# Kollapsanalyse von längsfehlerbehafteten Rohren und Behältern

## Collapse Analysis of Longitudinally Flawed Pipes and Vessels

**M. Staat**, E. Szelinski, FH-Aachen Abt. Jülich, Ginsterweg 1, D-52428 Jülich

M. Heitzer, Forschungszentrum Jülich GmbH, D-52425 Jülich

27. MPA-Seminar, Stuttgart, 4. und 5. Oktober 2001

# 1 Einleitung

Bei der Vorhersage der Berstdrücke von 134 Rohren und Behältern mit axialen Oberflächenfehlern mit vier Ingenieurmethoden wurden bei Rißtiefen ab $85\%$ der Wanddicke besonders große Streuungen beobachtet [27]. Die benutzten Formeln stellten im Kern Traglastnäherungen für dünnwandige Rohre dar. Vorversuche mit verschiedenen Temperaturen, Kerbformen und Rissen hatten gezeigt, daß bei allen Oberflächenrissen Versagen durch vollplastischen Kollaps angenommen werden konnte [32]. Deshalb wurden die Versuche in der Regel vereinfacht mit eingefrästen Kerben durchgeführt. Bruchmechanische Kennwerte lagen i.a. nicht vor. Daher ist eine Bewertung nach der Traglastmethode angemessen und durchführbar.

Die genannten Abweichungen konnten nicht alleine auf die statistischen Unsicherheiten in Geometrie und Werkstoffkennwerten zurückgeführt werden. Vielmehr wurde vermutet, daß die benutzten Traglastnäherungen für tiefe Risse ungeeignet sind. Daher wurde der Datensatz um die tiefen Risse reduziert. Bei den verbliebenen 90 Datensätzen konnte mit der besten Traglastnäherung in 40% (60%) der Fälle eine Genauigkeit von $\pm 10\%$ ($\pm 20\%$) erreicht werden [27].

Dieser Beitrag geht davon aus, daß die Werkstoffe in allen Fällen ausreichend duktil waren, so daß plastischer Kollaps vorlag, und stellt daher neue Näherungen für Traglasten vor, die alle Rißabmessungen gleich gut beschreiben: lang, kurz, flach (bis rißfrei) und tief (einschließlich Durchriß). Außerdem werden alle Näherungen für dickwandige Rohre formuliert. Dieser Zielrichtung entsprechend wurde die Datenbasis auf 281 Berstversuche erweitert und schließt jetzt ungerissene und geschlitzte Rohre mit ein.

## 1.1 Traglastsätze

Die lokale Werkstoffanstrengung wird durch die Vergleichsspannung bzw. Fließfunktion $f(\boldsymbol{\sigma})$ etwa nach den Hypothesen nach TRESCA oder nach VON MISES gemessen. Ideal plastisch zulässig sind Spannungen $\boldsymbol{\sigma}$, die die Fließbedingung

$$f(\boldsymbol{\sigma}) \leq \sigma_y \tag{1}$$

erfüllen. Bei Gleichheit in einem Punkt wird die elastische Grenze ($0.2\%$ Dehngrenze) $\sigma_y = R_{p0.2}$ erreicht und Fließen kann dort einsetzen. In dünnen Kugelschalen sind beide Hauptspannungen gleich groß und beide Hypothesen ergeben dieselbe Vergleichsspannung. In dünnen Rohren liefert die VON MISES Hypothese eine um $2/\sqrt{3}$ kleinere Vergleichsspannung. Die TRESCA Hypothese läßt also nur um $15,45\%$ kleinere Spannungen zu. Sie ist daher sicherer.

Im Rahmen einer Zweiflächentheorie der Plastizität kann sich die Fließfläche $f_Y(\boldsymbol{\sigma}) \leq \sigma_y$ kinematisch verfestigend innerhalb einer Grenzfläche $f_U(\boldsymbol{\sigma}) \leq \sigma_u$ verschieben. In der ideal plastischen Theorie wird die Grenzfläche mit $\sigma_u = \sigma_y = R_{p0.2}$ als nicht verfestigend also fest angenommen. In der Regel wird für beide Flächen dieselbe Funktion angesetzt, d.h. $f(\boldsymbol{\sigma}) := f_Y(\boldsymbol{\sigma}) = f_U(\boldsymbol{\sigma})$. Dann kann verfestigender Werkstoff bis

$$f(\boldsymbol{\sigma}) \leq \sigma_u \tag{2}$$

beansprucht werden. An CT-Proben wurde die Zugfestigkeit $\sigma_u = R_m$ erreicht [25]. In Sicherheitsbewertungen wird von der Verfestigung mit der Fließspannung $\sigma_F$,

$$\sigma_u = \sigma_F := \frac{R_{p0.2} + R_m}{2}. \tag{3}$$

nur teilweise Gebrauch gemacht.

Die Struktur $\Omega$ sei durch die monotone Last $\boldsymbol{P} = (\boldsymbol{q}, \boldsymbol{p})$ beansprucht. Gesucht ist der Traglastfaktor $\gamma > 1$, um den sich $\boldsymbol{P}$ bis zum Kollaps auf $\gamma\boldsymbol{P}$ vergrößern läßt. Solange örtliches Fließen durch umgebendes elastisches Material begrenzt wird, tritt kein Kollaps ein. Die Traglasttheorie analysiert nur den Kollapszustand selbst, bei dem die Struktur mit unbeschränktem Fließen ohne Laststeigerung versagt. Die Traglastsätze beantworten die Frage, wann die Struktur aus duktilem Material sicher gegen Kollaps ist und wann sie mit Kollaps versagt. Für eine knappe, lesbare Darstellung der Traglastanalyse sei auf [24] verwiesen.

**Statischer Satz von der sicher tragbaren Last:**

> Eine Struktur $\Omega$ kollabiert unter einer Last $\gamma_s\boldsymbol{P}$ nicht, wenn ein zulässiges Spannungsfeld $\boldsymbol{\sigma}$ gefunden werden kann, das mit $\gamma_s\boldsymbol{P}$ im Gleichgewicht steht. In der Plastizität ist eine Spannung zulässig, wenn sie die Fließbedingung (1) erfüllt:
>
> $$\begin{aligned} f(\boldsymbol{\sigma}) &\leq \sigma_u \quad \text{in} \quad \Omega, \\ -\text{div}\boldsymbol{\sigma} &= \gamma_s\boldsymbol{q} \quad \text{in} \quad \Omega, \\ \boldsymbol{\sigma n} &= \gamma_s\boldsymbol{p} \quad \text{auf} \quad \partial\Omega_\sigma. \end{aligned} \tag{4}$$

Für jedes Spannungsfeld $\boldsymbol{\sigma}$, das die Bedingungen des statischen Satzes erfüllt, ist $\gamma_s$ ein Sicherheitsfaktor, so daß die Tragfähigkeit der Struktur noch nicht erschöpft ist. Man interessiert sich für den größten Faktor, für den die Struktur nicht kollabiert. Man berechnet daher eine untere Schranke des Traglastfaktors $\gamma_s$ als den größten Sicherheitsfaktor aus

$$\begin{aligned} \text{Maximiere} \quad & \gamma_s, \\ \text{unter} \quad & \text{Erfüllung von Bedingungen (4).} \end{aligned} \tag{5}$$

Daneben gibt es auch einen kinematischen Traglastsatz zur Berechnung einer oberen Schranke als kleinsten Überlastfaktor [24]. Die numerische Umsetzung in dem Finite Elemente Programm PERMAS [16] wird in [24], [25] demonstriert. Die Erweiterung auf die Zweiflächentheorie der kinematischen Verfestigung findet sich in [14].

Für Grundsatzuntersuchungen und zum besseren Verständnis sind geschlossene Traglastlösungen weiterhin von großem praktischen Interesse. Die Traglastsätze sind besonders gut geeignet, um untere und obere Schrankenlösungen des Berstdrucks zu berechnen.

**Untere Schranke nach dem statischen Traglastsatz** :

- Finde statisch zulässige und sichere Spannungsverteilungen, die mit dem Innendruck im Gleichgewicht stehen und deren Vergleichsspannungen die Zugfestigkeit $\sigma_u$ nicht übersteigen.
- Berechne dazu die statisch zulässigen und sicheren Drücke. Jeder ist niedriger als der wahre Berstdruck.
- Vergleiche die berechneten Drücke. Der größte Wert kommt dem wahren Berstdruck am nähsten. Die zugehörende Spannungsverteilung muß nicht die real im Kollapszustand herrschende sein.

Es kommt also nicht darauf an, eine möglichst realistische Spannungsverteilung zu finden. Jede größere, statisch zulässige und sichere Lösung ist eine bessere untere Schranke. Alle kleineren Drücke können verworfen werden. Der statische Satz unterschätzt den Kollapsdruck, die hier nicht vorgestellte obere Schranke aus dem kinematischen Satz überschätzt ihn. Fallen allerdings untere und obere Schranke zusammen, so hat man den exakten Berstdruck gefunden. Dabei müssen die statischen und kinematischen Felder weder zueinander passen noch mit dem realen Kollapszustand übereinstimmen (siehe z.B. [15]).

Der Berstdruck $p_L$ nach der Traglasttheorie

$$p_L = p_L(\sigma_u, a, c, r_1, r_2, l, \ldots) = p_L(\sigma_u, a, c, r_1, t, l, \ldots), \tag{6}$$

ist nach der Dimensionsanalyse homogen von erster Ordnung in $\sigma_u$. Man kann Gleichung (6) daher mit dimensionslosen Größen schreiben

$$\frac{p_L}{\sigma_u} = f(a/t, a/c, r_2/r_1, c/l, \ldots) = \tilde{f}(a/t, a/c, t/r_1, c/l, \ldots). \tag{7}$$

Darin ist der Riß wie in Abbildung 2 mit Rißtiefe $a$ und -länge $2c$ vermaßt. Die Rohrgeometrie ist durch $r_1, r_2, t$ und $l$ Innen- und Außenradius, Wanddicke und Rohrlänge gekennzeichnet. Oft wird die Traglastanalyse nur idealplastisch verstanden. Dann bezeichnet man die fiktive Last $\gamma_y \boldsymbol{P}$ zu $\sigma_y$ als Traglast (limit load) und die tatsächliche Last $\gamma_u \boldsymbol{P}$ bei Versagen als Grenzlast (ultimate load) [31]. Beim Vergleich mit Experimenten sollte eine möglichst realistische Versagensspannung $\sigma_u$ verwendet werden. In Sicherheitsbewertungen werden dagegen konservative Stoffwerte eingesetzt.

Es fällt auf, daß die elastischen Werkstoffkonstanten in den Traglastsätzen nicht auftreten. Die Spannungen in einer (statisch unbestimmten) Struktur hängen dagegen auch von der POISSON'schen Querkontraktionszahl $\nu$ ab. Daher gibt es zwischen den Spannungen und der Kollapslast keinen funktionalen Zusammenhang. Theoretisch und experimentell ist belegt, daß Eigenspannungen keinen Einfluß auf die Traglast haben, wenn sie die Geometrie und die Fließfunktion nicht ändern.

In der Literatur [4], [11], [21] und in Handbüchern [1], [2], [5], [20], [23], sind unterschiedliche analytische Beziehungen vorgestellt worden. Sie lassen sich übersichtlicher bewerten, wenn man zunächst die Grenzfälle rißfrei ($a \to 0$), Durchriß ($a \to t$), langer Riß ($c \to \infty$) und kurzer Riß ($c \to 0$), dickes und dünnes Rohr, Scheibe (Rohr mit $r_1 \to \infty$) betrachtet. In der Praxis findet man mit solchen Grenzwertbetrachtungen neue, gelegentlich genauere, Berstdrücke als mit den Traglastsätzen. Sie haben aber nicht mehr den Schrankencharakter der Traglastlösungen.

# 2 Dickes Rohr ohne Riß

## 2.1 Fließbeginn

Fließen beginnt an der Innenwand (Radius $r = r_1$) beim Innendruck

$$\frac{p_Y}{\sigma_y} = D\delta\frac{(r_2/r_1)^2 - 1}{2(r_2/r_1)^2} = D\delta\frac{1-(r_1/r_2)^2}{2} \quad \text{mit} \quad D = \begin{cases} 1 & \text{für} \quad \text{TRESCA}, \\ \frac{2}{\sqrt{3}} & \text{für} \quad \text{VON MISES}. \end{cases} \tag{8}$$

Bei der Vergleichsspannungshypothese von TRESCA gilt $\delta = 1$. Bei der VON MISES Hypothese müssen die Randbedingungen am Rohrende berücksichtigt werden [30]

$$\delta = \begin{cases} 1 & \text{geschlossenes Rohr,} \\ \left[1+\frac{1}{3}\left(\frac{r_1}{r_2}\right)^4\right]^{-1/2} & \text{offenes Rohr (ESZ),} \\ \left[1+\frac{1}{3}(1-2\nu)^2\left(\frac{r_1}{r_2}\right)^4\right]^{-1/2} & \text{ebener Dehnungszustand (EDZ)} \end{cases} \tag{9}$$

Darin ist $\nu$ die POISSON'sche Querkontraktionszahl.

## 2.2 Plastischer Kollaps

Der Berstdruck $p_L = p_0$ des dicken Rohres ohne Riß (die Reihenentwicklung konvergiert für $t/r_1 \leq 1$)

$$\begin{aligned} \frac{p_0}{\sigma_u} &= D\ln\frac{r_2}{r_1} = D\ln\left(1+\frac{t}{r_1}\right) \\ &= D\left[\frac{t}{r_1} - \frac{1}{2}\left(\frac{t}{r_1}\right)^2 + \frac{1}{3}\left(\frac{t}{r_1}\right)^3 - \frac{1}{4}\left(\frac{t}{r_1}\right)^4 + \ldots\right]. \end{aligned} \tag{10}$$

Er muß als Grenzfall von realistischen Traglastlösungen für das gerissene Rohr angenommen werden.

Die Lösung für die Vergleichsspannungshypothese nach TRESCA gilt unabhängig von den Bedingungen am Rohrende. Die Lösung für die Hypothese nach VON MISES gilt nicht für das offene Rohr mit freiem Ende [30].

Vielfach wird für dünne Rohre die folgende Näherung benutzt

$$\frac{p_L}{\sigma_u} = D\frac{t}{r_1}. \tag{11}$$

Sie überschätzt die Tragfähigkeit dicker Rohre, wie die Reihenentwicklung (10) zeigt.

Für $\nu = 0,3$ bleiben die Beziehungen bei der TRESCA Hypothese bis zu den relativ großen Dickwandigkeitsgraden

$$\frac{r_2}{r_1} = \begin{cases} 5,43 & \text{geschlossenes Rohr,} \\ 6,19 & \text{offenes Rohr,} \\ 5,75 & \text{ebener Dehnungszustand (EDZ)} \end{cases} \tag{12}$$

gültig. Für noch dickere Rohre gilt die Annahme kleiner Verformungen nicht mehr. Die Gültigkeitsgrenzen bei der VON MISES Hypothese werden in [6] diskutiert.

Im folgenden wird ein geschlossenes Rohr vorausgesetzt. Es zeigt sich, daß Berstversuche wegen der vielfältigen Unsicherheiten nicht leicht interpretierbar sind [32]. Die Streuungen sind im linear elastischen und im plastischen Bereich von vergleichbarer Größe.

| Bez. | $d_2$ $mm$ | $t$ $mm$ | Proben-lage | $R_{p0.2}$ $MPa$ | $R_m$ $MPa$ | $P_{Yexp}$ $MPa$ | $P_Y$ Tresca $MPa$ | $P_Y$ Mises $MPa$ | $P_{Lexp}$ $MPa$ | $P_L$ Tresca $MPa$ | $P_L$ Mises $MPa$ |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| AA00 | 88.9 | 4.0 | | 336 | 486 | 25.5 | 28.9 | 33.3 | 42.7-47.0 | 45.8 | 52.9 |
| AB00 | 88.9 | 8.8 | | 324 | 457 | 58.9 | 57.8 | 66.7 | 94.2-100.6 | 100.8 | 116.4 |
| AC00 | 88.9 | 22.2 | | 288 | 438 | 147.2 | 107.9 | 124.6 | 303.1 | 303.1 | 350.0 |
| AK3 | 101.6 | 10.0 | längs | 284 | 408 | | | | 97.5 | 89.9 | 103.3 |
| AK3 | 101.6 | 10.0 | quer | 390 | 457 | | | | 97.5 | 100.2 | 115.7 |
| AL1/5 | 139.7 | 12.5 | längs | 266 | 400 | | | | 73.5/76.0 | 78.9 | 91.1 |
| AL1/5 | 139.7 | 12.5 | quer | 338 | 432 | | | | 73.5/76.0 | 85.2 | 98.4 |
| CA00 | 88.9 | 4.0 | | 512 | 642 | 42.2 | 44.0 | 50.8 | 57.9-61.8 | 60.5 | 69.93 |
| CB00 | 88.9 | 8.8 | | 506 | 634 | 87.3 | 90.3 | 104.2 | 135.4-170.7 | 139.9 | 161.5 |
| CC00 | 88.9 | 22.2 | | 473 | 614 | 208.0 | 177.2 | 204.7 | 416.9-421.8 | 424.9 | 490.6 |
| HK1/3 | 101.6 | 10.0 | längs | 689 | 740 | | | | 183/175 | 162.2 | 187.3 |
| HK1/3 | 101.6 | 10.0 | quer | 717 | 759 | | | | 183/175 | 166.4 | 192.1 |
| HL1 | 139.7 | 12.5 | längs | 648 | 702 | | | | 152 | 138.4 | 159.8 |
| HL1 | 139.7 | 12.5 | quer | 668 | 719 | | | | 152 | 141.8 | 163.7 |

Tabelle 1: Berstversuche und Nachrechnungen am ungerissenen Rohr, $d_2 = 2r_2$.

Fließbeginn $p_Y(R_{p0.2})$ und plastischer Kollapsdruck $p_L(R_m)$ werden bei diesen Berstversuchen anscheinend mit einem Fließgesetz nach TRESCA weniger überschätzt, obwohl das Gesetz nach VON MISES allgemein als zutreffender angesehen wird. Es wird vermutet, daß Formungenauigkeit und Wanddickenvariation der in den Experimenten benutzten handelsüblichen, nahtlosen Rohre wesentliche Unsicherheiten beitragen. Außerdem konnte der Fließbeginn nur an der Außenwand gemessen werden, ohne Kenntnis der lokalen Wanddicke [28].

# 3 Plastischer Kollaps von Rohren mit axialen Durchrissen

Für die Kollapslast von wanddurchdringenden Längsrissen wurden halbempirische Formeln aufgestellt, die in der Literatur oft als Battelle Formeln oder Schlitzkurve bezeichnet werden. Nach HAHN et al.[12] und KIEFNER et al. [19] läßt sich der Berstdruck des axialen Durchrisses in der Form

$$\frac{p_L}{\sigma_u} = D\frac{t}{r_1 M_{FL}} \tag{13}$$

angeben, wobei $M_{FL}$ ein FOLIAS-Faktor für Längsrisse ist, der das Ausbauchen der rißspitzennahen Bereiche bei Durchrissen eines Rohres im Vergleich zur ebenen Platte berücksichtigen soll. Diese Formel wird in [27] mit $D = 1$ als sogenanntes Fließspannungs-Kriterium genutzt. Ein einfacher Ansatz für den FOLIAS-Faktor ist

$$M_{FL} = \sqrt{1 + 1{,}61 \frac{c^2}{r_1 t}}. \tag{14}$$

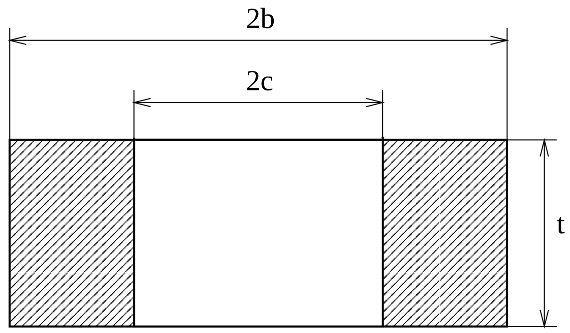
Alternative Beziehungen werden in [1], [11], [27] angegeben.

Für $c \to 0$ gehen alle $M_{FL} \to 1$. Der Berstdruck muß dann die Traglast (10) für das ungerissene Rohr annehmen. Deshalb wurde bereits in (13) der oft unterdrückte Constraint-Faktor $D$ hinzugefügt. Weiterhin wird die Battelle Formel (13) in [26] für dicke Rohre verallgemeinert zu

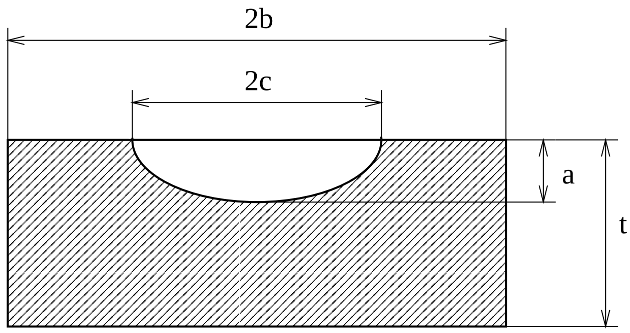
$$\frac{p_L}{\sigma_u} = \frac{D}{M_{FL}} \ln \frac{r_2}{r_1}. \tag{15}$$

# 4 Oberflächenrisse in Scheiben

Traglastlösungen für Scheiben mit Oberflächenrissen stellen den Grenzfall für Rohre mit $r_1, r_2 \to \infty$ dar. Bei Oberflächenrissen $c \leq b$ in Scheiben kann ein lokaler Kollaps als Ligamentinstabilität oder ein globaler Kollaps auftreten [1], [5], bei dem die Scheibe wie beim Durchriß in Breitenrichtung aufreißt[1].




(a) Durchriß in einer Scheibe




(b) Halbelliptischer Oberflächenriß in einer Scheibe

Abbildung 1: Durchriß und halbelliptischer Oberflächenriß in einer Scheibe

Halbelliptische Oberflächenrisse sind durch Rißlänge $2c$ und Rißtiefe $a$ charakterisiert. In Scheiben herrscht ein Membranspannungszustand, der bei unsymmetrischer Rißlage von Biegespannungen überlagert wird. Die dafür in [5], [21] mitgeteilten alternativen Lösungen mit Biegung werden mit Blick auf das Rohrproblem nicht vollständig ausgewertet.

## 4.1 Lokaler Kollaps von Oberflächenrissen in Scheiben

Ligamentinstabilität (lokaler Kollaps) durch den verringerten tragenden Querschnitt tritt bei

$$\frac{\sigma_L}{\sigma_u} = D \left(1 - \frac{a}{t}\right) \tag{16}$$

[1] Diese strikte Unterscheidung der Kollapsmoden findet sich noch nicht in [11], [4], [2].

ein mit dem plastischen Constraint-Faktor $D$,

$$D = \begin{cases} 1 & \text{für} \quad \text{ebenen Spannungszustand (ESZ),} \\ \frac{2}{\sqrt{3}} & \text{für} \quad \text{ebenen Dehnungszustand (EDZ).} \end{cases} \tag{17}$$

Darin ist $\sigma_L$ die auf Scheibenbreite $b$ und Dicke $t$ bezogene Nennspannung bei plastischem Kollaps. Daneben sind gelegentlich komplexere Ausdrücke mit eingeschränktem Gültigkeitsbereich vorgeschlagen worden [11]. Beim lokalen Versagen ist die Tragfähigkeit mit $a \to t$ erschöpft.

## 4.2 Globaler Kollaps von Oberflächenrissen in Scheiben

Wenn man in der Beziehung von WILLOUGHBY und DAVEY [33] die Biegespannungsanteile zu Null setzt, erhält man einen Berstdruck mit globalem Charakter

$$\frac{\sigma_L}{\sigma_u} = D\left(1 - \frac{a}{t}\frac{1}{1 + (a/c)/(a/t)}\right). \tag{18}$$

Die Tragfähigkeit ist bei $a = t$ nicht erschöpft. Für $c \to \infty$ geht die Lösung in die Schlitzkurve (16) für den langen Oberflächenriß, d.h. das Versagen durch vollplastifiziertes Ligament ist beim langen Riß lokal. Diese Eigenschaft hat die Lösung von HARRISON et al. [13] nicht. In [33] werden ähnliche Lösungen auch für eingebettete Risse angegeben.

# 5 Lokaler Kollaps von langen Oberflächenrisse in Rohren

## 5.1 Kombination von lokalen Scheibenlösungen mit dem dicken Rohr

In KUMAR et al. [20] wird ein Produktansatz der Traglast angegeben, der sich als lokale Traglast (16) einer Scheibe unter der rißöffnenden Umfangsspannung $\sigma_L = p_L r_1/t$ im dünnen Rohr lesen läßt:

$$\frac{p_L}{\sigma_u} = \frac{t}{R_1}\frac{\sigma_L}{\sigma_u} = D\frac{t}{R_1}\left(1 - \frac{a}{t}\right) \tag{19}$$

mit

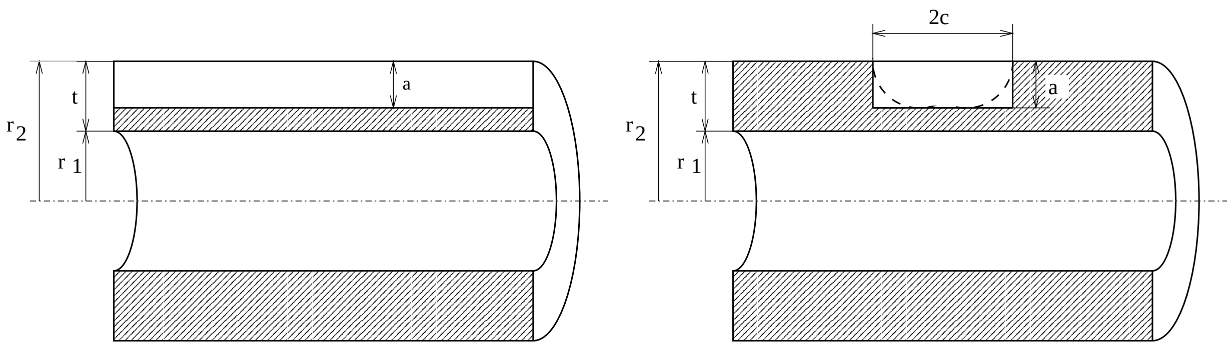
$$R_1 = \begin{cases} r_1 & \text{wenn Rißflächen unbelastet,} \\ r_1 + a & \text{wenn Rißflächen belastet.} \end{cases} \tag{20}$$

Eine Innendruckbelastung der Rißflächen reduziert die Traglast des Rohres im Verhältnis $r_1/(r_1 + a)$. Gleichung (19) wird in [27] mit $D = 1$ als Ligamentspannungs-Kriterium ohne die Fallunterscheidung (20) genutzt, weil die Mehrzahl der Experimente mit Außenrissen durchgeführt wurde. Das plastische Instabilitätskriterium in [27] ist ähnlich aufgebaut ($a/t$ wird durch das Verhältnis von Fehlerfläche zur tragenden Fläche ersetzt).

Nach [26] ist (19) das erste Glied in der Reihenentwicklung für das dicke Rohr

$$\frac{p_L}{\sigma_u} = D\left(\frac{r_1}{R_1}\right)\ln\left(1 + \frac{t}{r_1}\right)\left(1 - \frac{a}{t}\right). \tag{21}$$

Diese Form geht für $a \to 0$ stetig in den Grenzfall von (10) über. Dabei ist hier und im folgenden Text, im Rohr wie in der Scheibe, ein EDZ mit $D = 2/\sqrt{3}$ anzusetzen. Mit solchen Produktansätzen wird in [26] eine Serie weiterer Traglasten für das dicke Rohr angeben.




(a) Langer axialer Außenriß in einem Rohr

(b) Axialer, außen liegender Oberflächenriß

Abbildung 2: Durchriß und halbelliptischer Oberflächenriß in einem Rohr

## 5.2 Lokale Schrankenlösung für lange Risse in Rohren

Die als Produktansatz aus den Grenzfällen ungerissenes Rohr und Scheibe mit Riß gewonnen Lösungen (19) und (21) entsprechen keinem zulässigen Spannungsfeld und haben daher keinen Schrankencharakter nach der Traglasttheorie.

Eine untere Schranke erhält man für die Traglast eines dicken Rohres mit langem Riß, wenn man das Rohr in zwei konzentrische Bereiche aufteilt. Bereich 1 trägt den Riß (geschlitztes Rohr) und ist spannungsfrei. Bereich 2 ist ein um $a$ verdünntes Rohr, das im Kollapszustand homogen $\sigma_u$ trägt.

Für den Innenriß ergibt sich die von MILLER mit $R_1 = r_1$ angegebene Kollapslast [21]

$$\lim_{c\to\infty} \frac{p_L}{\sigma_u} = D\left[\left(\frac{r_1}{R_1}\right)\ln\left(\frac{r_2}{r_1+a}\right)\right]. \tag{22}$$

Das ist eine untere Schrankenlösung mit einem unstetigen Spannungsfeld $\sigma(r) = \sigma_u$ für $r_1 < r < r_2$ und $\sigma(r) = 0$ sonst. Entsprechend gilt für den Außenriß

$$\lim_{c\to\infty} \frac{p_L}{\sigma_u} = D\ln\left(\frac{r_2-a}{r_1}\right). \tag{23}$$

Der Graph von (22) ist nach oben konkav und liegt ganz unterhalb dem konvexen Graphen von (23). FEM Analysen lassen dagegen vermuten, daß die Berstdrücke für Innenrisse oberhalb von (23) liegen. Daher wird in [26] einheitlich für alle Rißlagen die Modifikation

$$\lim_{c\to\infty} \frac{p_L}{\sigma_u} = D\left[\left(\frac{r_1}{R_1}\right)\ln\left(\frac{r_2-a}{r_1}\right)\right] \tag{24}$$

vorgeschlagen. Eine mögliche Druckbelastung der Flächen von Innenrissen wird über die mit $R_1$ verbundene Fallunterscheidung (20) berücksichtigt.

# 6 Kollaps für axiale Oberflächenrisse in Rohren

## 6.1 Globaler Kollaps für axiale Oberflächenrisse in Rohren

Beim globalem Kollaps wird der Längsriß in axialer Richtung instabil und führt so zum Behälterbersten. Wie zuvor mit den Scheibenlösungen für lange Risse kann man auch die globalen Kollapslasten von Scheiben allgemein mit dem dicken Rohr zu den neuen Traglasten kombinieren [26]. Mit der auf Membranspannungen reduzierten Lösung (18) von WILLOUGHBY, DAVEY ergibt sich

$$\frac{p_{global}}{\sigma_u} = D\left(\frac{r_1}{R_1}\right)\ln\left(1+\frac{t}{r_1}\right)\left(1-\frac{a}{t}\frac{1}{1+(a/c)/(a/t)}\right). \tag{25}$$

Produktansätze aus den Lösungen für die Scheibe und das dicke Rohr unterscheiden durch (20) belastete und unbelastete Rißflächen aber nicht Innen- und Außenriß. Man gewinnt eine von der Rißlage abhängige untere Schranke der globalen Traglast, indem man das Rohr in zwei konzentrische Rohre aufteilt, die gemeinsam das Gleichgewicht herstellen [21]. Rohr 1 enthält den Oberflächenriß als Durchriß. Rohr 2 ist intakt mit einer Kollapslast nach (10). Anders als [1], [21], [5] wird in [26] die Schlitzkurve (15) für das dicke Rohr genutzt und (23) für den Innenriß durch (24) ersetzt.

Damit erhält man nach [26] für das dicke Rohr mit innen liegendem, axialem Oberflächenriß

$$\frac{p_{global}}{\sigma_u} = D\left[\frac{1}{M_1}\ln\left(\frac{r_1+a}{r_1}\right)+\left(\frac{r_1}{R_1}\right)\ln\left(\frac{r_2-a}{r_1}\right)\right] \tag{26}$$

mit dem Schalenparameter $M_1$

$$M_1 = \sqrt{1+1,61\frac{c^2}{r_1 a}}. \tag{27}$$

Als Grenzwert für $c \to \infty$ erhält man wegen $M_1 \to \infty$ die untere Schranke (24) für den lokalen Kollaps.

Entsprechend werden in [26] globale Kollapslasten für das dicke Rohr mit außen liegendem, axialem Oberflächenriß hergeleitet

$$\frac{p_{global}}{\sigma_u} = D\left[\frac{1}{M_2}\ln\left(\frac{r_2}{r_2-a}\right)+\ln\left(\frac{r_2-a}{r_1}\right)\right] \tag{28}$$

mit dem Schalenparameter $M_2$

$$M_2 = \sqrt{1+1,61\frac{c^2}{(r_2-a)a}}. \tag{29}$$

Bei endlichem $c$ gehen (26), (28) für $a \to t$ in die Lösung (15) des Durchrisses. Als Grenzwert für $c \to \infty$ erhält man wegen $M_1, M_2 \to \infty$ die untere Schranke (22) für den lokalen Kollaps.

## 6.2 Lokaler Kollaps von axialen Oberflächenrissen in Rohren

Beim lokalen Kollaps wird der Riß mit durchplastifiziertem Ligament in Wanddickenrichtung instabil (Ligamentinstabilität). Basierend auf Experimenten mit nahezu rechteckigen Oberflächenrissen in dünnen Rohren und Behältern muß der Scheibenfaktor nach [19] mit dem

FOLIAS-Faktor $M_{FL}$ modifiziert werden. Verallgemeinert für das dicke Rohr lautet diese Beziehung [26]

$$\frac{p_{local}}{\sigma_u} = D\left(\frac{r_1}{R_1}\right)\ln\left(1+\frac{t}{r_1}\right)\frac{1-\frac{a}{t}}{1-\frac{a}{M_{FL}t}}. \tag{30}$$

Sie wird gelegentlich auch als Modifikation der Battelle Formeln (13) oder (15) für axiale Teildurchrisse angesehen [17]. Daraus wird in [27] bei $R_1 = r_1$ mit der Näherung (11) für dünne Rohre und $D = 1$ ein Zähigkeits-Kriterium im Sinne der R6-Methode [13] abgeleitet. Für $c \to \infty$ geht $M_{FL}$ nach (14) gegen $\infty$. Dann geht (30) gegen die Lösung (21) für den langen Riß. Gleichung (30) unterscheidet nicht nach der Rißlage, sondern nur die Belastungssituation der Rißflächen.

Für das dicke Rohr mit innen liegendem, halbelliptischem Oberflächenriß in Längsrichtung gibt CARTER lokale Kollapslasten an [1], [5]. Mit den oben angesprochenen Modifikationen wird daraus in [26]

$$\frac{p_{local}}{\sigma_u} = \frac{D}{s_1+c}\left[s_1\ln\left(\frac{r_2}{r_1}\right)+c\left(\frac{r_1}{R_1}\right)\ln\left(\frac{r_2-a}{r_1}\right)\right], \tag{31}$$

mit

$$s_1 = \frac{c\ln\left(\frac{r_1+a}{r_1}\right)\left(1-\frac{a}{t}\right)}{M_1\left[\ln\left(\frac{r_2}{r_1}\right)-\left(\frac{r_1}{R_1}\right)\ln\left(\frac{r_2-a}{r_1}\right)\right]-\ln\left(\frac{r_1+a}{r_1}\right)} \tag{32}$$

und der Fallunterscheidung (20) hergeleitet. Als Grenzwert für $c \to \infty$ findet man (24).

Für den außen liegenden Riß wird in [5] hergeleitet

$$\frac{p_{local}}{\sigma_u} = \frac{D}{s_2+c}\left[s_2\ln\left(\frac{r_2}{r_1}\right)+c\ln\left(\frac{r_2-a}{r_1}\right)\right] \tag{33}$$

mit (nach [26] modifiziert)

$$s_2 = \frac{c\ln\left(\frac{r_2}{r_2-a}\right)\left(1-\frac{a}{t}\right)}{M_2\left[\ln\left(\frac{r_2}{r_1}\right)-\ln\left(\frac{r_2-a}{r_1}\right)\right]-\ln\left(\frac{r_2}{r_2-a}\right)}. \tag{34}$$

Als Grenzwert für $c \to \infty$ findet man (23).

# 7 Vergleich mit experimentellen Ergebnissen

Durch neue Quellen konnte die Datenbasis gegenüber [27] etwa verdoppelt werden. Alleine in Deutschland wurden fast 300 Berstversuche an Behältern und Rohren bis zu einem Dickwandigkeitsgrad von $r_2/r_1 = 2$ nachgewiesen. Die umfangreiche Datenbasis [19] für dünnwandige Rohre wurde wie in [27] nicht hinzugezogen. Eine rein statistische Auswertung scheiterte bisher an systematischen Fehlern in den Berstdruckvorhersagen. Die in Abschnitt 6 neu vorgeschlagenen Traglastformeln für Berstdrücke von Rohren und Behältern mit Längsfehlern weisen folgende Verbesserungen gegenüber den Formeln auf, die in einer früheren Bewertung [27] zu Verfügung standen:

- Die neuen Lösungen für dicke Rohre sind sicherer. Der Berstdruck wird von der Näherung für dünne Rohre z.B. bei $r_2/r_1 = 2$ um etwa 44% überschätzt. Die Streuungen sollten sich verringern, weil der Fehler der Näherung mit der Dickwandigkeit größer wird.

- Der Faktor $D$ reduziert die Konservativität um 15,45%, wenn die VON MISES Hypothese zutreffend ist. Es wird vorgeschlagen, die Verfestigung versuchsweise vollständig zu berücksichtigen.

- Die neuen Formeln berücksichtigen teilweise die Rißlage (I=innen, A=außen). Das läßt sich nur bedingt ausnutzen, weil in den Berichten zu den Experimenten dazu teilweise keine Angaben gemacht werden. Dasselbe Problem tritt bei der jetzt möglichen Berücksichtigung der Druckbelastung der Rißflächen auf.

- Die neuen Formeln unterscheiden nach lokalem und globalen Kollaps. Bei einer sehr großen Anzahl der Experimente fehlten dagegen Angaben zur Versagensart Leck (L) oder Bruch (B). Anhand der Originalberichte konnte teilweise die vermutete Versagensart in der Tabelle im Anhang nachgetragen werden.

- Die neuen Formeln gelten uneingeschränkt für alle Rißabmessungen: lang, kurz, flach (ohne Riß, o.R.) und tief (einschließlich Durchriß, D). Die globalen Formeln erklären die Resttragfähigkeit sehr tiefer Risse und Schlitze. Dadurch konnten mehr Experimente aus einem größeren Parameterbereich in den Vergleich einfließen.

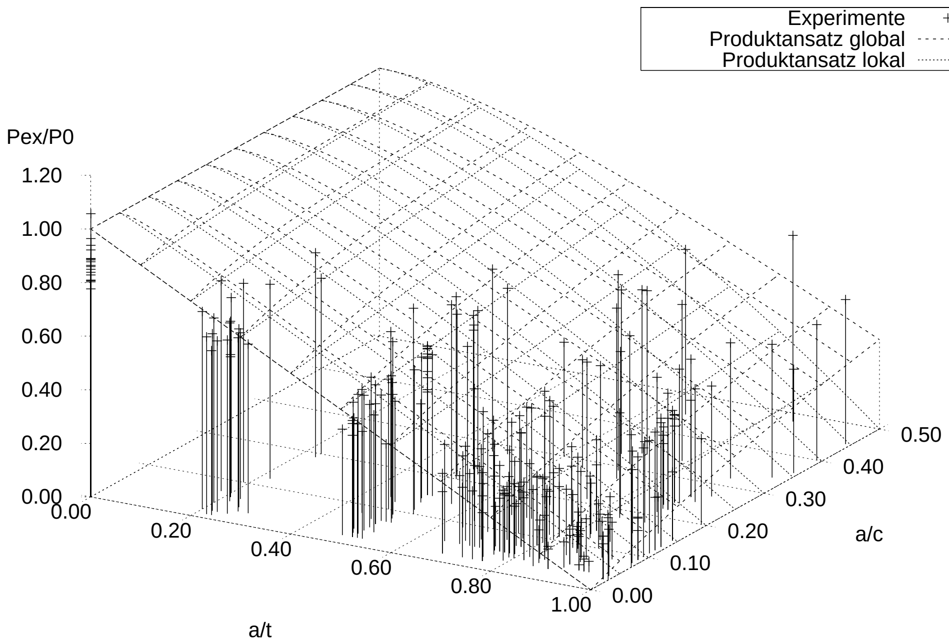



Abbildung 3: Produktansatz $p_L/p_0$ mit lokaler und globaler Scheibenformel (25) und (30) mit $\sigma_u = R_m$.

Die Tabelle im Anhang stellt 281 Experimente zusammen, von denen die ersten 248 bisher ausgewertet wurden. Dabei konnte die Versagensart teilweise nur vermutet werden. Der Beitrag geht daher wie in [27] davon aus, daß Rißlage und Versagensart unbekannt sind. Dann läßt sich die globale Formel (30) mit allen Berstversuchen in Abbildung 3 vergleichen. Alle Drücke sind auf den Berstdruck $p_0$ des dicken Rohres ohne Riß nach (10) normiert aufgetragen. Offensichtlich weisen sehr tiefe Risse und speziell Durchrisse eine Resttragfähigkeit auf, die besser durch den globalen Kollaps beschrieben wird. Die beträchtliche Resttragfähigkeit sehr langer Durchrisse wird eventuell durch die Abdichtung vorgetäuscht. Bei machen Werkstoffen konnte sie mit scharfen Ermüdungsrissen um den Faktor $2$ reduziert werden [3], [9], obwohl der Rißspitzeneinfluß nach der Zweikriterienmethode geringer ist. Man sollte daher von den globalen Formeln nicht unbedingt erwarten, daß sie sehr lange Durchrisse vollständig erklären.

Die lokale Formel (25) ist in Abbildung 3 für $r_1 = t = 22.2$ dargestellt. Diese dickwandigen Rohre zeigen wegen $p_{local} < p_{global}$ grundsätzlich Leck-vor-Bruchverhalten. Das gilt nicht für alle Werte von $r_1, t$. In Abbildung 4 sind zu allen Berstversuchen die Differenzen $(p_{local} - p_{global})/p_0$ aufgetragen. Negative Differenzen bei tiefen Rissen mit $a/t > 0,6$ deuten bei dieser Kombination von lokalen und globalen Formeln Leck-vor-Bruch an. Das scheint bei flacheren Rißen und eher bei dünnwandigen Rohren nicht mehr gegeben zu sein. Man wird daher noch untersuchen müssen, welche lokalen und globalen Formeln miteinander vergleichbar sind und wie sie mit den Versagensarten Leck und Bruch korrelieren. Bei sehr tiefen Rissen ($a/t \to 1$) tritt wegen $p_{local}(a = t) = 0$ immer ein Leck auf. Für $a/t \to 0$ gehen immer $p_{local}, p_{global} \to p_0$, so daß für flache Risse kein Kredit vom Leck-vor-Bruchverhalten genommen werden kann. Dieselbe Tendenz $p_{local} \to p_{global}$ zeigen sehr lange Risse ($a/c \to 0$).

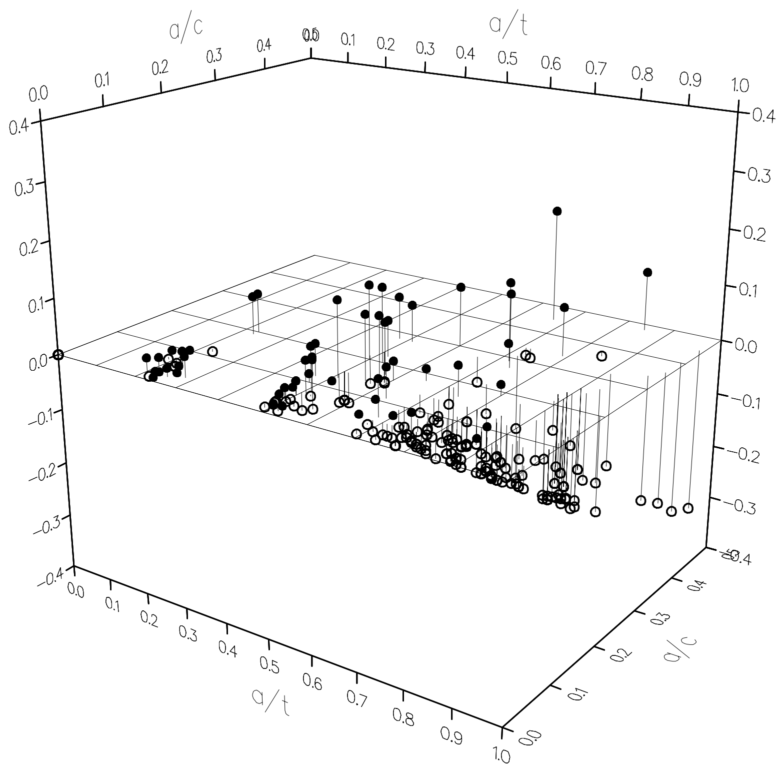
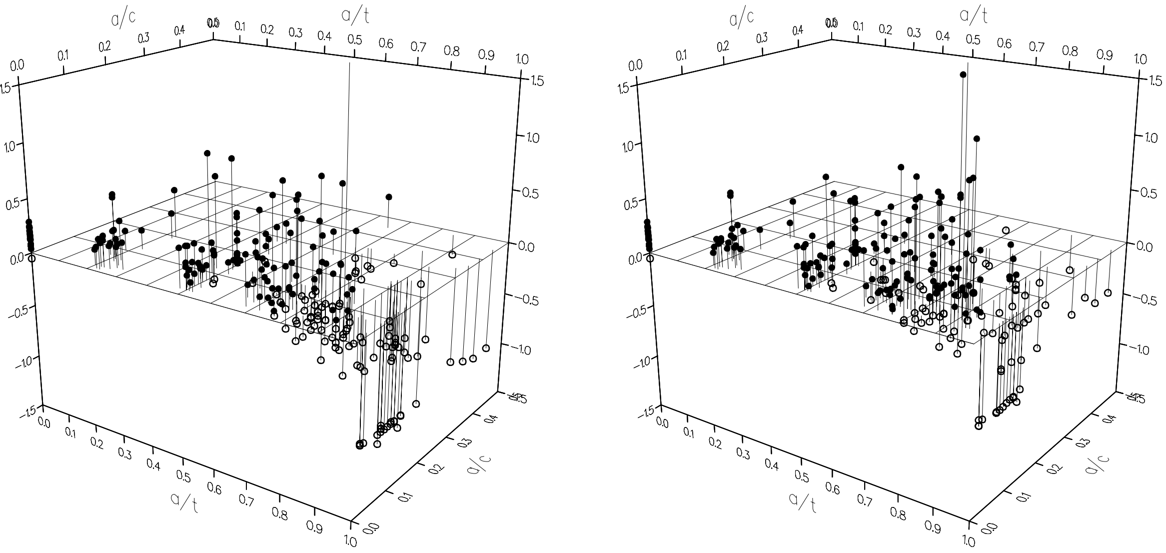



Abbildung 4: Auf $p_0$ normierte Differenz des lokalen (25) und globalen Produktansatzes (30): —● eher globaler Kollaps, —○ eher lokaler Kollaps vorhergesagt.

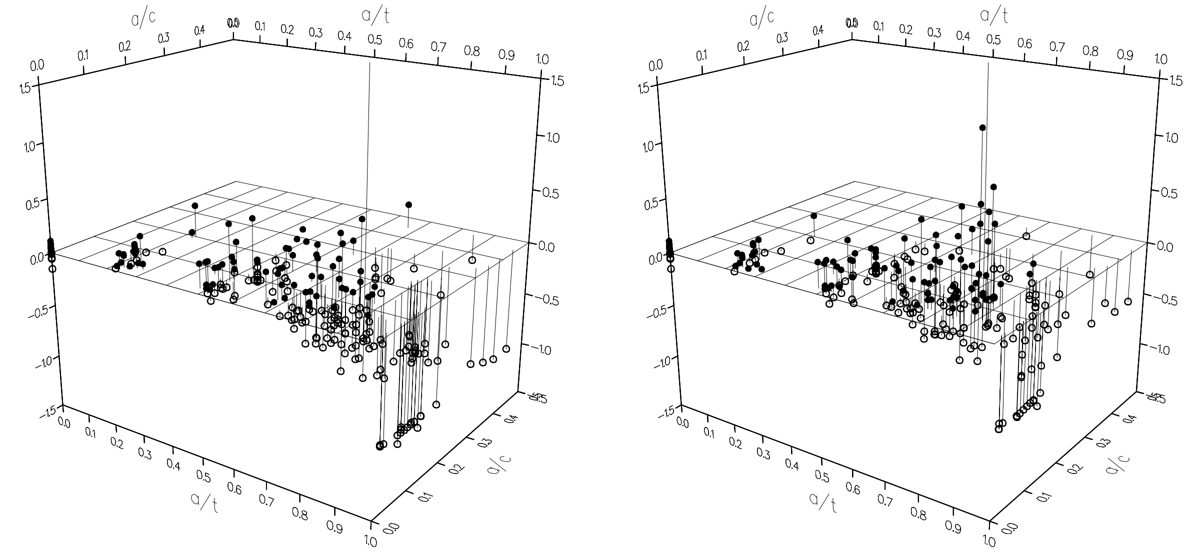



(a) lokaler Ansatz (b) globaler Ansatz

Abbildung 5: Relativer Prognosefehler des lokalen (25) und des globalen Produktansatzes (30) mit $\sigma_u = R_m$: —● Berstdruck überschätzt, —○ Berstdruck unterschätzt.

In Abbildung 5 ist jeweils der relative Fehler der lokalen und globalen Traglastformel aufgetragen. Balken zu positiven Fehlern zeigen Überschätzungen des Berstdruckes an. Unterschätzungen finden sich auf der sicheren Seite mit negativem Fehler. Experiment Nr. 60 fällt als Ausreißer aus der Skala nach oben heraus. Bei voller Ausnutzung der Verfestigung durch $\sigma_u = R_m$ überschätzen beide Formeln die Tragfähigkeit bei flachen Rissen. Eine beste Schätzung erzielt man nach Abbildung 6 eher, wenn man die Verfestigung mit $\sigma_u = \sigma_F$ nur teilweise berücksichtigt (Tabelle 1 hatte eine alternative Interpretation der Experimente angedeutet.) In Verbindung mit der Zweikriterien-Methode (FAD, R6-Methode [13], SINTAP [1]) erhält man konservative Bewertungen der Längsfehler. Wie bei fast allen vorliegenden Berstversuchen scheitert diese bruchmechanische Bewertung in der Praxis oft an den fehlenden bruchmechanischen Kennwerten, die z.B. nur aus der Kerbschlagarbeit $A_v$ geschätzt werden konnten. Als eine strukurmechanische Methode ermöglicht die Traglastanalyse eine realistische Bewertung auf der Basis einfacher Festigkeitskennwerte. Weitgehend sichere, leicht konservative Berstdrücke gewinnt man dann ideal plastisch mit $\sigma_u = \sigma_Y$, wie in Abbildung 7 gezeigt. Mit der üblichen Festsetzung $D = 1$ werden die verbliebenen Überschätzungen der Tragfähigkeit weiter reduziert.

Die Streuung des Berstdruckes ist naturgemäß bei Rohren mit Defekten größer als bei den ungerissenen Rohren. Sie nimmt mit der Rißtiefe zu, was auf einen noch unberücksichtigten Parameter deuten kann. Allerdings liegt der Schwerpunkt aller Experimente bei tiefen Rissen, so daß dort auch eine größere Spannweite erwartet werden kann. Es fällt auf, daß sich der relative Prognosefehler bei Durchrissen mit der globalen Traglastformel stark reduziert. Die Experimente konzentrieren sich auf lange Risse mit $a/c < 0,2$. Dort - wie auch bei flachen Rissen - sind die Unterschiede zwischen lokalem und globalen Berstdruck gering. Es scheint




(a) lokaler Ansatz (b) globaler Ansatz

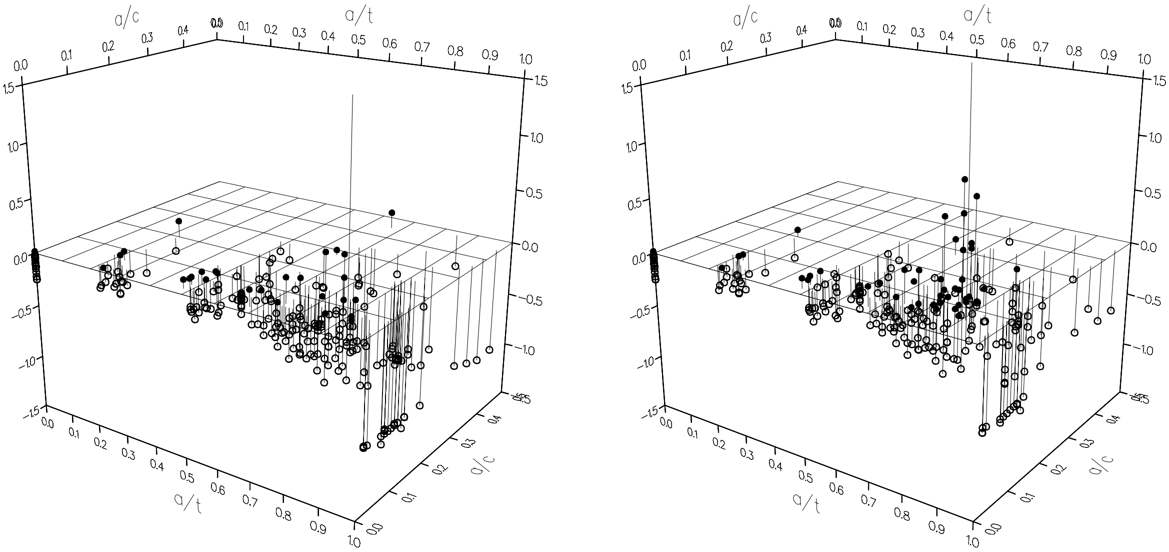
Abbildung 6: Relativer Prognosefehler des lokalen (25) und des globalen Produktansatzes (30) mit $\sigma_u = 0,5(R_{p02} + R_m)$: —● Berstdruck überschätzt, —○ Berstdruck unterschätzt.

aber so zu sein, daß einige Experimente besser durch eine lokale andere durch eine globale Formel beschrieben werden. Vermutlich läßt sich die Streuung des Prognosefehlers weiter verringern, wenn eine einigermaßen sichere Klassifizierung der Experimente nach der Versagensart Leck oder Bruch gelänge. Für die sicherheitstechnisch bedeutsame Leck-vor-Bruchproblematik wären mehr Experimente mit kurzen Rissen mit $0,3 < a/c < 1$ und mittlerer Rißtiefe hilfreich. Dabei müßte die Defektform genauer charakterisiert werden. Bei langen Rissen konnten vereinfachend rechteckige Risse angenommenen werden.

Die Kollapslasten nach CARTER [5] in der Modifikation (28) und (33), (34) von [26] können in Abbildung 8 nur für eine Rißlage und einen Dickwandigkeitsgrad dargestellt werden. Sie lassen sich daher in Abbildung 8 nur mit den dazu passenden Berstversuchen vergleichen. Es wird aber deutlich, daß sie die Resttragfähigkeit von sehr tiefen Rissen und Durchrissen besser wiedergeben. Allerdings wird die Klassenbildung nach Versagensarten noch wichtiger, weil der stärkere Unterschied zwischen lokaler und globaler Lösung die Streuung des Prognosefehlers bei tiefen Rissen sonst weiter vergrößert.

# 8 Schlußfolgerungen

In früheren Untersuchungen wiesen viele der in der Praxis benutzten Formeln für Kollapslasten rißbehafteter Rohre große Unsicherheiten auf, obwohl ihr Gültigkeitsbereich auf nicht zu tiefe Risse beschränkt wurde. Die neu angegebenen Traglasten für dickwandige Rohre zeigen, daß neben der Rißlage und der Rißflächenbelastung durch den Innendruck auch nach lokalem




(a) lokaler Ansatz

(b) globaler Ansatz

Abbildung 7: Relativer Prognosefehler des lokalen (25) und des globalen Produktansatzes (30) mit $\sigma_u = R_{p02}$: —● Berstdruck überschätzt, —○ Berstdruck unterschätzt.

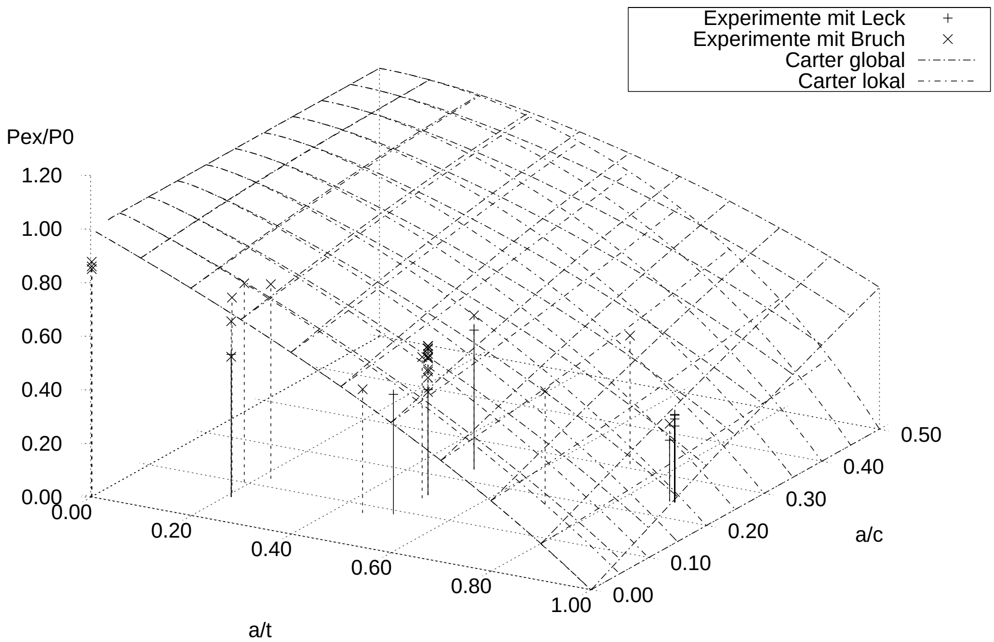



Abbildung 8: Lokale und globale Kollapslast $p_L/p_0$ für Außenrisse in dickwandigen Rohren und Behältern mit $r_2/r_1 = 2$ und $\sigma_u = R_m$ nach CARTER [5] in der Modifikation (28) und (33), (34) von [26].

und globalem Kollaps zu unterscheiden ist. Die Lösungen wurden mit einer großen Zahl von Berstversuchen verglichen. Die für eine Traglastanalyse benötigten Stoffwerte werden bei den Experimenten in der Regel vollständig ermittelt und angegeben. Teilweise fehlten jedoch genaue Angaben zur Rißlage und zur Versagensform, weil solche Unterscheidungen in früheren Traglastlösungen oft nicht deutlich wurden oder ganz fehlten.

Die Diskrepanz zwischen Experiment und Rechnung konnte nicht abschließend erklärt werden. Deshalb muß die Traglastanalyse mit abgeminderten Versagensspannungen durchgeführt oder mit einer Bewertung nach der Zwei-Kriterien-Methode verbunden werden. In der Praxis tritt dabei das Problem auf, daß die benötigten Bruchzähigkeiten oft nur geschätzt werden können. Daher wurde hier auf eine zusätzliche Bewertung nach der R6-Methode oder nach der SINTAP-Prozedur verzichtet. Die Resttragfähigkeit sehr langer Durchrisse ist kaum erklärt und tritt in dieser Höhe eventuell nur im Experiment auf.

Die Traglastanalysen zeigen, welche zusätzlichen Angaben bei experimentellen Validierungen gemacht werden müssen. Sichere Traglastlösungen hätten den Vorteil, daß dafür in der Praxis alle Werkstoffdaten verfügbar sind. Die Unterscheidung nach Leck bei lokalem und Bruch bei globalem Kollaps ist in der Leck-vor-Bruch Bewertung von großer sicherheitstechnischer Bedeutung. Hier könnte bei vollständiger Klassifizierung der Berstversuche nach der Versagensart mit den neuen lokalen und globalen Kollapslasten ein Beitrag geleistet werden, der auch eine geringere Streuung bei tiefen Rissen erwarten läßt.

**Danksagung**: Diese Arbeiten wurden teilweise von der Europäischen Kommission durch das Brite-EuRam III Programm (Projekt BE 97-4547, Kontrakt BRPR-CT97-0595) gefördert.

# Literatur

[1] A. Al-Laham: *Stress Intensity Factor and Limit Load Handbook*. British Energy Report EPD/GEN/REP/0316/98, Issue 2 (1999).

[2] P. Andersson, M. Bergman, B. Brickstad, L. Dahlberg, F. Nilsson, I. Sattari-Far: *A procedure for safety assessment of components with cracks – handbook*. SAQ/FoU-Report 96/08, SAQ Kontrol AB, Stockholm (1996).

[3] E. Bodmann, H. Fuhlrott: *Investigation of Critical Crack Geometries in Pipes*. SMiRT 6 (Paris 1981) paper L6/6.

[4] W. Brocks, H. Fuhlrott, H.P. Keller, D. Munz, H.-D. Schulze: *Bruchmechanik druckbeanspruchter Bauteile*. Hanser, München und TÜV Rheinland, Köln (1990).

[5] A.J. Carter: *A Library of Limit Loads for FRACTURE.TWO*. Nuclear Electric, Internal Report TD/SID/REP/0191 (1991/92).

[6] J. Chakrabarty: *Theory of Plasticity*. McGraw-Hill, New York (1987).

[7] R.J. Eiber, W.A. Maxey, A.R. Duffy, T.J. Attenbury: *Investigation of the Initiation and Extend of Ductile Pipe Rupture*. Final Report Task 17, BMI-1908 (1971).

[8] E.S. Folias: *On the Effect of Initial Curvature on Cracked Sheets*. UTEC CE 69-002, January (1969).

[9] H. Fuhlrott, H.-D. Schulze: *Längs- und Umfangsfehler in Rohren und Behältern unter Innendruck und äußeren Belastungen*. In [4].

[10] H. Geilenkeuser, D. Sturm: *Rißausbreitung in Großrohren aus dem Stahl St 70*. gwf-gas/erdgas **117** (1976) 40-43.

[11] F. Görner, D. Munz: *Plastische Instabilität*. In D. Munz (Ed.): Leck-vor-Bruch-Verhalten druckbeaufschlagter Komponenten, Fortschr. Ber. VDI-Z. Reihe 18, Nr.14, VDI-Verlag, Düsseldorf (1984).

[12] G.T. Hahn, M. Sarrate, A.R. Rosenfield: *Criteria for Crack Extension in Cylindrical Pressure Vessels*. Int. J. Fracture Mechanics **5** (1969) 187-210.

[13] R.P. Harrison, K. Loosemore, I. Milne, A.R. Dowling: *Assessment of the integrity of structures containing defects*. CEGB Report R/H/R6-Rev. 2 (1980).

[14] M. Heitzer, G. Pop, M. Staat: *Basis reduction for the shakedown problem for bounded kinematic hardening material*. Journal of Global Optimization **17** (2000) 185-200.

[15] Ph. G. Hodge Jr.: *Plastic Analysis of Structures*. McGraw-Hill, New York (1959).

[16] INTES Publication: *PERMAS User's Reference Manual*. PERMAS Version 8.0, No. 450, Rev. F, Stuttgart (2000).

[17] W. Kastner, H. Lochner, R. Rippel, G. Bartholomé, E. Keim, A. Gerscha: *Untersuchung zur instabilen Rißausbreitung und zum Rißstoppverhalten*. Kraftwerk Union Report R 914/83/018, Erlangen (1983).

[18] H.P. Keller: *Leistungsvergleich von Methoden der Rißerfassung und -bewertung am Beispiel von axialen Oberflächenrissen in Behältern unter Innendruck*. In [4].

[19] J.F. Kiefner, W.A. Maxey, R.J. Eiber, A.R. Duffy: *Failure stress loads of flaws in pressurized cylinders*. ASTM STP 536, Philadelphia (1973) 461-481.

[20] V. Kumar, M.D. German, C.F. Shih: *An engineering approach for elastic-plastic fracture analysis*. EPRI, NP-1931, New York (1981).

[21] A.G. Miller: *Review of limit loads of structures containing defects*. Int. J. Press Vess & Piping **32** (1988) 197-327.

[22] C. Ruiz: *Ductile growth of a longitudinal flaw in an cylindrical shell under internal pressure*. Int. J. mech. Sci. **20** (1978) 277-281.

[23] K.-H. Schwalbe, U. Zerbst, Y.-J. Kim, W. Brocks, A. Cornec, J. Heerens, H. Amstutz: *EFAM ETM 97 – the ETM method for assessing the significance of crack-like defects in engineering structures, comprising the versions ETM 97/1 and ETM 97/2*. Report GKSS 98/E/6, Geesthacht (1998).

[24] M. Staat, M. Heitzer: *LISA a European Project for FEM-based Limit and Shakedown Analysis*. Nuclear Engineering and Design **206** (2001) 151-166.

[25] M. Staat, M. Heitzer, A.M. Yan, V.D. Khoi, D.-H. Nguyen, F. Voldoire, A. Lahousse: *Limit Analysis of Defects*. Berichte des Forschungszentrums Jülich, Jül-3746 (2000).

[26] M. Staat: *Plastischer Kollaps fehlerbehafteter Rohre und Behälter unter Innendruck*. Interner Bericht, Labor Biomechanik, FH Aachen Abt. Jülich (2000).

[27] W. Stoppler, D. Sturm, P. Scott, G. Wilkowski: *Analysis of the failure behaviour of longitudinally flawed pipes and vessels*. Nuclear Engineering and Design **151** (1994) 425-448.

[28] W. Stoppler: *Private communication with W. Stoppler, Staatliche Materialprüfungsanstalt (MPA), University of Stuttgart, e-mail to M. Staat from 24th August 2000*.

[29] D. Sturm, W. Stoppler: *Forschungsvorhaben Phänomenologische Behälterberstversuche - Traglast- und Berstverhalten von Rohren mit Längsfehlern*. Förderkennzeichen 150 279, Phase 1, Forschungsbericht MPA Stuttgart (1985).

[30] I. Szabo: *Höhere Technische Mechanik*. Springer, Berlin (1972).

[31] N. Taylor, et al.: *The Design-by-Analysis Manual*. Report EUR 19020 EN, European Commission, DG-JRC/IAM, Petten (1999).

[32] K. Wellinger, D. Sturm: *Festigkeitsverhalten von zylindrischen Hohlkörpern*. Fortschr. Ber. VDI-Z. Reihe 5, Nr. 13, VDI-Verlag, Düsseldorf (1971).

[33] A.A. Willoughby, T.G. Davey: *Plastic collapse in part-wall flaws in plates*. ASTM STP 1020, Philadelphia (1989) 390-409.

| | | | | | Geometriedaten | | | | Kennwerte | | | Werkstoffdaten | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| **Nr.** | **Bez.** | **Leck/ Bruch** | **Rißlage** | **$p_{ex}$ MPa** | **$r_a$ mm** | **t mm** | **a mm** | **c mm** | **$r_a/r_i$** | **a/t** | **a/c** | **Werkstoff /Literatur/** | **$R_{p0.2}$ MPa** | **$R_m$ MPa** | **$A_v$ J** |
| 1. | AA3I | B | I | 39.0 | 44.45 | 4.0 | 0.8 | 39.5 | 1.10 | 0.20 | 0.02 | St 35 | 336 | 486 | 76 |
| 2. | AA3H | B | I | 34.1 | 44.45 | 4.0 | 2 | 22.5 | 1.10 | 0.50 | 0.08 | /32/ | 336 | 486 | |
| 3. | AA4A | (B) | I | 26.7 | 44.45 | 4.0 | 2 | 46.5 | 1.10 | 0.50 | 0.04 | | 336 | 486 | |
| 4. | AA3F | L | I | 23. | 44.45 | 4.0 | 2 | 122.5 | 1.10 | 0.50 | 0.02 | | 336 | 486 | |
| 5. | AA3D | L | I | 19.1 | 44.45 | 4.0 | 2.6 | 51 | 1.10 | 0.65 | 0.06 | | 336 | 486 | |
| 6. | AA3B | B | A | 33.4 | 44.45 | 4.0 | 1.1 | 33 | 1.10 | 0.28 | 0.04 | | 336 | 486 | |
| 7. | AA8A | L | A | 34.3 | 44.45 | 4.0 | 1 | 58 | 1.10 | 0.25 | 0.02 | | 336 | 486 | |
| 8. | AA4F | B | A | 36. | 44.45 | 4.0 | 2 | 10 | 1.10 | 0.50 | 0.20 | | 336 | 486 | |
| 9. | AA4I | L | A | 33.6 | 44.45 | 4.0 | 2.3 | 13.5 | 1.10 | 0.58 | 0.18 | | 336 | 486 | |
| 10. | AA3E | (B) | A | 27.5 | 44.45 | 4.0 | 2. | 36 | 1.10 | 0.50 | 0.06 | | 336 | 486 | |
| 11. | AA8E | L | A | 27.5 | 44.45 | 4.0 | 2 | 61 | 1.10 | 0.50 | 0.04 | | 336 | 486 | |
| 12. | AA3G | L | A | 22.4 | 44.45 | 4.0 | 2 | 111 | 1.10 | 0.50 | 0.02 | | 336 | 486 | |
| 13. | AA8D | B | A | 21.2 | 44.45 | 4.0 | 2.1 | 110 | 1.10 | 0.53 | 0.02 | | 336 | 486 | |
| 14. | AA3C | L | A | 17.9 | 44.45 | 4.0 | 2.8 | 37.5 | 1.10 | 0.70 | 0.08 | | 336 | 486 | |
| 15. | AA8C | L | A | 14.7 | 44.45 | 4.0 | 3 | 62.5 | 1.10 | 0.75 | 0.04 | | 336 | 486 | |
| 16. | AA6A | L | A | 8.34 | 44.45 | 4.0 | 3.1 | 42.5 | 1.10 | 0.78 | 0.08 | | 336 | 486 | |
| 17. | AA6G | L | A | 16.0 | 44.45 | 4.0 | 3.6 | 20 | 1.10 | 0.90 | 0.18 | | 336 | 486 | |
| 18. | AA6F | L | A | 26.5 | 44.45 | 4.0 | 3.6 | 15 | 1.10 | 0.90 | 0.24 | | 336 | 486 | |
| 19. | AB14A | (B) | A | 63.8 | 44.45 | 8.8 | 4.6 | 64.5 | 1.25 | 0.52 | 0.08 | | 324 | 457 | 33 |
| 20. | AB2D | L | A | 51.0 | 44.45 | 8.8 | 4.6 | 116 | 1.25 | 0.52 | 0.04 | | 324 | 457 | |
| 21. | AB2F | L | A | 49.5 | 44.45 | 8.8 | 4.5 | 266 | 1.25 | 0.51 | 0.02 | | 324 | 457 | |
| 22. | AB2M | L | A | 71.1 | 44.45 | 8.8 | 6.3 | 18.5 | 1.25 | 0.72 | 0.34 | | 324 | 457 | |
| 23. | AB2L | L | A | 48.1 | 44.45 | 8.8 | 6.3 | 43.5 | 1.25 | 0.72 | 0.14 | | 324 | 457 | |
| 24. | AB14B | (B) | A | 42.7 | 44.45 | 8.8 | 6.1 | 67 | 1.25 | 0.69 | 0.10 | | 324 | 457 | |
| 25. | AB2I | L | A | 35.3 | 44.45 | 8.8 | 6.3 | 118.5 | 1.25 | 0.72 | 0.06 | | 324 | 457 | |
| 26. | AB14E | B | A | 31.4 | 44.45 | 8.8 | 6.2 | 120 | 1.25 | 0.70 | 0.06 | | 324 | 457 | |
| 27. | AB2N | L | A | 30.4 | 44.45 | 8.8 | 6.3 | 268.5 | 1.25 | 0.72 | 0.02 | | 324 | 457 | |
| 28. | AB14D | B | A | 28.3 | 44.45 | 8.8 | 6.7 | 270 | 1.25 | 0.76 | 0.02 | | 324 | 457 | |
| 29. | AB6A | L | A | 58.9 | 44.45 | 8.8 | 8 | 25 | 1.25 | 0.91 | 0.32 | | 324 | 457 | |
| 30. | AB6B | L | A | 57.9 | 44.45 | 8.8 | 8.5 | 25 | 1.25 | 0.97 | 0.34 | | 324 | 457 | |
| 31. | AB7D | B | I | 80.2 | 44.45 | 8.8 | 1.8 | 46.5 | 1.25 | 0.20 | 0.04 | | 324 | 457 | |
| 32. | AB7C | B | I | 71.8 | 44.45 | 8.8 | 4 | 32 | 1.25 | 0.45 | 0.12 | | 324 | 457 | |
| 33. | AB7K | (B) | I | 61.6 | 44.45 | 8.8 | 4.2 | 57.5 | 1.25 | 0.48 | 0.08 | | 324 | 457 | |
| 34. | AB6E | (B) | I | 56.7 | 44.45 | 8.8 | 4.3 | 133 | 1.25 | 0.49 | 0.04 | | 324 | 457 | |
| 35. | AB7I | (B) | I | 47.1 | 44.45 | 8.8 | 6.1 | 64 | 1.25 | 0.69 | 0.10 | | 324 | 457 | |
| 36. | AB2K | B | A | 88.8 | 44.45 | 8.8 | 2 | 10.5 | 1.25 | 0.23 | 0.20 | | 324 | 457 | |
| 37. | AB2H | B | A | 77.5 | 44.45 | 8.8 | 1.94 | 35.5 | 1.25 | 0.22 | 0.06 | | 324 | 457 | |
| 38. | AB14C | B | A | 77.5 | 44.45 | 8.8 | 2.2 | 61 | 1.25 | 0.25 | 0.04 | | 324 | 457 | |
| 39. | AB1M | (B) | A | 77.0 | 44.45 | 8.8 | 1.9 | 110.5 | 1.25 | 0.22 | 0.02 | | 324 | 457 | |
| 40. | AB1L | L | A | 77.0 | 44.45 | 8.8 | 1.9 | 260.5 | 1.25 | 0.22 | 0.00 | | 324 | 457 | |
| 41. | AB2E | B | A | 72.1 | 44.45 | 8.8 | 4.5 | 16 | 1.25 | 0.51 | 0.28 | | 324 | 457 | |
| 42. | AB1K | B | A | 60.8 | 44.45 | 8.8 | 4.6 | 41 | 1.25 | 0.52 | 0.12 | | 324 | 457 | |
| 43. | AB8 | L | A | 48.0 | 44.45 | 8.8 | 8.2 | 30 | 1.25 | 0.93 | 0.28 | | 324 | 457 | |
| 44. | AB6M | L | A | 49.1 | 44.45 | 8.8 | 8.1 | 32.5 | 1.25 | 0.92 | 0.24 | | 324 | 457 | |
| 45. | AB6C | L | A | 15.7 | 44.45 | 8.8 | 8.2 | 100 | 1.25 | 0.93 | 0.08 | | 324 | 457 | |
| 46. | AC6A | B | I | 274.7 | 44.45 | 22.2 | 4 | 57 | 2.00 | 0.18 | 0.08 | | 288 | 438 | 56 |
| 47. | AC5E | B | I | 209.9 | 44.45 | 22.2 | 10.8 | 51 | 2.00 | 0.49 | 0.22 | | 288 | 438 | |
| 48. | AC6D | B | I | 184.4 | 44.45 | 22.2 | 11.4 | 77 | 2.00 | 0.51 | 0.14 | | 288 | 438 | |
| 49. | AC6E | (B) | I | 164.3 | 44.45 | 22.2 | 11.2 | 151.5 | 2.00 | 0.50 | 0.08 | | 288 | 438 | |
| 50. | AC5D | B | I | 136.2 | 44.45 | 22.2 | 15.7 | 85.5 | 2.00 | 0.71 | 0.18 | | 288 | 438 | |
| 51. | AC7A | B | A | 260. | 44.45 | 22.2 | 4.2 | 40.5 | 2.00 | 0.19 | 0.10 | | 288 | 438 | |
| 52. | AC5B | B | A | 254.1 | 44.45 | 22.2 | 4.8 | 41.5 | 2.00 | 0.22 | 0.12 | | 288 | 438 | |
| 53. | AC11A | B | A | 255.1 | 44.45 | 22.2 | 4.5 | 64.5 | 2.00 | 0.20 | 0.06 | | 288 | 438 | |
| 54. | AC7C | B | A | 201.1 | 44.45 | 22.2 | 11.2 | 49 | 2.00 | 0.50 | 0.22 | | 288 | 438 | |
| 55. | AC11B | B | A | 184.4 | 44.45 | 22.2 | 11.2 | 80.5 | 2.00 | 0.50 | 0.14 | | 288 | 438 | |
| 56. | AC7B | B | A | 161.4 | 44.45 | 22.2 | 10.1 | 122.5 | 2.00 | 0.45 | 0.08 | | 288 | 438 | |
| 57. | AC7E | B | A | 167.8 | 44.45 | 22.2 | 15.9 | 52 | 2.00 | 0.72 | 0.30 | | 288 | 438 | |
| 58. | AC11C | B | A | 147.2 | 44.45 | 22.2 | 15.5 | 85.5 | 2.00 | 0.70 | 0.18 | | 288 | 438 | |
| 59. | AK3C | L | | 39.5 | 50.8 | 10.0 | 9 | 35 | 1.25 | 0.90 | 0.26 | St 35 | 337 | 433 | 80 |
| 60. | AK2G | L | | 2.3 | 50.8 | 10.0 | 9.3 | 230 | 1.25 | 0.93 | 0.04 | /29/ | 337 | 433 | |
| 61. | AK3F | L | | 13.3 | 50.8 | 10.0 | 8.6 | 90 | 1.25 | 0.86 | 0.10 | | 337 | 433 | |
| 62. | AK3D | L | | 27.0 | 50.8 | 10.0 | 8.5 | 60 | 1.25 | 0.85 | 0.14 | | 337 | 433 | |
| 63. | AK3E | L | | 37.4 | 50.8 | 10.0 | 9 | 40 | 1.25 | 0.90 | 0.22 | | 337 | 433 | |
| 64. | AK2B | L | | 5.0 | 50.8 | 10.0 | 9.4 | 230 | 1.25 | 0.94 | 0.04 | | 337 | 433 | |
| 65. | AK3E | B | | 56.0 | 50.8 | 10.0 | 7.5 | 35 | 1.25 | 0.75 | 0.22 | | 337 | 433 | |
| 66. | AK2B | B | | 25.5 | 50.8 | 10.0 | 8.2 | 230 | 1.25 | 0.82 | 0.04 | | 337 | 433 | |
| 67. | AK2G | B | | 10.5 | 50.8 | 10.0 | 9 | 230 | 1.25 | 0.90 | 0.04 | | 337 | 433 | |
| 68. | AK3F | B | | 28.3 | 50.8 | 10.0 | 8 | 100 | 1.25 | 0.80 | 0.08 | | 337 | 433 | |
| 69. | AK3D | B | | 26.0 | 50.8 | 10.0 | 8 | 90 | 1.25 | 0.80 | 0.08 | | 337 | 433 | |
| 70. | AL5C | B | | 8.0 | 69.85 | 12.5 | 11 | 350 | 1.22 | 0.88 | 0.04 | | 302 | 416 | |
| 71. | AL5D | L | | 21.2 | 69.85 | 12.5 | 10 | 70 | 1.22 | 0.80 | 0.14 | | 302 | 416 | |
| 72. | AL5E | L | | 6.4 | 69.85 | 12.5 | 11 | 140 | 1.22 | 0.88 | 0.08 | | 302 | 416 | |
| 73. | AL1C | L | | 26. | 69.85 | 12.5 | 11.1 | 50 | 1.22 | 0.89 | 0.22 | | 302 | 416 | |
| 74. | AL1C | L | | 31.0 | 69.85 | 12.5 | 8.8 | 50 | 1.22 | 0.70 | 0.18 | | 302 | 416 | |
| 75. | KWU1 | L | A | 19.7 | 162.3 | 22.3 | 19 | 150 | 1.16 | 0.85 | 0.12 | 20 MnMoNi 5 5 | 449 | 608 | |
| 76. | KWU2 | L | A | 15.0 | 162.2 | 22.24 | 18.7 | 378.85 | 1.16 | 0.84 | 0.04 | /17/ | 449 | 608 | |
| 77. | KWU3 | L | A | 18.8 | 162.35 | 22.54 | 17.9 | 378.4 | 1.16 | 0.79 | 0.04 | | 449 | 608 | |
| 78. | KWU4 | B | A | 22.5 | 162.35 | 22.57 | 17.5 | 378.2 | 1.16 | 0.78 | 0.04 | | 449 | 608 | |
| 79. | KWU5 | B | A | 22.25 | 162.3 | 22.32 | 17.25 | 378.2 | 1.16 | 0.77 | 0.04 | | 449 | 608 | |
| 80. | GWF01 | L | A | 2.6 | 355.6 | 8.2 | 7.8 | 102.5 | 1.02 | 0.95 | 0.08 | St 70 | 543 | 695 | 50 |
| 81. | GWF02 | L | A | 2.8 | 355.6 | 8.2 | 7.5 | 105 | 1.02 | 0.91 | 0.08 | /10/ | 543 | 695 | |
| 82. | GWF03 | L | A | 4.6 | 355.6 | 8.2 | 7.14 | 100 | 1.02 | 0.87 | 0.08 | | 543 | 695 | |
| 83. | GWF04 | B | A | 6.0 | 355.6 | 8.2 | 6.2 | 125 | 1.02 | 0.76 | 0.04 | | 543 | 695 | |
| 84. | GWF05 | L | A | 6.2 | 457.2 | 10.6 | 9.2 | 100 | 1.02 | 0.87 | 0.10 | | 529 | 670 | 115 |
| 85. | GWF06 | B | A | 6.4 | 457.2 | 10.6 | 7.2 | 125 | 1.02 | 0.68 | 0.06 | | 529 | 670 | |
| 86. | BMI04 | | | 17.2 | 304.8 | 43.3 | 33 | 360.7 | 1.17 | 0.76 | 0.10 | A 106 B | 235 | 562 | 92 |
| 87. | BMI08 | | | 15.9 | 304.8 | 43.7 | 32.3 | 311.15 | 1.17 | 0.74 | 0.10 | /7/ | 218 | 509 | 81 |
| 88. | BMI09 | | | 9.38 | 304.8 | 41.9 | 36.8 | 311.15 | 1.16 | 0.88 | 0.12 | | 241 | 570 | |
| 89. | BMI18 | | | 11.17 | 304.8 | 17.8 | 9 | 136.55 | 1.06 | 0.51 | 0.06 | | 240 | 553 | 68 |
| 90. | BMI19 | | | 29.65 | 304.8 | 41.1 | 26.7 | 147.3 | 1.16 | 0.65 | 0.18 | | 232 | 568 | 88 |
| 91. | BMI20 | | | 13.51 | 304.8 | 17.3 | 8.9 | 66.7 | 1.06 | 0.51 | 0.14 | | 259 | 544 | 68 |
| 92. | BMI24 | | | 22.2 | 304.8 | 38.1 | 22.9 | 147.3 | 1.14 | 0.60 | 0.16 | Typ 316 | 159 | 431 | 200 |
| 93. | BMI25 | | | 27.93 | 304.8 | 38.1 | 22.9 | 76.2 | 1.14 | 0.60 | 0.30 | /7/ | 155 | 426 | |
| 94. | BMI26 | | | 24.68 | 304.8 | 38.1 | 17.8 | 147.3 | 1.14 | 0.47 | 0.12 | Typ 316 /7/ | 155 | 426 | 200 |
| 95. | BMI27 | | | 16.55 | 95.25 | 9.7 | 6.2 | 71.75 | 1.11 | 0.64 | 0.08 | A 106 B | 201 | 500 | 61 |
| 96. | BMI28 | | | 18.82 | 95.25 | 12.7 | 9.4 | 111.15 | 1.15 | 0.74 | 0.08 | /7/ | 209 | 570 | |
| 97. | BMI32 | | | 11.31 | 95.25 | 12.1 | 10.3 | 254 | 1.15 | 0.85 | 0.04 | | 248 | 583 | |

| | | | | | Geometriedaten | | | | Kennwerte | | | Werkstoffdaten | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| Nr. | Bez. | Leck/ Bruch | Rißlage | $p_{ex}$ MPa | $r_a$ mm | t mm | a mm | c mm | $r_a/r_i$ | a/t | a/c | Werkstoff /Literatur/ | $R_{p0.2}$ MPa | $R_m$ MPa | $A_v$ J |
| 98. | HL1C | B | A | 12 | 69.85 | 12.5 | 11 | 350 | 1.22 | 0.88 | 0.04 | 11 NiMnCrMo 5 5 | 658 | 711 | 80 |
| 99. | HL1D2 | L | A | 48. | 69.85 | 12.5 | 10 | 70 | 1.22 | 0.80 | 0.14 | /29/ | 658 | 711 | |
| 100. | HL1 | L | A | 36.7 | 69.85 | 12.5 | 10.4 | 82.5 | 1.22 | 0.83 | 0.12 | | 658 | 711 | |
| 101. | HL2 | L | A | 37.5 | 69.85 | 12.5 | 10.7 | 90 | 1.22 | 0.86 | 0.12 | | 658 | 711 | |
| 102. | HL3 | L | A | 32.2 | 69.85 | 12.5 | 10.7 | 120 | 1.22 | 0.86 | 0.08 | | 658 | 711 | |
| 103. | HL4 | L | A | 24. | 69.85 | 12.5 | 11.6 | 125 | 1.22 | 0.93 | 0.10 | | 658 | 711 | |
| 104. | HL5 | L | A | 21.5 | 69.85 | 12.5 | 11.2 | 160 | 1.22 | 0.90 | 0.08 | | 658 | 711 | |
| 105. | HL6 | L | A | 19.0 | 69.85 | 12.5 | 11.4 | 190 | 1.22 | 0.91 | 0.06 | | 658 | 711 | |
| 106. | HL7 | B | A | 17.5 | 69.85 | 12.5 | 11.3 | 225 | 1.22 | 0.90 | 0.06 | | 658 | 711 | |
| 107. | HL8 | B | A | 33.0 | 69.85 | 12.5 | 10.4 | 140 | 1.22 | 0.83 | 0.08 | | 658 | 711 | |
| 108. | HL1E1 | L | A | 16.0 | 69.85 | 12.5 | 11 | 140 | 1.22 | 0.88 | 0.08 | | 658 | 711 | |
| 109. | BVZ022 | L | A | 21.9 | 398.95 | 47.2 | 38.2 | 391 | 1.13 | 0.81 | 0.10 | 20 MnMoNi 5 5 | 415 | 601 | 214 |
| 110. | BVZ030 | B | A | 19.5 | 398.95 | 47.2 | 36.2 | 750 | 1.13 | 0.77 | 0.04 | /29/ | 426 | 612 | |
| 111. | BVZ060 | (B) | A | 18.0 | 398.95 | 47.2 | 36 | 750 | 1.13 | 0.76 | 0.04 | | 423 | 624 | |
| 112. | BVZ070 | L | I | 22.4 | 398.95 | 47.2 | 38.2 | 350 | 1.13 | 0.81 | 0.10 | | 427 | 605 | |
| 113. | BVZ080 | L | A | 20.4 | 398.95 | 47.2 | 36.2 | 750 | 1.13 | 0.77 | 0.04 | | 513 | 636 | |
| 114. | BVS020 | (B) | A | 14.8 | 396.95 | 47.2 | 37.3 | 354.5 | 1.13 | 0.79 | 0.10 | 22 NiMoCr 37 Schmelze | 383 | 622 | 42 |
| 115. | BVS042 | B | A | 16.8 | 396.95 | 47.2 | 38.3 | 354.5 | 1.13 | 0.81 | 0.10 | /29/ | 410 | 613 | 62 |
| 116. | BVS030 | B | A | 13.1 | 396.95 | 47.2 | 35 | 550 | 1.13 | 0.74 | 0.06 | | 366 | 601 | 42 |
| 117. | HK1D | B | A | 52.0 | 50.8 | 10.0 | 7.5 | 250 | 1.25 | 0.75 | 0.04 | 11 NiMnCrMo 5 5 | 703 | 750 | 40 |
| 118. | HK1F | B | A | 48.3 | 50.8 | 10.0 | 8 | 100 | 1.25 | 0.80 | 0.08 | /29/ | 703 | 750 | |
| 119. | HK1F | L | A | 97.5 | 50.8 | 10.0 | 9 | 35 | 1.25 | 0.90 | 0.26 | | 703 | 750 | |
| 120. | HK1G | L | A | 26. | 50.8 | 10.0 | 9.5 | 60 | 1.25 | 0.95 | 0.16 | | 703 | 750 | |
| 121. | HK1G | L | A | 32. | 50.8 | 10.0 | 9 | 75 | 1.25 | 0.90 | 0.12 | | 703 | 750 | |
| 122. | HK1F | L | A | 82.5 | 50.8 | 10.0 | 9 | 40 | 1.25 | 0.90 | 0.22 | | 703 | 750 | |
| 123. | HK1G | B | A | 31.5 | 50.8 | 10.0 | 9 | 90 | 1.25 | 0.90 | 0.10 | | 703 | 750 | |
| 124. | HK6C | B | A | 41.0 | 50.8 | 10.0 | 8.2 | 100 | 1.25 | 0.82 | 0.08 | | 703 | 750 | |
| 125. | HK1G | L | A | 74.5 | 50.8 | 10.0 | 8.5 | 48 | 1.25 | 0.85 | 0.18 | | 703 | 750 | |
| 126. | HK1G | B | A | 64.5 | 50.8 | 10.0 | 8.5 | 60 | 1.25 | 0.85 | 0.14 | | 703 | 750 | |
| 127. | HK2A | B | A | 53.0 | 50.8 | 10.0 | 8 | 185 | 1.25 | 0.80 | 0.04 | | 703 | 750 | |
| 128. | HK2B | B | A | 31.5 | 50.8 | 10.0 | 8.5 | 185 | 1.25 | 0.85 | 0.04 | | 703 | 750 | |
| 129. | HK2C | B | A | 25.0 | 50.8 | 10.0 | 9 | 185 | 1.25 | 0.90 | 0.04 | | 703 | 750 | |
| 130. | HK2D | L | A | 7.7 | 50.8 | 10.0 | 9.5 | 230 | 1.25 | 0.95 | 0.04 | | 703 | 750 | |
| 131. | HK2D | B | A | 24.0 | 50.8 | 10.0 | 9.3 | 230 | 1.25 | 0.93 | 0.04 | | 703 | 750 | |
| 132. | HK2G | L | A | 10.7 | 50.8 | 10.0 | 9.4 | 230 | 1.25 | 0.94 | 0.04 | | 703 | 750 | |
| 133. | HK6D | B | A | 123.0 | 50.8 | 10.0 | 2.6 | 100 | 1.25 | 0.26 | 0.02 | | 703 | 750 | |
| 134. | HK6E | B | A | 87.0 | 50.8 | 10.0 | 5 | 100 | 1.25 | 0.50 | 0.06 | | 703 | 750 | |
| 135. | AA00 | | o.R. | 42.7 | 44.45 | 4.0 | 0.0 | 0 | 1.10 | 0.00 | - | St 35 | 336 | 486 | 76 |
| 136. | AA00 | | o.R. | 47.0 | 44.45 | 4.0 | 0.0 | 0 | 1.10 | 0.00 | - | /32/ | 336 | 486 | |
| 137. | AB00 | | o.R. | 94.18 | 44.45 | 8.8 | 0.0 | 0 | 1.25 | 0.00 | - | | 324 | 457 | 33 |
| 138. | AB00 | | o.R. | 100.6 | 44.45 | 8.8 | 0.0 | 0 | 1.25 | 0.00 | - | | 324 | 457 | |
| 139. | AC00 | | o.R. | 307.1 | 44.45 | 22.2 | 0.0 | 0 | 2.00 | 0.00 | - | | 288 | 438 | 56 |
| 140. | AC13K | B | A | 229.6 | 44.45 | 22.2 | 4.6 | 76 | 2.00 | 0.21 | 0.06 | | 288 | 438 | |
| 141. | AC13L | L | A | 233.5 | 44.45 | 22.2 | 4.6 | 76 | 2.00 | 0.21 | 0.06 | | 235 | 549 | |
| 142. | AC13H | (B) | A | 229.6 | 44.45 | 22.2 | 4.6 | 76 | 2.00 | 0.21 | 0.06 | | 235 | 549 | |
| 143. | AC12C | B | A | 178.5 | 44.45 | 22.2 | 11.2 | 74 | 2.00 | 0.50 | 0.16 | | 288 | 438 | |
| 144. | AC12D | B | A | 180.5 | 44.45 | 22.2 | 11.2 | 74 | 2.00 | 0.50 | 0.16 | | 288 | 438 | |
| 145. | AC12E | B | A | 180.5 | 44.45 | 22.2 | 11.2 | 74 | 2.00 | 0.50 | 0.16 | | 288 | 438 | |
| 146. | AC12I | B | A | 184.4 | 44.45 | 22.2 | 11.2 | 74 | 2.00 | 0.50 | 0.16 | | 288 | 438 | |
| 147. | AC12H | B | A | 178.5 | 44.45 | 22.2 | 11.2 | 74 | 2.00 | 0.50 | 0.16 | | 288 | 438 | |
| 148. | AC12F | B | A | 168.7 | 44.45 | 22.2 | 11.2 | 74 | 2.00 | 0.50 | 0.16 | | 235 | 549 | |
| 149. | AC12G | L | A | 172.7 | 44.45 | 22.2 | 11.2 | 74 | 2.00 | 0.50 | 0.16 | | 235 | 549 | |
| 150. | AC12B | (B) | A | 164.8 | 44.45 | 22.2 | 11.2 | 74 | 2.00 | 0.50 | 0.16 | | 199 | 471 | |
| 151. | AC13E | L | A | 108.9 | 44.45 | 22.2 | 19.7 | 83 | 2.00 | 0.89 | 0.24 | | 288 | 438 | |
| 152. | AC13D | L | A | 99.8 | 44.45 | 22.2 | 19.7 | 83 | 2.00 | 0.89 | 0.24 | | 288 | 438 | |
| 153. | AC13A | L | A | 113.8 | 44.45 | 22.2 | 19.7 | 83 | 2.00 | 0.89 | 0.24 | | 288 | 438 | |
| 154. | AC13B | L | A | 114.8 | 44.45 | 22.2 | 19.7 | 83 | 2.00 | 0.89 | 0.24 | | 288 | 438 | |
| 155. | CA00 | | o.R. | 57.9 | 44.45 | 4.0 | 0.0 | 0 | 1.10 | 0.00 | - | FB 70 | 512 | 642 | 44 |
| 156. | CA00 | | o.R. | 61.8 | 44.45 | 4.0 | 0.0 | 0 | 1.10 | 0.00 | - | /32/ | 512 | 642 | |
| 157. | CA1E | L | | 31.4 | 44.45 | 4.0 | 2.0 | 36 | 1.10 | 0.50 | 0.06 | | 512 | 642 | |
| 158. | CA1D | L | | 26.5 | 44.45 | 4.0 | 2.0 | 111 | 1.10 | 0.50 | 0.02 | | 512 | 642 | |
| 159. | CB00 | | o.R. | 135.4 | 44.45 | 8.8 | 0.0 | 0 | 1.25 | 0.00 | - | | 506 | 634 | 42 |
| 160. | CB00 | | o.R. | 170.7 | 44.45 | 8.8 | 0.0 | 0 | 1.25 | 0.00 | - | | 506 | 634 | |
| 161. | CB2B | B | A | 105.9 | 44.45 | 8.8 | 2.0 | 10 | 1.25 | 0.23 | 0.20 | | 506 | 634 | |
| 162. | CB2C | B | A | 100.1 | 44.45 | 8.8 | 2.0 | 35 | 1.25 | 0.23 | 0.06 | | 506 | 634 | |
| 163. | CB4D | L | A | 103.0 | 44.45 | 8.8 | 2.0 | 110 | 1.25 | 0.23 | 0.02 | | 506 | 634 | |
| 164. | CB2E | L | A | 99.1 | 44.45 | 8.8 | 2.0 | 260 | 1.25 | 0.23 | 0.01 | | 506 | 634 | |
| 165. | CB6D | B | A | 109.9 | 44.45 | 8.8 | 4.2 | 15 | 1.25 | 0.48 | 0.28 | | 506 | 634 | |
| 166. | CB6A | (B) | A | 78.5 | 44.45 | 8.8 | 4.2 | 40 | 1.25 | 0.48 | 0.10 | | 506 | 634 | |
| 167. | CB6B | L | A | 66.7 | 44.45 | 8.8 | 4.2 | 115 | 1.25 | 0.48 | 0.04 | | 506 | 634 | |
| 168. | CB6C | L | A | 63.8 | 44.45 | 8.8 | 4.2 | 265 | 1.25 | 0.48 | 0.02 | | 506 | 634 | |
| 169. | CB6E | B | A | 98.8 | 44.45 | 8.8 | 6.0 | 18 | 1.25 | 0.68 | 0.34 | | 506 | 634 | |
| 170. | CB6F | (L) | A | 55.9 | 44.45 | 8.8 | 6.0 | 43 | 1.25 | 0.68 | 0.14 | | 506 | 634 | |
| 171. | CB1B | L | A | 41.2 | 44.45 | 8.8 | 6.0 | 118 | 1.25 | 0.68 | 0.06 | | 506 | 634 | |
| 172. | CB4E | L | A | 37.3 | 44.45 | 8.8 | 6.0 | 268 | 1.25 | 0.68 | 0.02 | | 506 | 634 | |
| 173. | CB8B | (B) | A | 29.2 | 44.45 | 8.8 | 6.7 | 269 | 1.25 | 0.76 | 0.02 | | 506 | 634 | |
| 174. | CC00 | | o.R. | 416.9 | 44.45 | 22.2 | 0.0 | 0 | 2.00 | 0.00 | - | | 473 | 614 | 71 |
| 175. | CC00 | | o.R. | 421.8 | 44.45 | 22.2 | 0.0 | 0 | 2.00 | 0.00 | - | | 473 | 614 | |
| 176. | CC1B | (L) | A | 255.1 | 44.45 | 22.2 | 11. | 48 | 2.00 | 0.50 | 0.22 | | 473 | 614 | |
| 177. | CC1A | L | A | 219.7 | 44.45 | 22.2 | 11. | 123 | 2.00 | 0.50 | 0.08 | | 473 | 614 | |
| 178. | HK1 | | o.R. | 183.0 | 50.8 | 10.0 | 0.0 | 0 | 1.25 | 0.00 | - | 11 NiMnCrMo 5 5 | 703 | 750 | 40 |
| 179. | HK3 | | o.R. | 175.0 | 50.8 | 10.0 | 0.0 | 0 | 1.25 | 0.00 | - | /29/ | 703 | 750 | |
| 180. | HL1 | | o.R. | 152.0 | 69.85 | 12.5 | 0.0 | 0 | 1.22 | 0.00 | - | | 658 | 711 | 80 |
| 181. | AK3 | | o.R. | 97.5 | 50.8 | 10.0 | 0.0 | 0 | 1.25 | 0.00 | - | St 35 | 337 | 433 | 80 |
| 182. | AL1 | | o.R. | 73.5 | 69.85 | 12.5 | 0.0 | 0 | 1.22 | 0.00 | - | /29/ | 302 | 416 | |
| 183. | AL5 | | o.R. | 76.0 | 69.85 | 12.5 | 0.0 | 0 | 1.22 | 0.00 | - | | 302 | 416 | |
| 184. | AB2M | | | 71.1 | 44.45 | 8.8 | 6.25 | 18.5 | 1.25 | 0.71 | 0.34 | St 35 | 324 | 457 | 80 |
| 185. | AB2L | | | 48.1 | 44.45 | 8.8 | 6.27 | 43.5 | 1.25 | 0.71 | 0.14 | /29/ | 324 | 457 | |
| 186. | AB2I | | | 35.3 | 44.45 | 8.8 | 6.28 | 117.5 | 1.25 | 0.71 | 0.05 | | 324 | 457 | |
| 187. | AB2M | | D | 62.8 | 44.45 | 8.8 | (8.6) | 19.5 | 1.25 | 1.00 | 0.45 | | 324 | 457 | |
| 188. | AB2M | | D | 58.9 | 44.45 | 8.8 | (8.6) | 22 | 1.25 | 1.00 | 0.40 | | 324 | 457 | |
| 189. | AB2L | | D | 37.3 | 44.45 | 8.8 | (8.7) | 43.5 | 1.25 | 1.00 | 0.20 | | 324 | 457 | |
| 190. | AB2I | | D | 12.8 | 44.45 | 8.8 | (8.7) | 95 | 1.25 | 1.00 | 0.09 | | 324 | 457 | |

| | | | | | Geometriedaten | | | | Kennwerte | | | Werkstoffdaten | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| Nr. | Bez. | Leck/ Bruch | Rißlage | $p_{ex}$ MPa | $r_a$ mm | t mm | a mm | c mm | $r_a/r_i$ | a/t | a/c | Werkstoff /Literatur/ | $R_{p0.2}$ MPa | $R_m$ MPa | $A_v$ J |
| 191. | BVZ010 | | D | 23.8 | 398.75 | 47.6 | (47.6) | 325 | 1.14 | 1.00 | 0.15 | 20 MnMoNi 55 | 520 | 633 | 200 |
| 192. | BVZ011 | | D | 14.8 | 399.15 | 47.6 | (47.6) | 551 | 1.14 | 1.00 | 0.09 | /29/ | 515 | 632 | |
| 193. | BVZ012 | | D | 14.4 | 399.15 | 47.6 | (47.6) | 552.5 | 1.14 | 1.00 | 0.09 | | 515 | 632 | |
| 194. | BVS010 | | D | 17.5 | 395.95 | 47.4 | (47.4) | 400 | 1.14 | 1.00 | 0.12 | 22 NiMoCr 37 mod /29/ | 480 | 603 | 50 |
| 195. | GWF4 | | D | 3.26 | 355.6 | 8.2 | (8.2) | 206.85 | 1.02 | 1.00 | 0.04 | St 70 | 543. | 695. | 50 |
| 196. | GWF5 | | D | 3.0 | 355.6 | 8.2 | (8.2) | 222.35 | 1.02 | 1.00 | 0.03 | /10/ | 543. | 695. | |
| 197. | GWF6 | | D | 3.0 | 355.6 | 8.2 | (8.2) | 234.35 | 1.02 | 1.00 | 0.03 | | 543. | 695. | |
| 198. | GWF7 | | D | 2.47 | 355.6 | 8.2 | (8.2) | 238.8 | 1.02 | 1.00 | 0.03 | | 543. | 695. | |
| 199. | GWF12 | | D | 9.09 | 355.6 | 8.2 | (8.2) | 54.7 | 1.02 | 1.00 | 0.15 | | 543. | 695. | |
| 200. | GWF13 | | D | 9.0 | 355.6 | 8.2 | (8.2) | 56.05 | 1.02 | 1.00 | 0.13 | | 543. | 695. | |
| 201. | GWF14 | | D | 8.68 | 355.6 | 8.2 | (8.2) | 61.1 | 1.02 | 1.00 | 0.13 | | 543. | 695. | |
| 202. | GWF15 | | D | 8.26 | 355.6 | 8.2 | (8.2) | 65.25 | 1.02 | 1.00 | 0.12 | | 543. | 695. | |
| 203. | GWF16 | | D | 7.89 | 355.6 | 8.2 | (8.2) | 72.05 | 1.02 | 1.00 | 0.11 | | 543. | 695. | |
| 204. | GWF17 | | D | 7.6 | 355.6 | 8.2 | (8.2) | 78.7 | 1.02 | 1.00 | 0.10 | | 543. | 695. | |
| 205. | GWF18 | | D | 7.19 | 355.6 | 8.2 | (8.2) | 84.3 | 1.02 | 1.00 | 0.09 | | 543. | 695. | |
| 206. | GWF19 | | D | 6.53 | 355.6 | 8.2 | (8.2) | 97.8 | 1.02 | 1.00 | 0.08 | | 543. | 695. | |
| 207. | AC12A | B | A | 184.4 | 44.45 | 22.2 | 11.2 | 74 | 2.00 | 0.50 | 0.15 | St 35 gekühlt (-75° C bis– | 304. | 500. | 6 |
| 208. | AC13F | B | A | 115.8 | 44.45 | 22.2 | 19.7 | 83 | 2.00 | 0.88 | 0.23 | 60° C) | 304. | 500. | |
| 209. | AC13C | L | A | 91.2 | 44.45 | 22.2 | 19.7 | 83 | 2.00 | 0.88 | 0.23 | /32/ | 304. | 500. | |
| 210. | BC4E | B | A | 186.4 | 44.45 | 22.2 | 11.2 | 74 | 2.00 | 0.50 | 0.15 | St 35 | 280. | 419. | 12 |
| 211. | BC4G | B | A | 182.5 | 44.45 | 22.2 | 11.2 | 74 | 2.00 | 0.50 | 0.15 | Unberuhigt | 280. | 419. | |
| 212. | BC4H | B | A | 185.9 | 44.45 | 22.2 | 11.2 | 74 | 2.00 | 0.50 | 0.15 | /32/ | 280. | 419. | |
| 213. | BC4I | B | A | 183.4 | 44.45 | 22.2 | 11.2 | 74 | 2.00 | 0.50 | 0.15 | | 280. | 419. | |
| 214. | HD1A | L | A | 22.0 | 282.0 | 18.4 | 16.8 | 109 | 1.07 | 0.91 | 0.15 | 34CrMo4 bei 20° C | 798. | 922. | 78 |
| 215. | HD2B | B | A | 43.0 | 282.5 | 18.0 | 9.3 | 72 | 1.07 | 0.52 | 0.22 | Ermüdungsriß /18/ | 778. | 925. | 59 |
| 216. | HD3 | B | A | 31.7 | 283.0 | 18.0 | 11.6 | 107.5 | 1.07 | 0.64 | 0.11 | | 703. | 847. | 80 |
| 217. | HD4 | L | A | 33.4 | 283.0 | 17.8 | 15.8 | 75 | 1-07 | 0.89 | 0.21 | | 751. | 886. | 79 |
| 218. | HD5 | B | A | 50.0 | 282.5 | 20.4 | 16.1 | 48 | 1.08 | 0.79 | 0.34 | | 878. | 990. | 64 |
| 219. | HD6 | B | A | 55.5 | 283.0 | 21.7 | 14.5 | 32.5 | 1.08 | 0.67 | 0.45 | | 866. | 979. | 65 |
| 220. | HD8 | B | A | 48.7 | 282.5 | 17.6 | 15.0 | 31.5 | 1.07 | 0.85 | 0.48 | | 813. | 944. | 59 |
| 221. | HD16 | B | A | 28.2 | 285.5 | 17.7 | 13.1 | 80 | 1.07 | 0.74 | 0.16 | | 831. | 947. | 68 |
| 222. | HD17 | B | A | 29.0 | 282.5 | 17.6 | 11.6 | 102.5 | 1.07 | 0.66 | 0.28 | | 832. | 966. | 68 |
| 223. | HD9 | B | A | 46.2 | 282.5 | 17.5 | 13.0 | 47 | 1.07 | 0.74 | 0.27 | 34CrMo4 bei -20° C | 859. | 982. | 77 |
| 224. | HD10 | B | A | 40.8 | 282.5 | 18.4 | 14.7 | 77.5 | 1.07 | 0.80 | 0.19 | Ermüdungsriß /18/ | 853. | 973. | 75 |
| 225. | HD11 | B | A | 44.7 | 283.5 | 18.5 | 10.7 | 71.5 | 1.07 | 0.58 | 0.15 | | 842. | 985. | 63 |
| 226. | HD12 | B | A | 37.3 | 282.5 | 17.7 | 9.0 | 107.5 | 1.07 | 0.51 | 0.08 | | 830. | 984. | 65 |
| 227. | HD13 | B | A | 49.0 | 283.0 | 17.8 | 10.0 | 71 | 1.07 | 0.56 | 0.14 | | 726. | 879. | 81 |
| 228. | HD14 | B | A | 56.4 | 282.5 | 18.7 | 13.5 | 46.5 | 1.07 | 0.72 | 0.29 | | 843. | 976. | 76 |
| 229. | HD15 | L | A | 28.5 | 282.0 | 18.0 | 17.8 | 49 | 1.07 | 0.99 | 0.36 | | 825. | 966. | 65 |
| 230. | 1 | B | | 38.0 | 38.2 | 3.2 | 1.7 | 8.5 | 1.09 | 0.53 | 0.20 | 15Mo3 bei 20° C /9/ | 335. | 490. | 166 |
| 231. | 2 | B | D | 25.2 | 38.3 | 3.3 | (3.3) | 25 | 1.09 | 1.00 | 0.13 | | 335. | 490. | |
| 232. | 3 | B | D | 12.2 | 38.4 | 3.4 | (3.4) | 50 | 1.10 | 1.00 | 0.07 | | 335. | 490. | |
| 233. | 5 | L | | 35.3 | 38.8 | 3.8 | 3.2 | 8.5 | 1.11 | 0.84 | 0.38 | | 335. | 490. | |
| 234. | 6 | L | | 19.6 | 38.2 | 3.2 | 2.4 | 22.5 | 1.09 | 0.75 | 0.11 | | 335. | 490. | |
| 235. | 7 | L | | 15.3 | 38.4 | 3.4 | 2.8 | 32.5 | 1.10 | 0.82 | 0.09 | | 335. | 490. | |
| 236. | 8 | L | | 17.3 | 38.4 | 3.4 | 2.6 | 57.5 | 1.10 | 0.76 | 0.05 | | 335. | 490. | |
| 237. | 13 | L | | 26.1 | 39.0 | 4.0 | 3.1 | 22.5 | 1.11 | 0.78 | 0.14 | | 335. | 490. | |
| 238. | 14 | L | | 20.7 | 38.9 | 3.9 | 3.1 | 32.5 | 1.11 | 0.79 | 0.10 | | 335. | 490. | |
| 239. | 15 | L | | 15.7 | 38.9 | 3.9 | 3.1 | 57.5 | 1.11 | 0.79 | 0.05 | | 335. | 490. | |
| 240. | 16 | L | | 26.0 | 39.0 | 4.0 | 3.1 | 22.5 | 1.11 | 0.78 | 0.14 | | 335. | 490. | |
| 241. | 17 | L | | 18.9 | 39.0 | 4.0 | 3.4 | 32.5 | 1.11 | 0.85 | 0.10 | | 335. | 490. | |
| 242. | 18 | L | | 17.5 | 39.0 | 4.0 | 3.4 | 57.5 | 1.11 | 0.85 | 0.06 | | 335. | 490. | |
| 243. | 9 | L | | 15.7 | 38.4 | 3.4 | 2.3 | 57.5 | 1.10 | 0.68 | 0.04 | 15Mo3 bei 20° C | 335. | 490. | |
| 244. | 10 | L | | 19.4 | 38.4 | 3.4 | 2.6 | 32.5 | 1.10 | 0.76 | 0.08 | 3kNm Torsion überlagert | 335. | 490. | |
| 245. | 11 | L | | 20.3 | 38.8 | 3.8 | 3.1 | 32.5 | 1.11 | 0.82 | 0.10 | /9/ | 335. | 490. | |
| 246. | 12 | L | | 23.6 | 39.0 | 4.0 | 3.1 | 32.5 | 1.11 | 0.78 | 0.10 | | 335. | 490. | |
| 247. | 19 | L | | 16.3 | 38.8 | 3.8 | 3.0 | 40 | 1.11 | 0.79 | 0.08 | 15Mo3 bei 200° C | 305. | 454. | 168 |
| 248. | 20 | L | | 14.1 | 38.9 | 3.9 | 2.9 | 62.5 | 1.11 | 0.74 | 0.05 | /9/ | 305. | 454. | |
| 249. | F1 | B | D | 10.4 | 44.45 | 4.0 | (4.0) | 25.0 | 1.10 | 1.00 | 0.16 | 15Mo3 bei 370° C | 246. | 570. | 84 |
| 250. | F2 | B | D | 7.7 | 44.45 | 4.0 | (4.0) | 37.0 | 1.10 | 1.00 | 0.11 | /3/, /9/ | 246. | 570. | |
| 251. | F3 | B | D | 6.2 | 44.45 | 4.0 | (4.0) | 50.0 | 1.10 | 1.00 | 0.08 | | 246. | 570. | |
| 252. | F4 | B | D | 6.0 | 44.45 | 4.0 | (4.0) | 60.0 | 1.10 | 1.00 | 0.07 | | 246. | 570. | |
| 253. | F5 | L | A | 16.3 | 44.45 | 4.0 | 3.7 | 10.0 | 1.10 | 0.93 | 0.37 | | 246. | 570. | |
| 254. | F6 | L | A | 10.7 | 44.45 | 4.0 | 3.8 | 10.0 | 1.10 | 0.95 | 0.38 | | 246. | 570. | |
| 255. | F7 | L | A | 7.6 | 44.45 | 4.0 | 3.7 | 15.0 | 1.10 | 0.93 | 0.25 | | 246. | 570. | |
| 256. | F8 | B | A | 14.2 | 44.45 | 4.0 | 3.3 | 20.0 | 1.10 | 0.83 | 0.17 | | 246. | 570. | |
| 257. | F9 | L | A | 8.0 | 44.45 | 4.0 | 3.7 | 20.0 | 1.10 | 0.93 | 0.19 | | 246. | 570. | |
| 258. | F10 | L | A | 7.8 | 44.45 | 4.0 | 3.5 | 25.0 | 1.10 | 0.88 | 0.14 | | 246. | 570. | |
| 259. | F11 | B | A | 14.5 | 44.45 | 4.0 | 3.2 | 30.0 | 1.10 | 0.80 | 0.11 | | 246. | 570. | |
| 260. | F12 | L | A | 6.2 | 44.45 | 4.0 | 3.6 | 30.0 | 1.10 | 0.90 | 0.12 | | 246. | 570. | |
| 261. | F13 | L | A | 7.3 | 44.45 | 4.0 | 3.5 | 40.0 | 1.10 | 0.88 | 0.09 | | 246. | 570. | |
| 262. | F14 | L | A | 9.2 | 44.45 | 4.0 | 3.5 | 40.0 | 1.10 | 0.88 | 0.09 | | 246. | 570. | |
| 263. | F15 | L | A | 11.7 | 44.45 | 4.0 | 3.1 | 45.0 | 1.10 | 0.78 | 0.07 | | 246. | 570. | |
| 264. | A1 | B | D | 13.1 | 30.15 | 2.0 | (2.0) | 13.6 | 1.05 | 1.00 | 0.15 | X10 CrNiTi 18 9 | 316. | 641 | |
| 265. | A2 | B | D | 8.35 | 30.15 | 2.0 | (2.0) | 28.3 | 1.05 | 1.00 | 0.07 | Ermüdungsriß | 316 | 641 | |
| 266. | A3 | B | D | 7.25 | 30.15 | 2.0 | (2.0) | 39.8 | 1.05 | 1.00 | 0.05 | /3/, /9/ | 316 | 641 | |
| 267. | A4 | B | D | 5.95 | 30.15 | 2.0 | (2.0) | 54.8 | 1.05 | 1.00 | 0.04 | | 316 | 641 | |
| 268. | A5 | B | A | 6.8 | 30.15 | 2.0 | 1.8 | 31.8 | 1.05 | 0.90 | 0.06 | X10 CrNiTi 18 9 | 316 | 641 | |
| 269. | A6 | B | A | 7.0 | 30.15 | 2.0 | 1.72 | 51.8 | 1.05 | 0.86 | 0.04 | /3/, /9/ | 316 | 641 | |
| 270. | A7 | L | A | 6.7 | 30.15 | 2.0 | 1.81 | 26.8 | 1.05 | 0.90 | 0.07 | | 316 | 641 | |
| 271. | A8 | B | A | 6.5 | 30.15 | 2.0 | 1.74 | 71.8 | 1.05 | 0.87 | 0.03 | | 316 | 641 | |
| 272. | A9 | L | A | 6.7 | 30.15 | 2.0 | 1.82 | 21.8 | 1.05 | 0.91 | 0.09 | | 316 | 641 | |
| 273. | A10 | B | A | 7.0 | 30.15 | 2.0 | 1.77 | 31.8 | 1.05 | 0.89 | 0.06 | | 316 | 641 | |
| 274. | A11 | L | A | 5.5 | 30.15 | 2.0 | 1.83 | 26.8 | 1.05 | 0.92 | 0.07 | | 316 | 641 | |
| 275. | A12 | B | A | 6.5 | 30.15 | 2.0 | 1.8 | 31.8 | 1.05 | 0.90 | 0.06 | | 316 | 641 | |
| 276. | A13 | B | A | 8.4 | 30.15 | 2.0 | 1.8 | 26.8 | 1.05 | 0.90 | 0.07 | | 316 | 641 | |
| 277. | A14 | L | A | 4.7 | 30.15 | 2.0 | 1.83 | 26.8 | 1.05 | 0.92 | 0.07 | | 316 | 641 | |
| 278. | A15 | L | A | 3.2 | 30.15 | 2.0 | 1.8 | 26.8 | 1.05 | 0.90 | 0.07 | | 316 | 641 | |
| 279. | A16 | L | A | 6.6 | 30.15 | 2.0 | 1.79 | 21.8 | 1.05 | 0.90 | 0.09 | | 316 | 641 | |
| 280. | A17 | B | A | 7.3 | 30.15 | 2.0 | 1.74 | 71.8 | 1.05 | 0.87 | 0.03 | | 316 | 641 | |
| 281. | A18 | L | A | 5.1 | 30.15 | 2.0 | 1.8 | 40.0 | 1.05 | 0.90 | 0.05 | | 316 | 641 | |