

Überprüfung der Existenz eines  
plastischen Plateaus bei kleinen  
Schlankheitsgraden in der Beulkurve  
für axialgedrückte Kreiszyinderschalen

**T 2066**

T 2066

Dieser Forschungsbericht wurde mit modernsten Hochleistungskopierern auf Einzelanfrage hergestellt.

Die in dieser Forschungsarbeit enthaltenen Darstellungen und Empfehlungen geben die fachlichen Auffassungen der Verfasser wieder. Diese werden hier unverändert wiedergegeben, sie geben nicht unbedingt die Meinung des Zuwendungsgebers oder des Herausgebers wieder.

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

© by Fraunhofer IRB Verlag

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.fraunhofer.de](mailto:irb@irb.fraunhofer.de)

[www.baufachinformation.de](http://www.baufachinformation.de)

ÜBERPRÜFUNG DER EXISTENZ EINES PLASTISCHEN PLATEAUS BEI KLEINEN  
SCHLANKHEITSGRADEN IN DER BEULKURVE FÜR AXIALGEDRÜCKTE  
KREISZYLINDERSCHALEN

Schlußbericht zum Forschungsvorhaben  
Geschäftszeichen: IV1-5-521/87

Auftraggeber:  
Institut für Bautechnik  
Reichpietschufer 72-76  
1000 Berlin 30

30.11.88

Dieser Bericht hat 34 Seiten Text und 31 Blatt Anlagen

INHALT

Anlagenverzeichnis	II	
Zusammenfassung	III	
Summary	V	
1	EINLEITUNG	1
2	VERSUCHSPROGRAMM	4
3	VERSUCHSKÖRPER	6
3.1	Herstellung	6
3.2	Abmessungen	7
3.3	Werkstoff	9
	3.3.1 Zugversuche an globalen Zugproben	9
	3.3.2 Zugversuche an lokalen Zugproben	11
	3.3.3 Druckversuche an lokalen Druckproben	13
	3.3.4 Streckgrenzen, Fließspannungsrechenwerte	16
4	VERSUCHSAUFBAU	20
5	VERSUCHSDURCHFÜHRUNG	22
6	VERSUCHSERGEBNISSE	24
6.1	Verformungsverhalten	24
6.2	Beultragspannungen, Beultragstauchungen	27
7	WERTUNG DER ERGEBNISSE, SCHLUSSFOLGERUNGEN	30
	LITERATUR	33

ANLAGENVERZEICHNIS

- 1            Versuchsplan
- 2            Aus dem dickwandigen Rohr herausgedrehte  
              kreiszyklindrische Versuchskörper (Fotos)
- 3            Abmessungen der Versuchskörper
- 4            Lage der Materialproben in den Rohrabschnitten A,B,C
- 5            Zugversuche an globalen Zugproben: Lastverformungskurven
- 6            Zugversuche an globalen Zugproben: Werkstoffkennwerte
- 7,8,9        Zugversuche an lokalen Zugproben: Lastverformungskurven
- 10           Zugversuche an lokalen Zugproben: Werkstoffkennwerte
- 11,12,13     Druckversuche an lokalen Druckproben:  
              Lastverformungskurven
- 14           Druckversuche an lokalen Druckproben: Streckgrenzenwerte
- 15           Verteilung der Streckgrenzenwerte über Wanddicke und  
              Länge des Versuchsrohres
- 16           Versuchsaufbau
- 17           Typische, vom x-y-Schreiber aufgezeichnete  
              Lastverformungskurve (KZS 4)
- 18,19,20     Versuchskörper nach dem Versuch (Fotos)
- 21 - 30      Bezogene Kraft-Verkürzung-Kurven der einzelnen  
              Versuchskörper
- 31           Bezogene Kraft-Verkürzung-Kurven aller  
              Versuchskörper

ZUSAMMENFASSUNG

Axialgedrückte rohrförmige Bauteile aus Stahl mit kleinem Radius/Dicken-Verhältnis  $r/t$  erreichen, wenn sie unter Annahme idealplastischen Werkstoffverhaltens berechnet werden und das Stabknicken keine Rolle spielt, ihre vollplastische Normalkraft (Quetschlast) theoretisch erst asymptotisch für den Grenzfall  $r/t \rightarrow 0$ . Tatsächlich wird aber, da alle Bau- und Konstruktionsstähle in ihrer Arbeitslinie oberhalb der Streckgrenze eine Verfestigungsreserve aufweisen, die rechnerische vollplastische Normalkraft bereits bei einem endlichen Wert  $(r/t)_{pl}$  erreicht, der das Ende des "plastischen Plateaus" der Beulkurve für Kreiszyinderschalen markiert. Für kompakte rohrförmige Querschnitte mit  $r/t \leq (r/t)_{pl}$  braucht deshalb kein Beulsicherheitsnachweis geführt zu werden. Dies wurde in der Vergangenheit aufgrund experimenteller Ergebnisse wiederholt in Frage gestellt.

Zur Überprüfung der Existenz und der Länge des plastischen Plateaus für axialgedrückte Kreiszyinderschalen wurde eine Serie von 10 Beulversuchen an kreiszyindrigen Versuchskörpern mit mitteldicker bis sehr dicker Wandung durchgeführt. Alle Versuchskörper (Länge 400 mm, Wanddicke 1,10 bis 27,5 mm) wurden aus einem dickwandigen Rohr  $\varnothing 268,3 * 30$  mm aus Stahl St 35 herausgedreht. In einem umfangreichen Programm begleitender Werkstoffprüfung wurden Zugversuche an globalen Zugproben - die gesamte Ausgangswanddicke erfassend - sowie Zug- und Druckversuche an lokalen Proben aus verschiedenen Schichten der Ausgangswanddicke durchgeführt. Die Ergebnisse der Werkstoffprüfung werden ausführlich im Hinblick auf die Problematik der Definition geeigneter Fließspannungsrechnungswerte für die Auswertung der Beulversuche diskutiert.

Die Beulversuche wurden verkürzungsgeregelt bis in den Nachtraglastbereich gefahren. Dabei waren die Zylinderränder radial unverschieblich gelagert. Die Zylinder beulten nach mehr oder weniger großen plastischen Stauchwegen mit regelmäßig rautenförmigen Beulmustern (mitteldicke Wandung) bzw. unregelmäßig großflächigen Beulmustern (sehr dicke Wandung) bzw. mit einer Ringwulstbeule (nur in einem Fall).

Die Versuchsergebnisse erweisen sowohl das "plastische Plateau" des Entwurfs DIN 18800 Teil 4 als auch die max (d/t)-Werte des Entwurfs Eurocode 3 und des Entwurfs DIN 18800 Teil 1 als ausreichend sicher.

SUMMARY

Axially compressed tubular steel members with small radius/thickness-ratios  $r/t$  and short enough to be not a column buckling case, approach, if being theoretically analysed assuming ideal-plastic material behavior, their fully plastic axial force (squash load) only asymptotically with  $r/t \rightarrow 0$ . But in reality, because of all structural steels having strain-hardening reserves beyond their yield limit, the theoretical squash load is already reached at a finite value  $(r/t)_{p1}$  which marks the end of the "plastic plateau" of the cylindrical shell buckling design curve. Compact tubular members with  $r/t \leq (r/t)_{p1}$  need therefore not be checked against shell buckling. This has repeatedly been called in question on account of experimental results.

A new series of 10 buckling tests on circular cylindrical steel shell specimens with medium to high wall thicknesses has been carried out. All specimens (geometrical dimensions see "Tabelle 1") had been machined from one thick-walled tube  $\emptyset 268,3 * 30$  mm of steel St 35 (see "Anlage 1" and "Anlage 2").

In a comprehensive accompanying material testing program, tension tests on global coupons - covering the whole original wall thickness - as well as tension and compression tests on local coupons from different layers of the original wall thickness have been carried out (see "Anlage 4"). The variation of the different axial yield stresses along the longitudinal and radial directions of the tube are shown on "Anlage 15". From this material testing information the "theoretical average yield stress values" for all ten specimens have been evaluated ("Tabelle 2") using various (partly hypothetic) assumptions:

- Column 1,2: Maximum upper yield stress and minimum static yield stress from one of the nine global tension coupons;
- column 3,4: circumferentially averaged and longitudinally interpolated upper and static yield stresses using all nine global tension coupons;

- column 5,6: circumferentially averaged, radially interpolated and averaged (see "Anlage 15") and longitudinally interpolated upper and static yield stress using the 27 local tension coupons;
- column 7,8: the same as before, but using the 27 local compression coupons.

The material testing results are discussed in view of the problem of defining appropriate yield stress values for the evaluation of the buckling tests.

The loading procedure of the buckling tests was shortening-controlled, with the cylinder edges being radially restrained (see "Anlage 16"). On "Anlage 21" to "Anlage 31" the quasi-static (see "Anlage 17") load-shortening-curves are shown. The tests were run as far into the post-ultimate-load range as to develop clearly their plastic buckling patterns. The patterns were regularly diamond-shaped in medium-thick cylinders, of unregular shape in very thick cylinders, and only in one case of the "elefant-foot" type (see photographs on "Anlage 18" to "Anlage 20").

In "Bild 7" the relative ultimate loads  $\bar{\sigma}_u$  and relative ultimate load shortenings  $\bar{\epsilon}_u$  acc. to equs. (16) and (17) are plotted versus radius/thickness-ratios  $r/t$ ; it can be seen that the ultimate load shortenings show a better correlation with  $r/t$  than the ultimate loads. In "Bild 8" the relative ultimate loads are plotted versus relative shell slenderness parameters  $\bar{\lambda}_s$  acc. to equ. (6) using alternatively as "yield stress value" the maximum upper, or the averaged static compression, or the minimum static yield stress from "Tabelle 2". As can be seen, the test results prove the "plastic plateau" of the draft DIN 18800 part 4 shell buckling design curve and the maximum  $d/t$ -ratios for tubular compression elements in the draft Eurocode 3 and the draft DIN 18800 part 1 to be conservative.

## 1 EINLEITUNG

Alle Stabilitätsfälle (Stabknicken, Plattenbeulen, Schalenbeulen) gehen für den Grenzfall sehr kleinen bezogenen Schlankheitsgrades

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{\sigma_F}{\sigma_{Ki}}} = \sqrt{\frac{N_{pl}}{N_{Ki}}} = \sqrt{\frac{P_{pl}}{P_{Ki}}} = \text{ usw.} \quad (1)$$

in den ihnen zugeordneten vollplastischen Zustand über. Bei zentrisch axialgedrückten Strukturen ist das die vollplastische Normalkraft

$$N_{pl} = A \sigma_F \quad (2)$$

Da alle Bau- und Konstruktionsstähle in ihrer Arbeitslinie oberhalb der Streckgrenze eine Verfestigungsreserve haben, wird de facto die vollplastische Normalkraft nicht erst bei  $\bar{\lambda}=0$  erreicht, sondern bei einem endlichen Wert  $\bar{\lambda}_{pl}$ . Der Bereich von  $\bar{\lambda}=0$  bis  $\bar{\lambda}=\bar{\lambda}_{pl}$  wird "plastisches Plateau" der Knick- oder Beulkurve genannt. Er bietet die Möglichkeit, in Regelwerken kompakte Querschnitte zu definieren, bei denen kein Stabilitätsnachweis geführt zu werden braucht. Klassische Beispiele für die Nutzbarmachung dieser Möglichkeit sind Druckstäbe mit  $\bar{\lambda} \leq 20$ , für die nach DIN 4114 bekanntlich kein Knicksicherheitsnachweis geführt zu werden braucht, und allseitig gelenkig und unverschieblich gelagerte

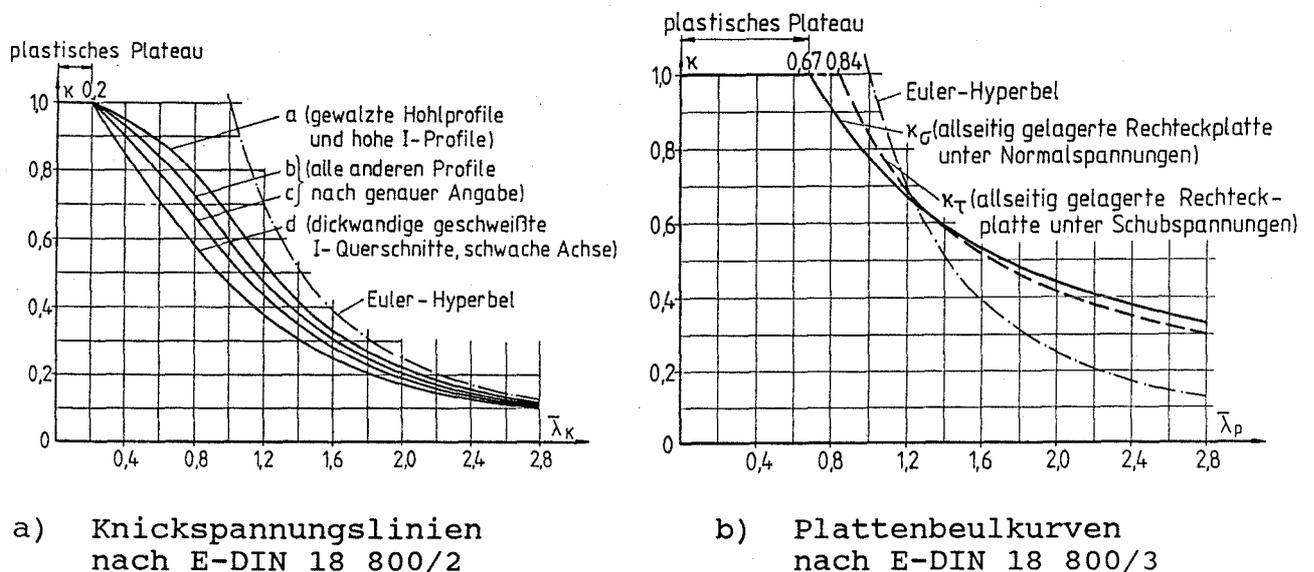


Bild 1. Plastische Plateaus in den Normentwürfen DIN 18 800

Rechteckplatten mit  $\text{vorh}(b/t) \leq \text{max}(b/t)$ , für die nach DAST-Richtlinie 012 bekanntlich kein Beulsicherheitsnachweis geführt zu werden braucht. Auch die neuen Normentwürfe DIN 18 800 für die Stabilitätsfälle "Knicken von Stäben und Stabwerken" (Teil 2)/1/ und "Plattenbeulen" (Teil 3)/2/ machen von dieser Möglichkeit Gebrauch (Bild 1).

Bei axialgedrückten Kreiszylinderschalen ist aufgrund ihres bekannt ungünstigen Beulverhaltens zu erwarten, daß das plastische Plateau deutlich kürzer als beim Plattenbeulen, möglicherweise noch kürzer als beim Stabknicken ist. Aufgrund neuerer Versuche an Kreiszylinderschalen unter Axialbelastung im plastischen Bereich /3,4/ sowie umfangreicher Auswertungen aller früher durchgeführten Versuche schlugen SCHULZ und B.F.BORNSCHEUER sogar Schalenbeulkurven ohne plastisches Plateau vor (Bild 2).

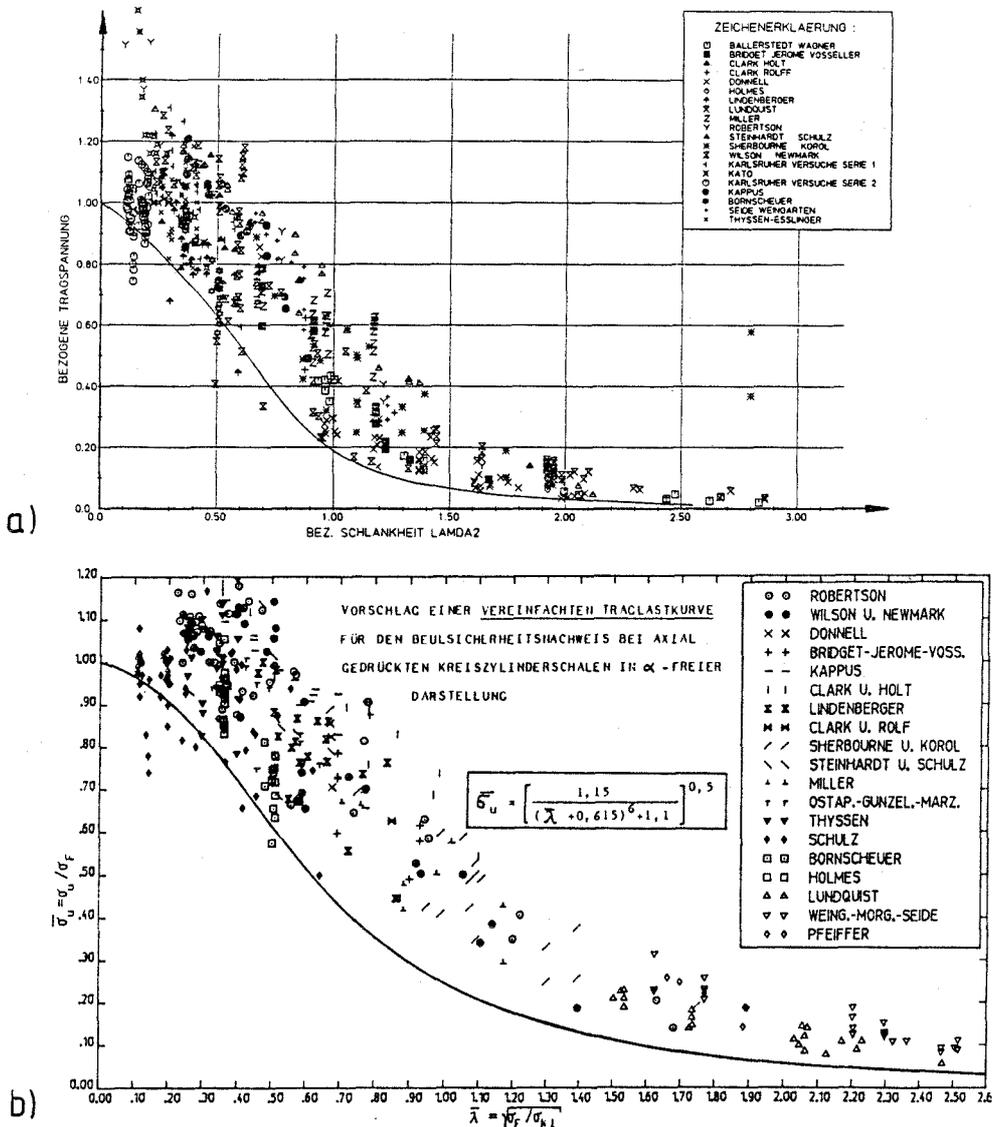


Bild 2. Vorschläge für Schalenbeulkurven ohne plastisches Plateau  
 a) Vorschlag SCHULZ /3,5/  
 b) Vorschlag BORNSCHEUER /6/

Würde man solche Vorschläge in den Entwurf DIN 18 800 Teil 4 übernehmen, so würde das zu einer Schlechterstellung axialgedrückter dickwandiger Rohre führen, ohne daß bisher konkrete Schadensfälle bekannt geworden wären. Bedenkt man nun, daß bei der bezogenen Darstellung von Versuchsbeullasten  $F_u$  in der üblichen Form

$$\bar{\sigma}_u = \bar{N}_u = F_u/N_{pl} \quad (3)$$

der in den rechnerischen Bezugswert  $N_{pl}$  nach Gl.(2) einzusetzende Fließspannungsrechenwert  $\sigma_F$  die Aussage "sicher" oder "unsicher" im hochplastischen Bereich direkt beeinflusst, so kommt hier der versuchsbegleitenden Ermittlung der "Streckgrenze"  $\beta_S$ , die als Fließspannungsrechenwert

$$\sigma_F = \beta_S \quad (4)$$

Verwendung finden soll, wesentlich größere Bedeutung zu als bei üblichen Stabilitätsversuchen im mittelschlanken und schlanken Bereich. Es bestünde hier gewissermaßen die Gefahr, daß ein Werkstoffproblem (Stichworte: dehnungsgeregelter/kraftgeregelter Zugversuch, obere/statische Streckgrenze, globale/lokale Streckgrenze, Zug-/Druckstreckgrenze) "auf den Schultern" eines Stabilitätsfalles geregelt würde.

Vor diesem Hintergrund regte der NABau-Arbeitsausschuß "DIN 18 800 Teil 4 - Stabilität im Stahlbau; Schalenbeulen" die nachfolgend beschriebene Versuchsreihe an. Mit ihr sollte gezielt und unter sorgfältiger Beachtung des angesprochenen Werkstoffproblems die Existenz eines plastischen Plateaus in der Beulkurve für axialgedrückte Kreiszylinderschalen überprüft werden.

Die Versuche wurden vom Institut für Bautechnik finanziell gefördert (Gesch.Zeichen:IV 1-5-521/87), wofür an dieser Stelle gedankt sei. Das als Versuchsmaterial benötigte dickwandige Rohr wurde dankenswerterweise von der Fa. Mannesmann-Röhrenwerke AG, Düsseldorf, kostenlos zur Verfügung gestellt. Die Durchführung der Versuche erfolgte im Stahlbaulabor, die Herstellung der Versuchskörper in der Zentralwerkstatt der Universität GH Essen; allen beteiligten hauptamtlichen Mitarbeitern (insbesondere den Herren G.Braatz, H.Breßler und G.Schneider) gebührt ebenfalls Dank.

## 2 VERSUCHSPROGRAMM

Für axialgedrückte Kreiszylinderschalen mittlerer Länge (Bild 3) ergibt sich der bezogene Schalenschlankheitsgrad nach Gl.(1) mit der bekannten idealen Axialbeulspannung

$$\sigma_{xKi} = 0,605 E t/r \quad (5)$$

zu

$$\bar{\lambda}_S = 1,286 \sqrt{(r/t) (\sigma_F/E)}. \quad (6)$$

Dieser bezogene Schlankheitsgrad war innerhalb der Grenzen

$$\text{ca.}0,07 \leq \bar{\lambda}_S \leq \text{ca.}0,40 \quad (7)$$

zu variieren, um den vermuteten Bereich des plastischen Plateaus abzudecken. Das bedeutete bei Verwendung eines Baustahls mit  $\sigma_F = \text{ca.}240 \text{ N/mm}^2$  Radius/Dicken-Verhältnisse von

$$\text{ca.}2,5 \leq r/t \leq \text{ca.}85. \quad (8)$$

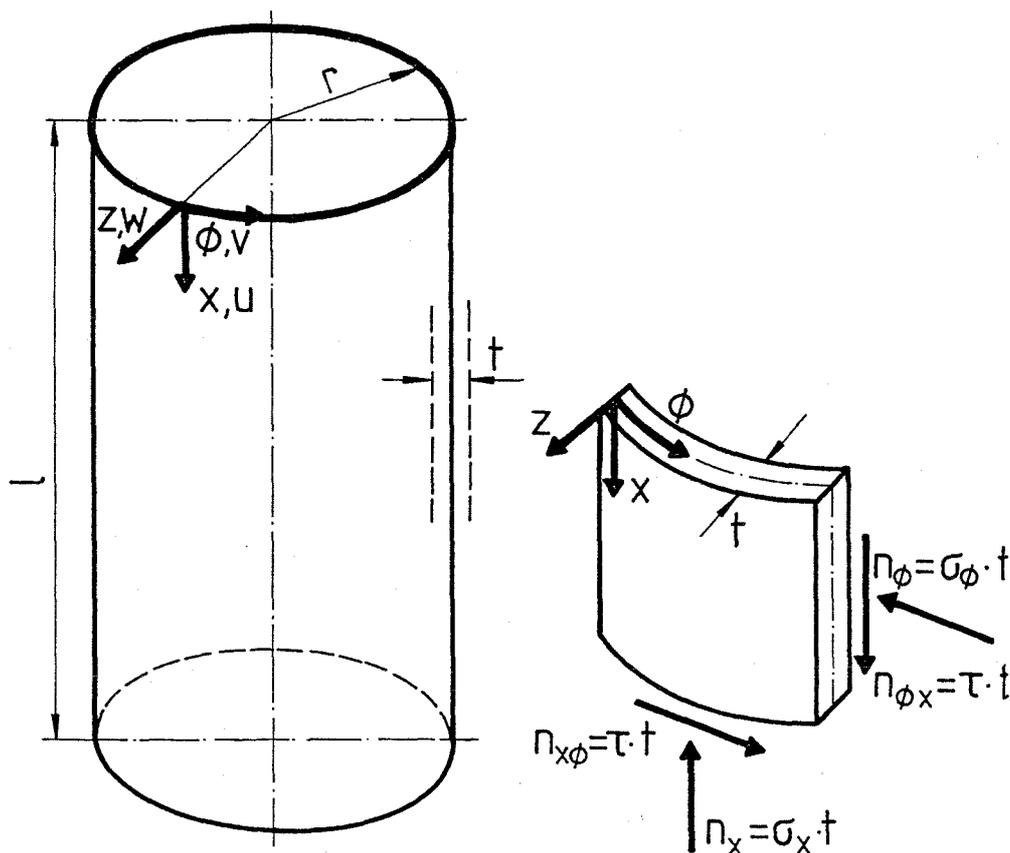


Bild 3. Kreiszylinderschale: Bezeichnungen

Um im Sinne der besonderen Zielsetzung die Werkstoffproblematik weitgehend aus den Beulversuchsergebnissen "herauszuhalten", wurde der Versuchsserie als Grundkonzeption zugrundegelegt, alle nach Gl.(8) benötigten r/t-Verhältnisse aus demselben Halbzeug zu fertigen. Auf diese Weise sollte der dickwandigste Kreiszyylinder mit seiner Quetschlast (bzw.seiner Quetsch-Nennspannung) quasi selbst die richtige Werkstoffbezugsgröße für die bezogene Auswertung der weniger dickwandigen Kreiszyylinder nach Gl.(3) zur Verfügung stellen.

Aufgrund dieser Vorgaben entstand der in Anlage 1 dargestellte Versuchsplan: Aus einem extrem dickwandigen Rohr (Nennmaße:168,3\*30) waren 10 kreiszylindrische Versuchskörper mit den nach Gl.(8) erforderlichen r/t-Verhältnissen her auszudrehen. Die dünnwandigeren Zylinder wurden dabei außenbündig in der Wandung des Ausgangsrohres angeordnet, weil dadurch die kleinste herzustellende Wanddicke nicht weniger als  $t = \text{ca. } 1,0 \text{ mm}$  betrug; dies war die fertigungstechnisch unterste Grenze für die Wanddicke. Wie sich später herausstellte, war es aus werkstofflichen Gründen doch erforderlich, wenigstens einen dünnwandigen Zylinder auch innenbündig in der Ausgangswandung anzuordnen; die Reihe wurde deshalb nachträglich um den Versuchskörper KZS 10 erweitert.

Als Zylinderlänge wurde einheitlich  $L = 400 \text{ mm}$  gewählt. Damit liegt der dickwandigste Zylinder noch knapp über der Grenze zum "kurzen" Kreiszyylinder nach DAST-Ri 013/7/:

$$l/r = \text{ca.} 400/70 = 5,7 > 8/\sqrt{r/t} = \text{ca.} 5,0. \quad (9)$$

Für die begleitenden Werkstoffversuche waren im Versuchsplan drei Probenabschnitte vorgesehen, die in der Mitte und an den Enden des für die Versuchskörper verwendeten Rohrstückes lagen (Anlage 1).

### 3 VERSUCHSKÖRPER

#### 3.1 Herstellung

Von dem von der Fa. Mannesmann-Röhrenwerke AG kostenlos angelieferten, ca. 6m langen Stück eines nahtlosen kreisförmigen Rohres 168,3 \* 30 wurden im ersten Untersuchungsabschnitt die drei Probenabschnitte A bis C sowie die acht Versuchskörperrohlinge KZS 1 bis KZS 8 (Länge 420mm) abgesägt und auf einen einheitlichen Außendurchmesser  $D_a = \text{ca. } 167\text{mm}$  abgedreht. Die Rohlinge wurden dann von innen bis auf die gewünschten Wanddicken ausgedreht. Mit abnehmender Wanddicke mußte der Drehspan zunehmend dünner gehalten werden, um sowohl eine Erwärmung (mit der Folge werkstofflicher Veränderungen) als auch ein Flattern (mit der Folge ungleichmäßiger Wanddicken) weitgehend zu vermeiden. Abschließend wurden die Versuchskörper an beiden Enden winkelrecht zur Längsachse bis auf eine einheitliche Länge von  $L = 400\text{mm}$  plangedreht. Die Oberflächengüte der Zylindermäntel entsprach einem "Schlichten".

Anlage 2 enthält Fotos der acht Versuchskörper des ersten Untersuchungsabschnittes. Die Zylinder waren in diesem Stadium vorsichtig gesandstrahlt worden, um die Oberfläche matt und damit "fotofreundlicher" zu bekommen; hierauf wurde später verzichtet. Drei der auf Anlage 2 gezeigten Zylinder wurden später noch weiter zu dünnwandigeren Versuchskörpern ausgedreht (vgl. Anlage 1).

Das Versuchsprogramm wurde nachträglich aufgrund von Erkenntnissen aus dem ersten Untersuchungsabschnitt um die Versuchskörper KZS 9 und KZS 10 erweitert. Beide wurden ähnlich gefertigt wie vorstehend beschrieben - mit der einzigen Ausnahme, daß der Zylinder KZS 10 bis auf  $D_a = 117\text{mm}$  abgedreht wurde, um seine Wanddicke - wie in Abschn.2 erläutert - etwa innenbündig in der Ausgangswanddicke anzuordnen.

### 3.2 Abmessungen

Die Längen  $L$  der Versuchskörper wurden überprüft; sie entsprachen praktisch genau der Nennlänge  $L = 400\text{mm}$ .

Die Außendurchmesser  $D_a$  wurden mit einer Schieblehre auf drei Meßebenen in je vier Richtungen gemessen. Ihre Mittelwerte  $\hat{D}_a$  sind in Anlage 3 angegeben; die größten Abweichungen von den Mittelwerten lagen bei  $\pm 0,1\text{mm}$ .

Die Wanddicken  $t$  wurden ebenfalls auf drei Meßebenen an je acht gleichmäßig über den Umfang verteilten Stellen gemessen, und zwar bei den beiden dickwandigen Versuchskörpern KZS 5 und KZS 8 mit der Schieblehre, bei allen anderen Versuchskörpern mit einem Ultraschall-Dickenmeßgerät. Die Ergebnisse der Dickenmessungen einschließlich der pro Meßebene gemittelten Werte  $\bar{t}$  und der Gesamtmittelwerte  $\hat{t}$  sind auf Anlage 3 tabellarisch zusammengestellt. Es zeigt sich, daß die größten absoluten Abweichungen von den Gesamtmittelwerten bei  $\Delta t = \text{ca. } \pm (0,10 \text{ bis } 0,15)\text{mm}$  lagen, wobei der dickwandigste Versuchskörper KZS 10 mit  $\Delta t = -0,04/+0,03\text{mm}$  die gleichmäßigste und der dünnwandigste Versuchskörper KZS 9 mit  $\Delta t = -0,12/+0,18\text{mm}$  die ungleichmäßigste Wanddicke aufwies. Das hängt mit den Problemen bei der Fertigung zusammen: Die Versuchskörper mußten beim Ausdrehen umgespannt werden, wodurch unvermeidbare Exzentrizitäten zwischen innerer und äußerer Zylinderoberfläche entstehen. Ferner ist aus früheren Untersuchungen an ebenfalls gedrehten Modellschalen /9/ bekannt, daß sich am jeweils dem Drehfutter abgewandten Rand Dickenschwankungen einstellen, die in Umfangsrichtung mit der 4. Harmonischen veränderlich sind - offenbar durch "Flatterschwingungen" beim Drehen ausgelöst. Für genauere Nachrechnungen sollte alternativ zur mittleren Wanddicke  $\hat{t}$  auch mit geeignet reduzierter oder erhöhter Wanddicke gerechnet werden, beispielweise um die durchschnittliche Standardabweichung aller Versuchskörper von  $s_t = \text{ca. } 0,05\text{mm}$ .

Aus den mittleren Außendurchmessern und Wanddicken nach Anlage 3 errechnen sich die in der nachfolgenden Tabelle 1 zusammengestellten geometrischen Kennwerte der Versuchskörper.

Die Kreisform der Zylinder wurde ebenfalls überprüft. Dazu wurden mit Hilfe einer speziell entwickelten Meßvorrichtung die abgewinkelten Konturen der drei Umfangslinien  $U_1$  bis  $U_3$  (vgl. Anlage 3) der Schalenaußenfläche aufgenommen und daraus durch Fourierzerlegung die radialen Abweichungen  $w_0$  vom jeweils "mittleren Kreis" ermittelt. Einzelheiten zur Vorrichtung und zur Auswertung können /10, 11/ entnommen werden; auf eine Wiedergabe der Ergebnisse wird hier verzichtet, da sich die Versuchskörper - wie vom Herstellungsverfahren her zu erwarten - als "ziemlich perfekt kreiszylindrisch" erwiesen. Die größten Abweichungen vom jeweils mittleren Kreis lagen bei  $w_0 = \text{ca. } \pm 0,1\text{mm}$ .

Tabelle 1. Geometrische Kennwerte der Versuchskörper

Ver- suchs- körper	r [mm]	t [mm]	l=L [mm]	r/t	l/r	A [mm <sup>2</sup> ]
KSZ 1	82.4	2.00	400	41.2	4.85	1035
KSZ 2	81.5	4.00	400	20.4	4.91	2047
KSZ 3	80.0	6.95	400	11.5	5.00	3492
KZS 4	82.6	1.62	400	51.0	4.84	841
KZS 5	76.4	14.09	400	5.4	5.24	6764
KZS 6	82.4	1.92	400	42.9	4.85	995
KZS 7	82.4	2.02	400	40.8	4.86	1046
KZS 8	69.6	27.52	400	2.5	5.74	12042
KZS 9	82.9	1.10	400	75.4	4.83	573
KZS 10	57.7	1.64	400	35.2	6.93	594

### 3.3 Werkstoff

Das angelieferte Rohrstück bestand nach Angabe des Lieferers aus "Stahl St 35". Ob es sich tatsächlich um St 35 im Sinne von DIN 1629-alt oder um unlegierten Stahl St 37.0 nach DIN 1629-neu oder allgemeinen Baustahl St 37-2 bzw. St 37-3 nach DIN 17 121 handelte, ist nicht bekannt - für den vorliegenden Zweck aber belanglos. Entsprechend der besonderen Zielsetzung des Vorhabens wurde ein umfangreiches Programm begleitender Werkstoffversuche dreierlei Typs durchgeführt:

- Zugversuche an globalen Zugproben,
- Zugversuche an lokalen Zugproben,
- Druckversuche an lokalen Druckproben.

Die Lage der Materialproben innerhalb der drei Probenabschnitte A bis C (Anlage 1) sowie die Systematik ihrer Bezeichnungen ist Anlage 4 zu entnehmen.

#### 3.3. 1 Zugversuche an globalen Zugproben

Da der Schwerpunkt der vorliegenden Untersuchungen weniger auf der Miterfassung örtlicher Oberflächenunregelmäßigkeiten einschließlich Walzhaut lag, vielmehr auf einer präzisen Ermittlung des plastischen Werkstoffverhaltens, wurden keine Streifenproben nach DIN 50 140 mit ihrer etwas problematischen Versuchsdurchführung verwendet, sondern spanabhebend aus der Wandung herausgearbeitete proportionale Flachproben E nach DIN 50 125.

Die Probenbreite betrug  $b = \text{ca. } 30\text{mm}$ , die Probendicke  $a = \text{ca. } 26\text{mm}$ , womit genügend genau die Wanddicke  $t = 27,52\text{mm}$  des dickwandigsten Versuchskörpers KZS 8 "global" erfaßt wird (Anlage 4). Die Bruchdehnungsmeßlänge betrug  $L_0 = 160\text{mm}$ , die Versuchslänge  $L_V = 200\text{mm}$ .

Die Durchführung der Zugversuche erfolgte in einer 600 kN-Prüfmaschine nach einer über DIN 50 145 hinausgehenden Prüfprozedur, ähnlich wie in Abschn. 3.3.2 für die Zugversuche an lokalen Zugproben beschrieben. Die Proben wurden dehnungsgeregelt (Dehnungsaufnehmermeßlänge 100mm) bis  $\epsilon = 2,25\%$  gezogen, danach kolbenweg-

geregelt zu Bruch gefahren. Die Dehnungsgeschwindigkeit betrug  $\dot{\epsilon} = 0,05\%/min$  bis  $\epsilon = 0,3\%$ , danach  $\dot{\epsilon} = 0,25\%/min$ . Bei  $\epsilon = 0,25\%$  wurde ent- und wiederbelastet; bei  $\epsilon = 0,3\%$ ,  $\epsilon = 0,8\%$  und  $\epsilon = 1,3\%$  wurde jeweils 10 min die Dehnung konstant gehalten ( $\dot{\epsilon} = 0$ ). Weitere Einzelheiten, insbesondere zur Auswertung, siehe Abschn. 3.3.2.

Anlage 5 enthält die Originalmitschriebe der Lastverformungsdiagramme aller neun Zugversuche an globalen Zugproben. Sie weisen den Stahl als nahezu idealplastisch (Abschnitt A) bzw. geringfügig verfestigend-plastisch (Abschnitte B und C) aus, jedenfalls mit ausgeprägter Streckgrenze.

Die aus den Zugversuchen ermittelten Werkstoffkennwerte

Elastizitätsmodul	$E$
obere Zugstreckgrenze	$\beta^Z_{S0}$
statische Zugstreckgrenze	$\beta^Z_{Ss}$
Zugfestigkeit	$\beta_Z$
Bruchdehnung	$\delta_5$

sind tabellarisch auf Anlage 6 zusammengestellt. Bei ihrer Betrachtung fällt folgendes auf:

- a) Von den gemäß DIN 1629 zu gewährleistenden mechanischen Eigenschaften erfüllen die obere Streckgrenze und die Zugfestigkeit mit jedem Einzelwert die Forderungen, die Bruchdehnung dagegen nur im Mittel bzw. nur mit den Einzelwerten im Probenabschnitt A. Das Rohr wäre aber bei Lieferung mit Abnahmeprüfzeugnis DIN 50 049-3.1 mit hoher Wahrscheinlichkeit als ordnungsgemäß eingestuft worden, da nach DIN 1629 bekanntlich eine Zugprobe aus einem Prüfrohr je Los gefordert wird.
- b) E-Modul und Zugfestigkeit haben die für Zugproben aus einem Halbzeug zu erwartende geringe Streuung ( $V = ca. 2\%$ ), während beide Streckgrenzenwerte mit  $V = 6-7\%$  ungewöhnlich stark streuen - allerdings verursacht nur von den Abschnitten B und C, in denen andererseits die Bruchdehnungen etwas zu klein sind.

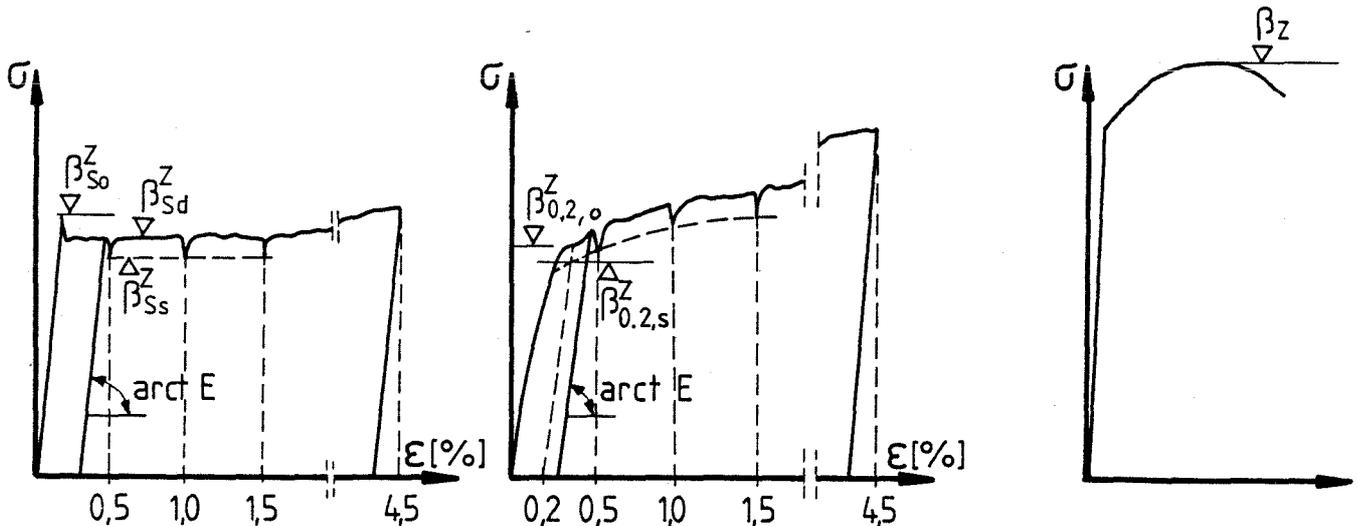
### 3.3.2 Zugversuche an lokalen Zugproben

Um die mögliche Veränderlichkeit des Werkstoffverhaltens über die Rohrwanddicke bei der Auswertung berücksichtigen zu können, wurden an insgesamt  $3 * 3 = 9$  Stellen je drei Flachproben E 5 \* 16 DIN 50 125 spanabhebend aus der Rohrwandung herausgearbeitet (Anlage 4). Die Bruchdehnungsmeßlänge betrug  $L_0 = 50\text{mm}$ , die Versuchslänge  $L_v = 115\text{mm}$  (um ggfs. auch  $\delta_{10}$  messen zu können).

Die Durchführung der Zugversuche erfolgte in einer programmgesteuerten 200 kN- Prüfmaschine nach einer über DIN 50 145 hinausgehenden, standardisierten Prüfprozedur (Bild 4). Die Zugproben werden nach dieser Prüfprozedur mit Hilfe eines Feindehnungsmeßgerätes bis zu einer Dehnung von  $\epsilon = 4,5\%$  dehnungsgeregelt gezogen. Die Dehnungsgeschwindigkeit beträgt  $\dot{\epsilon} = 0,05\%/ \text{min}$  bis  $\epsilon = 0,5\%$ , danach  $\dot{\epsilon} = 0,25\%/ \text{min}$ . Bei  $\epsilon = 0,45\%$  wird ent- und wiederbelastet, die mittlere Entlastungsgerade dient der Bestimmung des E-Moduls. Bei  $\epsilon = 0,5\%$ ,  $\epsilon = 1,0\%$  und  $\epsilon = 1,5\%$  wird jeweils 10 min die Dehnung konstant gehalten ( $\dot{\epsilon} = 0$ ). Aus den Kräften, die sich nach diesen Haltezeiten ergeben (sie liegen infolge Relaxation mehr oder weniger tiefer als zu Beginn der Haltezeiten) wird bei angenähert ideal-plastischem Werkstoffverhalten (Bild 4 a) die "statische Zugstreckgrenze"  $\beta_{SS}^Z$  als Mittelwert und bei verfestigend-plastischem Werkstoffverhalten (Bild 4 b) auf analoge Weise die "statische 0,2%-Zugdehngrenze"  $\beta_{0.2,S}^Z$  bestimmt. Als technischer Streckgrenzenwert wird dem Spannungsdehnungsdiagramm entweder die obere Zugstreckgrenze  $\beta_{S0}^Z$  (Bild 4 a) oder die 0,2%-Zugdehngrenze  $\beta_{0.2,0}^Z$  (Bild 4 b) entnommen. Nach der zweiten Entlastung werden die Zugproben kolbenweggeregelt zu Bruch gefahren, um die Zugfestigkeit  $\beta_Z$  und die Bruchdehnung  $\delta_5$  bestimmen zu können (Bild 4 c).

Die Anlagen 7 bis 9 zeigen die Originalmitschriebe der Lastverformungskurven aller 27 Zugversuche an lokalen Zugproben. Dazu ist erläuternd anzumerken, daß bis zum Versuch B3a die Dehnungsaufnehmermeßlänge 50mm und danach 100mm betrug; dies wirkt sich auf den Abszissenmaßstab des dehnungsgeregelten Versuchsabschnittes und auf seine Länge (2,25% statt 4,5%) aus. Der Grund für die Meßlängenvergrößerung war, daß bei B2a und B3a der Bruch - offenbar infolge ausgeprägter Inhomogenitäten in der freien Probenlänge - außerhalb der Dehnungsmeßlänge (und damit unkontrolliert) erfolgt

war (vgl. Anlage 8). In den Anlagen 7 bis 9 ist auch für jeden Zugversuch die konkrete Ermittlung der beiden Streckgrenzenwerte  $\beta_{So}^Z$  und  $\beta_{Ss}^Z$  im Sinne von Bild 4a einskizziert.



Dehnungsgeregelter Abschnitt

a) bei Werkstoff mit typisch idealplastischem Fließplateau

b) bei Werkstoff mit typisch verfestigendplastischem Verhalten

c) Kolbenweg-geregelter Abschnitt

Bild 4. Zugversuch nach standardisierter Prüfprozedur

Anlage 10 enthält die tabellarische Zusammenstellung der aus den lokalen Zugproben ermittelten Werkstoffkennwerte. Im Vergleich zu den globalen Zugproben (Anlage 6) sei folgendes festgehalten:

- Die Veränderlichkeit der Zugfestigkeit in Dicken- und in Umfangsrichtung ist praktisch vernachlässigbar. Die Mittelwerte der Zugfestigkeit pro Probenabschnitt aus lokalen und globalen Zugproben stimmen praktisch vollständig überein - ein Indiz für die Zuverlässigkeit der Probenfertigung und Zugversuchsdurchführung.
- Der E-Modul ist (bei etwa gleich kleiner Streuung) um ca.  $8000 \text{ N/mm}^2$  kleiner, die Bruchdehnung ist (bei etwa gleich großer Streuung) um ca. 10%-Punkte größer. Beides dürfte auf den sehr unterschiedlichen Probenquerschnitt zurückzuführen sein ( $a/b = 1/1,15$  bei den globalen Flachproben,  $a/b = 1/3,2$  bei den lokalen Flachproben) - eine materialprüftechnische

Problematik, auf die hier nicht weiter eingegangen wird, da für die vorliegende Untersuchung belanglos.

- c) Die Veränderlichkeit der beiden Streckgrenzen in Dicken- und Umfangsrichtung ist - mit Ausnahme der weiter unten beschriebenen drei "Ausreißer" - zwar größer als die der Zugfestigkeit, aber insgesamt gesehen klein. Die Mittelwerte pro Probenabschnitt aus den lokalen Zugproben sind generell etwas größer als aus den globalen Zugproben.
- d) Die drei Zugproben B2a, B3a und C2a fallen in dreierlei Hinsicht aus dem Rahmen:
- Ihre Lastverformungskurven (Anlagen 8 und 9) weichen mit ihrem irregulären Verlauf deutlich von den anderen ab, obere Streckgrenzen sind nicht ermittelbar.
  - Ihre statischen Streckgrenzen sind die drei größten, sie sind wesentlich größer als alle anderen statischen Streckgrenzen.
  - Ihre Bruchdehnungen sind die drei kleinsten, sie sind wesentlich kleiner als alle anderen Bruchdehnungen.

Offenbar erfaßten diese drei Zugproben lokal hochverfestigte Bereiche im äußeren oberflächennahen Bereich der Rohrwandung. Bemerkenswert ist, daß solche Defekte nicht im Probenabschnitt A auftraten, der sich bereits bei den globalen Zugproben als homogener und duktiler erwiesen hatte (vgl. Abschn. 3.3.1). Näheres hierzu siehe Abschn.3.3.4.

### 3.3.3 Druckversuche an lokalen Druckproben

Wenn bei druckbeanspruchten Strukturen plastische Bezugsgrößen mit einer im Zugversuch ermittelten Streckgrenze ermittelt werden, so wird damit unterstellt, daß Druckfließverhalten und Zugfließverhalten identisch sind. Das wird aber neuerdings - insbesondere in britischen und amerikanischen Veröffentlichungen - immer wieder in Zweifel gezogen; eine in Kürze erscheinende Arbeit /12/ wird dieser Frage vertieft nachgehen. Um angesichts der Wichtigkeit der plastischen Bezugsnormalkraft für die vorliegende Untersuchung in dieser Richtung keine Zweifel aufkommen zu lassen, wurden auch Druckversuche an lokalen Druckproben durchgeführt. Die Entnahmestellen korrespondierten mit denen der lokalen Zugproben (Anlage 4).

Als Probenform wurde nicht die Rundprobe nach DIN 50 106 gewählt, die bekanntlich wegen ihres räumlichen Spannungszustandes nicht einwandfrei die zur Zugstreckgrenze korrespondierende einachsige Druckstreckgrenze liefert, sondern eine in /12/ entwickelte und vorgeschlagene "Scheibenprobe" mit den in Bild 5 gezeigten Abmessungen.

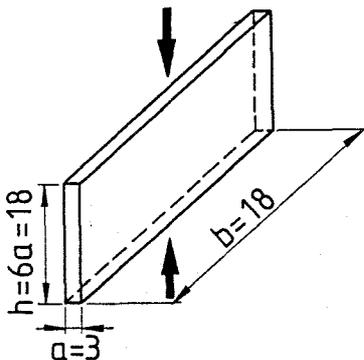


Bild 5.  
Scheibenartige Druckprobe

Die Druckproben wurden in einer speziellen Versuchsvorrichtung zwischen gehärteten Druckplatten jeweils zu dritt in punktsymmetrischer Dreiecksanordnung in derselben programmgesteuerten 200 kN-Prüfmaschine geprüft wie die lokalen Zugproben. Die Prüfprozedur war ähnlich wie die im dehnungsgeregelten Abschnitt der Zugversuche verwendete (Bild 6), wobei hier die als Abstandsänderung der Druckplatten gemessene Verkürzung  $\Delta h$  der Druckproben als Regelungssignal für die Verformungsregelung der Prüfmaschine diente. Aus den auf diese Weise aufgenommenen Lastverformungskurven läßt sich zwar nicht ein "Druck-Elastizitätsmodul" ermitteln, da das Meßsignal unvermeidbar durch elastische Verformungen der Versuchsvorrichtung verfälscht wird; jedoch kann der Fließbeginn, sofern die Druckproben-Endflächen präzise bearbeitet waren, in der Regel zuverlässig abgelesen werden (Bild 6). Die Haltezeiten zur Ermittlung der statischen Druckstreckgrenze  $\beta_{SS}^D$  wurden manuell nach Bedarf eingelegt. Weitere Einzelheiten zur Durchführung und Auswertung solcher Druckversuche siehe /12/.

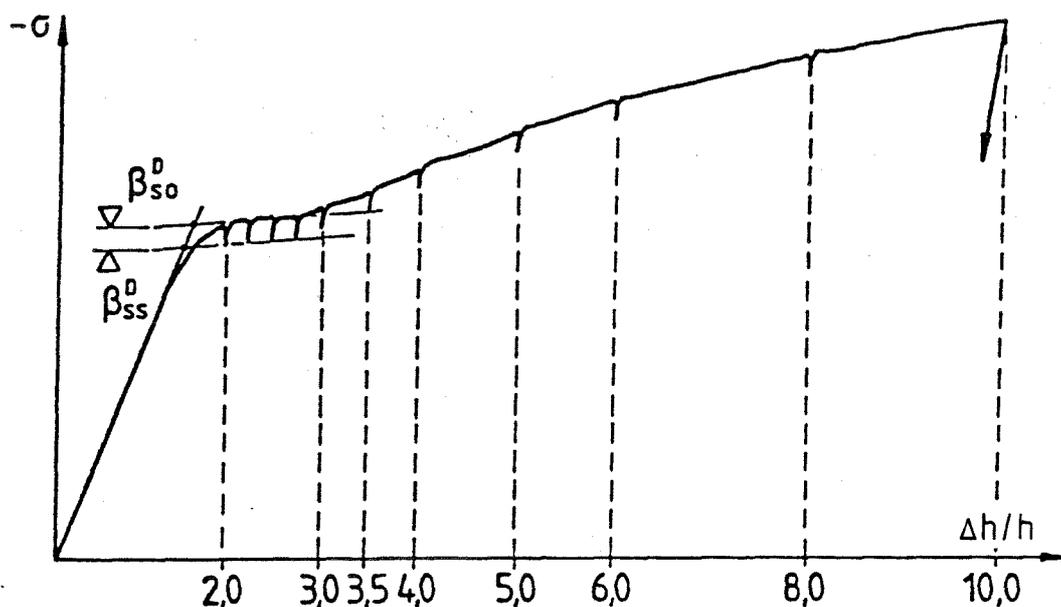


Bild 6. Druckversuch nach standardisierter Prüfprozedur

Die Anlagen 11 bis 13 zeigen die Originalmitschriebe der Lastverformungskurven der neun Druckversuche an je drei Druckproben. Die konkrete Ermittlung der beiden Streckgrenzenwerte  $\beta_{SO}^D$  und  $\beta_{SS}^D$  im Sinne von Bild 6 ist jeweils einskizziert, die Werte selbst sind in Anlage 14 tabellarisch zusammengestellt.

Der Vergleich mit den Streckgrenzenwerten der lokalen Zugproben (Anlage 10) liefert folgende Erkenntnisse:

- a) Die Streckgrenzen aus Zug- und Druckversuchen stimmen relativ gut überein, insbesondere die statischen Streckgrenzen.
- b) Die bei den lokalen Zugproben festgestellten Inhomogenitäten im äußeren oberflächennahen Bereich der Rohrwandung (Lage a) der Probenabschnitte B und C treten auch bei den Druckproben deutlich hervor: Die entsprechenden Druckstreckgrenzenwerte sind signifikant größer als alle anderen. Dabei liefern die Lastverformungskurven keinen Hinweis auf mögliche Ursachen (Anlagen 12 und 13). Sie weisen den grundsätzlich gleichen Verlauf auf wie bei allen anderen Druckproben, nur erfolgt das deutliche Abknicken als Zeichen des Fließbeginns erst bei einer größeren Druckkraft.

#### 3.3.4 Streckgrenzen, Fließspannungsrechenwerte

Die in den drei vorangegangenen Unterabschnitten beschriebene "begleitende Werkstoffprüfung" hat - wie bei allen Bauteilversuchen mit ausgeprägtem Einfluß des plastischen Werkstoffverhaltens - vor allem die Aufgabe, für jeden einzelnen Versuchskörper die Streckgrenze  $\beta_S$  zu liefern, die im Sinne von Gl.(4) als Fließspannungsrechenwert  $G_F$  für bezogene Auswertungen und Vergleichsrechnungen Verwendung finden soll. Auf die besondere Bedeutung dieser Aufgabe bei Stabilitätsversuchen im hochplastischen Bereich wie den vorliegenden Beulversuchen wurde bereits in der Einleitung hingewiesen. Es stellt sich nun die Frage, wie aus der Fülle von gemessenen Streckgrenzenwerten die jeweils "richtige" Streckgrenze  $\beta_S$  ausgewählt bzw. ermittelt werden soll. Da diese Problematik von allgemeinerem Interesse ist, sei sie für die vorliegende Beulversuchsreihe - über die eigentliche Zielsetzung etwas hinausgehend - exemplarisch anhand der Tabelle 2 demonstriert. Sie enthält für die 10 Versuchskörper unter verschiedenen hypothetischen Annahmen nach verschiedenen Kriterien aus den durchgeführten Werkstoffversuchen herleitbare Fließspannungsrechenwerte  $G_F = \beta_S$ . Die einzelnen Spalten der Tabelle 2 werden nachfolgend erläutert.

Tabelle 2. Aus der "begleitenden Werkstoffprüfung" herleitbare Fließspannungsrechenwerte  $G_F = \beta_S [N/mm^2]$

Ver- suchs- körper	Ansprüche an die begleitende Werkstoffprüfung							
	"einfach"		"normal"		"sehr hoch"			
	eine globale Zugprobe		neun globale Zugproben		27 lokale Zug - und Druckproben			
	max $\beta_{So}^Z$	min $\beta_{Ss}^Z$	$\beta_{So}^Z$	$\beta_{Ss}^Z$	$\beta_{So}^Z$	$\beta_{Ss}^Z$	$\beta_{So}^D$	$\beta_{Ss}^D$
	1	2	3	4	5	6	7	8
KZS 1	↑ 280 ↓	↑ 210 ↓	244	217	ca.265	237	241	225
KZS 2			250	225	ca.275	256	267	247
KZS 3			255	232	-	270	289	265
KZS 4			261	240	-	293	320	294
KZS 5			267	245	-	276	304	278
KZS 6			266	244	-	286	325	298
KZS 7			266	242	-	274	314	289
KZS 8			265	241	ca.275	247	278	247
KZS 9			265	239	-	249	293	272
KZS 10			265	239	278	241	280	239

### Spalten 1 und 2

Hypothetische Annahme: Es handele sich um einen routinemäßigen Auftrag an eine Materialprüfanstalt unter üblichem Kostendruck und mit deshalb "einfachen" Ansprüchen an die begleitende Werkstoffprüfung. Der Sachbearbeiter würde in Anlehnung an DIN 1629 (Ausgabe 10/84), worin für die Lieferung von nahtlosen kreisförmigen Rohren aus unlegierten Stählen für "besondere Anforderungen" mit Abnahmeprüfzeugnis DIN 50049-3.1 eine Zugprobe aus einem Prüfrohr je 100 Rohre vorgeschrieben wird, und aus seiner Erfahrung heraus, daß warmgewalzte dickwandige Halbzeuge vergleichsweise homogen sind, eine Streifenprobe nach DIN 50140 im Zugversuch nach DIN 50145 prüfen. Im ungünstigsten Fall würde er die globale Zugprobe C1 "erwischen" (Anlage 6) und demnach  $\max \beta_{So}^Z = 280 N/mm^2$  als "Streckgrenze" für das geprüfte Rohr abliefern (Spalte 1 in Tab.2).

Würde er auf besonderen Wunsch des Auftraggebers den Zugversuch dehnungsgeregelt mit Feindehnungsmessung durchführen und würde er

in diesem Falle eine der globalen Zugproben A1 bis A3 "erwischen" (oder sogar alle drei genannten Zugproben prüfen, um einen Mittelwert aus drei Versuchen bilden zu können), stünde für die Auswertung neben der oberen Streckgrenze von ca.  $240 \text{ N/mm}^2$  auch  $\min \beta_{SS}^Z = 210 \text{ N/mm}^2$  als "Streckgrenze" zur Verfügung (Spalte 2 in Tab.2).

Man müßte also bei "einfachen" Ansprüchen an die begleitende Werkstoffprüfung für die bei der Auswertung von Versuchen an Versuchskörpern aus dem vorliegenden Rohr verwendete "Streckgrenze" mit einer möglichen Bandbreite von 210 bis 280 N/mm<sup>2</sup> rechnen.

#### Spalten 3 und 4

Hypothetische Annahme: Es handele sich um einen Forschungsauftrag mit "normalen" Ansprüchen an die begleitende Werkstoffprüfung. In diesem Fall würde der Sachbearbeiter sicherlich mehrere, über das Versuchsrohr verteilte Streifenproben entnehmen (ähnlich den hier geprüften neun globalen Zugproben) und diese im dehnungsgeregelten Zugversuch prüfen. Er würde dann die geringfügige Veränderlichkeit der Streckgrenzen in Umfangs- und Längsrichtung (Anlage 6) erkennen und als "Streckgrenzen" der Versuchskörper in Umfangsrichtung gemittelte und in Längsrichtung nach Lage der Versuchskörper im Ausgangsrohr (Anlage 1) interpolierte Werte für die obere und die statische Zugstreckgrenze liefern (Spalten 3 und 4 in Tab.2). Er würde aber nicht die lokalen Inhomogenitäten im Fließverhalten erkennen.

#### Spalten 5 bis 8

Erst bei "sehr hohen" Ansprüchen an die begleitende Werkstoffprüfung, wie im vorliegenden Vorhaben aus den in der Einleitung erläuterten Gründen vorgegeben, erkennt man lokale Werkstoffinhomogenitäten wie die offenbar hochverfestigten Bereiche in der äußeren Schicht der Rohrwandung im Bereich der Probenabschnitte B und C (vgl. Abschn.3.3.2 und 3.3.3). Genaue Lage, Ausdehnung und Ursache dieser lokalen Defekte sind allerdings unbekannt; auf genauere metallkundliche Analysen wurde aus Kostengründen verzichtet. Die Verfasser stellen sie sich "pflasterartig" mit Abmessungen in der Größenordnung von  $\leq 50 \text{ mm}$  vor. In diesen "Verfestigungspflastern" ist - bei unveränderter Zugfestigkeit - die Streckgrenze bis zu 50% größer und die Bruchdehnung bis zu 40% kleiner als in unmit-

telbarer Nachbarschaft (Anlagen 10 und 14). Die Dicke dieser "Pflaster" scheint, bezogen auf die Wanddicke, ebenfalls klein zu sein, da in der Wandmittelfläche (Probenlage m) an keiner Stelle derartige Unregelmäßigkeiten beobachtet wurden.

Anlage 15 veranschaulicht die festgestellte Veränderlichkeit der vier Streckgrenzwerte  $\beta^Z_{SO}$ ,  $\beta^Z_{SS}$ ,  $\beta^D_{SO}$ ,  $\beta^D_{SS}$  in Wanddicken- und Rohrlängsrichtung sowie die Zuordnung der Versuchskörper, ebenfalls nach Lage in Wanddicken- und Rohrlängsrichtung (Anlage 1). Durch lineares Interpolieren der (bereits in Umfangsrichtung gemittelten) Streckgrenzwerte in Dickenrichtung (wie in Anlage 15 eingezeichnet) und anschließende Mittelbildung über die jeweilige Versuchskörperwanddicke sowie durch lineares Interpolieren in Längsrichtung lassen sich "genaue" mittlere Streckgrenzwerte für jeden Versuchskörper ermitteln (Spalten 5-8 in Tab.2). Sie liegen generell höher als die aus den globalen Zugproben resultierenden (Spalten 3 und 4), dürften aber insbesondere im Bereich des Probenabschnittes B (Versuchskörper KZS 3 bis -7) eher zu groß sein, da bei der linearen Interpolation in beiden Richtungen die lokalen Einzelwerte der "Verfestigungspflaster" überproportional in die Mittelbildung eingehen. Das wird in Kauf genommen, weil für anwendungsorientierte Auswertungen auf der sicheren Seite liegend.

Zutreffendster der gemittelten Streckgrenzwerte als Fließspannungsrechenwert für die quasistatischen Beulversuchsergebnisse ist die statische Druckstreckgrenze  $\beta^D_{SS}$  (Spalte 8 in Tab.2). Sie liegt, sofern nichts anderes angegeben wird, allen Auswertungen dieses Berichtes zugrunde. Es sei aber darauf hingewiesen, daß die statischen Zugstreckgrenzen  $\beta^Z_{SS}$  (Spalte 6 in Tab.2) nur unwesentlich abweichen. Das stimmt mit den Ergebnissen einer in Kürze erscheinenden Arbeit /12/ überein. Die Durchführung der aufwendigen Druckversuche an lokalen Druckproben würde sich also bei ähnlichen Vorhaben wie dem vorliegenden erübrigen.

#### 4 VERSUCHSAUFBAU

Die Versuche wurden in einer 3000 kN-Prüfmaschine unter Zwischenschaltung von 20mm dicken Druckplatten aus Baustahl zwischen den planeben abgedrehten Versuchskörper-Endflächen und den gehärteten Druckplatten der Prüfmaschine durchgeführt (Anlage 16). Die Baustahl-Druckplatten sollten einen satten Krafteinleitungskontakt bei Annäherung an die Fließgrenze des Versuchskörpers gewährleisten, wie er bei einer baupraktischen Stahlkonstruktion auch vorhanden wäre. Um die radiale Unverschieblichkeit der Ränder zweifelsfrei sicherzustellen, saßen diese in ringförmigen Y-Nuten zwischen genau angepaßten, gedrehten Lagerringen und Lagerscheiben, die ihrerseits mit den Baustahl-Druckplatten verschraubt waren (Anlage 16). Mittels einer speziellen Vorrichtung wurde eine gegenseitige Verdrehung der Prüfmaschinen-Druckplatten um die vertikale Prüfmaschinenachse verhindert.

Mit dem vorstehend beschriebenen Versuchsaufbau wurden folgende beultheoretischen Randbedingungen angestrebt (Bezeichnungen nach Bild 3):

Radial unverschieblich:	$w=0,$	(10 a)
tangential unverschieblich:	$v=0,$	(10 b)
axial frei verschieblich:	$n_x=0,$	(10 c)
biegungsmäßig gelenkig gelagert:	$m_x=0.$	(10 d)

Bei drei Versuchen waren die Randbedingungen gegenüber der vorstehend beschriebenen Standardausbildung "gelockert":

Die Versuche KZS 1 und -2 wurden ohne Verdrehungsbehinderung der Prüfmaschinen-Druckplatten gefahren. (Erst nach Versuchsende war eine geringfügige Tordierung der Kreiszyylinder aufgefallen.) Versuch KZS 6 wurde ohne innere Lagerscheiben gefahren, um eine eventuelle Verklemmung der Zylinderränder zwischen den 2 mm hohen senkrechten Ringkanten (Anlage 16) und damit Behinderung der Randbedingungen (10 c) und (10 d) herauszunehmen. In beiden Fällen erwies der Vergleich mit dem standardgelagerten Versuchskörper KZS 7, der gleiche Abmessungen wie KZS 1 und -6 hatte (Tab.1), die Einflüsse als nicht signifikant. Alle Versuche können deshalb gemeinsam unter Annahme der Randbedingungen Gl.(10) ausgewertet werden. (Allerdings empfiehlt es sich, bei numerischen Vergleichsrechnungen alternativ zu RB (10 d) auch mit eingespanntem Rand zu

rechnen, da eine gewisse Druckkontakt-Einspannung unvermeidbar ist.)

Das elektrische Meßprogramm bestand neben der Kraftmeßdose der Prüfmaschine lediglich aus zwei achsensymmetrisch angeordneten induktiven Wegaufnehmern, mit denen die mittlere axiale Verkürzung  $l$  der Versuchskörper aufgenommen wurde (Anlage 16). Die Prüfkraft  $F$  und die Verkürzung  $l$  wurden während des Versuches, zusätzlich zur digitalen Speicherung, als Lastverformungskurve auf einen x-y-Schreiber analog aufgezeichnet. Zur größenordnungsmäßigen Kontrolle der Verkürzungsmessung wurden außerdem zwei mechanische Meßuhren, die ähnlich wie die Wegaufnehmer angeordnet waren, auf jeder Verkürzungsstufe abgelesen.

## 5 VERSUCHSDURCHFÜHRUNG

Die Versuchskörper wurden zunächst, zusammen mit den Baustahl-Druckplatten und den angeschraubten Lagerringen und Lagerscheiben (Anlage 16), mit Hilfe von Meßuhren und geringen Druckbelastungen zwischen den Druckplatten der Prüfmaschine zentriert. Der eigentliche Versuchsablauf wird nachfolgend anhand der beispielhaft in Anlage 17 wiedergegebenen, vom x-y-Schreiber mitgeschriebenen Lastverformungskurve

$$\text{Prüfkraft } F = f (\text{Verkürzung } \Delta l) \quad (11)$$

des Versuches KZS 4 erläutert.

Die Belastung wurde servohydraulisch verformungsgeregelt stufenweise aufgebracht. Regelungssignal war die axiale Zylinderverkürzung  $\Delta l$ , in der Lastverformungskurve auf der Abszisse aufgetragen. Nach einer Probebe- und -entlastung bis maximal ca. 30% der zu erwartenden elastischen Grenzkraft, um die einwandfreie Funktion des Aufbaus zu überprüfen, wurde unter geringer Druckbelastung die kalottengelagerte obere Prüfmaschinendruckplatte so verkeilt, daß sie sich nicht im Sinne einer Biegeverformung des Zylinders verdrehen konnte. Die Druckbelastung entsprach also einer über den Zylinderumfang konstant aufgetragenen Randverschiebung  $u = \text{const.}$  Die Verkürzungsgeschwindigkeit zwischen den Verkürzungsstufen betrug bei den Versuchen KZS 1,-2,-4,-6,-7,-9,-10 ( $r/t = 20$ )  $(\Delta l)' \leq 0,04 \text{ mm/min}$  entsprechend einer Stauchgeschwindigkeit  $(\Delta l/l)' \leq 0,01 \text{ \%/min}$ ; bei den zwei dickwandigeren Versuchskörpern KZS 3 und -5 wurde sie nach Fließbeginn auf  $(\Delta l/l)' = 0,02 \text{ \%/min}$  und beim dickwandigsten Versuchskörper KZS 8 bis auf  $(\Delta l/l)' = 0,08 \text{ \%/min}$  erhöht, um keinen Versuch länger als einen Tag dauern zu lassen. Bei den zuerst gefahrenen Versuchen KZS 1 und -2 wurde aus dem plastischen Bereich heraus mehrmals ent- und wiederbelastet, um die einwandfreie Funktion des Aufbaues noch einmal zu überprüfen.

Auf den einzelnen Verkürzungsstufen wurde  $\Delta l$  für bis zu 10 min konstant gehalten, um die mit der Plastizierung verbundenen inneren Fließ- und Relaxationsumlagerungen abklingen zu lassen (Relaxationspausen, vgl. Anlage 17). Die Abstände dieser Pausen wurden

nach Ermessen gewählt, sie waren in der Umgebung des Übergangs vom elastischen in den plastischen Bereich und in der Umgebung der vermuteten Traglast enger.

Die Zylinder wurden über die Traglast hinaus soweit in den Nachtraglastbereich hinein verkürzt, bis der plastische Beulmechanismus eindeutig ausgebildet war. Versuchskörper KZS 5 mußte hierzu nach Zwischenentlastung in eine 6000 kN-Prüfmaschine umgesetzt werden. Beim dickwandigsten Versuchskörper KZS 8, der von vornherein in dieser Maschine geprüft wurde, mußte der Versuch bei  $\max F = 6000 \text{ kN}$  vor Erreichen des Maximums der Lastverformungskurve abgebrochen werden; für die von diesem Versuch erwartete Aussage ist das ohne Belang.

Die Anlagen 18 bis 20 enthalten Fotos aller 10 Versuchskörper nach dem Versuch in unterschiedlicher Zusammenstellung. Das unterschiedliche Aussehen der Zylinderoberflächen auf den Fotos hat nichts mit unterschiedlichen mechanischen Oberflächengüten zu tun, es hat sekundäre herstellungstechnische Ursachen (vgl. auch Abschn.3.1): Die acht Versuchskörper KZS 1 bis -8 waren nach dem Drehen von außen vorsichtig gesandstrahlt worden, was zunächst zwar das gewünscht gleichmäßig matte Aussehen (Anlage 2), später jedoch zunehmend Flugrostflecke zur Folge hatte. Die anschließend von innen weiter ausgedrehten Versuchskörper KZS 4, -6 und -7 zeigen die dabei entstandenen Lünnettenspuren (dunkle Ringe). Bei den beiden nachträglich gefertigten Versuchskörpern KZS 9 und -10 wurde die Original-Drehoberfläche (durch einen aufgespritzten Mattlack korrosionsgeschützt) belassen, wobei auf der Oberfläche von KZS 10 die Lünnettenspuren fehlen, weil er zuerst innen und dann außen abgedreht worden war.

## 6 VERSUCHSERGEBNISSE

### 6.1 Verformungsverhalten

Aus den im Versuch aufgenommenen Lastverformungskurven wurden, wie in Anlage 17 beispielhaft dargestellt, die quasi-statischen Lastverformungskurven durch Verbinden der Gleichgewichtszustände, welche sich nach erfolgtem Lastabfall in den Relaxationspausen eingestellt hatten, ermittelt. Diese wurden mit Hilfe der Querschnittsflächen A (Tab.1) und der Zylinderlänge L = 400 mm in bezogene quasi-statische Kraft-Verkürzung-Kurven

$$F/A \text{ [N/mm}^2\text{]} = f (\Delta l/l[\%]) \quad (12)$$

umgerechnet und in den Anlagen 21 bis 30, nach steigendem Radius/Dicken-Verhältnis r/t geordnet, dargestellt. (Begriffe wie "Spannung-Stauchung-Kurven" werden hier bewußt nicht verwendet, um den Unterschied zum eigentlichen Werkstoffverhalten nicht zu verwischen.)

Zum Vergleich sind in alle Darstellungen

- die elastische Nenngerade

$$F/A = E (\Delta l/l) \quad (13)$$

mit E = 195 000 N/mm<sup>2</sup> (vgl. Anlage 10)

- und die aus der begleitenden Werkstoffprüfung als Fließspannungsrechenwerte herleitbaren Streckgrenzenwerte (Tab.2, Spalten 5 bis 8)

eingetragen. Ferner sind alle aus versuchstechnischen Gründen (Funktionskontrolle, Nachstellen der Wegaufnehmer) erfolgten Ent- und Wiederbelastungen eingezeichnet.

Folgende Erkenntnisse lassen sich aus den bezogenen Kraft-Verkürzung-Kurven (Anlagen 21 bis 30), zusammen mit den unmittelbaren Beobachtungen während der Versuche und den Fotos der Versuchskörper nach dem Versuch (Anlagen 18 bis 20), ablesen:

- a) Alle Zylinder verkürzten sich zunächst in guter Übereinstimmung mit der rechnerischen Nenngeraden linear-elastisch bis in die Größenordnung der statischen Streckgrenzenwerte.

- b) Der Übergang zu plastischen Verformungen erfolgte bei den vier dickwandigen Zylindern KZS 8,-5,-3 und -2 vergleichsweise plötzlich, ablesbar am abgeknickten Verlauf der Kraft-Verkürzung-Kurven (Anlagen 21 bis 24). In diesem Stadium waren - außer den von der radialen Randverschiebungsbehinderung Gl.(10a) verursachten, bekannten Biegeverformungen in Randnähe - keine Beulen fühlbar oder sichtbar, insbesondere nicht die späteren unregelmäßigen Beulmuster (vgl. Anlage 19, unteres Foto). Die axiale Nennspannung  $F/A$  beim Abknicken der Kraft-Verkürzung-Kurve stimmt mehr oder weniger gut mit den statischen Streckgrenzenwerten überein; die Übereinstimmung ist am schlechtesten beim Zylinder KZS 5, der dem Ausgangsrohr unmittelbar neben dem Probenabschnitt B mit seinen lokalen Werkstoffinhomogenitäten (vgl. Abschn.3.3) entstammte. Die bereits in Abschn. 3.3.4 diskutierte Problematik, plastische Bezugsnormalkräfte durch Multiplikation der Querschnittsfläche mit einer "irgendwie" ermittelten Streckgrenze zu berechnen (in der praktischen Materialprüfung natürlich nicht anders machbar!), wird hier sehr deutlich: Eigentlich "weiß ein kompaktes, axial gedrücktes Bauteil selbst am besten, wie groß seine integrale Quetschlast ist".
- c) Bei weiterer plastischer Verkürzung stieg bei allen vier dickwandigen Zylindern die ertragene Druckkraft weiter an, bis schließlich (mit Ausnahme des wegen Erreichens der Prüfmaschinenkapazität abgebrochenen Versuches KZS 8) ein flaches Maximum erreicht wurde, die bezogene Traglast  $F_u/A$ , im weiteren als Beultragspannung

$$\sigma_u = F_u/A \quad (14)$$

bezeichnet. Die zugehörige bezogene Verkürzung  $\Delta l_u/l$  wird im weiteren als Beultragstauchung

$$\epsilon_u = \Delta l_u/l \quad (15)$$

bezeichnet. Sie wird mit abnehmendem  $r/t$ -Verhältnis deutlich größer (Anlagen 21 bis 24). Erste Ausbeulungen mit der Tendenz zu den späteren unregelmäßigen Beulmustern wurden bei

etwa halber Beultragstauchung fühl- und sichtbar, die endgültigen plastischen Beulmuster (Anlage 19, unteres Foto) prägten sich erst nach Überschreitung der Beultragstauchung bei gleichzeitigem Lastabfall aus. Bemerkenswert ist, daß sich bei keinem der Zylinder die aus der Biegerandstörung resultierende Tonnenform (beim "nicht zu Ende gebeulsten" Versuchskörper KZS 8 noch deutlich zu sehen, vgl. Anlage 20, unteres Foto) durchsetzte und zur erwarteten Ringwulstbeule ("elefant foot") wurde, sondern daß sich ungewöhnlich unregelmäßige plastische Beulmuster ausbildeten. Man beachte aber die zu diesen Beulmustern gehörenden sehr großen bezogenen Verkürzungen von ca. 2% (KZS 2) bis ca. 13% (KZS 5).

- d) Die fünf dünnwandigen Zylinder KZS 7, -1, -6, -4 und -9, die alle der äußeren Schicht des Ausgangsrohres entstammten (vgl. Anlagen 1 und 15), zeigten im Prinzip ein untereinander ähnliches Verformungsverhalten (Anlagen 26 bis 30): Den elastischen Verkürzungen folgten nichtlinear wachsende plastische Verkürzungen bei weiter ansteigender Druckkraft. Der Übergang zu plastischen Verkürzungen erfolgte mit wachsendem  $r/t$ -Verhältnis weniger Knickartig, das Druckkraftmaximum wurde mit wachsendem  $r/t$  Verhältnis bei immer kleineren Beultragstauchungen  $\epsilon_u$  erreicht. Das plastische Beulmuster bestand übereinstimmend bei allen fünf Zylindern aus einer wendelförmigen Reihe schräg übereinander liegender, nach innen gerichteter, rautenförmiger Beulen, deren Ränder mit zunehmendem  $r/t$ -Verhältnis scharfkantiger wurden (Anlage 19, oberes Foto). Bemerkenswert ist die gute Übereinstimmung der drei Versuchskörper mit praktisch gleichem  $r/t$ -Verhältnis (KZS 1, -6, -7), sowohl in der bezogenen Kraft-Verkürzungskurve (Anlagen 26 bis 28), als auch im Beulmuster (Anlage 20, oberes Foto). Das spricht einerseits für die versuchstechnische Zuverlässigkeit der Ergebnisse, andererseits zeigt es, daß die Modifikationen in den Randbedingungen (vgl. Abschn. 4) keine signifikanten Einflüsse darstellten.
- e) Der Zylinder KZS 10, der als einziger aus der inneren Schicht des Ausgangsrohres stammte und dessen  $r/t$ -Verhältnis zwischen den vorstehend als "dickwandig" und "dünnwandig" zusammengefaßten Gruppen lag, unterschied sich im gesamten Verformungs-

verhalten von allen anderen neun untersuchten Zylindern: Er erreichte zwar wie die dickwandigeren Zylinder linear-elastisch und ohne erkennbare Beulerscheinungen die statische Streckgrenze, verkürzte sich dann aber praktisch idealplastisch (Anlage 25), zunächst weiterhin ohne erkennbare Beulerscheinungen, dann unter sichtbar schneller Zunahme einer der beiden Biegestörungsaufwölbungen, die sich zur plastischen Ringwulstbeule ("elefant foot") ausprägte (Anlage 20, unteres Foto) und zum schnellen Druckkraftabfall bei weiterer Verkürzung führte. Die Ursache für dieses völlig andere Verformungsverhalten kann nach Meinung der Verfasser nur bei den in Abschn.3.3 ausführlich diskutierten Werkstoffinhomogenitäten in der äußeren Schicht der Rohrwandung liegen.

Anlage 31 zeigt alle zehn bezogenen Kraft-Verkürzung-Kurven in einer gemeinsamen Darstellung. Die ausgeprägte Abhängigkeit des Verformungsverhaltens vom  $r/t$ -Verhältnis wird hier noch einmal sehr deutlich.

## 6.2 Beultragspannungen, Beultragstauchungen

Tabelle 3 enthält die aus den bezogenen Kraft-Verkürzung-Kurven entnommenen quasi-statischen Werte der Beultragspannungen und Beultragstauchungen nach Gl.(14) und (15) sowie ihre auf die statische Druckstreckgrenze (Tab.2, Spalte 8) bzw. die zugehörige Fließstauchung bezogenen Werte

$$\bar{\sigma}_u = \sigma_u / \beta_{SS}^D = (F_u / A) / \beta_{SS}^D, \quad (16)$$

$$\bar{\epsilon}_u = \epsilon_u / (\beta_{SS}^D / E) = (\Delta l_u / l) / (\beta_{SS}^D / E). \quad (17)$$

Tabelle 3. Absolute und bezogene Beultragspannungen und -stauchungen

Ver- suchs- Körper	Beultragspannung		Beultragstauchung	
	$\sigma_u$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$\bar{\sigma}_u$	$\epsilon_u$ [%]	$\bar{\epsilon}_u$
KZS 1	307	1,36	0,40	3,6
KZS 2	404	1,64	1,59	12,6
KZS 3	434	1,64	3,88	28,6
KZS 4	302	1,03	0,32	2,1
KZS 5	487	1,75	8,47	59,4
KZS 6	324	1,09	0,41	2,7
KZS 7	308	1,07	0,51	3,4
KZS 8	>502	>2,03	>8,9	>70,3
KZS 9	262	0,97	0,20	1,4
KZS 10	251	1,05	0,83	6,8

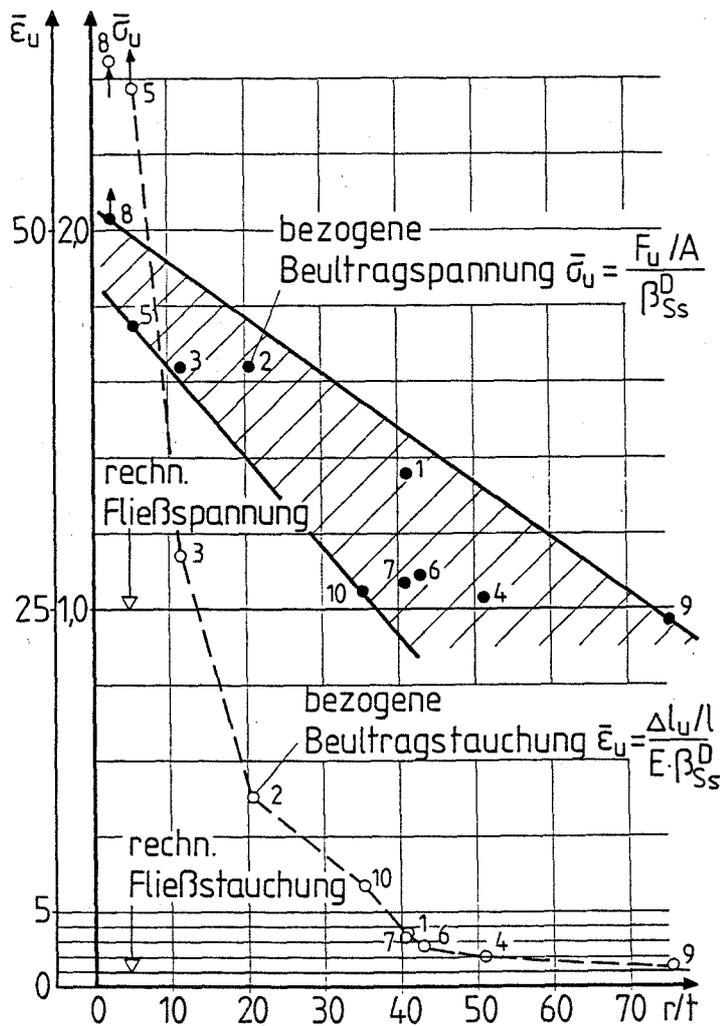


Bild 7.  
Bezogene Beul-  
tragspannungen  
und -stauchungen  
über Radius/Dicken-  
Verhältnissen  $r/t$

In Bild 7 sind die bezogenen Beultragsspannungen und -stauchungen über den Radius/Dicken-Verhältnissen  $r/t$  (Tab.1) aufgetragen. Man erkennt die klare Abhängigkeit beider Größen von der Schlankheit der Zylinderwandung, wobei das Streuband bei der bezogenen Beultragstauchung deutlich schmaler ist als bei der bezogenen Beultragsspannung.

Das hängt vermutlich wiederum mit den Werkstoffinhomogenitäten in der äußeren Schicht des Ausgangsrohres (vgl.Abschn.3.3) zusammen: Einerseits gehen die lokalen "Verfestigungspflaster" in die globale Beultraglast eines Zylinders nicht automatisch im gleichen Maße ein wie in seinen durch Interpolieren und Mitteln gewonnenen "mittleren" Fließspannungsrechenwert, andererseits muß der aus der Innenschicht des Rohres stammende Zylinder KZS 10 ganz frei vom Einfluß der "Verfestigungspflaster" sein. In jedem Falle ist davon auszugehen, daß die Versuche KZS 3 bis -7 (wegen ihres eher zu großen Fließspannungsrechenwertes, vgl.Abschn.3.3.4) und der Versuch KZS 10 (wegen seines praktisch ideal-plastischen Verkürzungsverhaltens) die untere Grenze des Streubandes der bezogenen Beultragsspannungen zutreffend markieren.

Es spricht im übrigen einiges dafür, daß für plastische Beulprobleme die Beultragstauchung generell der beulmechanisch wichtigere Parameter ist, wie bereits für einen anderen Beulfall in /13/ erörtert. Beispielsweise ordnen sich in Bild 7 die fünf Versuche mit mittleren  $r/t$ -Verhältnissen (KZS 1,-4,-6,-7,-10) mit ihren  $\bar{\epsilon}_u$ -Werten wesentlich besser ein als mit ihren  $\bar{\sigma}_u$ -Werten; das gilt insbesondere auch für KZS 10, bei dem trotz fehlenden Kraftanstiegs der Kraftabfall erst nach einer plastischen Verkürzung (Beultragstauchung) in der Größe der ca.7-fachen Fließstauchung eintrat.

## 7 WERTUNG DER ERGEBNISSE, SCHLUSSFOLGERUNGEN

Um die konkrete Fragestellung des vorliegenden Vorhabens (vgl. Einleitung) beantworten zu können, sind in Tabelle 4 für alle 10 Versuche neben den bezogenen Beultragsspannungen  $\bar{\sigma}_u$  die bezogenen Schalenschlankheitsgrade  $\bar{\lambda}_s$  nach Gl.(6) angegeben; sie wurden mit  $r/t$  nach Tab.1,  $E = 195000 \text{ N/mm}^2$  und  $\sigma_F = \beta_{SS}^D$  nach Tab.2 berechnet. Ferner wurden die Wertepaare  $\bar{\sigma}_u - \bar{\lambda}_s$  auch für den jeweils kleinsten und größten Fließspannungsrechenwert jedes Versuchskörpers nach Tab.2 berechnet, um die denkbare Auswertungsbandbreite bei verschiedenen (hypothetischen) Ansprüchen an die begleitende Werkstoffprüfung und verschiedenen benutzten Streckgrenzentypen demonstrieren zu können (vgl.hierzu Abschn.3.3.4).

Tabelle 4. Bezogene Beultragsspannungen und bezogene Schalenschlankheitsgrade

Ver- suchs- Körper	$\sigma_F = \beta_{SS}^D$		$\sigma_F = \min \beta_{SS}$		$\sigma_F = \max \beta_{SO}$	
	$\bar{\lambda}_s$	$\bar{\sigma}_u$	$\bar{\lambda}_s$	$\bar{\sigma}_u$	$\bar{\lambda}_s$	$\bar{\sigma}_u$
KZS 1	0,280	1,36	0,271	1,46	0,313	1,10
KZS 2	0,207	1,64	0,191	1,92	0,220	1,44
KZS 3	0,161	1,64	0,143	2,07	0,168	1,50
KZS 4	0,357	1,03	0,301	1,44	0,372	0,94
KZS 5	0,113	1,75	0,098	2,32	0,118	1,60
KZS 6	0,329	1,09	0,276	1,54	0,344	1,00
KZS 7	0,316	1,07	0,270	1,47	0,330	0,98
KZS 8	0,072	>2,03	0,067	>2,39	0,077	>1,79
KZS 9	0,417	0,97	0,367	1,25	0,433	0,89
KZS 10	0,267	1,05	0,250	1,20	0,289	0,90

Bild 8 zeigt die Auftragung der bezogenen Beultragsspannungen über den bezogenen Schlankheitsgraden, zusammen mit der im Entwurf DIN 18800 Teil 4/8/ für diesen Beulfall vorgesehenen Grundbeulkurve  $\alpha_2$ , deren plastisches Plateau bis  $\bar{\lambda}_{s,pl} = 0,20$  reicht. Ferner sind die im Entwurf DIN 18800 Teil 1/14/ und im Entwurf Eurocode 3/15/ gleichlautend angegebenen Kompaktheitskriterien grenz (d/t) eingetragen, bei deren Einhaltung für den Tragsicherheitsnachweis eines axial gedrückten Rohrprofils

- nach den Verfahren Elastisch-Elastisch (Tab.702 in EDIN 18800/1) und Elastisch-Plastisch (Tab.703 in EDIN 18800/1) volles Mitwirken des Querschnittes angenommen werden darf, d.h. kein Beulsicherheitsnachweis nach Teil 4 zu führen ist:

$$\text{grenz } (d/t)_1 = 70 \longrightarrow \text{grenz } \bar{\lambda}_{S1} = 0,257, \quad (18)$$

- nach dem Verfahren Plastisch-Plastisch (Tab.707 in EDIN 18800/1) volles Mitwirken des Querschnittes angenommen werden darf, d.h. ausreichende plastische Stauchkapazität des Rohres vorausgesetzt wird:

$$\text{grenz } (d/t)_2 = 50 \longrightarrow \text{grenz } \bar{\lambda}_{S2} = 0,217. \quad (19)$$

Diese Kompaktheitskriterien wurden in EDIN 18800/1 bewußt geringfügig großzügiger formuliert als das plastische Plateau in EDIN 18800/4, um eine zahlenmäßige Übereinstimmung mit den entsprechenden Grenzwerten in E-EC 3 zu erreichen.

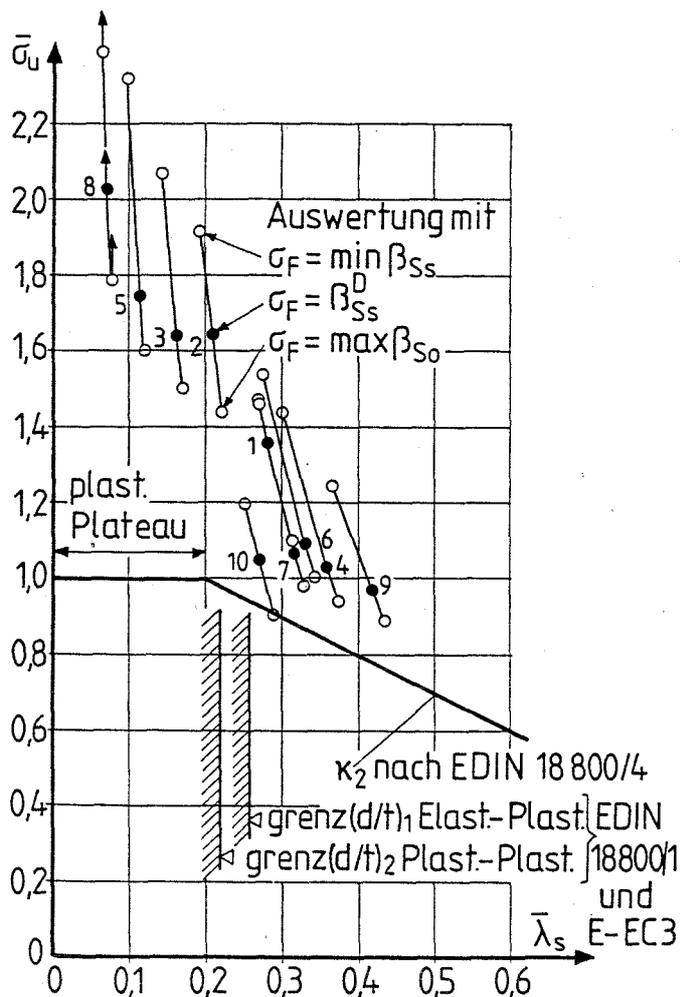


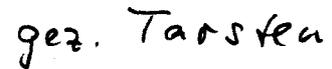
Bild 8  
 Bezogene Beultragspannungen  
 über bezogenen  
 Schalenschlankheitsgraden

Bild 8 zeigt, daß sowohl das plastische Plateau der  $\alpha_2$ - Grundbeul-  
kurve der EDIN 18800/4 als auch der Wert  $\text{grenz } (d/t)_1$  der EDIN  
18800/1 und des E-EC 3 durch die vorliegende Beulversuchsreihe als  
sicher bestätigt wird. Für  $\text{grenz } (d/t)_2$  liest man aus Bild 7 eine  
Beultragstauchung in der Größenordnung der 10-fachen Fließstau-  
chung ab, womit auch dieser Wert ausreichend abgesichert ist.



(Prof. Dr.-Ing. H. Schmidt)

Sachbearbeiter:



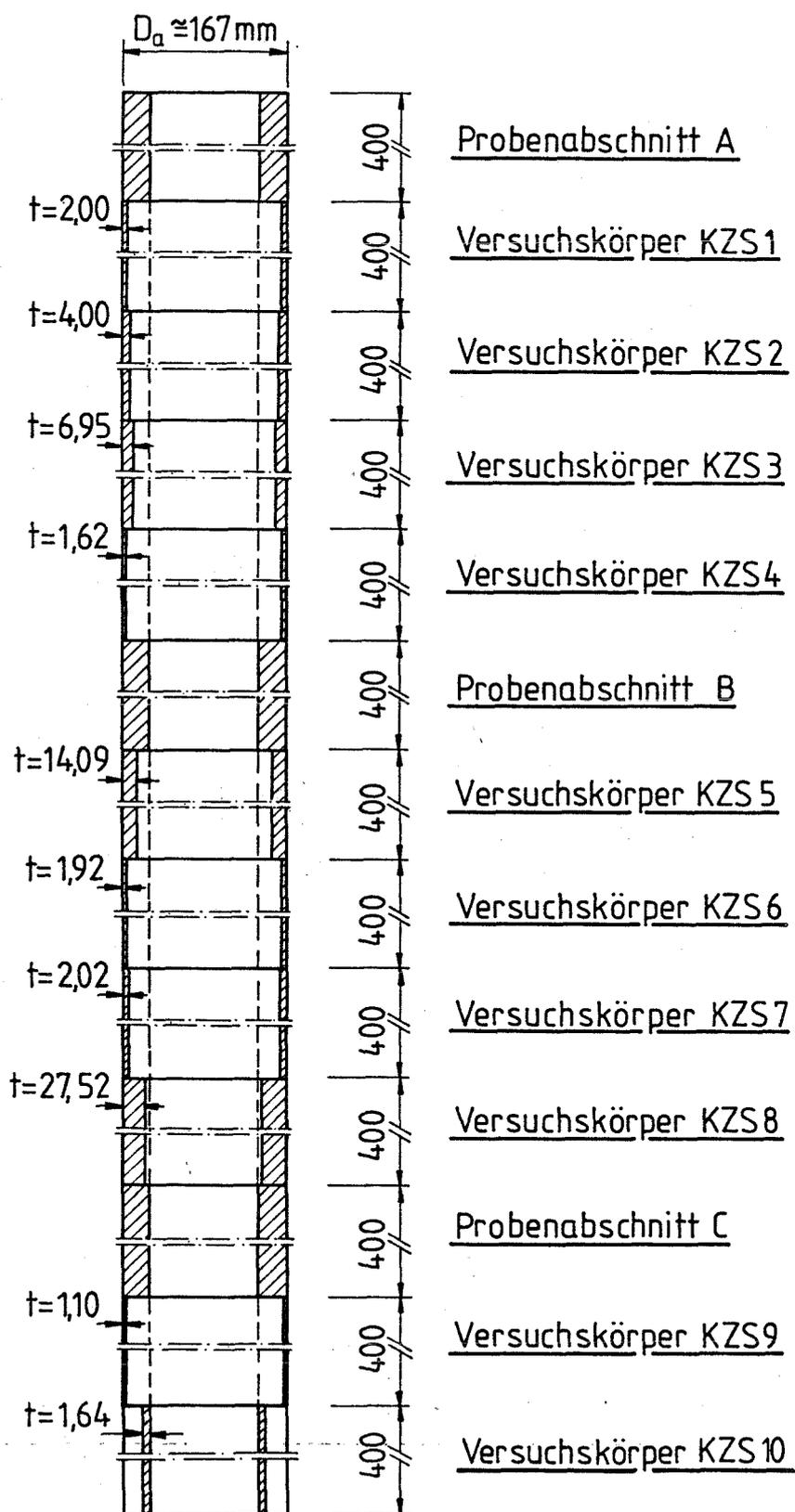
(Dipl.-Ing. K.-G. Tarsten)

LITERATUR

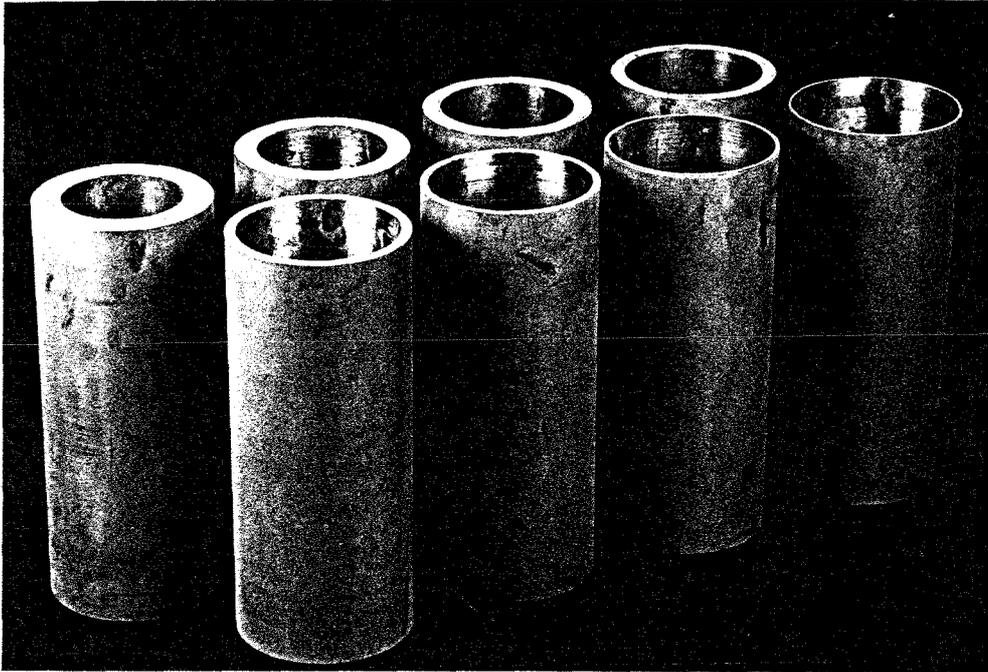
- /1/ Normenausschuß Bauwesen (NABau) im DIN: Entwurf (März 1988) DIN 18800 Teil 2: Stahlbauten - Stabilitätsfälle - Knicken von Stäben und Stabwerken.  
Berlin: Beuth Verlag GmbH 1988.
- /2/ Wie /1/:  
Entwurf (März 1988) DIN 18800 Teil 3: Stahlbauten - Stabilitätsfälle - Plattenbeulen.
- /3/ SCHULZ, U.: Die Stabilität von Zylinderschalen im plastisch - elastischen Beulbereich.  
Ber. Versuchsanstalt f. Stahl, Holz u. Steine d. Universität Karlsruhe, 4. Folge - H. 9, 1984.
- /4/ BORNSCHEUER, F. W.: Plastisches Beulen von Kreiszyinderschalen unter Axialbelastung.  
Stahlbau 50 (1981), S. 257 - 262.
- /5/ SCHULZ, U.: Der Stabilitätsnachweis bei Schalen.  
Wie /3/, 4. Folge - H. 2, 1981.
- /6/ BORNSCHEUER, B. F.: Einheitliches Bemessungskonzept für gedrückte Schalen, Platten und Stäbe aus Baustahl.  
Diss. Uni. Stuttgart 1984.  
Forsch. ber. Inst. f. Tragkonstruktionen Universität Stuttgart, H. 19.
- /7/ Deutscher Ausschuß für Stahlbau: DAST-Richtlinie 013: Beulsicherheitsnachweise für Schalen.  
Köln: Stahlbau-Verlag-GmbH 1980.
- /8/ Wie /1/:  
Entwurf (Okt.1988) DIN 18800 Teil 4: Stahlbauten - Stabilitätsfälle - Schalenbeulen.
- /9/ STRACKE, M., DÜSING, H., KRYSIK, R., SCHMIDT, H.: Belastungs- und Beulversuche an axialsymmetrisch belasteten Rotationschalen aus Metall im elastisch-plastischen Bereich zur Überprüfung nichtlinearer Rechenprogramme.  
Forsch. ber. FB Bauwesen Universität Essen, H. 38, 1986.
- /10/ STRACKE, M., SCHMIDT, H.: Beulversuche an längsnahtgeschweißten stählernen Kreiszyinderschalen unter Außendruck im elastisch-plastischen Bereich.  
Wie /9/, H. 28, 1984.
- /11/ Stracke, M.: Stabilität kurzer stählernen Kreiszyinderschalen unter Außendruck.  
Diss. Uni. Essen 1987.  
Schweißtechn. Forsch. ber., H. 12.  
Düsseldorf: Deutscher Verlag f. Schweißtechnik (DVS) 1987.
- /12/ SIEBOLD, H.: Das plastische Verhalten stahlbauüblicher Stähle unter Druckbeanspruchung und sein Einfluß auf...  
(erscheint demnächst).

- /13/ SCHMIDT, H., CLAUSNITZER, W.: Plastisches Beulverhalten axial gedrückter Trapezhohlsteifen. Stahlbau 53 (1984), 5. 7 - 12.
- /14/ Wie /1/: Entwurf (März 1988) DIN 18800 Teil 1: Stahlbauten - Bemessung und Konstruktion.
- /15/ EC 3 Editorial Group: Eurocode No.3: Design of Steel Structures, Part 1 - General Rules and Rules for Buildings (Preliminary Version July 1988).

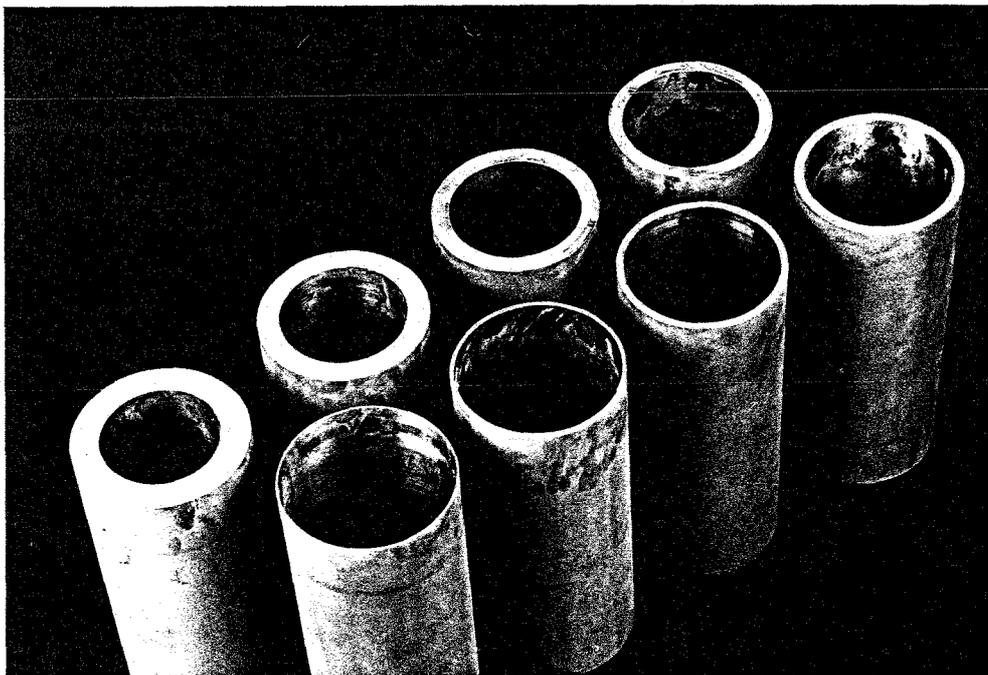
Anlage 1



Anlage 2



KZS 5



KZS 8

KZS1 KZS2 KZS3

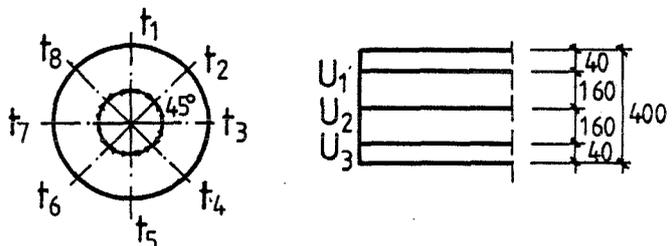
(Die restlichen drei Zylinder wurden weiter abgedreht zu den dünnwandigeren Versuchskörpern KZS 4, KZS 6 und KZS 7.)

Aus dem dickwandigen Rohr herausgedrehte kreiszylindrische Versuchskörper

### Anlage 3

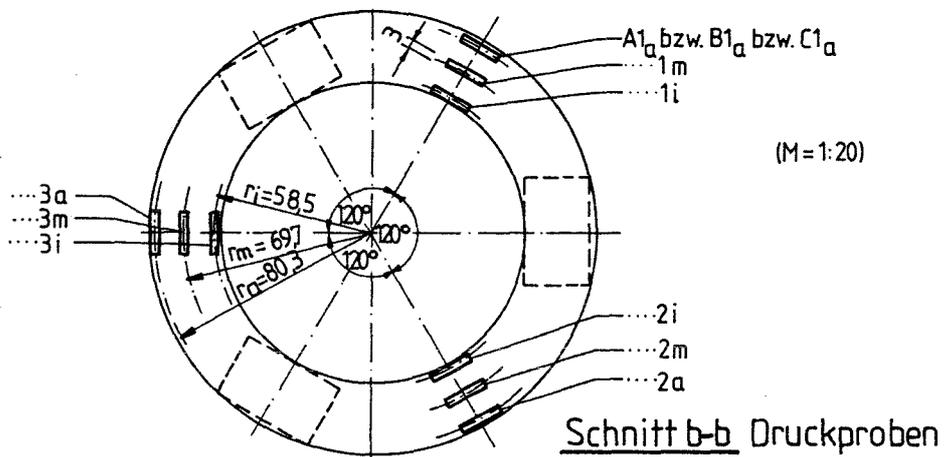
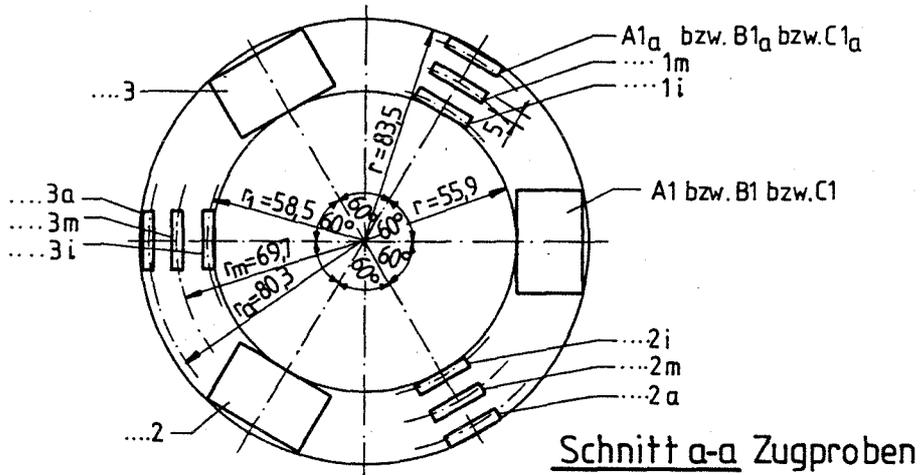
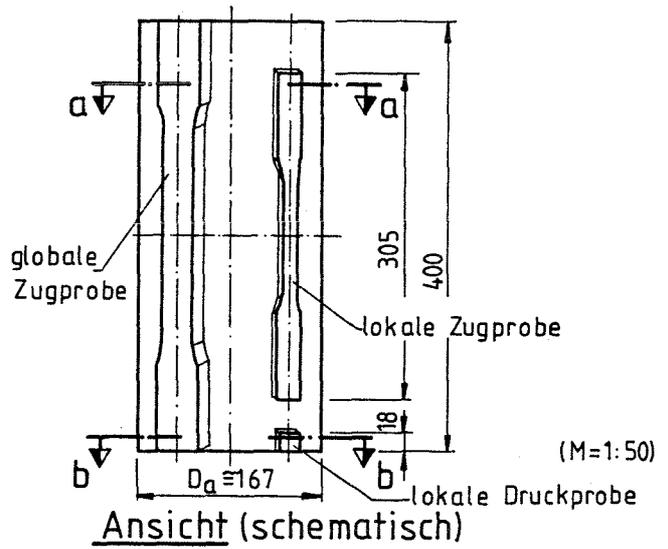
Ver- suchs- körper	Meß- ebene	Wanddicke										Außen- durch- messer Mittel $\hat{D}_a$
		Einzelwerte								Mittel- werte		
		$t_1$	$t_2$	$t_3$	$t_4$	$t_5$	$t_6$	$t_7$	$t_8$	$\bar{t}_u$	$\hat{t}$	
KZS1	$U_1$	2.00	2.08	2.02	2.02	2.06	1.98	1.95	1.97	2.01	2.00	166.8
	$U_2$	1.92	1.96	2.08	2.05	2.01	1.97	1.94	1.98	1.99		
	$U_3$	1.90	2.02	2.12	1.98	2.04	2.02	2.06	2.04	2.02		
KZS2	$U_1$	4.03	4.01	3.96	4.00	3.98	4.03	4.00	3.99	4.00	4.00	166.9
	$U_2$	4.01	4.00	3.97	3.99	4.00	3.97	4.05	4.07	4.01		
	$U_3$	4.00	4.02	4.06	3.90	4.00	4.01	4.02	4.04	4.01		
KZS3	$U_1$	6.92	6.92	7.00	6.98	6.92	6.95	6.99	6.97	6.96	6.95	166.9
	$U_2$	6.92	6.92	6.92	6.90	6.85	6.92	6.98	6.94	6.92		
	$U_3$	6.93	6.98	6.99	6.97	6.95	6.99	7.01	6.98	6.98		
KZS4	$U_1$	1.62	1.53	1.72	1.64	1.70	1.52	1.60	1.77	1.64	1.62	166.9
	$U_2$	1.55	1.63	1.57	1.55	1.53	1.51	1.61	1.58	1.57		
	$U_3$	1.57	1.74	1.61	1.63	1.62	1.69	1.71	1.56	1.64		
KZS5	$U_1$	14.10	14.09	14.12	14.12	14.09	14.08	14.12	14.13	14.11	14.09	166.9
	$U_2$	14.08	14.08	14.09	14.04	14.03	14.04	14.07	14.09	14.07		
	$U_3$	14.10	14.10	14.13	14.10	14.06	14.09	14.11	14.10	14.10		
KZS6	$U_1$	1.77	1.90	1.985	1.99	1.99	1.99	1.984	1.94	1.94	1.92	166.8
	$U_2$	1.84	1.89	1.88	1.94	1.958	1.88	1.867	1.84	1.89		
	$U_3$	1.98	2.03	1.89	1.87	1.978	1.98	1.956	1.83	1.94		
KZS7	$U_1$	2.05	1.95	1.90	2.13	2.02	1.93	1.94	2.00	1.99	2.02	166.8
	$U_2$	2.03	1.93	1.96	2.02	2.00	2.07	2.10	2.08	2.02		
	$U_3$	2.08	2.13	2.03	2.01	2.03	2.08	2.08	2.06	2.06		
KZS8	$U_1$	27.48	27.48	27.52	27.53	27.52	27.50	27.50	27.49	27.50	27.52	166.8
	$U_2$	27.51	27.49	27.50	27.50	27.53	27.54	27.54	27.54	27.52		
	$U_3$	27.55	27.53	27.54	27.53	27.52	27.54	27.54	27.54	27.54		
KZS9	$U_1$	1.13	1.18	1.10	1.10	1.12	1.04	1.23	1.13	1.13	1.10	166.8
	$U_2$	1.05	1.04	1.09	1.10	1.03	0.98	1.00	1.05	1.05		
	$U_3$	1.04	1.08	1.28	1.14	1.23	1.21	0.97	1.18	1.14		
KZS10	$U_1$	1.58	1.61	1.63	1.65	1.64	1.62	1.65	1.59	1.62	1.64	117.0
	$U_2$	1.59	1.60	1.62	1.66	1.66	1.64	1.63	1.61	1.63		
	$U_3$	1.66	1.65	1.68	1.66	1.68	1.72	1.72	1.71	1.68		

Alle Maße in [mm]



Abmessungen der Versuchskörper

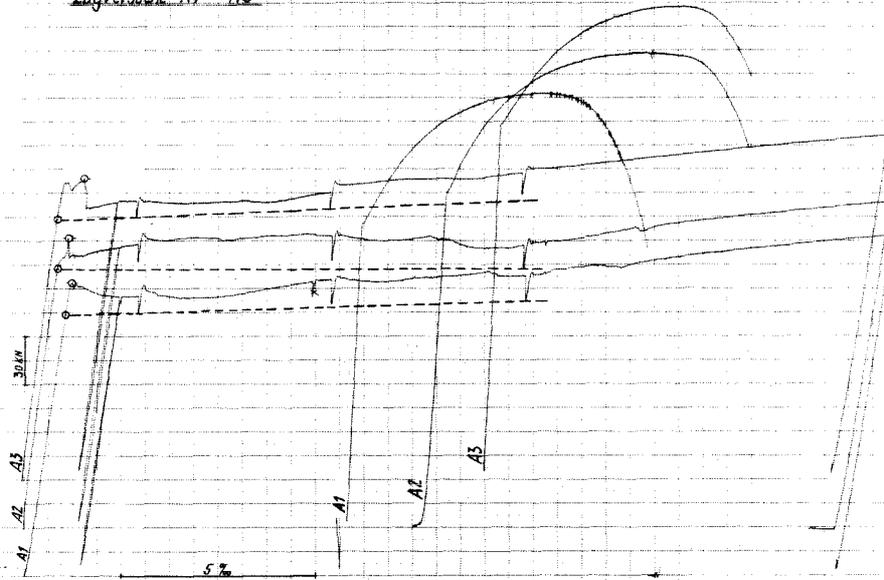
Anlage 4



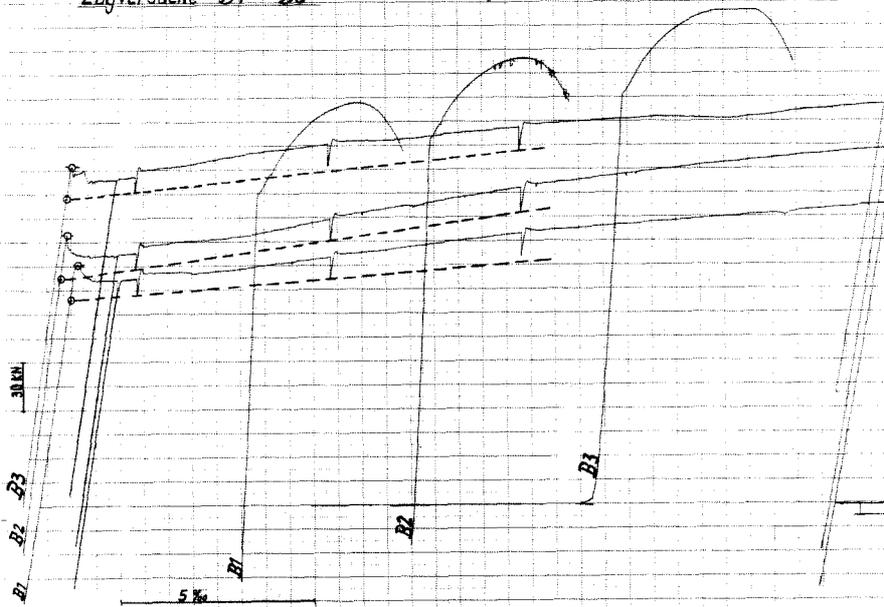
Lage der Materialproben in den Rohrabschnitten A, B, C

# Anlage 5

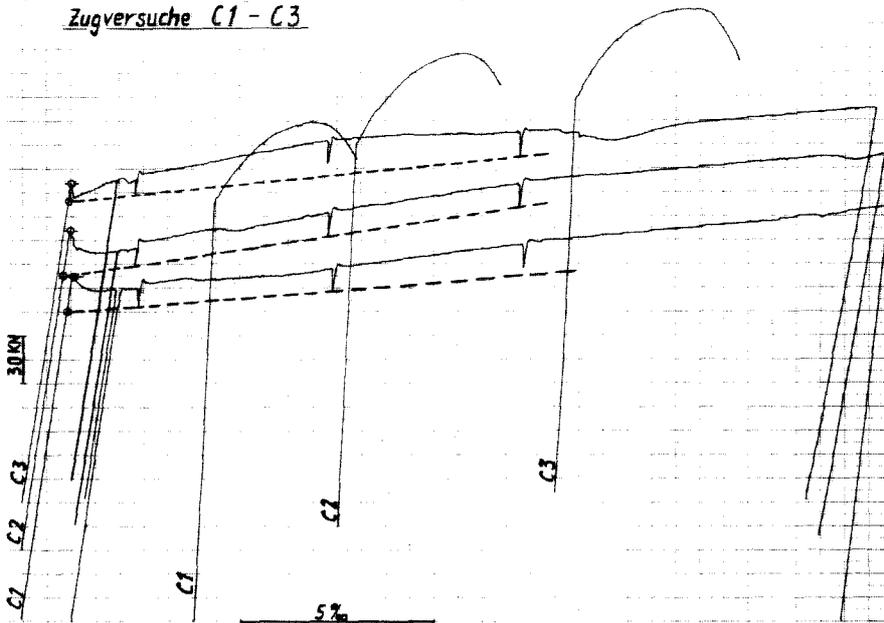
Zugversuche A1 - A3



Zugversuche B1 - B3



Zugversuche C1 - C3



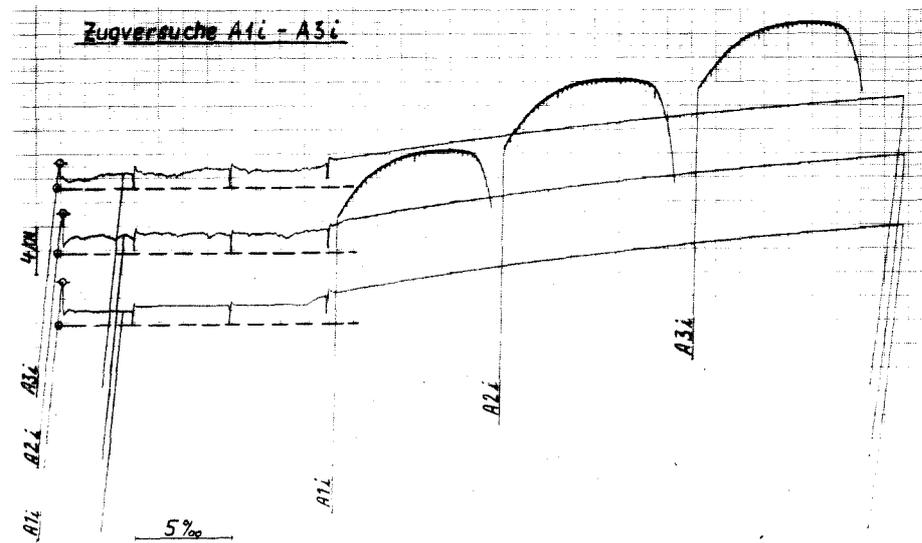
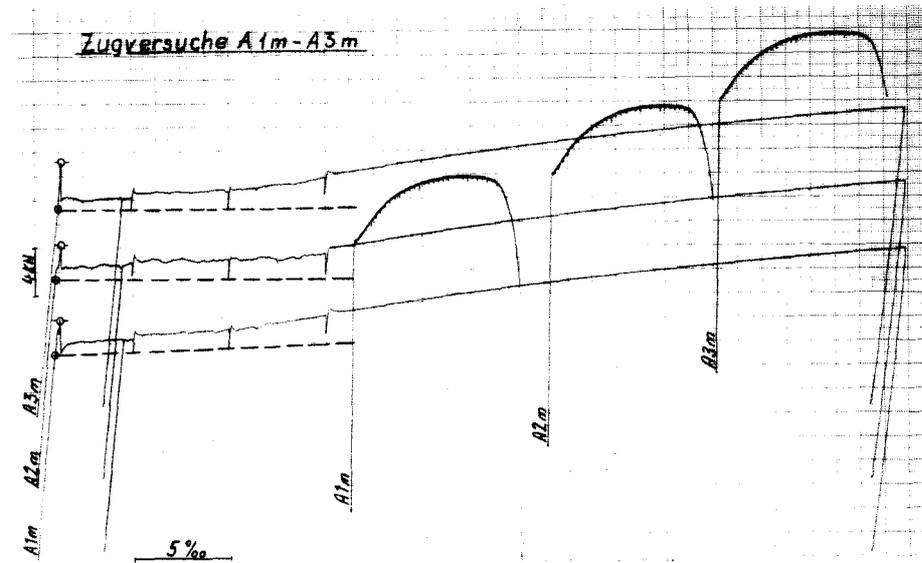
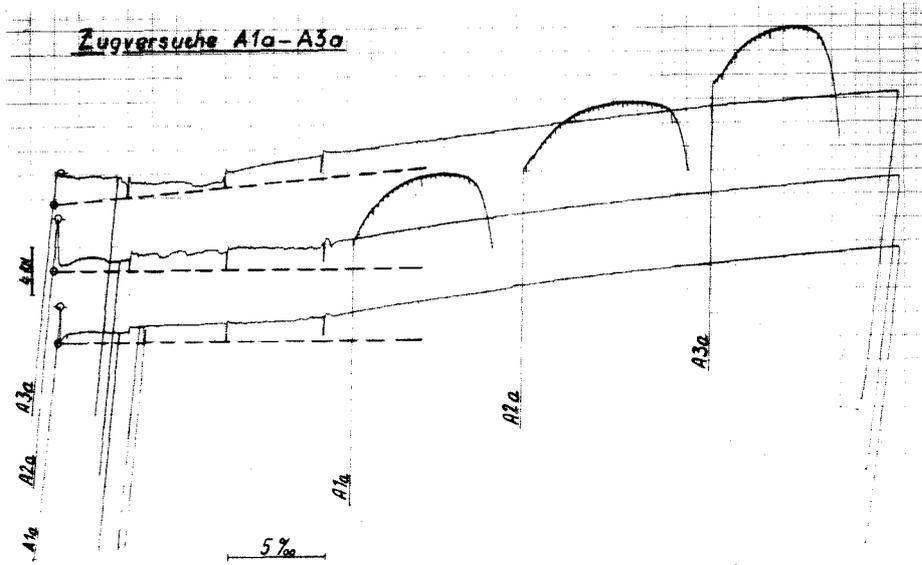
Zugversuche an globalen Zugproben: Lastverformungskurven

Anlage 6

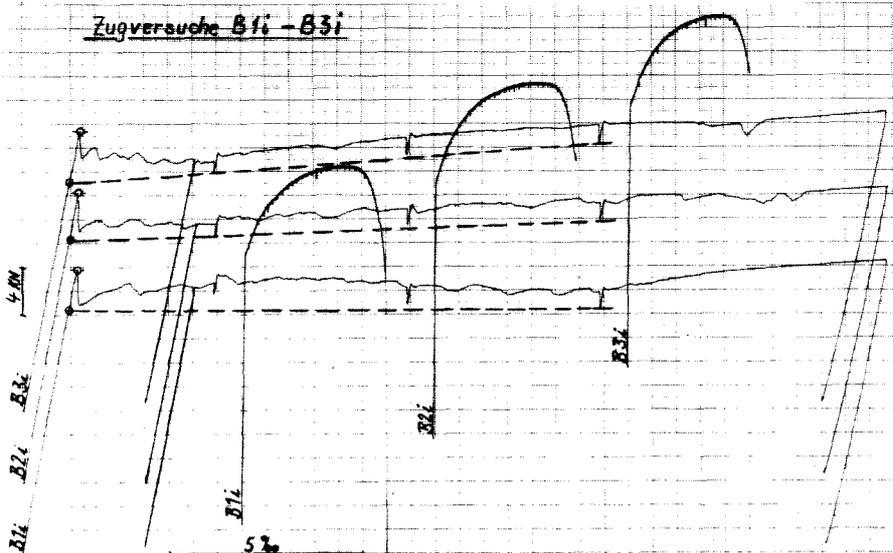
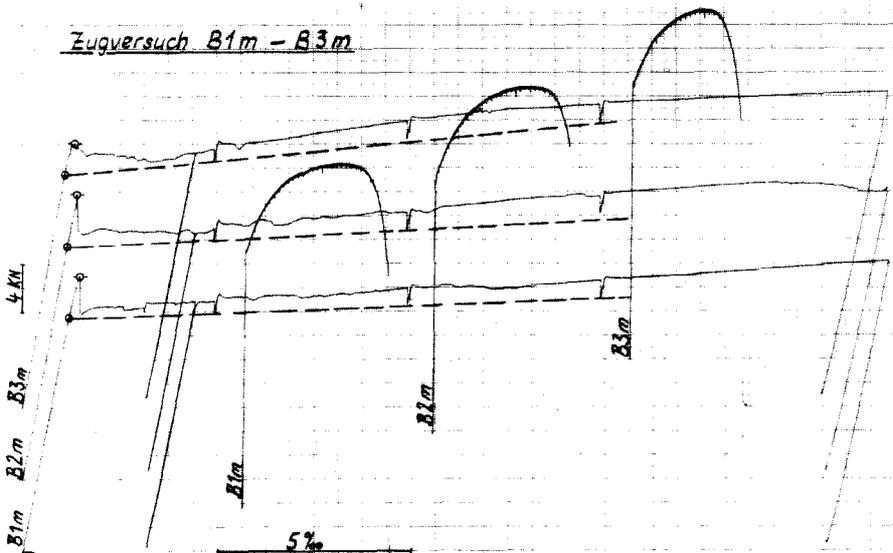
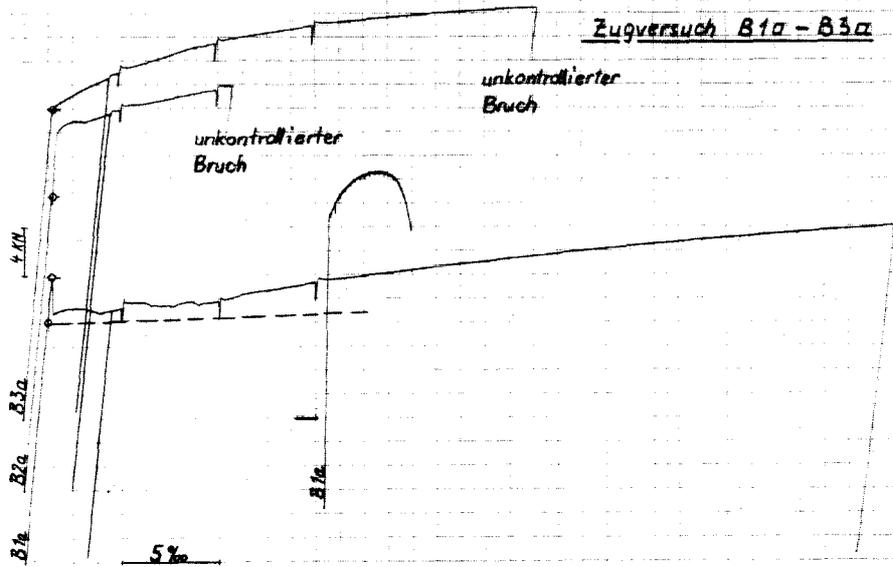
Ab- schnitt	Probe	Maße			E [N/mm <sup>2</sup> ]	$\beta_{So}^Z$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$\beta_{Ss}^Z$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$\beta_Z$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$\delta_5$ [%]
		b [mm]	a [mm]	A [mm <sup>2</sup> ]					
A	A <sub>1</sub>	30.16	25.94	782.4	209 200	236	210	388	31.8
	A <sub>2</sub>	30.06	25.95	780.1	209 800	235	209	383	36.2
	A <sub>3</sub>	30.05	25.94	779.5	209 900	244	210	383	30.8
	Mittel	-	-	-	209 600	238	210	385	32.9
B	B <sub>1</sub>	30.06	25.95	780.1	200 700	272	243	400	21.9
	B <sub>2</sub>	30.14	25.95	782.1	200 100	257	221	396	20.5
	B <sub>3</sub>	30.05	25.94	779.5	202 600	273	247	399	24.6
	Mittel	-	-	-	201 100	267	247	398	22.3
C	C <sub>1</sub>	30.04	25.94	779.2	200 900	280	251	403	21.7
	C <sub>2</sub>	30.05	25.94	779.5	200 800	259	223	400	20.5
	C <sub>3</sub>	30.05	25.94	779.5	202 600	257	242	398	23.5
	Mittel	-	-	-	201 400	265	239	400	21.9
Mittel				$\bar{x}$	204 000	257	228	394	25.7
Standardabw.				$s_x$	4 270	16.2	17.3	7.7	5.7
Var. Koeffizient				$V_x$ [%]	2.1	6.3	7.6	2.0	22.4
Soll DIN 1629					-	≥ 225	-	350 ÷ 480	≥ 25

Zugversuche an globalen Zugproben: Werkstoffkenwerte

Anlage 7

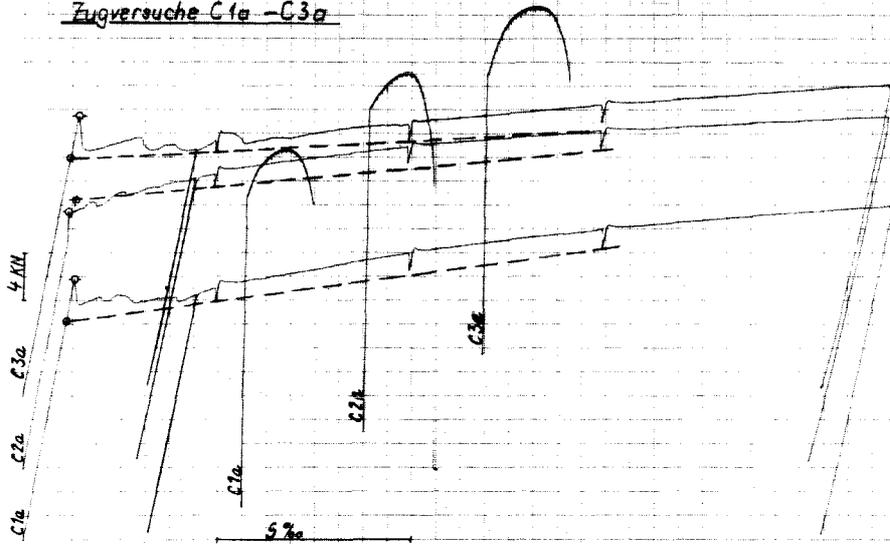


Anlage 8

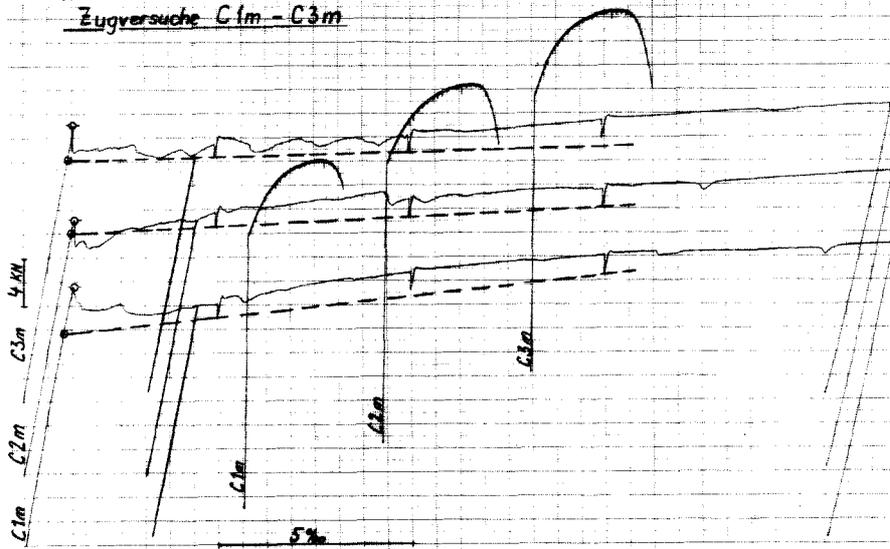


# Anlage 9

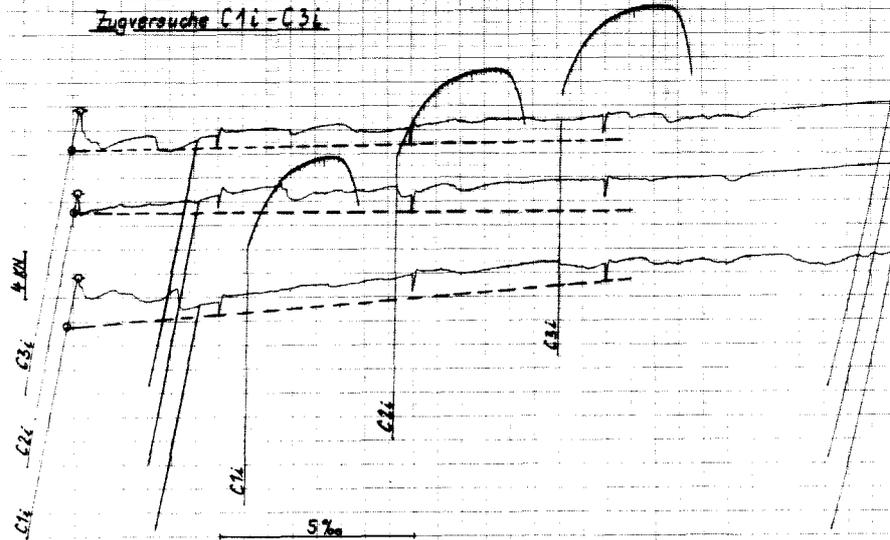
Zugversuche C1a - C3a



Zugversuche C1m - C3m



Zugversuche C1i - C3i



Anlage 10

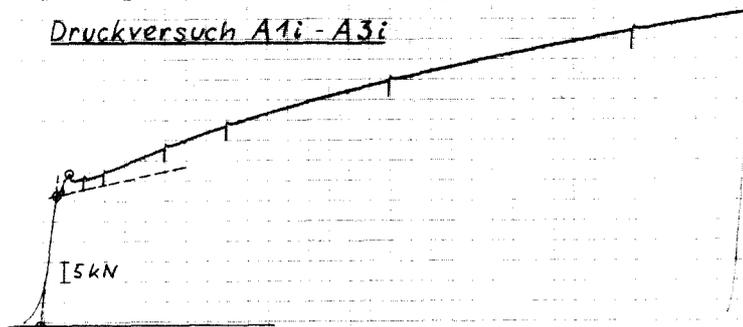
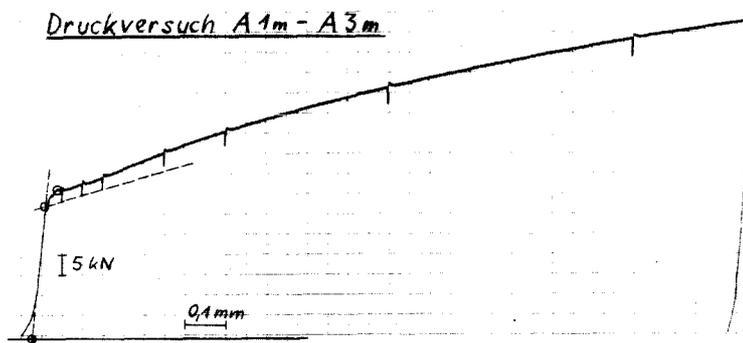
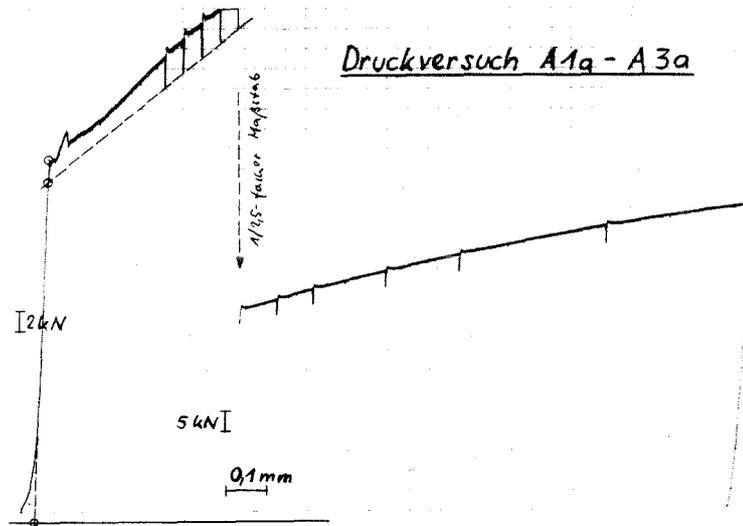
Ab-schnitt	Lage	Probe	b [mm]	Maße a [mm]	A [mm <sup>2</sup> ]	E [N/mm <sup>2</sup> ]	$\beta^Z_{So}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$\beta^Z_{SS2}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$\beta^Z$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$\bar{\epsilon}$ [%]
A	a	A 1a	16.05	5.08	81.53	196 200	258	221	391	41.0
		A 2a	16.06	5.07	81.42	196 500	275	221	391	42.0
		A 3a	16.10	5.08	81.79	197 200	247	215	392	41.0
		Mittel	-	-	-	196 600	260	219	391	41.3
	m	A 1m	16.13	5.07	81.78	195 600	245	209	390	42.0
		A 2m	16.06	5.09	81.75	195 700	247	213	389	40.8
		A 3m	16.13	5.07	81.78	197 200	259	210	389	41.8
		Mittel	-	-	-	196 200	250	211	389	41.5
	i	A 1i	16.12	5.09	82.06	195 000	261	217	395	39.6
		A 2i	16.03	5.07	81.27	198 500	261	219	399	42.2
		A 3i	15.99	5.07	81.07	197 400	238	212	384	41.6
		Mittel	-	-	-	197 000	253	216	393	41.1
	Mittel	-	-	-	196 600	255	215	391	41.3	
B	a	B 1a	16.12	5.07	81.73	196 200	291 *	245 **	400	35.2
		B 2a	16.12	5.07	81.73	195 800	- *	365 **	415	21.6
		B 3a	16.12	5.07	81.73	195 800	- *	323 **	421	24.6
		Mittel	-	-	-	195 900	(291)	311	412	27.1
	m	B 1m	16.15	5.07	81.88	195 400	281	237	396	40.4
		B 2m	16.15	5.07	81.88	196 400	291	237	401	38.0
		B 3m	16.08	5.08	81.69	195 900	271	237	408	33.0
		Mittel	-	-	-	195 900	281	237	402	37.1
	i	B 1i	16.17	5.07	81.98	195 200	290	249	396	36.6
		B 2i	16.16	5.08	82.09	194 200	295	246	407	35.8
		B 3i	16.06	5.07	81.42	196 500	287	235	407	34.6
		Mittel	-	-	-	195 500	291	243	403	35.7
	Mittel	-	-	-	195 800	(287)	264	406	33.3	
C	a	C 1a	15.99	5.08	81.23	190 300	268 *	224 **	404	31.8
		C 2a	15.99	5.07	81.07	192 500	- *	278 **	410	26.6
		C 3a	15.99	5.07	81.07	192 500	289	244	405	32.6
		Mittel	-	-	-	191 800	(279)	249	406	30.3
	m	C 1m	16.05	5.08	81.53	198 000	265	216	395	35.0
		C 2m	16.05	5.08	81.53	197 700	260	245	400	32.0
		C 3m	16.05	5.08	81.53	197 800	282	262	401	34.4
		Mittel	-	-	-	197 800	269	241	401	33.8
	i	C 1i	16.05	5.07	81.37	194 000	265	215	391	34.2
		C 2i	16.07	5.08	81.64	196 700	279	258	407	32.6
		C 3i	16.02	5.08	81.38	195 000	290	249	398	34.0
		Mittel	-	-	-	195 200	278	241	399	33.6
	Mittel	-	-	-	194 900	(275)	244	402	32.6	
Gesamtmittel					$\bar{x}$	195 700	(271)	241	399	35.7
Stand.abweichung					$s_x$	1 840	(16.9)	35.2	8.8	5.5
Var.Koeffizient					$v_x$ [%]	0.9	(6.2)	14.6	2.2	15.4

\*) Irregulärer Verlauf der Lastverformungskurve (vgl. Anlagen 8 u. 9):  $\beta^Z_{So}$  - Werte nicht ermittelbar

\*\*) offenbar lokal hochverfestigter Bereich

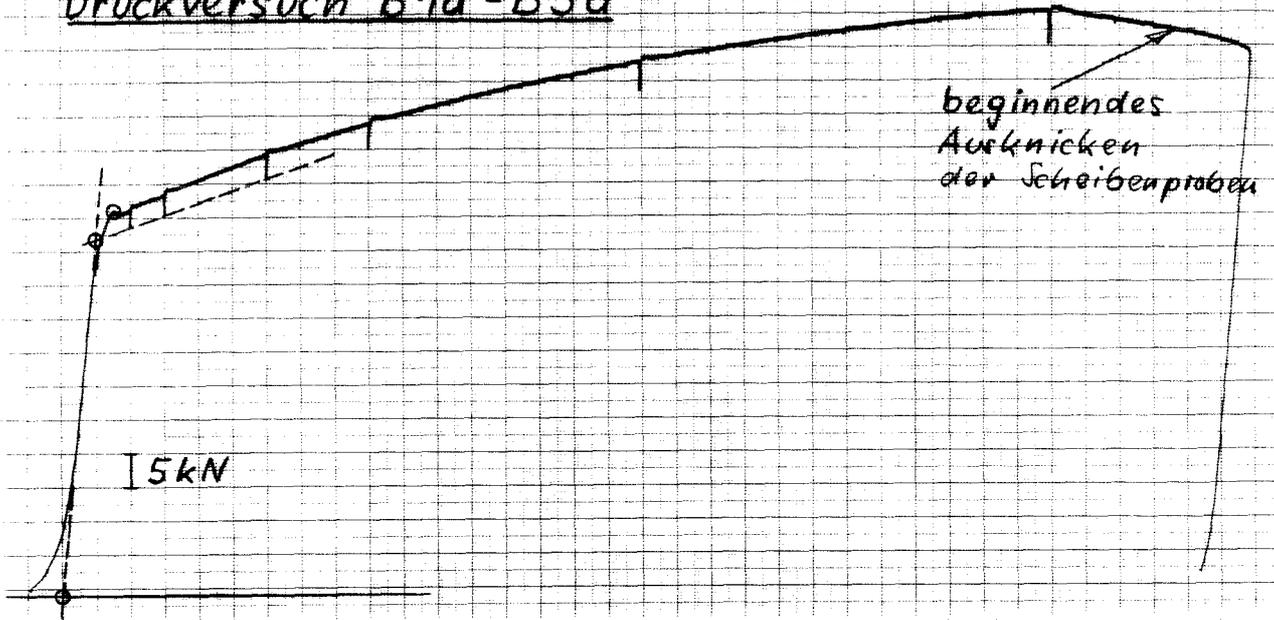
Zugversuche an lokalen Zugproben: Werkstoffkennwerte

Anlage 11

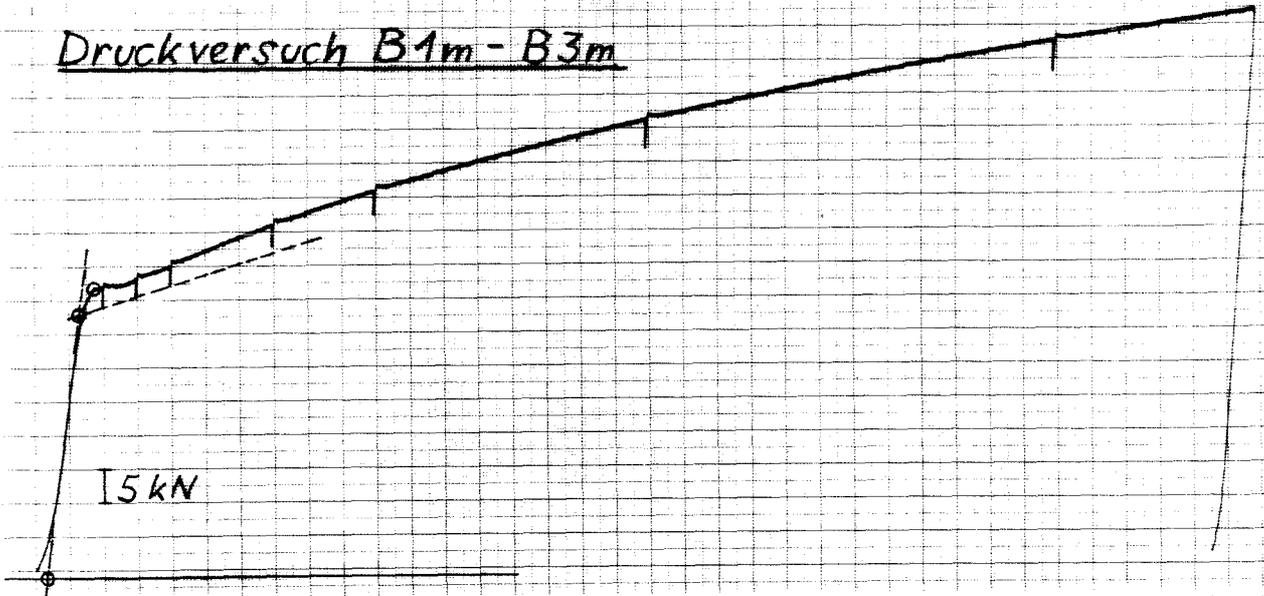


Druckversuche an lokalen Druckproben: Lastverformungskurven  
Abschnitt A

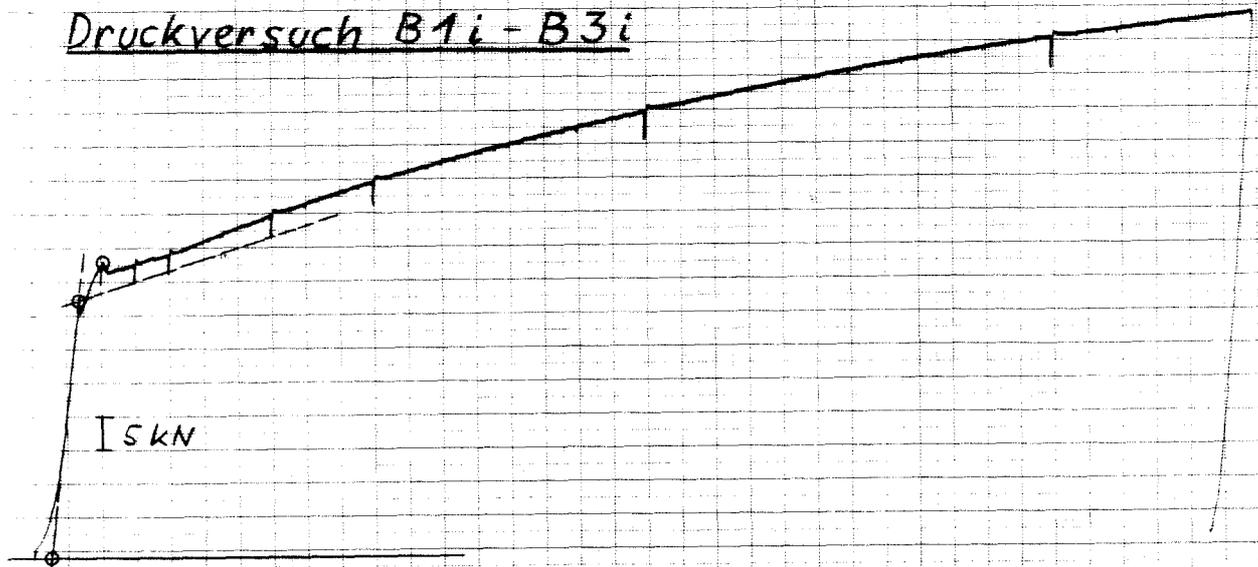
Druckversuch B1a - B3a



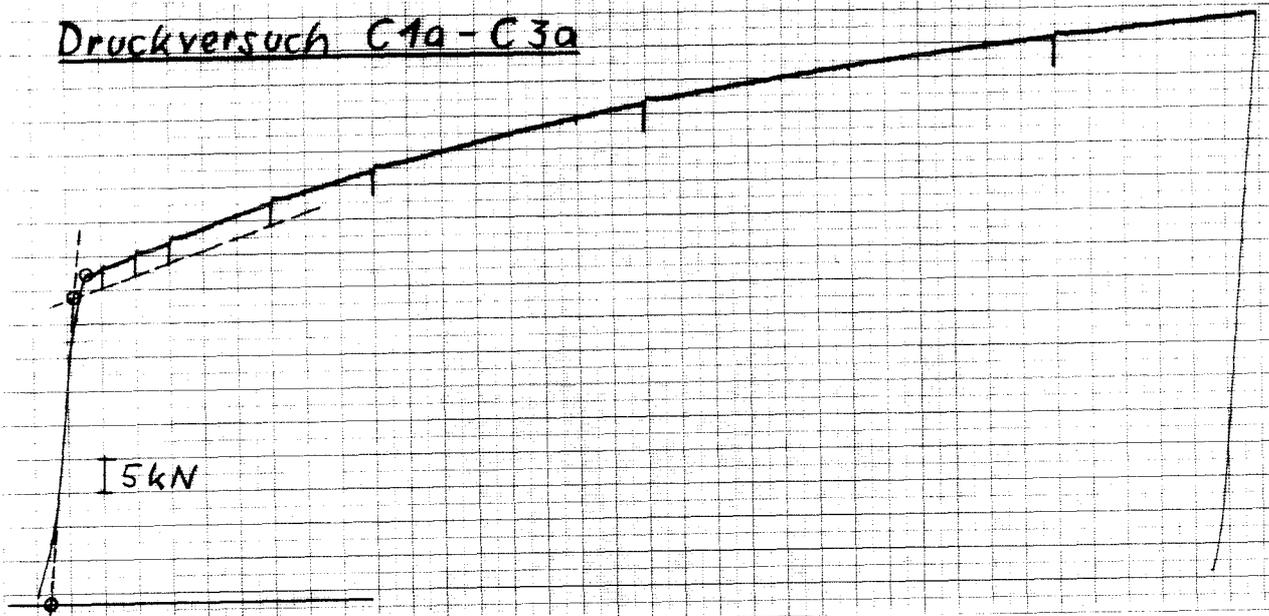
Druckversuch B1m - B3m



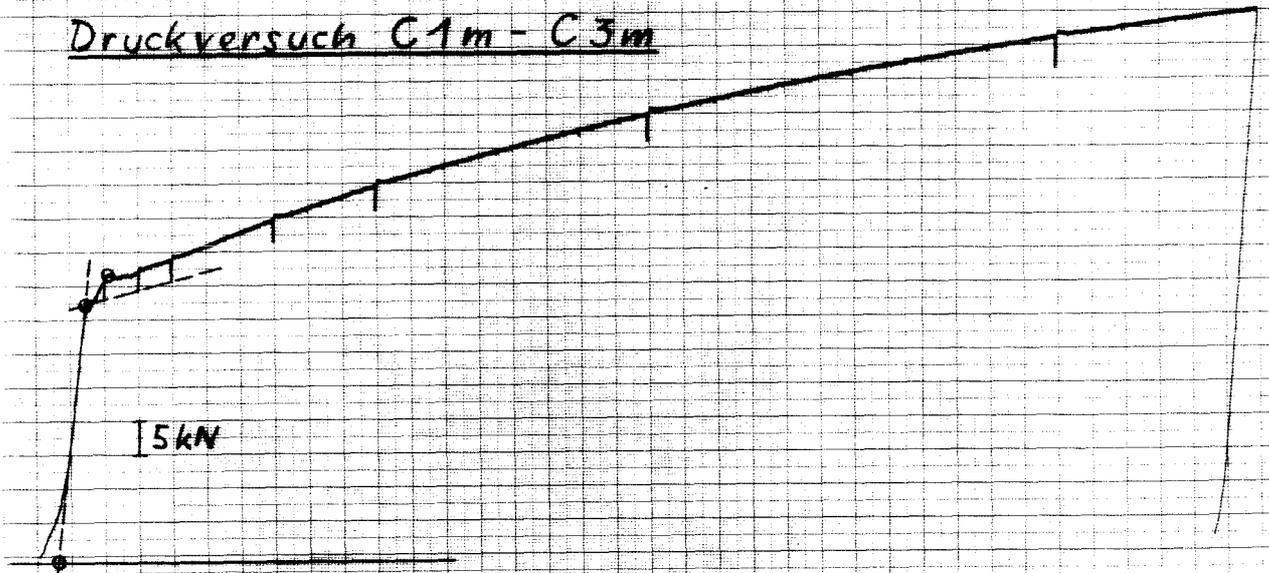
Druckversuch B1i - B3i



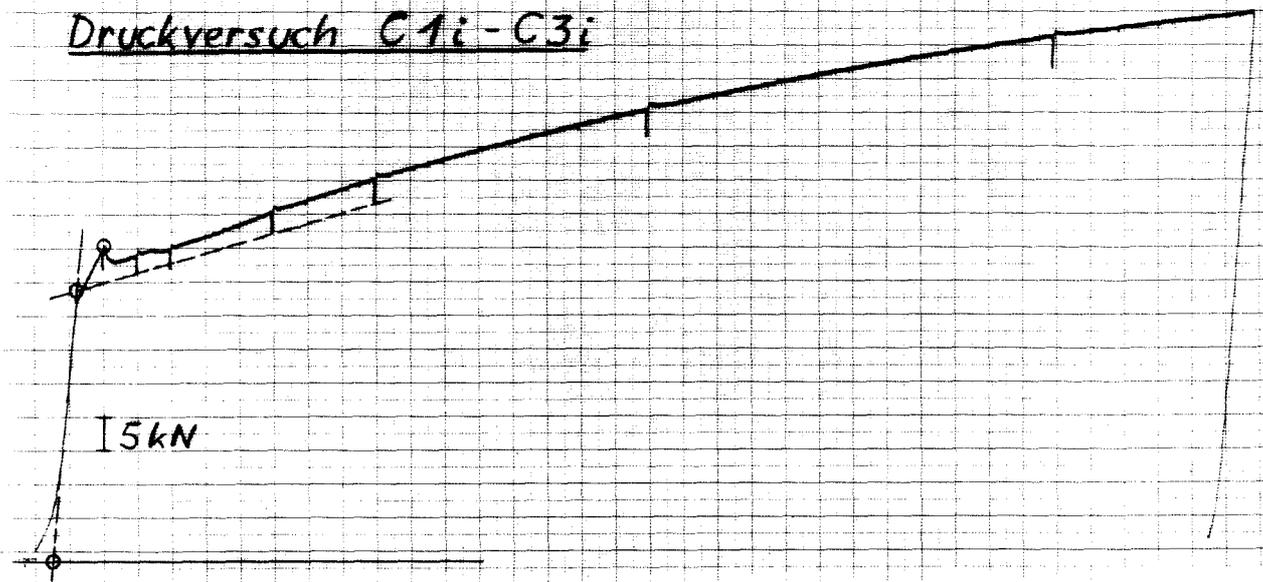
Druckversuch C1a - C3a



Druckversuch C1m - C3m



Druckversuch C1i - C3i

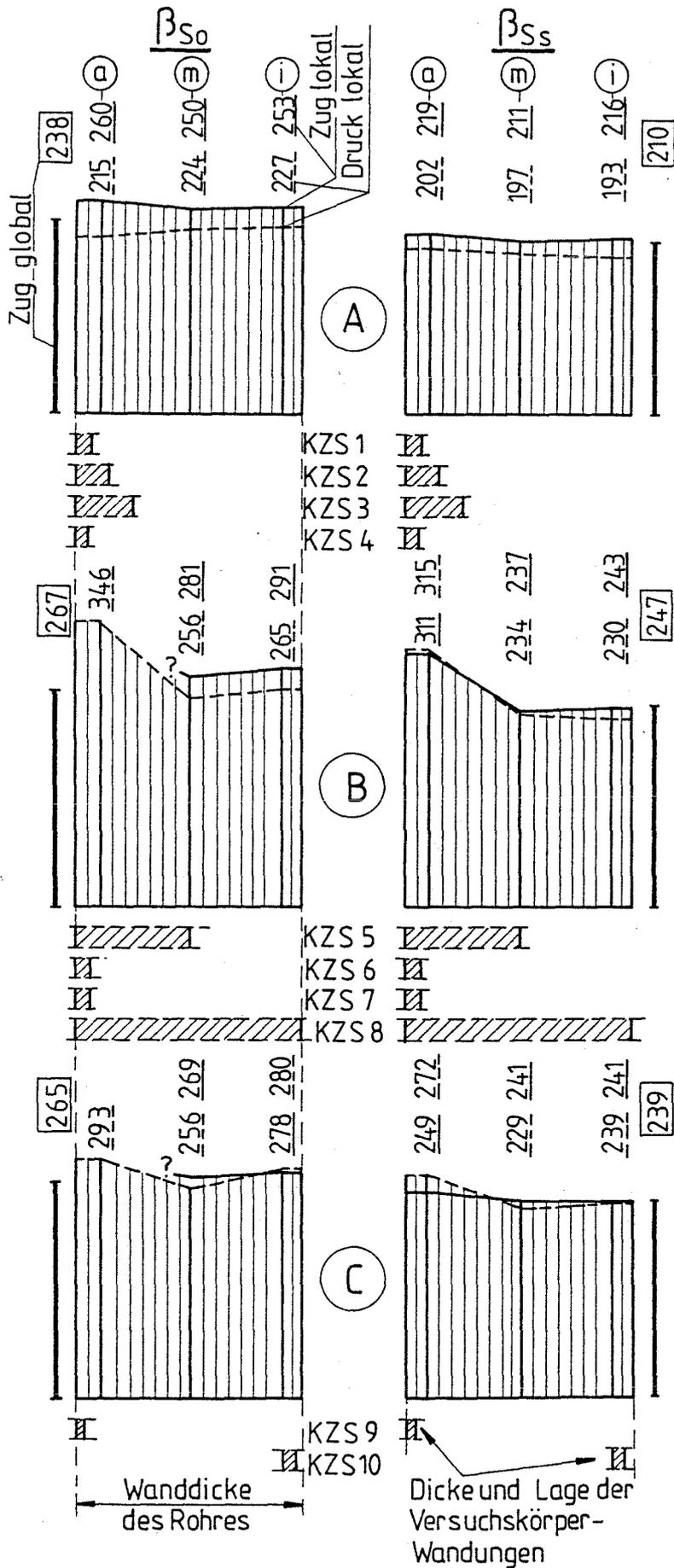


Anlage 14

Ab-schnitt	Lage	Probe	Maße			$\beta_{So}^D$ N/mm <sup>2</sup>	$\beta_{Ss}^D$ N/mm <sup>2</sup>
			b [mm]	a [mm]	A [mm <sup>2</sup> ]		
A	a	A 1a	18.07	3.09	167.3	215	202
		A 2a	18.07	3.09			
		A 3a	18.06	3.08			
	m	A 1m	18.07	3.08	167.4	224	197
		A 2m	18.09	3.09			
		A 3m	18.08	3.09			
	i	A 1i	18.08	3.09	167.6	227	193
		A 2i	18.08	3.09			
		A 3i	18.09	3.09			
	Mittel			-	-	-	222
B	a	B 1a	18.07	3.09	167.4	346 *	315 *
		B 2a	18.09	3.09			
		B 3a	18.07	3.08			
	m	B 1m	18.07	3.09	167.6	256	234
		B 2m	18.07	3.09			
		B 3m	18.09	3.09			
	i	B 1i	18.06	3.08	167.1	265	230
		B 2i	18.07	3.09			
		B 3i	18.09	3.09			
	Mittel			-	-	-	289
C	a	C 1a	18.09	3.08	167.5	293 *	272 *
		C 2a	18.08	3.09			
		C 3a	18.08	3.09			
	m	C 1m	18.08	3.08	167.4	256	229
		C 2m	18.08	3.09			
		C 3m	18.07	3.09			
	i	C 1i	18.07	3.09	167.5	280	239
		C 2i	18.08	3.09			
		C 3i	18.07	3.09			
	Mittel			-	-	-	276
Gesamtmittel					$\bar{x}$	262	235
Stand.abweichung					$S_x$	40.8	39.0
Var.Koeffizient					$V_x[\%]$	15.6	16.6

\*) offenbar lokal hochverfestigter Bereich

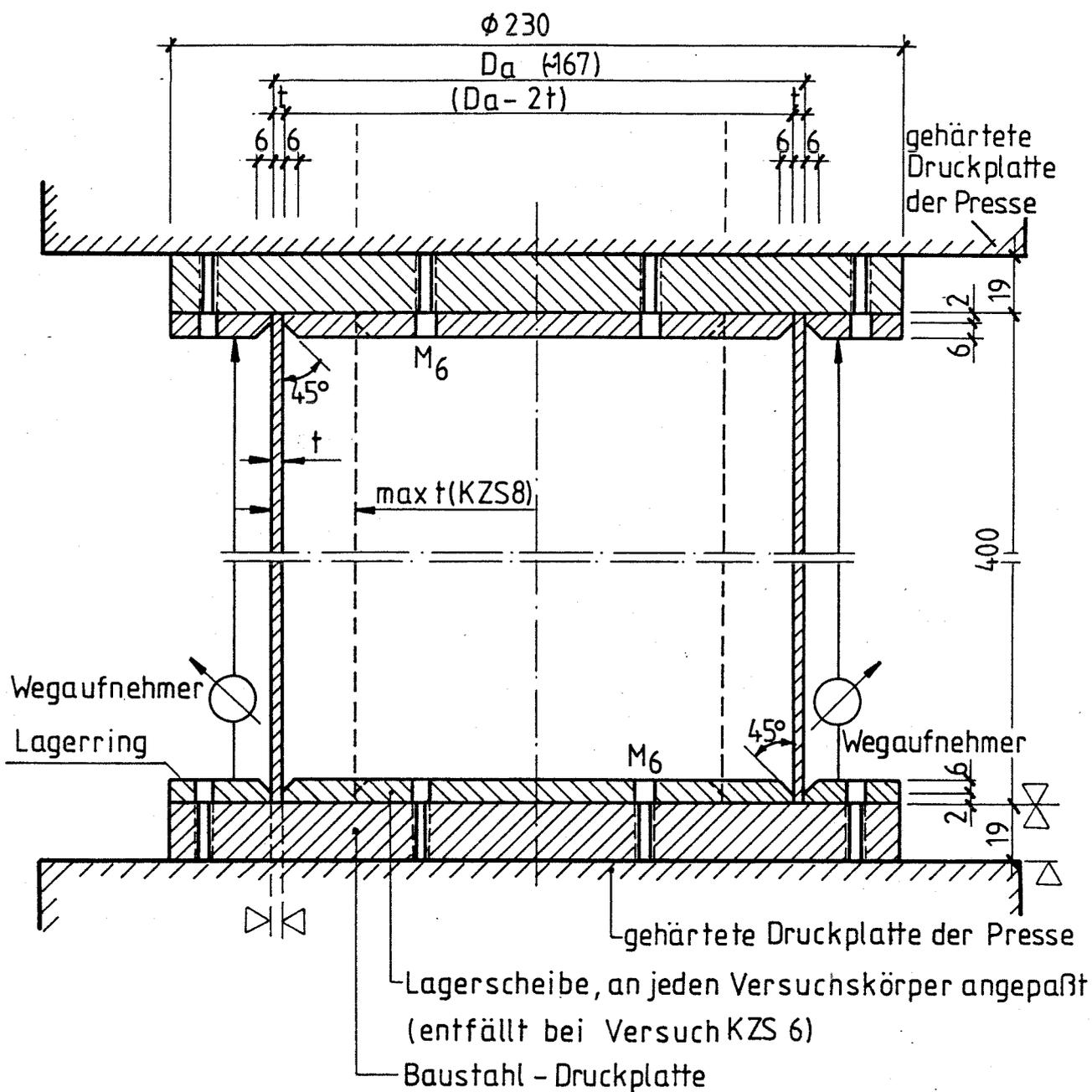
Druckversuche an lokalen Druckproben: Streckgrenzwerte

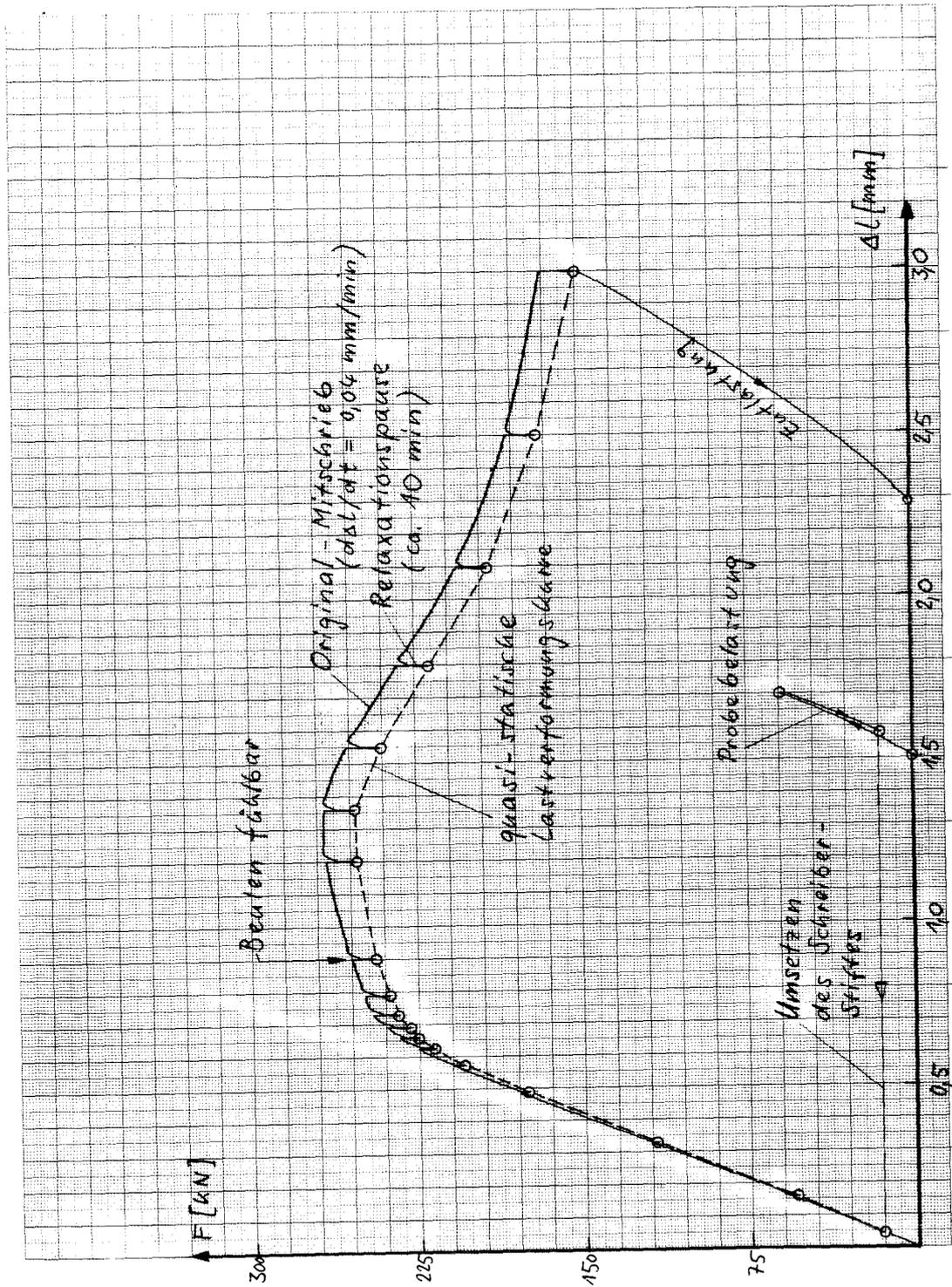


Alle aufgetragenen und zahlenmäßig angegebenen Streckgrenzwerte sind Mittelwerte aus drei Proben in Umfangsrichtung in [N/mm<sup>2</sup>]

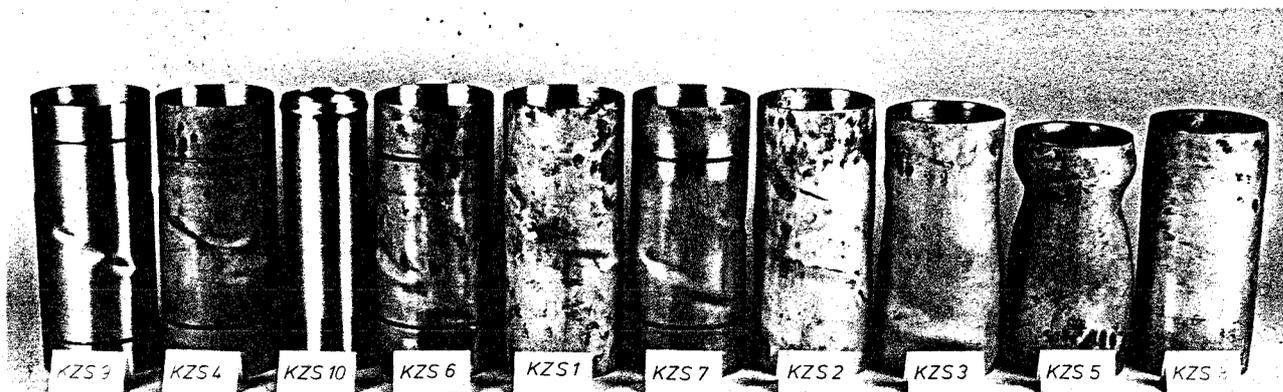
Verteilung der Streckgrenzwerte über Wanddicke und Länge des Versuchsrohres

Anlage 16



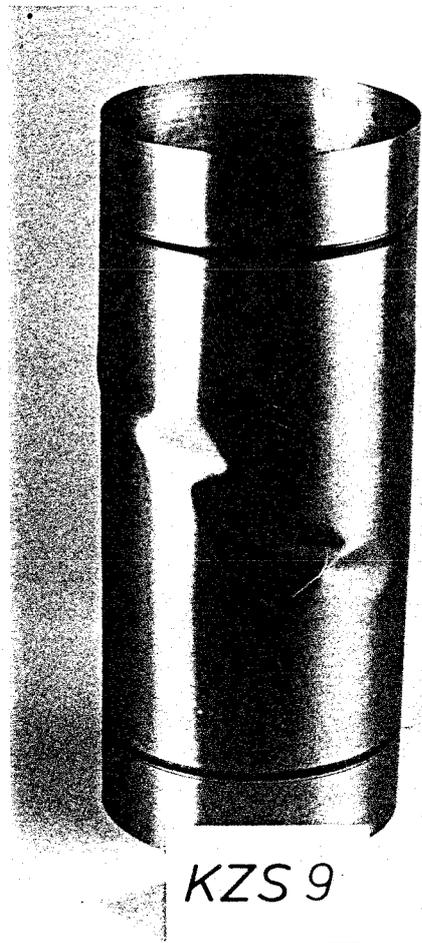


Typische, vom x-y-Schreiber aufgezeichnete Lastverformungskurve (KZS 4)



Alle Zylinder, nach  
Schlankheitsgraden geordnet

↑  
Traglast  
nicht erreicht



KZS 9

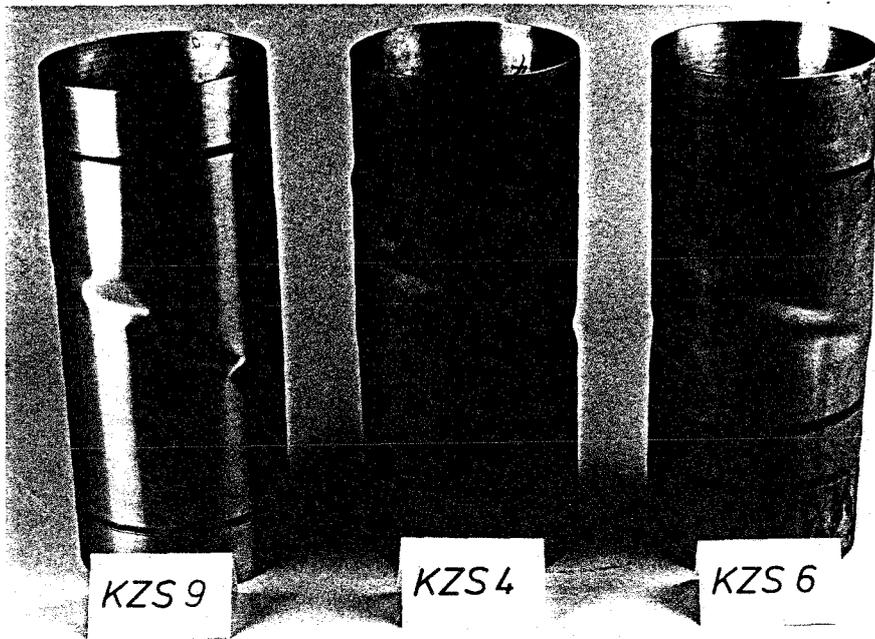
Dünnwandigster Zylinder



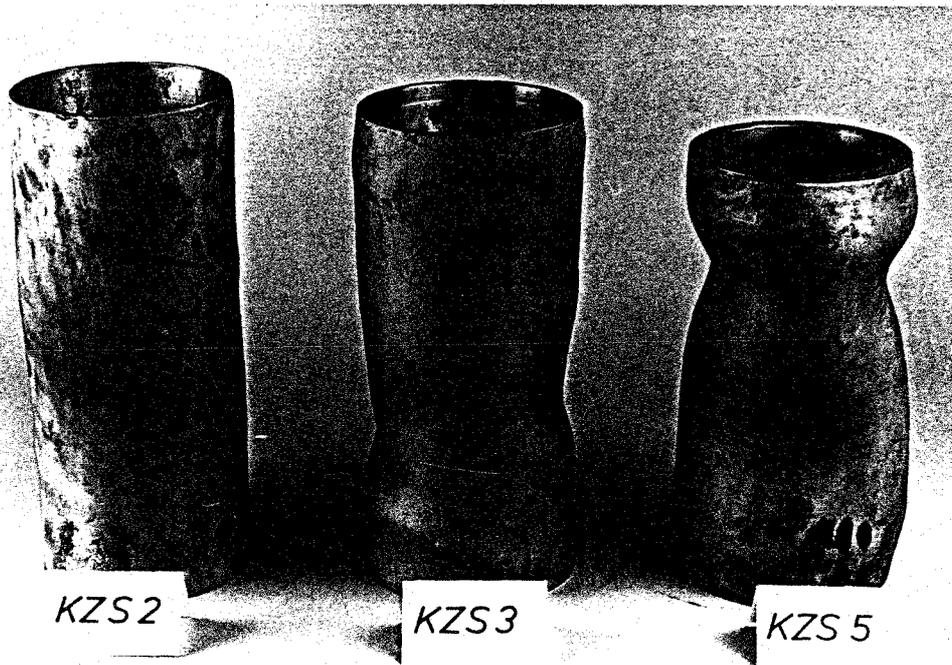
KZS 5

Dickwandigster Zylinder  
(ausgenommen: KZS 8)

Versuchskörper nach dem Versuch

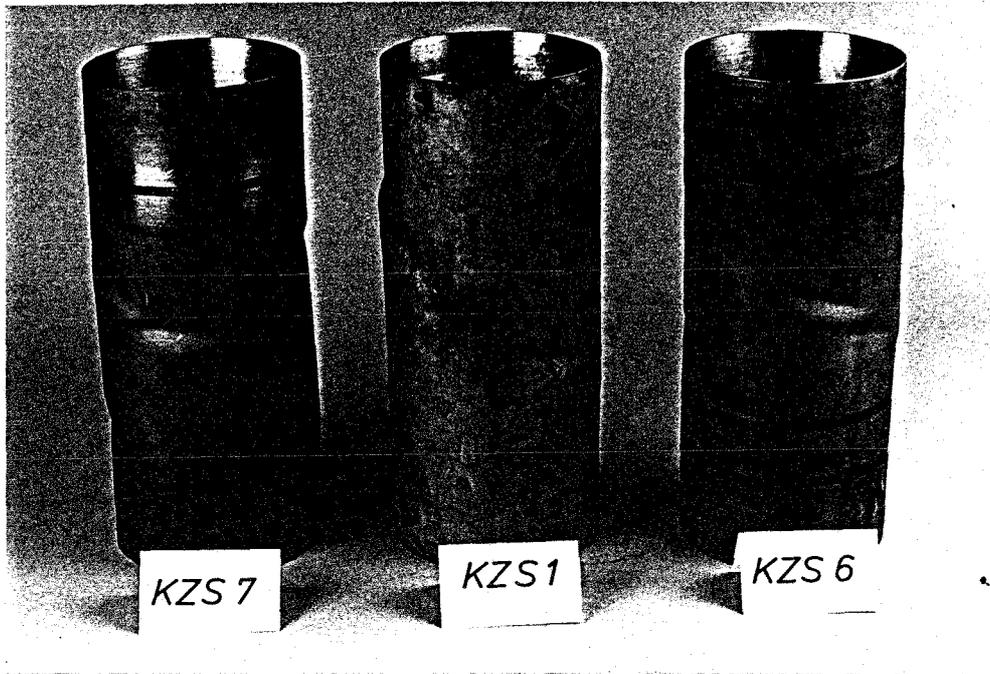


Die drei dünnwandigsten Zylinder

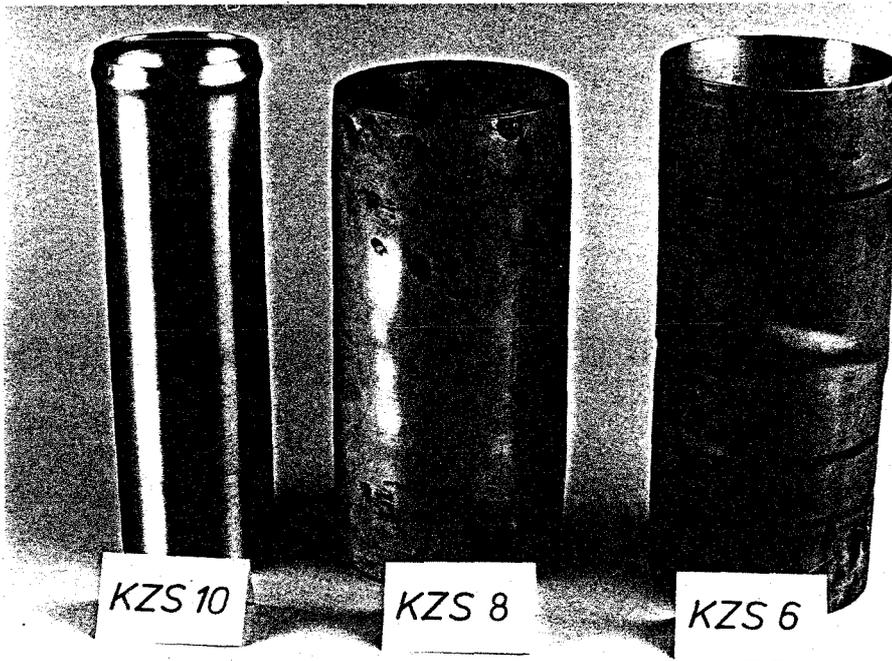


Die drei dickwandigsten Zylinder (ausgenommen: KZS 8)

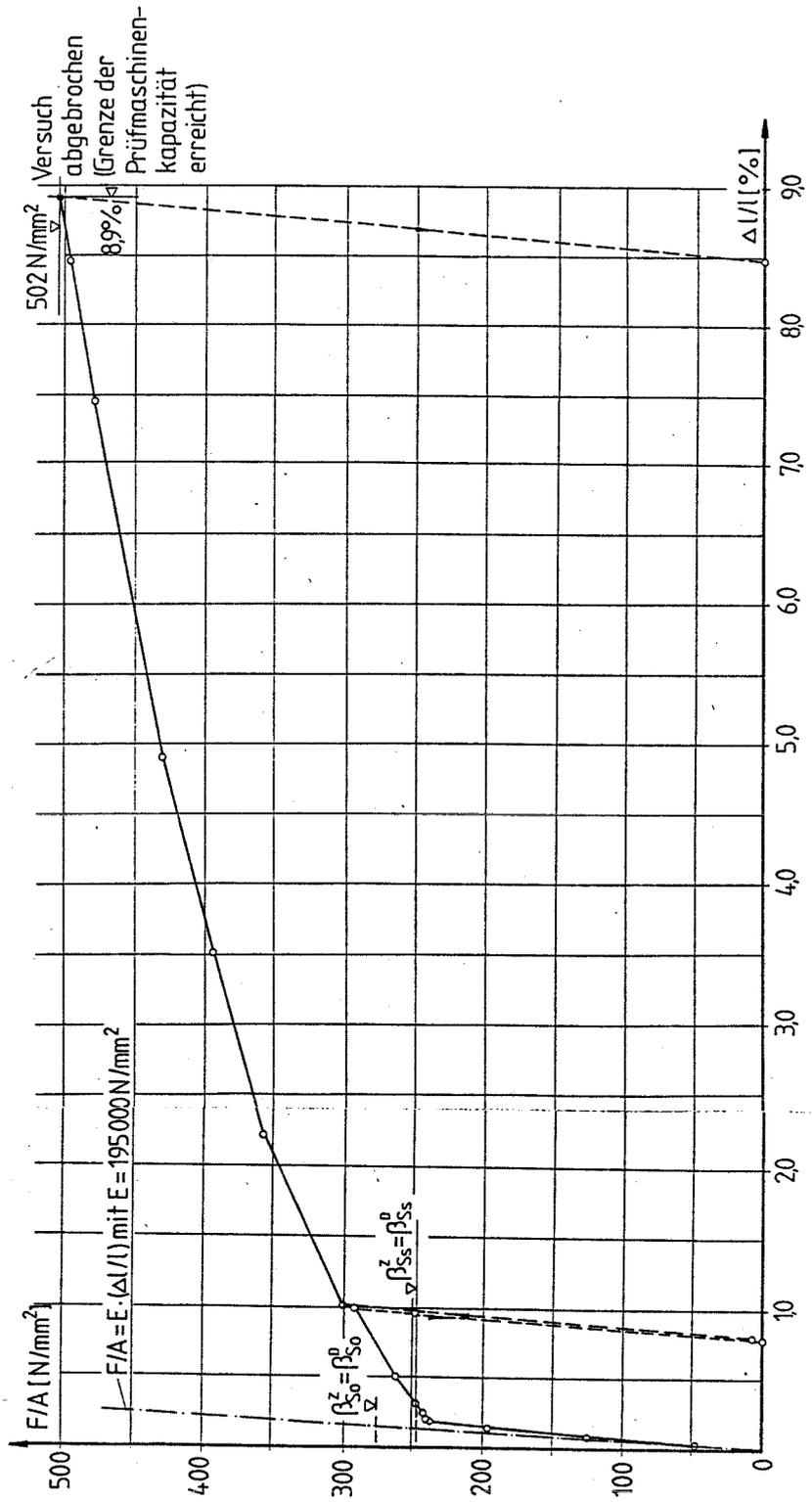
Versuchskörper nach dem Versuch



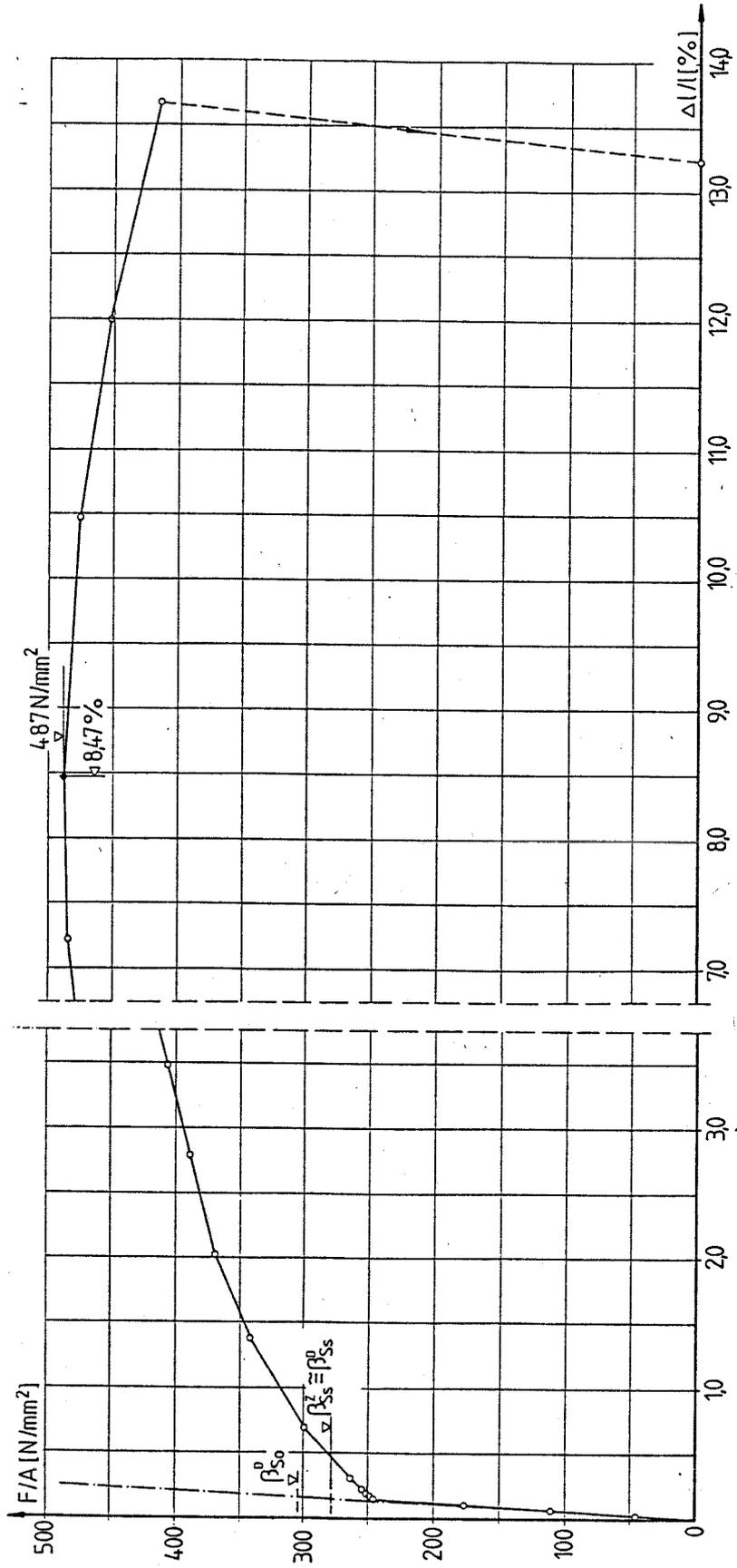
Drei Zylinder mit etwa gleichem Schlankheitsgrad, aber geringfügig unterschiedlichen Randbedingungen



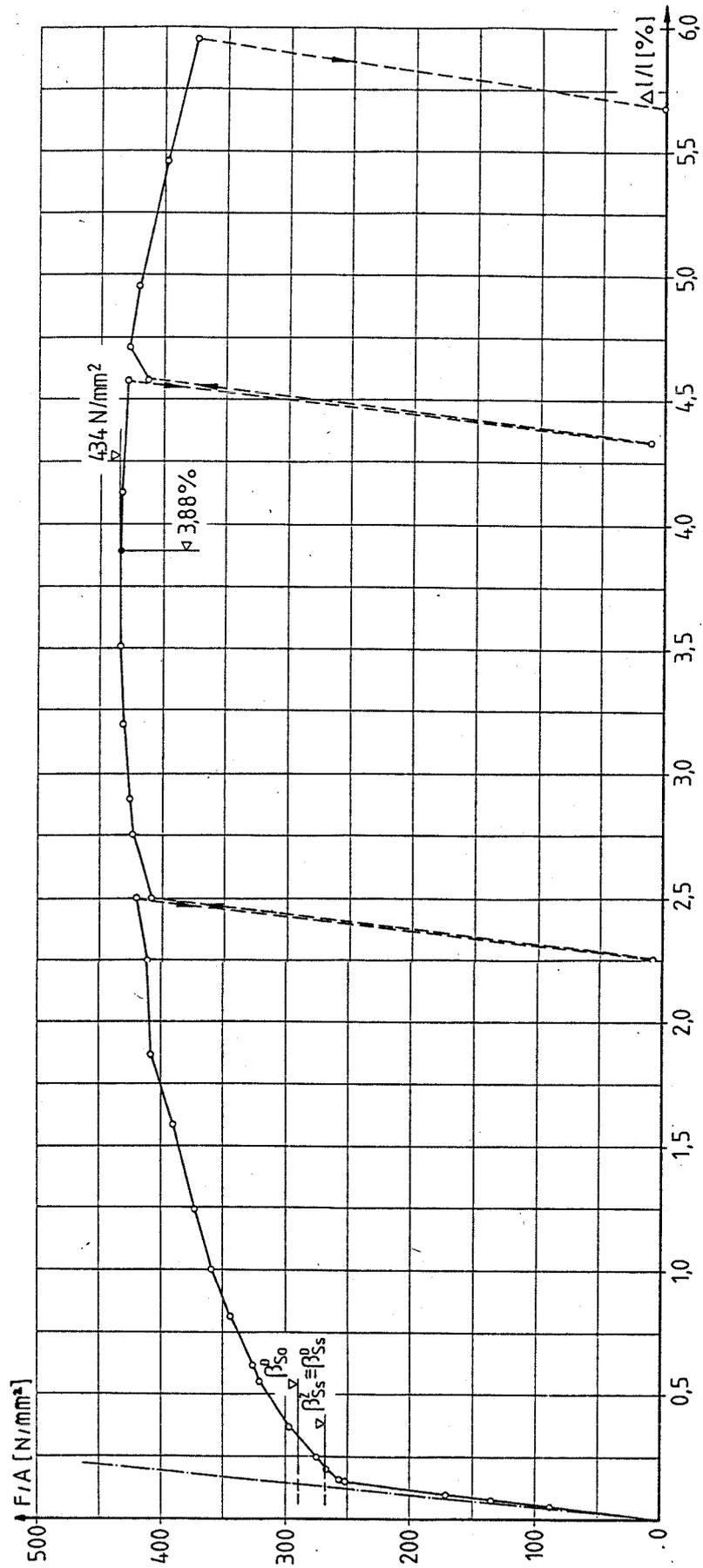
Innenbündig (links) und außenbündig (rechts) aus dem dickwandigen Rohr herausgedrehte Zylinder etwa gleichen Schlankheitsgrades



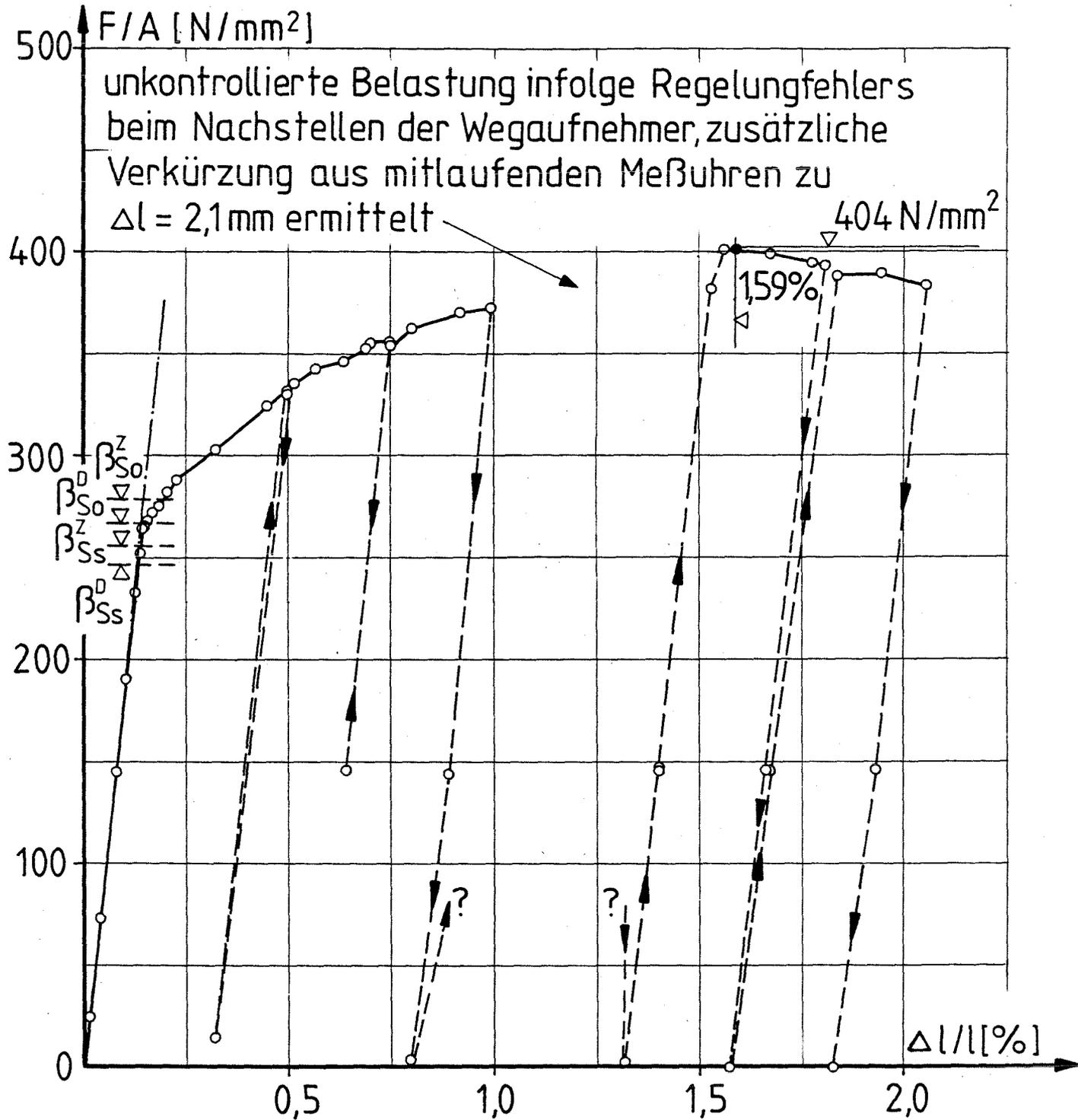
Bezogene Kraft - Verkürzung - Kurve KZS 8 (r/t = 2,5)



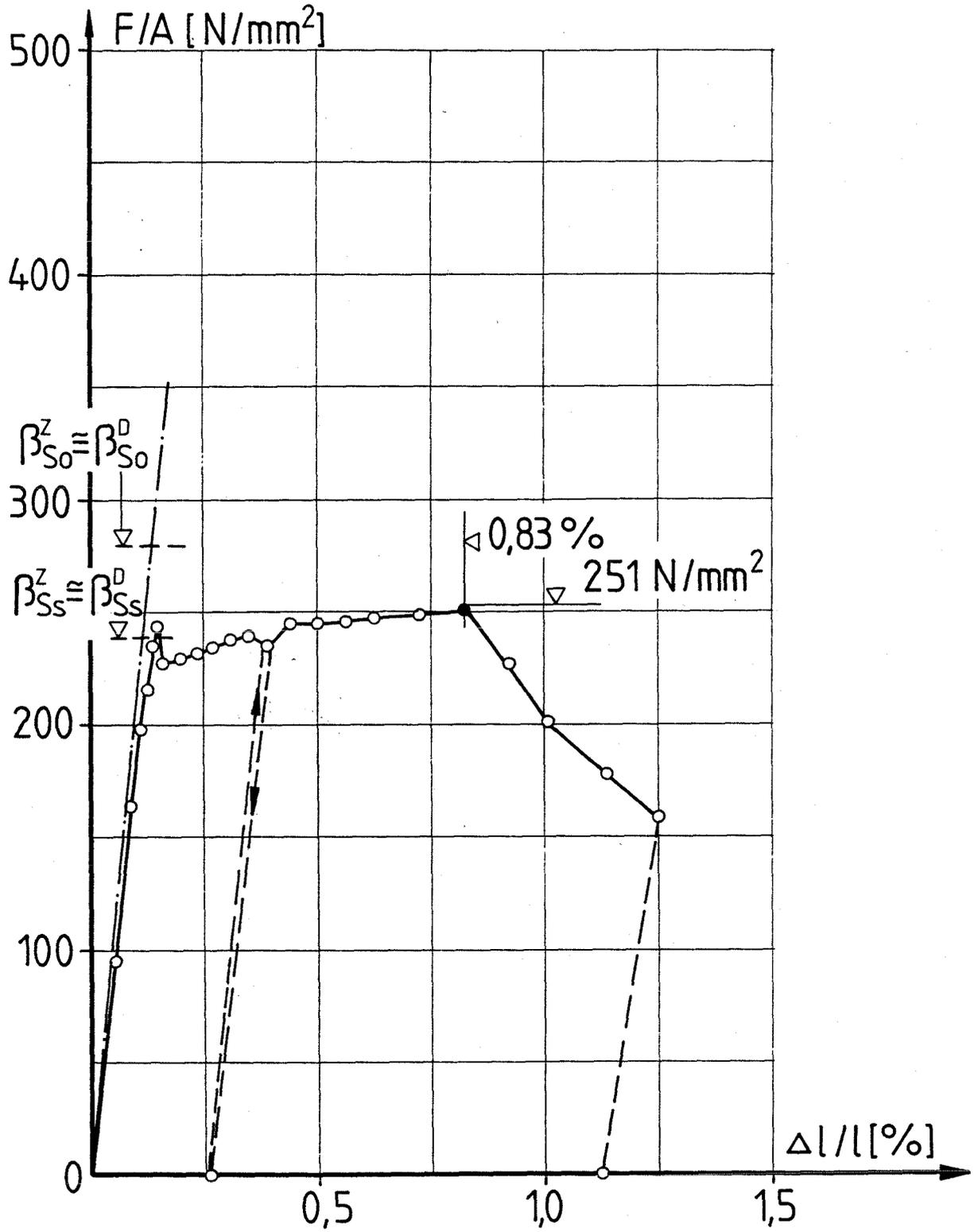
Bezogene Kraft - Verkürzung - Kurve KZS 5 (r/t = 5,4)



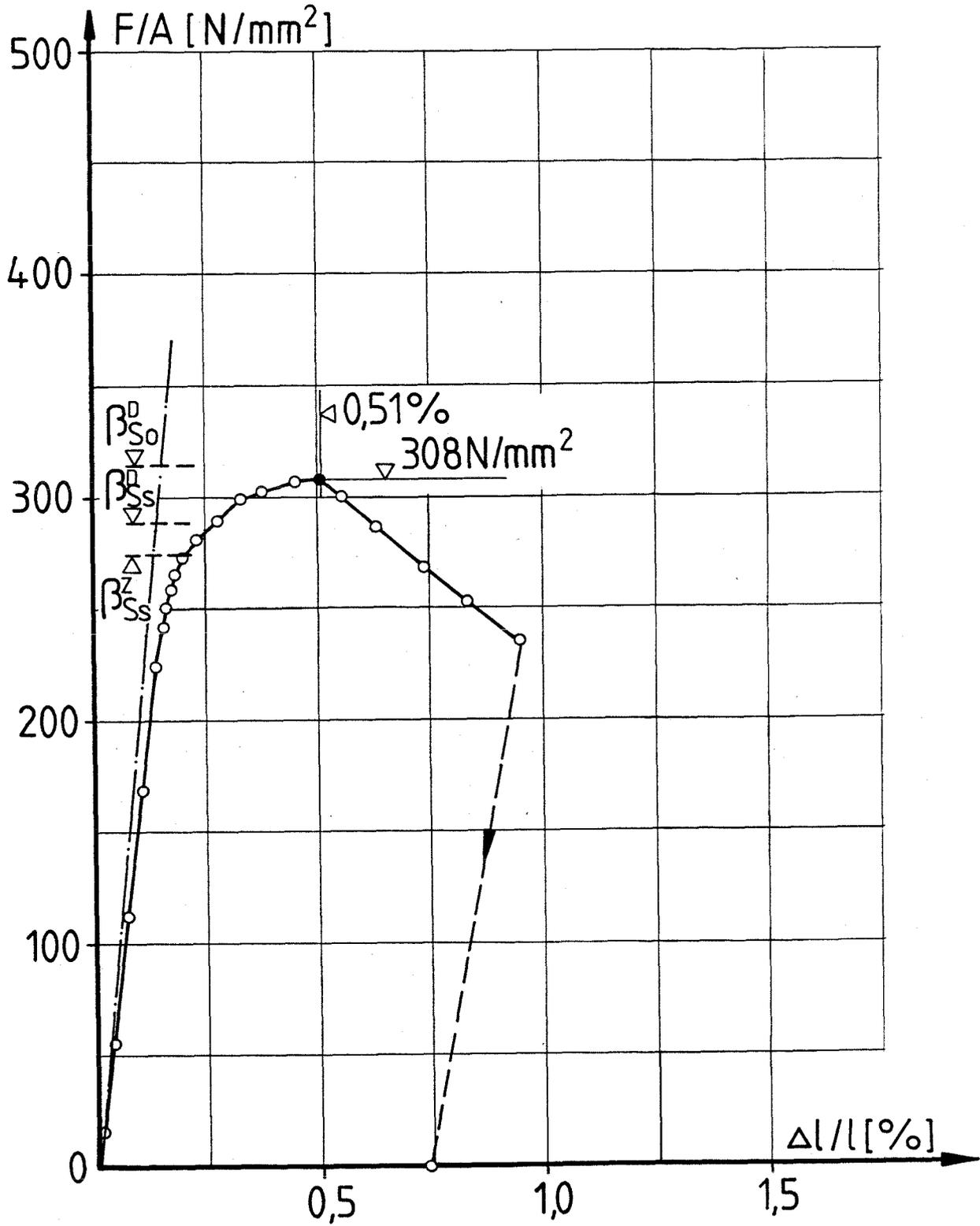
Bezogene Kraft - Verkürzung - Kurve KZS 3 (r/t = 11,5)



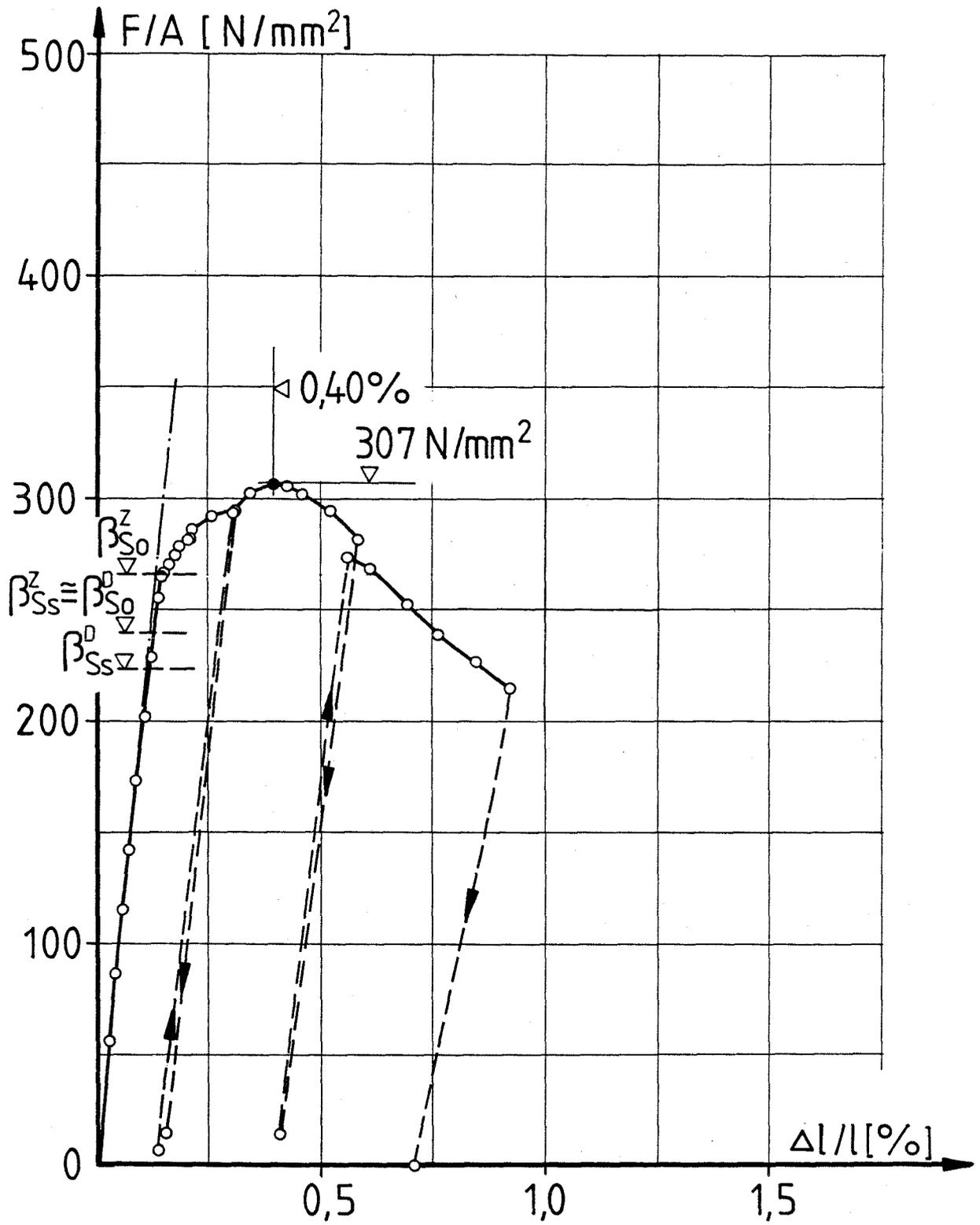
Bezogene Kraft - Verkürzung - Kurve KZS 2 ( $r/t = 20,4$ )



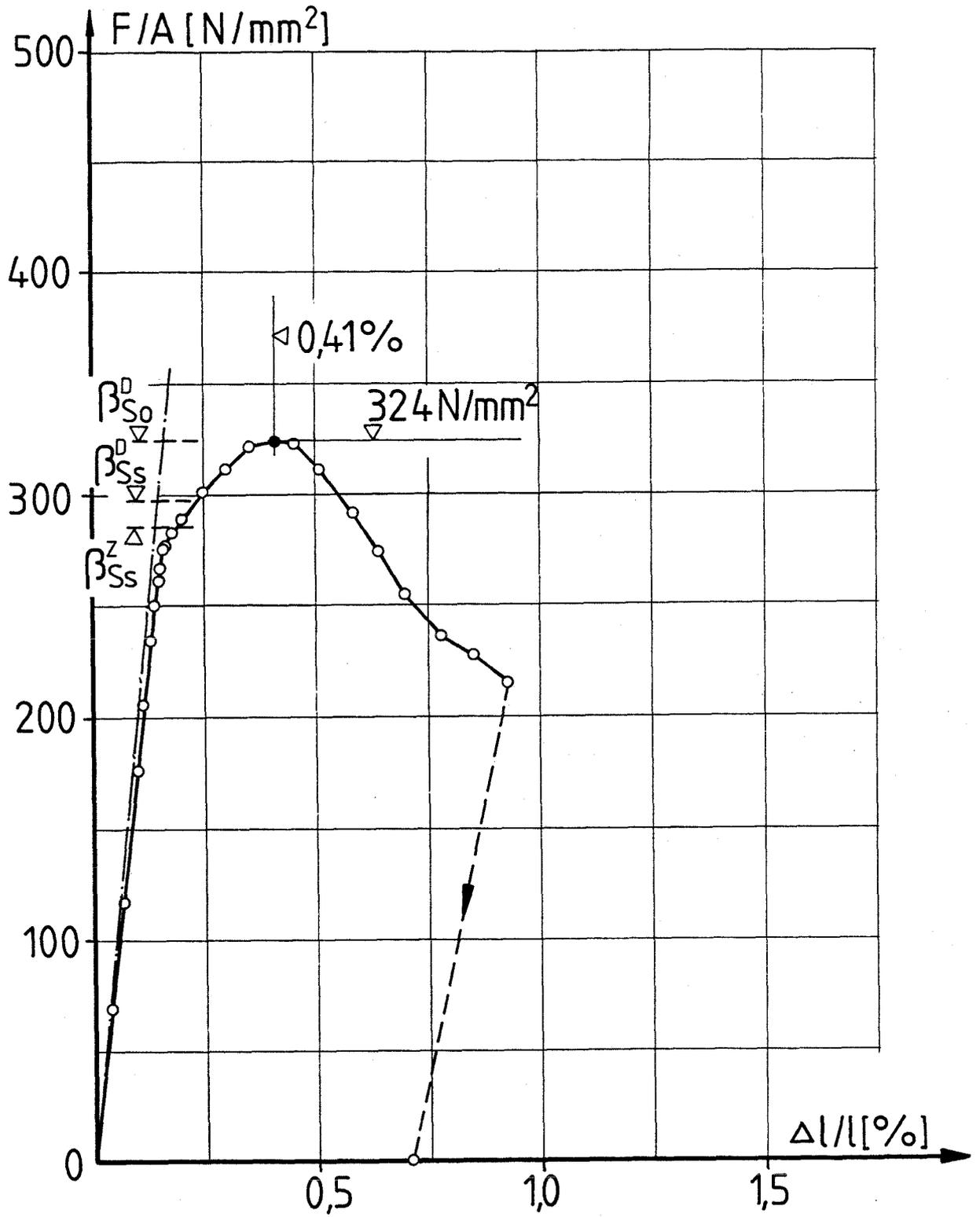
Bezogene Kraft - Verkürzung - Kurve KZS 10 ( $r/t = 35,2$ )



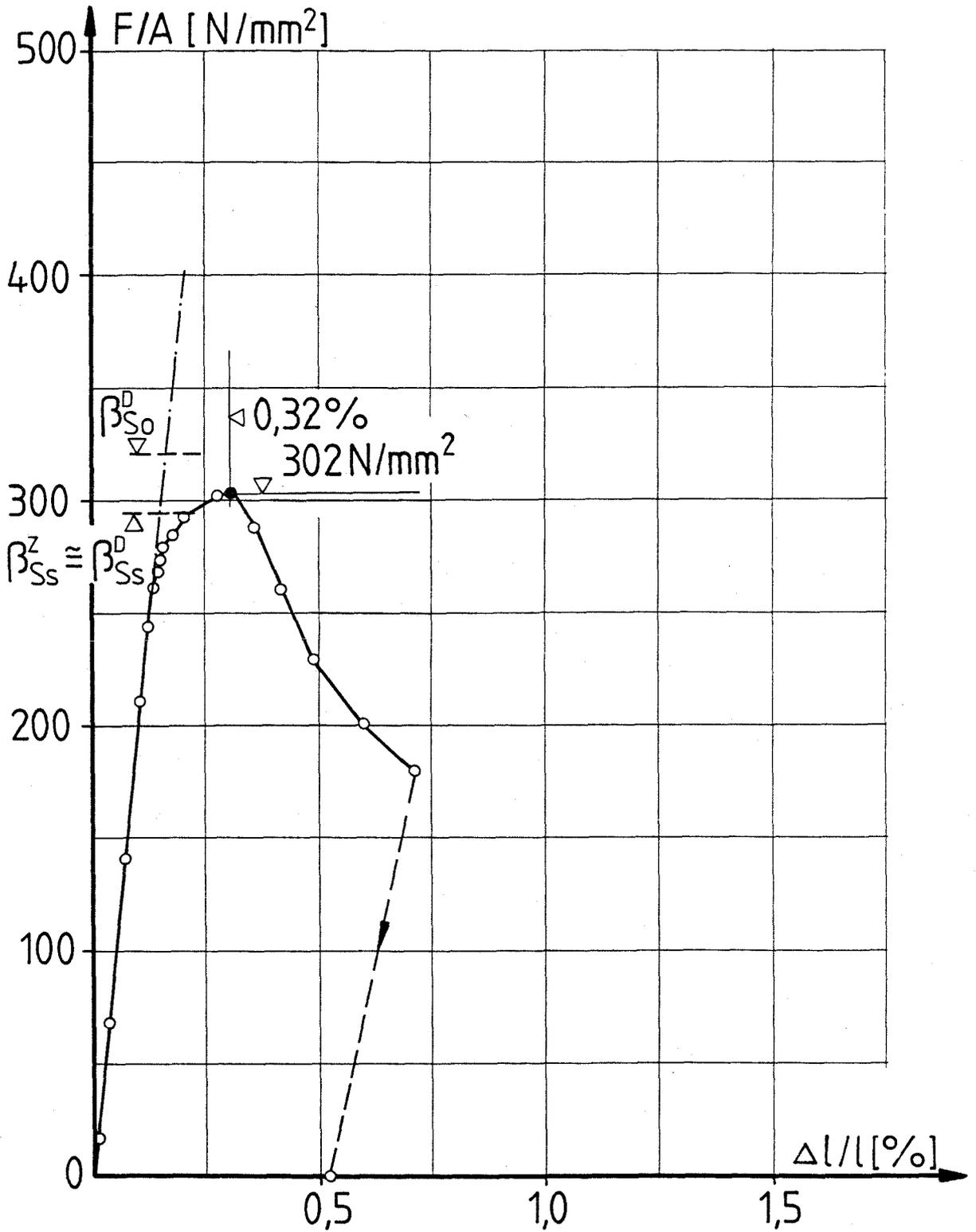
Bezoogene Kraft - Verkürzung - Kurve KZS 7 (r/t = 40,8)



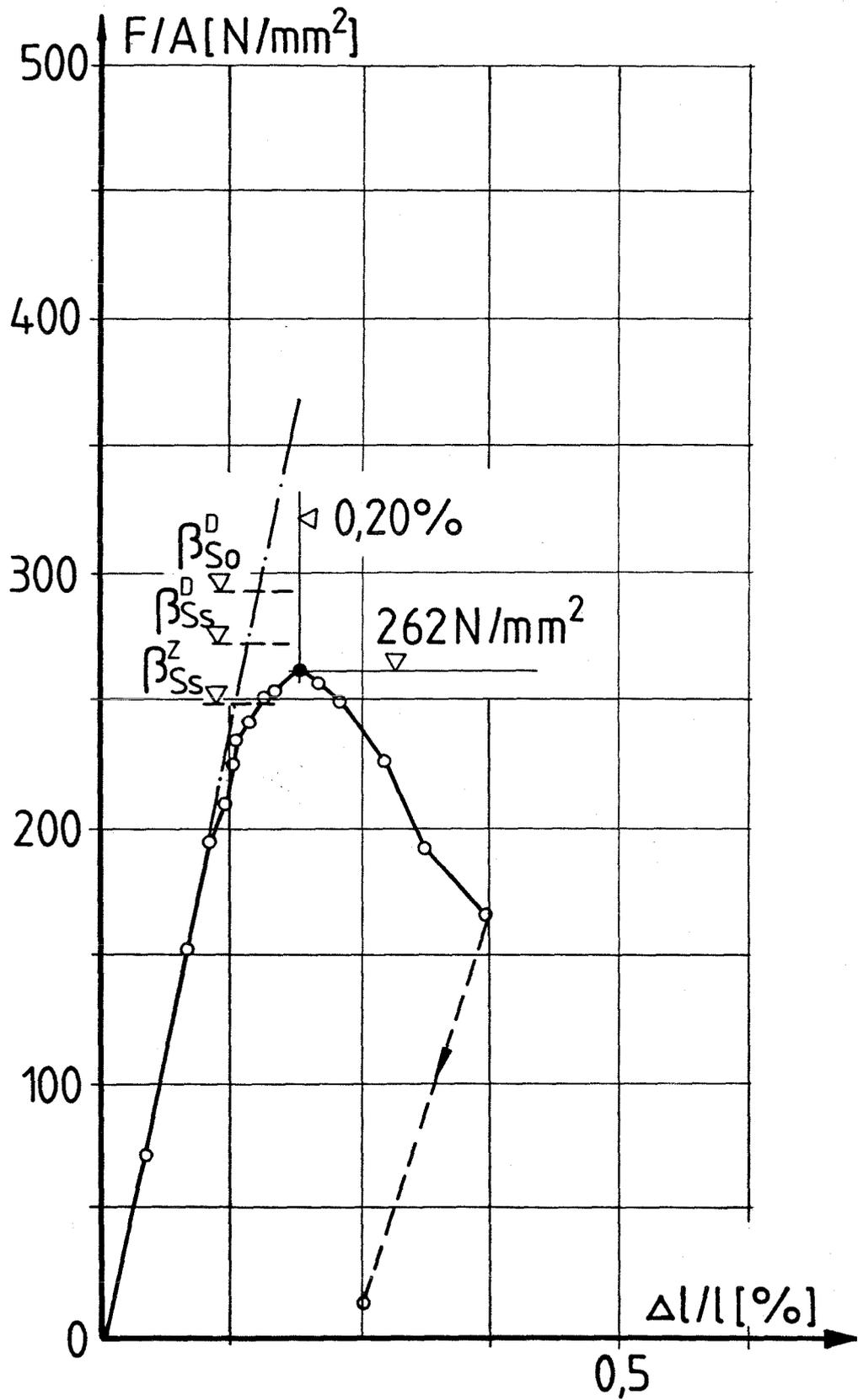
Bezogene Kraft - Verkürzung - Kurve KZS 1 (r/t = 41,2)



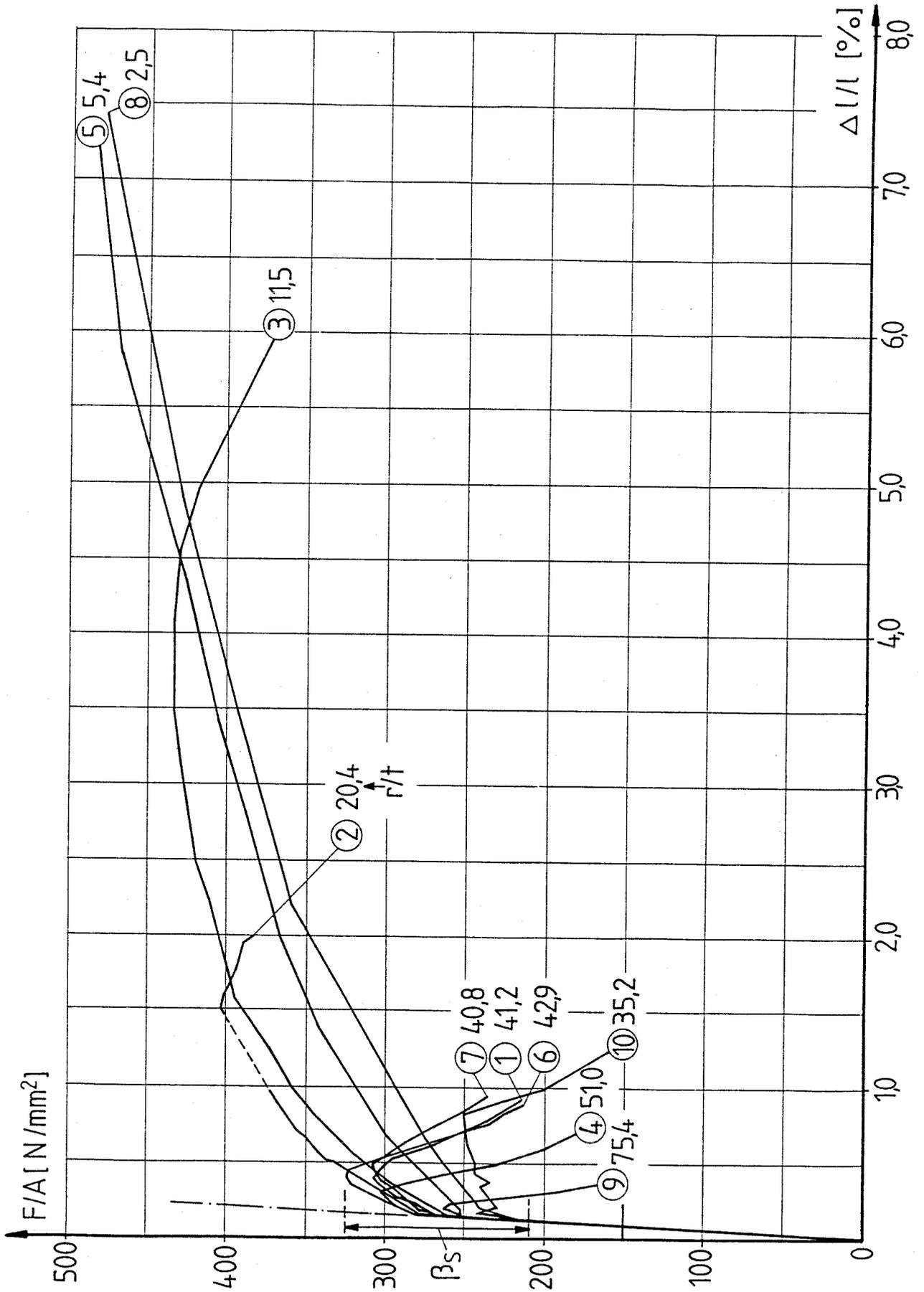
Bezogene Kraft - Verkürzung - Kurve KZS 6 (r/t = 42,9)



Bezogene Kraft - Verkürzung - Kurve KZS 4 (r/t = 51)



Bezogene Kraft - Verkürzung - Kurve KZS 9 ( $r/t = 75,4$ )



Bezogene Kraft - Verkürzung - Kurven aller Versuchskörper

ÜBERPRÜFUNG DER EXISTENZ EINES PLASTISCHEN PLATEAUS BEI KLEINEN  
SCHLANKHEITSGRADEN IN DER BEULKURVE FÜR AXIALGEDRÜCKTE KREIS-  
ZYLINDERSCHALEN

Forschungsvorhaben IfBt IV 1-5-521/87

Forschende Stelle: Prof. Dr.-Ing. H. Schmidt, Uni-GH-Essen, FB 10

---

Zusammenfassung

Stahlbau-Regelwerke sollten auch für rohrförmige Bauteile - wie für plattenartige Bauteile - Grenzkriterien für die Wanddicke angeben, bei deren Einhaltung unter Axialdruckbelastung kein Beulsicherheitsnachweis geführt zu werden braucht bzw. eine für plastische Berechnungen ausreichende plastische Stauchkapazität vorausgesetzt werden darf. Das dafür erforderliche "plastische Plateau" in der Beulkurve der axialgedrückten Kreiszylinderschale läßt sich, obwohl aufgrund von Plausibilitätsüberlegungen wahrscheinlich, aus der Vielzahl bisher veröffentlichter Beulversuche nicht zuverlässig herleiten. Deshalb wurden gezielt 10 neue Beulversuche durchgeführt, deren Ergebnisse die in den Regelwerk-Entwürfen Eurocode 3 und DIN 18800 Teil 1 und Teil 4 vorgesehenen Grenzkriterien als sicher erweisen.

Summary

Thick-Walled tubular members under axial compression.

Constructional steelwork codes should give for tubular members - as for plate-type members - limiting criteria for the wall thickness which, if being fulfilled under axial compression loading, allow omitting the buckling design check and presuming enough plastic shortening capacity for plastic design respectively. The required "plastic plateau" in the buckling curve of the axially compressed circular cylindrical shell, although probable on account of plausibility considerations, cannot reliably be evaluated from the many already published buckling tests. Therefore, 10 systematic new buckling tests have been carried out, the results of which show the relevant criteria in the draft codes Eurocode 3 and DIN 18800 part 1 and part 4 to be conservative.

Resumé

Coques cylindriques épaisses sous compression axiale.

Des normes pour les constructions métalliques doivent contenir des critères limitatives pour l'épaisseur, qui permettent d'omettre le preuve de stabilité et de présumer une capacité d'écrasement plastique suffisante pour des calculs plastiques. Le "plateau plastique" nécessaire dans la courbe de flambage pour les coques cylindriques sous compression axiale ne peut être dérivé fiablement des essais de flambage déjà publiés en grand nombre. C'est pourquoi dix essais nouveaux systématiques ont été effectués dont les résultats prouvent les règles à ce sujet dans les brouillons de l'Eurocode 3 et la DIN 18 800 part 1 et 4 d'être sûr.