurde - als Maximallast (limit load) definiert. Die daraus ermittelte Axialbeulspannung wird "numerische Beulspannung" σ_{xu}^{num} genannt.

3.4.1 Vorberechnungen

In einer **ersten Vorberechnungsserie** wurde demonstriert, daß das beschriebene Ersatzimperfectionsmodell mit elastisch-plastischer SDL numerische Beulkurven liefert, die über der Schalenschlankheit den für Stabilitätsprobleme typischen funktionalen Verlauf vom Typ "Schwarz-Rankine" aufweisen (Bild 6).

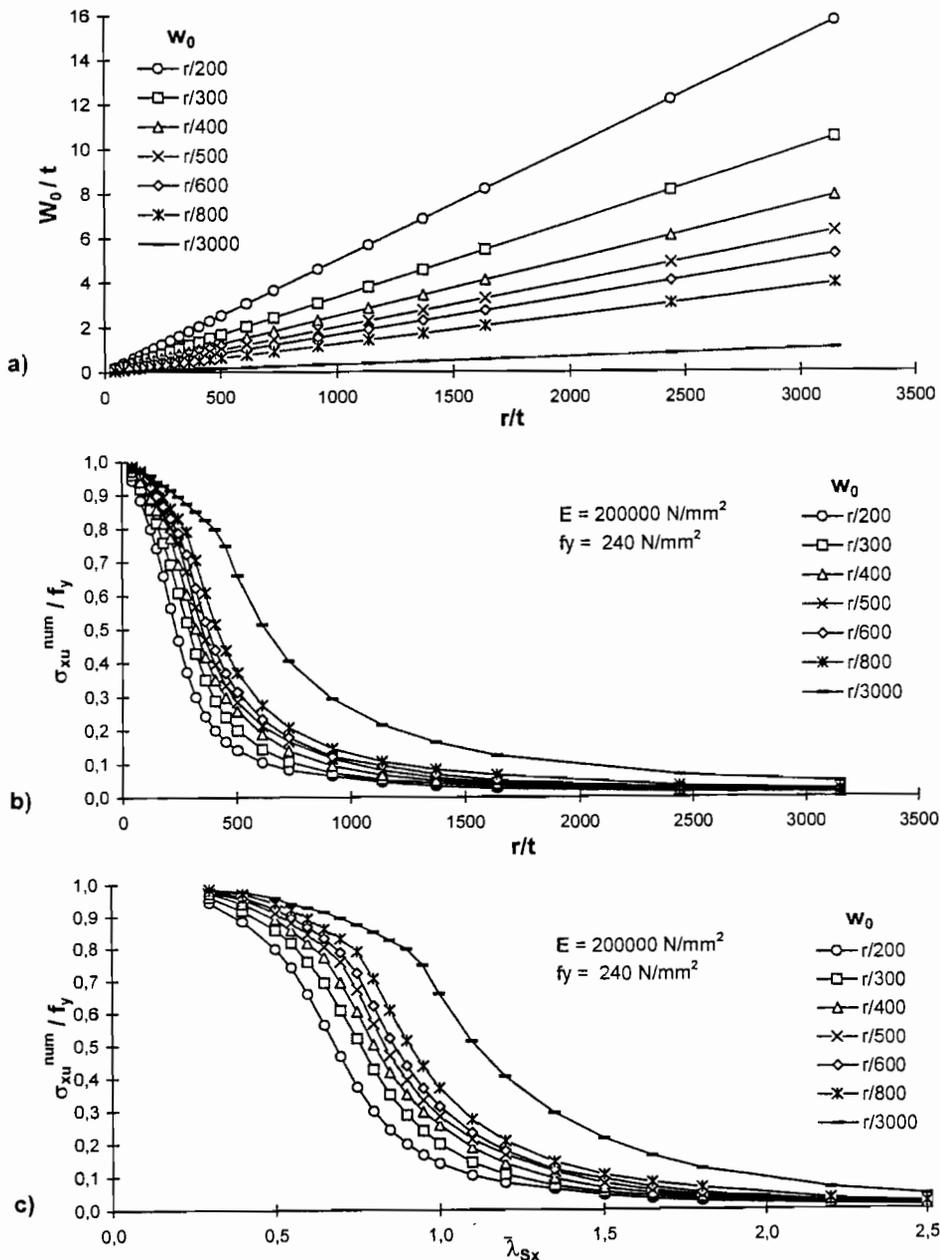


Bild 6. Eignungsnachweis des gewählten Ersatzimperfectionsmodells mit elastisch-plastischer SDL: (a) Angenommene bezogene Vorbeulamplituden, (b) numerische Beulkurven für $w_0/r = \text{const}$ über r/t , (c) dto. über $\bar{\lambda}_{sx}$

In Bild 6b ist eine Schar solcher numerischer Beulkurven, jeweils mit $w_0/r = \text{const}$ gerechnet, über r/t aufgetragen, in Bild 6c über dem bezogenen Schalenschlankheitsgrad $\bar{\lambda}_{Sx}$. Bild 6a zeigt darüber hinaus, warum gerade ein konstant angenommener Quotient w_0/r eine sinnvolle Kurve liefert: $w_0/r = \text{const}$ bedeutet $w_0/t = \text{const} \cdot r/t$, d.h. eine mit r/t lineare Zunahme der auf die Schalendicke bezogenen Vorbeulamplitude, und das beschreibt bekanntlich die reale Imperfektionssituation bei Schalen recht gut.

In Bild 7 ist die numerische Beulkurve für $w_0/r = \text{const} = 1/500$ aus Bild 6c den charakteristischen bezogenen Axialbeulspannungen $\sigma_{xS,Rk}$ nach ECCS-R [3] und DIN 18800-4 gegenübergestellt. Man erkennt, daß die ECCS-Kurve sich über den gesamten Schlankheitsbereich sehr gut mit $w_0/r = 1/500$ reproduzieren läßt, während die κ_2 -Kurve aus DIN 18800-4 im gedrungenen bis mittelschlanken Bereich tiefer liegt. Letzteres ist beulmechanisch einsichtig, weil die tiefliegende κ_2 -Kurve gedrungene Schalen mit großen strukturellen Imperfektionen abdecken soll. Diese können numerisch nur mit Hilfe noch größerer geometrischer Ersatzimperfektionsamplituden simuliert werden.

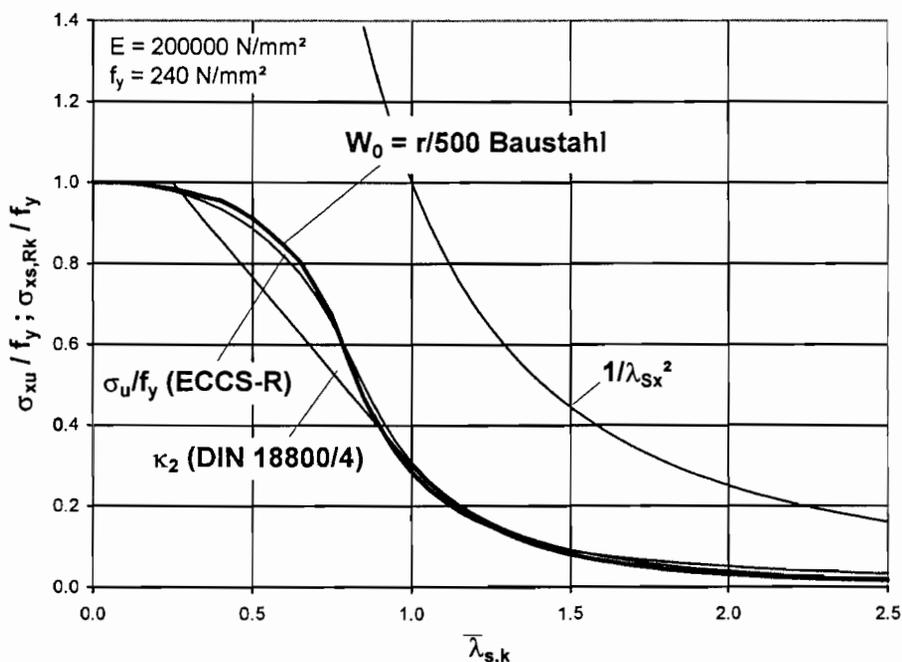


Bild 7. Numerische Beulkurve für $w_0 = r/500$ im Vergleich zu den charakteristischen Beulkurven nach DIN 18800-4 und ECCS-R

In einer **zweiten Vorberechnungsserie** wurde, dem vorstehenden Gedankengang folgend, demonstriert, daß sich Normbeulkurven vom Typ " κ_2 " tatsächlich beliebig genau reproduzieren lassen, wenn man im Bereich kleinerer Schlankheitsgrade die Ersatzimperfektionsamplitude zunehmend größer annimmt. Bild 8 zeigt das Ergebnis für die drei Beulkurven des Schalen-Eurocodes [4]. Für die κ_2 -Kurve selbst muß aufgrund des quasi "künstlichen" linearen Verlaufs die bezogene Amplitude w_0/r entlang der Kurve noch stärker variiert werden; die Ergebnisse werden hier nicht wiedergegeben. Zu Bild 8b ist erläuternd hinzuzufügen, daß die "class-B"-Kurve im schlanken Bereich nur deshalb tiefer liegt als die ECCS-Kurve ($w_0 = r/400$ statt $r/500$), weil die hinzuzufügenden Teilsicherheitsbeiwerte in den beiden Normen unterschiedlich sind.

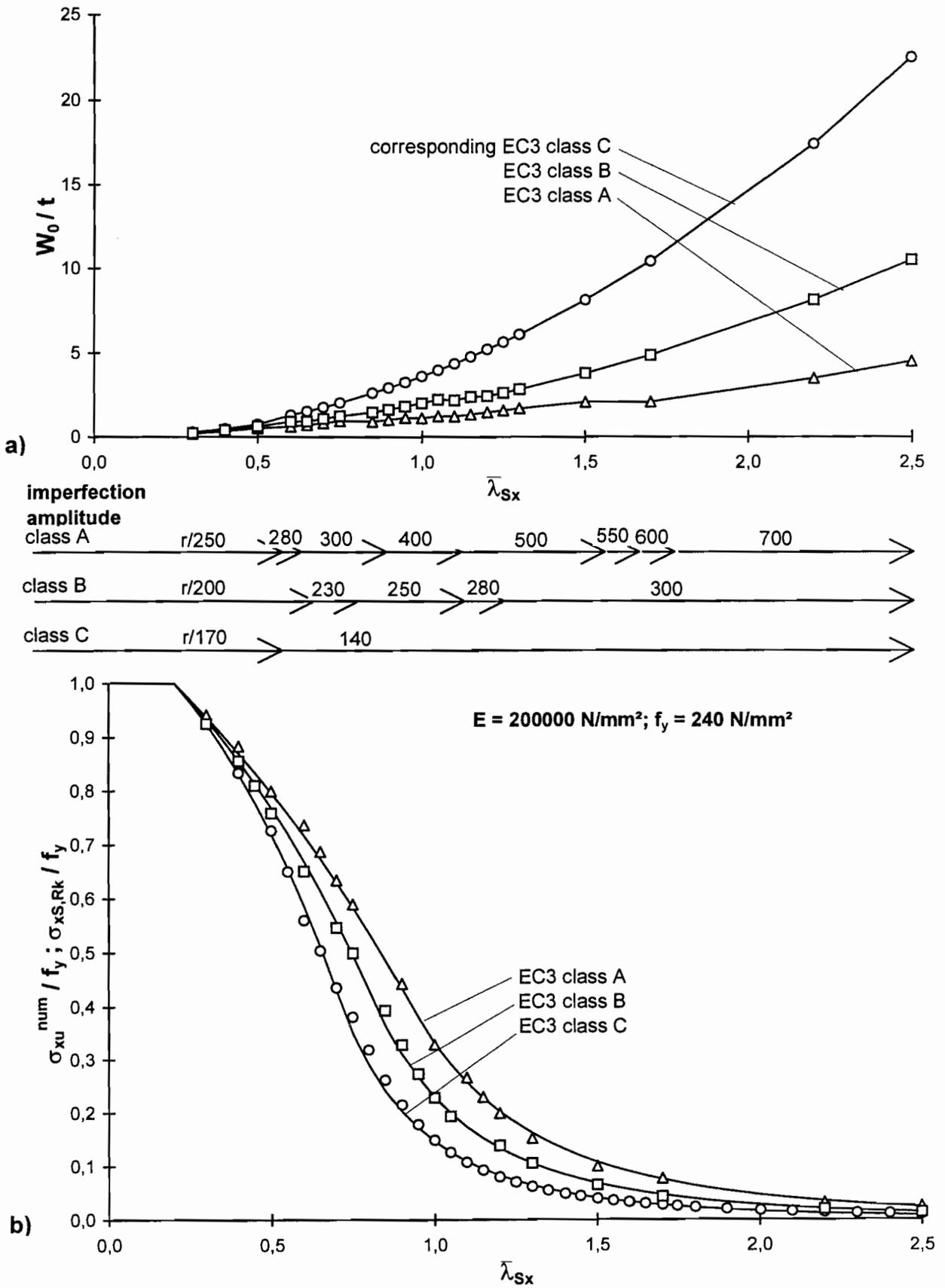


Bild 8. Numerische Reproduktion der charakteristischen Beulkurven nach ENV 1993-1-6 mit Hilfe variabler Ersatzimperfektionsamplituden: (a) eingeführte Amplituden, (b) Beulkurven

In den beiden Hauptberechnungsreihen wurde nur mit $w_0 = \text{const}$ gerechnet, in der Regel mit $w_0 = r/500$, da es nicht auf Absolutwerte der bezogenen Beulspannung ankam, sondern nur auf den relativen Einfluß der SDL-Form auf die bezogene Beulspannung. Es genügte deshalb, die Ersatzimperfektion so zu wählen, daß sie für elastisch-plastische SDL im Prinzip zutreffende Beulkurven liefert.

3.4.2 Parameterstudie für Raumtemperatur

In der **ersten Hauptberechnungsreihe** wurden KZS mit konstanter Globalgeometrie ($r = 200$ mm, $l = 400$ mm), aber mit 39 verschiedenen Wanddicken t , welche bezogene Schalenschlankheiten $\bar{\lambda}_{Sx}$ von 0,3 bis 2,5 liefern, und 9 verschiedenen Imperfektionsamplituden $w_0 = \text{const} = r/\infty$ (perfekt) bis $= r/200$, jeweils alternativ mit elastisch-plastischer SDL ($E = 200$ GPa, $f_y = 240$ MPa) und mit Ramberg/Osgood-SDL ($E_0 = 200$ GPa, $R_{p0.2} = 240$ MPa, $n = 6,0$) durchgerechnet. Das entspricht einem Vergleich von Baustahl S235 mit **AN-Stählen bei Raumtemperatur**. Die Ergebnisse sind in bezogener Form als Beulkurven-Paare in (Bild 9) wiedergegeben. Ergänzende Berechnungsreihen behandelten zum einen variable Imperfektionsamplituden $w_0 = f(\bar{\lambda}_{Sx})$ zur Simulation der drei ENV- χ -Kurven bei gleichen Werkstoff-Kennwerten und zum anderen zwei weitere Festigkeitsklassen ($f_y = R_{p0.2} = 220$ MPa und 290 MPa) bei $w_0 = \text{const} = r/500$ [8].

Aus Bild 9 entnimmt man zweierlei:

- Die Nichtlinearität der Spannungsdehnungslinie (SDL) von AN-Stählen führt in einem klar definierten Schlankheitsbereich zu reduzierten bezogenen Beulspannungen, verglichen mit den mit bilinearer elastisch-plastischer SDL erzielten bezogenen Beulspannungen. Die in der Einleitung qualitativ geäußerte Vermutung wird damit bestätigt.
- Mit abnehmender Imperfektionsamplitude nimmt sowohl der betroffene Schlankheitsbereich als auch die Größe der Reduktion zu. Gleichzeitig verschiebt sich der Schlankheitsgrad, bei dem die größte Reduktion auftritt, in Richtung größerer Werte.

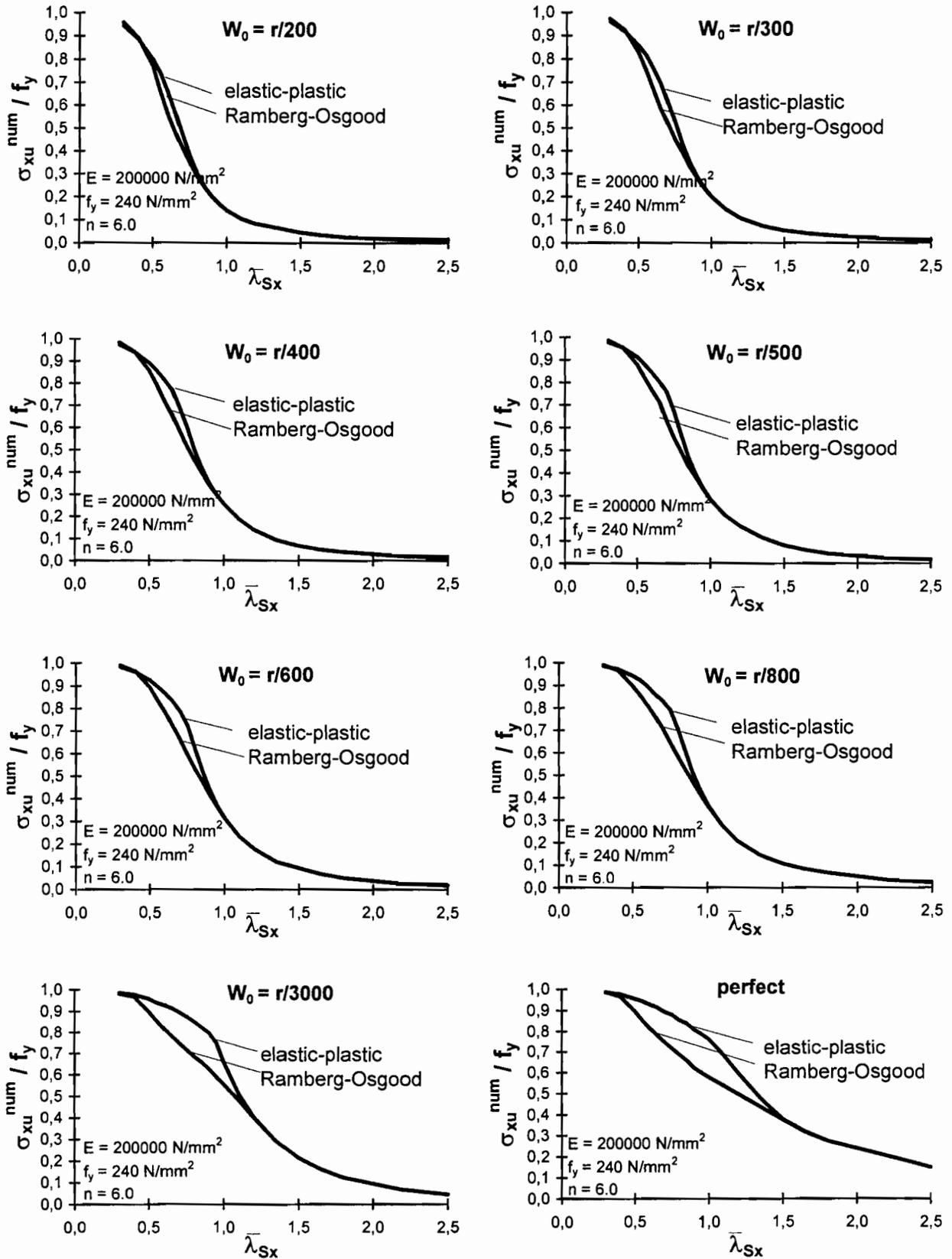


Bild 9. Numerische Beulkurvenpaare "elast.plast./Ramberg-Osgood" bei Raumtemperatur für verschiedene bezogene Ersatzimperfektionen

3.4.3 Parameterstudie für erhöhte Temperaturen

Gegenstand der analog durchgeführten **zweiten Hauptberechnungsserie** waren KZS-Paare mit konstanter Amplitude $w_0 = r/500$ der Ersatzimperfektion, aber unterschiedlichen Werkstoffkennwerten $E_0 (= E)$ und $R_{p0.2} (= f_y)$, mit denen die Temperaturabhängigkeit der Festigkeitswerte der AN-Stähle erfaßt wurde. Das entspricht einem Vergleich der **AN-Stähle bei erhöhten Temperaturen** mit fiktiven Baustählen, die jeweils denselben Quotienten E/f_y haben. Es wurden für $T \geq 100^\circ\text{C}$ die temperaturabhängigen Rechenwerte E und f_y nach DIN 4133 [1] verwendet, die identisch mit den gewährleisteten Mindestwerten E_0 und $R_{p0.2}$ nach DIN EN 10088 [9] und DIN 17441 sind (vgl. Tab. 3). Für $T = 20^\circ\text{C}$ wurde dagegen auf die im Eurocode-Entwurf ENV 1993-1-4 [11] vorgesehenen Rechenwerte für die Streckgrenze zurückgegriffen, die auch von der neuen Edelstahl-Zulassung [6] übernommen wurden. Sie sind größer als die gem. DIN EN 10088 zu gewährleistenden Mindestwerte. Der Übersicht halber sind die konkret verwendeten Zahlenwerte für die vier untersuchten Temperaturen in Tabelle 7 noch einmal zusammengestellt.

Tabelle 7. In die numerischen Beulberechnungen eingeführte Rechenwerte für die Werkstoffeigenschaften

	1.4571			1.4404			1.4301		
T [°C]	f_y [N/mm ²]	$E \cdot 10^3$ [N/mm ²]	E/f_y	f_y [N/mm ²]	$E \cdot 10^3$ [N/mm ²]	E/f_y	f_y [N/mm ²]	$E \cdot 10^3$ [N/mm ²]	E/f_y
20	240	200	833	240	200	833	220	200	909
100	185	194	1049	166	194	1169	157	194	1236
250	157	183	1166	127	183	1441	118	183	1551
400	135	172	1274	108	172	1593	98	172	1755

Die Ergebnisse der zweiten Hauptberechnungsserie sind wieder in bezogener Form als Beulkurvenpaare wiedergegeben, und zwar sowohl über r/t als auch über $\bar{\lambda}_{Sx}$ aufgetragen (Anlagen 56 bis 61). In Vorberechnungen war nachgewiesen worden, daß eine (gegenüber $n = 6,0$ bzw. $5,5$) weitere Absenkung des Ramberg-Osgood-Exponenten n bis auf $4,2$ die rechnerische Beulspannung ungünstigstenfalls noch einmal um 5% abmindert. Eine temperaturbedingte Absenkung des Exponenten n in dieser prozentualen Größenordnung war in den experimentellen Untersuchungen festgestellt worden (vgl. Tabelle 4), dort waren aber andererseits die Absolutwerte wesentlich größer. Auf eine Berücksichtigung dieses Effektes bei der Parameterstudie wurde deshalb verzichtet.

Aus den Auftragungen in den Anlagen 56 bis 61 ist zu entnehmen, daß die Spreizung der Beulkurvenpaare - Ausdruck für die durch die nichtlineare SDL verursachte Reduktion der Beulspannung - einerseits mit wachsender Temperatur und andererseits vom Stahl 1.4571 über 1.4404 zum Stahl 1.4301 zunimmt. Die quantitative Erfassung dieses Ergebnisses erfolgt im nächsten Abschnitt.

3.5 Ergebnisse der Parameterstudie

Der beullastmindernde Einfluß der kontinuierlich nichtlinearen SDL der AN-Stähle im Vergleich zur zugeordneten elastisch-plastischen SDL wird unmittelbar deutlich, wenn man aus dem jeweils zu einem Schlankheitsgrad $\bar{\lambda}_{Sx}$ gehörenden Beulspannungspaar einen Quotienten bildet. Dieser Quotient wird **Beulreduktionsfaktor** ψ genannt. Er ist für die

Parameterstudie bei Raumtemperatur in Bild 10 und für die Parameterstudie bei erhöhten Temperaturen in Bild 11 jeweils alternativ über $\bar{\lambda}_{Sx}$ aufgetragen. Folgende Ergebnisse lassen sich ablesen:

- Bei baupraktisch imperfekten KZS (das bedeutet nach Bild 8 $w_0 \geq r/800$, um die Qualitätsklasse A nach ENV 1993-1-6 mit abzudecken) ist die bezogene Beulspannung von AN-Stählen in einem relativ klar definierten Schlankheitsbereich kleiner als die des vergleichbaren fiktiven Baustahls. Dieser Bereich erstreckt sich
 - bei Temperaturen $T \leq 100 \text{ °C}$ von $\bar{\lambda}_{Sx} = \text{ca. } 0,4$ bis $\bar{\lambda}_{Sx} = \text{ca. } 1,0$,
 - bei Temperaturen $100 \text{ °C} < T \leq 400 \text{ °C}$ von $\bar{\lambda}_{Sx} = \text{ca. } 0,3$ bis $\bar{\lambda}_{Sx} = \text{ca. } 1,1$.
- Innerhalb dieser Bereiche hat der Beulreduktionsfaktor einen trichterförmigen Verlauf mit relativ spitzem Minimum. Der Minimalwert beträgt
 - bei Temperaturen $T \leq 100 \text{ °C}$ $\psi = \text{ca. } 0,80$,
 - bei Temperaturen $100 \text{ °C} < T \leq 400 \text{ °C}$ $\psi = \text{ca. } 0,75$.
- Bei weniger imperfekten Schalen bis hin zur perfekten Schale weitet sich der beeinträchtigte Bereich in Richtung größerer Schlankheiten bis $\bar{\lambda}_{Sx} = \text{ca. } 1,5$ aus, und die Abminderung wird stärker. Das heißt, eine perfekte Schale aus AN-Stahl beult im Vergleich zu ihrem Gegenstück aus Baustahl eher als eine imperfekte. Das ist aber nur von wissenschaftlichem Interesse, da die stärker reduzierte Beulspannung der perfekten Schale immer noch höher liegt als die weniger reduzierte der baupraktisch imperfekten Schale.
- Bei erhöhten Temperaturen liefern die drei exemplarisch untersuchten AN-Stähle in der Reihenfolge 1.4571 (AISI 316Ti) - 1.4404 (AISI 316L) - 1.4301 (AISI 304) zunehmend etwas ungünstigere Beulreduktionsfaktoren. Der Unterschied ist auf den in der genannten Reihenfolge größer werdenden Quotienten E/f_y und kleiner werdenden Exponenten n zurückzuführen. Die Unterschiede zwischen den drei Stählen sind aber insgesamt nicht sehr groß.

Die vorstehenden Feststellungen werden in Kap. 5 dieses Berichts in Form von einfachen Formeln konkretisiert werden.

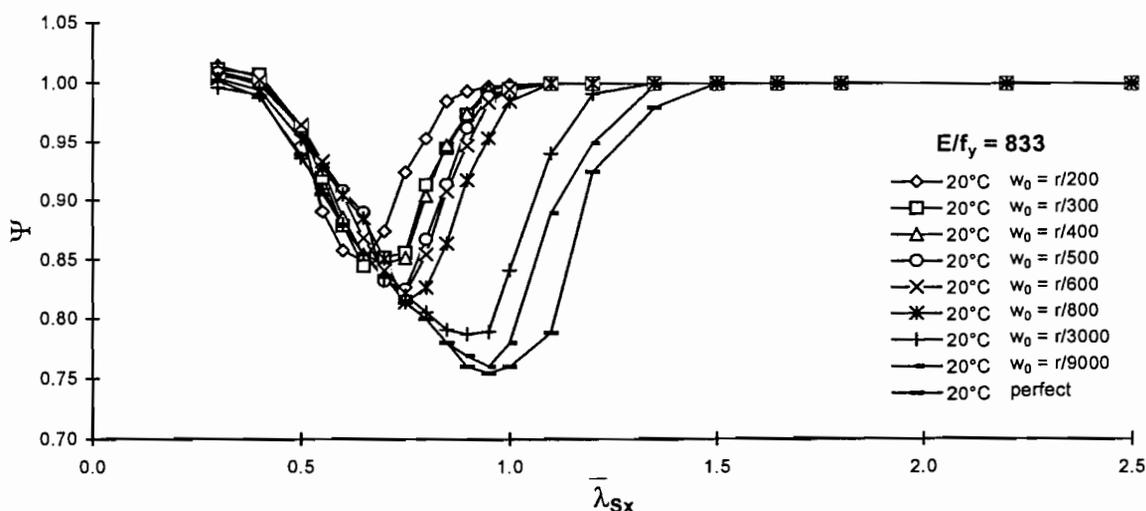


Bild 10. Numerische Beulreduktionsfaktoren ψ für austenitische nichtrostende Stähle bei Raumtemperatur (20°C)

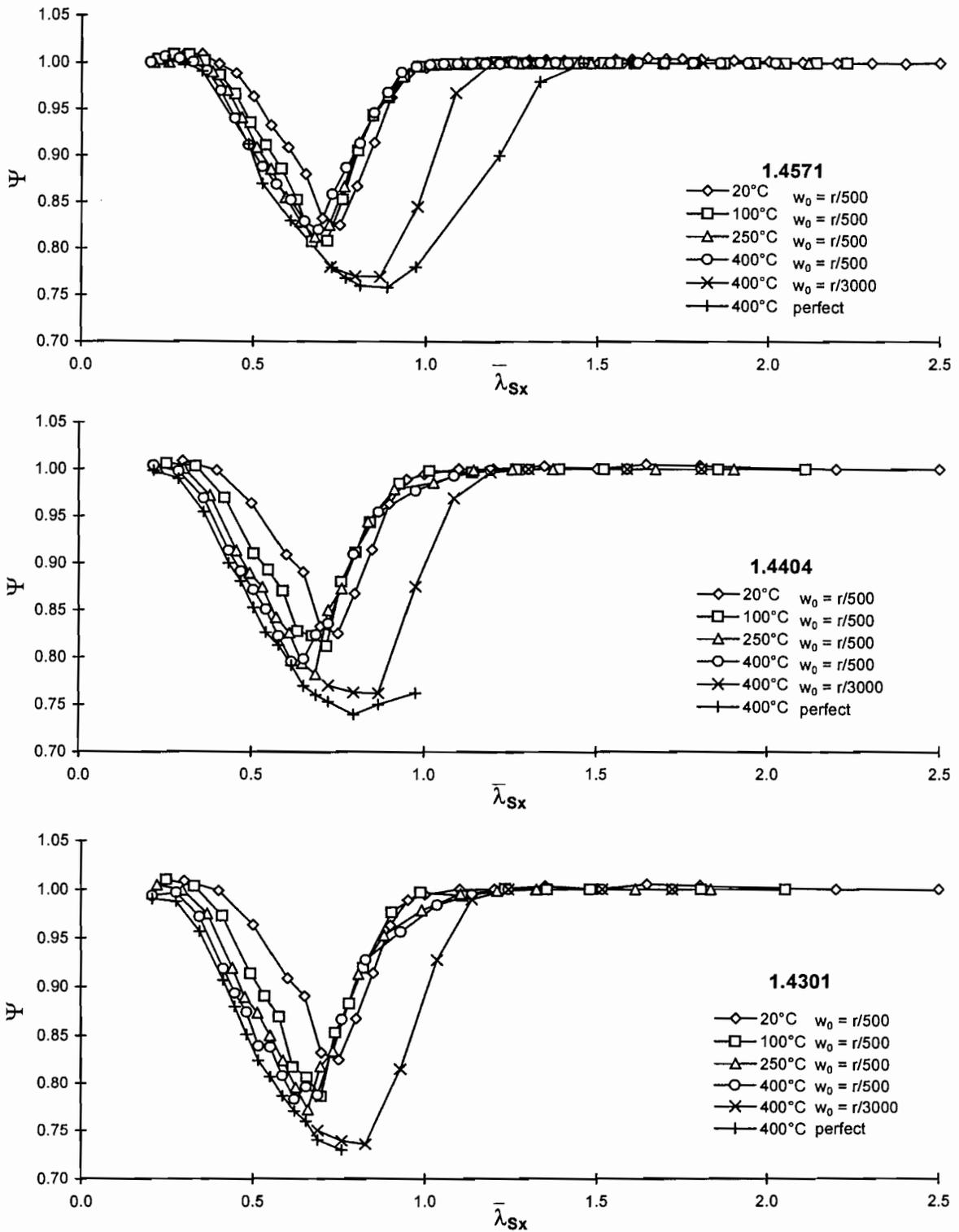


Bild 11. Numerische Beulreduktionsfaktoren ψ für austenitische nichtrostende Stähle bei erhöhten Temperaturen

4 Vergleiche zwischen experimentellen und rechnerischen Ergebnissen

4.1 Numerische Vergleichsberechnungen zu den Beulversuchen

Für alle 43 Beulversuche wurden unter Verwendung des für die Parameterstudie eingesetzten numerischen Modells Vergleichsberechnungen durchgeführt, um ein Höchstmaß an Verifizierung zu erreichen. Die Versuchszylinder wurden in den Vergleichsberechnungen unter Verwendung ihrer Istwerte für Abmessungen und Werkstoffeigenschaften

- in einer ersten Berechnungsreihe als **geometrisch perfekte KZS**
- und in einer zweiten Berechnungsreihe als **geometrisch ersatzimperfekte KZS** (mit den in 3.3 beschriebenen axialsymmetrischen Ersatzimperfektionen)

modelliert. Die anfängliche Absicht, alternativ auch mit den gemessenen geometrischen Imperfektionen nachzurechnen, war fallengelassen worden, da es sich (ohne Modellierung der Eigenspannungen, der Werkstoffinhomogenität und -anisotropie, der ungenauen Lasteinbringung und Lagerung usw.) eben auch nur um Ersatzimperfektionen gehandelt hätte. Der Rechenaufwand hätte in keinem vernünftigen Verhältnis zum Aussagegehalt gestanden.

Bei der Bewertung der numerisch ermittelten Axiallast-Verkürzung-Kurven (LVK) ist zu beachten, daß das eingesetzte Computerprogramm F04B08 zwar im ansteigenden axialsymmetrischen Vorbeulpfad Gleichgewichtsverzweigungen in nicht-axialsymmetrische Beulzustände zuverlässig findet und als Axialbeullast ausgibt, jedoch nicht in den zugehörigen nicht-axialsymmetrischen Nachbeulpfad "hineinrechnen" kann. Das heißt, alle dargestellten LVK wurden komplett axialsymmetrisch berechnet und sind demzufolge jenseits solcher gefundenen Verzweigungspunkte von hypothetischem Charakter. Sie wurden trotzdem in die Darstellungen übernommen.

Für alle 43 **geometrisch perfekt modellierten Versuchszylinder** sind in [8] numerisch und experimentell ermittelte LVK zusammen aufgetragen. Die Anlagen 62 bis 67 bringen als Auszug daraus die Auftragungen für die zehn 400°C-Versuche. Es wurden jeweils zwei Randbedingungsvarianten berechnet: Zylinderenden entweder biegeeingespannt ("clamped") oder biege gelenkig ("simply supported") gelagert. Bei den Versuchen unter Raumtemperatur wurde alternativ zur verfestigenden Ramberg/Osgood-SDL (mit "st" gekennzeichnet) auch mit elastisch-plastischer SDL ("pl") gerechnet. Bild 12 zeigt ein Beispiel dafür. In die Darstellungen für die 400°C-Versuche in den Anlagen 62 bis 67 sind zum Vergleich auch numerische Kurven für $T = 20^\circ\text{C}$ eingezeichnet.

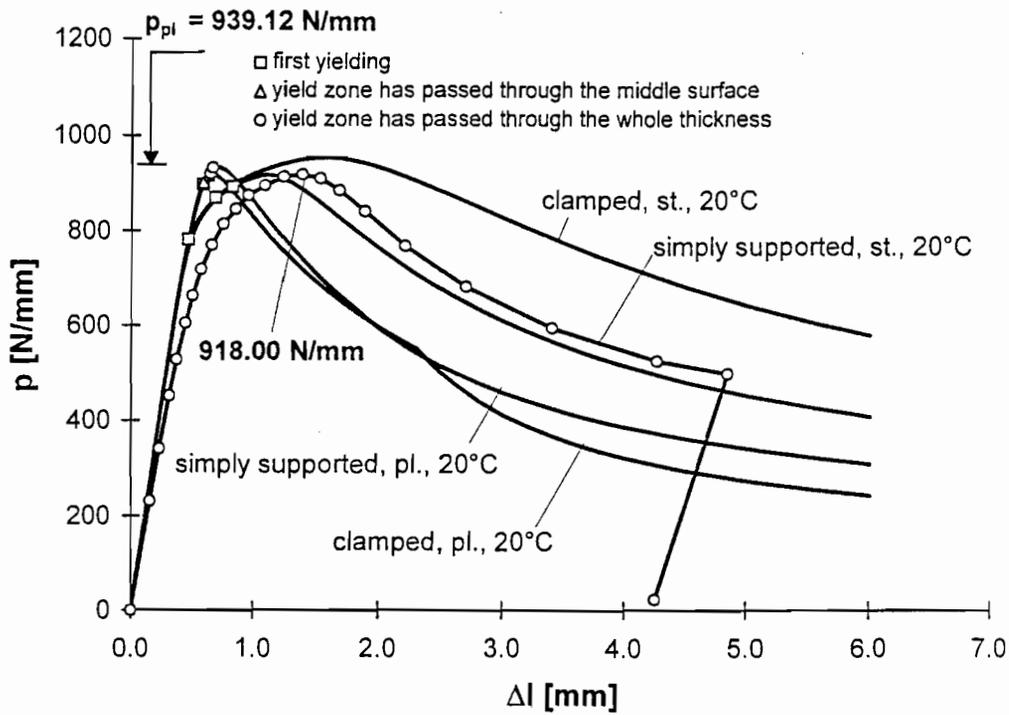


Bild 12. Am perfekten Versuchskörper numerisch simulierte Axiallast-Verkürzung-Kurven im Vergleich zur experimentellen Kurve: Versuche A6 (1.4571, $r/t = 50$, $T = 20^\circ\text{C}$)

Die **ersatzimperfekt modellierten Versuchszylinder** wurden analog berechnet, aber nur mit biege gelenkig gelagerten Rändern. Neben der für die numerische Parameterstudie verwendeten axialsymmetrischen Einzelvorbeule nach innen (vgl. Bild 5a) mit $w_0 = r/500$ wurden alternativ auch periodisch-sinusförmige axialsymmetrische Vorbeulenreihen (vgl. Bild 5b) mit $w_0 = r/1000$ und $r/1600$ eingebaut. Komplette LVK-Sätze wurden wegen des großen Rechenaufwandes nur für je drei ausgewählte Versuchszylinder bei 20°C und bei 400°C berechnet. Letztere sind in Bild 13 wiedergegeben.

Für alle anderen Versuchskörper wurde die Berechnung beendet, wenn die numerische Axialbeullast gefunden war. Die numerischen Axialbeullasten für die verschiedenen Modellierungsvarianten werden in [8] ausführlich diskutiert. Sie werden hier für die 37 Versuchszylinder aus AN-Stählen in Bild 14 grafisch mit den experimentellen Ergebnissen verglichen. Als Werkstoff-Bezugsgröße liegt den Berechnungen die statische Dehngrenze $R_{es0.2}$ (vgl. Tabelle 4) zugrunde, da auch die experimentellen Beullasten quasi-statisch sind.

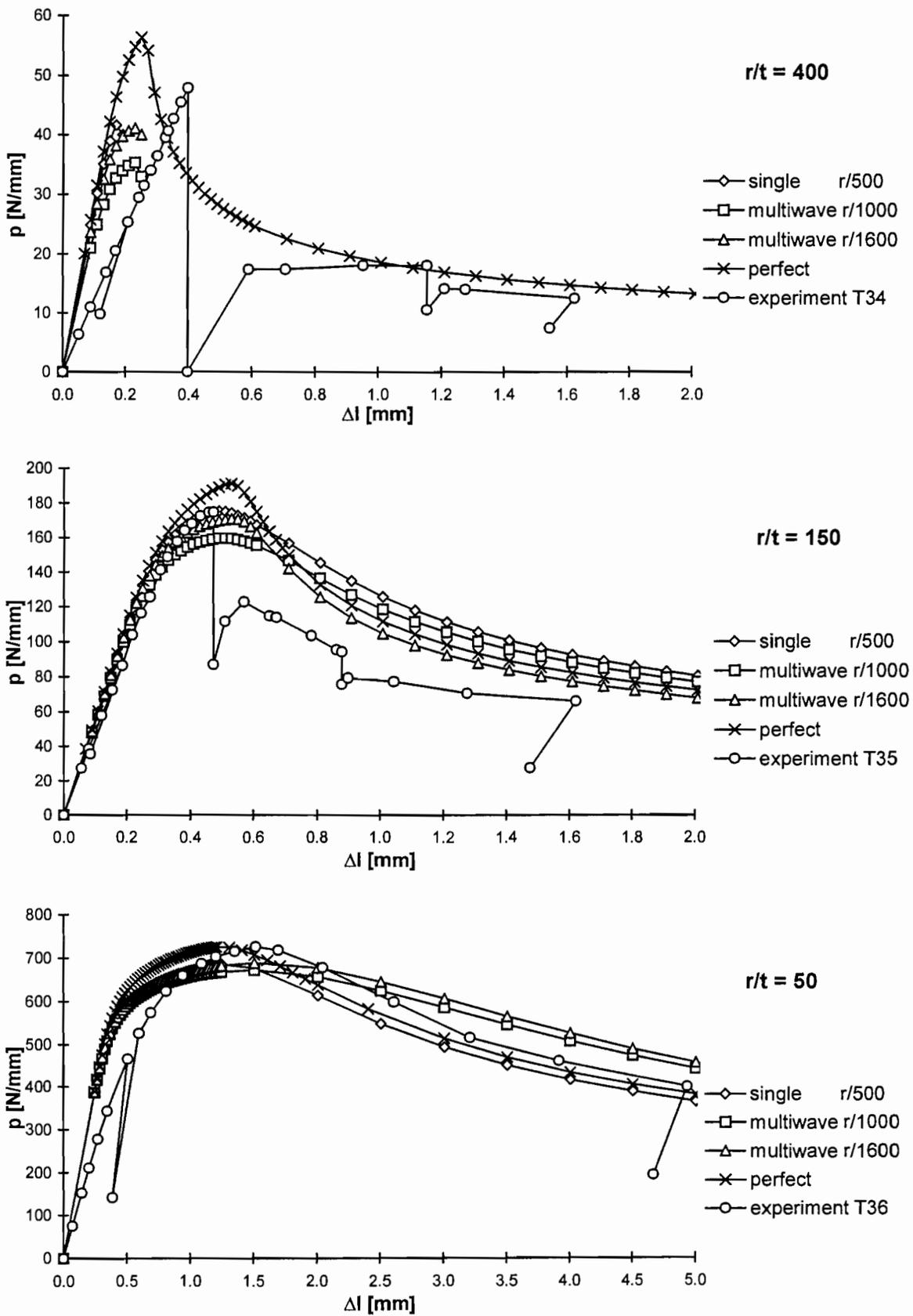


Bild 13. Am ersatzimperfekt modellierten Versuchskörper numerisch simulierte Axial-Last-Verkürzung-Kurven im Vergleich zu den experimentellen Kurven für 1.4571 bei 400°C: (a) Versuch T34, (b) Versuch T35, (c) Versuch T36

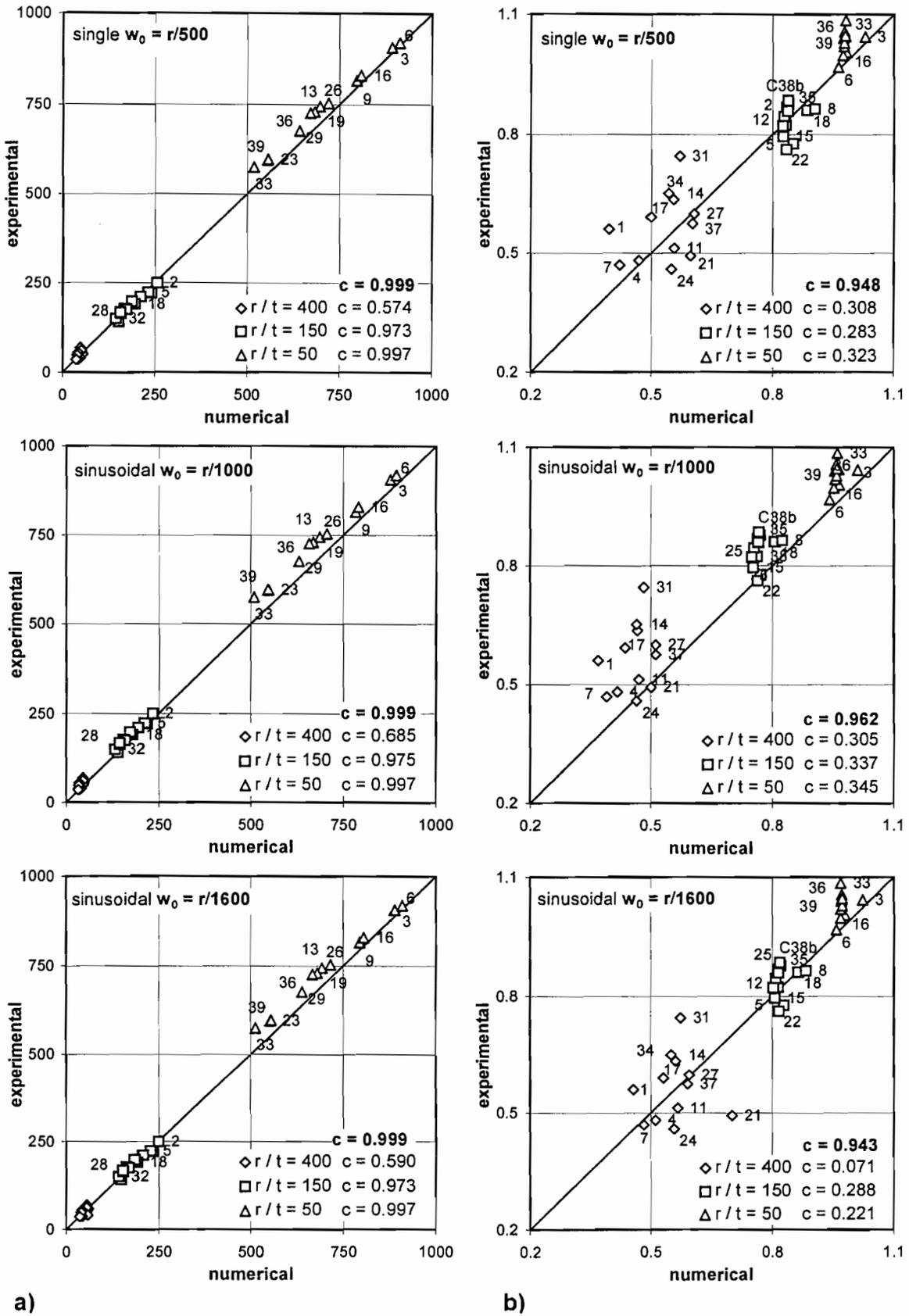


Bild 14. Korrelation zwischen numerischen Beullasten, die am ersatzimperfekt modellierten Versuchskörper ermittelt wurden, und experimentellen Beullasten für alle Versuchskörper aus AN-Stählen: (a) Absolutwerte der Randlast p [N/mm], (b) ... bezogen auf $R_{es0.2}$

Folgende Erkenntnisse können aus den Vergleichen zwischen numerischen und experimentellen Ergebnissen für die Versuchszylinder gezogen werden:

- Für $r/t = 50$ stimmen berechnete und gemessene LVK über den gesamten Bereich, d.h. vom Vorbeulpfad über das Lastmaximum bis in den tiefen Nachbeulzustand hinein, gut bis sehr gut überein, wobei die experimentelle Kurve im ansteigenden Bereich stets etwas weicher ist und im Nachbeulbereich eher zu der mit gelenkiger Lagerung berechneten tendiert (Bild 12 und Anlagen 66, 67). Zwischen perfekt und ersatzimperfekt berechneten LVK besteht kein großer Unterschied (Bild 13c), was bei diesem kleinen Schlankheitsgrad logisch ist. Da hier außerdem auch die numerisch vorhergesagte und die experimentelle Beulform übereinstimmen (Ringwulstbeulen), ist die gute Übereinstimmung der LVK ein klares Indiz für die zutreffende numerische Modellierung des Werkstoffverhaltens bis hin zur höchsten Temperatur 400°C. Der völlig andere Charakter von elastisch-plastisch berechneten LVK kann z. B. deutlich in Bild 12 erkannt werden.
- Für $r/t = 150$ stimmen die perfekt berechneten und die gemessenen LVK zwar in der grundsätzlichen Form gut überein, aber nicht in der Höhe des Lastmaximums und der Nachbeulkurve (Anlagen 64, 65). Der Unterschied im Lastmaximum verschwindet, wenn der Zylinder ersatzimperfekt berechnet wird, der Unterschied in der Nachbeulkurve nicht (Bild 13b). Das ist folgerichtig, denn alle diese Zylinder beulten im Versuch mit periodischen Rautenbeulen, deren Nachbeulverhalten offenbar weicher ist als von der "hypothetischen" axialsymmetrischen numerischen Kurve beschreibbar.
- Für $r/t = 400$ stellt sich der Sachverhalt ähnlich wie bei $r/t = 150$ dar - mit Ausnahme des Vorbeulpfades bei erhöhten Temperaturen, der im Versuch zwei- bis dreimal so flach aussieht wie in der Rechnung (Bild 13a und Anlagen 62, 63). Diese Diskrepanz wurde ausführlich untersucht [8]; sie ist auf meßverfälschende Verformungsanteile im hitzebeständigen Vergußmaterial an den Zylinderenden zurückzuführen und beeinträchtigt die Verwendbarkeit der übrigen Versuchsergebnisse nicht.
- Die experimentellen Axialbeullasten werden von der mit einer axialsymmetrischen Einzelvorbeule mit $w_0 = r/500$ ersatzimperfekt modellierten KZS im Mittel für alle Versuchszylinder zutreffend vorhergesagt (Bild 14, oben). Die Streuung ist naturgemäß groß, besonders bei den imperfektionsempfindlicheren schlanken Zylindern mit $r/t = 400$.

Zusammenfassend ist festzuhalten, daß das in der Parameterstudie eingesetzte numerische Modell durch die Vergleichsberechnungen zu den Beulversuchen als zutreffend bestätigt wurde.

4.2 Vergleiche zwischen experimentellen und Regelwerk-Beullasten

Alle experimentellen Beullasten wurden mit den rechnerisch vorhergesagten Beullasten der einschlägigen Normen und Richtlinien verglichen. Dabei wurde darauf geachtet, daß die für den Vergleich verwendeten rechnerischen Werte auf vergleichbarem Sicherheitsniveau lagen. Referenzregelwerk war dabei DIN 18800-4 mit den Abminderungsfaktoren κ_2 , die bekanntlich charakteristische Axialbeullasten im Sinne einer "Lower-Bound"-Kurve darstellen sollen. Die rechnerischen Beullasten wurden mit den Istwerten der Abmessungen und Werkstoffkennwerte ermittelt. Die Ergebnisse der Vergleiche für die 37 Versuchszylinder aus AN-Stählen stellen sich wie folgt dar:

DIN 18800-4 [2]

Anlage 68 enthält die tabellarische Berechnung von Abminderungsfaktoren κ_2 , die man erhält, wenn man den Anfangstangentenmodul E_0 und die 0.2%-Dehngrenze $R_{p0.2}$ bzw. $R_{es0.2}$ direkt als Rechenwerte E und f_{yk} in die DIN-Formeln einsetzt. In den letzten beiden Spalten der Tabelle in Anlage 68 werden die so erhaltenen "realen" Beulspannungen σ_{xSRk} mit den experimentellen Beulspannungen verglichen; der Quotient müsste bei sicherer Vorhersage > 1 sein. In Anlage 69 wird der Vergleich grafisch durchgeführt, in Bild 15 in alternativer Darstellungsweise noch einmal. Fazit: Die Versuche werden für Zylinder

- mit $r/t = 50$ knapp, aber ausreichend,
- mit $r/t = 150$ weniger gut,
- mit $r/t = 400$, insbesondere unter höheren Temperaturen, nicht ausreichend

abgedeckt. Die schlankkeitsabhängige Tendenz der Nicht-Übereinstimmung entspricht den Ergebnissen der Parameterstudie.

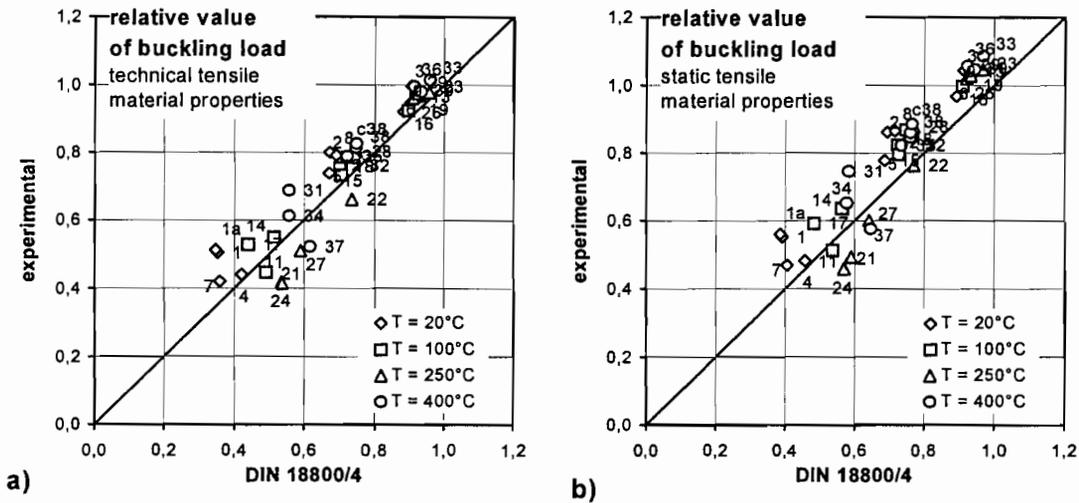


Bild 15. Überprüfung von DIN 18800-4 (direkt) anhand der experimentellen Beulspannungen: (a) bezogen auf $R_{p0.2}$, (b) bezogen auf $R_{es0.2}$

DIN 4133 [1] in Verbindung mit DIN 18800-4 [2]

Vergleich siehe Bild 16. Die rechnerischen Werte sind die Abminderungsfaktoren κ_2 , die man erhält, wenn man statt des Anfangstangentenmoduls E_0 den fiktiven reduzierten E-Modul nach DIN 4133 (z. B. 170 GPa für 20°C und 142 GPa für 400°C) zusammen mit den Istwerten der statischen 0.2%-Dehngrenze $R_{es0.2}$ in die DIN-Formeln einsetzt. Fazit: Besser als "DIN 18800-4 direkt", aber für $r/t = 400$ immer noch nicht ganz befriedigend.

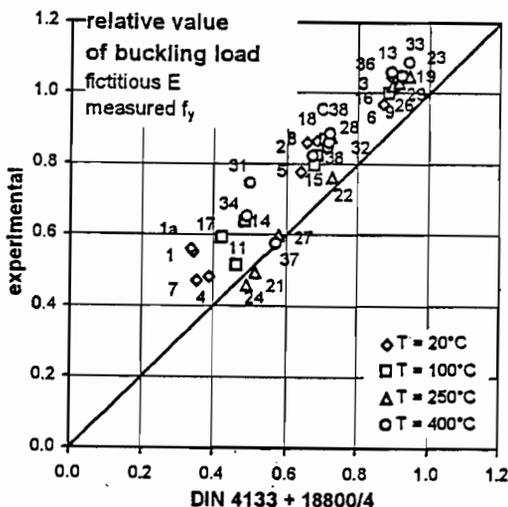


Bild 16. Überprüfung von DIN 4133/DIN 18800-4 anhand der experimentellen Beulspannungen, bezogen auf $R_{es0.2}$

ECCS-Recommendations [3]

Vergleich siehe Anlage 69 und Bild 17. Die rechnerischen Werte sind die bezogenen Beulspannungen nach ECCS-R, die man mit dem Imperfektionsfaktor α_0 ohne den zusätzlichen elastischen Teilsicherheitsbeiwert 4/3 erhält, wenn man ähnlich wie oben bei DIN 18800-4, die Istwerte E_0 und $R_{p0.2}$ bzw. $R_{es0.2}$ direkt als Rechenwerte E und f_{yk} einführt. Fazit: Deutlich schlechter als DIN 18800-4. Dies ist eine Folge des bekannten Defizits der ECCS-Beulkurve im Schlankheitsbereich von $\bar{\lambda}_{Sx} \approx 0,3$ bis 0,9 (vgl. auch Bild 7); davon sind hier vor allem die Zylinder mit $r/t = 150$ ($\bar{\lambda}_{Sx} \approx 0,5$) betroffen.

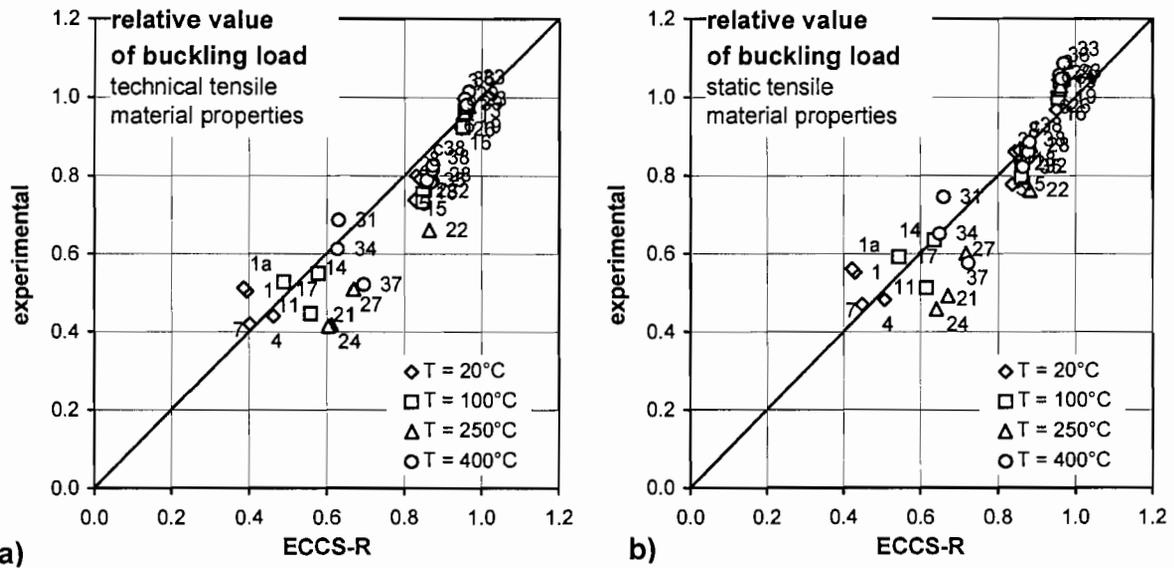


Bild 17. Überprüfung von ECCS-R (direkt) anhand der experimentellen Beulspannungen: (a) bezogen auf $R_{p0.2}$, (b) bezogen auf $R_{es0.2}$

Eurocode-Entwurf ENV 1993-1-6 [4]

Vergleich siehe Bild 18. Die rechnerischen Werte sind die Abminderungsfaktoren χ , die man - wieder mit E_0 und $R_{p0.2}$ bzw. $R_{es0.2}$ als Rechenwerte E und f_{yk} - mit dem 1,33-fachen Imperfektionsfaktor α_x erhält. Diese Modifikation von α_x war erforderlich, weil in ENV 1993-1-6 der zusätzliche elastische Teilsicherheitsbeiwert 1,33 bereits eingearbeitet ist - im Gegensatz zu DIN 18800-4. Fazit: Für Qualitätsklasse B ähnlich unbefriedigende Übereinstimmung wie bei DIN 18800-4, für Klasse A entsprechend schlechter und für Klasse C entsprechend besser. Aber selbst die letztere (niedrigste) Beulkurve deckt die Versuche nicht ganz ausreichend ab.

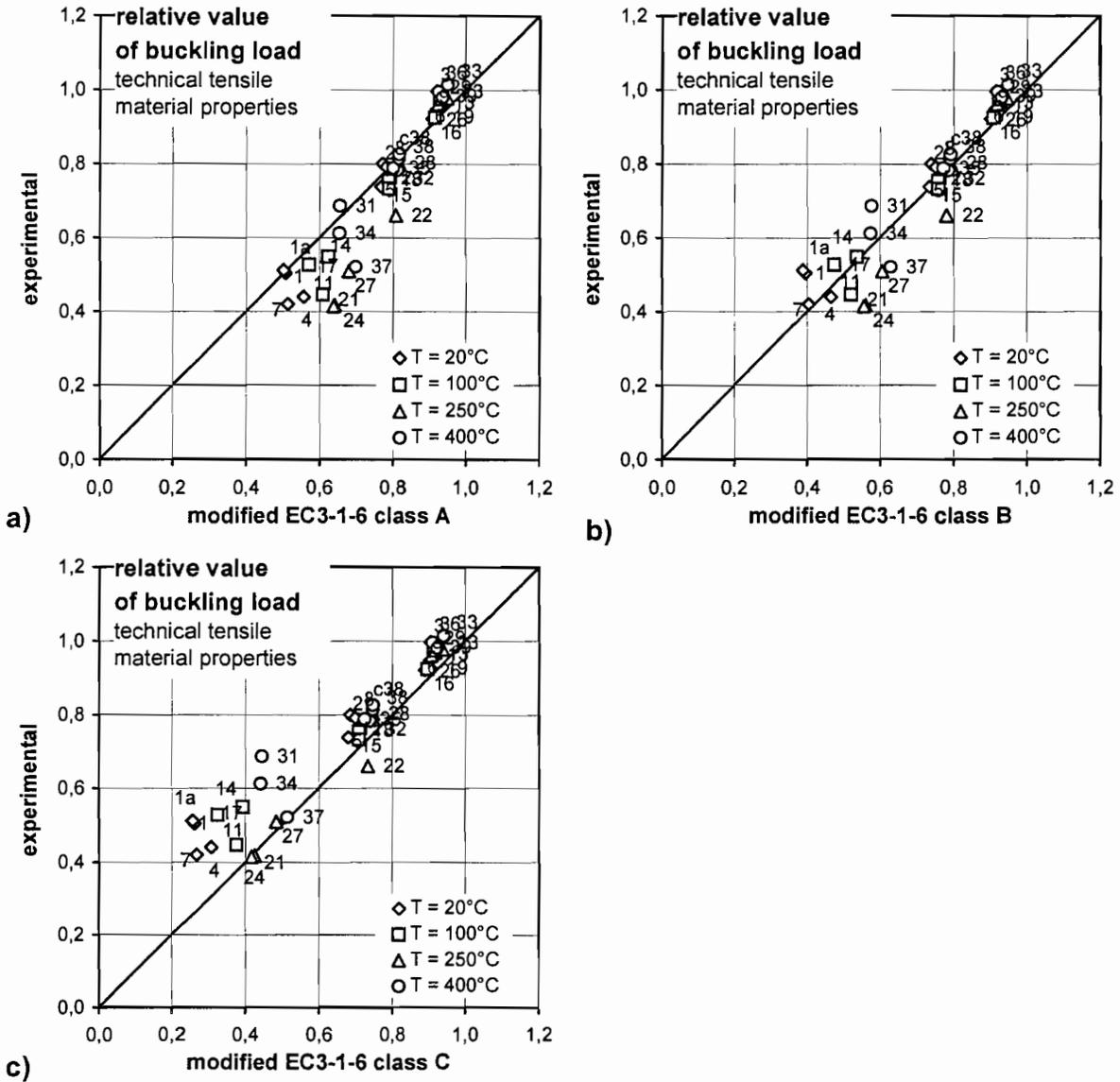


Bild 18. Überprüfung von ENV 1993-1-6 (direkt) anhand der experimentellen Beulspannungen, bezogen auf $R_{p0.2}$: (a) Klasse A, (b) Klasse B, (c) Klasse C

ASME Code - Case N-284 [14] mit Ergänzungsvorschlägen LO (1989) [15]

Vergleich siehe Bild 19. LO hat zur Berücksichtigung der gekrümmten SDL von AN-Stählen vorgeschlagen, mit modifizierten Plastizitätsfaktoren η in die ASME-Nachweisprozedur zu gehen. Diese besteht im wesentlichen daraus, die charakteristische Beulspannung (ohne Sicherheitselemente) mit Hilfe getrennter Faktoren α für Imperfektionseinflüsse und η für Plastizitätseinflüsse aus der idealen Beulspannung zu ermitteln, z.B. in Axialrichtung:

$$\sigma_{xSRk} = \alpha_x \cdot \eta_x \cdot \sigma_{xSi}$$

Die drei Vorschläge von LO für η als Funktion des Tangentenmoduls E_t und Sekantenmoduls E_s sind in die drei Diagramme von Bild 19 eingetragen. Die rechnerischen Beulspannungen mußten iterativ ermittelt werden. Fazit: Nur mit dem konservativsten der drei vorgeschlagenen Plastizitätsfaktoren deckt der ASME-Nachweis die Versuche ab (Bild 19c).

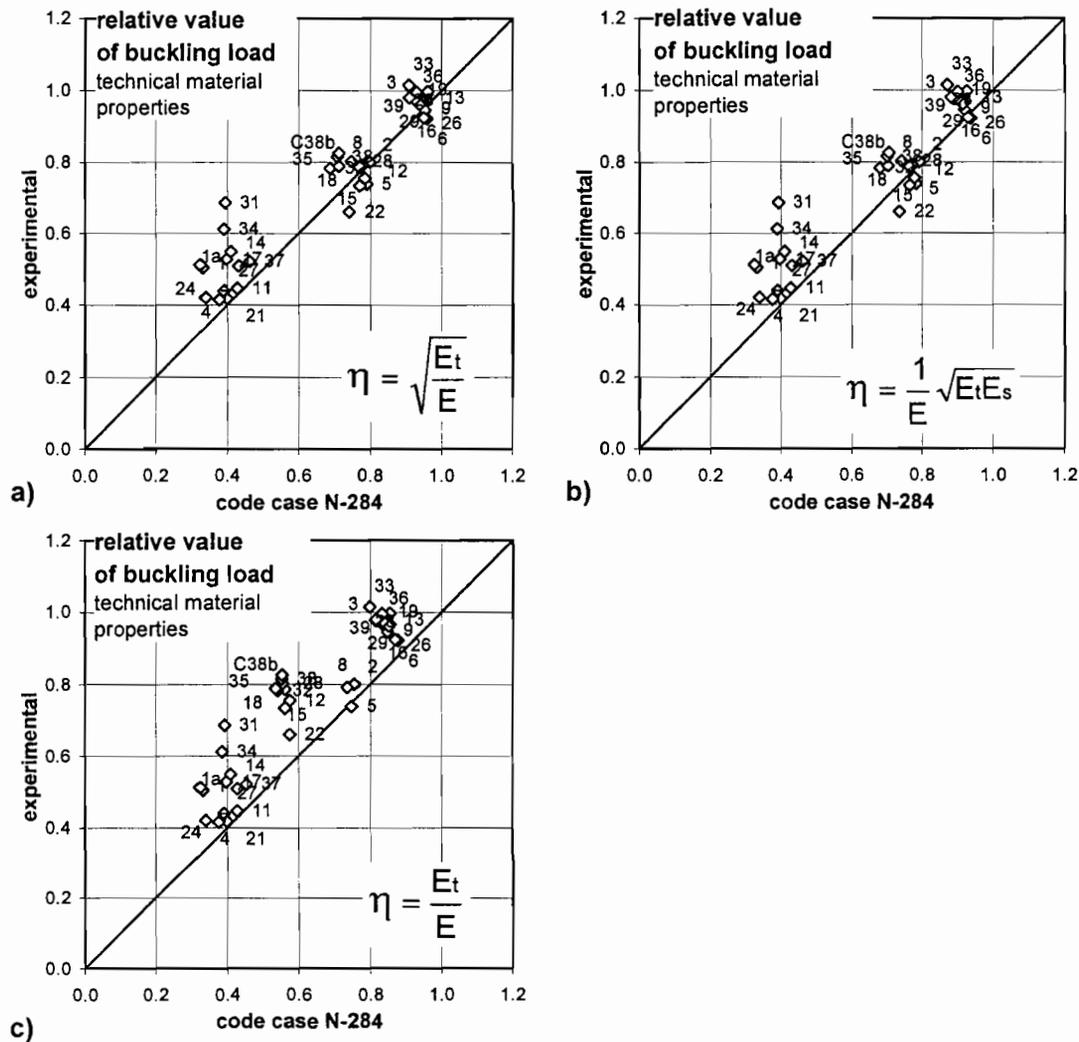


Bild 19. Überprüfung von ASME-Code mit Ergänzungsvorschlag LO anhand der experimentellen Beulspannungen, bezogen auf $R_{p0.2}$: (a) \rightarrow (c) zunehmend konservative Annahme für η

API Bulletin 2U [16] mit konservativem Ergänzungsvorschlag LO (1989) [15]

Vergleich siehe Bild 20. LO hat dieselben modifizierten Plastizitätsfaktoren wie für den ASME-Code auch für die API-Nachweisprozedur vorgeschlagen. Der Vergleich wird hier nur für den konservativsten seiner drei Vorschläge wiedergeben. Fazit: Die Versuche werden auch mit diesem konservativsten Vorschlag nicht abgedeckt.

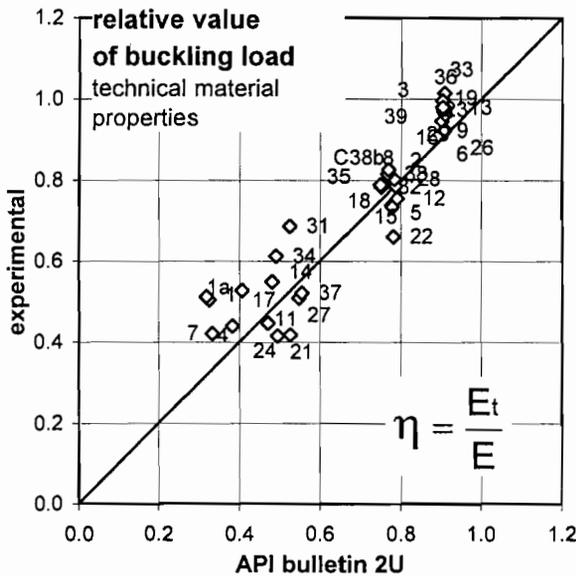


Bild 20. Überprüfung von API Bulletin 2U mit konservativstem Ergänzungsvorschlag LO anhand der experimentellen Beulspannungen, bezogen auf $R_{p0.2}$

Zusammenfassend ist festzuhalten, daß die vorliegenden Beulversuche an Modellschalen aus AN-Stählen bei Raumtemperatur und insbesondere bei erhöhten Temperaturen von keinem der betrachteten Regelwerke befriedigend abgedeckt werden. Das gilt insbesondere für die Versuche mit $r/t = 400$ bei den beiden höheren Temperaturen 250°C und 400 °C (entspricht $\bar{\lambda}_{Sx} \approx 0,7$). Dieses Ergebnis ist besonders kritisch zu beurteilen, wenn man bedenkt, daß die Versuchszylinder für Axialdruckbeanspruchung im Mittel weniger imperfekt waren als zulässig gewesen wäre.

5 Schlußfolgerungen für die Bemessungspraxis

Aufgrund der dargestellten Erkenntnisse aus den vorliegenden Untersuchungen wird vorgeschlagen, einen schlankheits- und temperaturabhängigen Beulreduktionsfaktor $\psi(\bar{\lambda}, T)$ zu definieren, mit dem die Bemessungsbeulspannung des jeweiligen Regelwerks zu multiplizieren ist, wenn sie - unter Verwendung der temperaturabhängigen Werkstoffkennwerte E_0 und $R_{p0.2}$ als Rechenwerte für E und f_y - auf austenitische nichtrostende Stähle angewendet wird:

$$\sigma_{SRd,AN} = \psi(\bar{\lambda}, T) \cdot \sigma_{SRd,Regelwerk}$$

Diese Vorgehensweise hat zwei wesentliche Vorteile:

- Die (aus den verschiedensten Gründen vorhandenen) Unterschiede zwischen den einzelnen Schalenbeulregelwerken werden damit nicht berührt.
- Die Korrektur wird gezielt dort angebracht, wo sie beulmechanisch hingehört. Das ist beispielsweise bei der Verwendung eines fiktiv reduzierten E-Moduls (wie in DIN 4133) grundsätzlich nicht der Fall; eine solche Vorgehensweise "bestraft" gedrungene und schlanke Konstruktionen aus Edelstählen, deren Beulverhalten gar nicht schlechter ist als das von Baustahlkonstruktionen. (Das gilt im übrigen nach Meinung der Verfasser dieses Berichtes in gleicher Weise auch für andere Stabilitätsfälle.)

Aus der in Kap. 3 beschriebenen numerischen Parameterstudie lassen sich folgende **Näherungsformeln für den Beulreduktionsfaktor $\Psi(\bar{\lambda}, T)$** herleiten:

Temperatur $\leq 100^\circ\text{C}$:	
$\Psi = 1,00$	$\bar{\lambda} \leq 0,40$
$= 1,00 - 0,800 (\bar{\lambda} - 0,40)$	$0,40 < \bar{\lambda} < 0,65$
$= 0,80$	$0,65 \leq \bar{\lambda} \leq 0,80$
$= 0,80 + 1,000 (\bar{\lambda} - 0,80)$	$0,80 < \bar{\lambda} < 1,00$
$= 1,00$	$1,00 \leq \bar{\lambda}$;
Temperatur $T > 100^\circ\text{C}$:	
$\Psi = 1,00$	$\bar{\lambda} \leq 0,30$
$= 1,00 - 0,714 (\bar{\lambda} - 0,30)$	$0,30 < \bar{\lambda} < 0,65$
$= 0,75$	$0,65 \leq \bar{\lambda} \leq 0,80$
$= 0,75 + 0,833 (\bar{\lambda} - 0,80)$	$0,80 < \bar{\lambda} < 1,00$
$= 1,00$	$1,00 \leq \bar{\lambda}$;

Diese Formeln gelten streng genommen nur für axialdruckbeanspruchte Kreiszyylinder aus den drei Stählen 1.4301, 1.4404 und 1.4571 bei Temperaturen bis 400°C , da dies der Gegenstand der numerischen Parameterstudie war. Nach Meinung der Verfasser können sie aber in jedem Falle auf alle austenitischen nichtrostenden Stähle bei Temperaturen bis 500°C angewendet werden. Auch eine Anwendung auf andere Stabilitätsfälle (z.B. Schalenbeulen unter Umfangsdruck oder Torsion) erscheint vertretbar.

Die Auswirkung der vorgeschlagenen Korrektur auf die charakteristischen Axialbeulspannungen der drei Regelwerke DIN 18800-4, ECCS-R und ENV 1993-1-6 wurde anhand der experimentellen Beulspannungen der in Kap. 2 beschriebenen Beulversuche überprüft. Das Ergebnis ist in den Bildern 21 bis 23 wiedergegeben. Man erkennt - im Vergleich zu den entsprechenden Darstellungen in den Bildern 15, 17 und 18 - eine deutliche Verbesserung der rechnerischen Vorhersage.

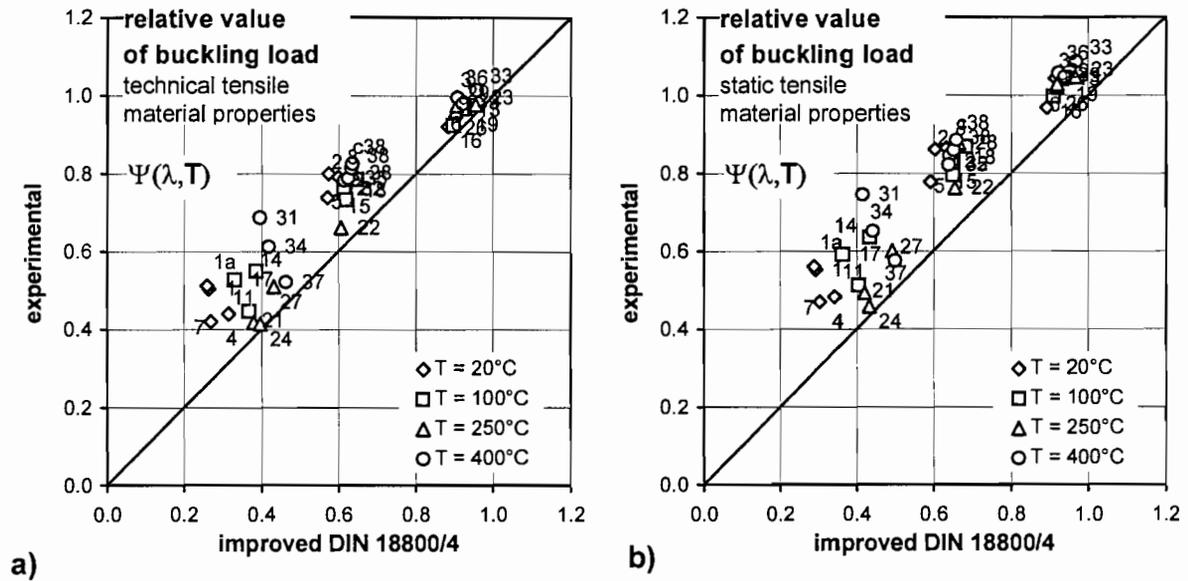


Bild 21. Auswirkung der vorgeschlagenen Korrektur auf die Beulspannungen nach DIN 18800-4 (im Vergleich zu Bild 15)

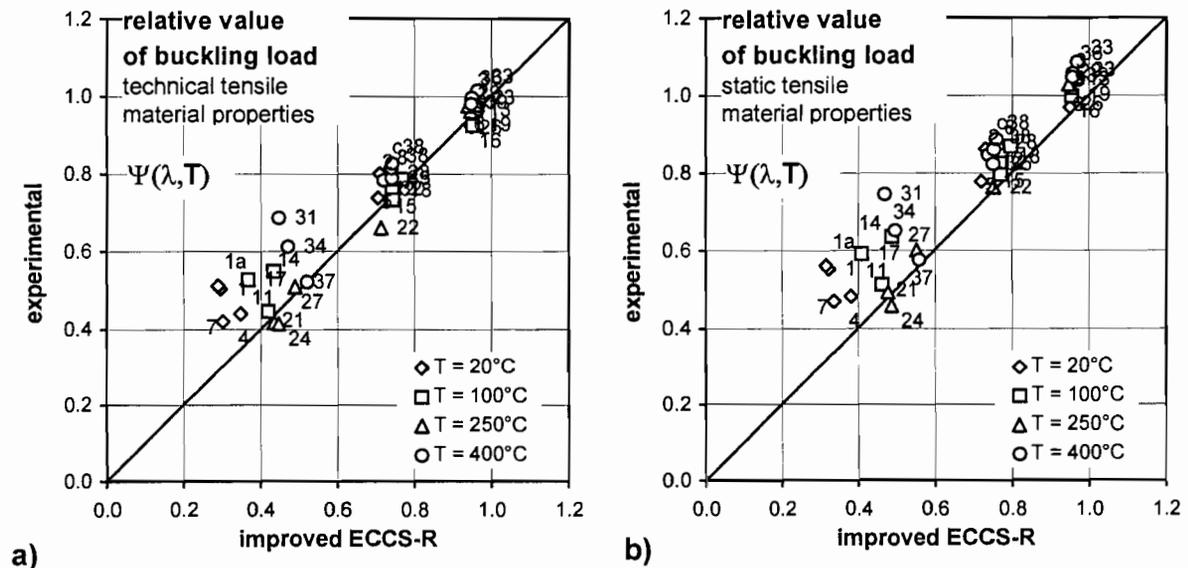


Bild 22. Auswirkung der vorgeschlagenen Korrektur auf die Beulspannungen nach ECCS-R (im Vergleich zu Bild 17)

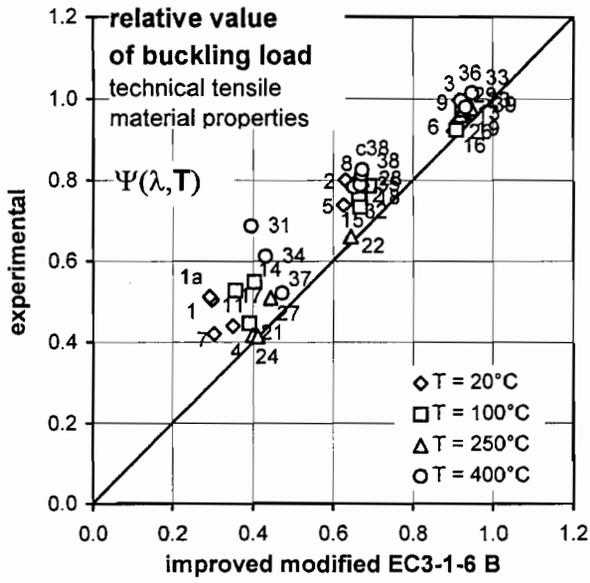


Bild 23. Auswirkung der vorgeschlagenen Korrektur auf die Beulspannungen nach ENV 1993-1-6, Klasse B (im Vergleich zu Bild 18b)

6 Zusammenfassung und Ausblick

In diesem Bericht werden numerische Grenzlastanalysen und Beulversuche an axialgedrückten Kreiszyinderschalen aus austenitischen nichtrostenden Stählen bei Raumtemperatur und bei erhöhten Temperaturen bis 400°C beschrieben. Experimentelle Einzelergebnisse werden nur für 400°C mitgeteilt; hinsichtlich der vollständigen Dokumentation aller Ergebnisse wird auf zwei englischsprachige Arbeiten verwiesen. Die Versuche dienten einerseits dazu, die einschlägigen Regelwerke¹⁾ hinsichtlich ihrer Anwendbarkeit auf nichtrostende Stähle bei erhöhten Temperaturen zu überprüfen. Zum anderen wurde mit ihnen das numerische Berechnungsmodell für die Grenzlastanalysen verifiziert.

Mit dem verifizierten Berechnungsmodell wurde dann in einer systematischen Parameterstudie der Einfluß des nichtlinearen Spannungsdehnungsverhaltens der austenitischen Stähle auf die Beultragfähigkeit analysiert. Konkretes Ergebnis ist ein Satz einfacher Näherungsformeln für einen temperatur- und schlankheitsabhängigen "Edelstahl-Beulreduktionsfaktor". Mit ihm ist die Bemessungsbeulspannung des jeweiligen Regelwerkes zu multiplizieren, wenn sie auf austenitische nichtrostende Stähle angewendet wird. Fiktiv reduzierte E-Moduli, wie z.B. in DIN 4133 angegeben, entfallen dabei.

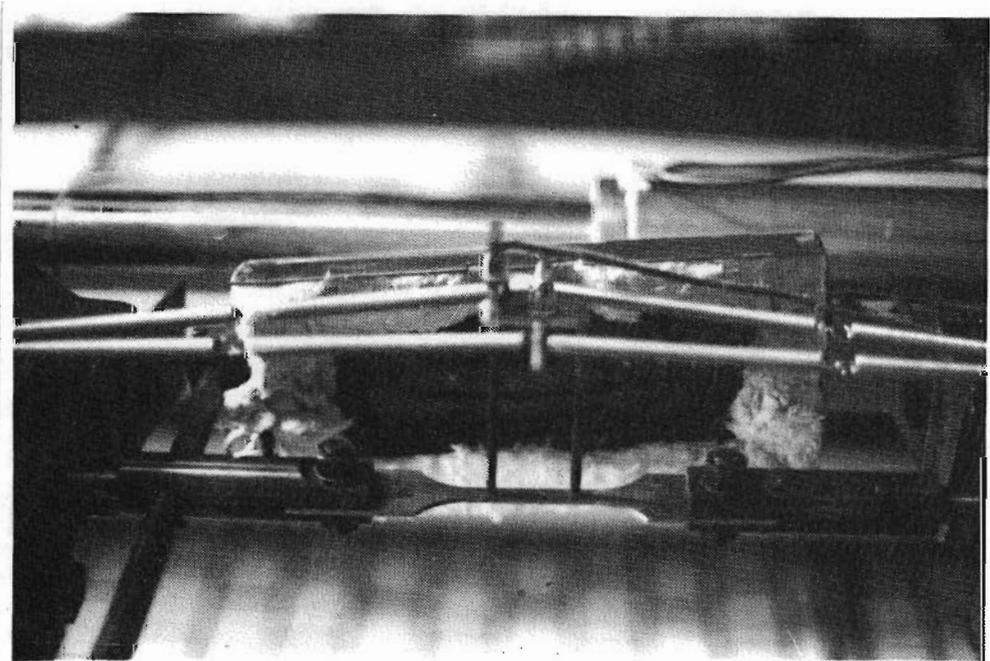
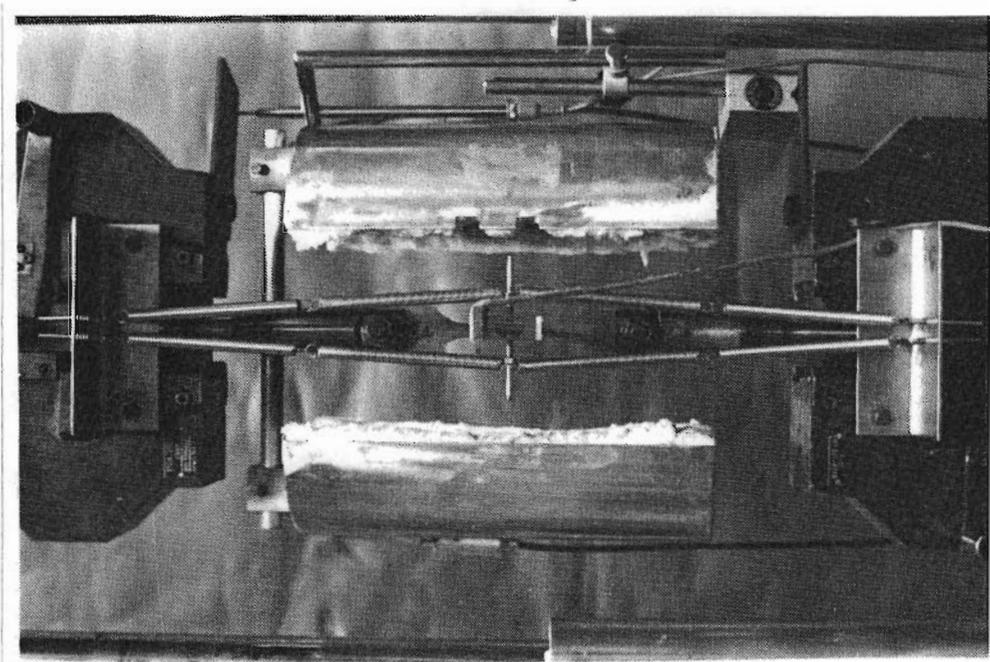
Die Anwendung der vorgeschlagenen "edelstahlspezifischen" Korrektur der realen (charakteristischen) Axialbeulspannungen wurde für die beiden in Deutschland relevanten Normen DIN 18800-4 und ENV 1993-1-6 mit Hilfe der Beulversuchsergebnisse überprüft. Für beide Normen ist das Ergebnis gleichermaßen zufriedenstellend. Das ist insofern bemerkenswert, als die Versuchskörper bei 250°C und 400°C zum Teil Quotienten E/f_y bis 1600 aufwiesen. Nach bisheriger Fachmeinung wäre hierfür die direkte Verwendung der κ_2 -Abminderungsfaktoren aus DIN 18800-4 unsicher, weshalb im Beuth-Kommentar [17] empfohlen wird, vorsichtshalber mit einem fiktiven E-Modul $E = 1000 \cdot f_y$ in das Nachweiskonzept zu gehen. Das scheint aufgrund der vorliegenden Ergebnisse übervorsichtig zu sein. Hierauf wird in der geplanten Veröffentlichung in einer Fachzeitschrift ebenfalls eingegangen werden.

Der Stabilitätsfall "axialgedrückte Kreiszyinderschale" wurde im vorliegenden Vorhaben quasi stellvertretend für alle Schalenbeulfälle untersucht. Die Anwendung des vorgeschlagenen "Edelstahl-Beulreduktionsfaktors" auch auf andere Fälle bietet sich an. Sie sollte aber zumindest stichprobenhaft überprüft werden.

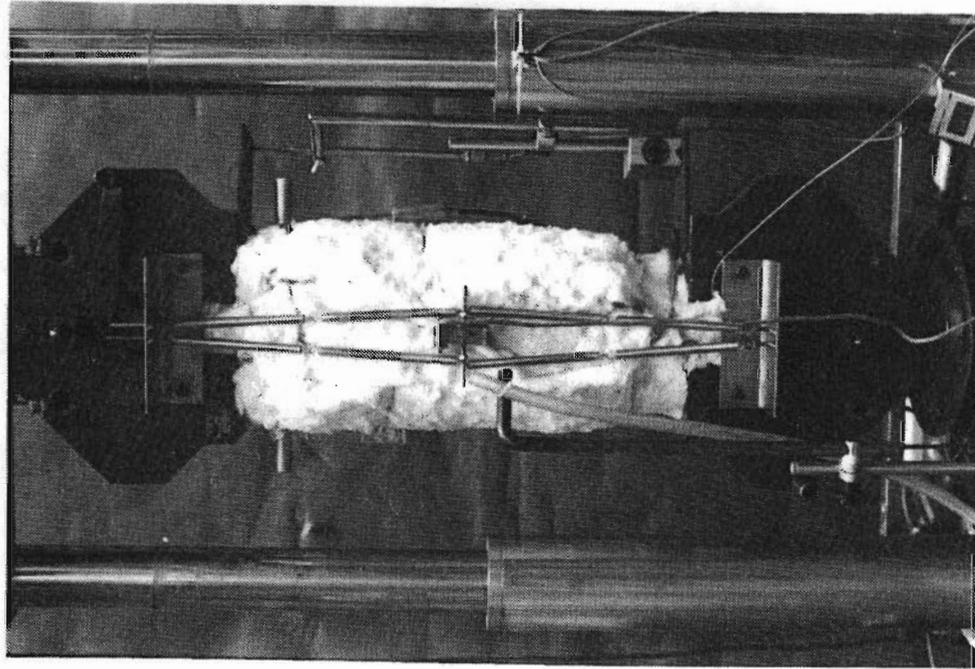
¹⁾ Kurz vor Abschluß der vorliegenden Untersuchungen wurde die neue Edelstahl-Zulassung [6] veröffentlicht, in der für nichtrostende Stähle bei Raumtemperatur spezielle Schalenbeul-Abminderungsfaktoren angegeben werden. Sie konnten hier nicht mehr mit einbezogen werden. Ein Vergleich mit den vorliegenden Ergebnissen wird in Kürze im Rahmen einer Veröffentlichung in einer Fachzeitschrift vorgenommen werden.

Literatur

- [1] DIN 4133: Schornsteine aus Stahl (11/91).
- [2] DIN 18800 Teil 4: Stahlbauten - Stabilitätsfälle, Schalenbeulen (11/90).
- [3] ECCS: Recommendations Buckling of Steel Shells, 4th. ed. Brüssel: ECCS, 1988.
- [4] ENV 1993-1-6: Eurocode 3: Design of steel structures - Part 1-6: General rules - Supplementary rules for shell structures (08/99).
- [5] Schardt, R./Staack, U.: Zum Stabilitätsnachweis für Bauteile aus austenitischen nichtrostenden Stählen. Bauingenieur 65 (1990), S. 153-161.
- [6] Allg. bauaufsichtl. Zulassung Z-30.2-6: Bauteile und Verbindungselemente aus nicht rostenden Stählen. Berlin: DIBt 1998.
- [7] Hautala, K. T./ Schmidt, H.: Buckling Tests on Axially Compressed Cylindrical Shells of Various Austenitic Steels at Ambient and Elevated Temperatures. Forsch.bericht Nr. 76 aus dem Fachbereich Bauwesen der Universität GH Essen, Dezember 1998.
- [8] Hautala, K. T.: Buckling of Axially Compressed Cylindrical Shells Made of Austenitic Stainless Steels under Ambient and Elevated Temperatures. Diss. Universität Essen, Oktober 1998.
- [9] (a) DIN EN 100881-1: 1995: Nichtrostende Stähle - Teil 1: Verzeichnis der nichtrostenden Stähle.
(b) DIN EN 10088-2: 1995: Nichtrostende Stähle - Teil 2: Technische Lieferbedingungen für Blech und Band für allgemeine Verwendung.
- [10] Siebold, H.: Die plastischen Eigenschaften von Stahl unter Druckbeanspruchung und ihre Berücksichtigung bei theoretischen Ermittlung des Tragverhaltens gedrückter Stäbe. Diss. Universität Essen, 1989.
- [11] ENV 1993-1-4: Eurocode 3: Design of steel structures - Part 1-4: General rules: Supplementary rules for stainless steels (1996).
- [12] Swadlo, P.: Stabilität stählerner zusammengesetzter Rotationsschalen unter Axialdruck (in Vorbereitung).
- [13] Pfeiffer, M.: Ein Berechnungsverfahren für rotationssymmetrische orthotrope Kreiszylinderschalen im Stahlbau. Diss. Universität Karlsruhe, 1981.
- [14] ASME Boiler and Pressure Vessels Code - Section III, Code Case N-284, New York, ASME 1980.
- [15] Lo, T. T.: Buckling evaluation methods for the Shells of Shipping Casks. Nuclear Systems Safety Program, University of California, 1989.
- [16] API: Bulletin on Stability Design of Cylindrical Shells, API Bulletin 2U (BUL 2U), first edition, 1987.
- [17] Lindner, J./ Scheer, J./ Schmidt, H.: Stahlbauten - Erläuterungen zu DIN 18800 Teil 1 bis Teil 4: Beuth-Kommentar, 3. Auflage. Berlin: Ernst & Sohn und Beuth 1998.

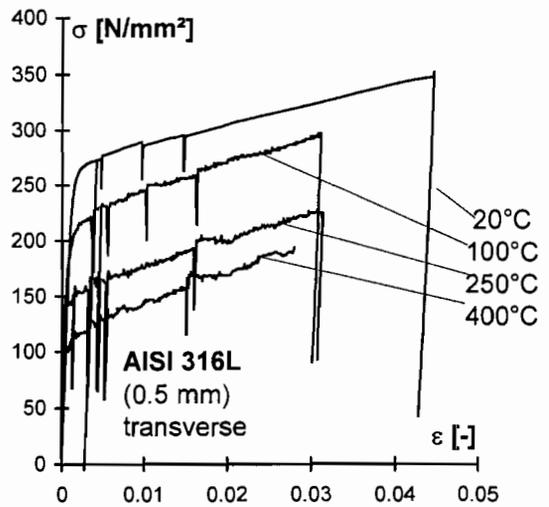
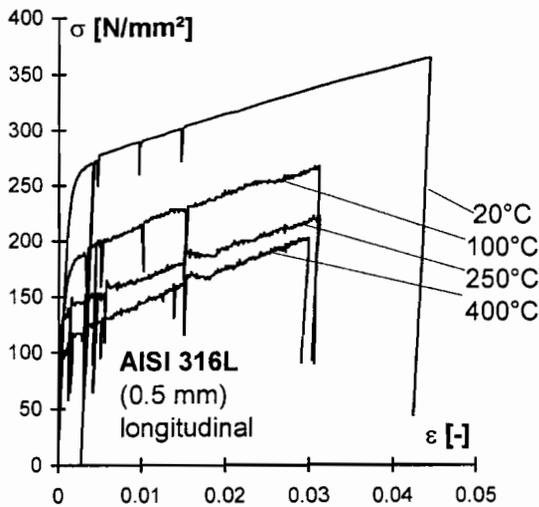
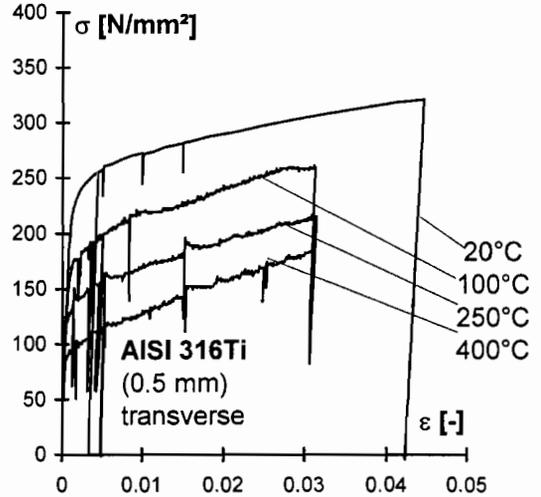
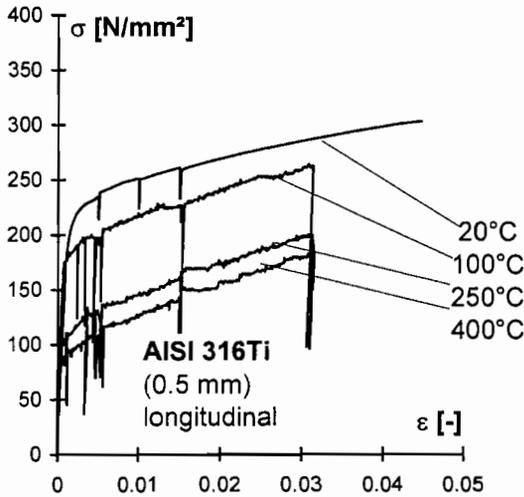
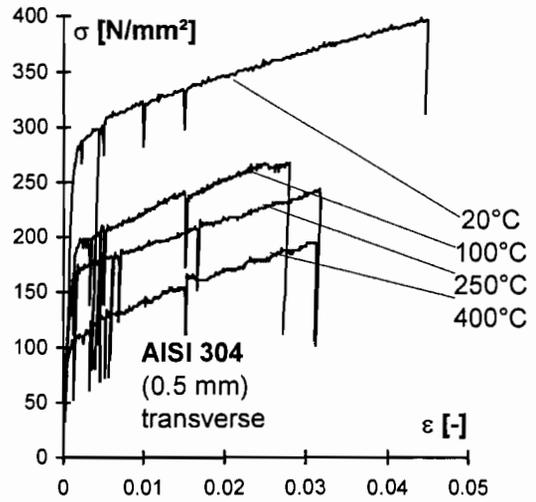
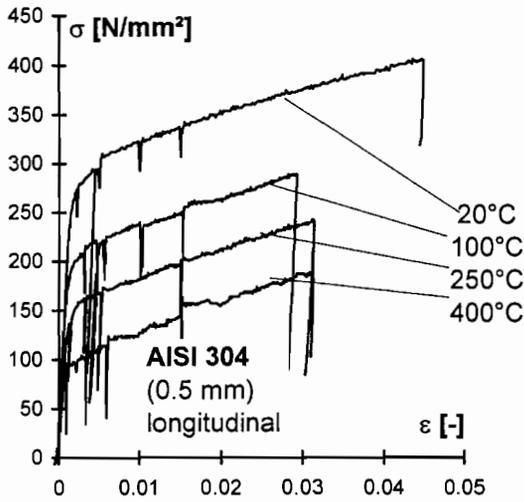


Vorrichtung für Zugversuche unter erhöhten Temperaturen
Dehnungsmessung



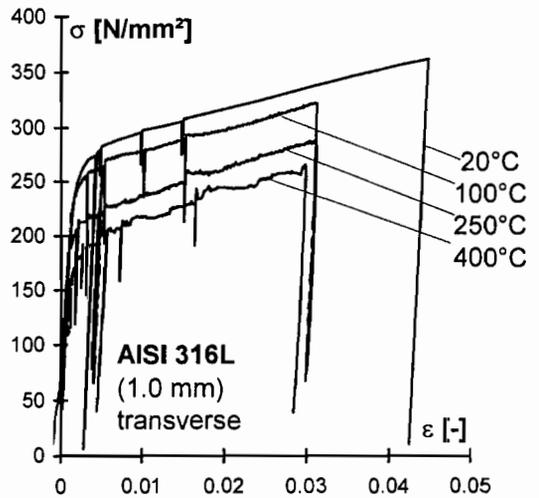
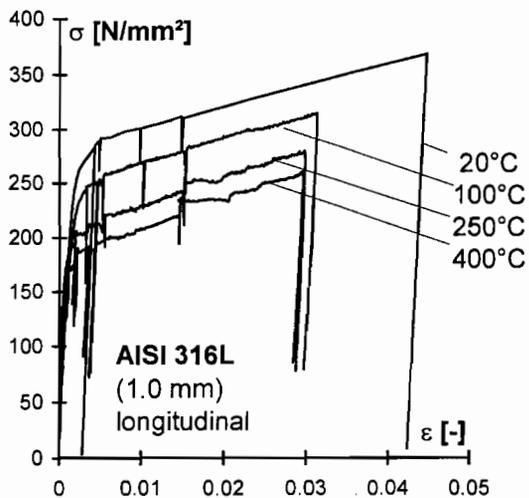
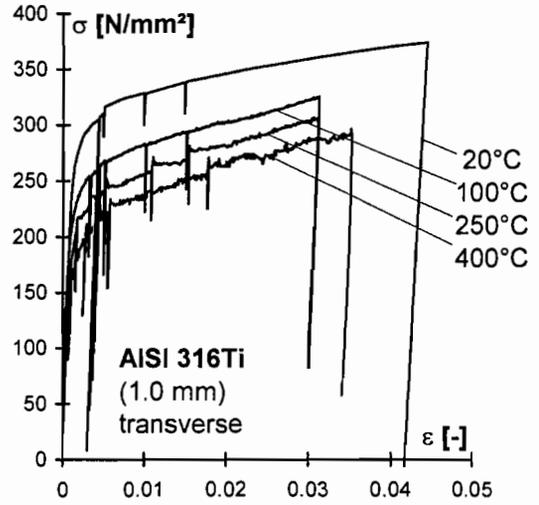
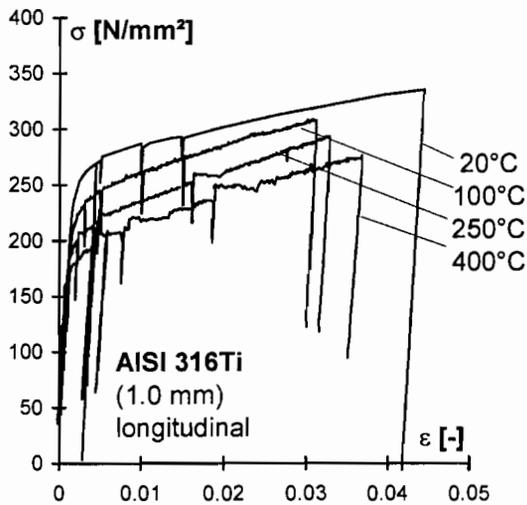
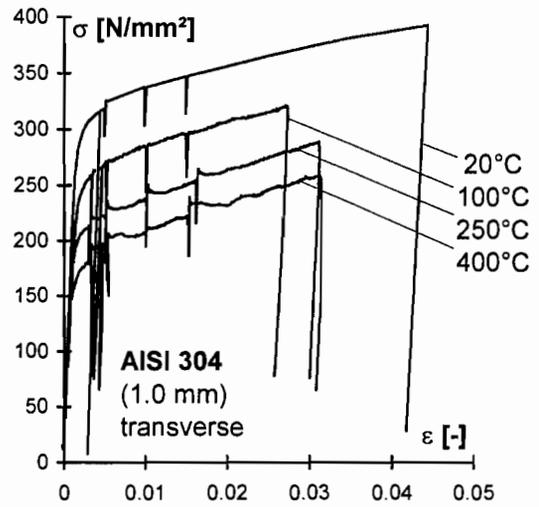
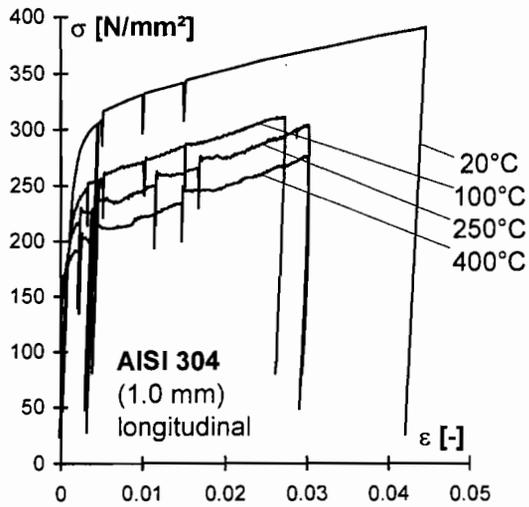
Vorrichtung für Zugversuche unter erhöhten Temperaturen
Temperaturmessung und Isolierung

Anlage 3



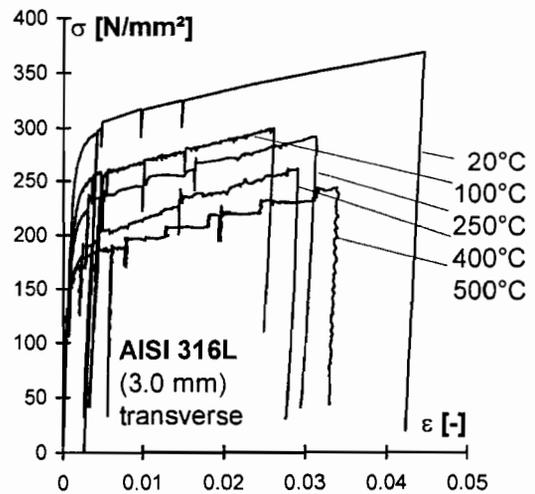
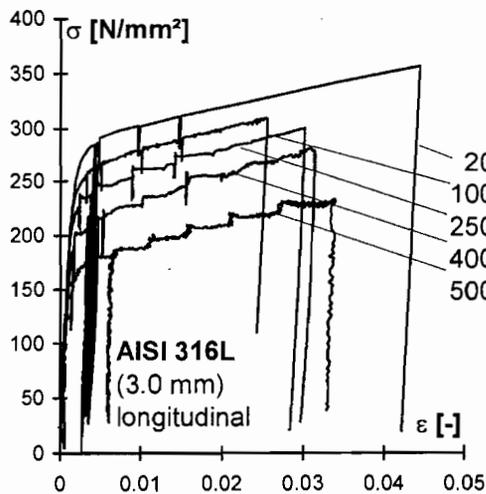
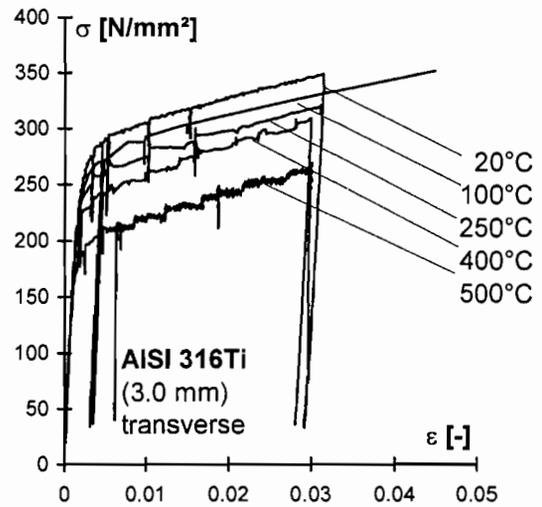
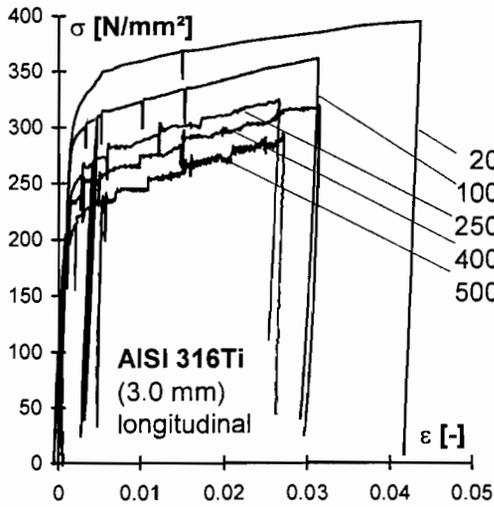
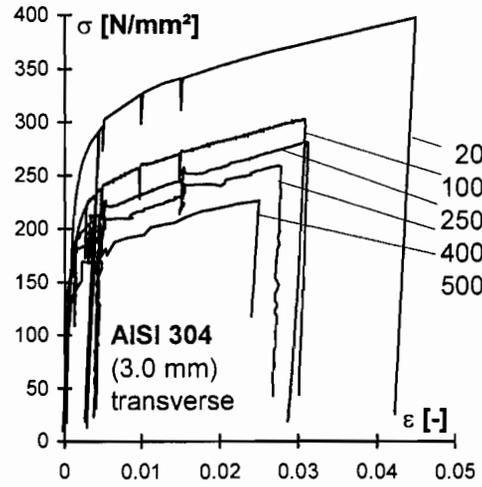
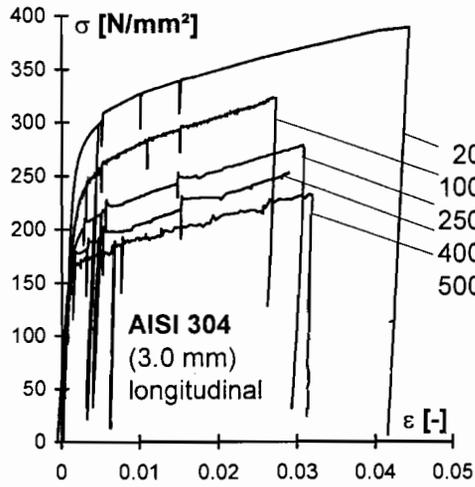
Spannungsdehnungskurven für austenitische nichtrostende Stähle unter erhöhten Temperaturen - 0,5 mm Blech

Anlage 4



Spannungsdehnungskurven für austenitische nichtrostende Stähle unter erhöhten Temperaturen - 1,0 mm Blech

Anlage 5



Spannungsdehnungskurven für austenitische nichtrostende Stähle unter erhöhten Temperaturen - 3,0 mm Blech

Anlage 6

material	flat sheet specimen					E [N/mm ²]					R _{p0.2} [N/mm ²]					R _{es0.2} [N/mm ²]				
	20	100	250	400	500	20	100	250	400	500	20	100	250	400	500	20	100	250	400	500
AISI 304 0.5 mm	T	XIVa				199560					286.4					262.6				
		XIVc	t11a	t21a		205001	201458	190042			293.5	209.8	177.3			263.5	183.3	149.5		
		31cx		t31c		209513		190089			275.3		133.9			244.6		124.2		
		31gx		t31d		209061		180103			289.3		152.2			258.8		140.2		
	L	XIVb	t11b	t21b		194560	190855	180008			285.4	212.9	162.4			257.6	182.9	137.4		
		XIVb	t11c			194560	190175				285.4	205.3				257.6	175.7			
		XIVb	t21c			194560		190621			285.4		160.1			257.6		136.8		
		XIVb	t11d	t21d		194560	190292	181021			285.4	213.8	170.0			257.6	186.8	141.9		
		31bx		t31a		207651		186109			275.8		143.4			244.4		122.5		
		31dx		t31b		208782		180339			285.3		136.5			254.5		125.9		
AISI 316Ti 0.5 mm	T	IVa	t14a			208241	201465			247.8	190.1				227.8	157.2				
		IVf	t14c			210559	205203			236.2	192.0				216.2	166.0				
		XVIIId	t24a	t34c		203360		190598	181161	244.8		168.5	150.0		238.8		152.3	136.3		
		XVIIe	t24c			207496		191807			253.5		140.0			236.2		128.3		
	L	IVb				185749				228.2					208.2					
		IVg				173216				244.6					212.5					
		IVc	t14b			199067	194782			232.0	191.4				214.0	163.7				
		IVc	t14d			199067	195135			232.0	185.5				214.0	152.5				
		XVIIIf	t24b	t34b		192201		190007	172265	260.0		139.0	145.0		240.8		111.3	121.8		
		XVIIIf	t24d	t34a		192201		186016	167759	260.0		125.2	134.8		240.8		105.9	111.6		
	XVIIIf	t34d			192201		167759		260.0		105.9			240.8		92.1				
AISI 316L 0.5 mm	T	VIIa	t17a			193229	190906			272.5	219.0				243.6	203.5				
		VIIa	t17c			193229	192035			272.5	222.5				243.6	192.5				
		VIIc				190555				261.0					234.1					
		XIXa	t27a	t37a		200960		187939	179016	256.0		150.1	122.2		230.4		128.7	102.0		
		XIXc	t27c	t37c		201576		186283	180099	229.1		140.2	125.0		207.7		117.5	107.0		
		XIXc	t37c_4			201576		178185		229.1		147.6			207.7		128.0			
	L	VIIb				188430				260.3					229.3					
		VIIId	t17b			200049	198173			265.3	191.0				244.6	169.8				
		VIIId	t17d			200049	195097			265.3	216.0				244.6	192.3				
		XIXb	t27b	t37b		199680		183939	180011	255.4		146.4	127.7		227.8		128.8	105.5		
	XIXb	t27d	t37d		199680		185071	179621	255.4		148.8	125.3		227.8		126.1	103.1			

Zug-Werkstoffkennwerte (E, R_{p0.2}, R_{es0.2}) bei erhöhten Temperaturen
0,5 mm Blech

Anlage 7

material	flat sheet specimen					E [N/mm ²]					R _{p0.2} [N/mm ²]					R _{es0.2} [N/mm ²]					
	20	100	250	400	500	20	100	250	400	500	20	100	250	400	500	20	100	250	400	500	
AISI 304 1.0 mm	T	lla	t12a			194709	186572				298.6	265.0				272.0	247.9				
		llc	t12c			196825	189418				301.6	259.1				285.7	236.0				
		XVla	i22c			197600	181980				296.0		210.0			264.8		181.9			
		XVlc				204010					323.7					288.1					
		XX1	i32c			194982		170241			336.7		190.0			305.6		176.1			
		XX4				194000					278.8					249.0					
	AISI 316 Ti 1.0 mm	L	llb	t12b			193206	182005				298.6	245.0				276.7	222.4			
			lld	t12d			198081	198001				298.6	246.0				241.6	226.4			
			XVlb	i22a			200400	180612				300.0		225.0			270.2		204.6		
			XVlb	i22b			200400	170711				300.0		213.2			270.2		186.7		
		XVlb	i22d			200400	193076				300.0		215.2			270.2		197.0			
		XXc	i32a			205400		180914			308.8		195.5			275.6		169.9			
		XXc	i32b			205400		178626			308.8		190.2			275.6		168.1			
		XXc	i32d			205400		180159			308.8		190.1			275.6		170.0			
AISI 316 L 1.0 mm		T	Va	t15c	i25a	i35c	204608	201030	190966	178369		303.3	250.4	229.0	218.0		287.1	227.7	204.2	209.3	
			Vc	t15a	i25c	i35a	199250	190734	181238	178074		290.3	270.2	225.2	210.0		275.2	248.3	206.0	199.7	
	L	Vd	t15b	i25b	i35b	183540	180967	155197	188500		277.3	258.0	206.0	199.3		277.0	235.8	185.2	181.8		
		Vb	t15d	i25d	i35d	175904	173029	143245	147074		263.0	234.1	206.9	190.0		246.9	207.3	184.2	175.6		
		Vllla	t18a	i28a	i38a	195242	190681	188174	190048		275.7	234.0	211.0	191.0		249.2	209.2	191.7	180.1		
		Vllla	t18c	i28c	i38c	195242	191744	183274	146363		275.7	250.0	208.5	193.0		249.2	226.8	191.9	182.9		
		Vlllc				184214					265.5					245.1					
	AISI 304 1.0 mm	L	Vlllb	t18b	i28b	i38b	190162	180092		170428		284.4	240.3		185.0		261.8	215.7		166.6	
			Vlllb	i28b			190162	185225				284.4		218.0			261.8		196.5		
			Vlllb	i28d			190162	179176				284.4		202.0			261.8		182.1		
		Vllld	t18d			183416	178961		152857		271.8	240.0		182.0		257.4	218.4		167.0		
T		zuc38ax1	c38j4b			190779		171040			287.0		155.6			260.7		137.5			
		zuc38ax2	c38k4a			190476		170173			317.5		190.4			291.7		171.7			
L		zuc38hx	c38j4a			190476		170113			289.7		145.6			258.7		125.4			
		zuc38bx	c38k4b			184000		170134			316.9		176.6			288.8		158.6			
AISI 304 2.0 mm		L	c11_2	c11_1	c11_25	c11_4	c11_5	213946	206718	200718	190707	188589	285.0	215.8	186.3	153.9	146.8				
			c1_2	c1_4	c1_5			283.2				165.5	148.9								

Zug-Werkstoffkennwerte (E, R_{p0.2}, R_{es0.2}) bei erhöhten Temperaturen
1,0 mm Blech

Anlage 8

material	flat sheet specimen					E [N/mm ²]					R _{p0.2} [N/mm ²]					R _{es0.2} [N/mm ²]								
		20	100	250	400	500	T [°C]	20	100	250	400	500	T [°C]	20	100	250	400	500	T [°C]	20	100	250	400	500
mild steel	L	BS2_2	BS2_1	BS2_25	BS2_4			224384	218812	187507	162168			234.5	173.0	137.0	112.7			273.3	229.1	195.8		160.7
		2.75 mm																						
AISI 304	T	l11a	l13a	3b_25	3b_4b	3b_5		191056	181740					291.9	245.0	213.8	183.3	177.2		273.3	229.1	195.8		160.7
		l11c	l13c		3b_4			191056	185466					291.9	256.1		192.3			286.6	231.2			172.7
		XV11a		t23b				202131	180423					306.7	203.3					279.6		189.6		
		XV11a		t23c				202131	175432					306.7	201.0					279.6		190.7		
		XV11a		t23d				202131	170330					306.7	204.0					279.6		189.5		
		XX1a		i33b				191067	165103					309.3		180.2				287.0		163.2		
		XX1a		i33d				191067	165613					309.3		177.0				287.0		160.2		
	L	l11b	l13d	3a_25	3a_4	3a_5		179811	171956					270.7	223.1	199.3	187.6	167.7		260.0	203.0	184.5	173.3	148.6
		l11d						185895						276.0						261.4				
		XV11b		t23a				200100	180859					305.3	194.7					277.3		184.0		
		XV11c						195301						296.6						265.9				
		XX1b			i33a			191800	170071					313.3		178.0				286.7		160.0		
		XX1d						191083						322.5						294.1				
AISI 316	Ti	T	V1a	t16a	t26c	i36a	6b_5	194643	190179	178583	170232			334.1	298.0	259.5	242.7	220.4		312.9	275.4	244.8	225.5	208.3
			V1c	t16c		i36c		197610	185121					334.7	297.2		240.3			318.7	277.1		230.6	
			V1c			6b_4		197610						334.7		240.9				318.7		224.8		
			V1c			6b_4c		197610						334.7		233.7				318.7		222.5		
			V1c			6b_25	6b_4b	197610						334.7		257.2	247.4			318.7		239.4		
	L	V1d	t16b	t26b	i36d	6a_5		179369	174503	166455	162983			283.6	267.0	240.4	226.6	196.8		282.9	250.3	227.4	210.7	180.7
		V1b	t16d	t26d	i36b			170419	167095	150330	150091			295.6	275.2	243.3	230.0			279.1	259.0	216.0	220.0	
		V1b	6a_1	6a_25	6a_4			170419	200011	160081				295.6	270.1	221.7	217.0			279.1				
AISI 316	L	T	IXa	t19a	t29a	i39a	9b_5	198771	191210	178623	164186			294.0	242.9	232.0	206.0	171.1		278.5	225.9	218.9	190.5	
			IXc	t19c	t29c	i39c		181585	175901	167037	161417			278.5	252.6	227.1	200.0			265.3	236.4	215.1	187.4	
			IXa	9b_1	9b_25	9b_4		198771	182648					294.0	241.8	217.3	198.1			278.5				
			IXa		9b_25b			198771						294.0		210.4				278.5				
	L	IXd	t19d	t29d	i39d	9a_5		193085	189211	166946	164274			292.9	240.1	220.3	183.9	176.1		276.6	227.1	209.3	176.5	162.0
		IXb	t19b	t29b	i39b			185981	170308	165412	160260			275.7	242.1	221.0	199.8			264.9	232.2	213.2	187.7	
		IXd			9a_4			193085						292.9		187.2				276.6				

Zug-Werkstoffkennwerte (E, R_{p0.2}, R_{es0.2}) bei erhöhten Temperaturen
3,0 mm Blech

Anlage 9

material	flat sheet specimen					A[%] T [°C]	R_m [N/mm ²] T [°C]					$R_{p1.0}$ [N/mm ²] T [°C]					n [-] T [°C]				
	20	100	250	400	500		20	100	250	400	500	20	100	250	400	500	20	100	250	400	500
AlSi304 0.5 mm	T	XIVa				62	702.4					323.2				12.3					
	XIVc	t11a	t21a			64	702.6	498.3	452.9			324.7	236.0	201.8		13.2	12.8	12.0			
	31cx		t31c			65	693.2		409.6			311.0		161.3		11.0			9.9		
	31gx		t31d			64	723.1		414.7			327.6		171.3		11.5			10.0		
	L	XIVb	t11b	t21b		56	723.2	535.5	468.6			326.4	238.6	180.8		11.3	11.3	9.0			
	XIVb	t11c				56	723.2	509.2				326.4	239.3			11.3	9.5				
	XIVb	t21c				56	723.2		440.6			326.4		179.5		11.3		9.0			
	XIVb	t11d	t21d			56	723.2	544.0	448.7			326.4	241.6	191.6		11.3	10.5	9.0			
	31bx		t31a			57	712.2		417.0			293.6		177.7		10.8			9.0		
	31dx		t31b			56	731.1		456.7			324.2		161.1		10.8			8.0		
AlSi316Ti 0.5 mm	T	IVa	t14a			76	632.9	489.1				271.0	216.9		15.0	10.0					
	IVf	t14c				75	628.5	492.5				248.7	225.5		13.9	11.0					
	XVIIId	t24a	t34c			66	600.0		422.5	390.0		275.2	188.1	180.5		12.0		10.0	8.0		
	XVIIIE	t24c				65	633.6		416.9			291.6		162.9		12.5		9.0			
	L	IVb				67	605.9					250.2				12.5					
	IVg					63	678.1					276.7				10.2					
	IVc	t14b				62	619.5	486.3				260.0	216.9		12.5	11.0					
	IVc	t14d				62	619.5	482.8				260.0	211.5		12.5	9.4					
	XVIIIf	t24b	t34b			52	612.8		405.9	412.0		300.8		162.8	182.8	12.4		8.0	7.5		
	XVIIIf	t24d	t34a			52	612.8		396.2	438.1		300.8		147.0	155.9	12.4		8.8	8.0		
XVIIIf	t34d				52	612.8		376.3			300.8		131.8		12.4			8.0			
AlSi316L 0.5 mm	T	VIIa	t17a			54	617.3	527.4				289.0	245.0		16.8	14.0					
	VIIa	t17c				54	617.3	520.8				289.0	242.4		16.8	13.5					
	VIIc					54	621.8					285.8			13.6						
	XIXa	t27a	t37a			62	603.2		439.3	415.3		280.0		172.4	149.4	12.1		9.0	9.0		
	XIXc	t27c	t37c			61	575.7		423.0	427.1		259.6		172.1	150.2	11.6		10.0	9.0		
	XIXc	19b_4				61	575.7		413.9			259.6		161.6		11.6			8.9		
	L	VIIb				49	612.1					273.6			12.5						
	VIIId	t17b				49	657.9	515.5				294.4	226.7		11.5	11.5					
	VIIId	t17d				49	657.9	532.6				294.4	249.4		11.5	11.0					
	XIXb	t27b	t37b			56	625.6		437.9	432.7		287.4		169.2	150.7	9.2		9.0	9.0		
XIXb	t27d	t37d			56	625.6		438.2	349.5		287.4		170.0	147.2	9.2		9.0	8.0			

Zug-Werkstoffkennwerte (A, R_m , $R_{p1.0}$, n) bei erhöhten Temperaturen
0,5 mm Blech

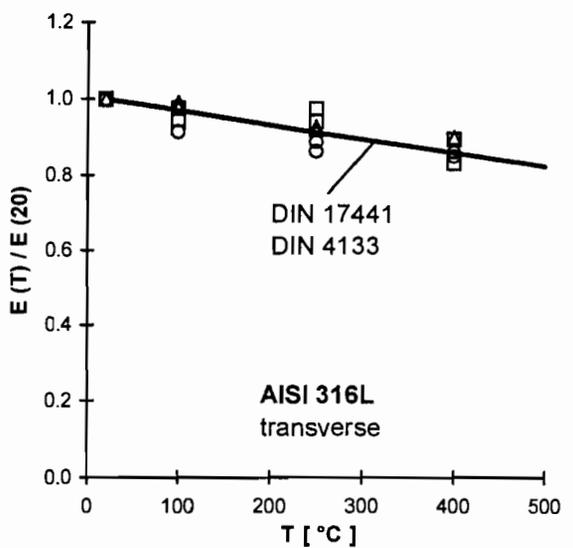
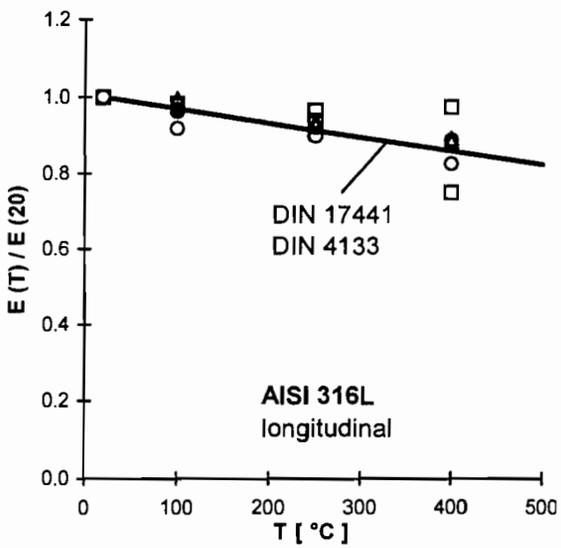
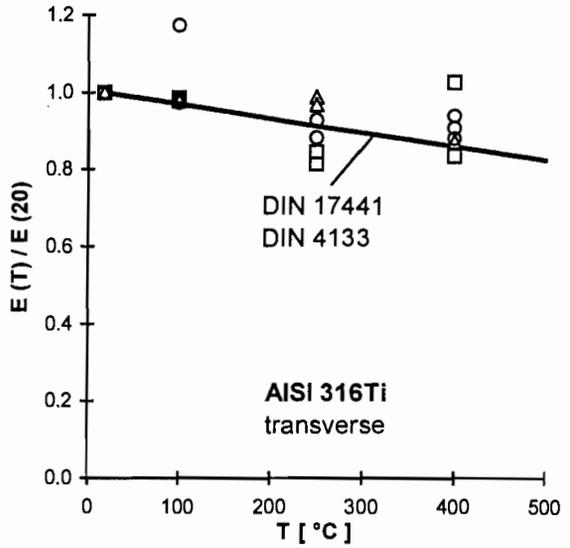
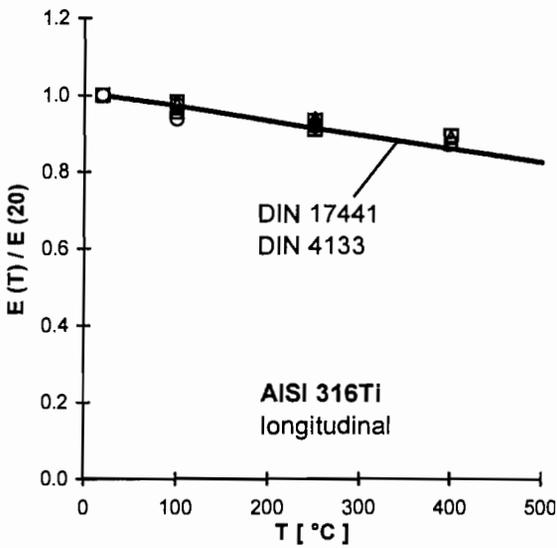
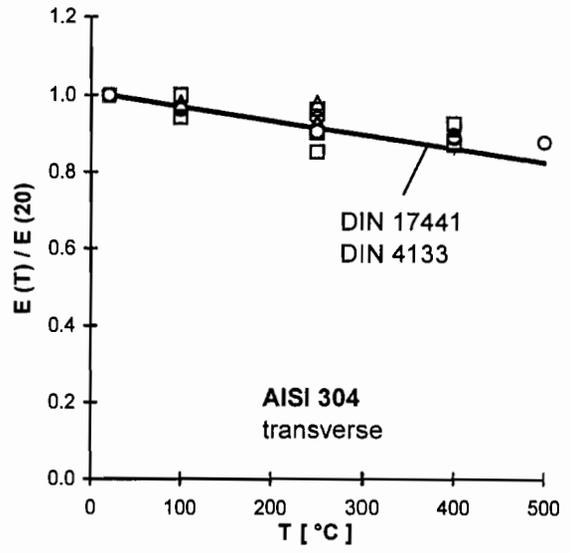
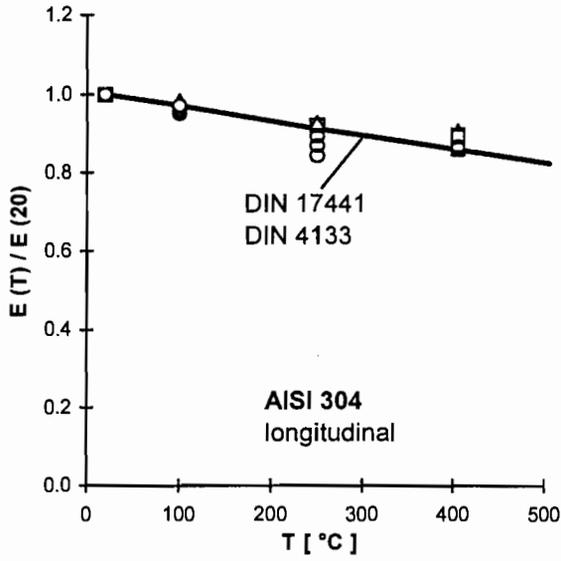
Anlage 10

material	flat sheet specimen					A[%]					R _m [N/mm ²]					R _{p1.0} [N/mm ²]					n [-]					
	20	100	250	400	500	20	100	250	400	500	20	100	250	400	500	20	100	250	400	500	20	100	250	400	500	
AISI 304 1.0 mm	T	lla	t12a			67	43				699.7	545.5				323.2	296.0				14.0	14.0				
		llc	t12c			68	40				720.0	539.9				343.3	294.3				14.5	14.0				
		XVIa	i22c			56		36			644.0		465.0			331.2		237.2			12.8		12.7			
		XVIc				54					672.9					358.8					13.2					
		XX1	i32c			53			34		689.4		443.7			372.7		217.3			12.7			10.0		
		XX4				54					610.4					300.0					10.9					
		L	llb	t12b			62	40				726.9	553.6				330.4	272.3				12.8	13.5			
		lld	t12d			63	40				732.8	543.9				337.9	277.0				12.0	14.0				
		XVIIb	i22a			50		32			670.4		498.1			334.0		261.0			13.2		11.0			
		XVIIb	i22b			50		34			670.4		476.3			334.0		241.6			13.2		11.0			
	XVIIb	i22d			50		34			670.4		488.9			334.0		246.9			13.2		11.0				
	XXc	i32a			50			33		692.0		471.6			348.0		234.9			10.9			10.0			
	XXc	i32b			50			34		692.0		462.3			348.0		218.1			10.9			10.9			
	XXc	i32d			50			32		692.0		477.6			348.0		222.9			10.9			10.5			
AISI 316 1.0 mm	T	Va	t15c	i35c		67	45	35			644.1	528.2	488.2	492.6		335.6	282.6	262.2	244.9		14.7	12.5	12.0	9.0		
		Vc	t15a	i35a		68	43	35	36		640.6	548.9	493.7	481.9		319.7	306.5	267.9	238.9		13.7	13.5	12.0	11.0		
		Vd	t15b	i35b		62	35	29			630.2	537.8	463.2	464.7		308.1	292.6	241.1	235.5		12.0	12.0	10.0	10.0		
		Vb	t15d	i35d		58	36	31	26		604.6	507.6	468.4	455.7		287.3	264.9	239.4	222.6		13.0	12.0	10.0	10.0		
		VIIa	t18a	i38a		64	44	36			600.5	504.4	465.1	457.7		302.3	262.3	241.9	215.1		14.4	13.0	12.5	11.5		
		VIIa	t18c	i38c		64	43	31	35		600.5	522.3	460.7	453.0		302.3	265.0	239.1	221.3		14.4	13.4	12.0	10.0		
		VIIc				61					623.2					294.1					12.0					
		L	VIIb	t18b	i38b		62	41		31		627.0	532.0		469.7		305.0	272.3		215.7		11.1	11.0		11.0	
		VIIb		t28b		62					627.0		511.5			305.0		248.7			11.1		12.0			
		VIIb		t28d		62			32		627.0		471.1			305.0		231.2			12.0		12.0			
	VIIId	t18d	i38d		60	41				645.7	537.6				305.8	269.6		211.8		14.0	13.0		12.0			
AISI 304 1.0 mm	T	zuc38ax1	c38/4b		56			36		599.4		420.1			310.8		179.6			12.2			11.0			
		zuc38ax2	c38/4a		56			34		638.9		419.2			345.2		215.2			12.9			11.0			
		L	zuc38hx	c38/4a		52			33		610.3		429.2			315.5		168.9			12.3			8.9		
		zuc38bx	c38/4b		52			32		665.1		414.3			346.0		198.1			12.8			9.9			
AISI 304 2.0 mm	L	c1L2	c1L1	c1L25	c1L4	c1L5	58		37	36	33	663.0	496.2	467.4	440.5	394.0	316.9	235.6	217.1	183.1	173.0	15.0	10.9	10.6	10.0	9.9
		c1_2	c1_4				55					645.1		450.1	387.5		315.5		187.0	178.7		13.6			9.1	8.5

Zug-Werkstoffkennwerte (A, R_m, R_{p1.0}, n) bei erhöhten Temperaturen
1,0 mm Blech

material	flat sheet specimen					A[%]					R _m [N/mm ²]					R _{p1.0} [N/mm ²]					n [-]				
	20	100	250	400	500	20	100	250	400	500	20	100	250	400	500	20	100	250	400	500	20	100	250	400	500
mild steel	L	BS2_2	BS2_1	BS2_25	BS2_4	50	37	30	25		344.1	294.8	174.4	132.3											
2,75 mm																									
AISI 304	T	IIla	I13a	3b_25	3b_4b	3b_5	60	40	36	37	698.4	516.8	478.1	453.7	406.1	339.7	283.1	237.2	222.1	211.1	11.6	11.0	10.0	9.0	8.5
3,0 mm		IIlc	I13c	3b_4	3b_4	58	45	40		703.2	528.3	470.8			342.3	304.0	229.5			10.6	10.4		8.7		
		XVIIa	I23b			58	39			653.1	550.0				341.4	235.1				12.7	11.0				
		XVIIa	I23c			58	38			653.1	461.9				341.4	235.6				12.7	10.2				
		XVIIa	I23d			58	39			653.1	457.8				341.4	235.2				12.7	10.7				
		XXIa	I33b			58		39		644.3	442.1				336.0	209.1				11.4	9.6				
		XXIa	I33d			58		39		644.3	437.0				336.0	190.0				11.4	11.0				
	L	IIlb	I13d	3a_25	3a_4	3a_5	63	43	38	39	664.7	488.5	461.8	456.7	406.5	331.7	252.3	234.3	216.4	206.5	10.6	10.0	10.0	9.4	8.5
		IIld				62				669.9					317.4					12.7					
		XVIIb	I23a			57	39			642.4	559.4				334.4	224.3				13.2	12.0				
		XVIIc				57				655.5					333.1					12.6					
		XXIb	I33a			60	40			667.2	452.9				346.7	203.5				11.4	11.0				
		XXId				58				677.0					360.9					11.0					
AISI 316 Ti	T	VIIa	I16a	I26c	I36a	6b_5	59	44	33	37	628.2	531.5	482.2	476.4	452.5	360.6	325.7	290.8	273.0	253.7	18.2	18.0	14.0	12.0	12.0
3,0 mm		VIIc	I16c	I36c	I36c	59	45	35		621.8	527.4	481.4			358.6	324.2	277.8			16.0	16.0		12.0		
		VIIc	I6b_4			59	32			621.8	484.0				358.6	269.3				16.0			13.0		
		VIIc	I6b_4c			59	33			621.8	479.9				358.6	269.1				16.0			13.0		
		VIIc	I6b_25	I6b_4b		59	34			621.8	480.5	473.9			358.6	285.9	274.4			16.0		14.0	12.5		
	L	VIIId	I26b	I36d	6a_5	56	43	33	31	597.9	513.7	489.2	468.5	438.9	325.6	300.0	276.9	259.0	227.2	14.0	14.0	12.0	11.0	11.0	
		VIIId	I26d	I36b		57	44	35		601.5	528.7	474.5	474.1		324.9	305.9	292.6	259.2		14.0	14.0	12.0	12.0		
		VIIId	6a_1	6a_25	6a_4	57	42			601.5	525.3	457.4	453.4		324.9	298.1	249.4	235.2		14.0	14.0	12.0	12.0		
AISI 316 L	T	IXa	I19a	I29a	I39a	9b_5	58	39	35	33	590.9	455.7	439.1	392.5	323.5	269.7	257.5	235.4	195.1	16.0	14.9	12.0	11.2	10.0	
3,0 mm		IXc	I19c	I29c	I39c	58	41	39	33	580.0	487.1	449.6	439.6		308.7	278.3	255.5	226.7		16.0	15.2	13.2	12.1		
		IXa	9b_1	9b_25	9b_4	58	45	37	33	590.9	494.3	438.5	424.0		323.5	267.4	237.5	226.6		16.0	16.0	13.5	12.5		
		IXa	9b_25b			58	35			590.9	437.7				323.5	234.6				16.0		13.0			
	L	IXd	I19d	I29d	I39d	9a_5	60	36	37	35	586.6	489.0	455.0	438.1	403.3	322.7	266.4	251.2	210.7	201.9	14.0	13.8	12.0	11.0	10.9
		IXb	I19b	I29b	I39b	59	40	37	36	586.3	458.0	441.6			310.9	268.1	258.4	231.2		14.8	14.0	13.0	12.0		
		IXd				60			34	586.6	418.8				322.7	208.0				14.0			12.0		

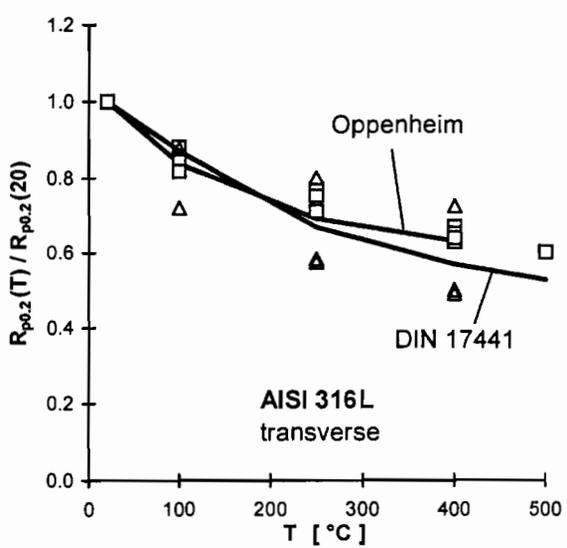
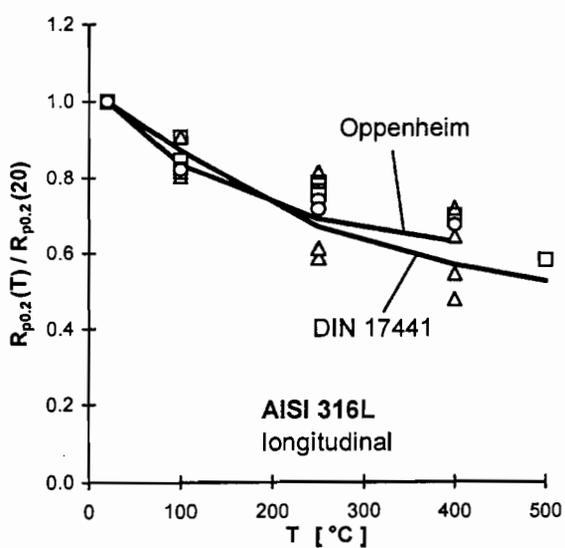
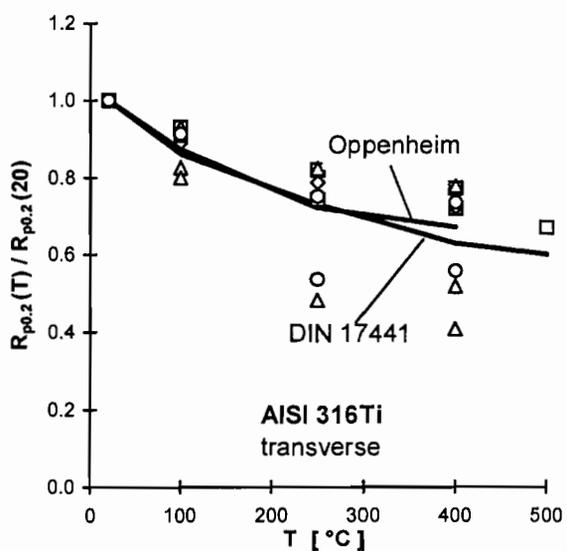
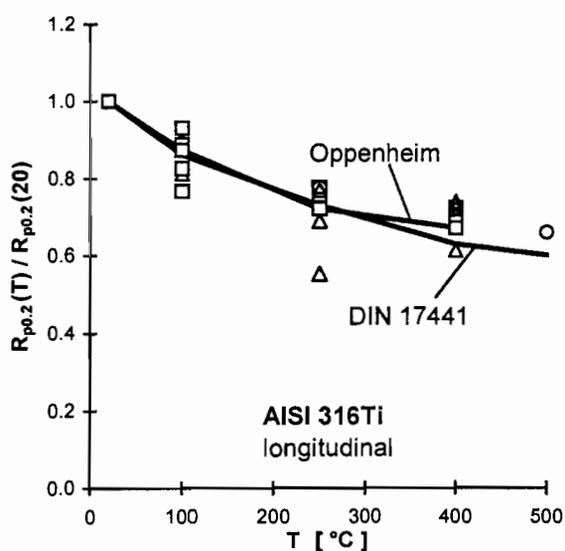
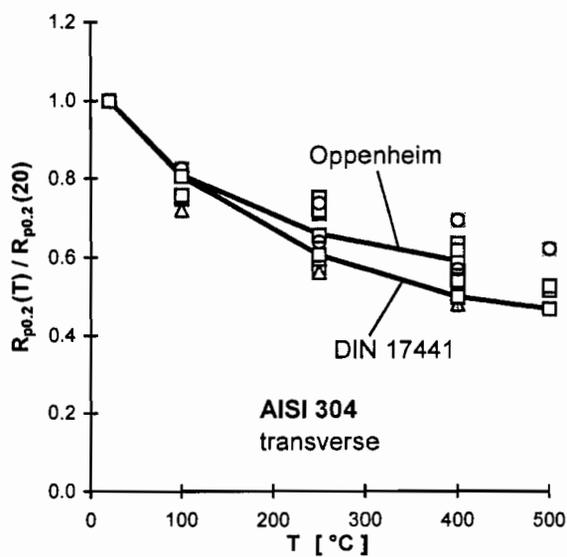
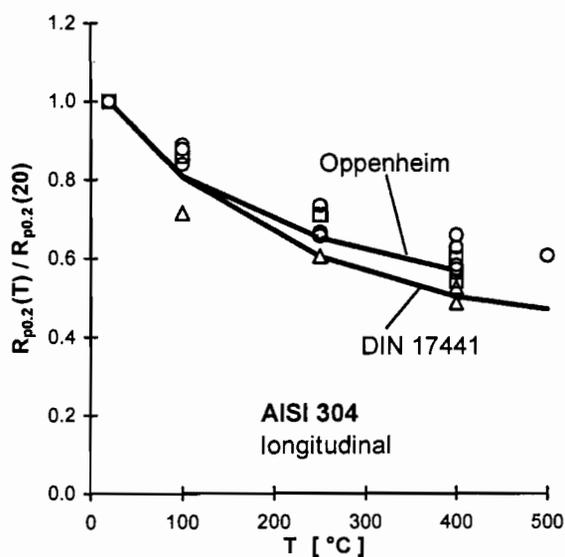
Zug-Werkstoffkennwerte (A, R_m, R_{p1.0}, n) bei erhöhten Temperaturen
3,0 mm Blech



△ t = 0.5 mm □ t = 1.0 mm ▲ t = 3.0 mm

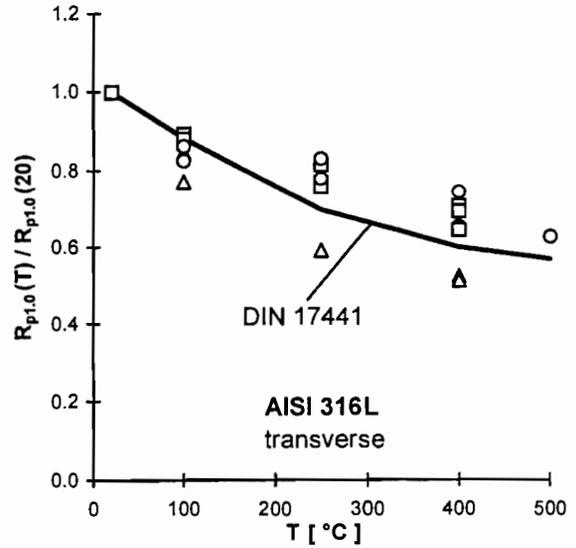
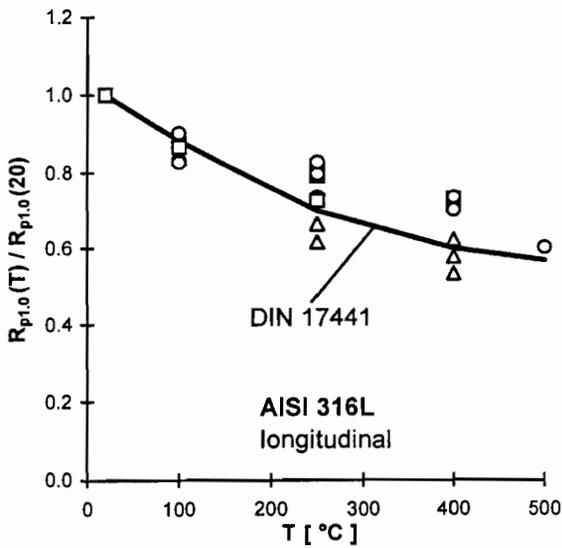
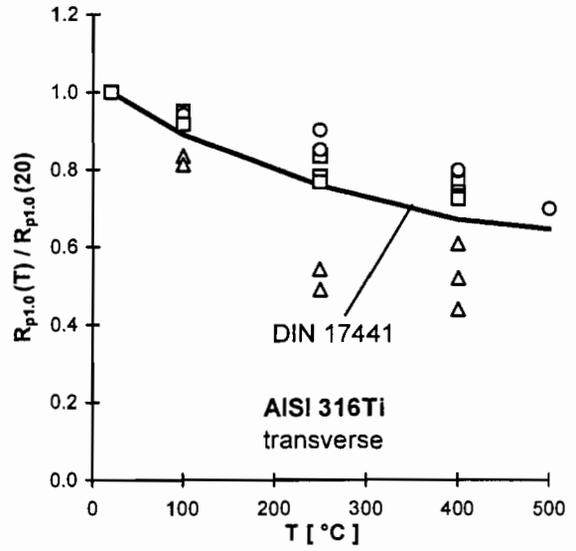
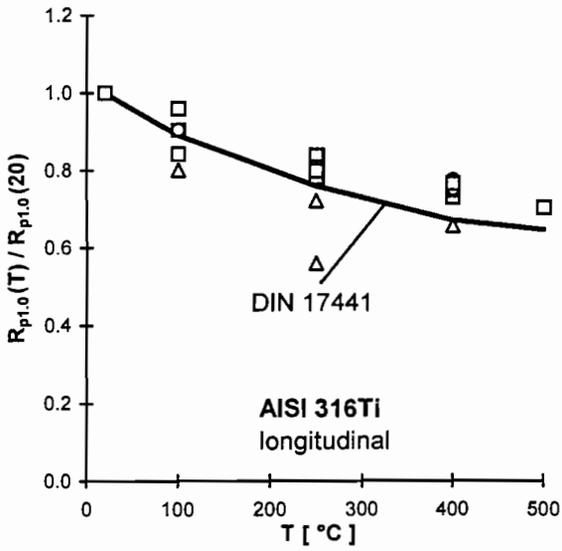
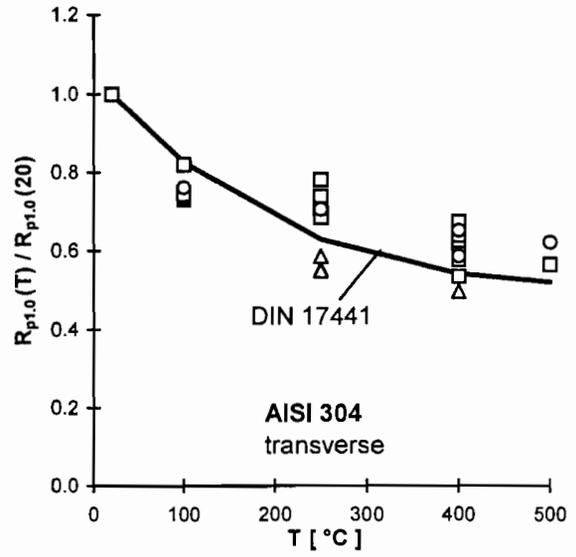
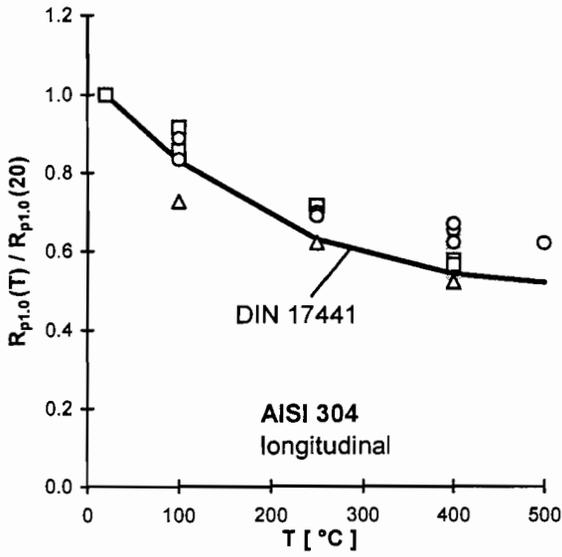
Temperaturabhängigkeit des Elastizitätsmoduls E

Anlage 13



Δ t = 0.5 mm \square t = 1.0 mm \circ t = 3.0 mm

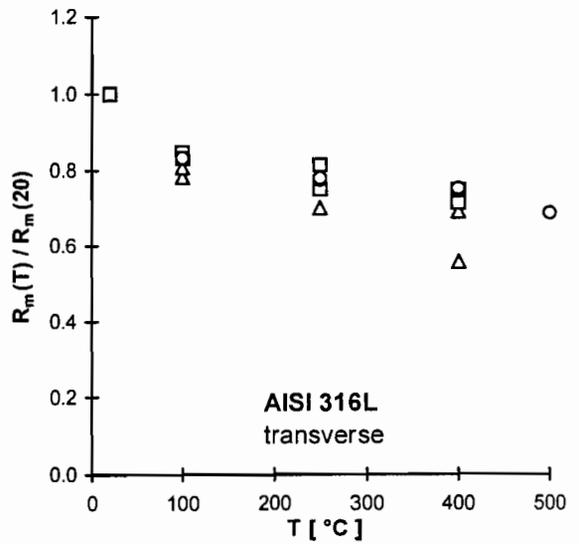
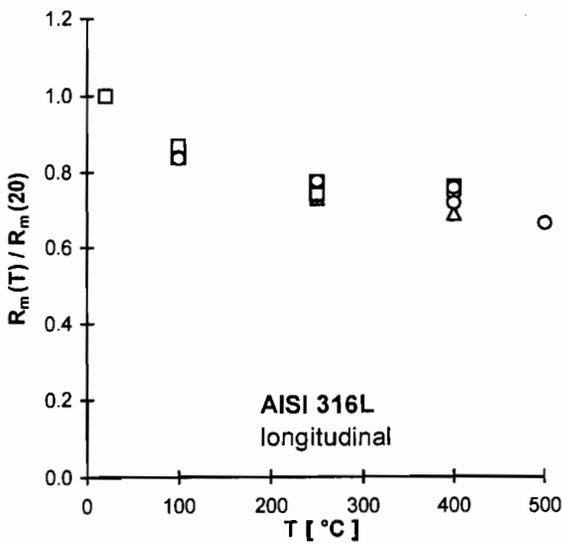
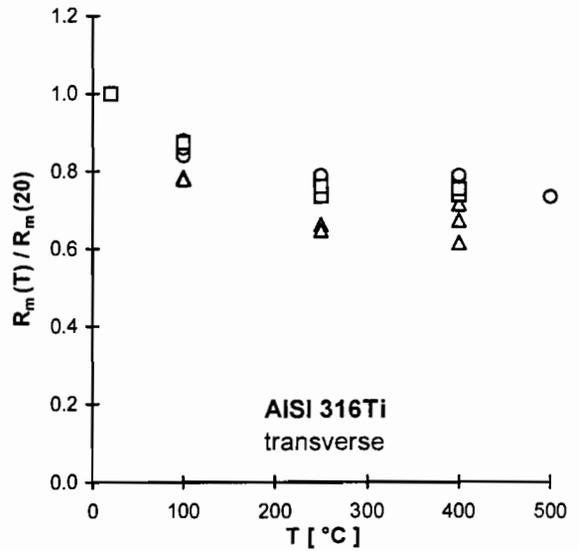
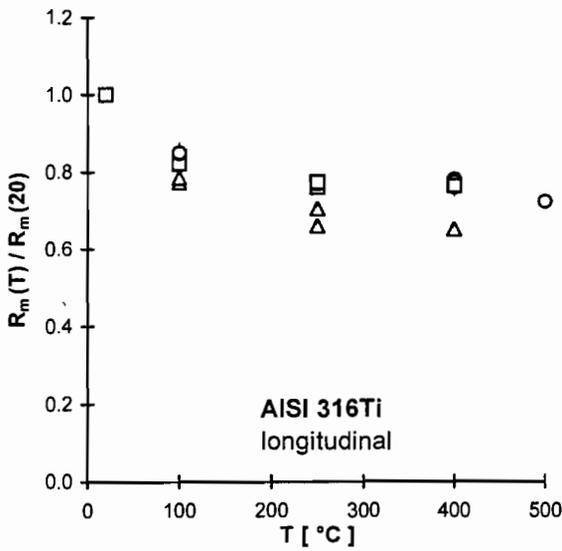
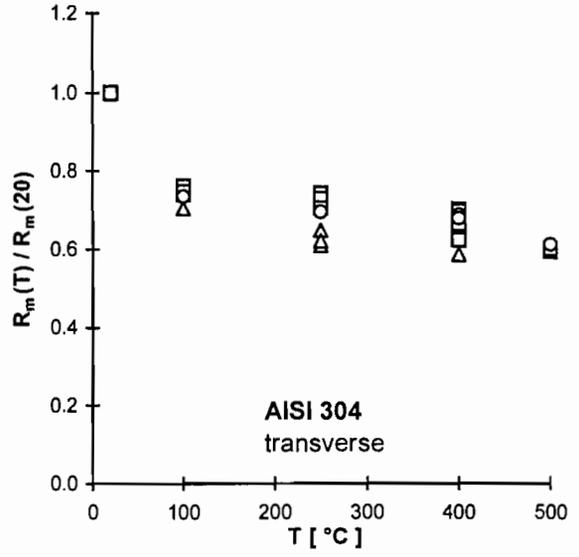
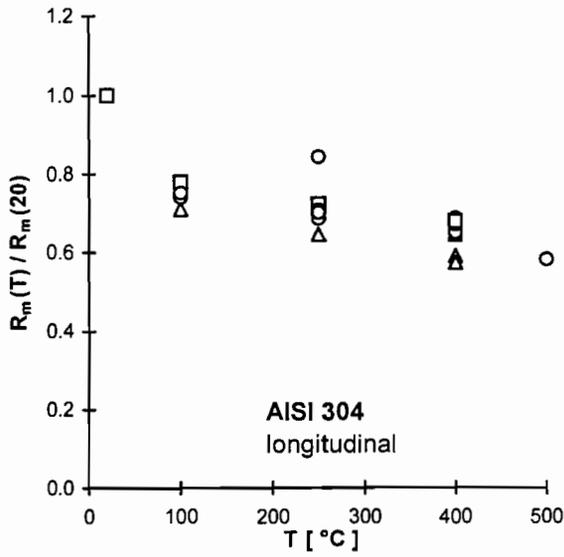
Temperaturabhängigkeit der 0,2%-Dehngrenze $R_{p0.2}$.



Δ t = 0.5 mm □ t = 1.0 mm ○ t = 3.0 mm

Temperaturabhängigkeit der 1,0%-Dehngrenze $R_{p0.1}$.

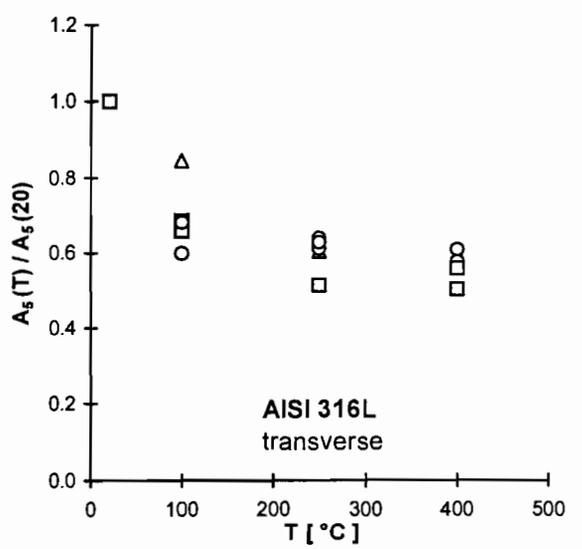
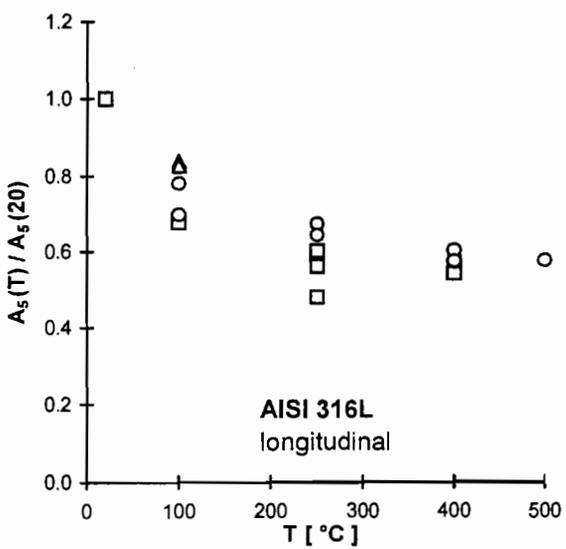
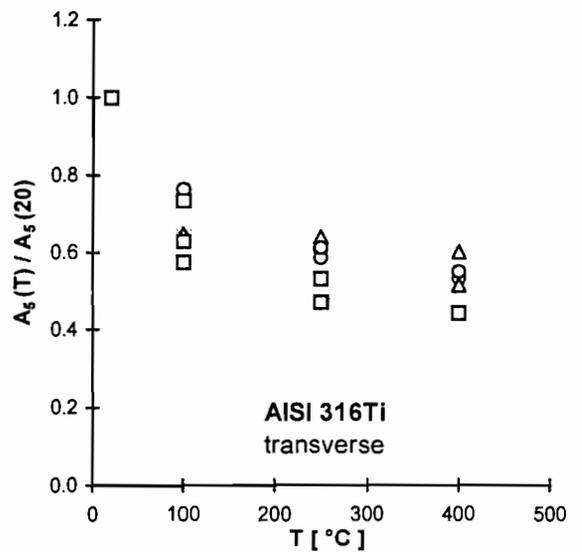
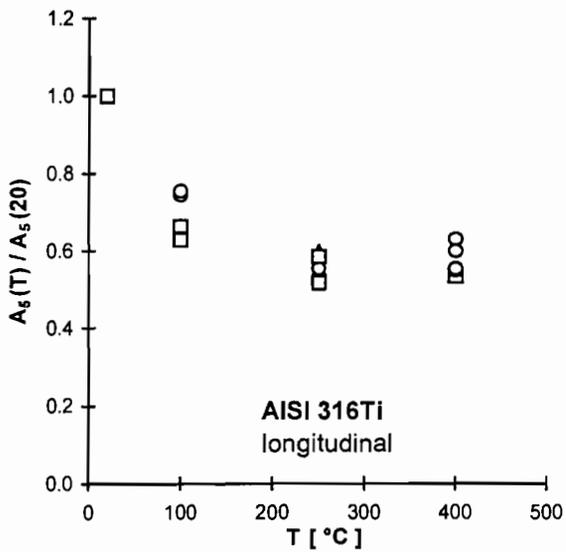
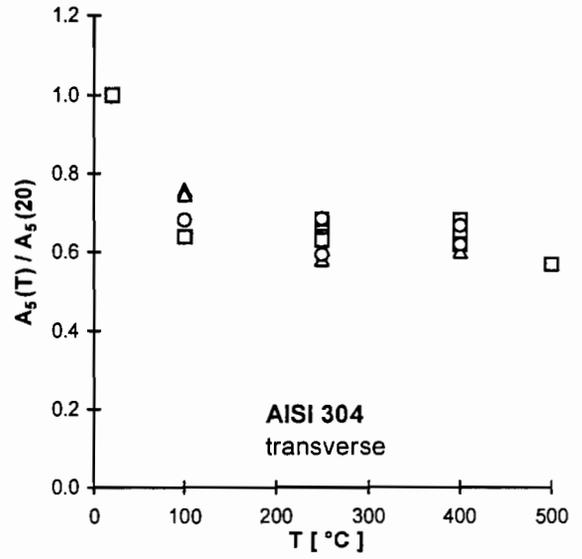
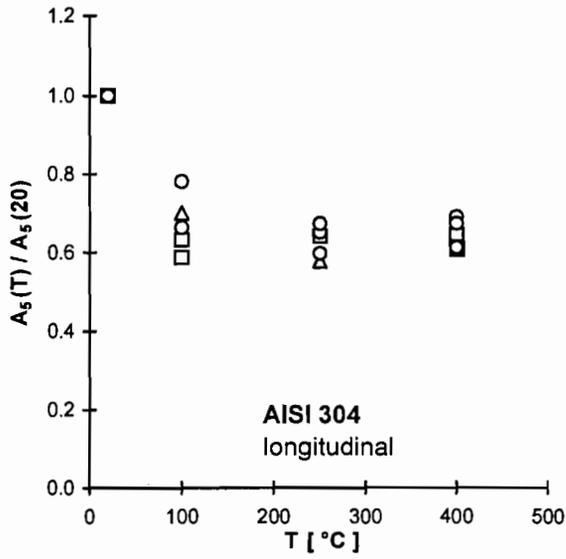
Anlage 15



△ t = 0.5 mm □ t = 1.0 mm △ t = 3.0 mm

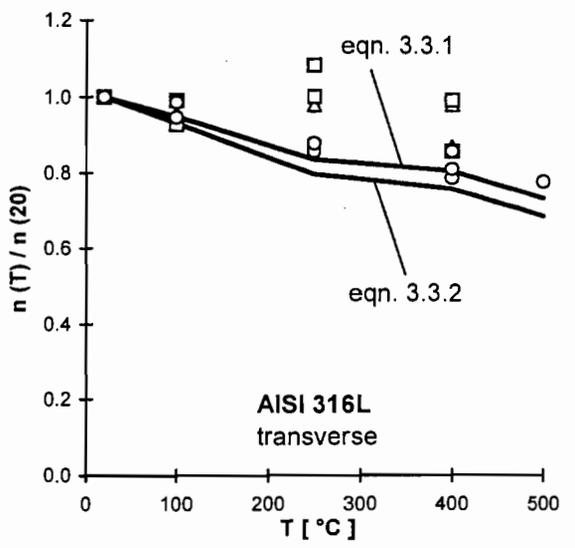
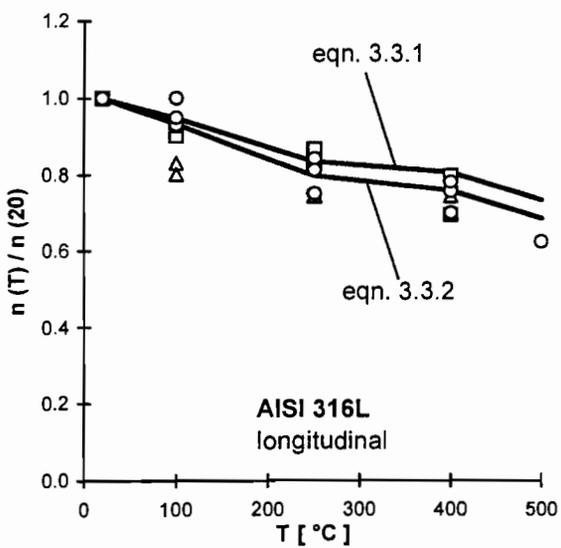
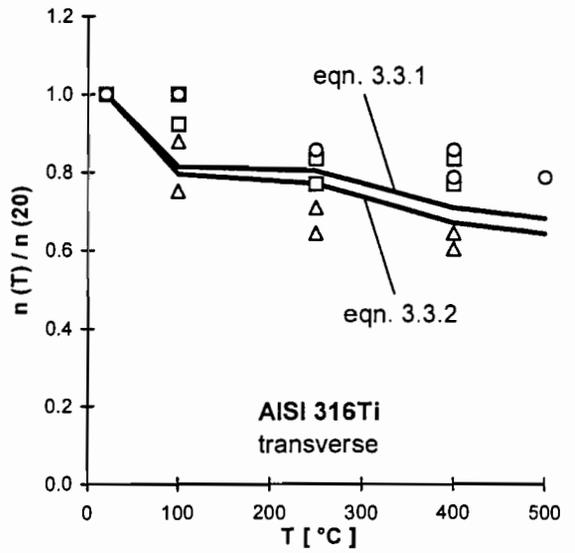
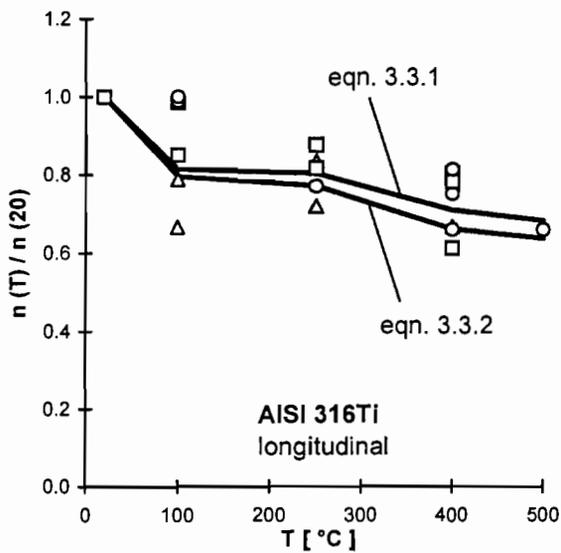
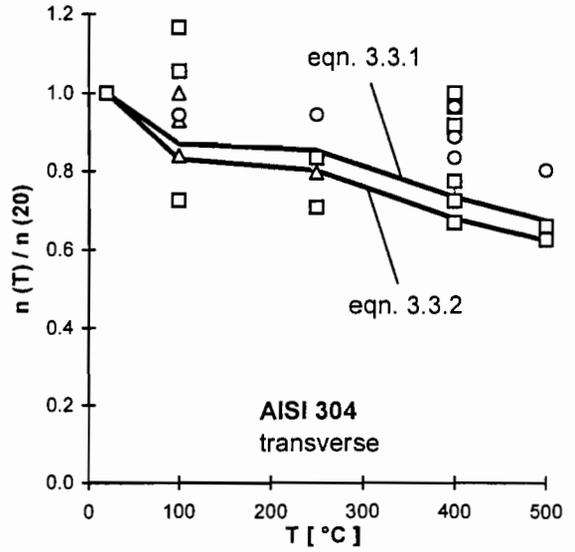
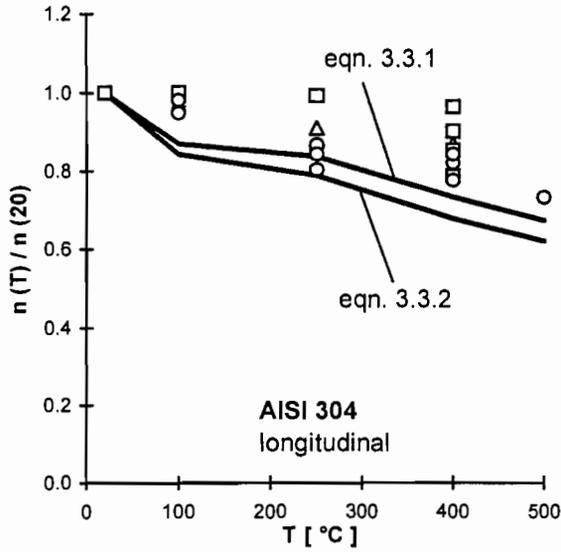
Temperaturabhängigkeit der Zugfestigkeit R_m .

Anlage 16



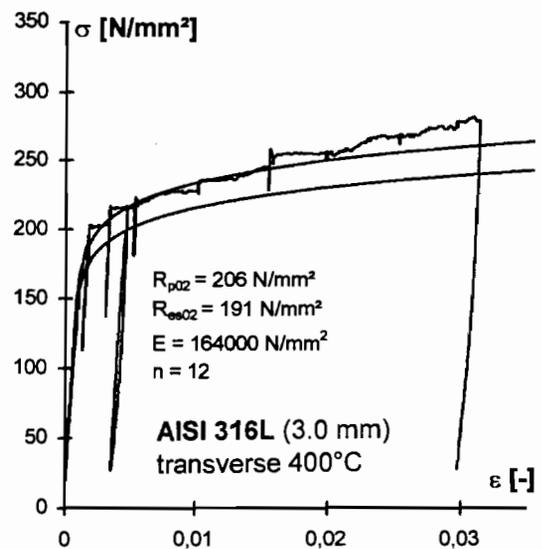
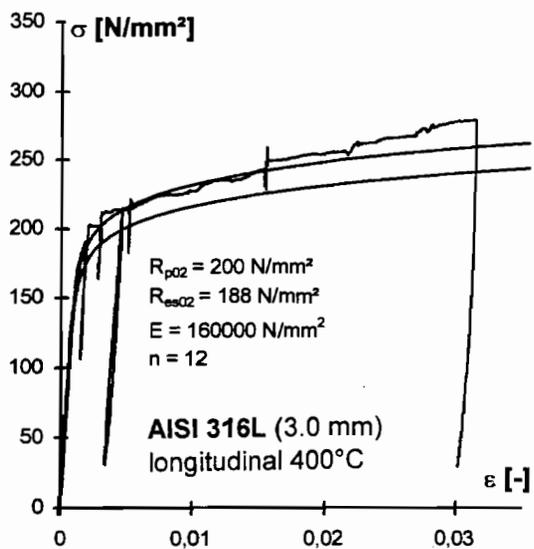
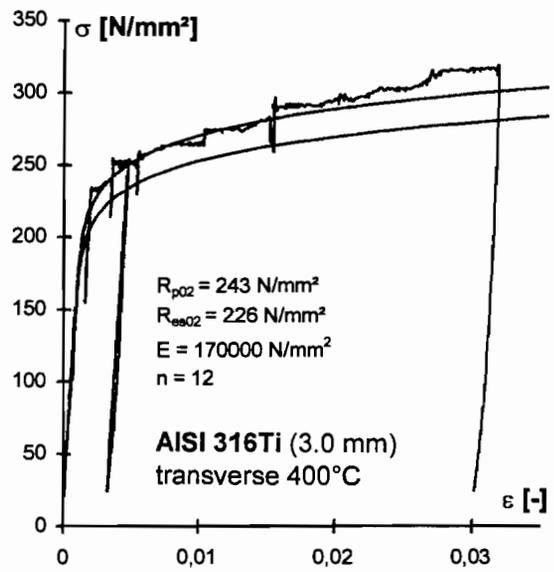
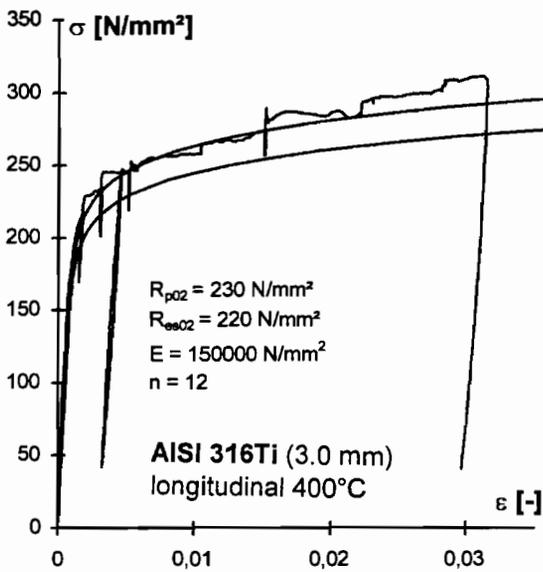
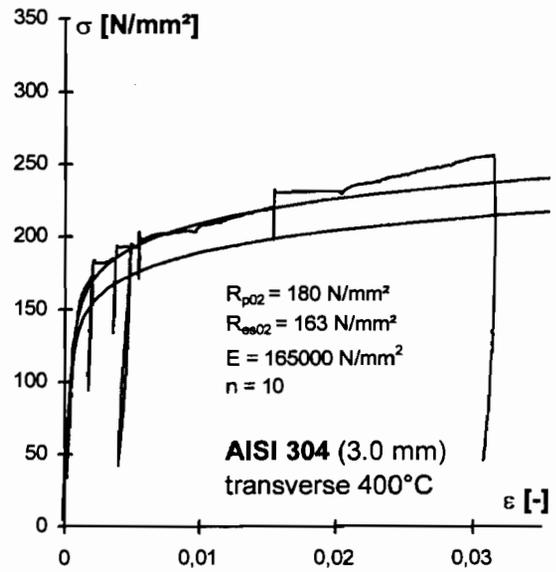
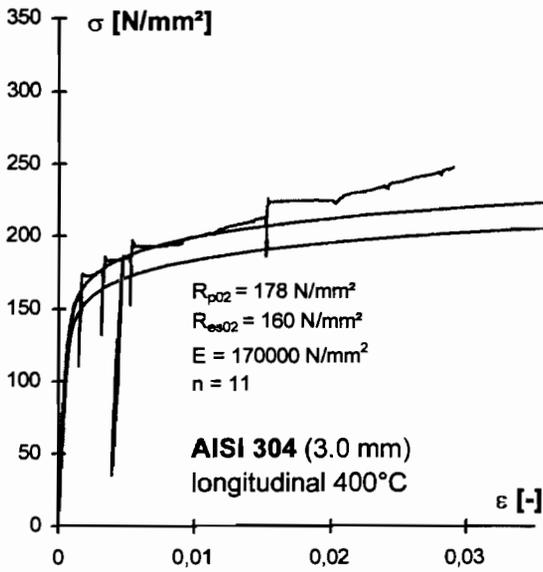
△ t = 0.5 mm □ t = 1.0 mm ○ t = 3.0 mm

Temperaturabhängigkeit der Bruchdehnung A_5 .

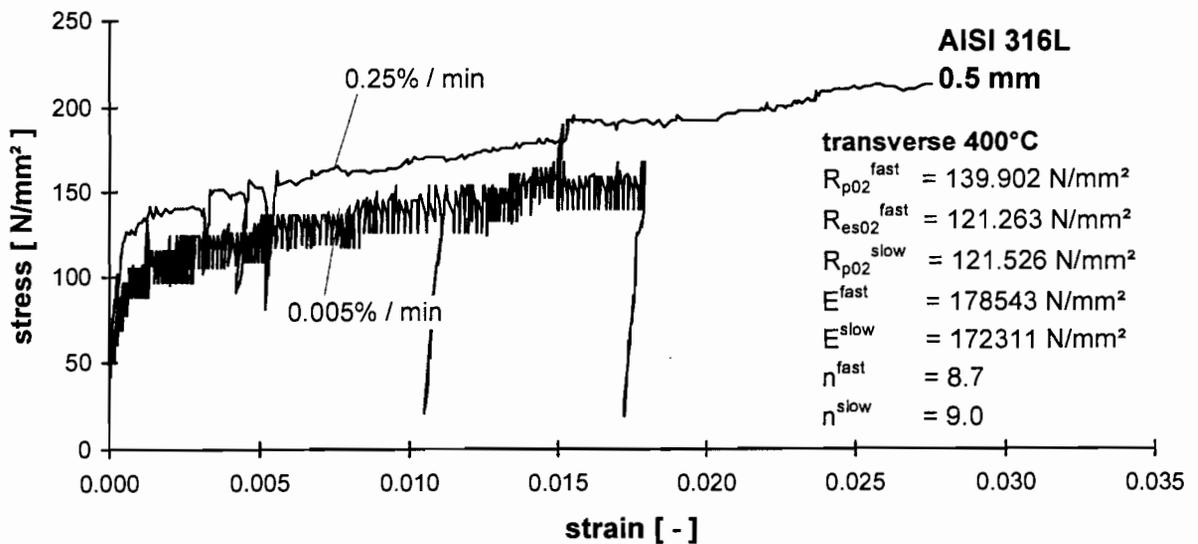
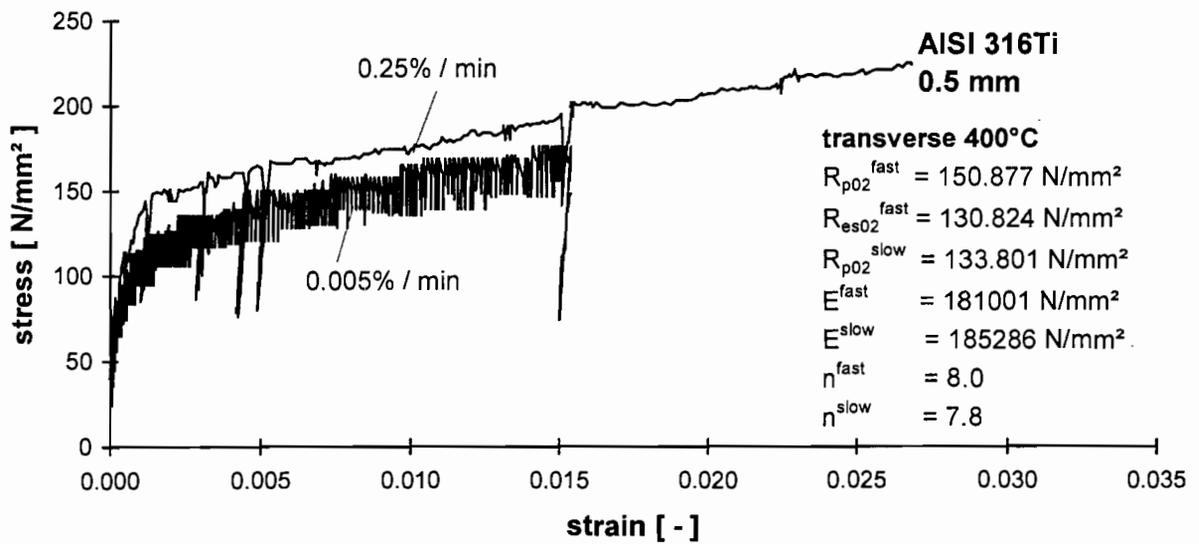
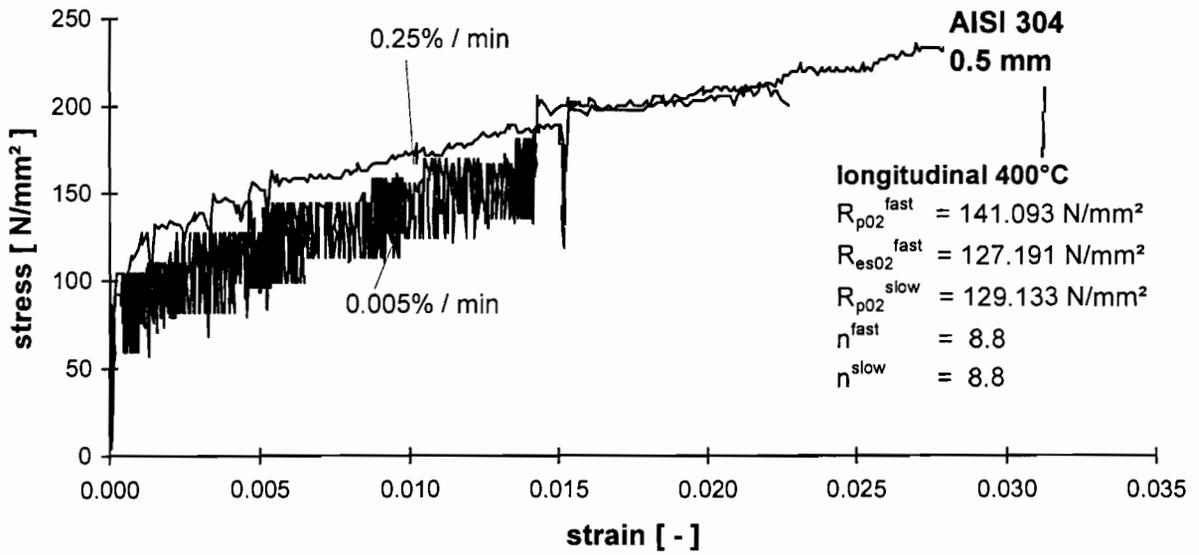


△ t = 0.5 mm □ t = 1.0 mm ○ t = 3.0 mm

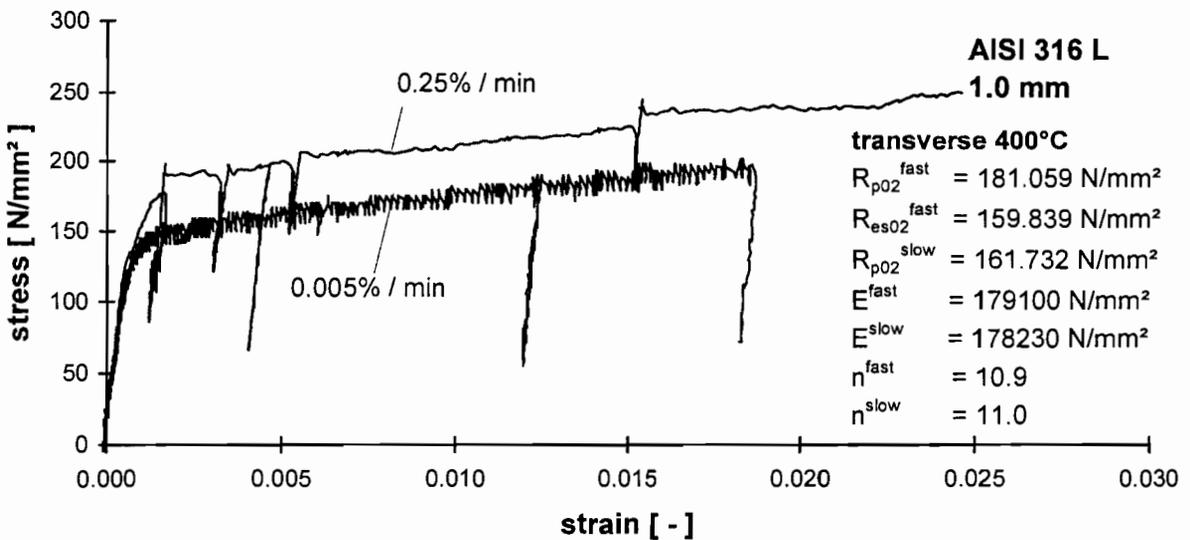
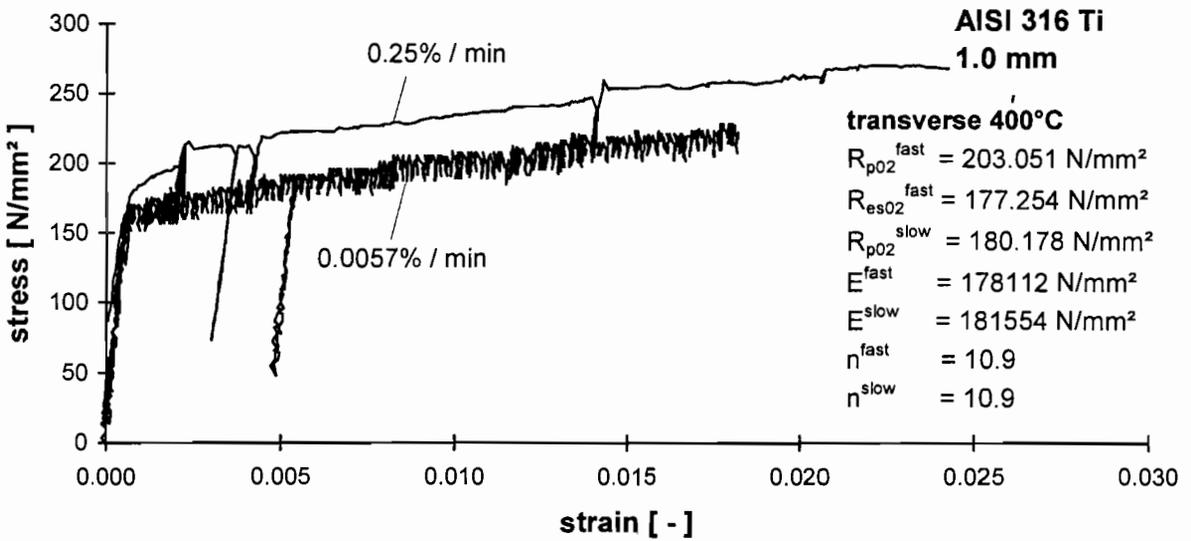
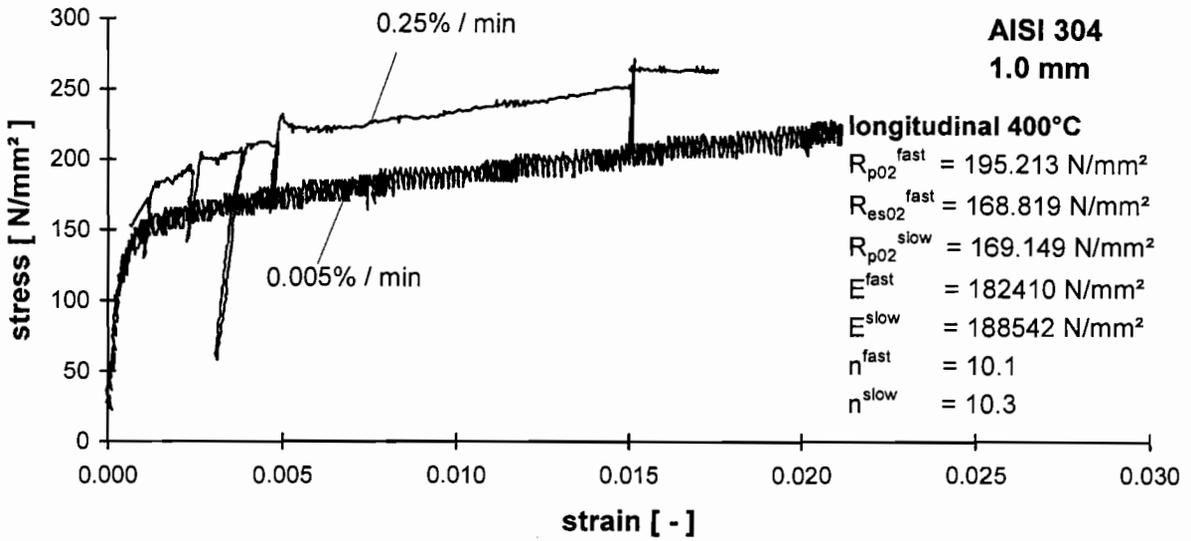
Temperaturabhängigkeit des Ramberg/Osgood-Exponenten n.



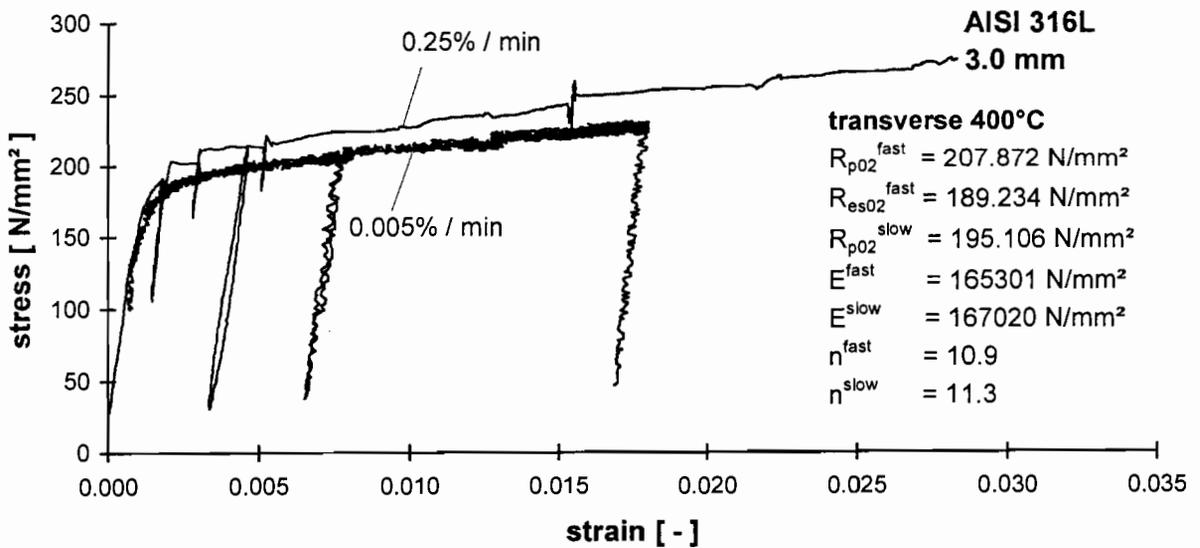
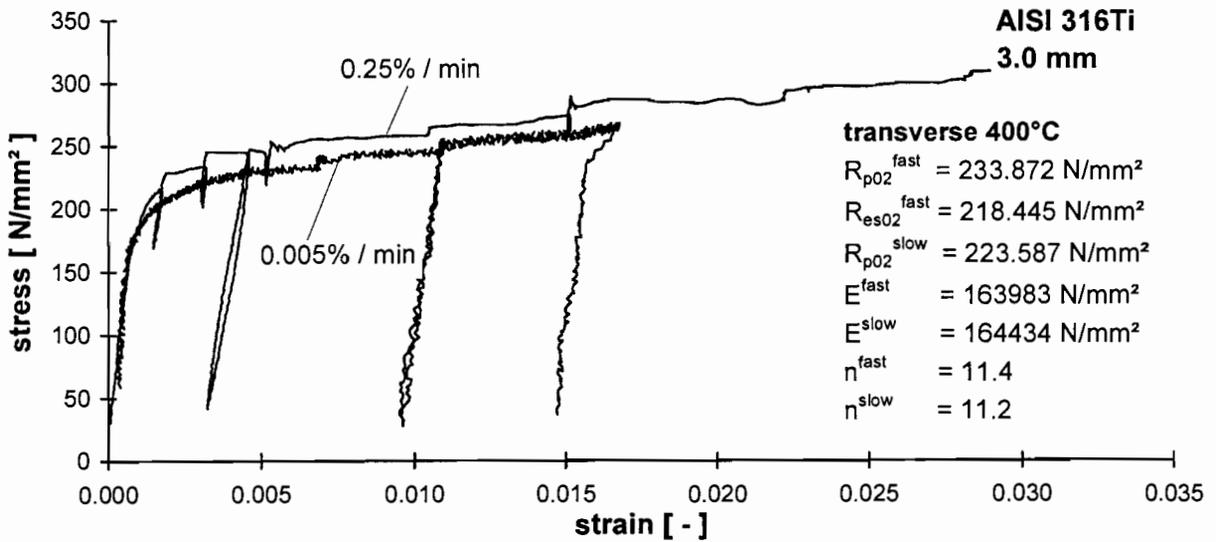
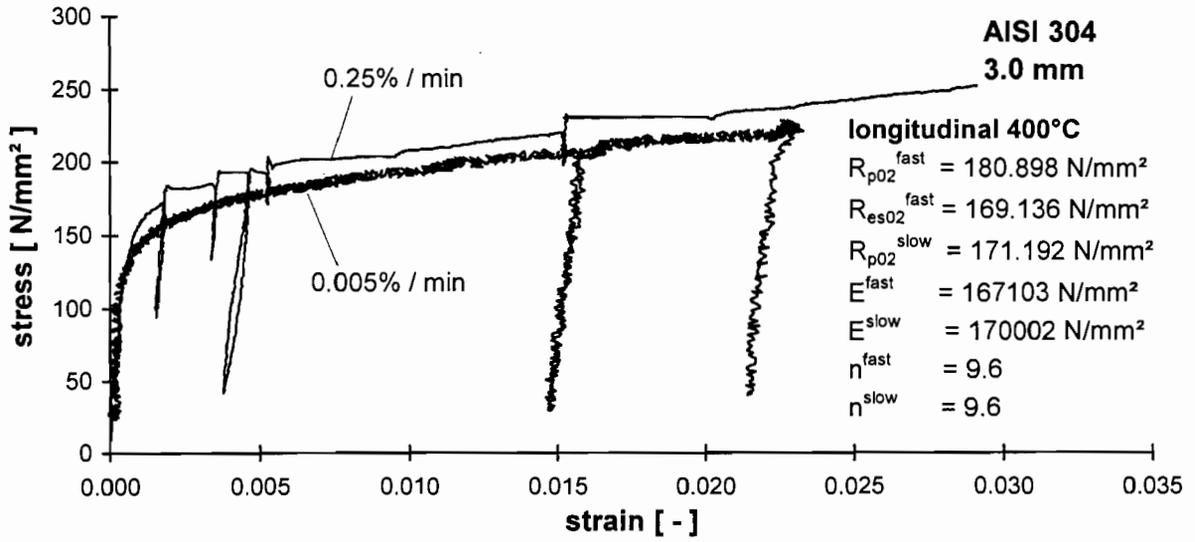
Ermittlung des Ramberg/Osgood-Exponenten n für 3 mm-Blech bei 400°C.



Langzeitzugversuche bei 400°C an 0,5 mm-Proben.



Langzeitzugversuche bei 400°C an 1,0 mm-Proben.

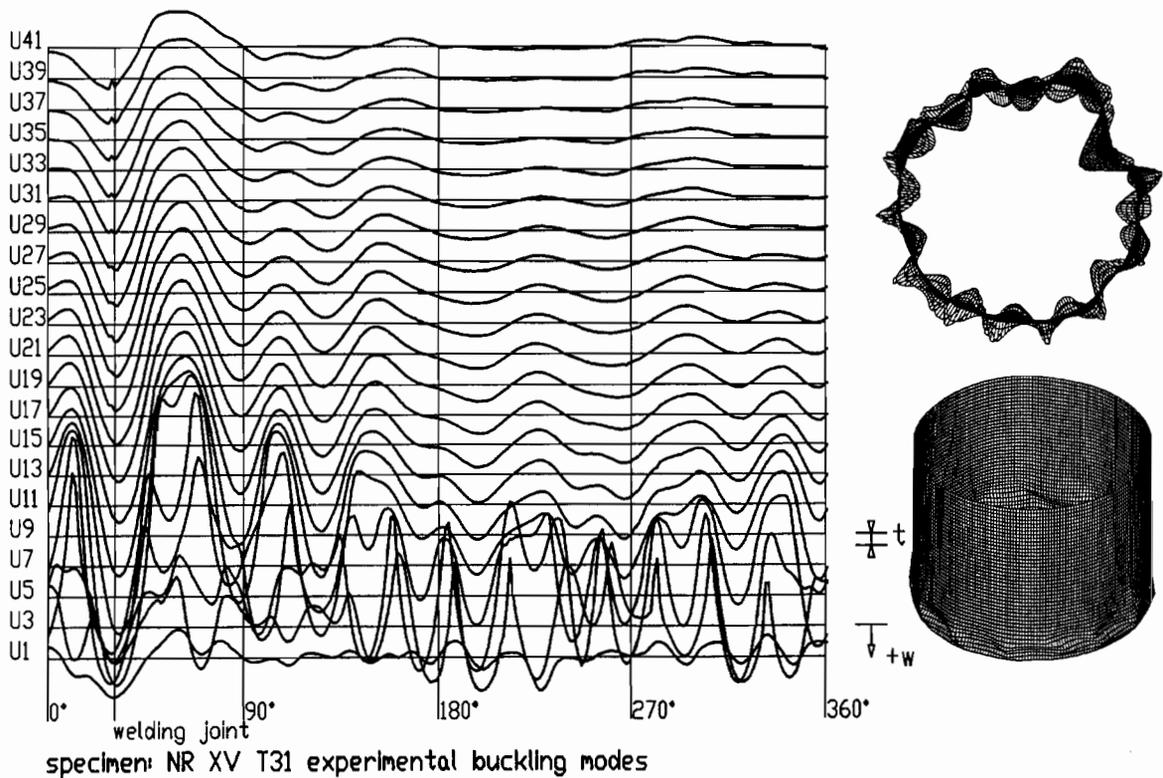
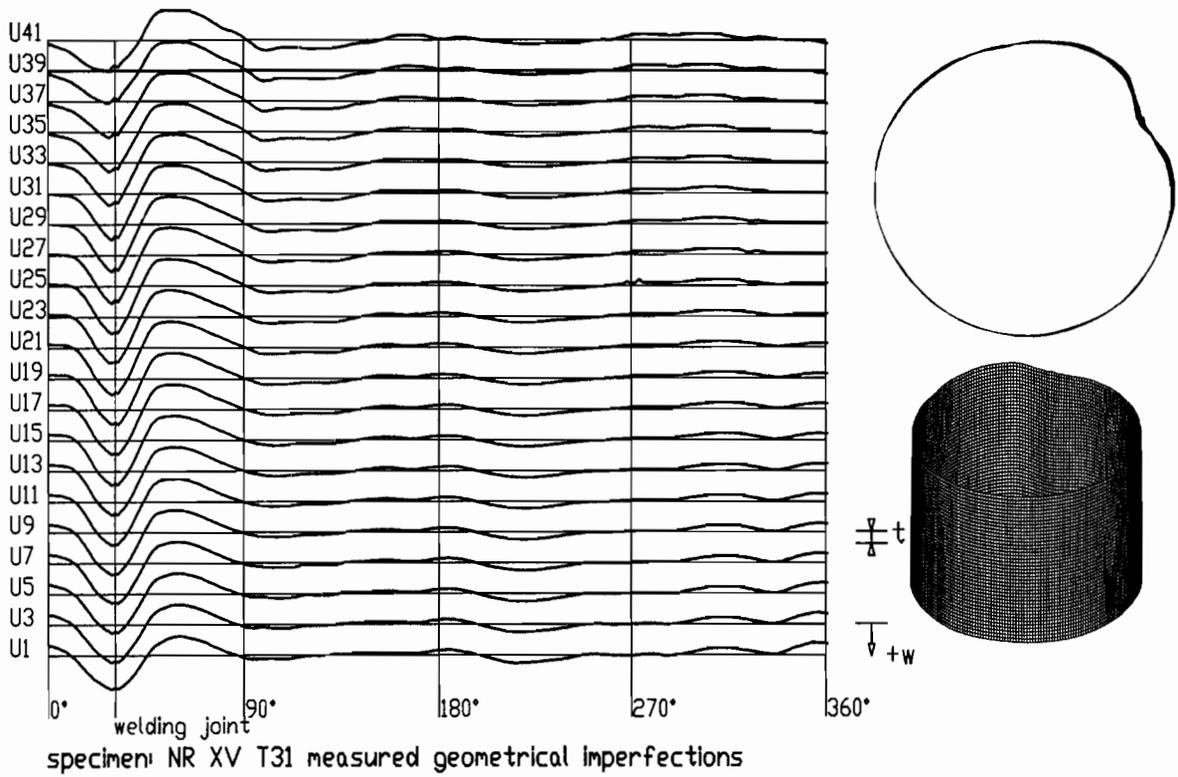


Langzeitzugversuche bei 400°C an 3,0 mm-Proben.

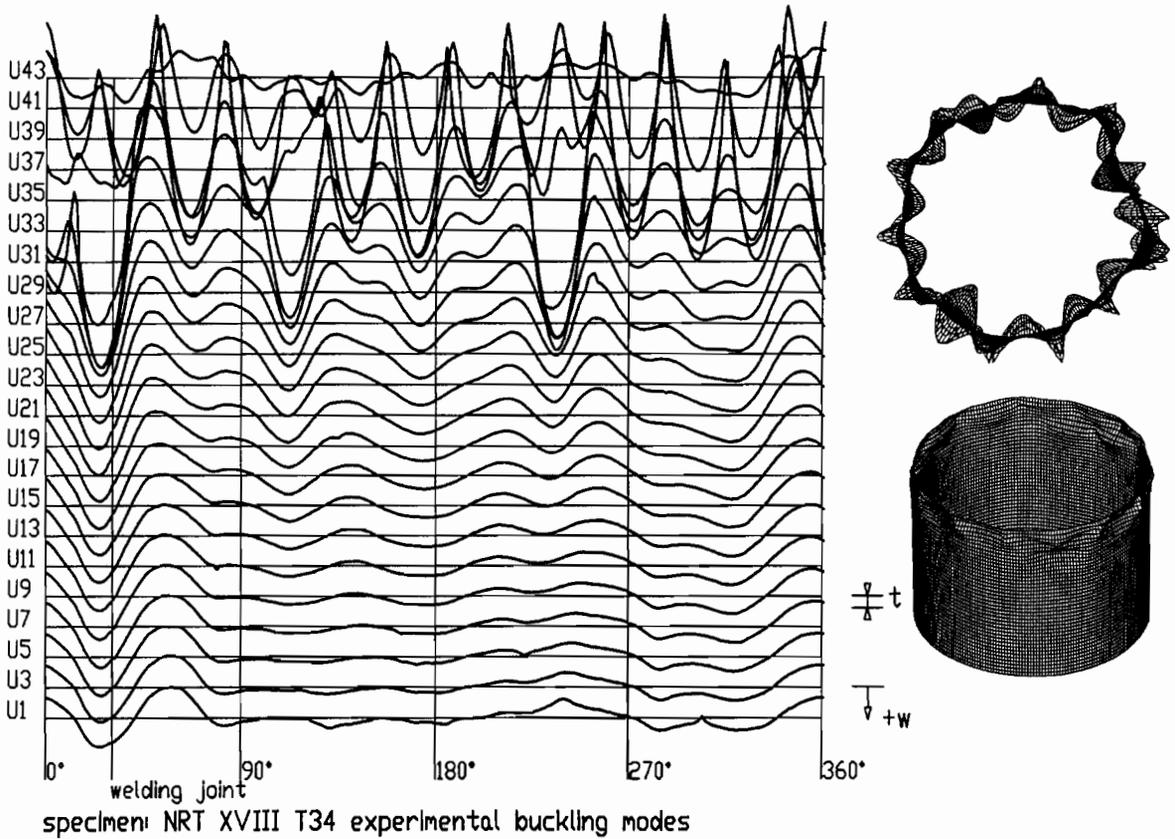
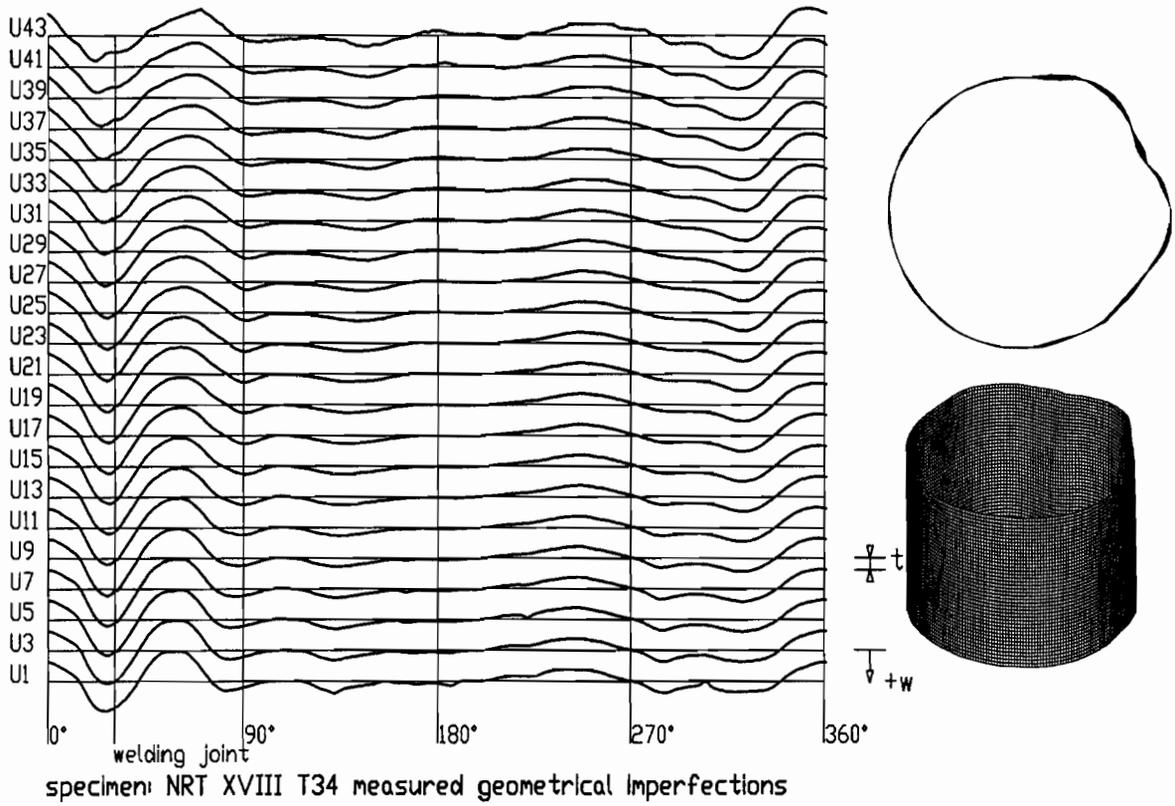
Anlage 22

thickness [mm]		altitude [mm]							
		10	50	100	150	200	250	300	350
NR XV T31	0°	0.528	0.529	0.529	0.529	0.530	0.530	0.530	0.529
	90°	0.526	0.527	0.528	0.529	0.531	0.532	0.532	0.531
	180°	0.525	0.527	0.528	0.528	0.531	0.531	0.530	0.530
	270°	0.523	0.526	0.529	0.531	0.531	0.531	0.530	0.530
NR XX T32	0°	1.004	1.001	1.001	1.002	1.000	1.000	0.998	0.999
	90°	1.002	1.001	1.000	0.999	0.999	0.997	0.997	0.997
	180°	1.003	1.001	1.001	1.001	1.001	0.999	0.998	0.998
	270°	1.007	1.005	1.006	1.006	1.004	1.003	1.001	1.001
NR XXI T33	0°	3.090	3.092	3.092	3.089	3.085	3.082	3.083	3.082
	90°	3.106	3.106	3.107	3.100	3.097	3.094	3.094	3.095
	180°	3.100	3.101	3.103	3.102	3.100	3.098	3.098	3.099
	270°	3.100	3.103	3.103	3.101	3.097	3.092	3.094	3.099
NRT XVII T34	0°	0.519	0.521	0.523	0.524	0.525	0.525	0.526	0.527
	90°	0.518	0.519	0.520	0.521	0.522	0.522	0.523	0.523
	180°	0.516	0.517	0.519	0.519	0.520	0.520	0.522	0.522
	270°	0.519	0.520	0.522	0.523	0.524	0.525	0.525	0.526
NRT V T 35	0°	1.011	1.013	1.016	1.018	1.019	1.020	1.020	1.020
	90°	1.007	1.010	1.010	1.012	1.015	1.016	1.016	1.017
	180°	1.003	1.006	1.008	1.011	1.012	1.014	1.015	1.016
	270°	1.015	1.017	1.019	1.021	1.024	1.025	1.025	1.027
NRT VI T 36	0°	3.011	3.012	3.015	3.017	3.017	3.018	3.022	3.023
	90°	3.006	3.010	3.013	3.015	3.017	3.017	3.018	3.019
	180°	3.000	3.001	3.007	3.009	3.011	3.014	3.015	3.016
	270°	3.002	3.004	3.007	3.009	3.011	3.013	3.014	3.014
NRM XIX T37	0°	0.537	0.537	0.538	0.537	0.538	0.539	0.538	0.538
	90°	0.537	0.538	0.539	0.540	0.539	0.539	0.540	0.540
	180°	0.537	0.537	0.538	0.539	0.539	0.539	0.539	0.540
	270°	0.536	0.537	0.538	0.538	0.539	0.539	0.540	0.540
NRM VIII T38	0°	1.048	1.048	1.048	1.049	1.049	1.050	1.051	1.052
	90°	1.042	1.042	1.043	1.044	1.042	1.043	1.046	1.048
	180°	1.042	1.042	1.043	1.043	1.043	1.044	1.046	1.048
	270°	1.045	1.045	1.045	1.045	1.045	1.045	1.048	1.049
NRM IX T 39	0°	2.995	2.995	2.999	3.000	3.001	3.001	3.001	3.004
	90°	2.994	2.995	2.997	3.000	3.001	3.001	3.001	3.001
	180°	2.994	2.995	3.000	3.001	3.001	3.000	2.999	2.999
	270°	2.990	2.992	2.998	3.000	2.999	2.998	2.998	3.000
NRM XXIV C38b	0°	1.049	1.05	1.05	1.05	1.049	1.048	1.047	1.046
	90°	1.042	1.044	1.046	1.048	1.046	1.043	1.042	1.041
	180°	1.043	1.045	1.046	1.047	1.045	1.045	1.045	1.045
	270°	1.047	1.047	1.049	1.048	1.046	1.045	1.045	1.043

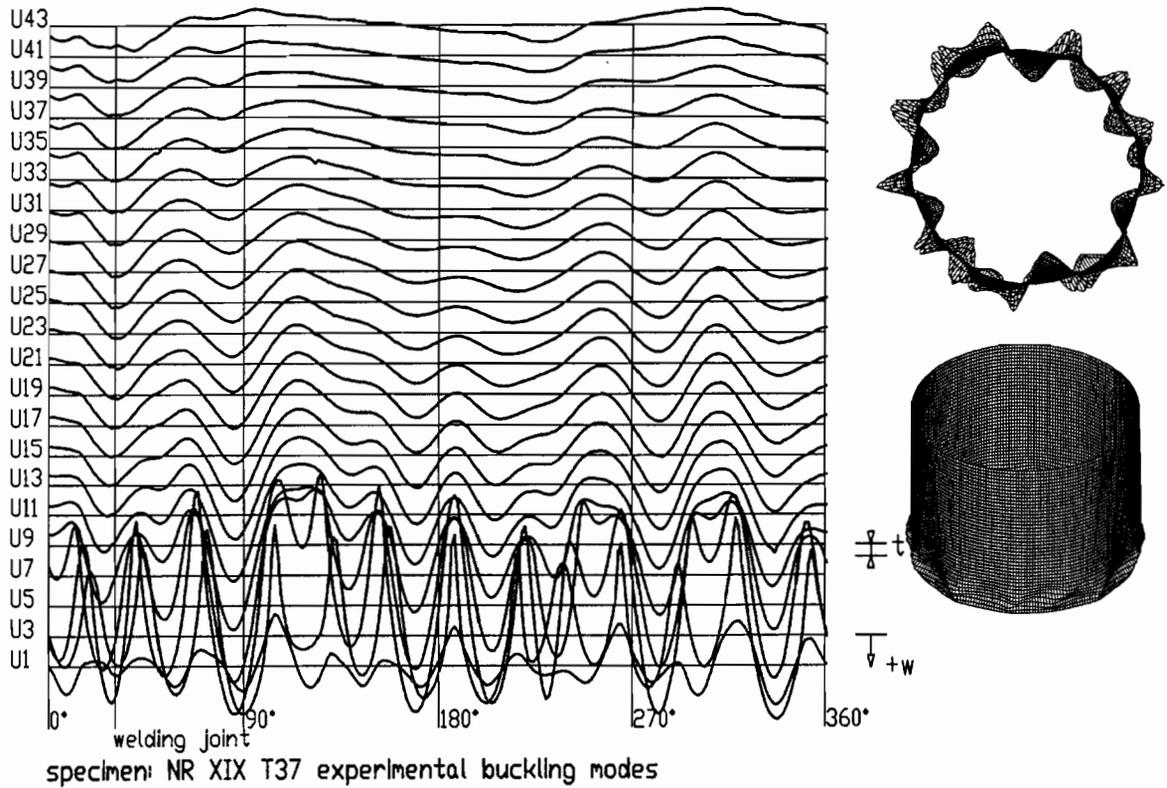
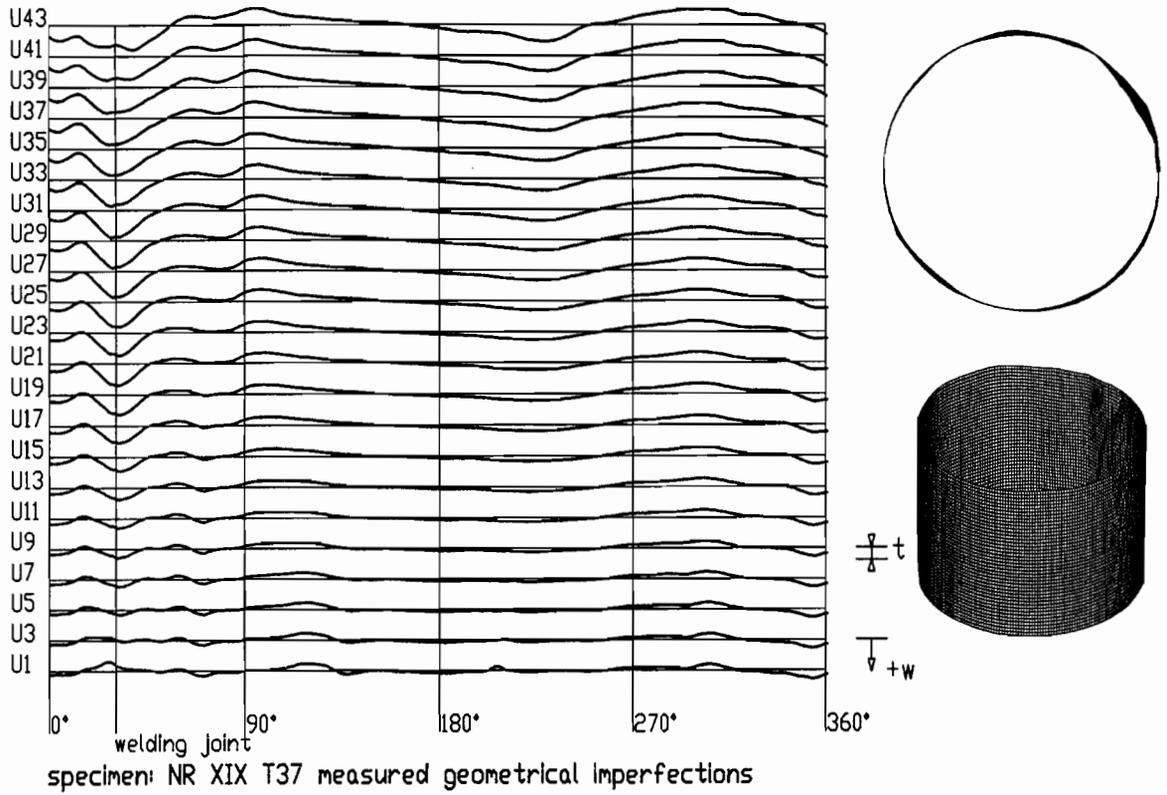
Wanddicken der Zylinder aus nichtrostendem Stahl für Beulversuche bei 400°C.



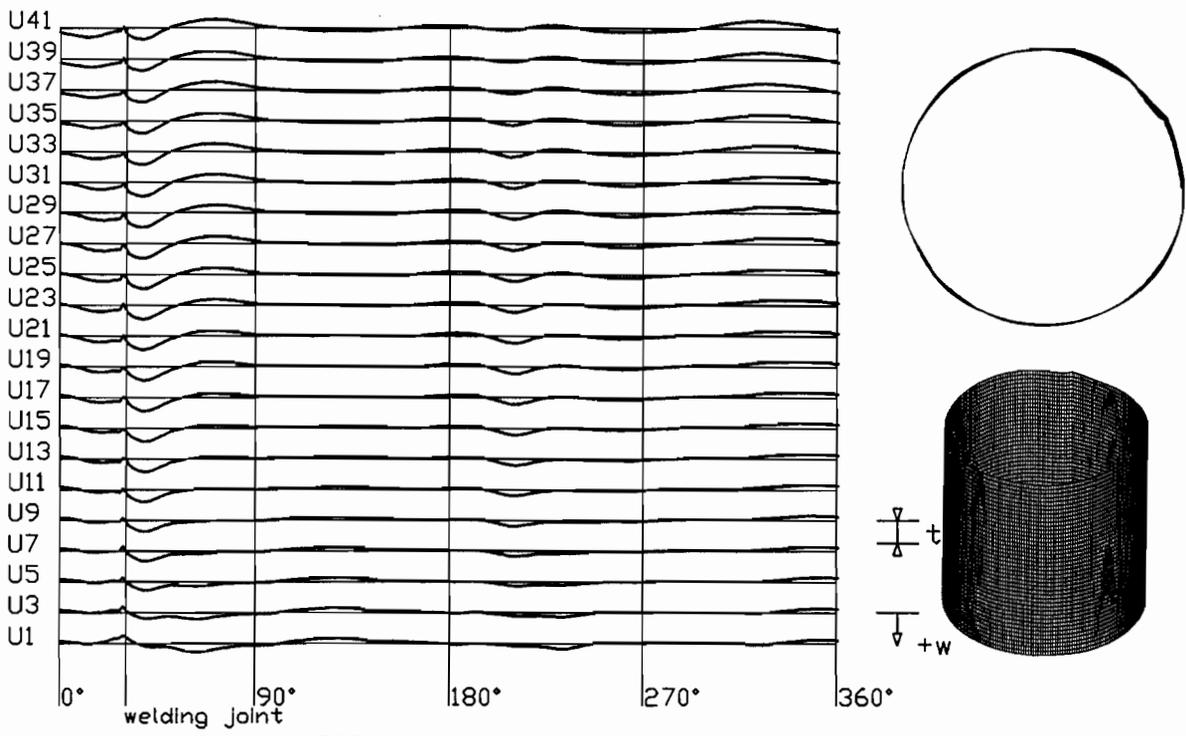
Geometrische Imperfektionen (oben) und bleibende Beulverformungen (unten) des Versuchskörpers T31 (AISI 304, $r/t = 400$, 400°C)



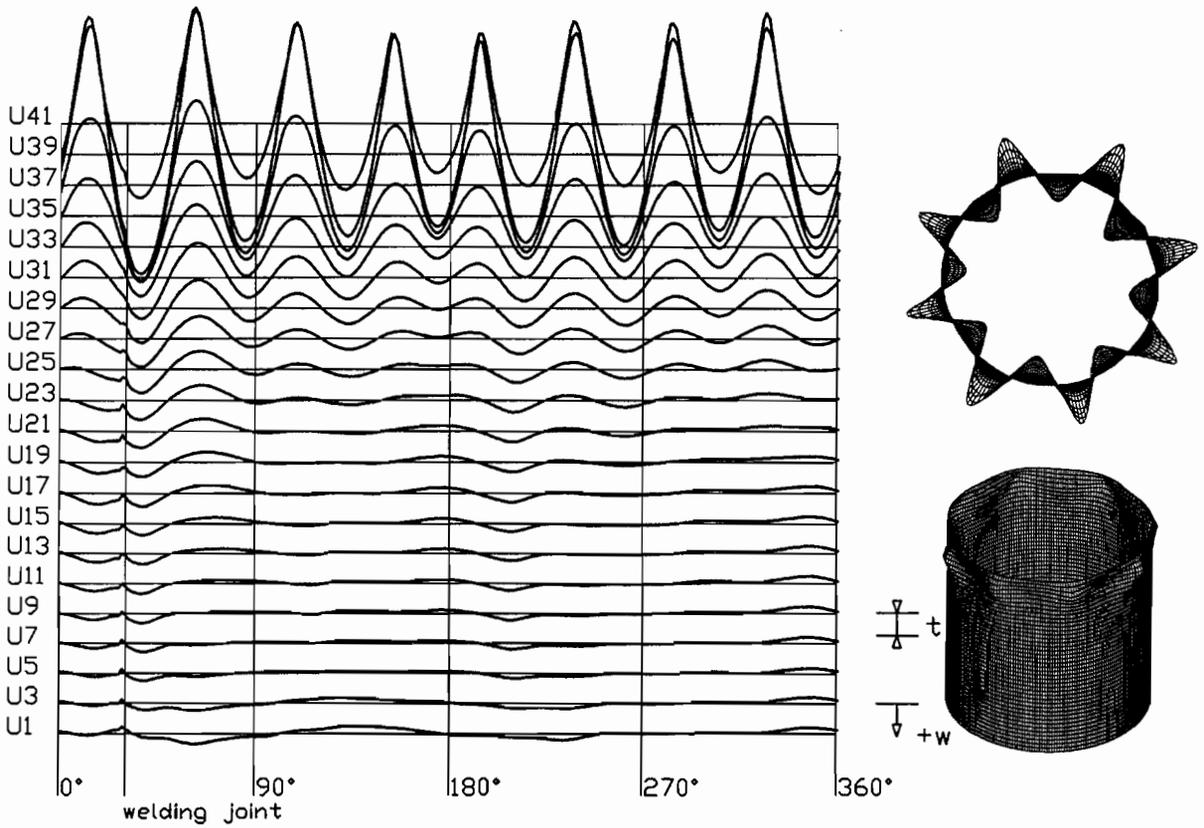
Geometrische Imperfektionen (oben) und bleibende Beulverformungen (unten) des Versuchskörpers T34 (AISI 316Ti, $r/t = 400$, 400°C)



Geometrische Imperfektionen (oben) und bleibende Beulverformungen (unten) des Versuchskörpers T37 (AISI 316L, $r/t = 400$, 400°C)

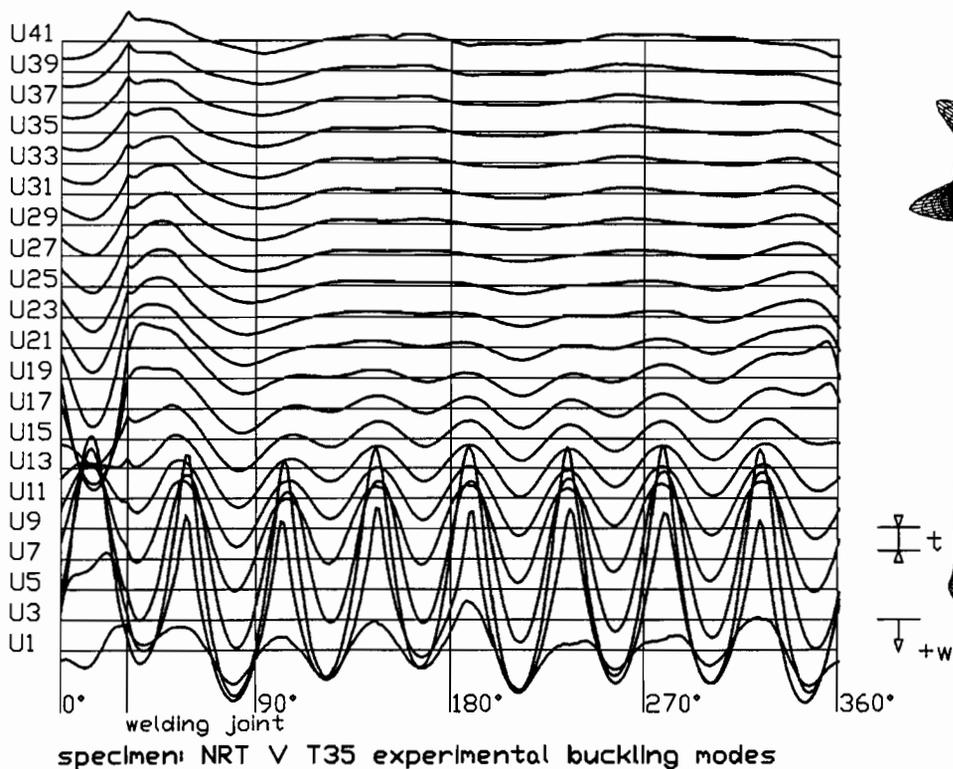
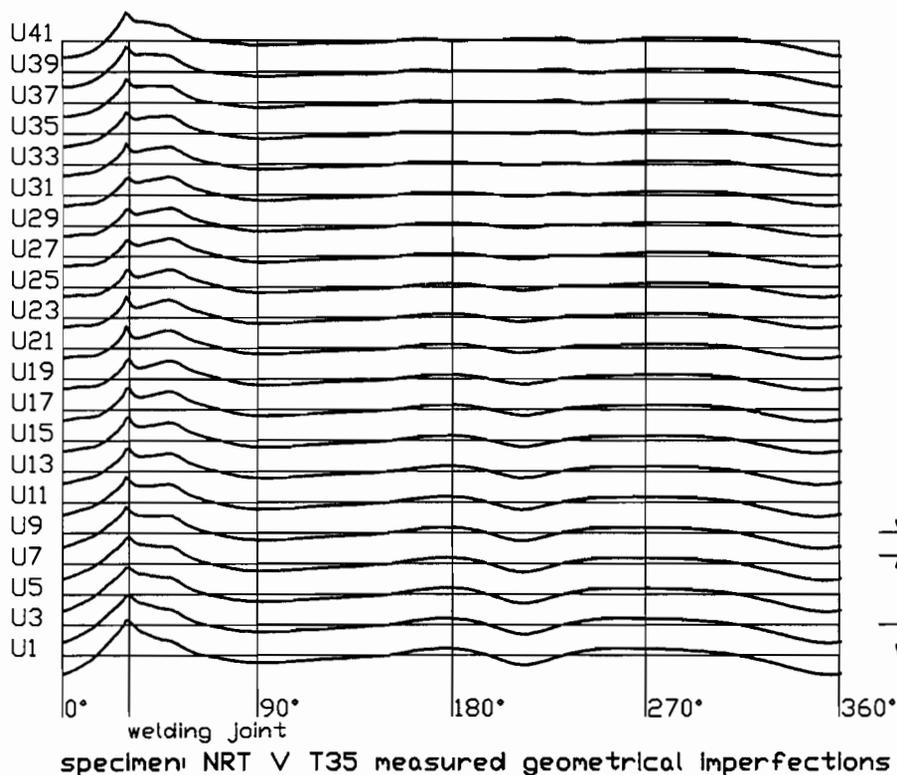


specimen: NRT XX T32 measured geometrical Imperfections

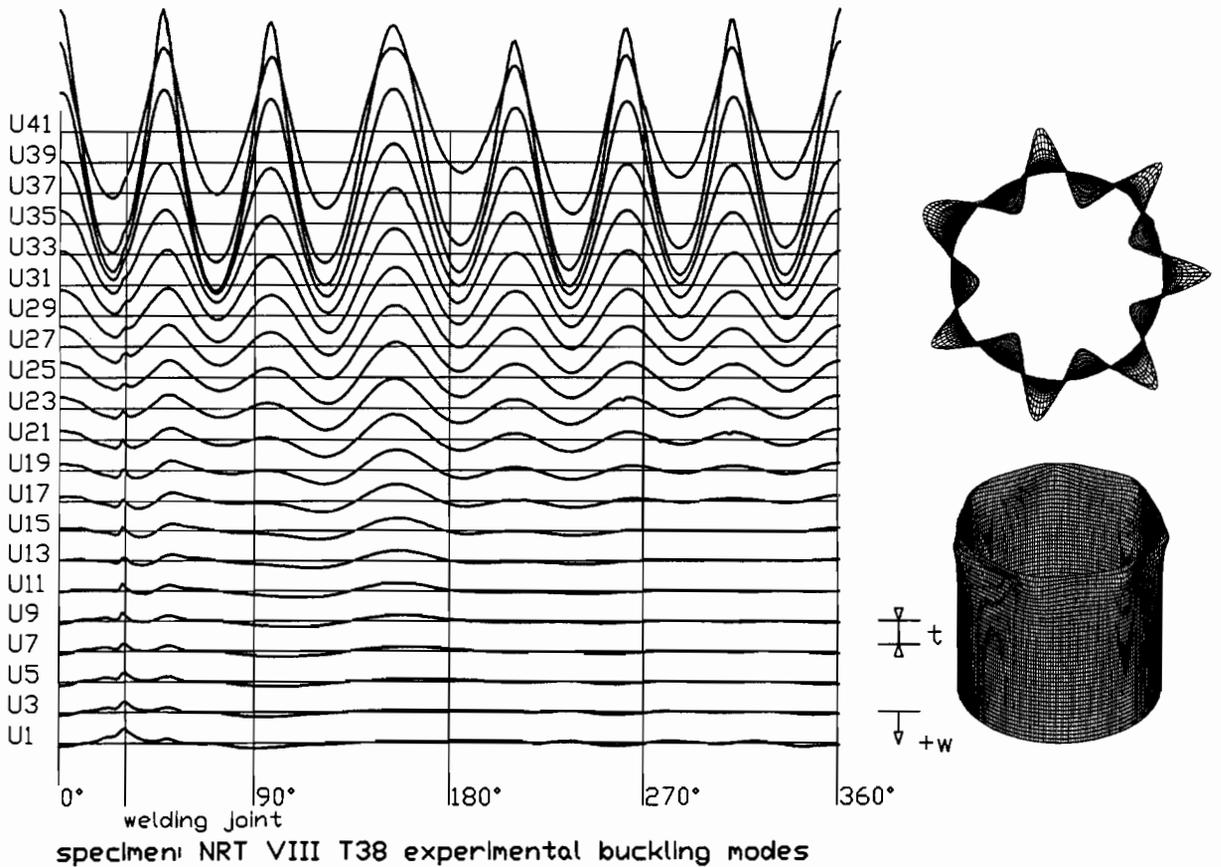
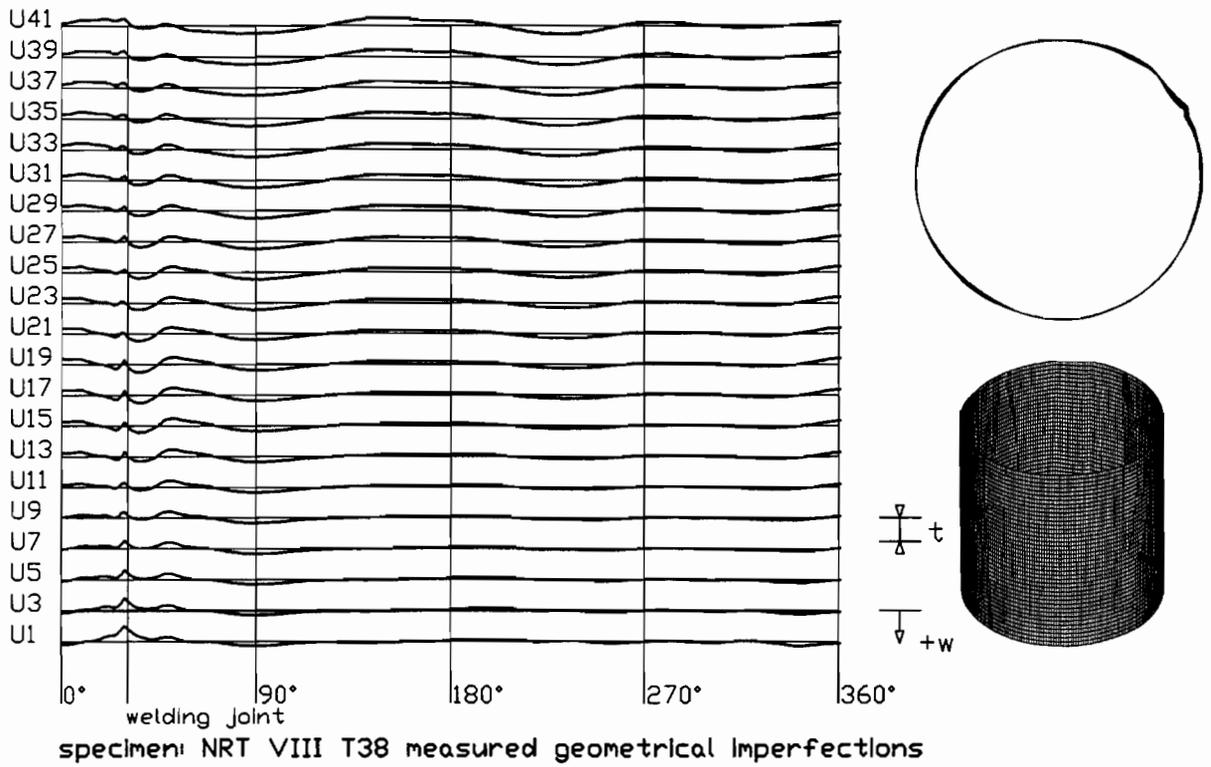


specimen: NRT XX T32 experimental buckling modes

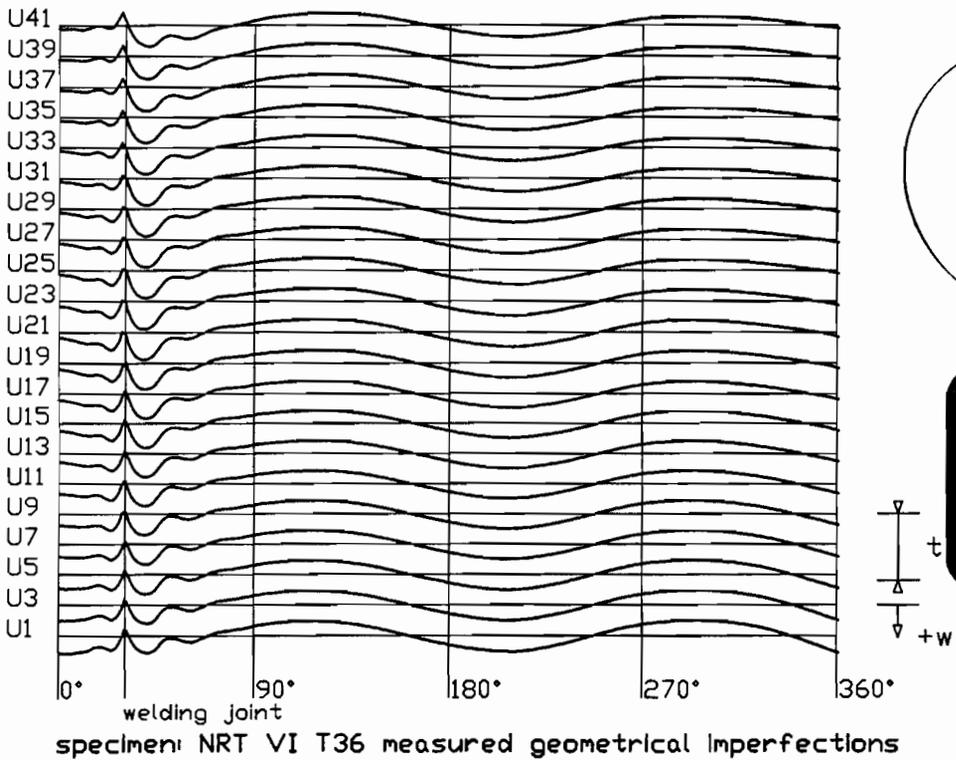
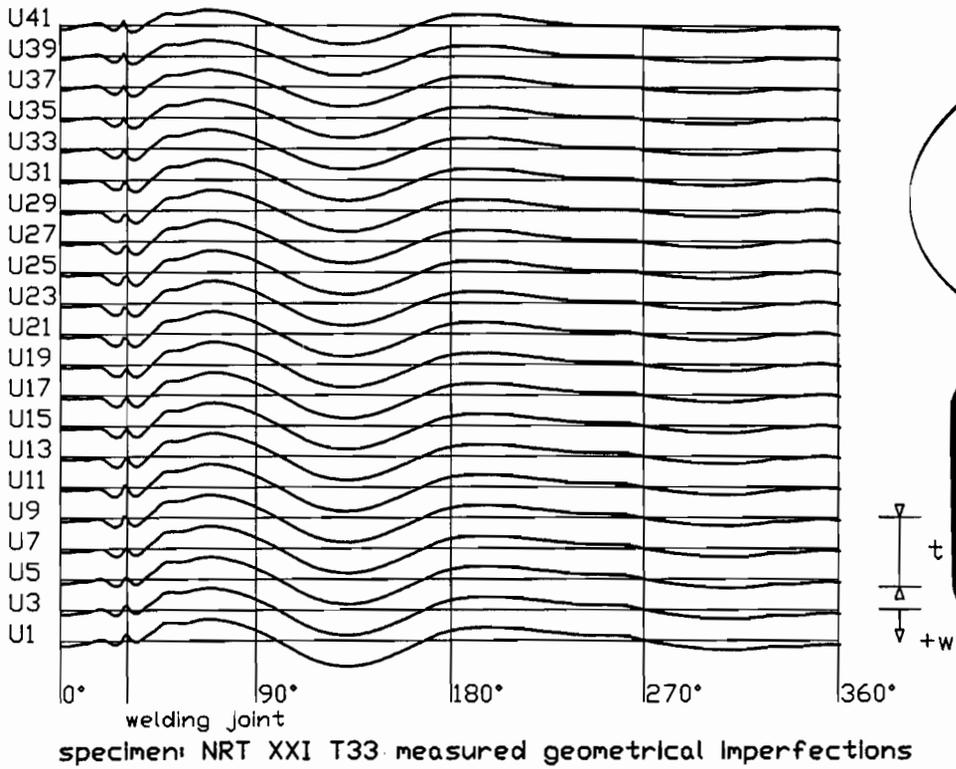
Geometrische Imperfektionen (oben) und bleibende Beulverformungen (unten)
des Versuchskörpers T32 (AISI 304, $r/t = 150$, 400°C)



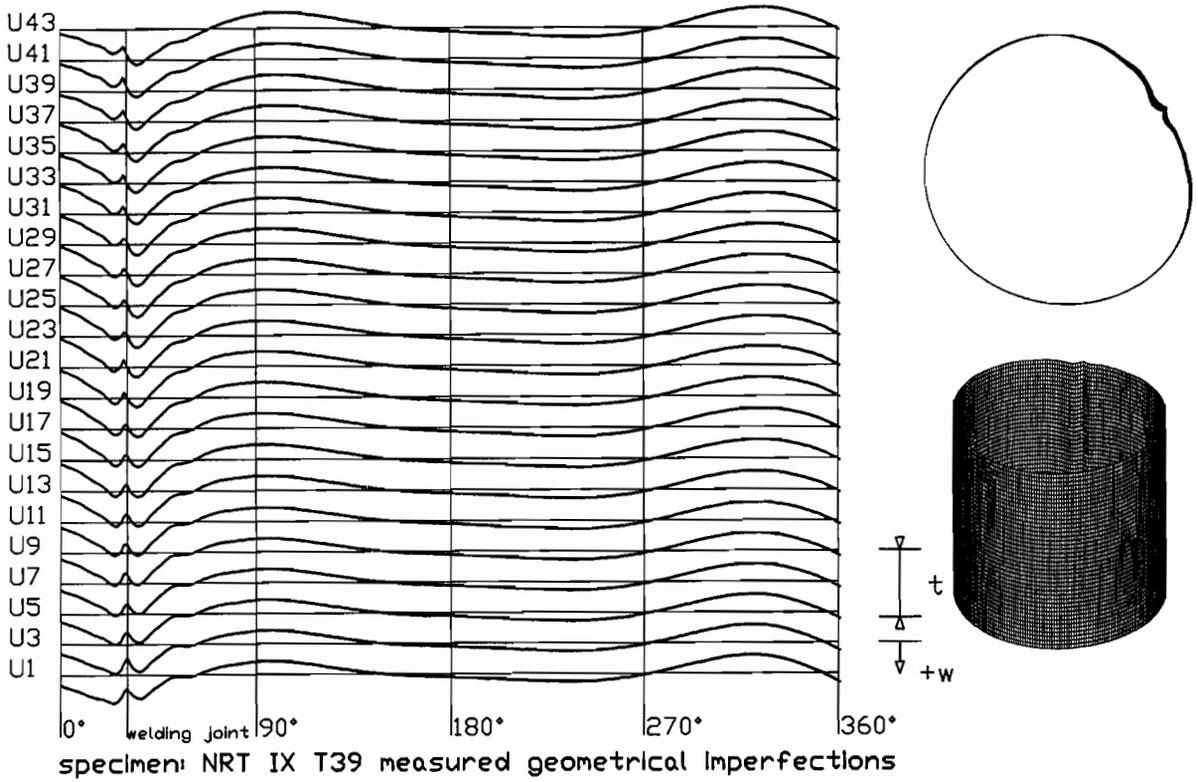
Geometrische Imperfektionen (oben) und bleibende Beulverformungen (unten) des Versuchskörpers T35 (AISI 316Ti, $r/t = 150$, 400°C)

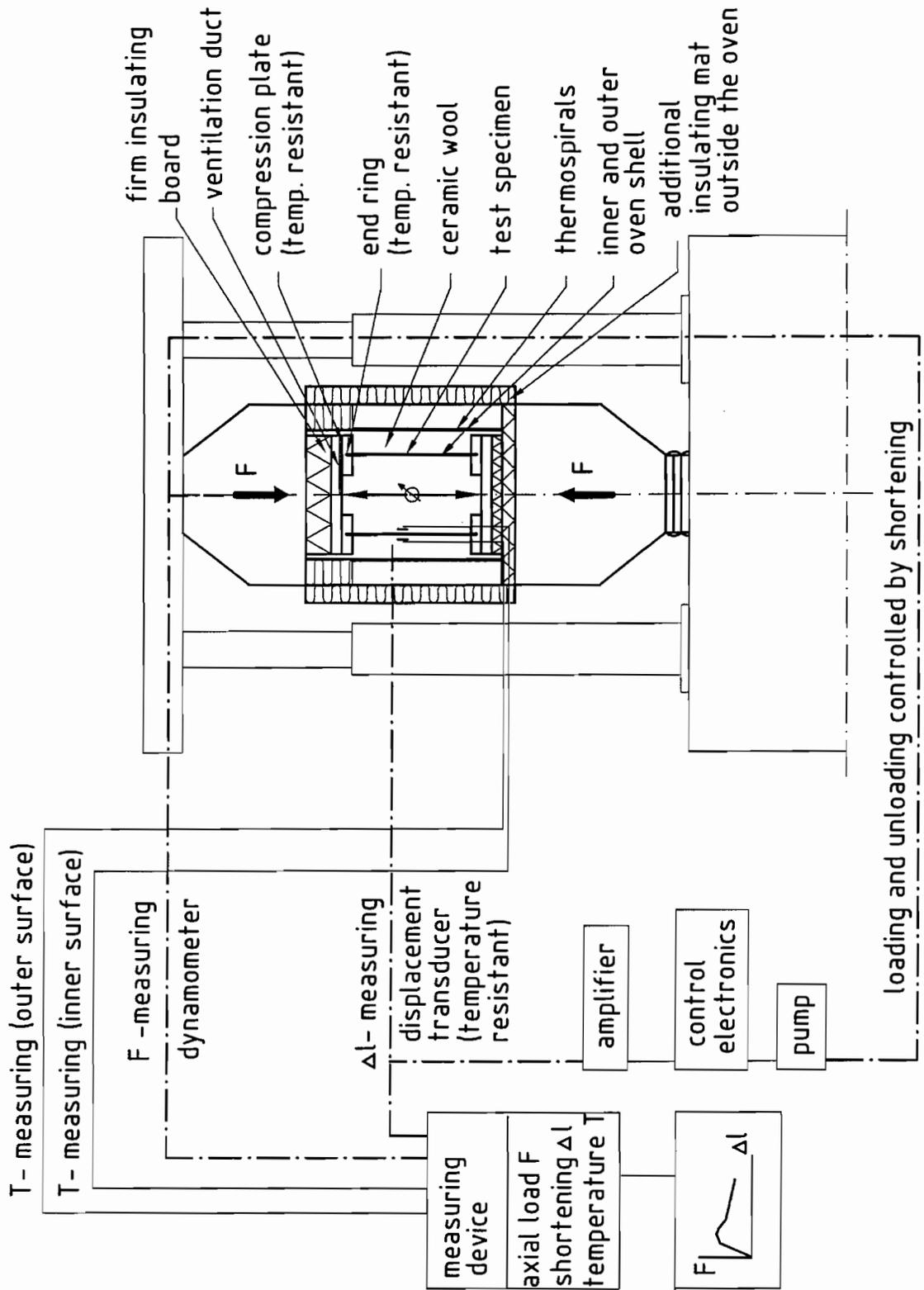


Geometrische Imperfektionen (oben) und bleibende Beulverformungen (unten) des Versuchskörpers T38 (AISI 316L, $r/t = 150$, 400°C)

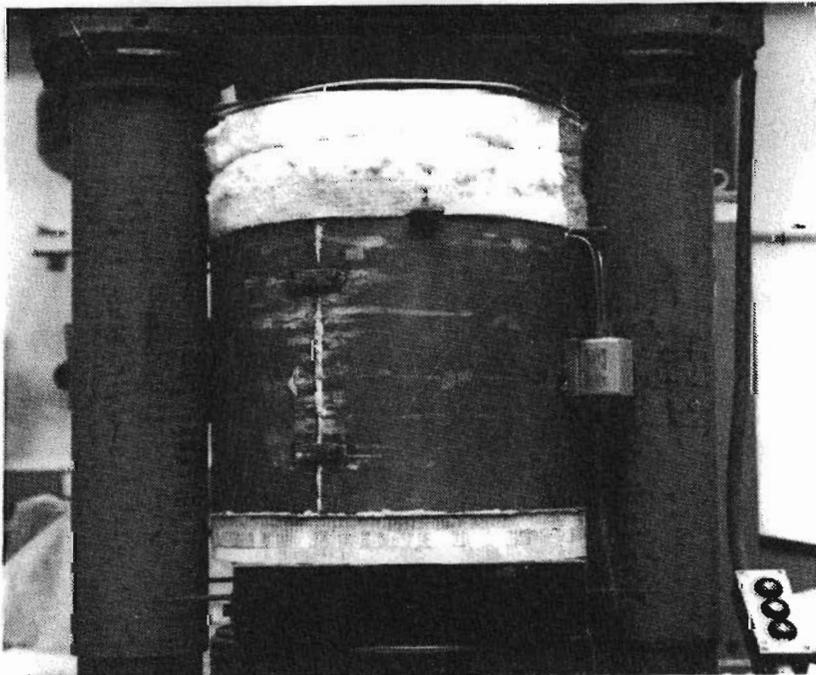
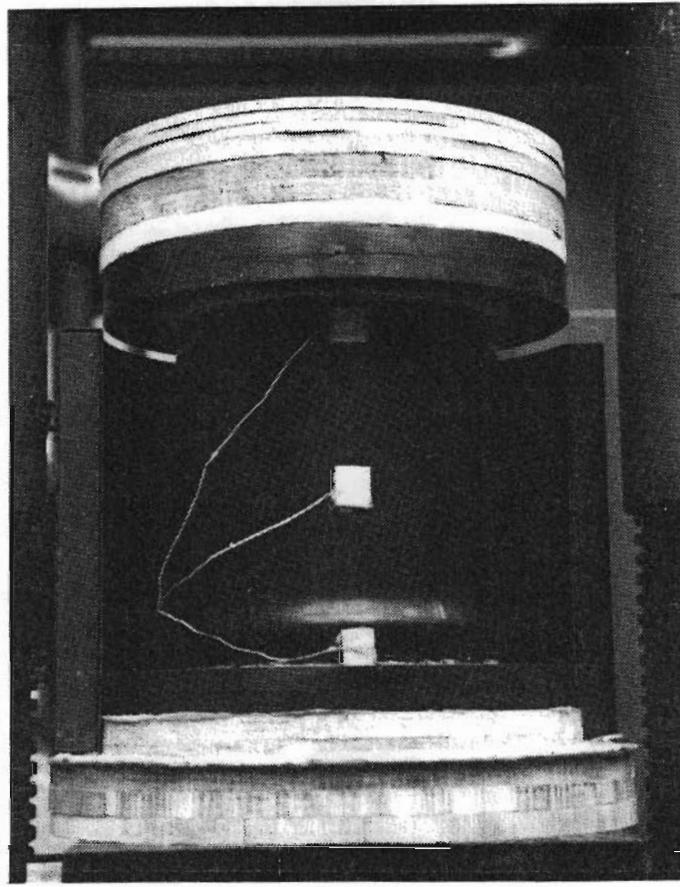


Geometrische Imperfektionen der Versuchskörper T33 (AISI 304)
und T36 (AISI 316Ti) - $r/t = 50$, 400°C

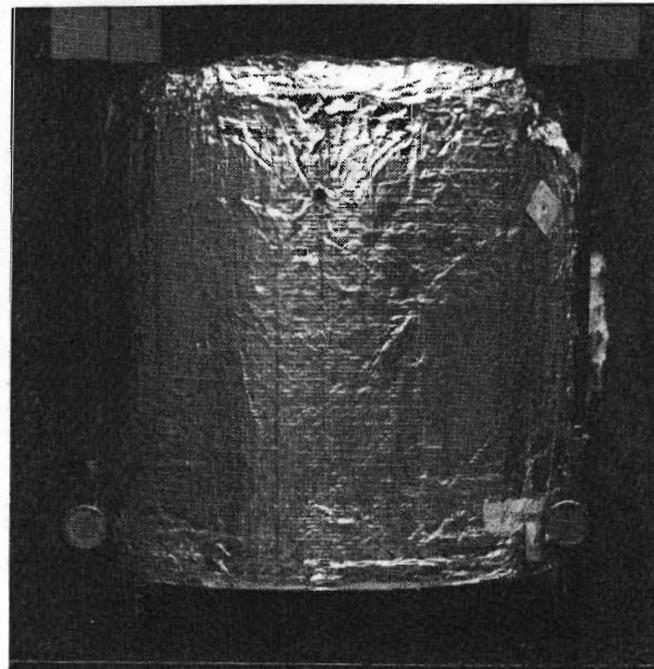
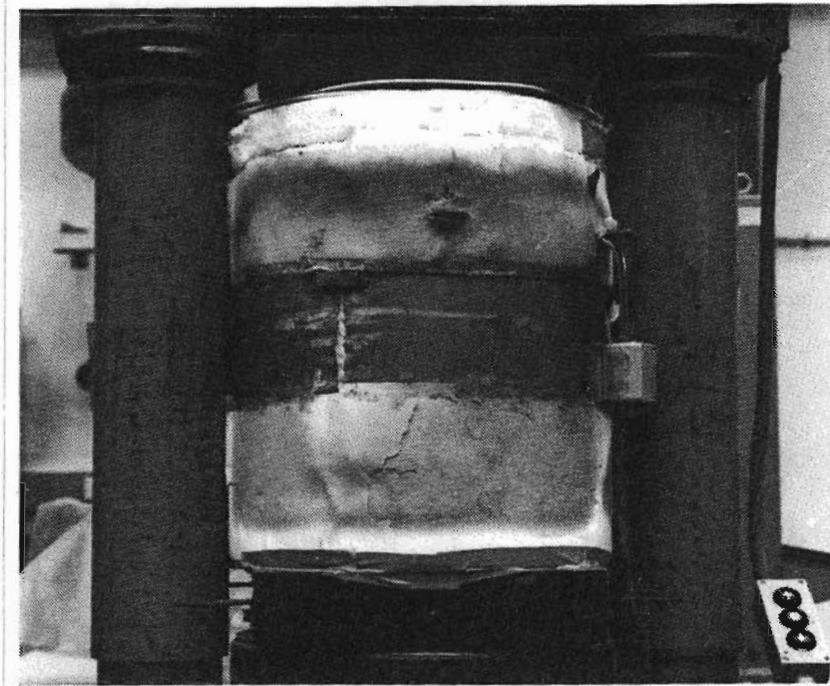




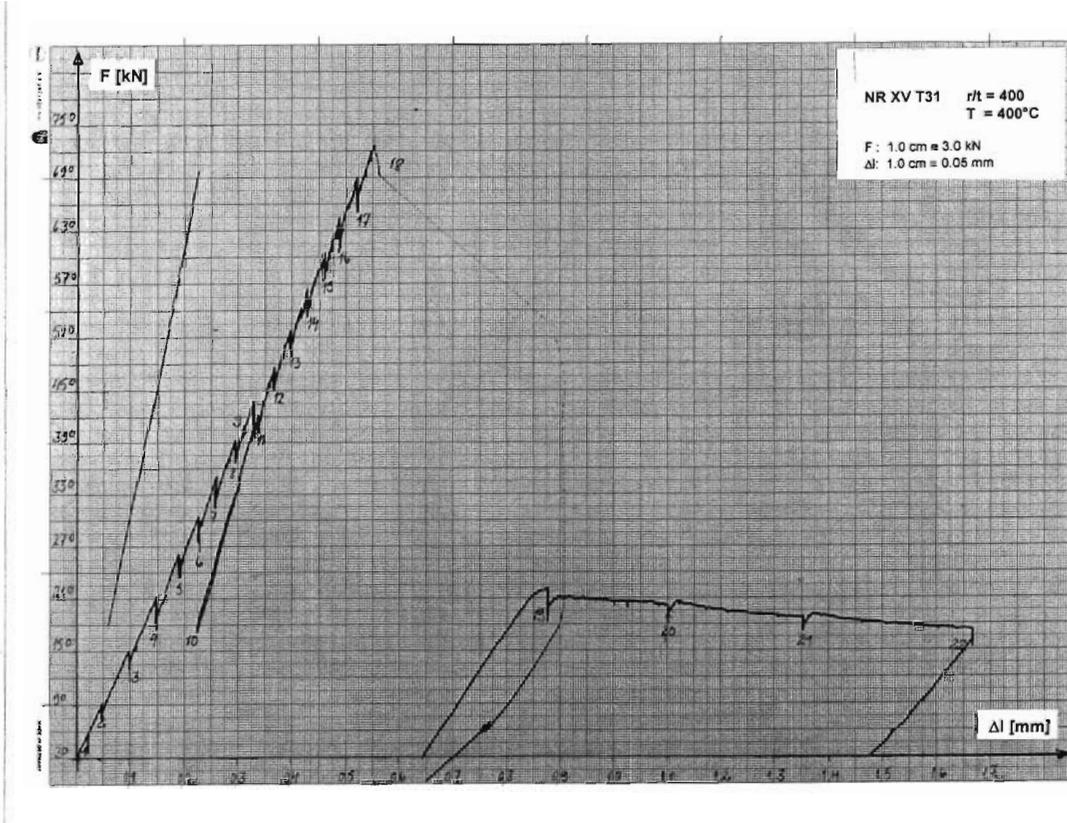
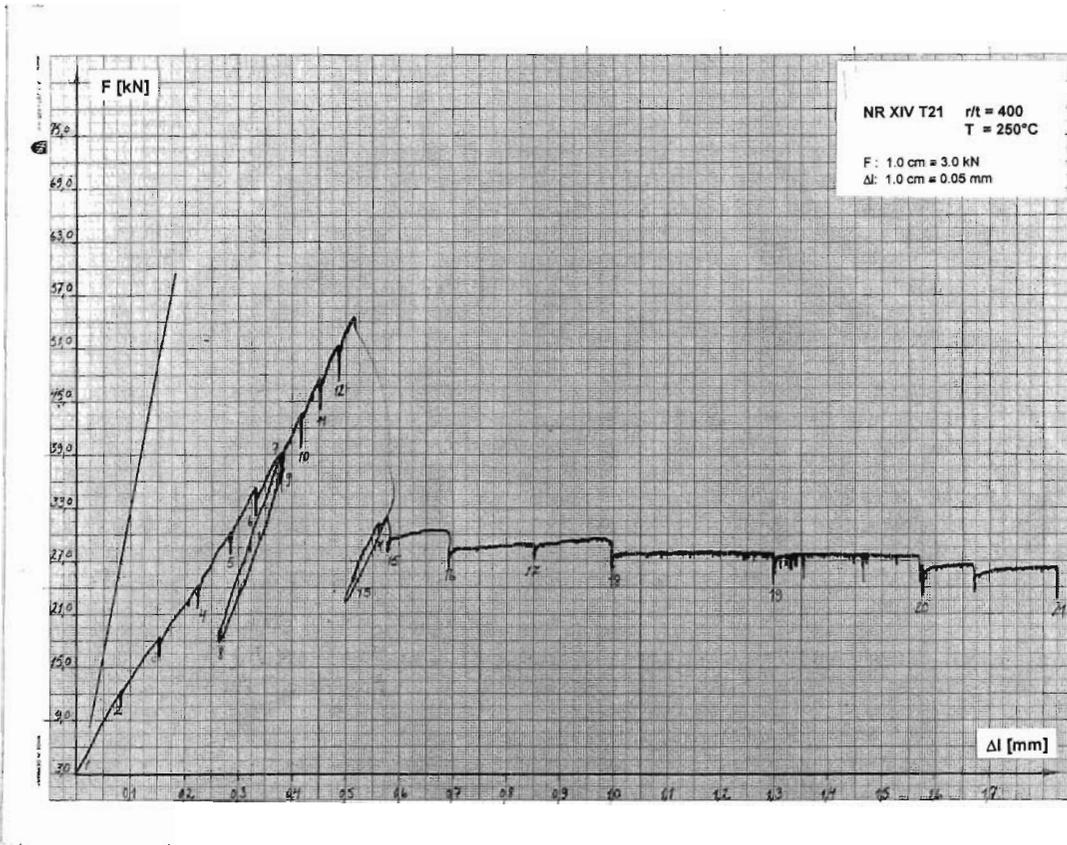
Versuchsaufbau für Axialbeulversuche unter erhöhten Temperaturen - schematisch



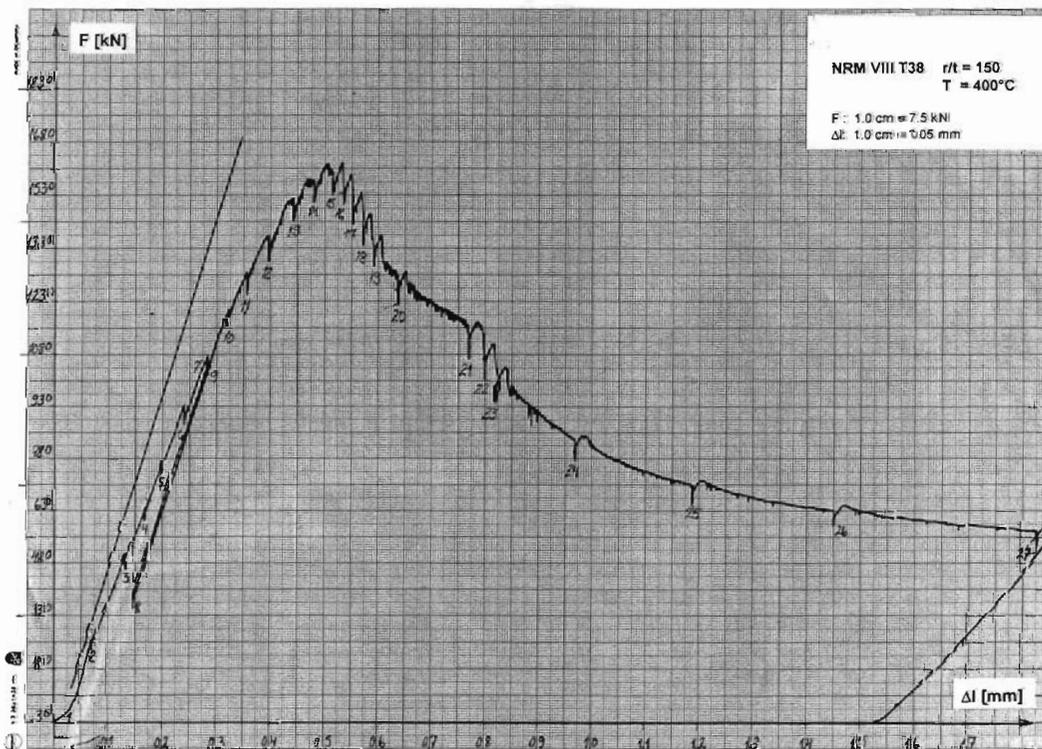
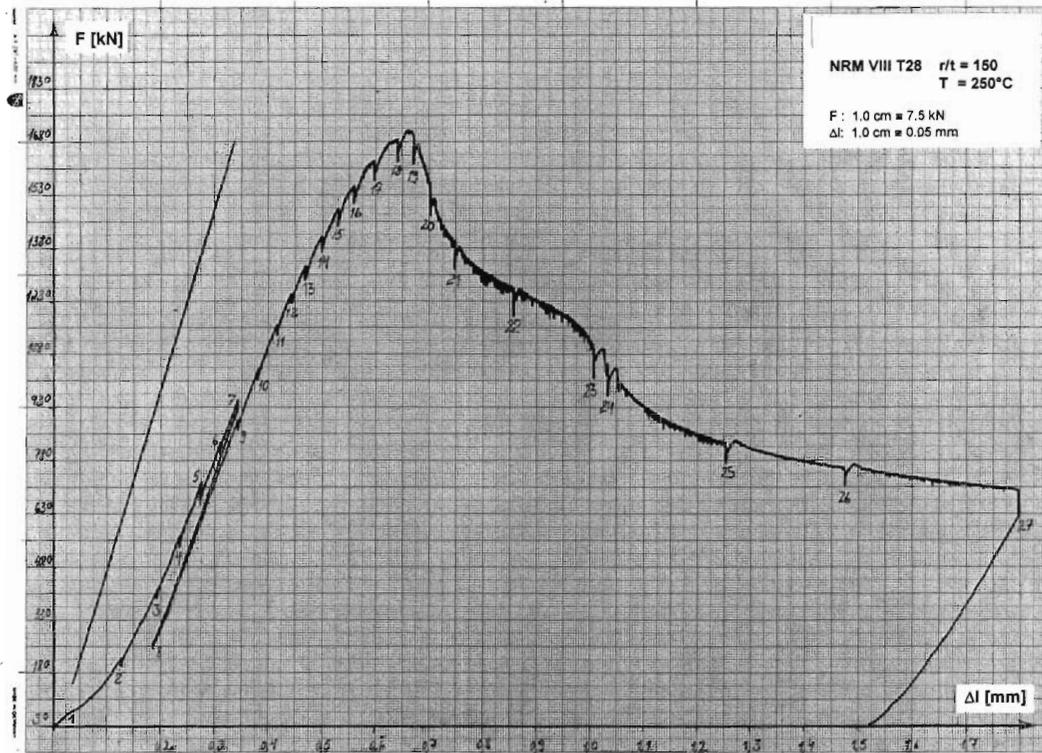
Versuchsaufbau für Axialbeulversuche unter erhöhten Temperaturen - Fotos



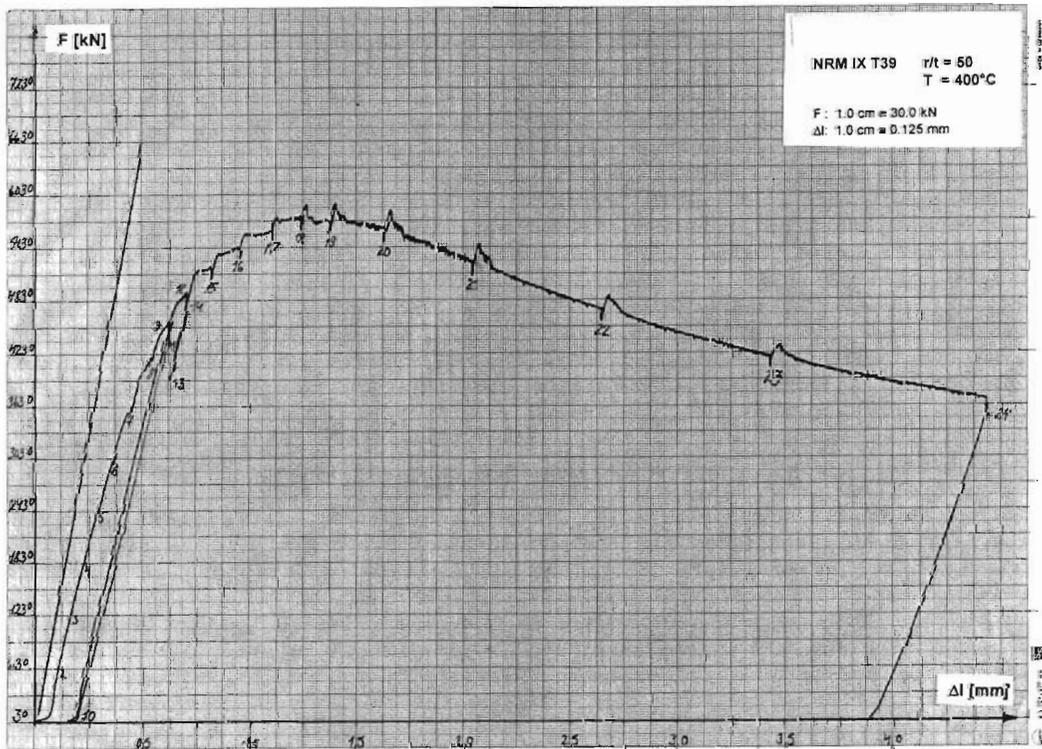
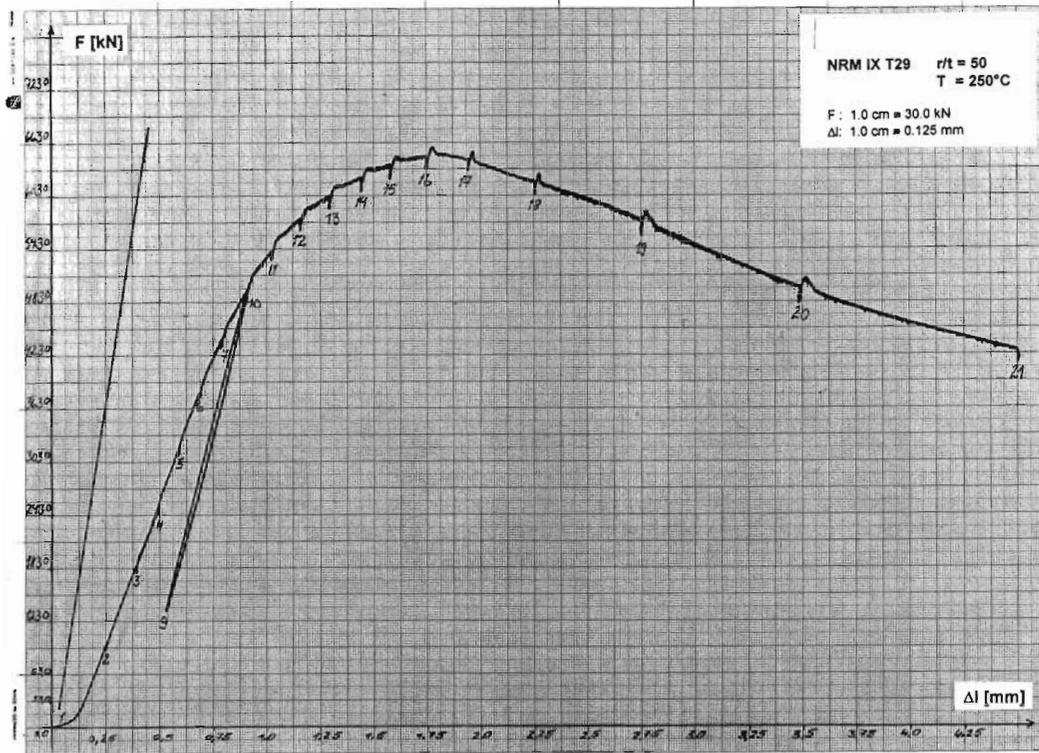
Versuchsaufbau für Axialbeulversuche unter erhöhten Temperaturen - Fotos



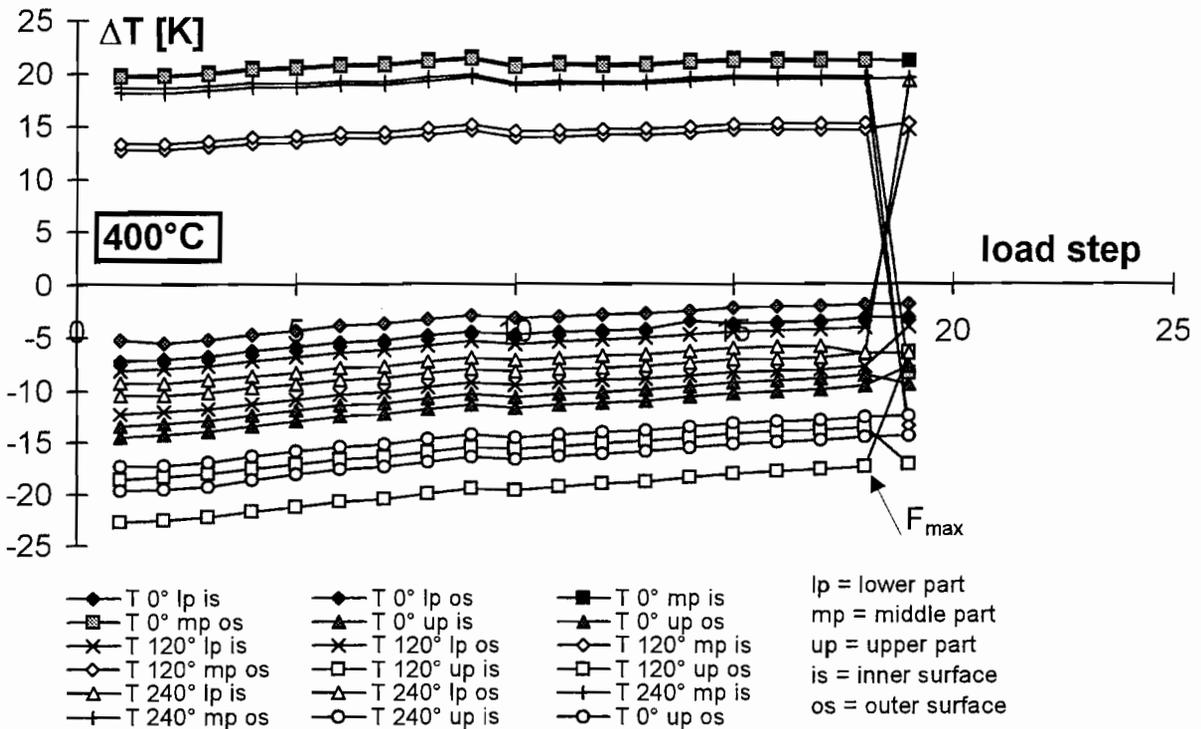
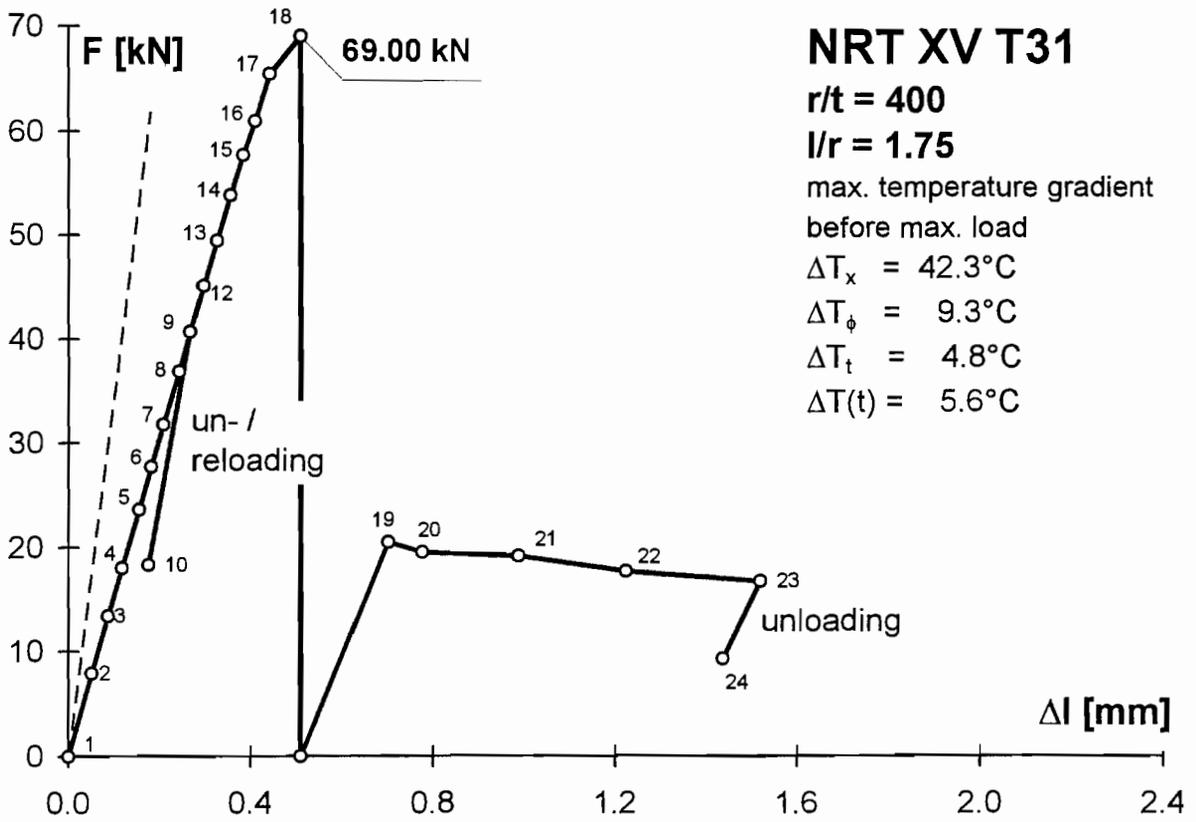
Typische mitgeschriebene Axiallast-Verkürzung-Kurven bei 250°C und 400°C für $r/t = 400$.



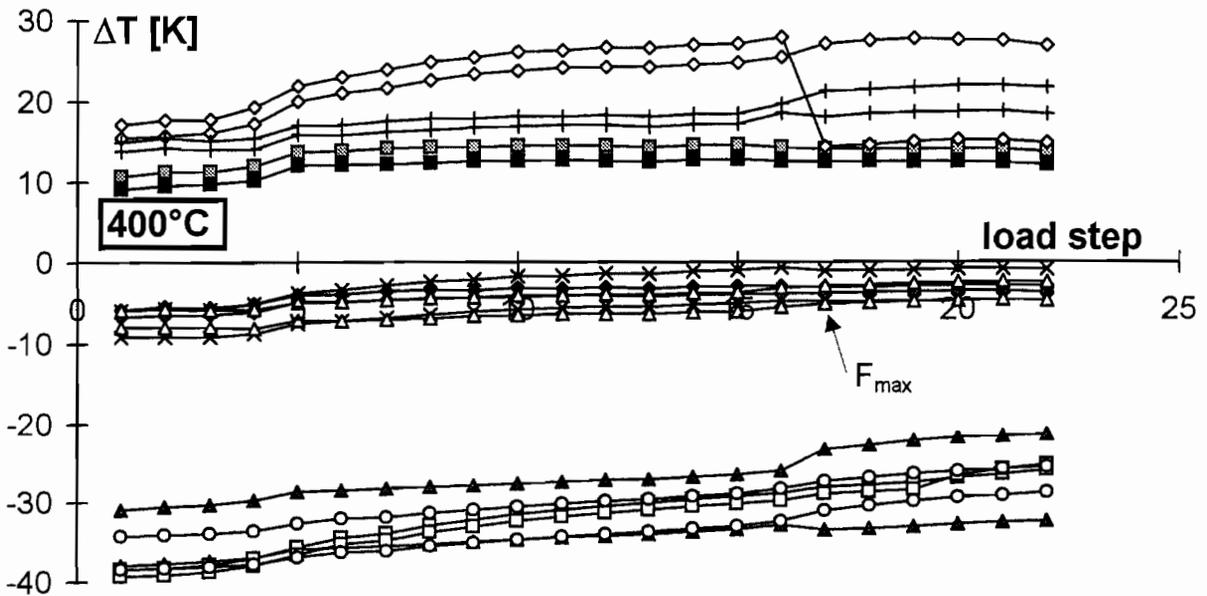
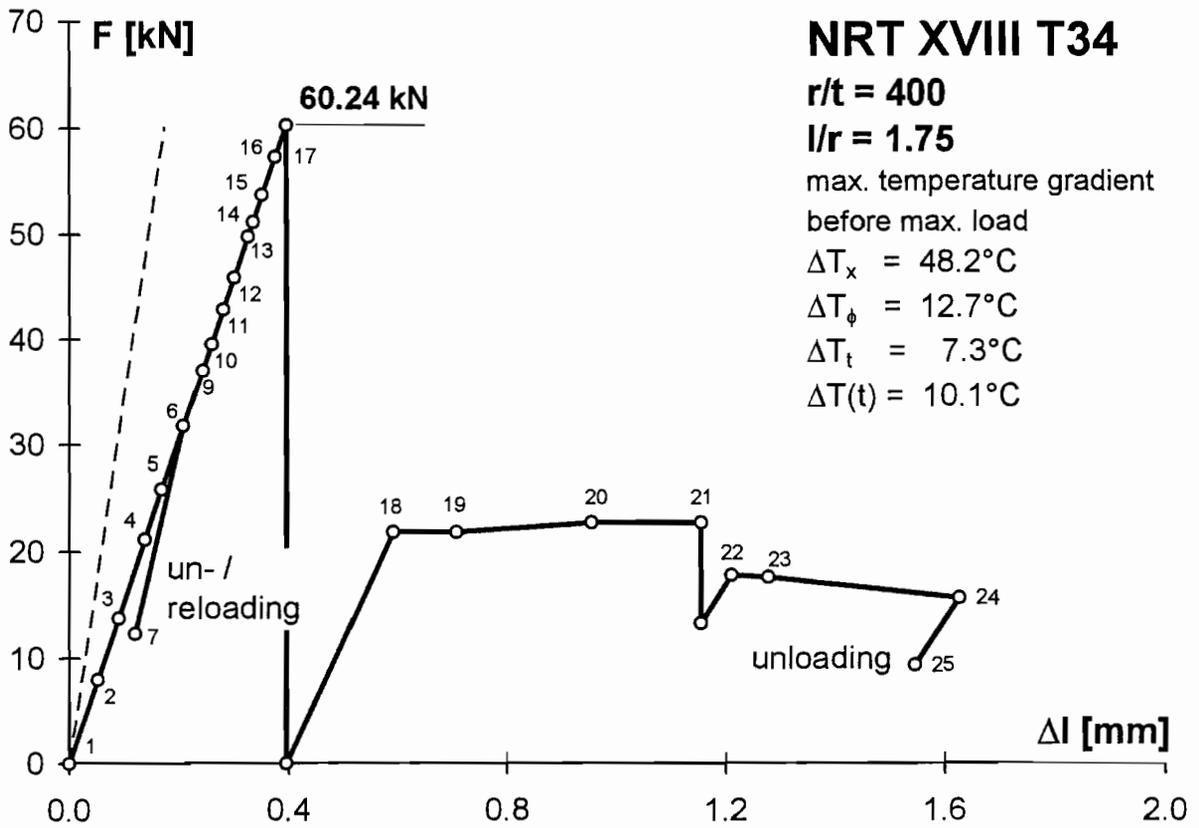
Typische mitgeschriebene Axiallast-Verkürzung-Kurven bei 250°C und 400°C für $r/t = 150$.



Typische mitgeschriebene Axiallast-Verkürzung-Kurven bei 250°C und 400°C für $r/t = 50$.

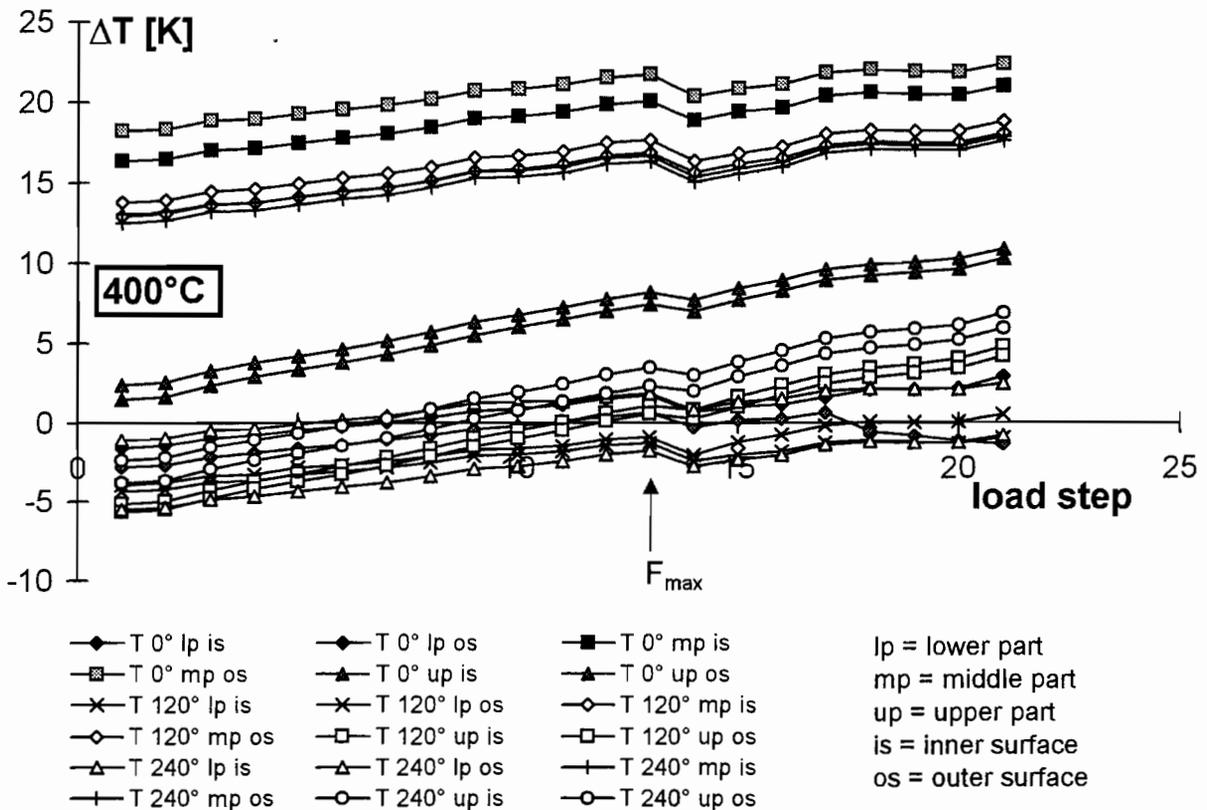
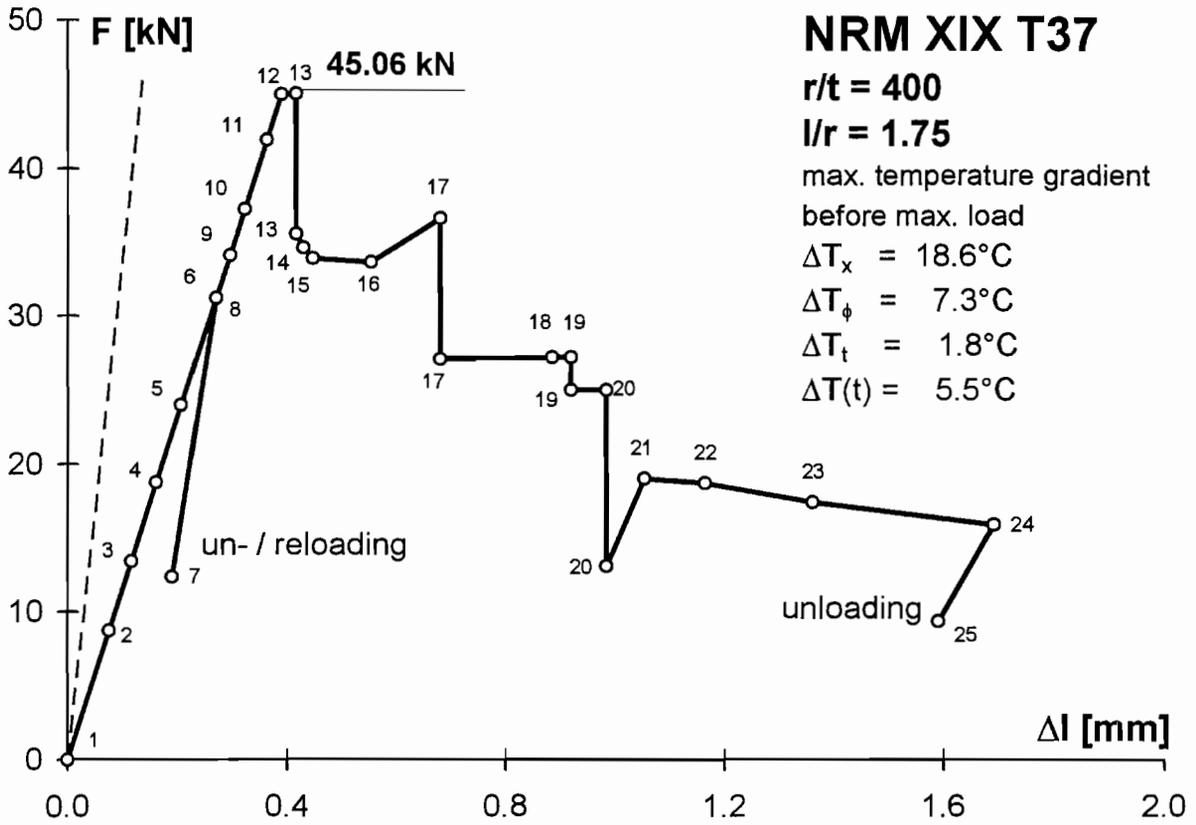


Axiallast-Verkürzung-Kurve und Temperatur-Lastschritt-Kurven des Versuchskörpers T31 (AISI 304, $r/t = 400$, 400°C)

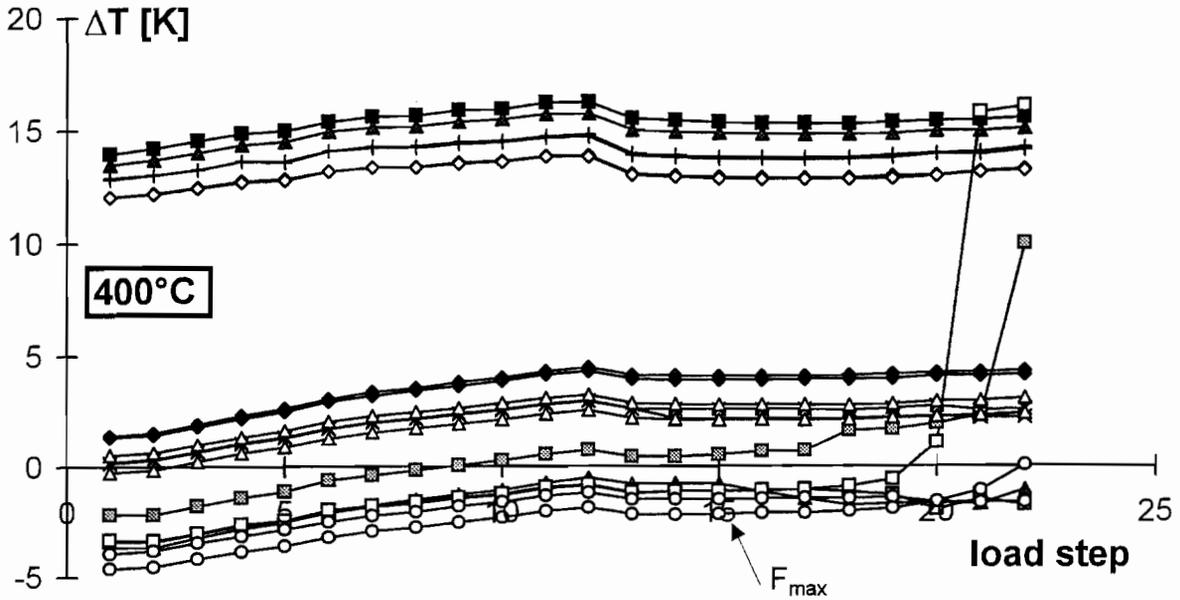
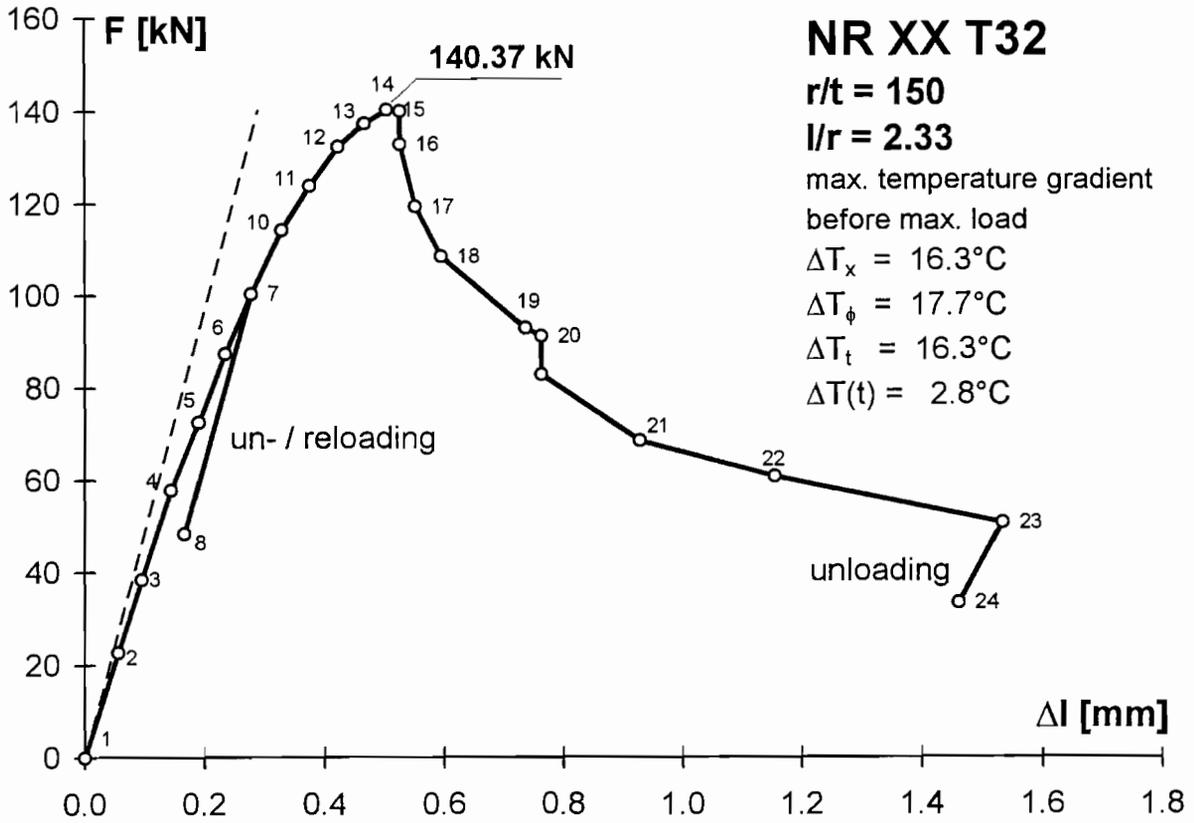


- | | | | |
|----------------|----------------|----------------|--|
| ◆ T 0° lp is | ◆ T 0° lp os | ■ T 0° mp is | lp = lower part
mp = middle part
up = upper part
is = inner surface
os = outer surface |
| ■ T 0° mp os | ▲ T 0° up is | ▲ T 0° up os | |
| × T 120° lp is | × T 120° lp os | ◇ T 120° mp is | |
| ◇ T 120° mp os | □ T 120° up is | □ T 120° up os | |
| △ T 240° lp is | △ T 240° lp os | + T 240° mp is | |
| + T 240° mp os | ○ T 240° up is | ○ T 240° up os | |

Axiallast-Verkürzung-Kurve und Temperatur-Lastschritt-Kurven des Versuchskörpers T34 (AISI 316Ti, r/t = 400, 400°C)

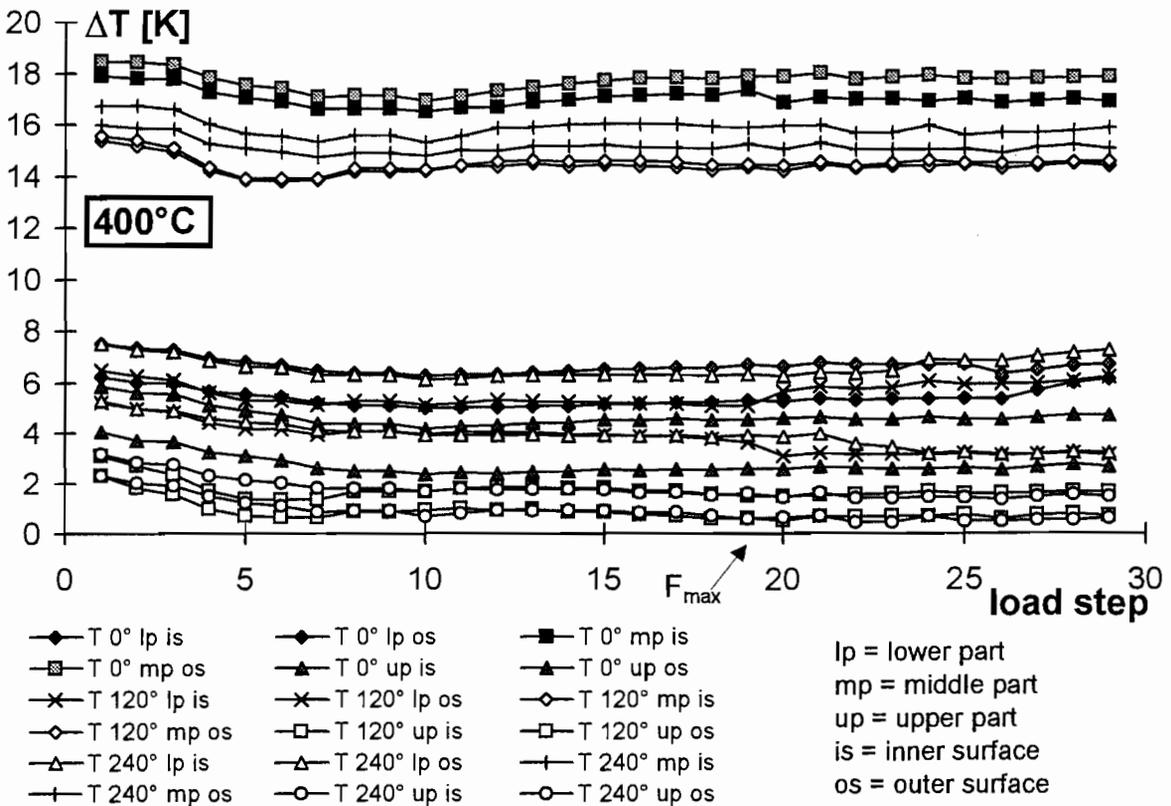
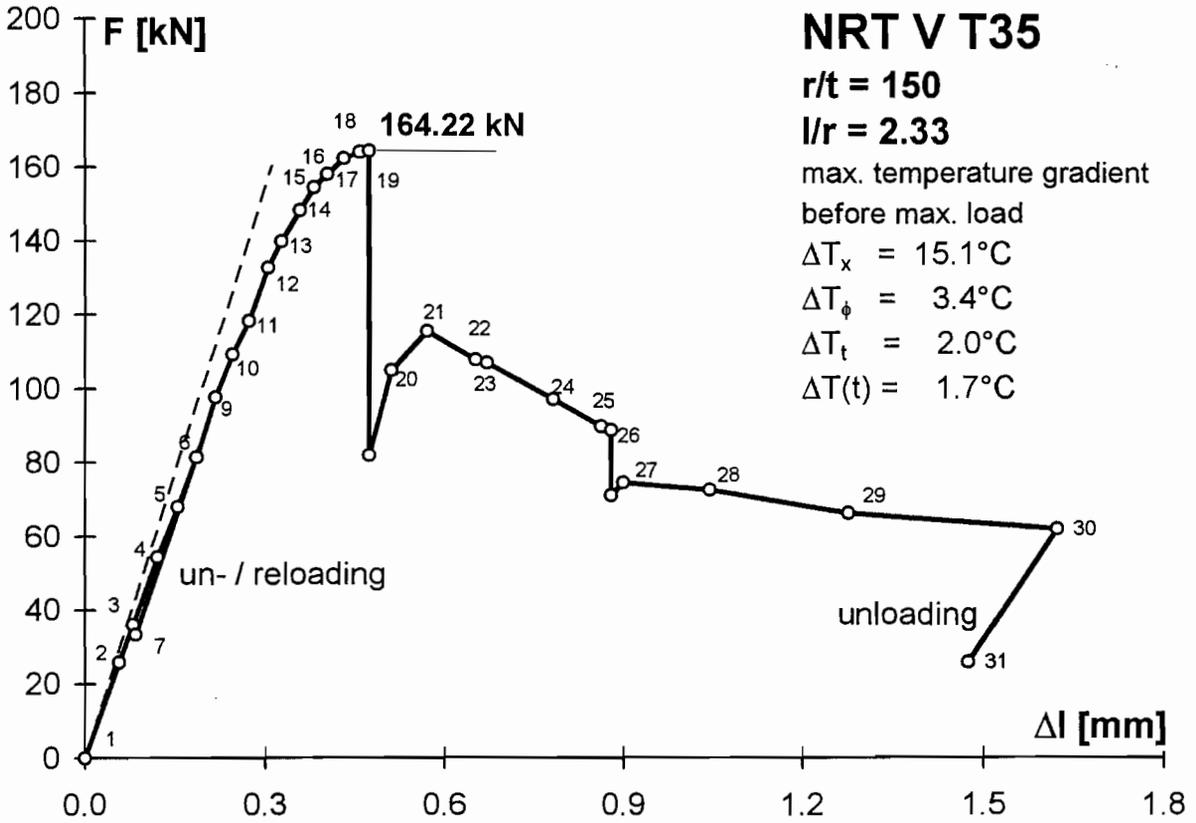


Axiallast-Verkürzung-Kurve und Temperatur-Lastschritt-Kurven des Versuchskörpers T37 (AISI 316L, $r/t = 400$, 400°C)

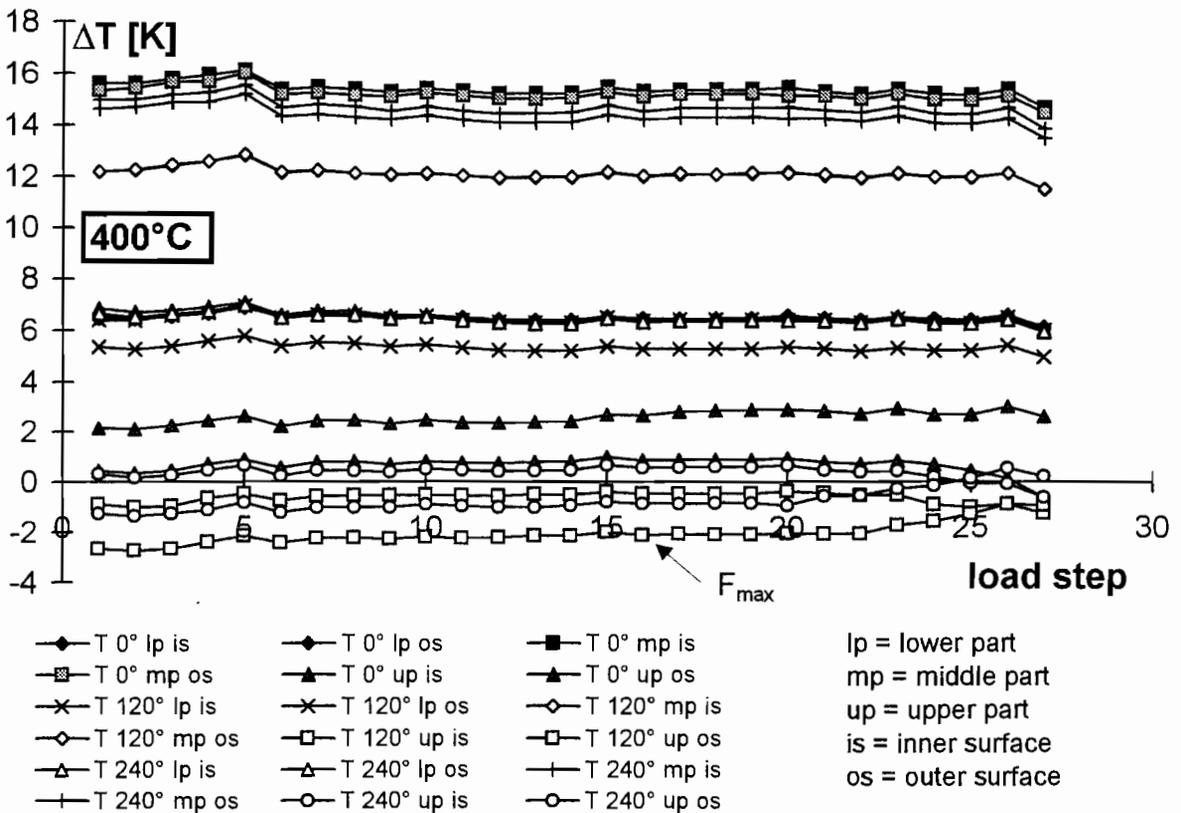
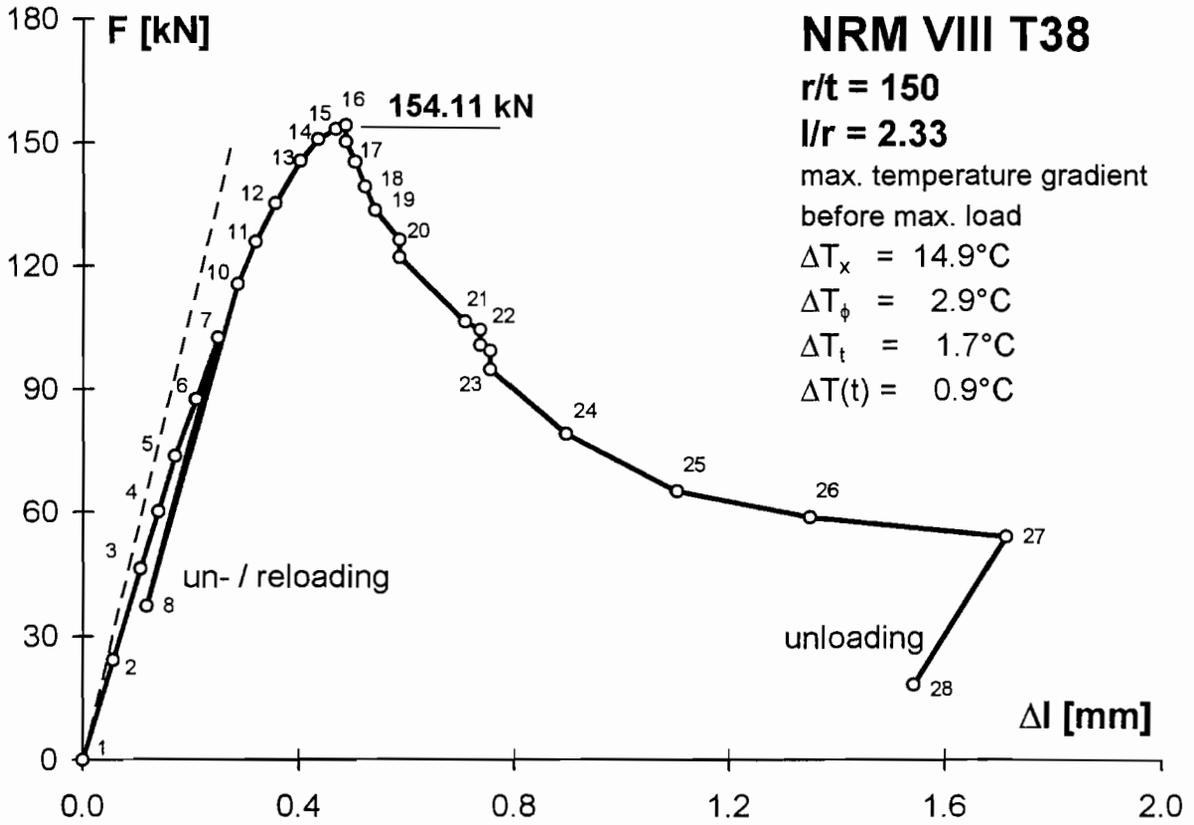


- | | | | |
|----------------|----------------|----------------|--|
| ◆ T 0° lp is | ◆ T 0° lp os | ■ T 0° mp is | lp = lower part
mp = middle part
up = upper part
is = inner surface
os = outer surface |
| ▣ T 0° mp os | ▲ T 0° up is | ▲ T 0° up os | |
| × T 120° lp is | × T 120° lp os | ◇ T 120° mp is | |
| ◇ T 120° mp os | □ T 120° up is | □ T 120° up os | |
| △ T 240° lp is | △ T 240° lp os | + T 240° mp is | |
| + T 240° mp os | ○ T 240° up is | ○ T 240° up os | |

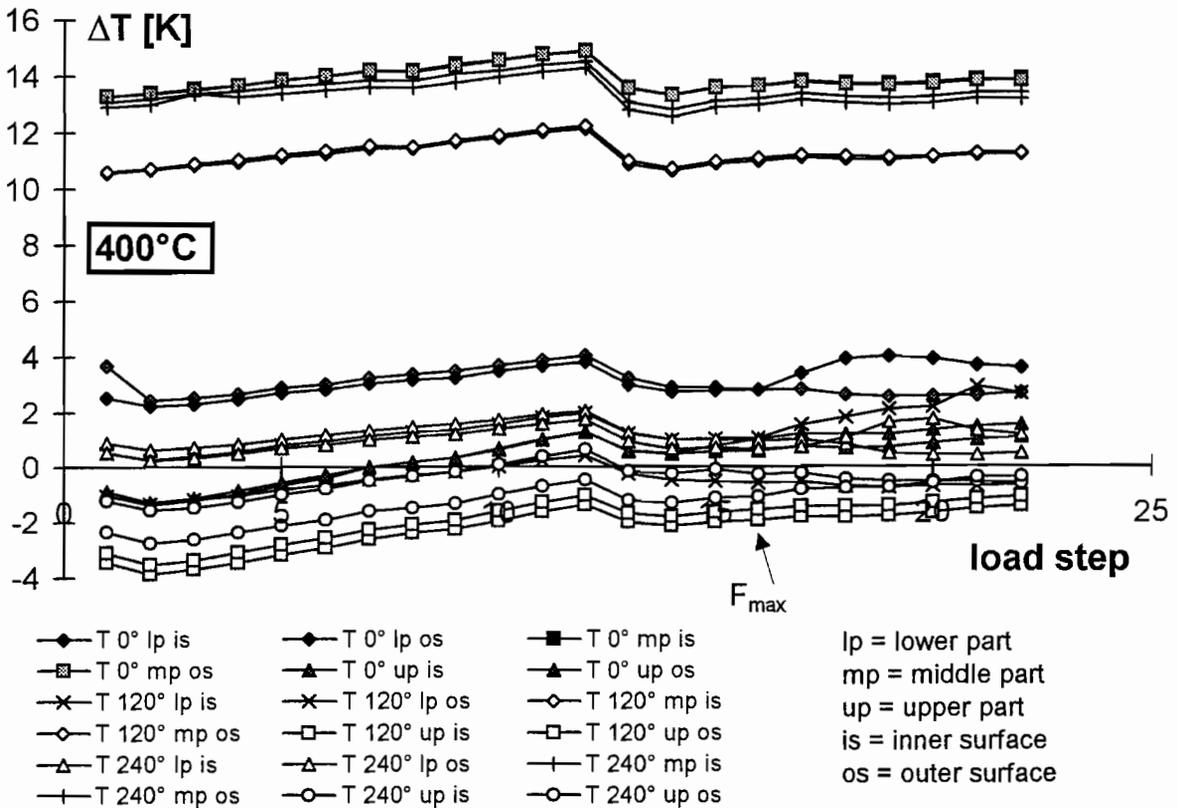
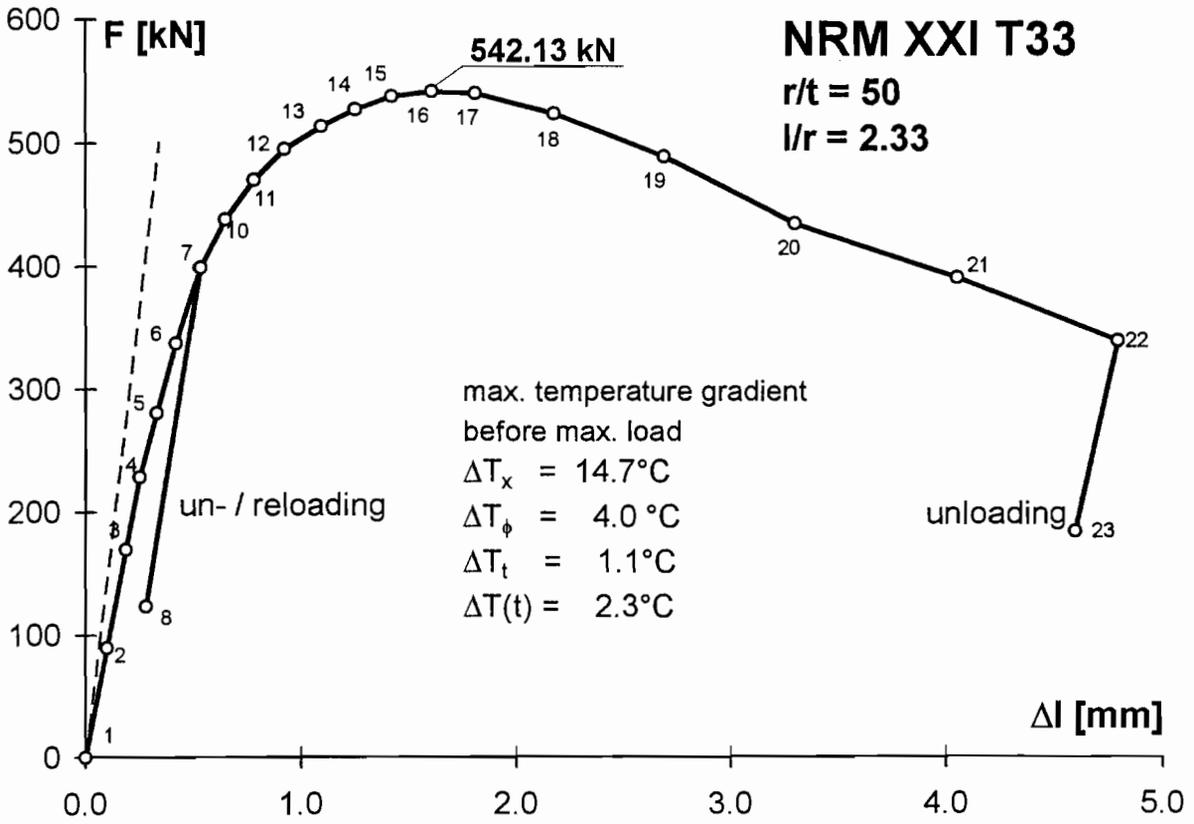
Axiallast-Verkürzung-Kurve und Temperatur-Lastschritt-Kurven des Versuchskörpers T32 (AISI 304, r/t = 150, 400°C)



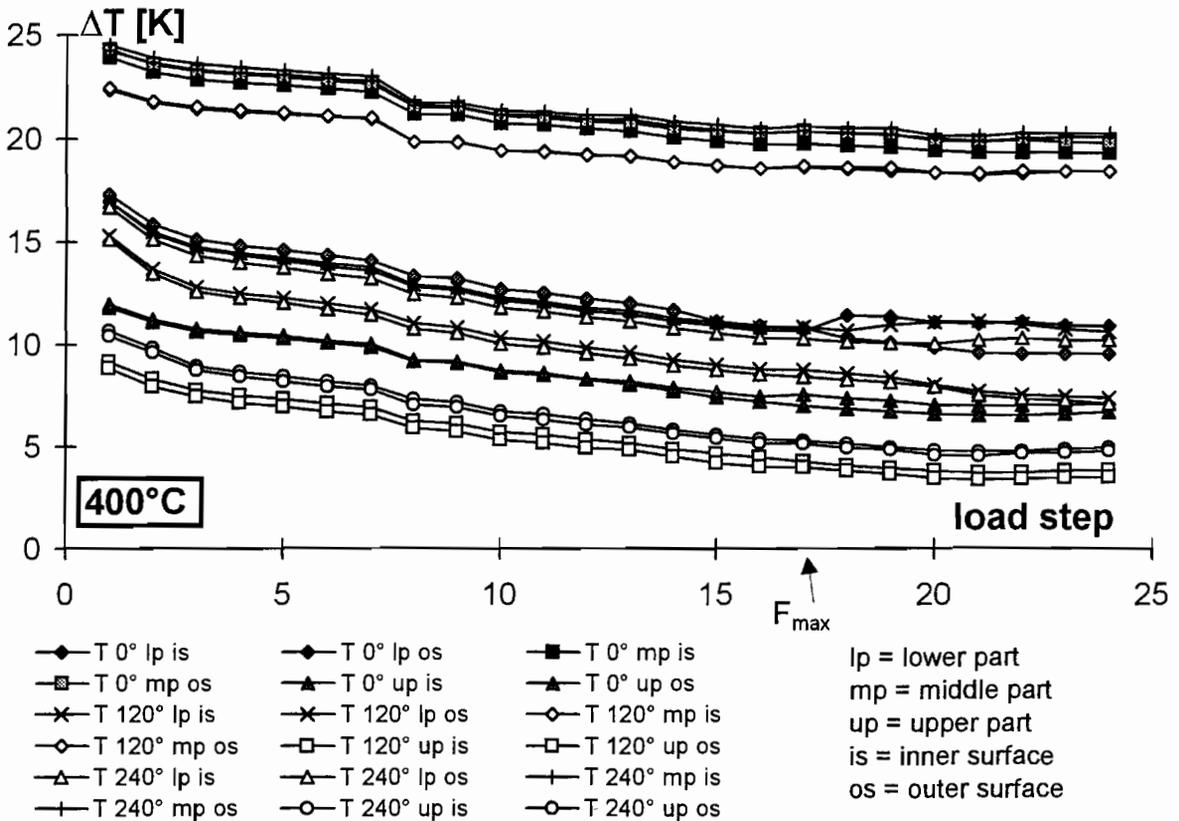
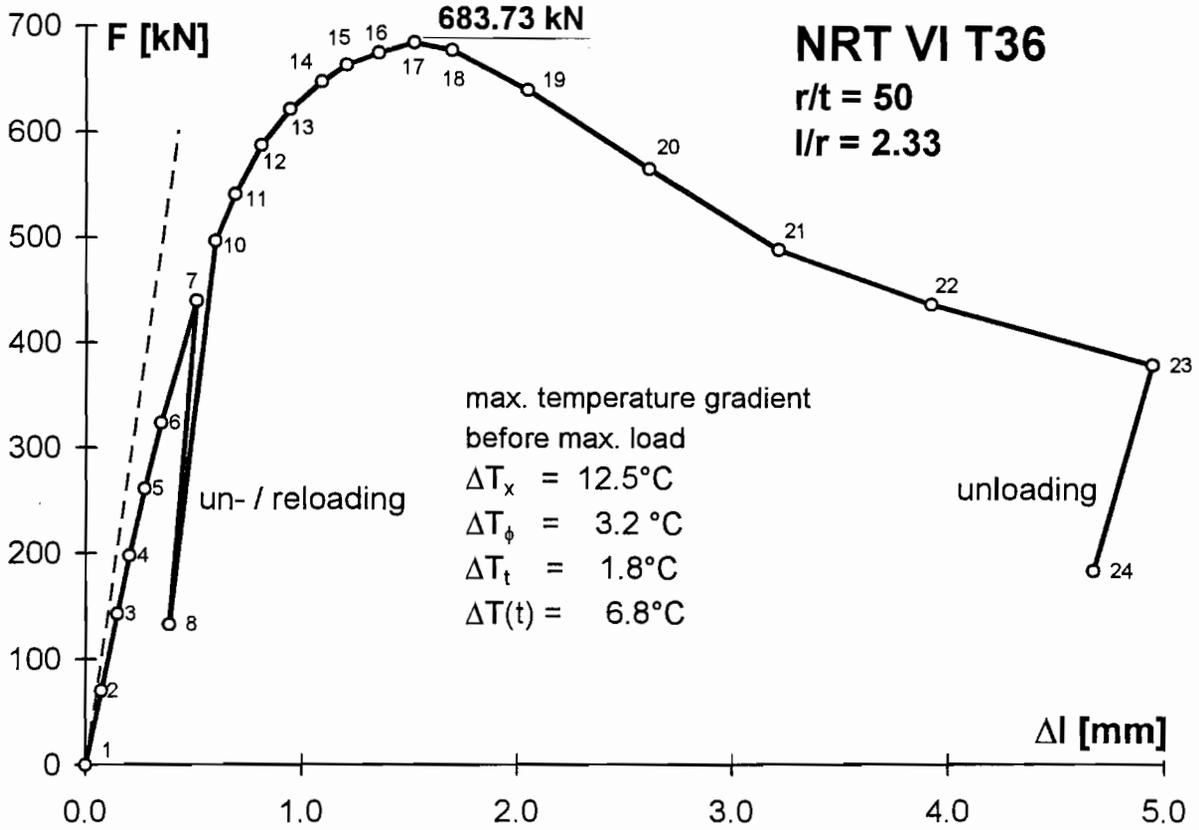
Axiallast-Verkürzung-Kurve und Temperatur-Lastschritt-Kurven des Versuchskörpers T35 (AISI 316Ti, $r/t = 150$, 400°C)



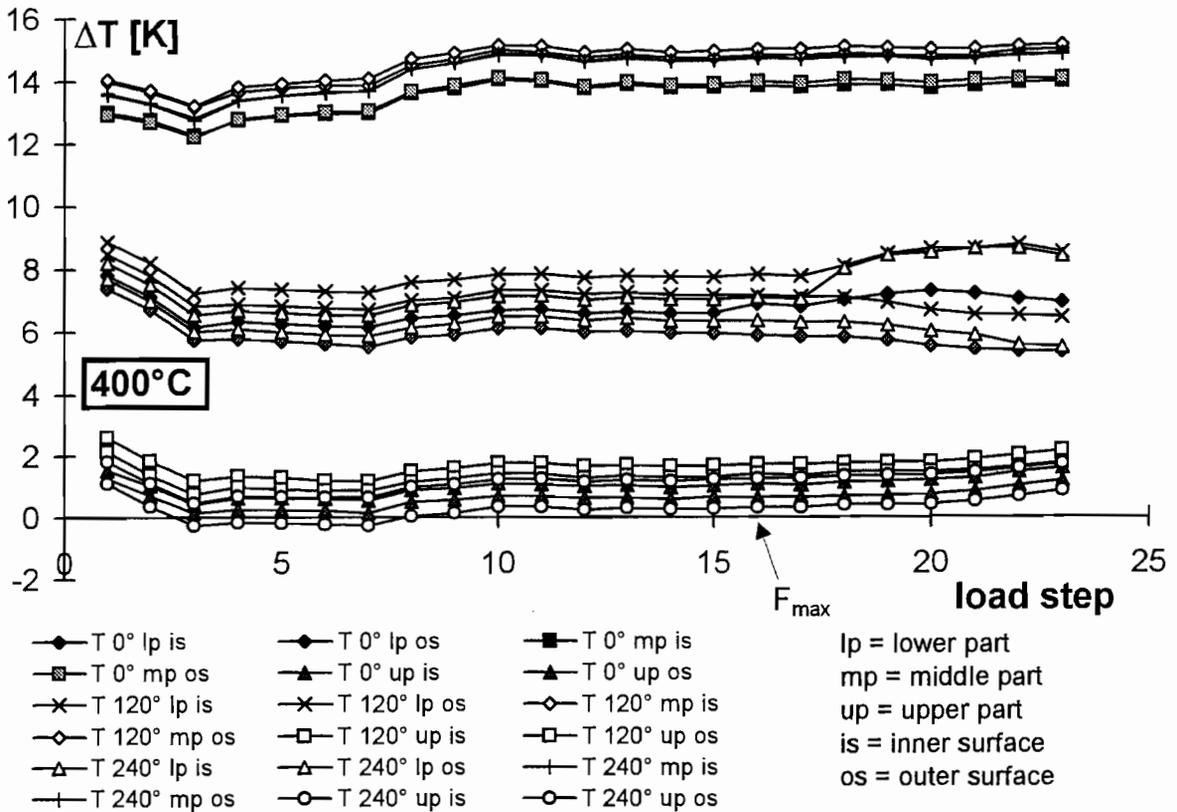
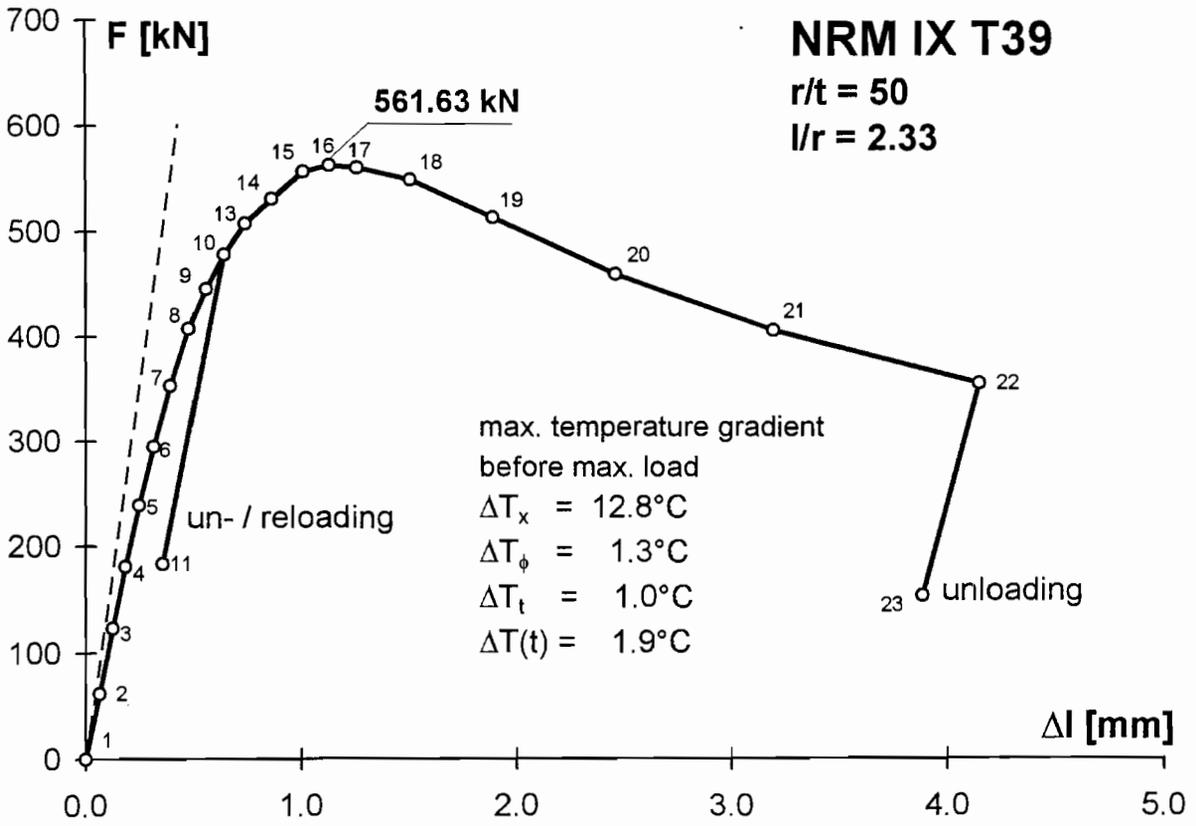
Axiallast-Verkürzung-Kurve und Temperatur-Lastschritt-Kurven des Versuchskörpers T38 (AISI 316L, $r/t = 150$, 400°C)



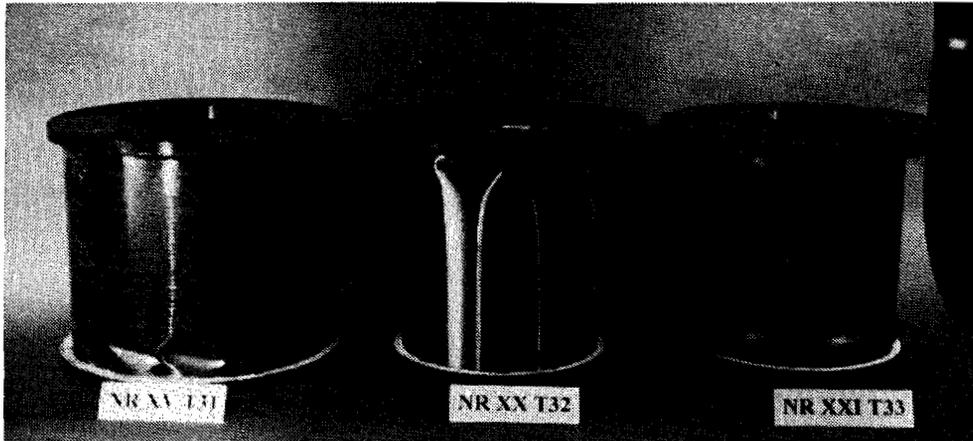
Axiallast-Verkürzung-Kurve und Temperatur-Lastschritt-Kurven des Versuchskörpers T33 (AISI 304, $r/t = 50$, 400°C)



Axiallast-Verkürzung-Kurve und Temperatur-Lastschritt-Kurven des Versuchskörpers T36 (AISI 316Ti, r/t = 50, 400°C)



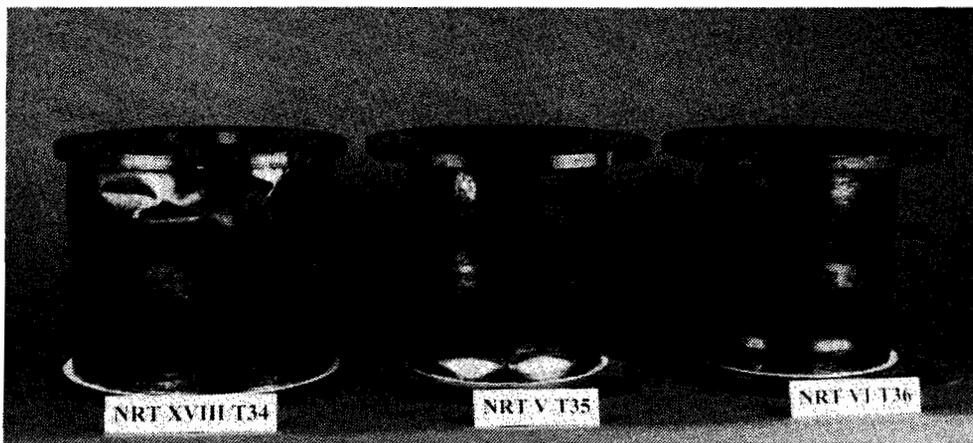
Axiallast-Verkürzung-Kurve und Temperatur-Lastschritt-Kurven des Versuchskörpers T39 (AISI 316L, $r/t = 50$, 400°C)



r/t = 400

r/t = 150

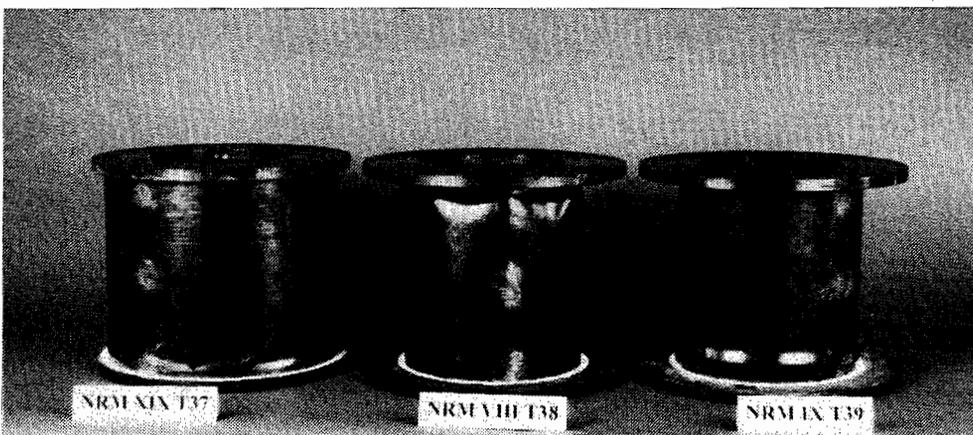
r/t = 50



r/t = 400

r/t = 150

r/t = 50

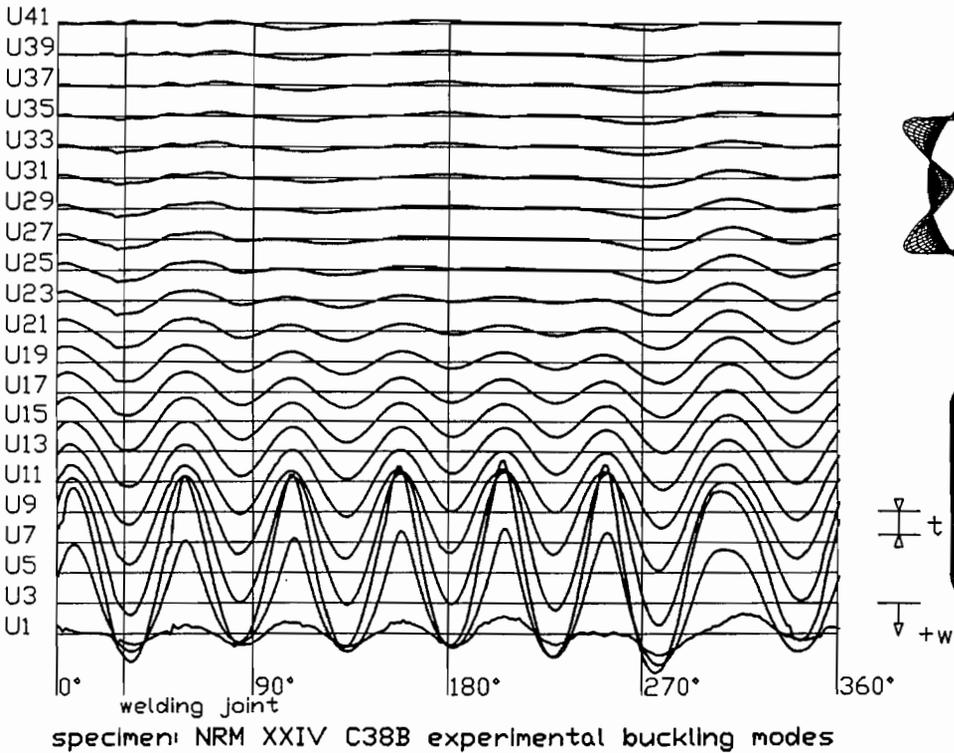
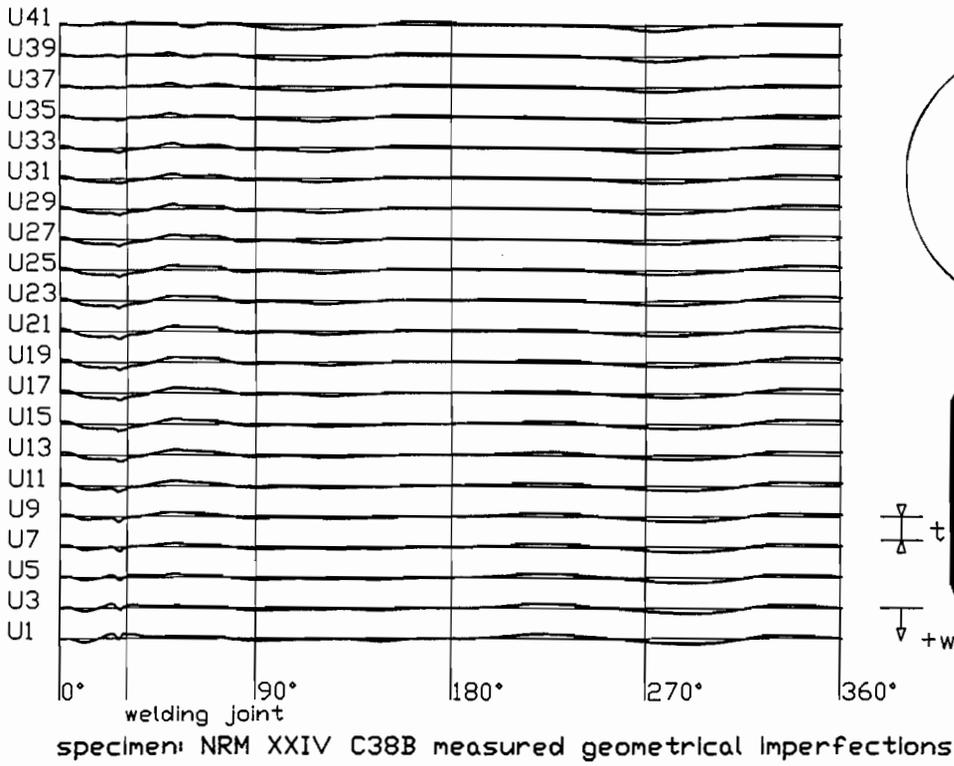


r/t = 400

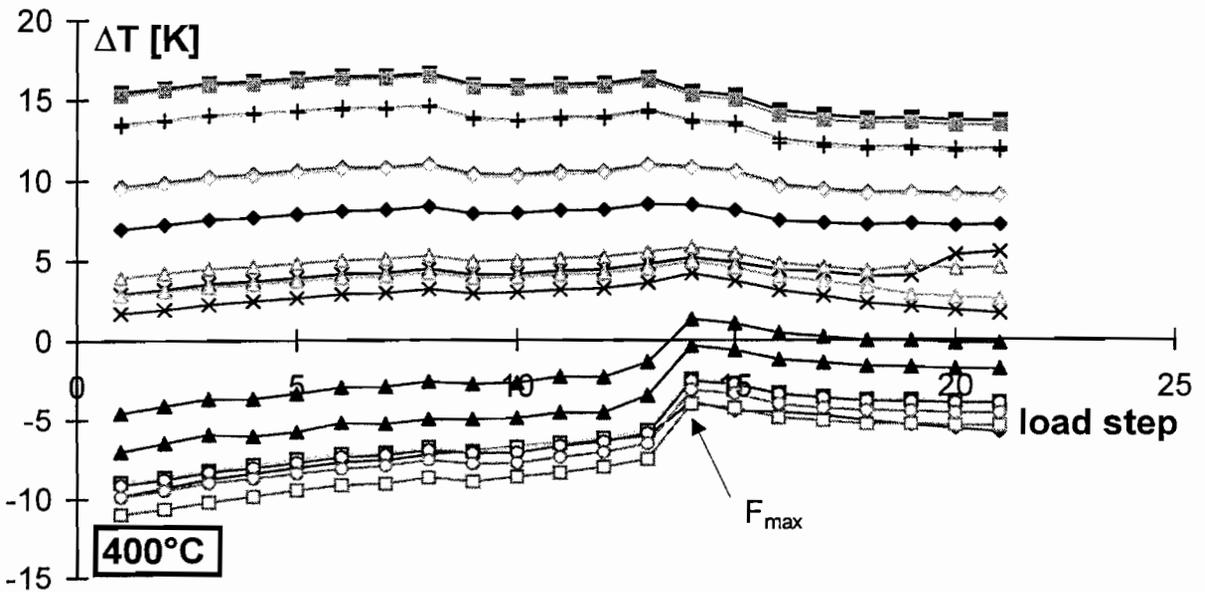
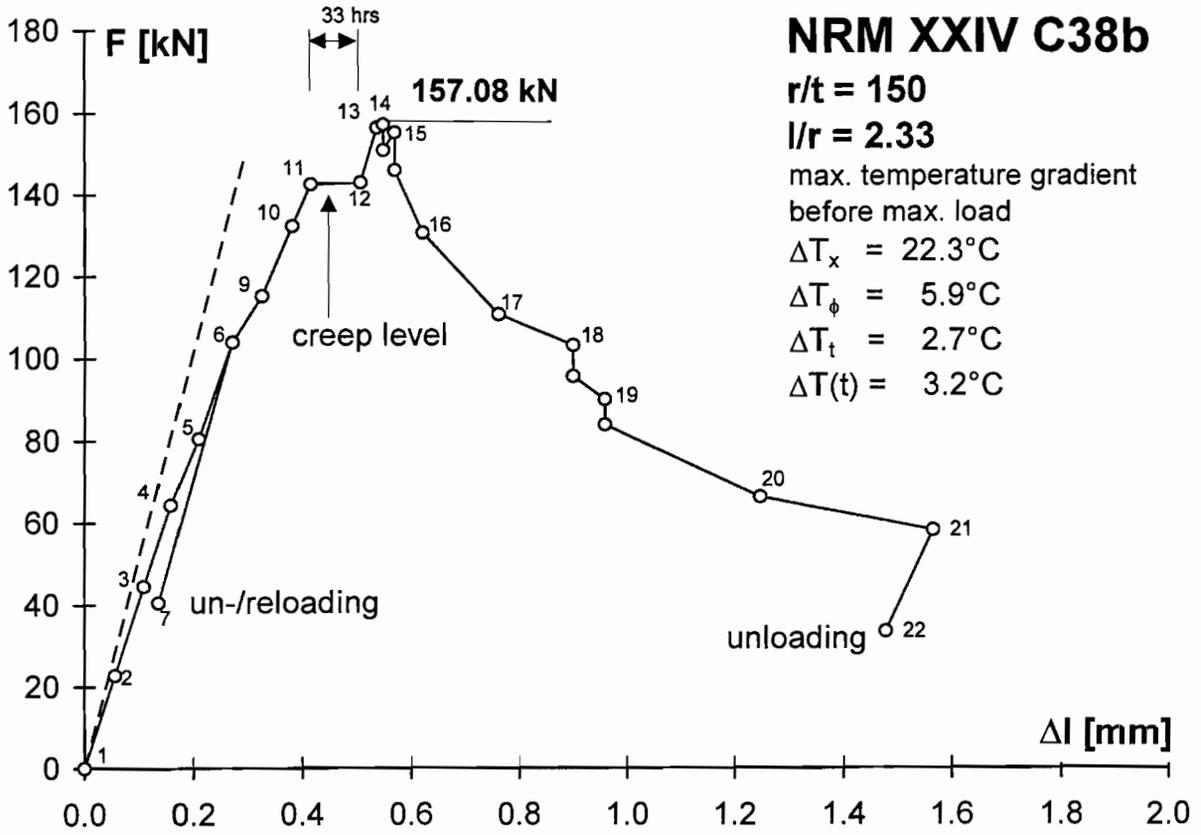
r/t = 150

r/t = 50

Versuchskörper aus nichtrostendem Stahl nach den Beulversuchen unter 400°C
(von oben nach unten: AISI 304, AISI 316Ti, AISI 316L)

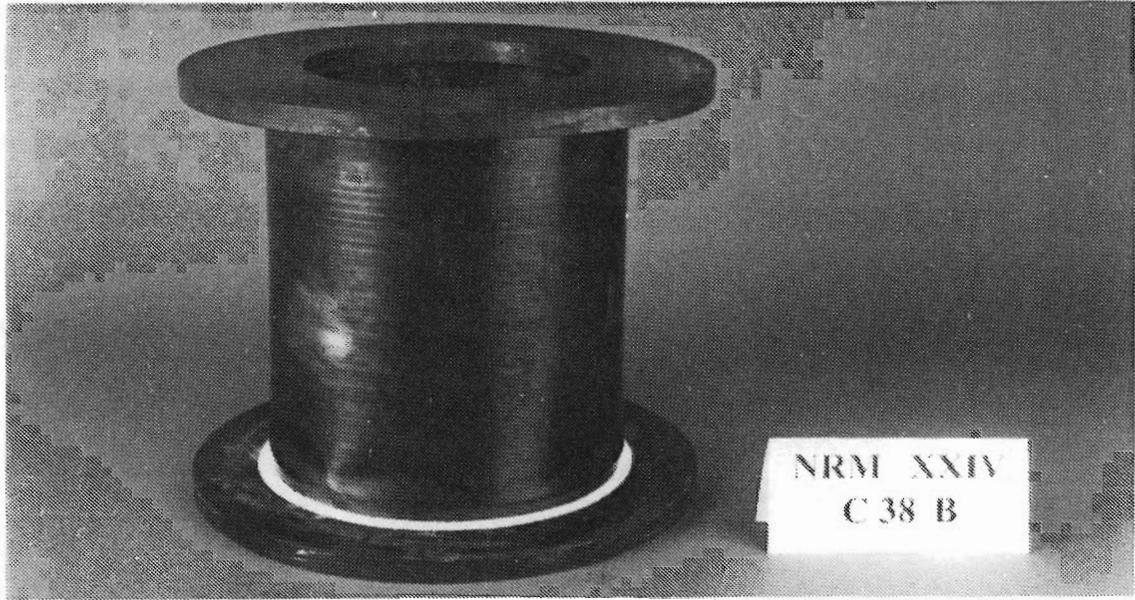


Geometrische Imperfektionen (oben) und bleibende Beulverformungen (unten) des Kriech-Versuchskörpers C38b

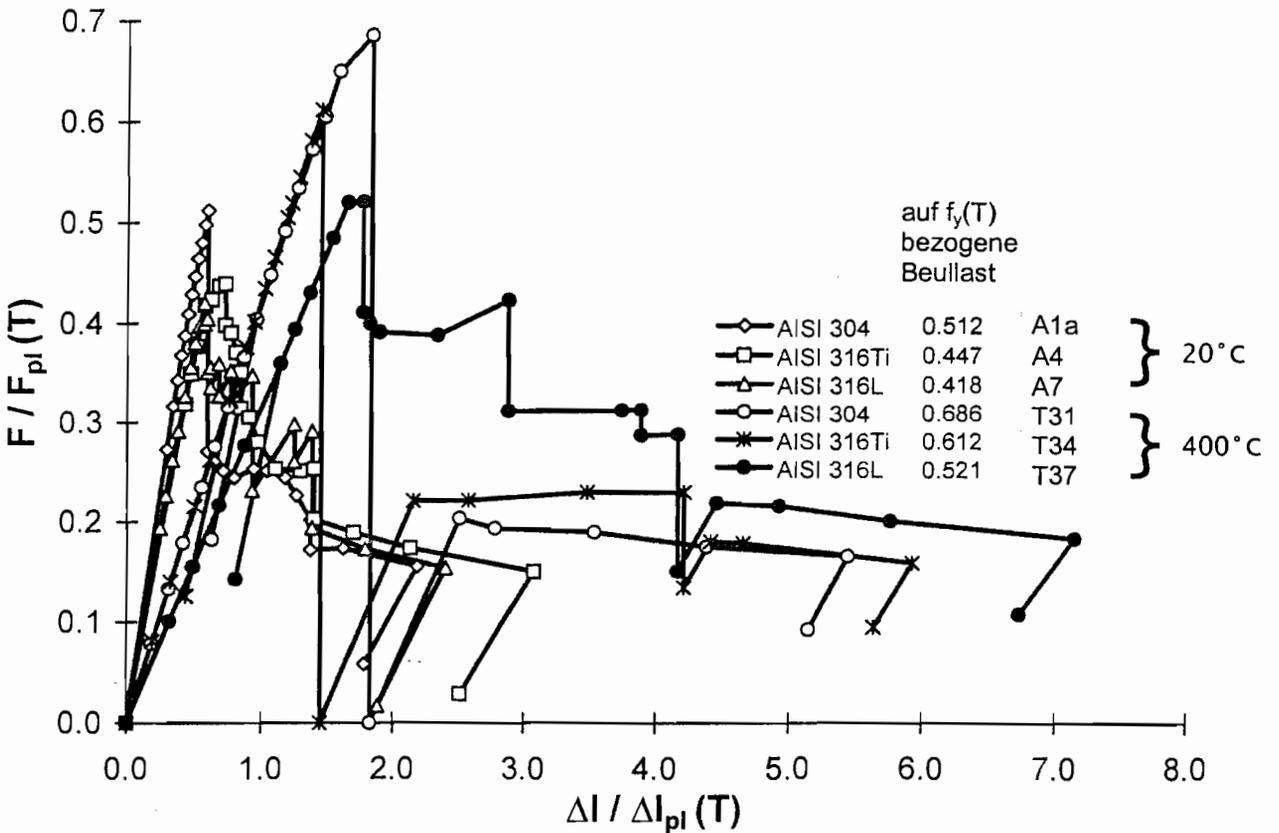
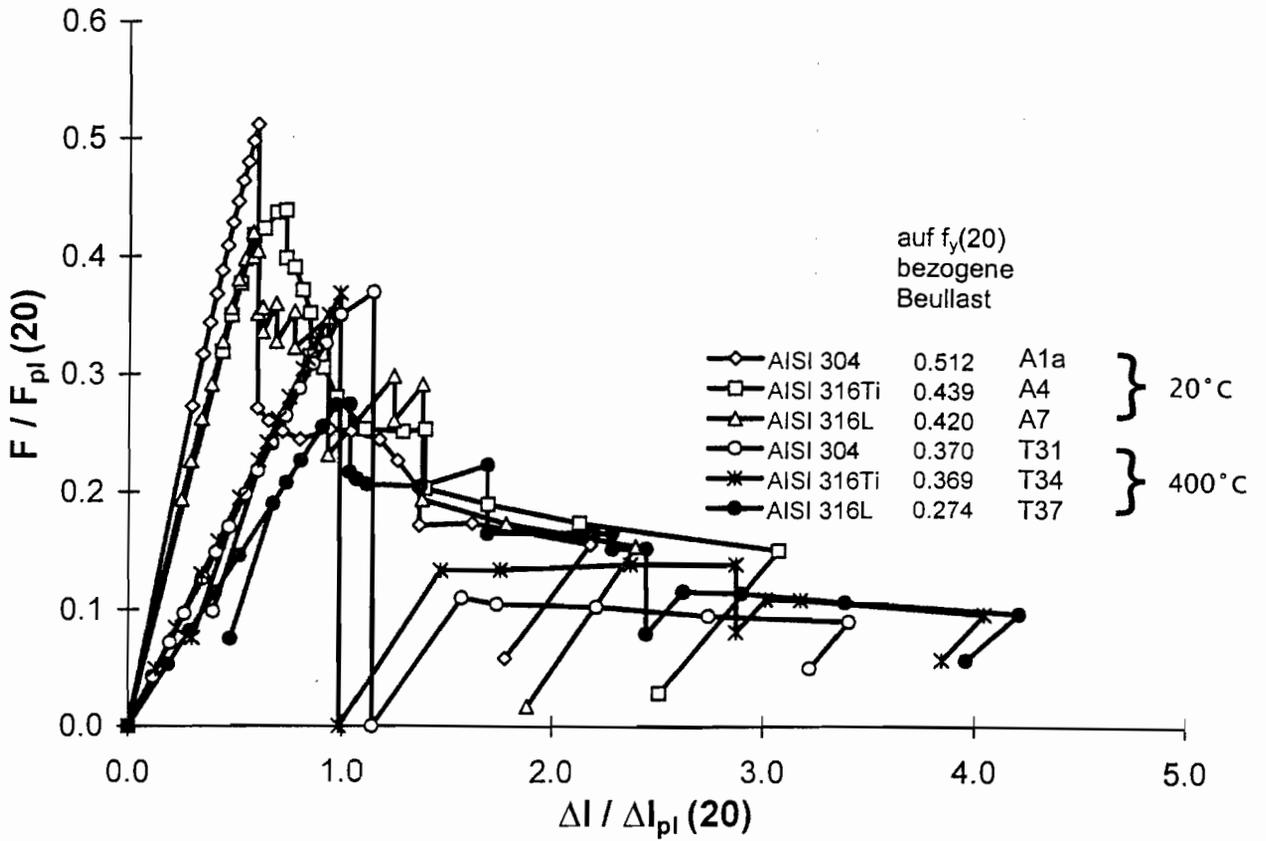


- | | | | |
|--|--|--|--------------------|
| ◆ $T\ 0^\circ\ \text{lp}\ \text{is}$ | ◆ $T\ 0^\circ\ \text{lp}\ \text{os}$ | ■ $T\ 0^\circ\ \text{mp}\ \text{is}$ | lp = lower part |
| ■ $T\ 0^\circ\ \text{mp}\ \text{os}$ | ▲ $T\ 0^\circ\ \text{up}\ \text{is}$ | ▲ $T\ 0^\circ\ \text{up}\ \text{os}$ | mp = middle part |
| × $T\ 120^\circ\ \text{lp}\ \text{is}$ | × $T\ 120^\circ\ \text{lp}\ \text{os}$ | ◇ $T\ 120^\circ\ \text{mp}\ \text{is}$ | up = upper part |
| ◇ $T\ 120^\circ\ \text{mp}\ \text{os}$ | □ $T\ 120^\circ\ \text{up}\ \text{is}$ | □ $T\ 120^\circ\ \text{up}\ \text{os}$ | is = inner surface |
| △ $T\ 240^\circ\ \text{lp}\ \text{is}$ | △ $T\ 240^\circ\ \text{lp}\ \text{os}$ | + $T\ 240^\circ\ \text{mp}\ \text{is}$ | os = outer surface |
| + $T\ 240^\circ\ \text{mp}\ \text{os}$ | ○ $T\ 240^\circ\ \text{up}\ \text{is}$ | ○ $T\ 240^\circ\ \text{up}\ \text{os}$ | |

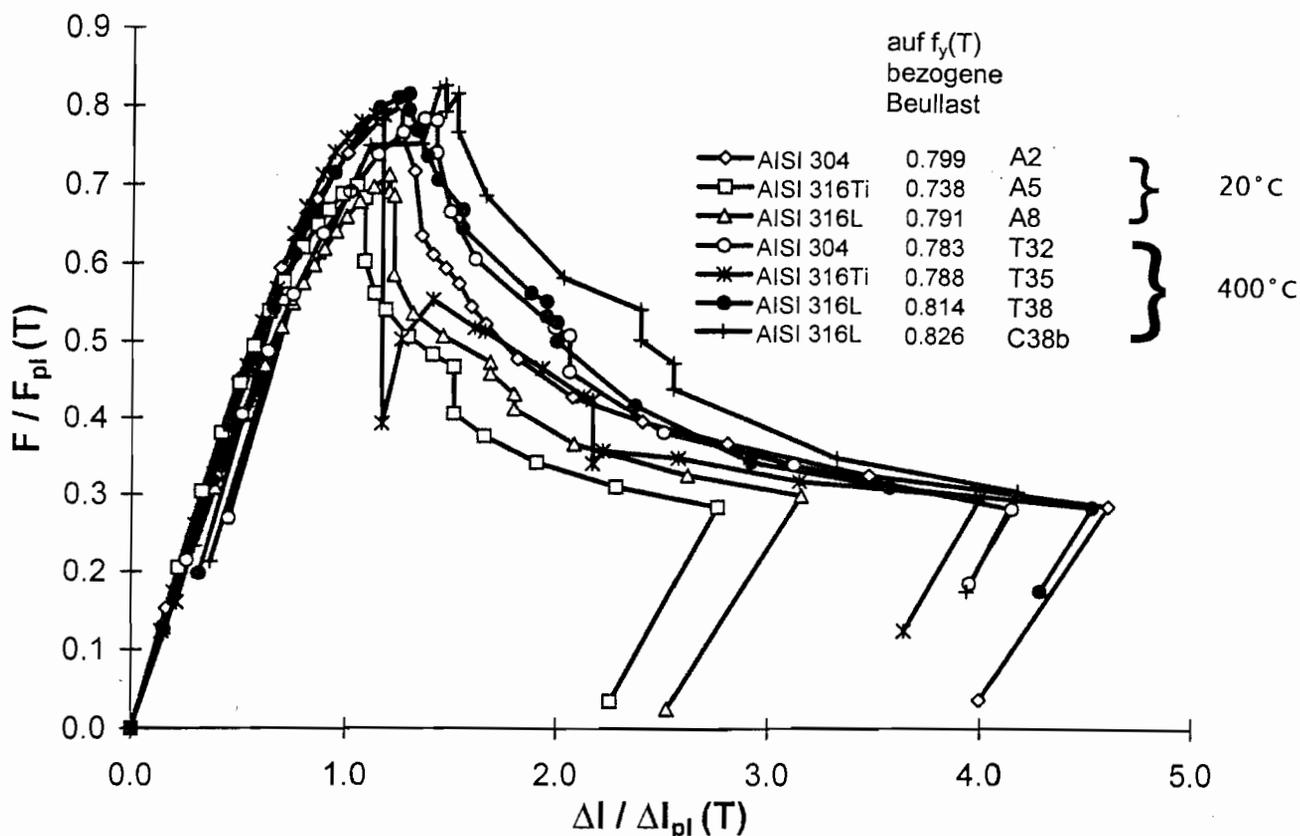
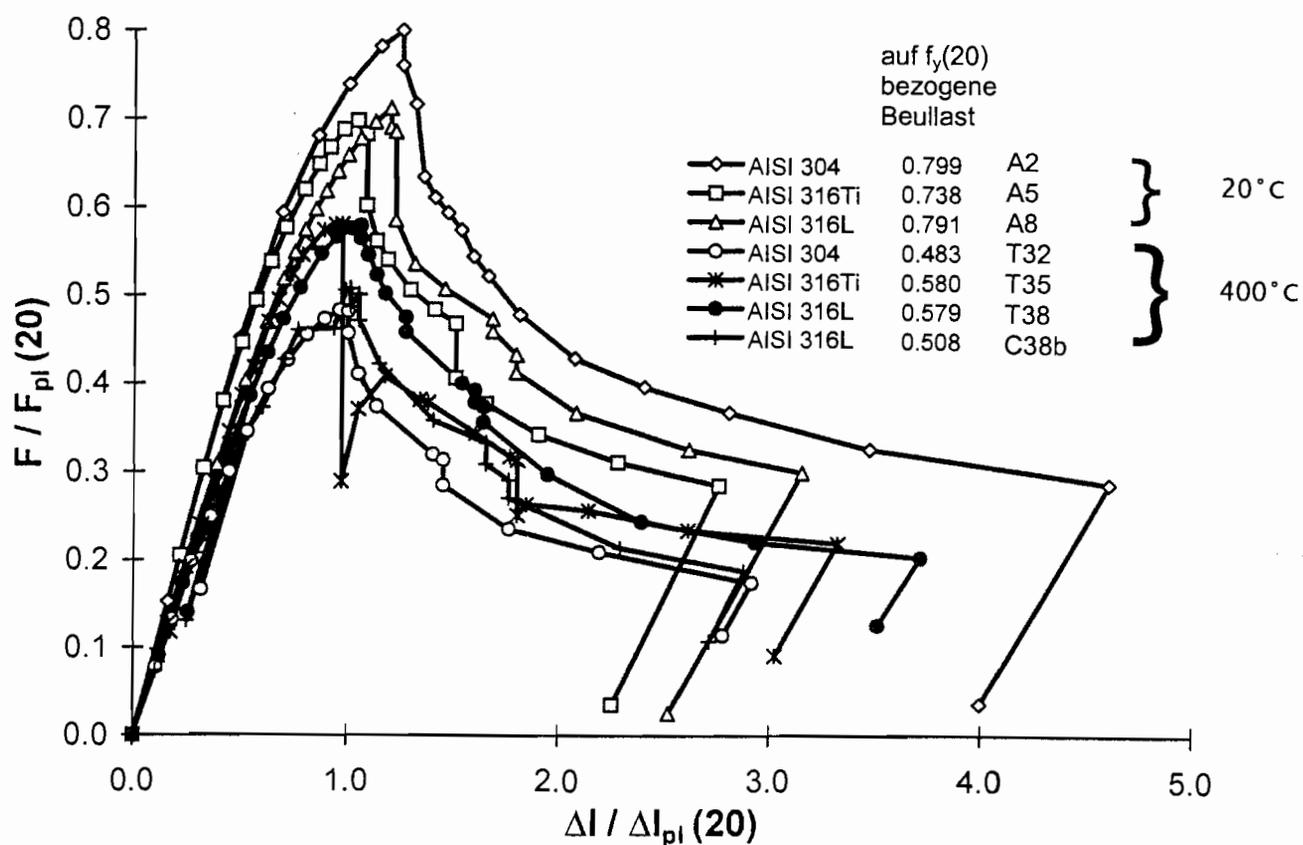
Axiallast-Verkürzung-Kurve und Temperatur-Lastschritt-Kurven des Kriech-Versuchskörpers C38b



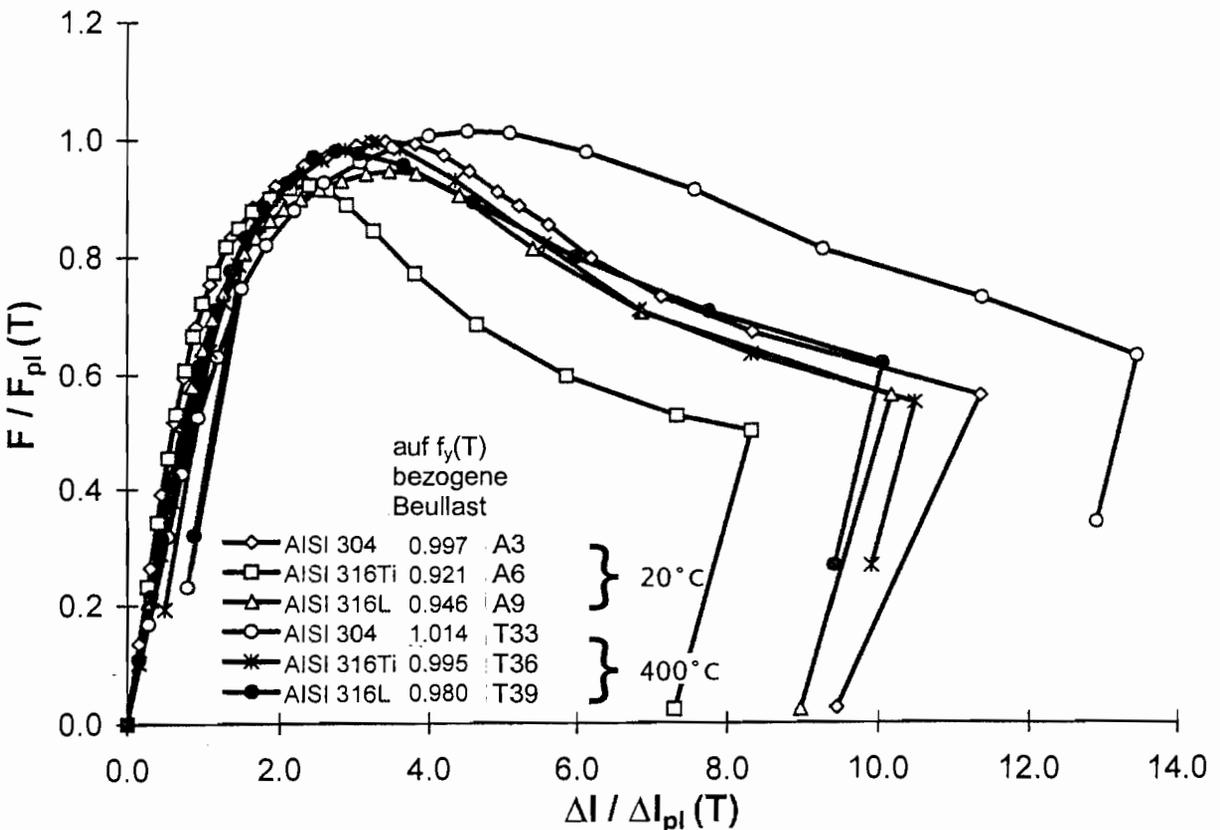
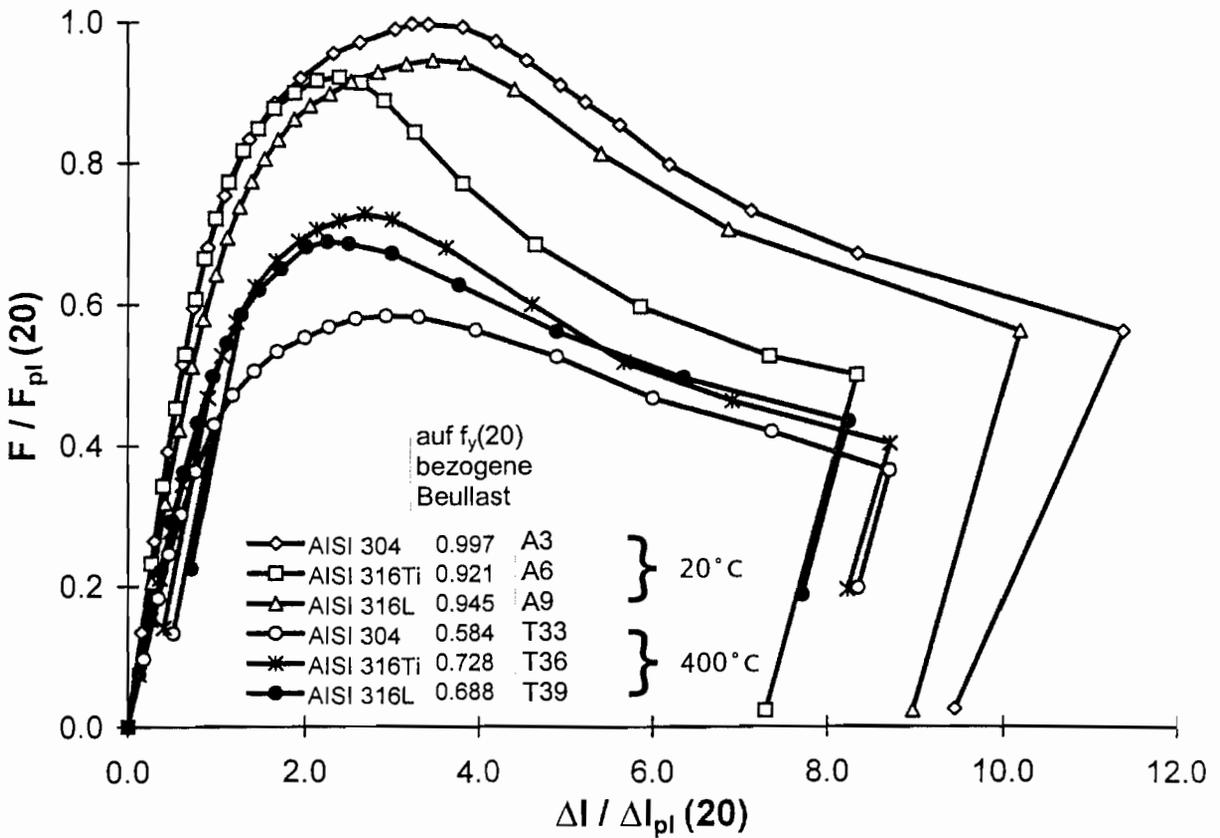
Versuchskörper C38b nach dem Kriech-Beulversuch unter 400°C



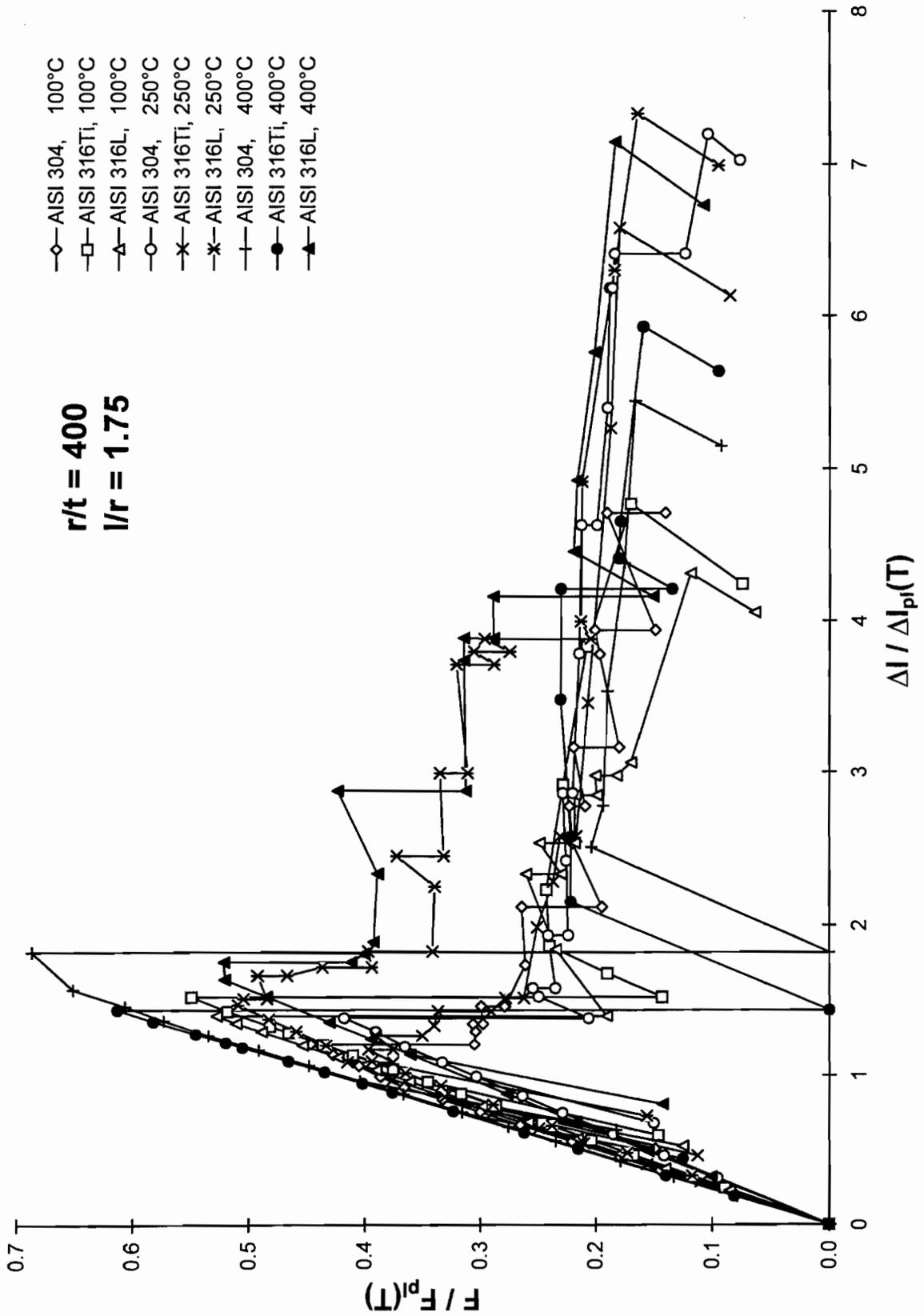
Bezogene Axiallast-Verkürzung-Kurven für Zylinder aus nichtrostendem Stahl (AISI 304, 316Ti, 316L) mit $r/t = 400$ unter 20°C und 400°C



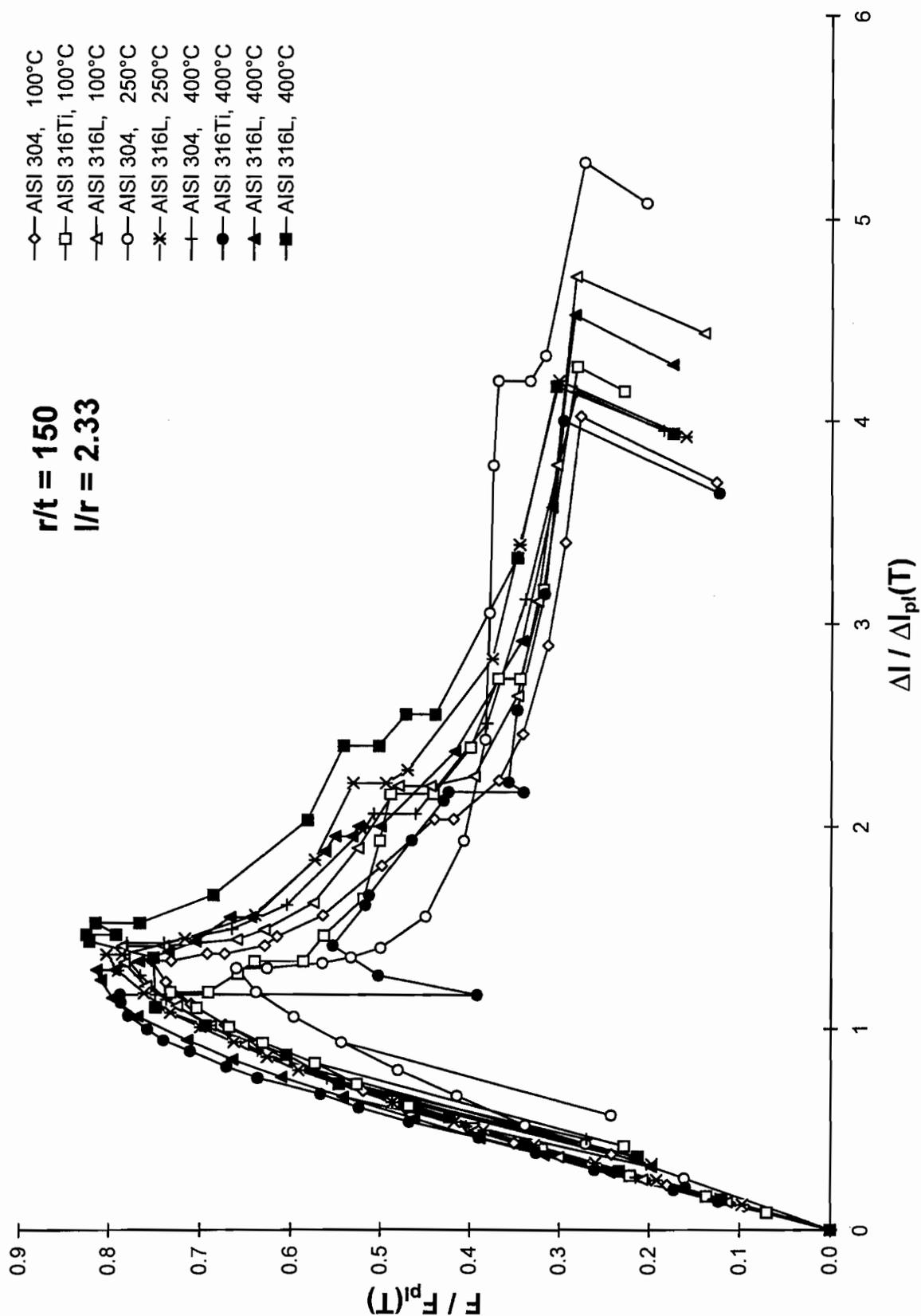
Bezugene Axiallast-Verkürzung-Kurven für Zylinder aus nichtrostendem Stahl (AISI 304, 316Ti, 316L) mit $r/t = 150$ unter 20°C und 400°C



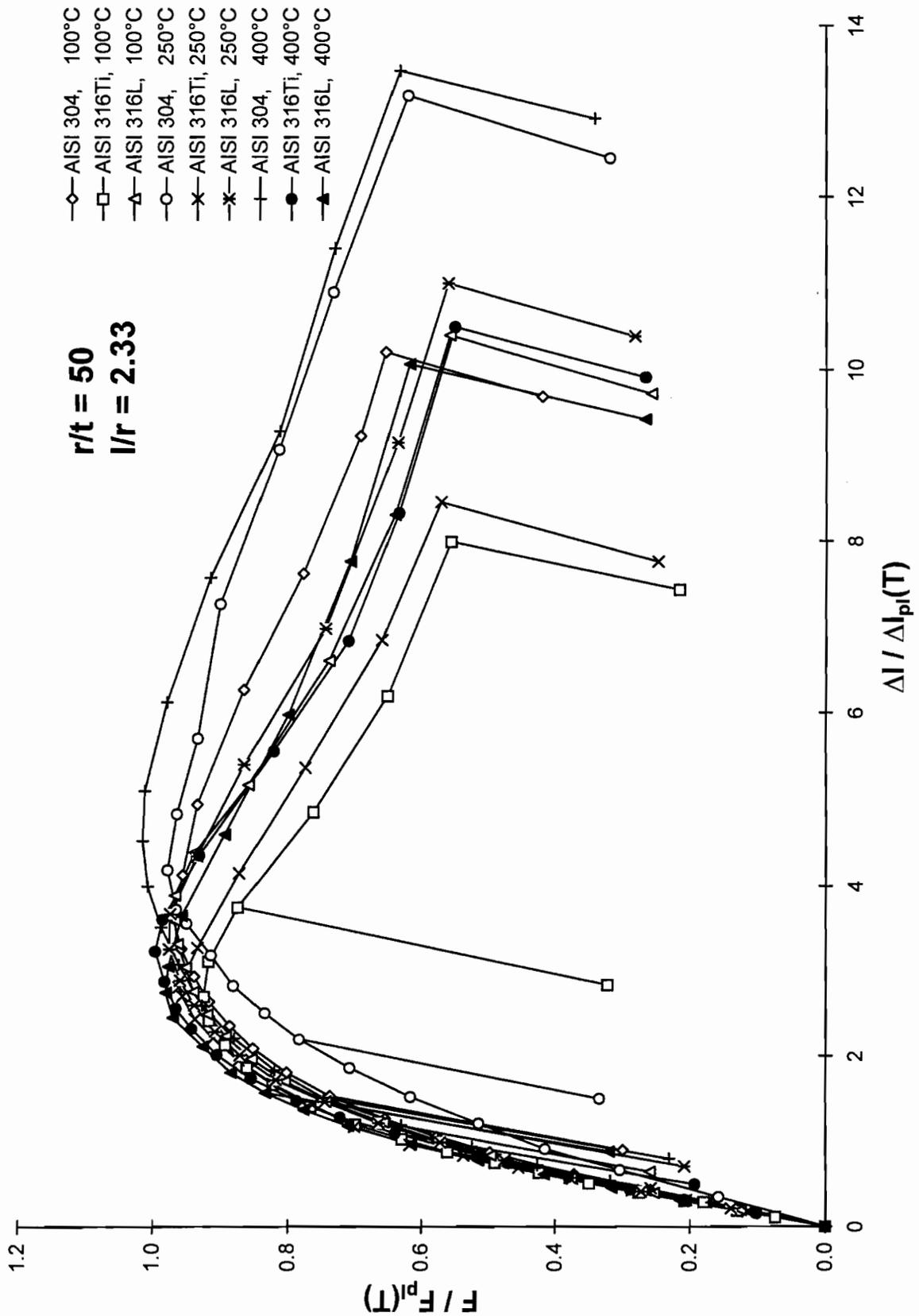
Bezugene Axiallast-Verkürzung-Kurven für Zylinder aus nichtrostendem Stahl (AISI 304, 316Ti, 316L) mit $r/t = 50$ unter 20°C und 400°C



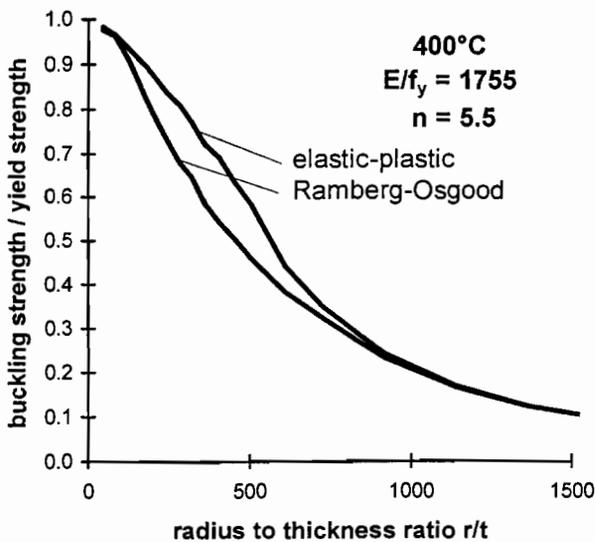
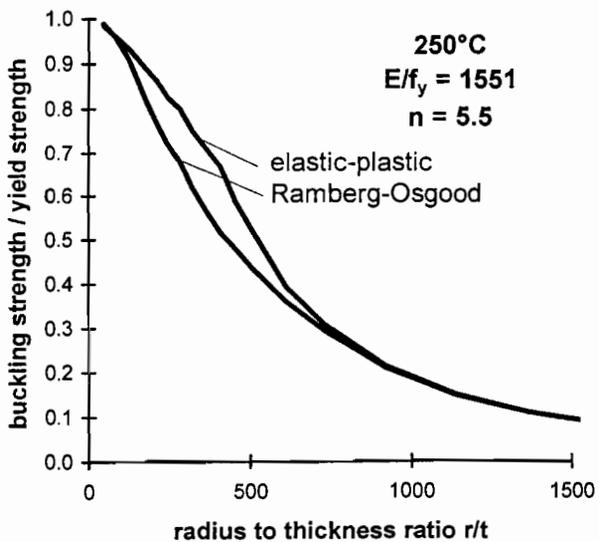
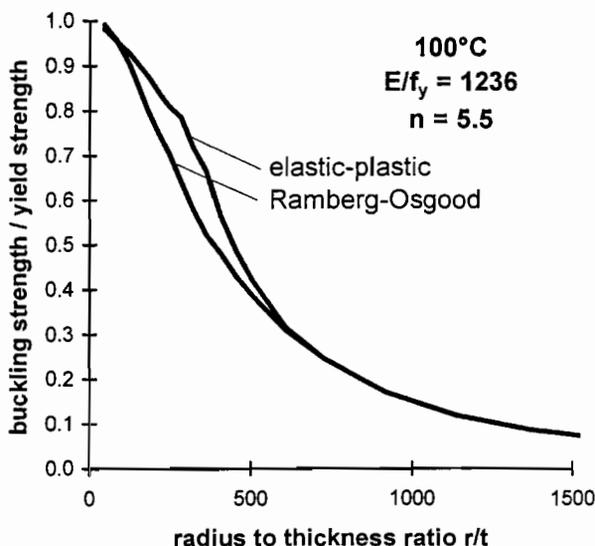
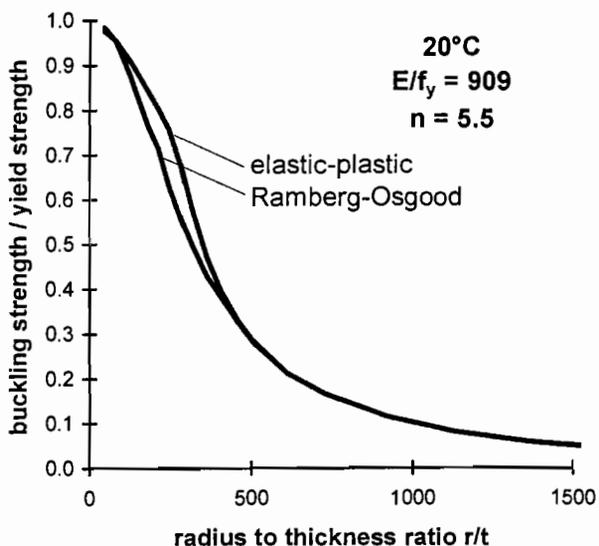
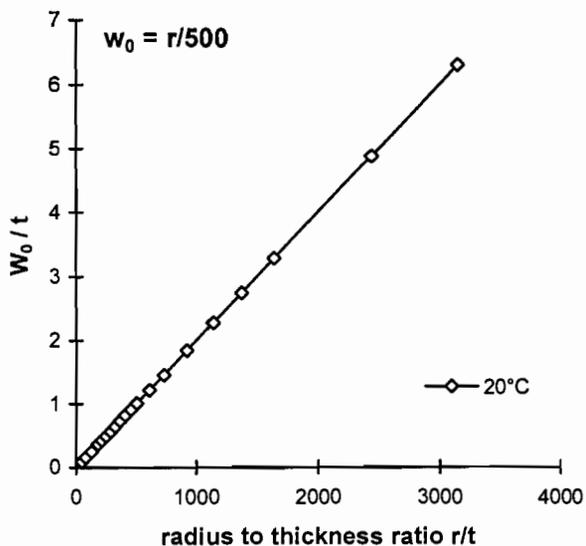
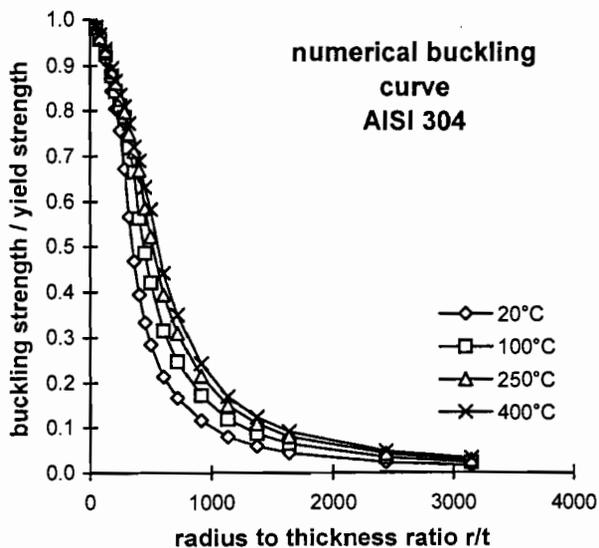
Auf $f_y(T)$ bezogene Axiallast-Verkürzung-Kurven für Zylinder aus nichtrostendem Stahl (AISI 304, 316Ti, 316L) mit $r/t = 400$ unter 100°C, 250°C und 400°C



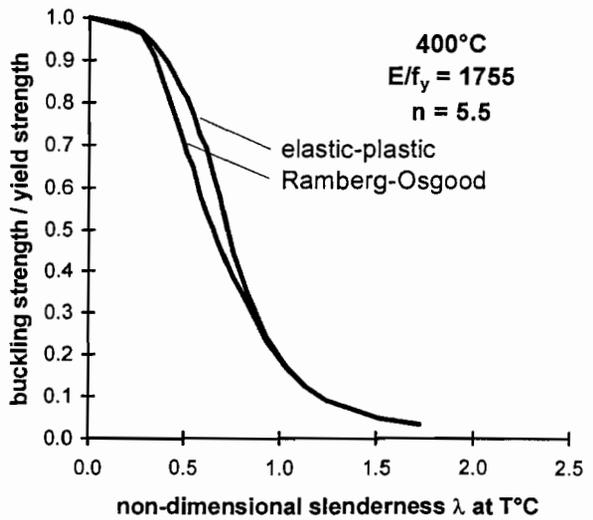
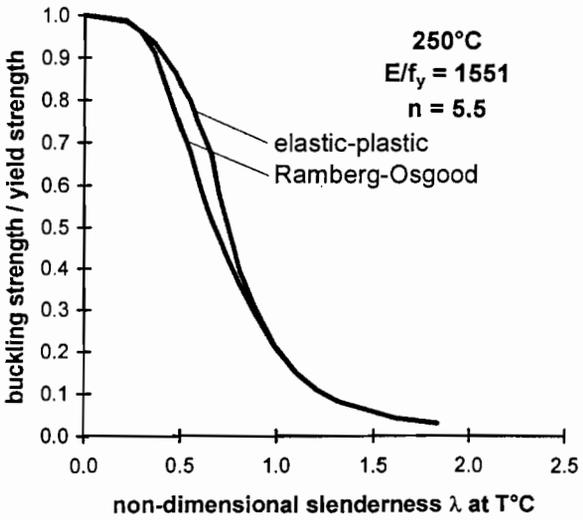
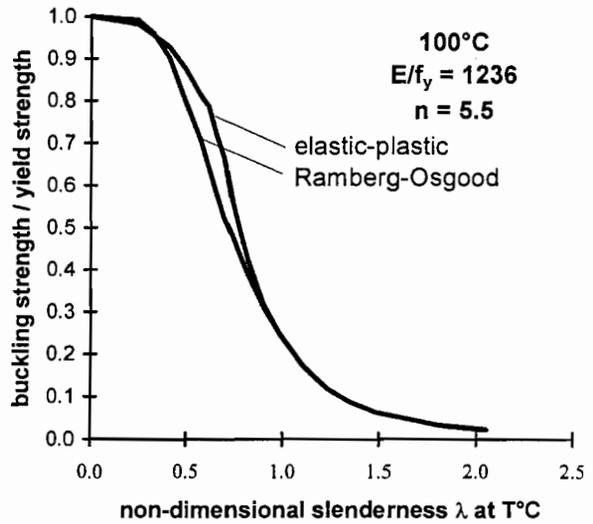
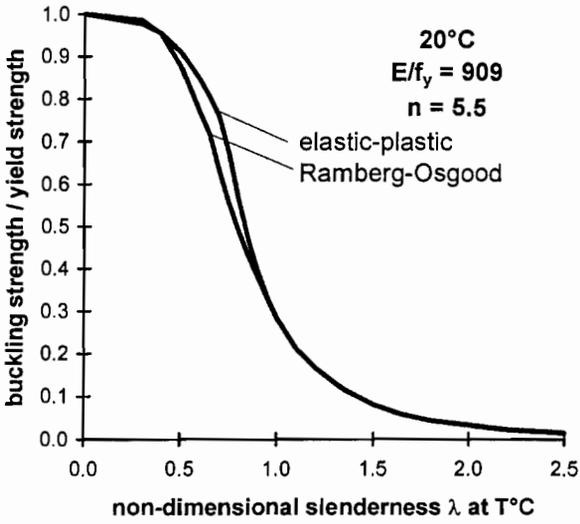
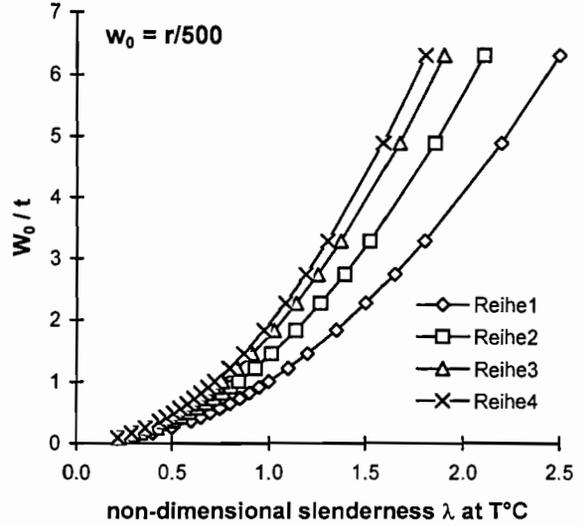
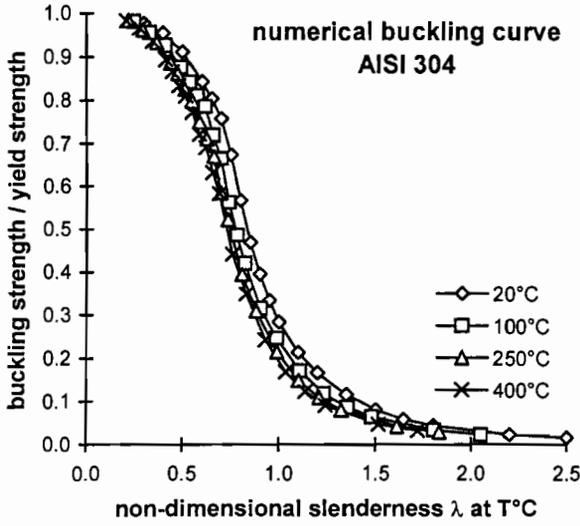
Auf $f_y(T)$ bezogene Axiallast-Verkürzung-Kurven für Zylinder aus nichtrostendem Stahl (AISI 304, 316Ti, 316L) mit $r/t = 150$ unter 100°C, 250°C und 400°C



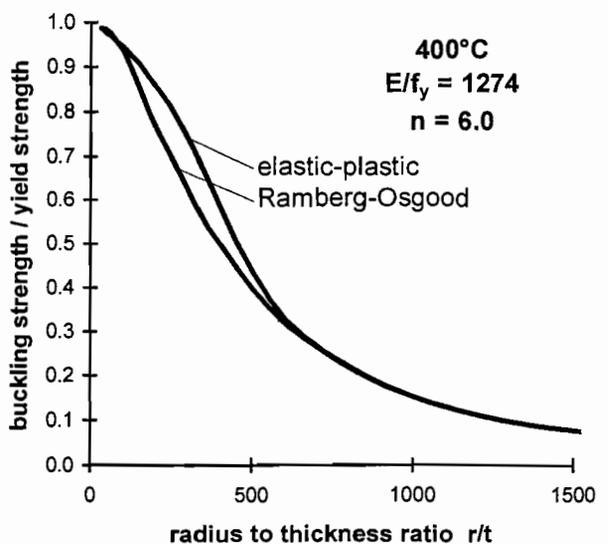
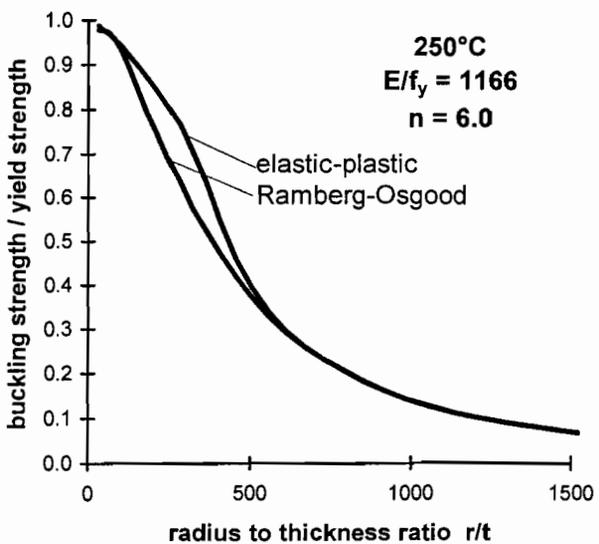
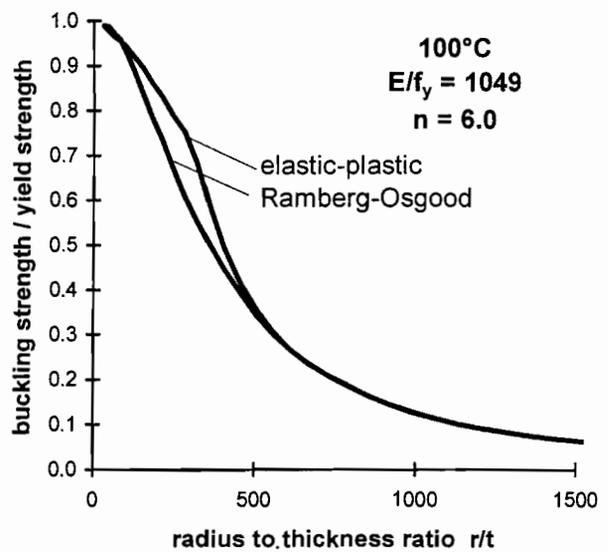
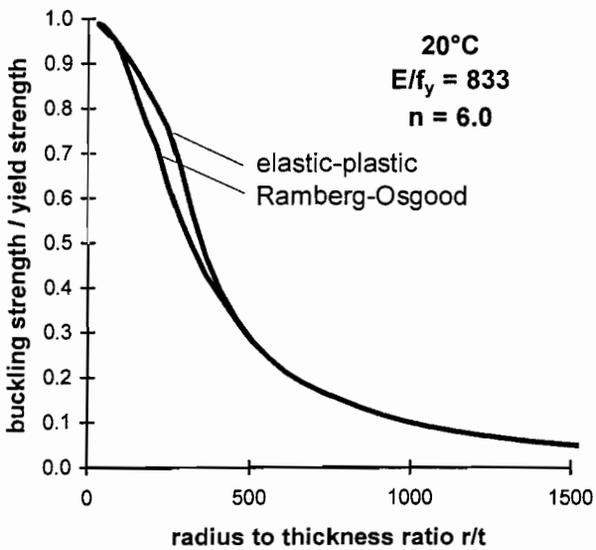
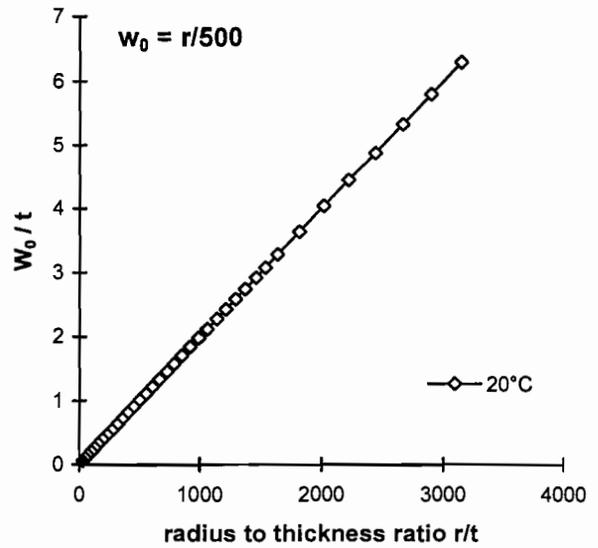
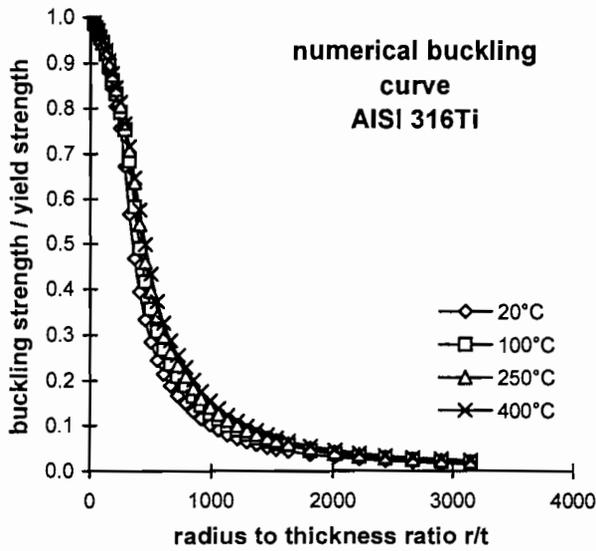
Auf $f_y(T)$ bezogene Axiallast-Verkürzung-Kurven für Zylinder aus nichtrostendem Stahl (AISI 304, 316Ti, 316L) mit $r/t = 50$ unter 100°C, 250°C und 400°C



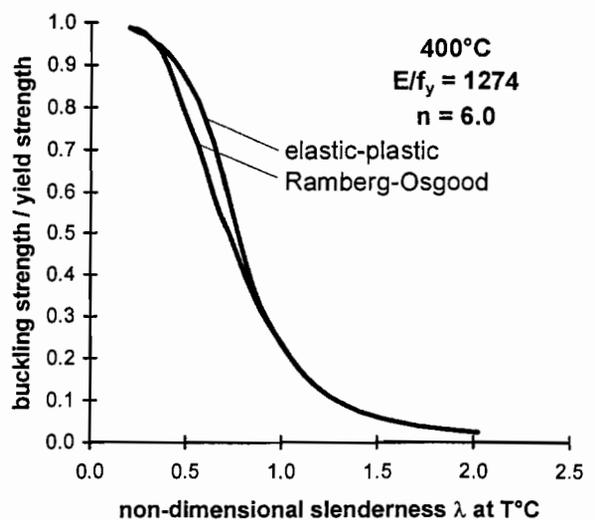
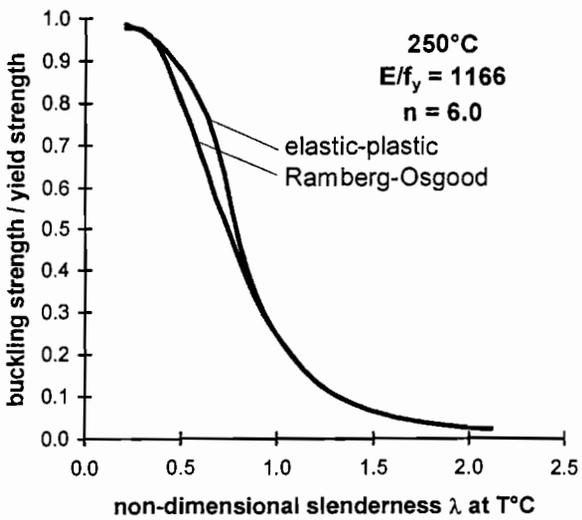
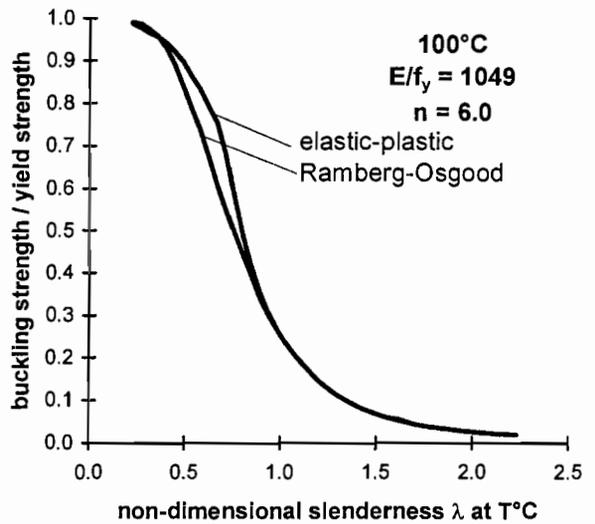
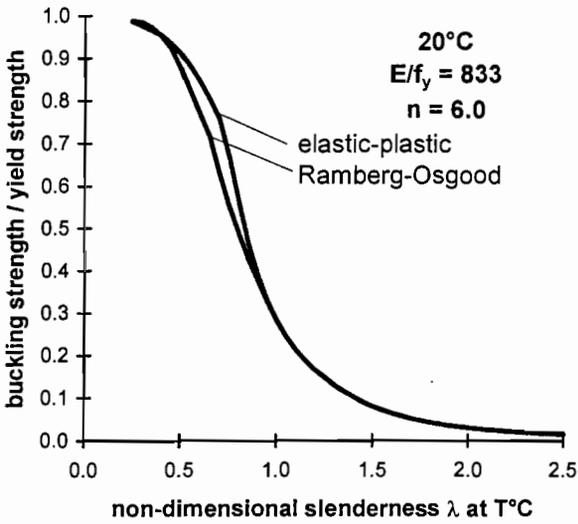
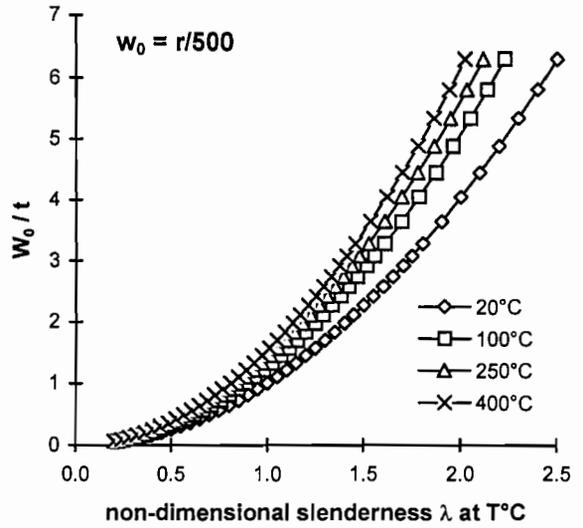
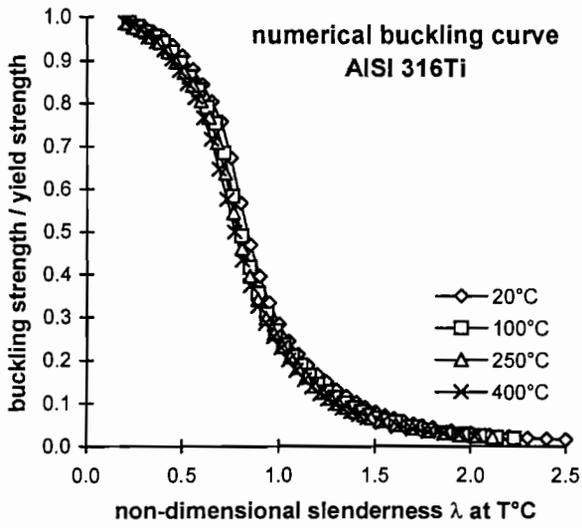
Numerische Beulkurven für AISI 304
als Funktion des Radius/Dicken-Verhältnisses r/t



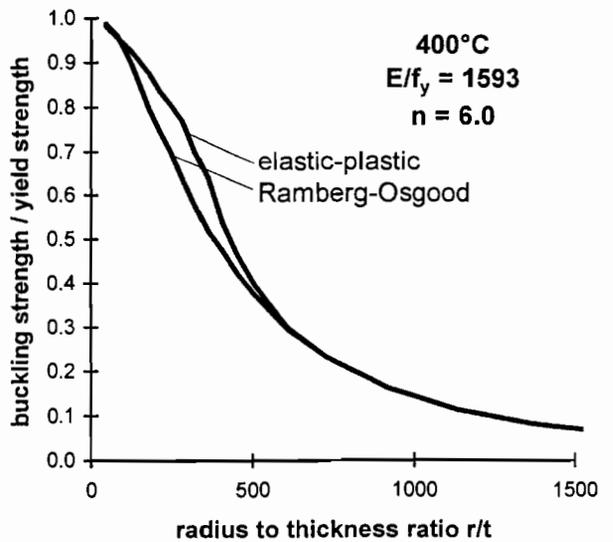
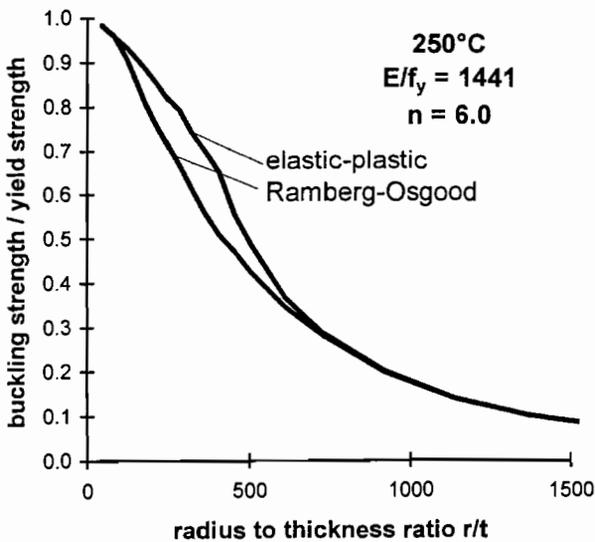
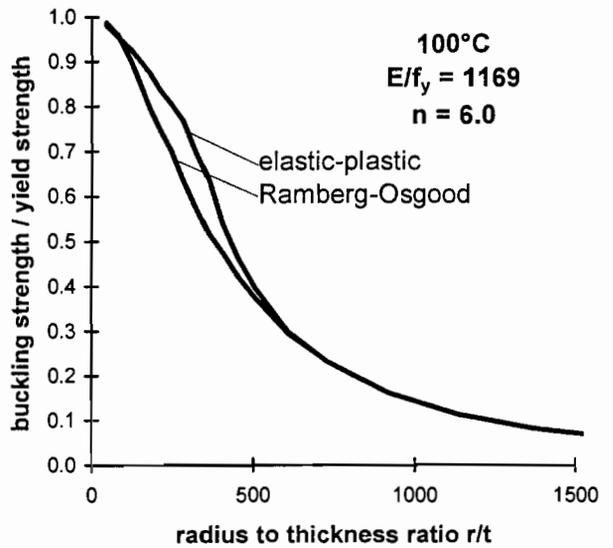
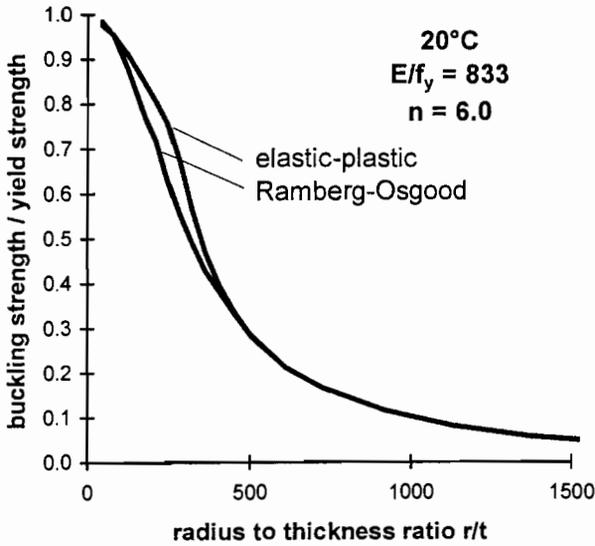
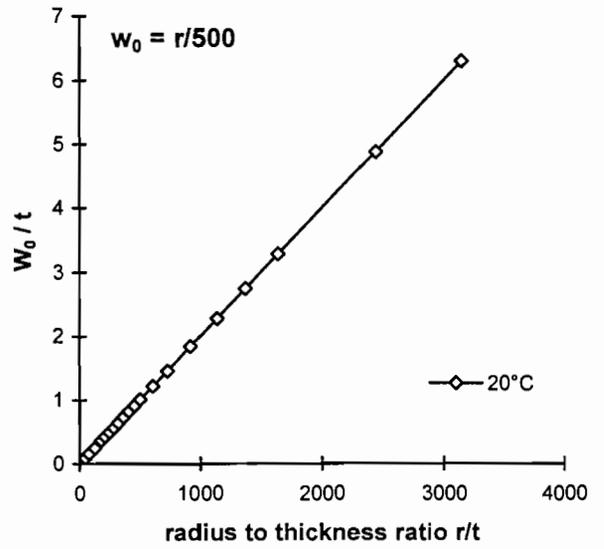
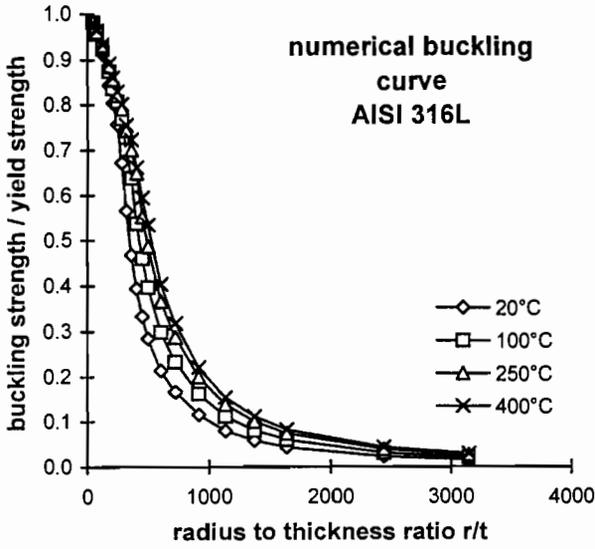
Numerische Beulkurven für AISI 304
als Funktion des bezogenen Schalenschlankheitsgrades $\bar{\lambda}_{Sx}$



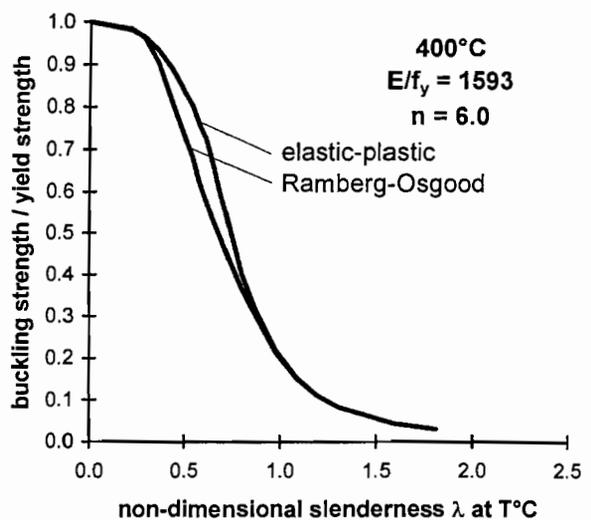
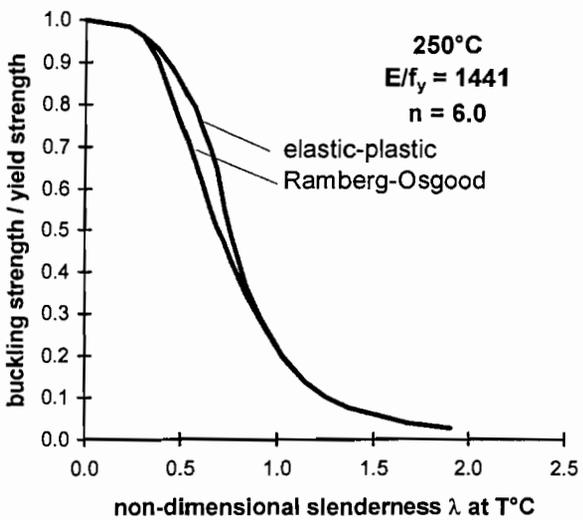
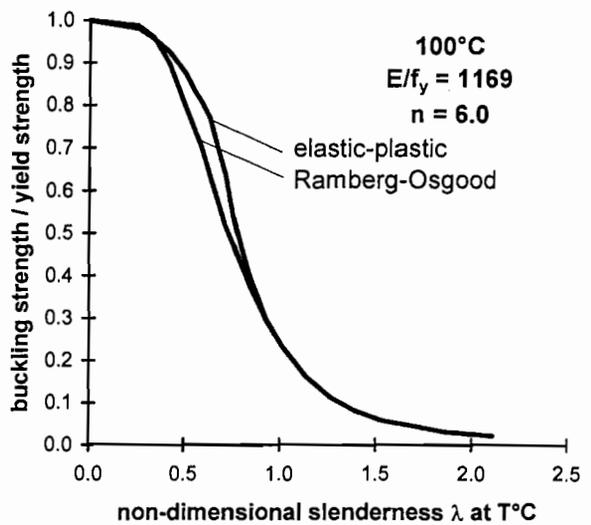
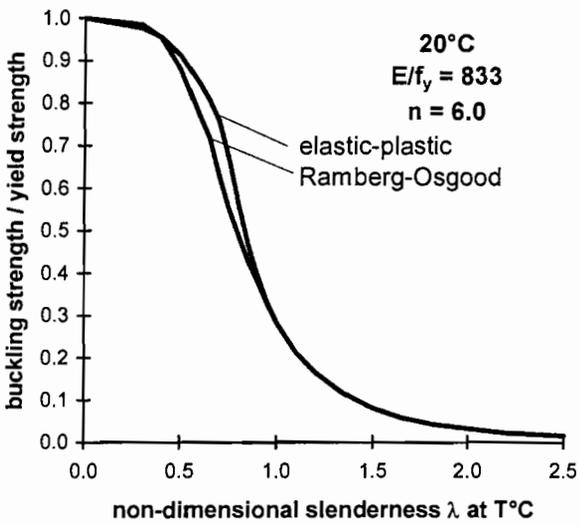
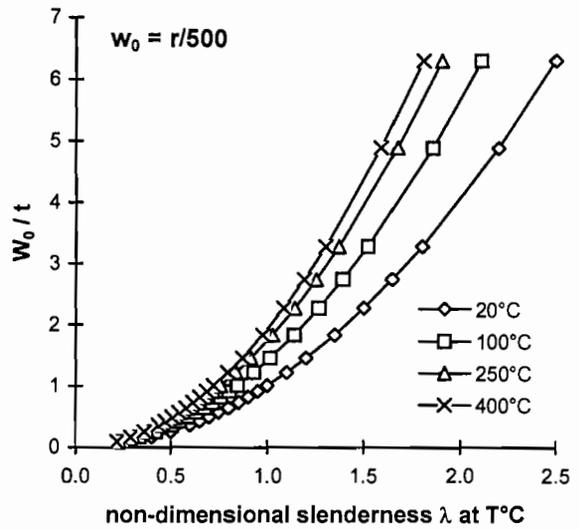
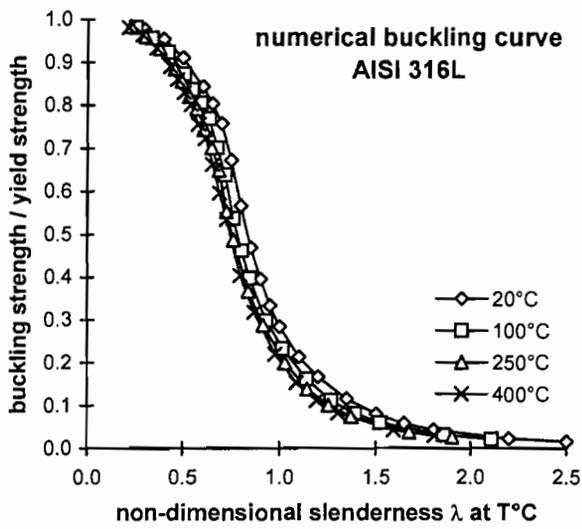
Numerische Beulkurven für AISI 316Ti
als Funktion des Radius/Dicken-Verhältnisses r/t



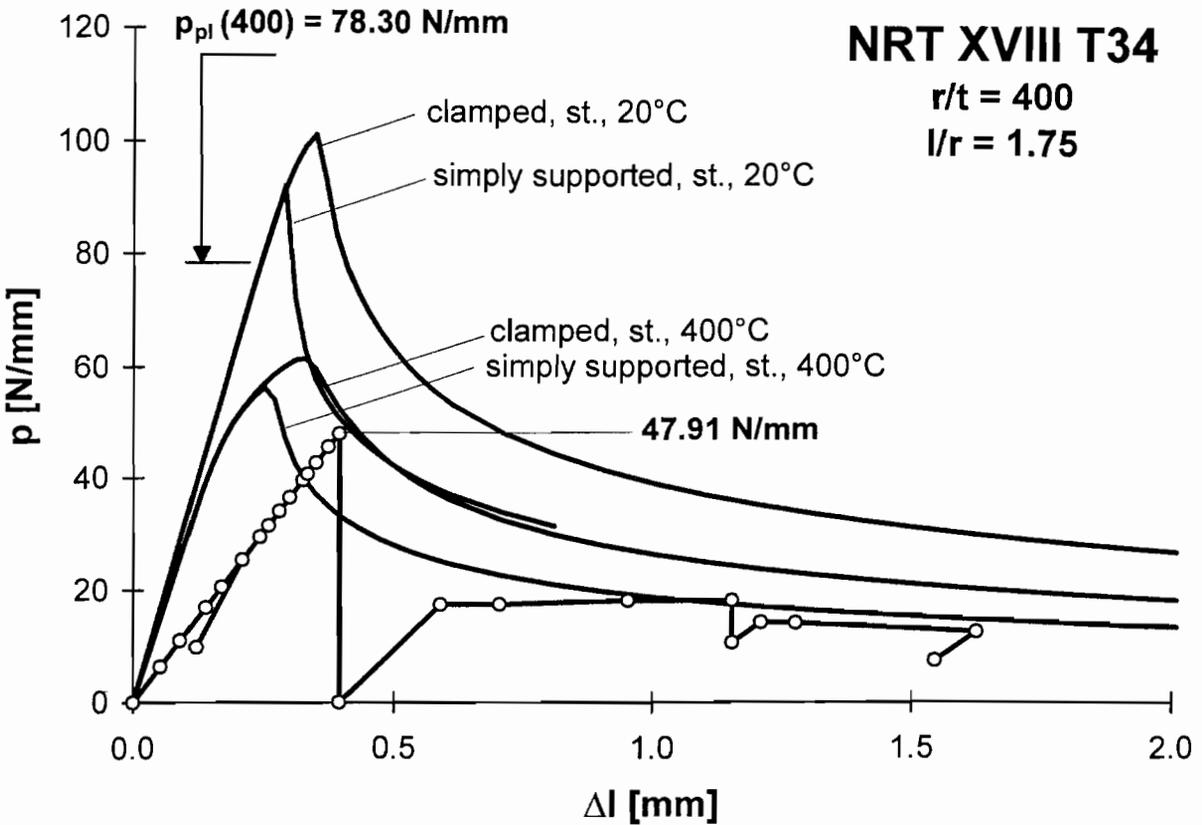
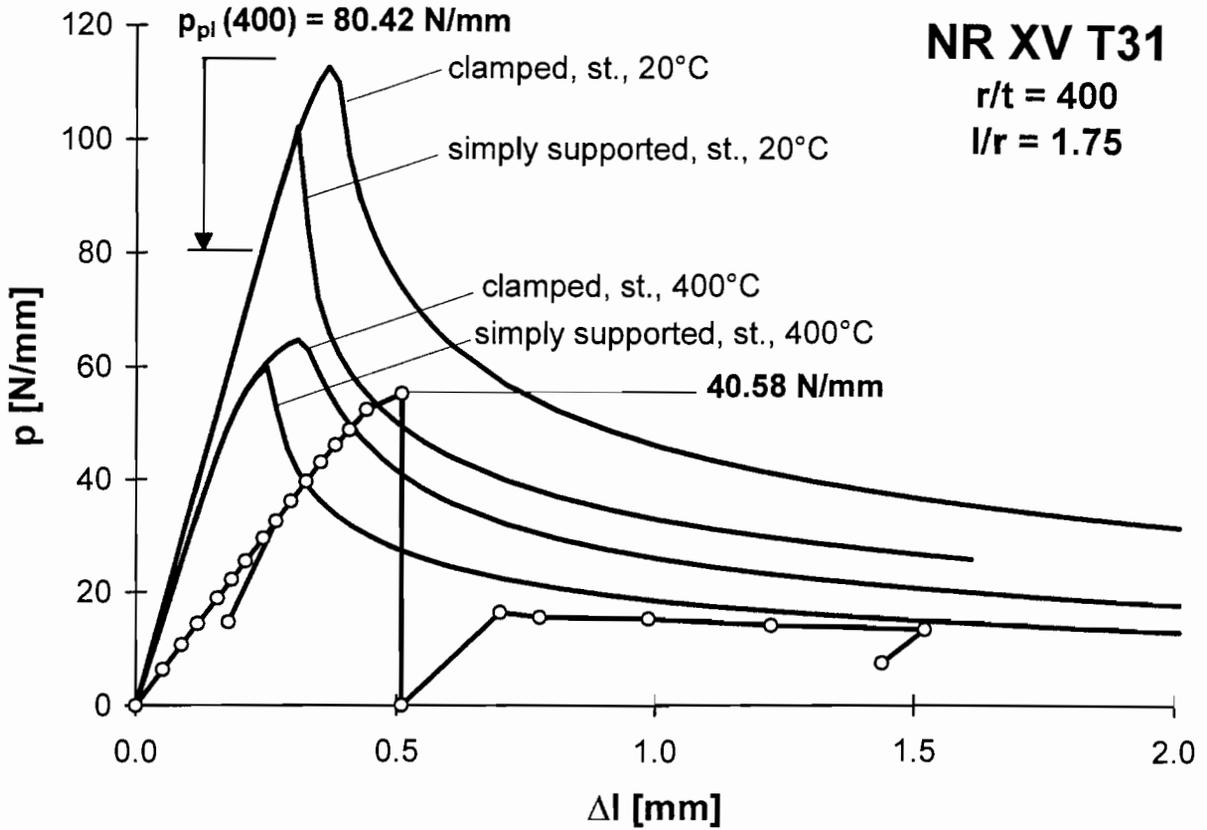
Numerische Beulkurven für AISI 316Ti
als Funktion des bezogenen Schalenschlankheitsgrades $\bar{\lambda}_{Sx}$



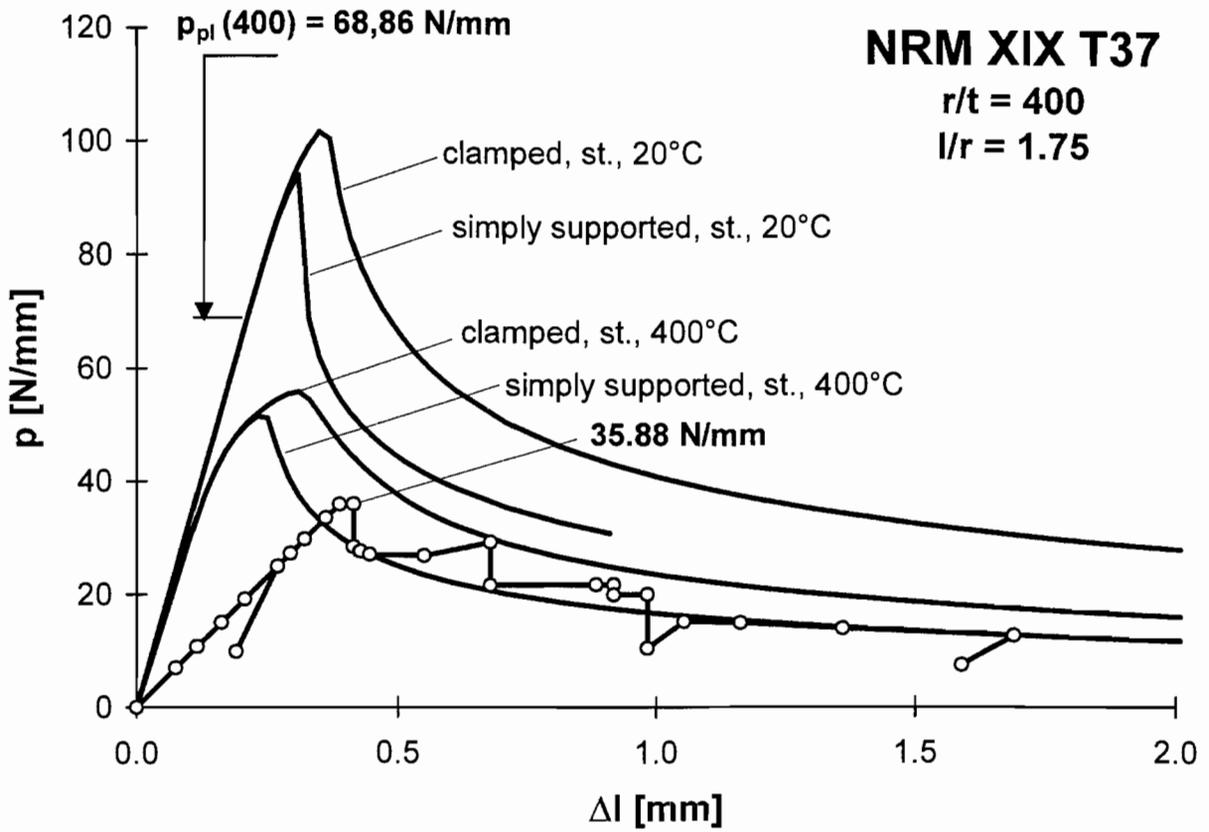
Numerische Beulkurven für AISI 316L
 als Funktion des Radius/Dicken-Verhältnisses r/t



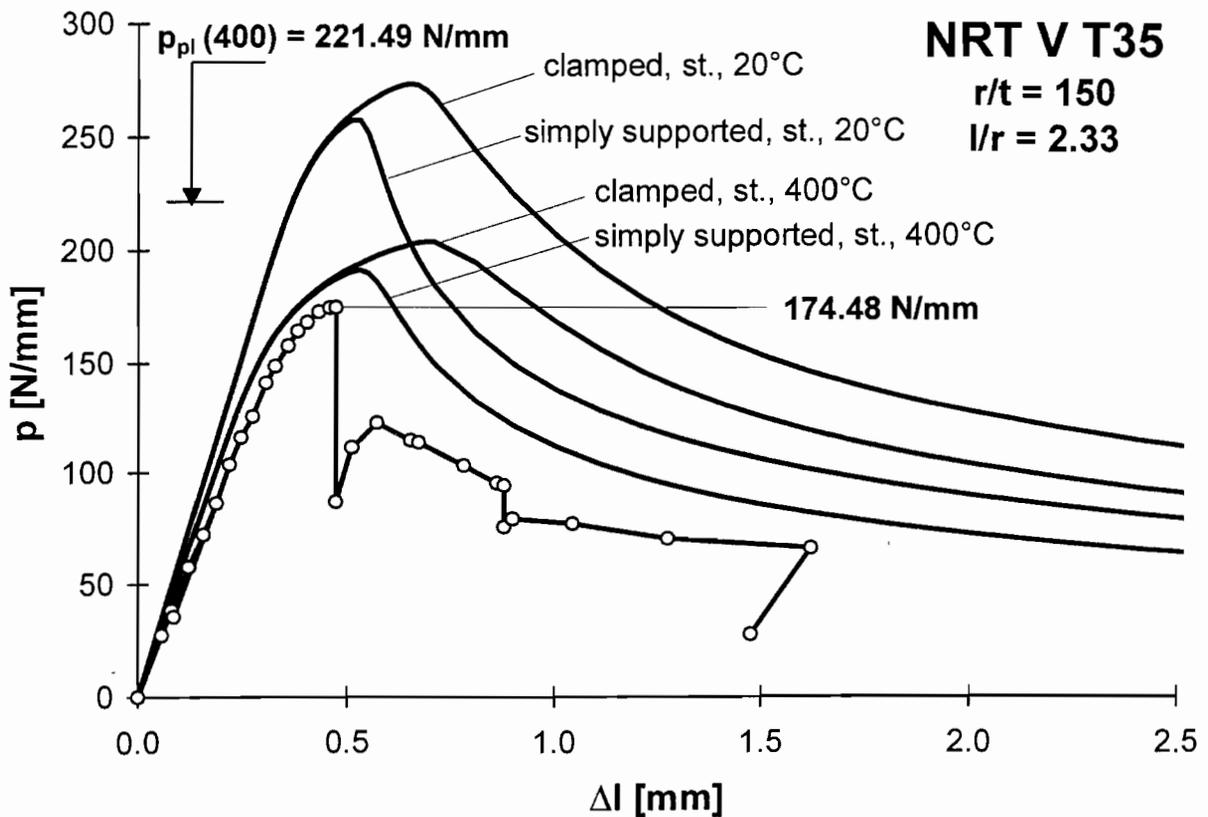
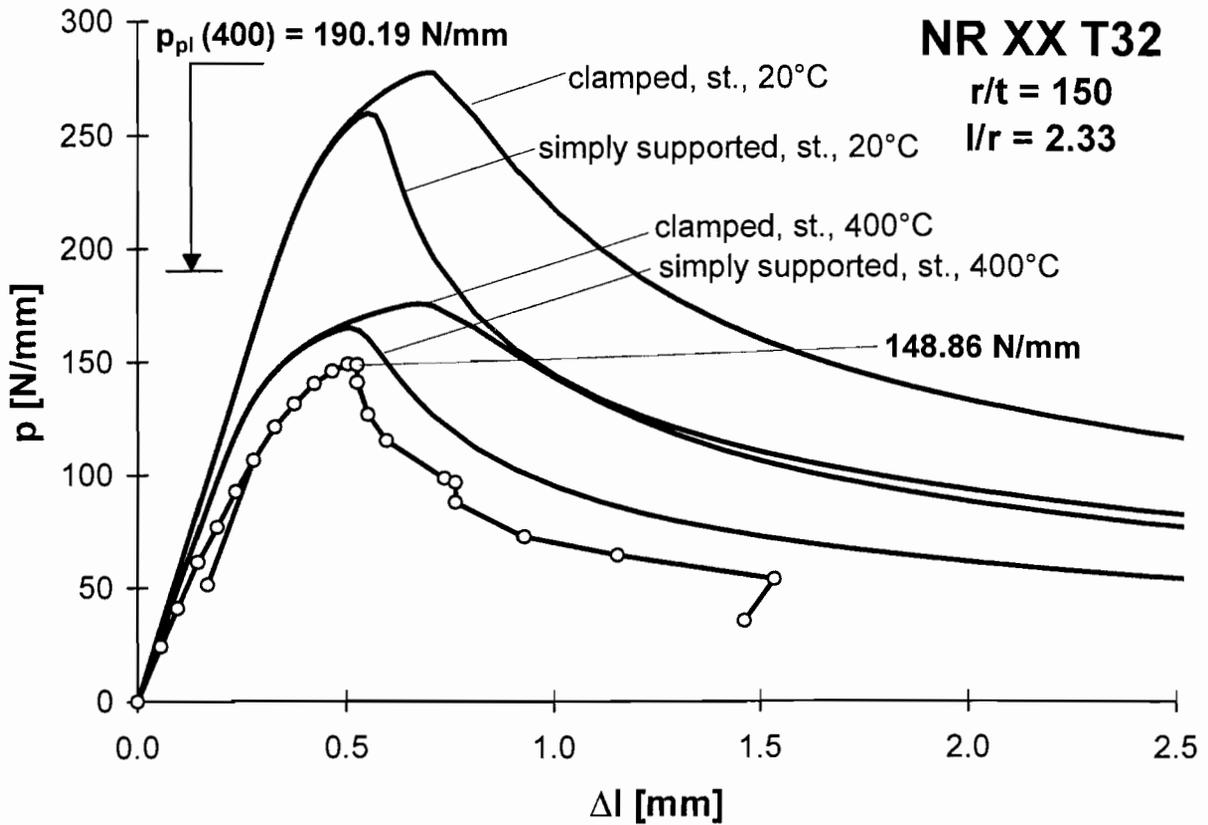
Numerische Beulkurven für AISI 316L
 als Funktion des bezogenen Schalenschlankheitsgrades $\bar{\lambda}_{Sx}$



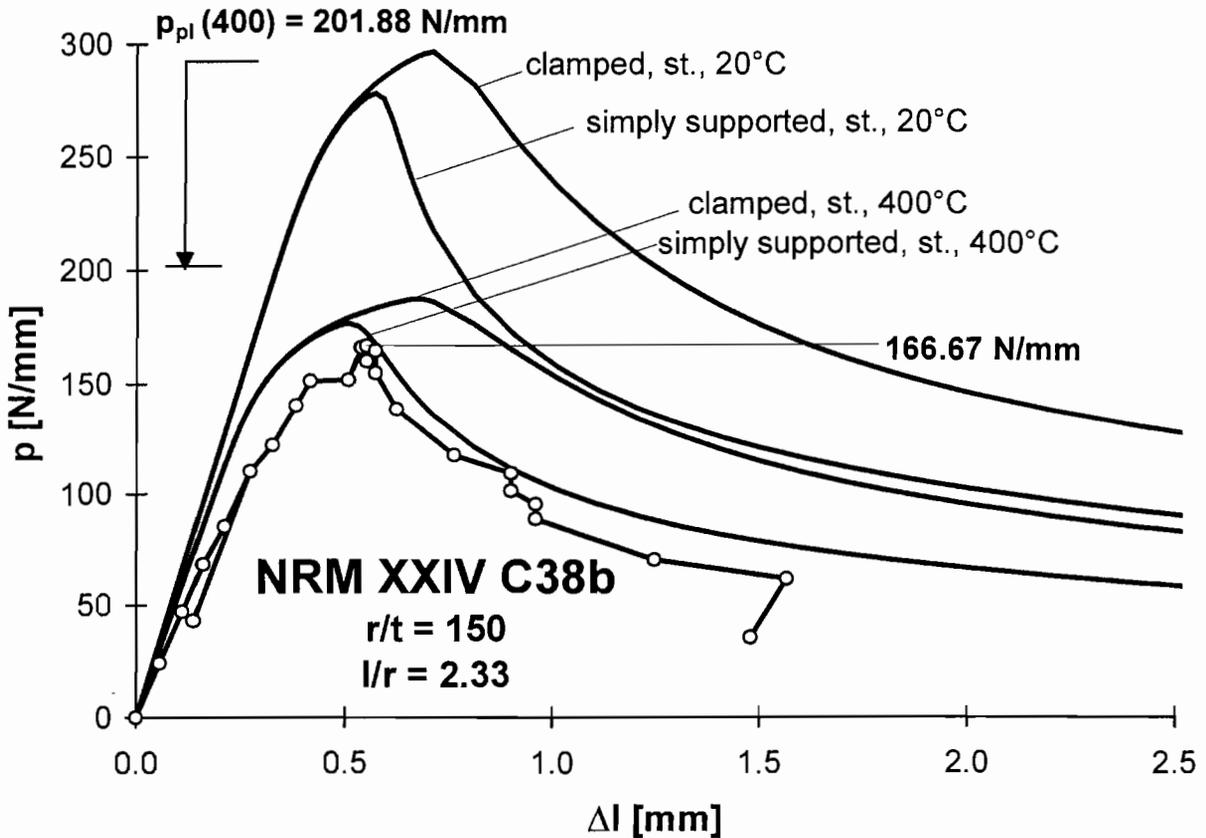
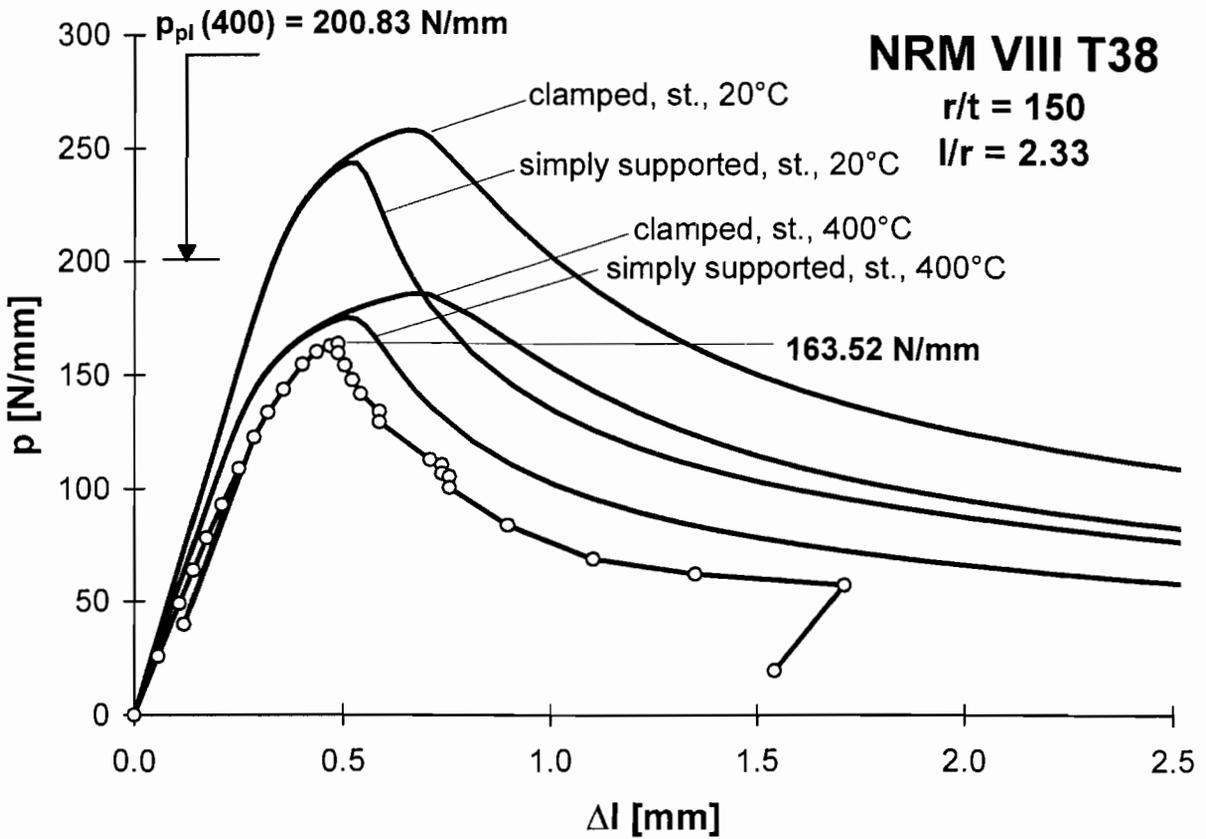
Vergleich numerischer und experimenteller Axiallast-Verkürzung-Kurven
 für $r/t = 400$ und $T = 400^\circ\text{C}$



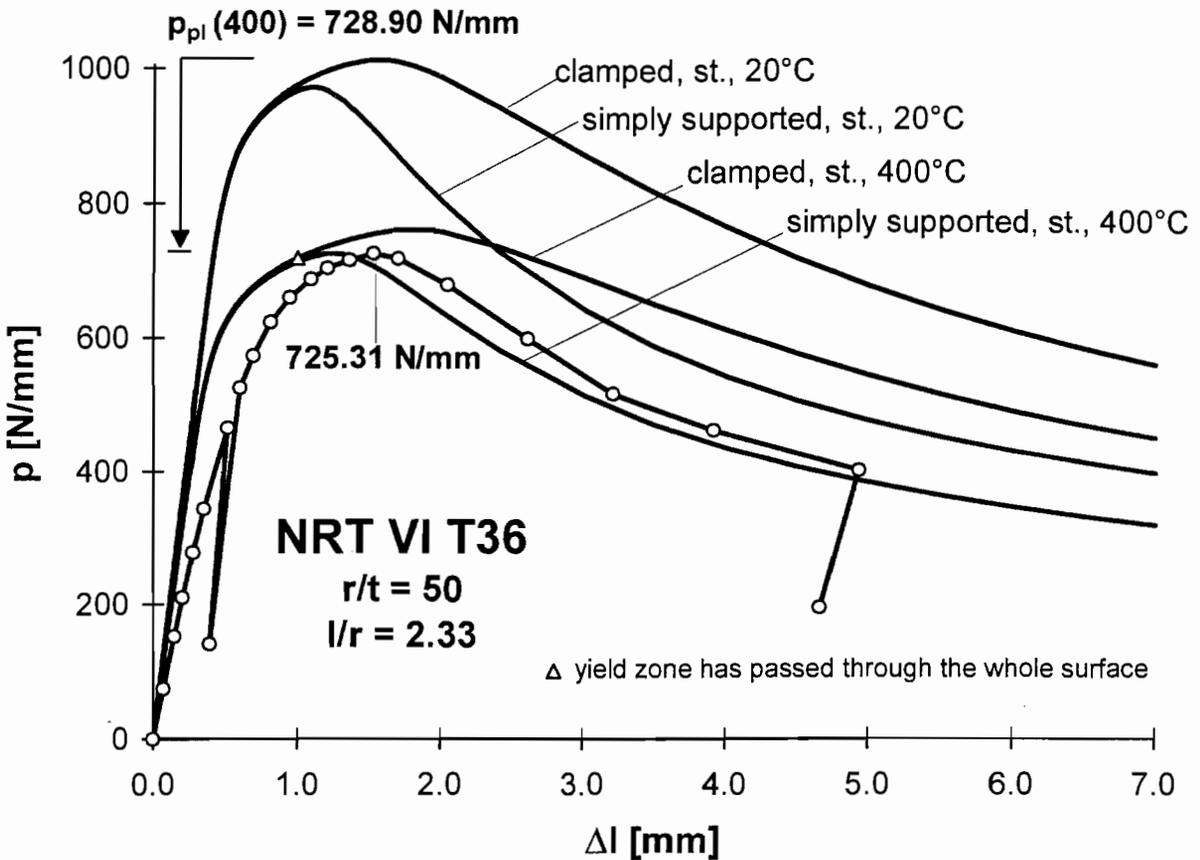
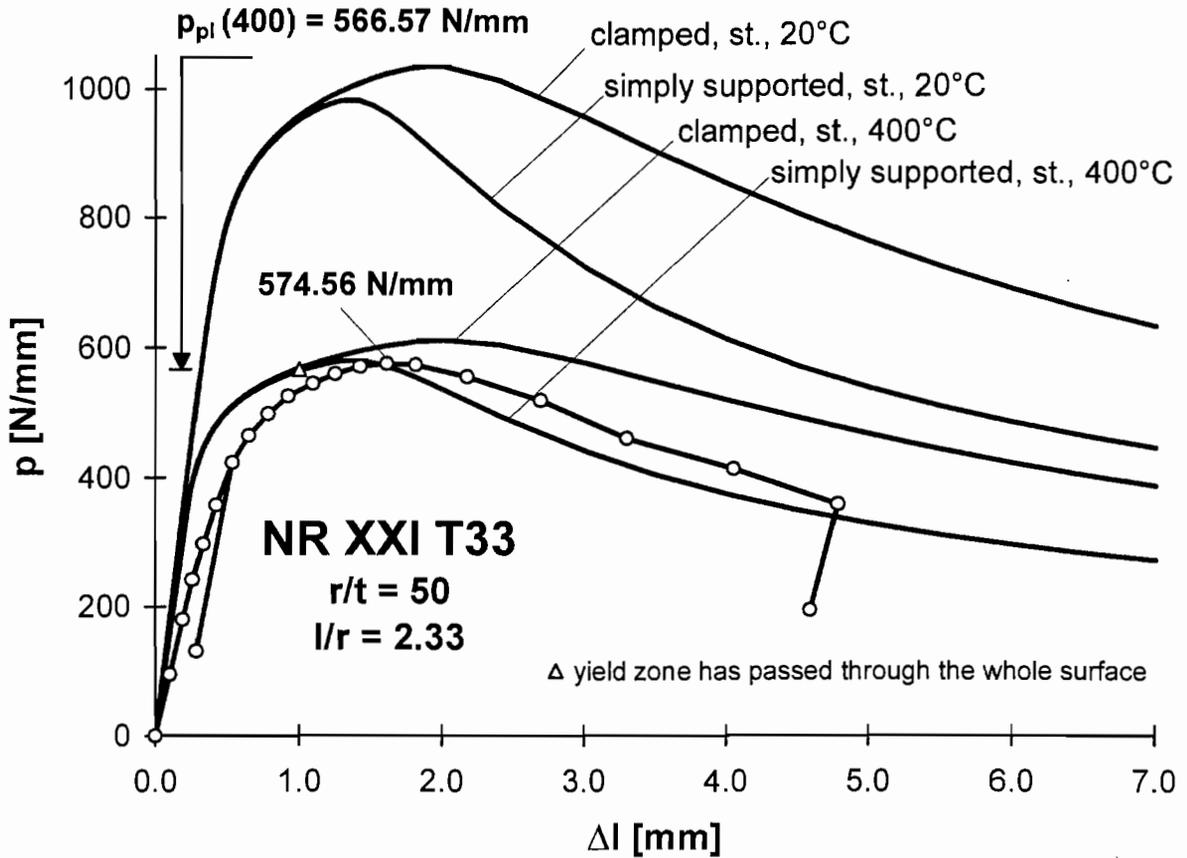
Vergleich numerischer und experimenteller Axiallast-Verkürzung-Kurven
für $r/t = 400$ und $T = 400^\circ\text{C}$



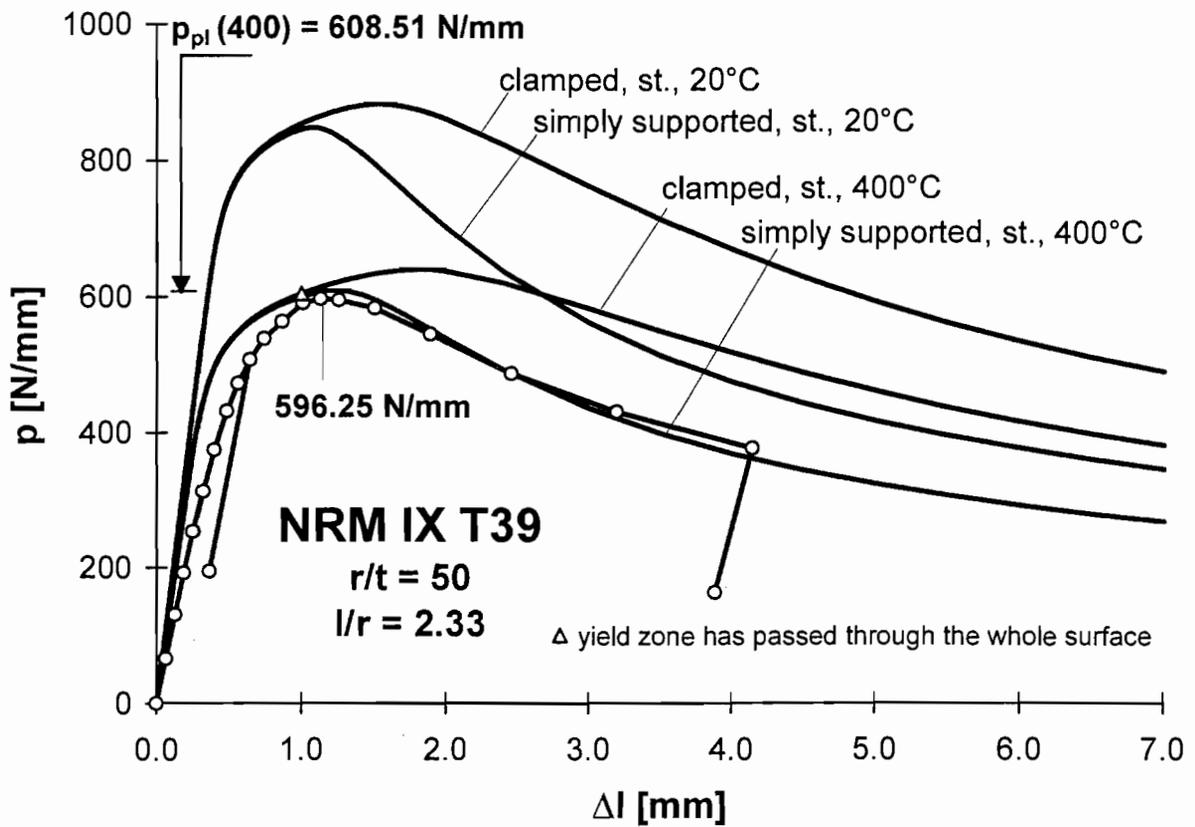
Vergleich numerischer und experimenteller Axiallast-Verkürzung-Kurven für $r/t = 150$ und $T = 400^\circ\text{C}$



Vergleich numerischer und experimenteller Axiallast-Verkürzung-Kurven für $r/t = 150$ und $T = 400^\circ\text{C}$



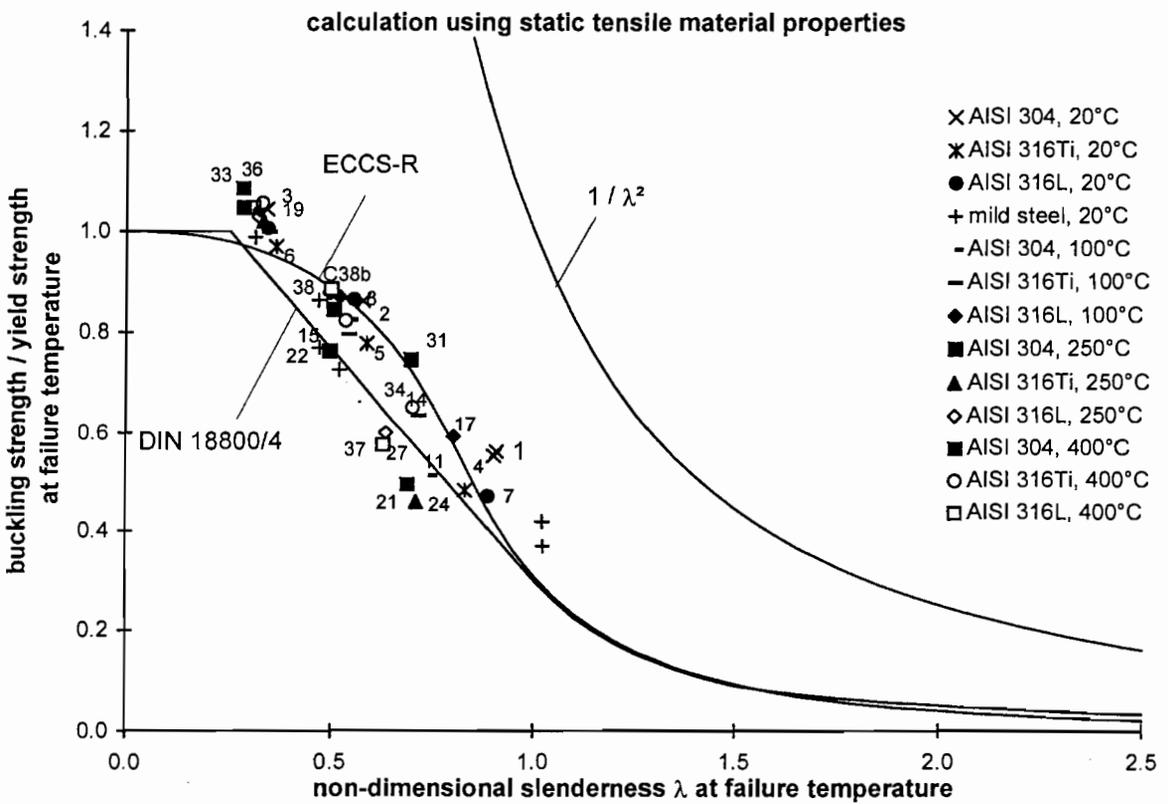
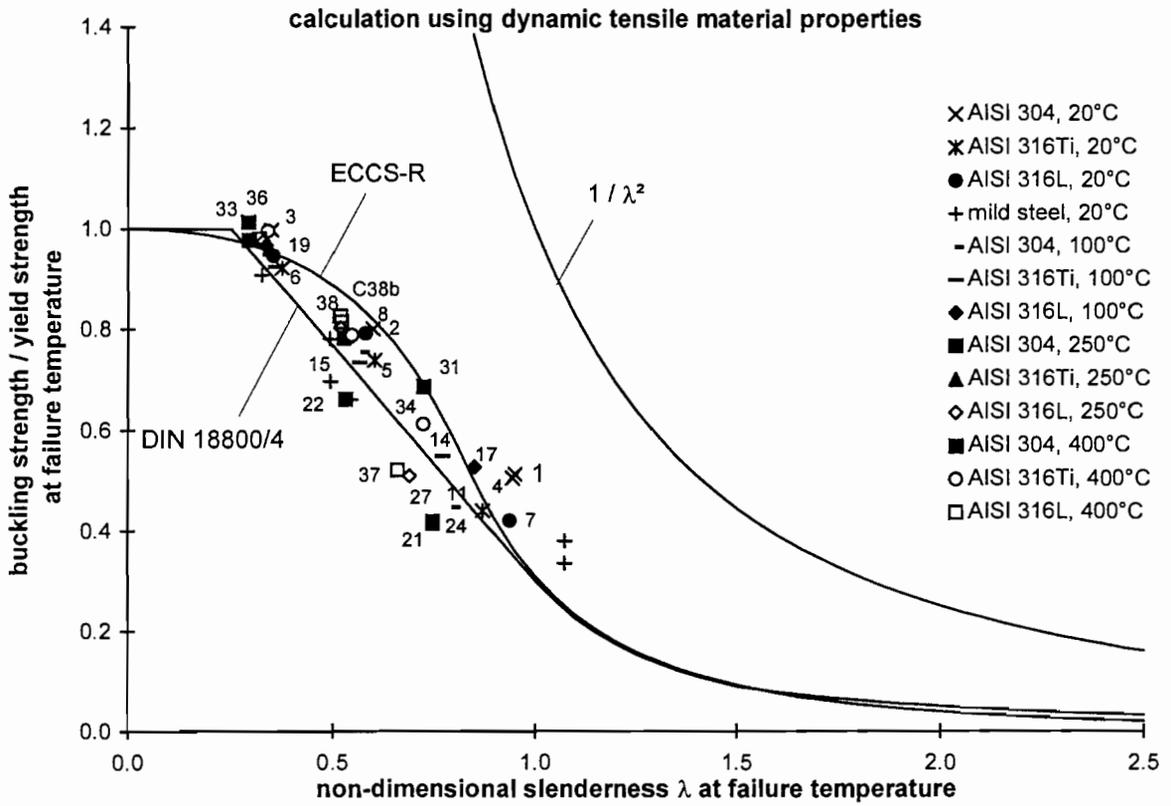
Vergleich numerischer und experimenteller Axiallast-Verkürzung-Kurven für $r/t = 50$ und $T = 400^\circ\text{C}$



Vergleich numerischer und experimenteller Axiallast-Verkürzung-Kurven für $r/t = 50$ und $T = 400^\circ\text{C}$

	E*10 ³ [N/mm ²]		R _{p0.2} [N/mm ²]		λ		K ₂		σ _{xsR} [N/mm ²]		σ _{xu} ^{exp} /σ _{xsR}											
	20°C	T°C	20°C	T°C	20°C	T°C	20°C	T°C	20°C	T°C	20°C	T°C										
T11	205	201	290	263	210	183	0.93	0.88	0.80	0.74	0.37	0.41	0.49	0.54	106.77	107.68	102.86	98.68	0.878	0.871	0.912	0.950
T12	195	188	297	276	262	240	0.60	0.57	0.57	0.55	0.68	0.70	0.70	0.72	201.19	192.49	183.80	173.84	0.983	1.027	1.076	1.137
T13	192	184	294	281	248	230	0.35	0.34	0.33	0.32	0.91	0.91	0.93	0.94	266.84	257.09	230.08	215.98	0.901	0.935	1.045	1.113
T14	209	203	239	218	191	165	0.85	0.81	0.77	0.72	0.44	0.48	0.51	0.56	105.15	103.68	98.10	93.12	0.997	1.011	1.069	1.126
T15	201	196	296	281	256	236	0.60	0.58	0.57	0.54	0.67	0.69	0.71	0.73	199.22	193.16	180.65	171.49	0.942	0.972	1.039	1.094
T16	193	188	331	315	298	276	0.37	0.37	0.36	0.35	0.88	0.89	0.90	0.91	292.37	280.93	267.24	251.01	0.942	0.980	1.030	1.097
T17	195	191	267	239	221	197	0.93	0.88	0.85	0.80	0.37	0.42	0.44	0.48	98.62	99.40	97.03	95.23	1.182	1.172	1.201	1.224
T18	194	191	270	247	240	217	0.57	0.55	0.55	0.52	0.70	0.72	0.72	0.75	188.18	177.92	173.68	162.47	1.002	1.059	1.085	1.160
T19	190	184	289	272	252	234	0.35	0.34	0.34	0.32	0.90	0.91	0.92	0.93	260.93	248.26	231.78	217.89	0.934	0.981	1.051	1.118
T21	205	190	290	263	177	150	0.92	0.88	0.75	0.69	0.37	0.41	0.53	0.59	108.04	108.77	94.65	88.53	0.684	0.680	0.781	0.835
T22	201	182	310	276	210	182	0.62	0.58	0.53	0.50	0.66	0.69	0.74	0.77	204.21	190.76	154.62	140.25	0.679	0.727	0.897	0.989
T23	198	181	301	272	197	184	0.35	0.33	0.29	0.28	0.91	0.92	0.96	0.97	273.36	251.39	188.76	178.00	0.704	0.766	1.020	1.082
T24	205	191	249	237	168	152	0.88	0.86	0.75	0.71	0.41	0.43	0.54	0.57	103.12	102.88	90.08	86.67	0.676	0.677	0.773	0.804
T25	201	186	296	281	229	213	0.60	0.59	0.55	0.53	0.67	0.69	0.72	0.74	199.07	193.02	165.00	157.35	0.000	0.000	0.000	0.000
T26	193	179	331	315	260	245	0.37	0.37	0.34	0.33	0.88	0.89	0.91	0.92	292.52	281.07	237.01	225.64	0.854	0.889	1.054	1.107
T27	201	187	243	219	145	123	0.86	0.82	0.69	0.63	0.43	0.47	0.59	0.64	104.59	103.16	85.58	78.84	0.705	0.715	0.862	0.936
T28	194	185	270	247	210	192	0.57	0.55	0.52	0.50	0.70	0.72	0.75	0.77	188.31	178.03	157.36	147.94	0.894	0.946	1.070	1.138
T29	190	173	289	272	231	219	0.35	0.34	0.33	0.32	0.90	0.91	0.92	0.93	261.32	248.61	213.66	204.34	0.862	0.906	1.054	1.102
T31	209	180	282	252	152	140	0.92	0.87	0.72	0.70	0.38	0.43	0.56	0.58	106.86	107.26	84.71	81.84	0.976	0.972	1.231	1.274
T32	194	170	308	277	190	176	0.63	0.59	0.53	0.51	0.65	0.68	0.74	0.76	199.70	187.97	141.07	133.92	0.745	0.791	1.054	1.110
T33	191	170	318	290	183	171	0.36	0.35	0.29	0.28	0.89	0.91	0.96	0.97	284.04	263.47	175.64	165.68	0.653	0.704	1.057	1.120
T34	205	181	249	237	150	141	0.88	0.86	0.72	0.70	0.42	0.44	0.56	0.58	103.36	103.11	83.61	81.50	0.888	0.890	1.098	1.126
T35	201	178	296	281	218	209	0.60	0.58	0.55	0.53	0.67	0.69	0.72	0.73	199.70	193.60	157.79	153.50	0.860	0.887	1.088	1.119
T36	193	170	331	315	242	228	0.37	0.37	0.34	0.33	0.88	0.89	0.91	0.92	292.45	281.00	221.33	210.66	0.824	0.857	1.088	1.143
T37	201	180	243	219	128	116	0.86	0.82	0.66	0.63	0.43	0.47	0.62	0.65	104.40	103.01	78.96	74.99	0.639	0.647	0.845	0.889
T38	194	168	270	247	192	182	0.57	0.55	0.52	0.51	0.70	0.72	0.75	0.76	188.38	178.09	143.60	138.45	0.830	0.878	1.089	1.129
T39	190	163	289	272	203	190	0.35	0.34	0.32	0.31	0.90	0.91	0.93	0.94	261.03	248.35	189.72	179.42	0.762	0.801	1.048	1.109
C38b	191	170	314	288	193	180	0.62	0.60	0.52	0.50	0.65	0.68	0.75	0.77	204.47	194.63	144.66	137.89	0.779	0.819	1.102	1.156

Vergleich charakteristischer Beulspannungen in Anlehnung an DIN 18800-4 mit experimentellen Beulspannungen



Vergleich bezogener Regelwerk-Beulspannungen mit bezogenen experimentellen Beulspannungen