

Zeitschrift: Schweizerische Bauzeitung
Herausgeber: Verlags-AG der akademischen technischen Vereine
Band: 90 (1972)
Heft: 31

Artikel: Betrachtungen zur Spannungsanalyse und zum Bruchverhalten geschweisster dickwandiger Druckbehälter
Autor: Varga, T. / Stumpp, W.
DOI: <https://doi.org/10.5169/seals-85274>

Nutzungsbedingungen

Die ETH-Bibliothek ist die Anbieterin der digitalisierten Zeitschriften. Sie besitzt keine Urheberrechte an den Zeitschriften und ist nicht verantwortlich für deren Inhalte. Die Rechte liegen in der Regel bei den Herausgebern beziehungsweise den externen Rechteinhabern. [Siehe Rechtliche Hinweise.](#)

Conditions d'utilisation

L'ETH Library est le fournisseur des revues numérisées. Elle ne détient aucun droit d'auteur sur les revues et n'est pas responsable de leur contenu. En règle générale, les droits sont détenus par les éditeurs ou les détenteurs de droits externes. [Voir Informations légales.](#)

Terms of use

The ETH Library is the provider of the digitised journals. It does not own any copyrights to the journals and is not responsible for their content. The rights usually lie with the publishers or the external rights holders. [See Legal notice.](#)

Download PDF: 14.03.2025

ETH-Bibliothek Zürich, E-Periodica, <https://www.e-periodica.ch>

Betrachtungen zur Spannungsanalyse und zum Bruchverhalten geschweisster dickwandiger Druckbehälter

DK 539.4.001.2:621

Von T. Varga und W. Stumpp, Winterthur

Bei Druckbehältern aus ferritischen Stählen sind für die Betriebssicherheit nicht nur Auslegungskriterien für statische und dynamische Belastung massgebend, sondern auch das Spröbruchverhalten. Wenn sich nicht im voraus ein plastisches Bruchverhalten voraussetzen lässt, so ist eine bruchmechanische Bewertung aufgrund des Spannungszustandes, der möglichen Materialfehlstellen und besonderer Materialkennwerte nötig. Dies wird hier an einem Beispiel erläutert.

Einleitung

Bauteile enthalten immer Diskontinuitäten, wie Werkstoffe Heterogenitäten, die bei Beanspruchung örtliche Spannungsspitzen verursachen. In Bauteilen aus ferritischem Stahl, wie geschweisste Druckbehälter, sind neben konstruktiven Kerben Schweißnahtfehler die Hauptursachen für Spannungskonzentrationen. In besonderen Fällen sind auch ausgewalzte Einschlüsse und örtliche Grobkornbildung von Bedeutung. Unter der Voraussetzung, dass die Bemessung der Bauteile und die Fertigung so erfolgt, dass unter Belastung in der Umgebung des beliebig liegenden grössten möglichen Fehlers kein Fließen des Gesamtquerschnitts eintritt, werden nachfolgend Fragen der Bruchsicherheit unter statischer Belastung betrachtet.

Ist eine hinreichende Verformbarkeit gewährleistet, so bauen sich die Spannungsspitzen, sofern sie die örtlich gültige Fließgrenze überschreiten, durch plastisches Verformen ab. Tritt hingegen nur eine unbedeutende bleibende Verformung vor dem Bruch ein, so wird zum Beispiel bei Zugbeanspruchung das Trennbruchkriterium gültig:

$$\sigma_R \leq \sigma_{max}$$

worin σ_R = Reissfestigkeit; σ_{max} = Grösste örtlich auftretende, auf der Ebene der Fehlstelle senkrecht stehende Zugspannung.

Eine Trennung des Gesamtquerschnittes lässt sich bei raschem Abfall von σ_{max} unter σ_R vermeiden. Während jedoch die Rissauslösung mindestens 15 kp/mm² Spannung im ungestörten Querschnitt erfordert, genügen zur Rissfortpflanzung schon rund 7 kp/mm² (Robertson-Plateaus).

Bemessung bei hinreichender Verformbarkeit

Erfahrungsgemäss ist im Fall der hinreichenden Verformbarkeit die zur Anwendung der Festigkeitslehre notwendige, vereinfachende Annahme eines homogenen, isotropen Mediums mit konstanten Werkstoffkennwerten gerechtfertigt.

Es bestehen zahlreiche zum Teil genormte Vorschriften, welche Regeln für die Bemessung von Behältern enthalten, beispielsweise die deutschen AD-Merkblätter (Arbeitsgemeinschaft Druckbehälter), der Code SNCT (Syndicat National de la Chaudronnerie, de la Tôlerie et de la Tuyauterie Industrielle) oder der ASME-Code (American Society of Mechanical Engineers-Code). Sie geben vereinfachte Bemessungsregeln. Die Bestimmung des Spannungsverlaufs ist nicht vorgesehen; lokale Spannungsspitzen werden toleriert.

Das Vorgehen ist in Bild 1 dargestellt: Bei beruhigt vergossenen, schweisbaren ferritischen Baustählen beliebiger Dicke wird im Anlieferungszustand in der Regel bei über 100°C – selbst unter mehrachsiger Zug- und bei grosser Verformungsgeschwindigkeit – eine hinreichende Verformbarkeit angenommen. Bei geeigneter Wahl der Schweißzusatzwerkstoffe und -verfahren gilt dies auch für das Schweißgut und die Wärmeeinflusszone.

Unbestimmtes Bruchverhalten

Die Bemessung wird vorerst auf die übliche Art vorgenommen. Erscheint jedoch die hinreichende Verformbarkeit nicht gesichert, so werden zum Beurteilen des Bruchverhaltens Spröbruchprüfungen durchgeführt. Bei dem in Bild 2 vorgeschlagenen Vorgehen [1] sind die nach Aussagewert eingeordneten Spröbruchprüfungen stufenweise eingesetzt. Bei Erreichen der notwendigen Kriterien genügt die Bemessung in üblicher Weise. So ist es möglich, das Problem jeweils auf die herkömmlichen Vorschriften zurückzuführen. Wird hingegen in den statistisch gestützten, den Grenzwert- und den angepassten Prüfungen eine hinreichende Verformbarkeit des Grundmaterials, des Schweißgutes und der Wärmeeinflusszone nicht nachgewiesen, so liegt ein annähernd sprödes Werkstoffverhalten vor.

Verformungsarmes (sprödes) Bruchverhalten

Das Normalspannungskriterium für Zugbeanspruchung

$$\sigma_R \geq \sigma_{max}$$

ist an lokalen Spannungskonzentrationsstellen kaum anwendbar. Die Spannungsintensität an der Kante einer scharfen, flachen, elliptischen Diskontinuität lässt sich bestimmen mit:

$$K = const \sigma \sqrt{a}$$

K = Spannungsintensität (stress intensity factor)

σ = Zugspannung im ungestörten Querschnitt

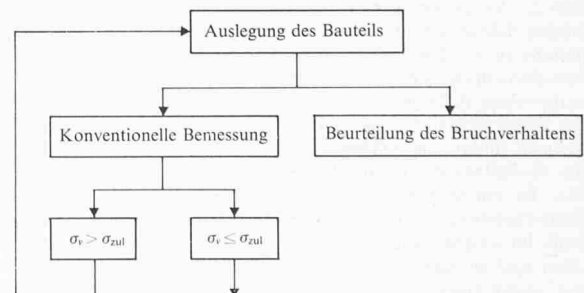


Bild 1. Zweigleisiges Vorgehen zum Bemessen und zum parallelen Beurteilen des Bruchverhaltens. Ferritische Baustähle weisen in der Regel über rund 100°C im Anlieferungszustand eine hinreichende Verformbarkeit zur Vermeidung des spröden Bruches auf [1]

a = Halbe kleine Achse der elliptischen Diskontinuität in der Nomenklatur der linear elastischen Bruchmechanik nach Griffith, Orowan und Irwin (Bild 3).

Als Bruchkriterium gilt:

$$K_{Ic} \leq K_I$$

K_{Ic} = Reisszähigkeit (fracture toughness) des betrachteten Werkstoffs

K_I = Spannungsintensität bei Zugbeanspruchung senkrecht zur Ebene der Diskontinuität.

Der Zusammenhang zwischen der Reisszähigkeit K_{Ic} , der kritischen Fehlergrösse a und der Zugspannung σ kann einfach dargestellt werden (Bild 4).

Spannungsanalyse

Die Spannungsanalyse liefert eine der notwendigen Unterlagen zur Beurteilung der Betriebssicherheit von Bauteilen. Das Vorgehen zur Ermittlung von Spannungszuständen soll am Beispiel einer kürzlich fertiggestellten Reaktorpumpe (Bild 5) gezeigt werden.

Die Beanspruchung des Gehäuses ist bedingt durch Vorspannung der Gehäusedeckel-Verschraubung, Innendruck und ungleiche Temperaturverteilung in Gehäuse- und Deckelwand. Rohrkräfte auf Ein- und Austrittstutzen sowie auf die Gehäusewand sind wegen der vorgesehenen Gehäuselagerung auf Pendelstützen und der gegebenen Rohrleitungsführung nahezu nicht vorhanden.

Spannungsanalyse an Gehäuse- und Deckelstruktur

Im vorliegenden Fall lässt sich die Spannungsanalyse im wesentlichen in zwei Probleme aufteilen:

- Analyse der rotationssymmetrischen Gehäuse-Deckelstruktur unter Berücksichtigung der Schraubenverbindung zwischen Deckel und Gehäuse
- Analyse des nichtrotationssymmetrischen Austrittstutzenbereichs.

Das letztgenannte Problem wurde für Innendruckbelastung auf experimentellem Wege gelöst und zwar mit einer dreidimensionalen photoelastischen Untersuchung an einem Gehäusemodell. In Zukunft wird man auch bei nichtrotationssymmetrischen Teilen in stärkerem Masse von der Methode der Finiten Elemente Gebrauch machen, besonders dann, wenn ausser mechanischen auch thermische Belastungen zu untersuchen sind. Voraussetzung ist hier jedoch, dass der Kostenaufwand der Eingabedatenvorbereitung vertretbar ist.

Im folgenden wird näher auf die Analyse der rotationssymmetrischen Gehäuse-Deckel-Struktur eingegangen. In Vereinbarung mit dem Kunden und den Überwachungsbehörden sollten die Spannungsanalysen der rotationssymmetrisch angenommenen Gehäuse-Deckel-Struktur für die in Bild 6 dargestellten drei Betriebszustände im Anfahr-Abfahrzyklus durchgeführt werden. Zudem waren die Beanspruchungen bei Probedruck zu bestimmen.

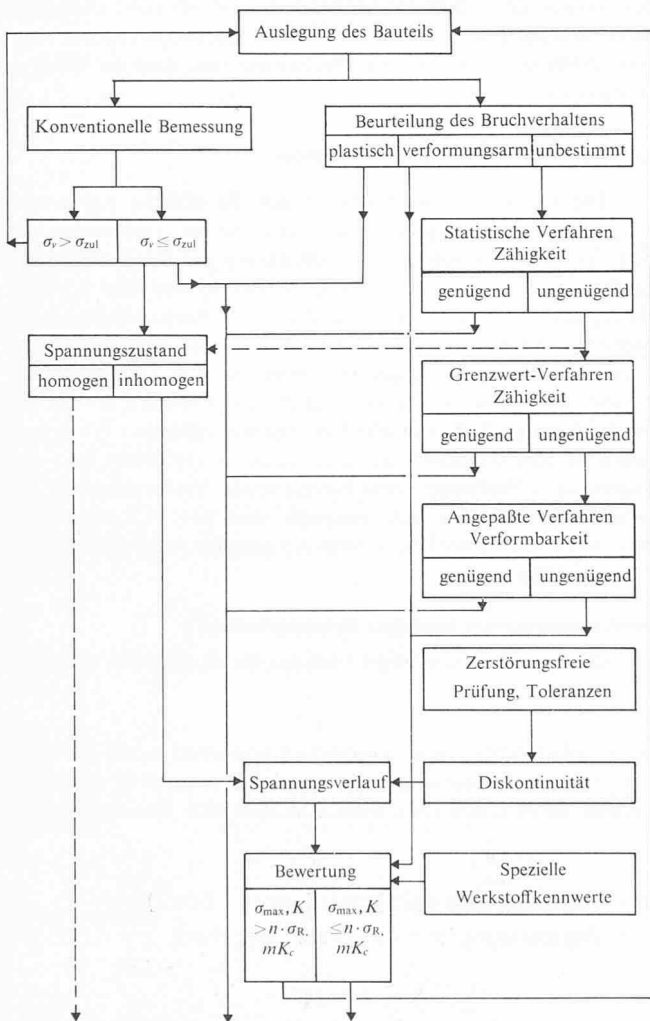


Bild 2. Vorgehen zur Ermittlung der Spröbruchsicherheit: Die beiden Gleise der Bemessung und der Beurteilung des Bruchverhaltens sind auf dem kürzesten Weg zu vereinen. Von den üblichen Spröbruchprüfungen sind die Kerbschlagprüfung mit ISO-Spitzkerbproben (Charpy-V-Proben) unter die «statistischen Verfahren», die Fallgewichtsprüfung nach Pellini sowie die Atopie-Prüfung nach Schnadt unter die «Grenzwert-Verfahren», die COD-Prüfung und die Robertson-Probe unter die «angepassten Verfahren» einzuordnen. Ist ein verformungsarmes Bruchverhalten voraussetzen oder wahrscheinlich, so lässt sich nach Bestimmung des Spannungsverlaufs im ungestörten Querschnitt mit den vorhandenen Diskontinuitäten und in Kenntnis der Reisszähigkeit K_c die Bewertung analog der linearelastischen Bruchmechanik durchführen. Sind die «statistischen Verfahren» zum Beispiel wegen zu grosser Wanddicken oder unzureichender Erfahrungswerte nicht anwendbar oder die ermittelte Zähigkeit ungenügend, so sind als nächste Prüfstufe die «Grenzwertverfahren» sowie die «angepassten Verfahren», denen letztlich die Bewertung gemäss die linearelastischen Bruchmechanik folgt, einzusetzen

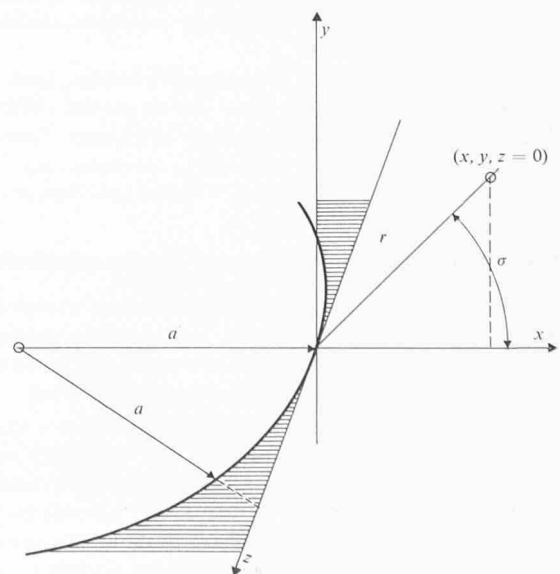
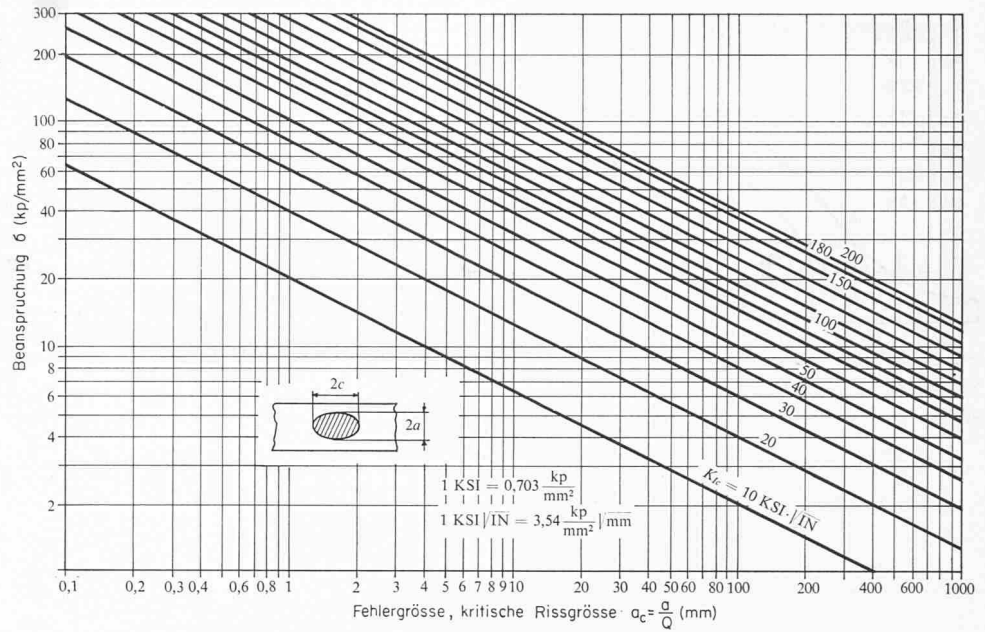


Bild 3. Fläche, scharfkantige, elliptische Diskontinuität zum Rissmodell der linear elastischen Bruchmechanik nach Griffith-Orowan-Irwin

Bild 4. Bruchmechanik-Nomogramm. Zusammenhang zwischen der Zugspannung σ im ungestörten Querschnitt, der kritischen Fehlergrösse a_c und der Reisszähigkeit K_{Ic} (nach M. Briner)

$$\text{Für Innenrisse gilt: } \frac{1}{\pi} \frac{K_{Ic}^2}{\sigma^2}$$

$2a$ = Risstiefe



Die stationäre Temperaturverteilung in Gehäuse und Deckel, die als Grundlage für die Berechnungen der Wärmespannungen notwendig ist, wurde auf analytischem Wege ermittelt. Dazu war die Gehäuse-Deckel-Struktur in Zellen aufzuteilen. Es wurde dann die Wärmebilanz für jede Zelle gebildet und das daraus resultierende Gleichungssystem iterativ gelöst. Bild 7 zeigt die Aufteilung in Zellen und die zugrundegelegten Wärmeübergangszahlen. Die Ergebnisse der Computerrechnung für die drei Betriebszustände sind in Form von Isothermenverläufen in Bild 8 dargestellt.

Für die Spannungsanalyse an dickwandigen Körpern beliebiger Geometrie unter mechanischer und thermischer Belastung eignet sich besonders die Methode der Finiten Elemente. Sie liefert für jedes Element des Querschnittes die Hauptspannungen. Im Hinblick auf die hier notwendigen bruchmechanischen Untersuchungen ist dies sehr wertvoll.

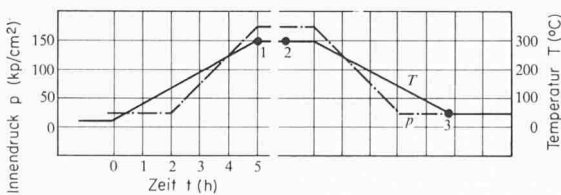
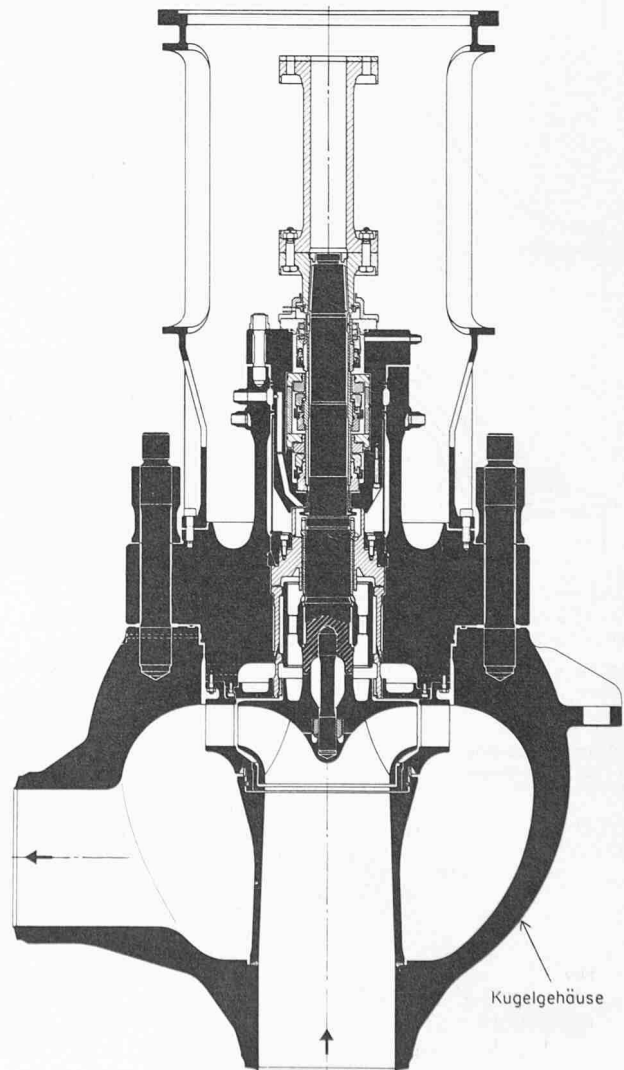


Bild 6. Verlauf von Druck und Temperatur im An-/Abfahrzyklus des Primärkreislaufes

1, 2, 3 Für die Berechnung gewählte Betriebszustände

Rechts:

Bild 5. Schnittbild einer Reaktor-Hauptkühlmittelpumpe (vertikalachsig aufgestellte Umwälzpumpe für Primärkreisläufe): Fördermenge $6,8 \text{ m}^3/\text{s}$, Zulaufdruck 155 kp/cm^2 , Förderhöhe 82 m . Das kugelförmige Pumpengehäuse ist in einer Stahlguss-Verbundkonstruktion ausgeführt. Abgesehen vom Austrittsstutzen ist die Gehäuse-Deckel-Konstruktion als rotationssymmetrisch angesehen werden. Die Innenseite des Gehäuses und Deckels (ferritischer Werkstoff) ist mit austenitischem Material schweissplattiert. Das rund 32 t schwere Gehäuse hat einen grössten Durchmesser von 2750 mm und weist Wandstärken bis rund 550 mm auf



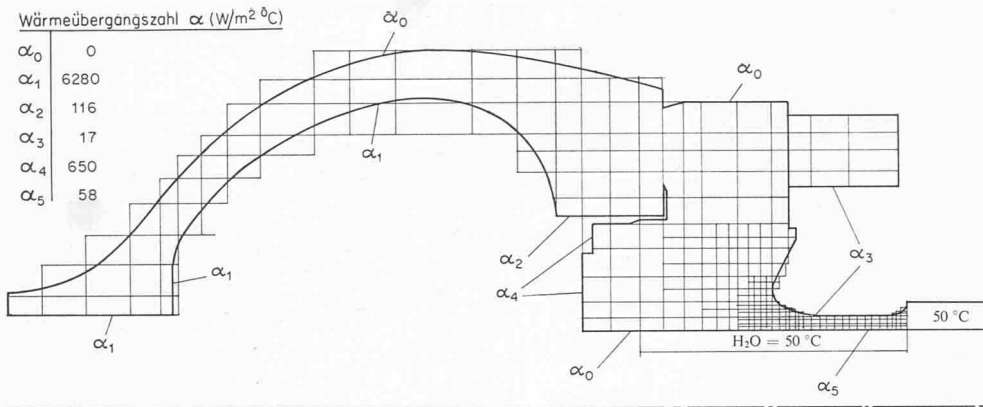


Bild 7. Elementeinteilung für Temperaturberechnung

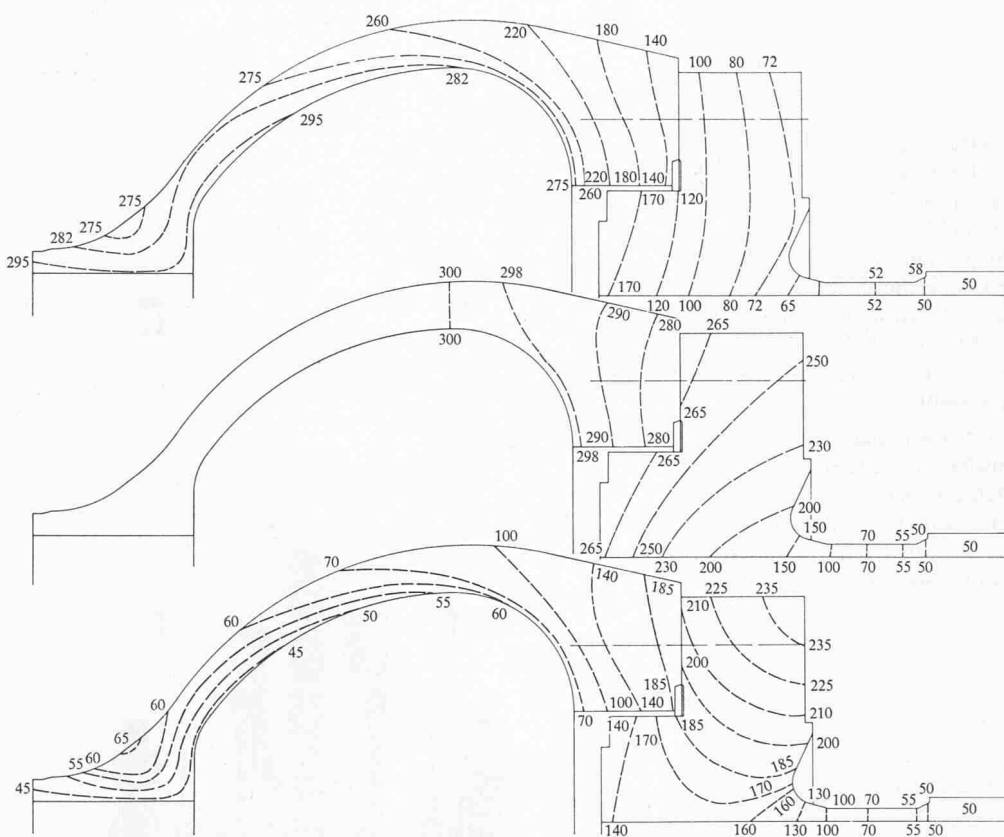


Bild 8. Berechnete Isothermenverläufe für drei Betriebszustände

Oben: Instationäre Temperaturverteilung beim Anfahren ($^\circ\text{C}$)

Mitte: Stationäre Temperaturverteilung ($^\circ\text{C}$)

Unten: Instationäre Temperaturverteilung beim Abfahren ($^\circ\text{C}$)

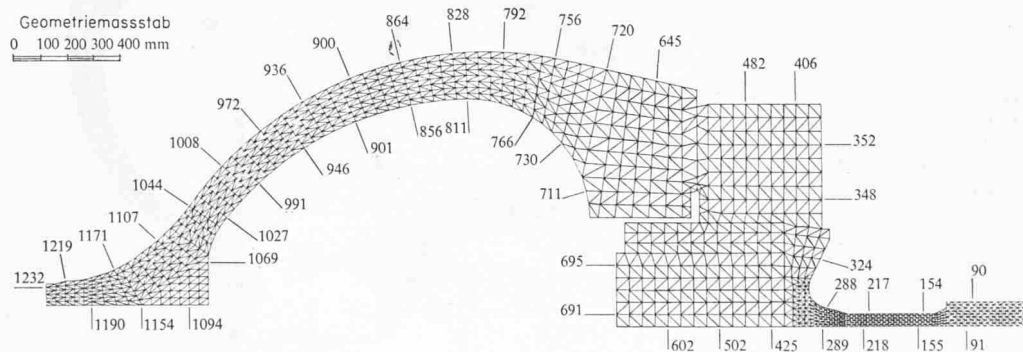


Bild 9. Elementeinteilung für Spannungsberechnung

Zur Orientierung folgt nachstehend eine kurze Beschreibung des verwendeten Finitelumentprogrammes mit dem wir seit Jahren Spannungs- und Deformationsberechnungen durchführen:

Anwendungsgebiet	Rotationssymmetrische, ebene und kombinierte Probleme im elastischen Bereich
Programmaufbau	Deformationsmethode, lineare Verschiebungsfunktion, zwei Freiheitsgrade je Knoten
Elementtypen	Δ -Ringelement, Δ -Scheibenelement, Stabelemente für ebene und rotationssymmetrische Strukturen; Membranschalenelement
Berechnung	Elementspannungen, Knotenverschiebungen

Bild 9 zeigt die Elemententeilung. Nach dieser Methode sind nur die Koordinaten der Eckpunkte einzelner Zonen anzugeben, die feinere Unterteilung führt der Computer aus.

Mit Hilfe eines Interpolationsprogrammes werden aufgrund der Isothermenfelder die Temperaturen der einzelnen Elemente bestimmt. Materialwerte, wie E -Modul und Wärmeausdehnungskoeffizient, erhält man bei bekanntem Zusammenhang mit der Temperatur ebenfalls durch den Computer für jedes Element.

Die Spannungsberechnung von Gehäuse und Deckel wurde in einer Rechnung zusammengefasst. Ein besonderes Problem war dabei die Verbindung zwischen Deckel und Gehäuse: die dafür angenommene Idealisierung für die Rechnung ist aus Bild 10 ersichtlich. Biegeschlaffe Stabelemente verbinden die entsprechenden Knoten der beiden Teile. Die Wirkung dieser Stabelemente ist jener eines rotationssymmetrischen Membranschalenelementes mit E -Modul = 0 in Umfangsrichtung gleich. Es lassen sich auch Diagonalstäbe einführen, um Gleiten zwischen den beiden verspannten Teilen zu verhindern. Eine erste Rechnung mit solchen Diagonalstäben zeigte, dass sich Gleiten unter Annahme eines Reibungskoeffizienten von $\mu = 0,2$ mit der gegebenen Schraubenvorspannung nicht verhindern lässt. Die Diagonalstäbe ersetzen wir dann durch Reibungskräfte, gegeben durch Presskraft und Reibungskoeffizient. Im zweiten Rechnungsgang zeigte sich, dass in den Stabelementen der inneren Auflagefläche Zugspannungen vorhanden sind (es würde also Klaffen auftreten). Die äussere Auflagefläche wurde deshalb für die endgültige Rechnung weggelassen.

Dass sich das Verhalten der Gehäuse-Deckel-Verbindung rechnerisch gut behandeln lässt, zeigt Bild 11. Beim Abpressversuch wurde experimentell die relative Verschiebung zwischen Gehäuse und Deckel ermittelt. Zum Vergleich ist der durch die Rechnung gefundene Wert eingetragen. Die Biegebeanspruchung der Schrauben lässt sich anhand der bekannten Knotenpunktverschiebungen für die drei gewählten Betriebszustände berechnen. In den Bildern 12 und 13 sind die Ergebnisse der Spannungsrechnung für die drei ausgewählten Betriebszustände dargestellt. Da bei jeder Spannungsrechnung die Genauigkeit der Ergebnisse von besonderer Bedeutung ist, zeigt Bild 14 die bei der Druckprobe mit einer Dehnungsmessung bestimmten Spannungen und – zum Vergleich – einige gerechnete Werte.

Bei der Beurteilung der ermittelten Spannungszustände gelten in diesem Fall die amerikanischen Bestimmungen für nukleare Druckgefässe. Die Überprüfung ergab, dass sowohl die statische als auch die Ermüdungsbeanspruchung bei der vorgegebenen Lastwechselzahl zulässig ist. Zur Beurteilung der Sprödbruchsicherheit liefert die Spannungsanalyse eine der benötigten Unterlagen.

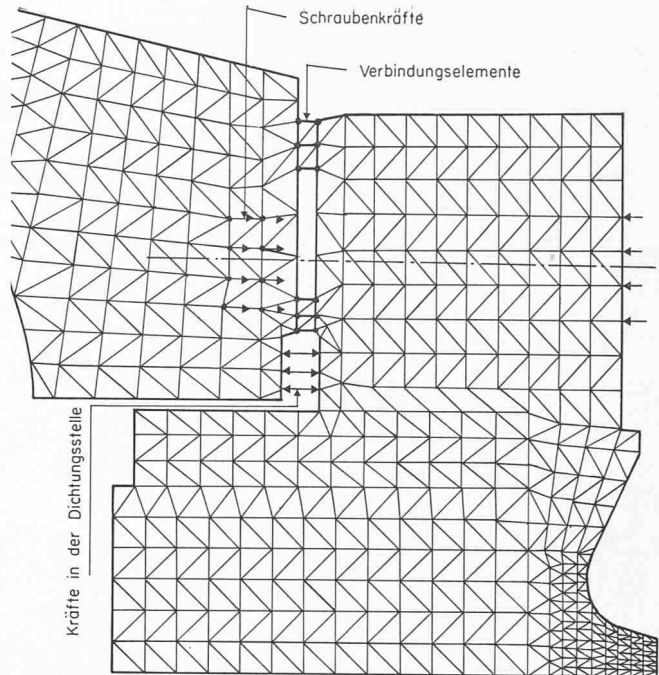


Bild 10. Anordnung der Verbindungselemente in der Trennfläche zwischen Gehäuse und Deckel

Anwendung der Bruchmechanik

Nach Ermittlung des Spannungsverlaufs im ungestörten Querschnitt und in Abhängigkeit von der gültigen Reisszähigkeit können kritische Fehlergrössen bestimmt werden. Der kritischen Fehlergrösse a_c wird die maximal tolerierbare Fehlergrösse a_{zul} zugeordnet:

$$a_{zul} \leq \frac{a_c}{S}$$

S Sicherheitsbeiwert, bei spannungsarm geglihten Bauteilen meist mit $S = 2$ eingesetzt.

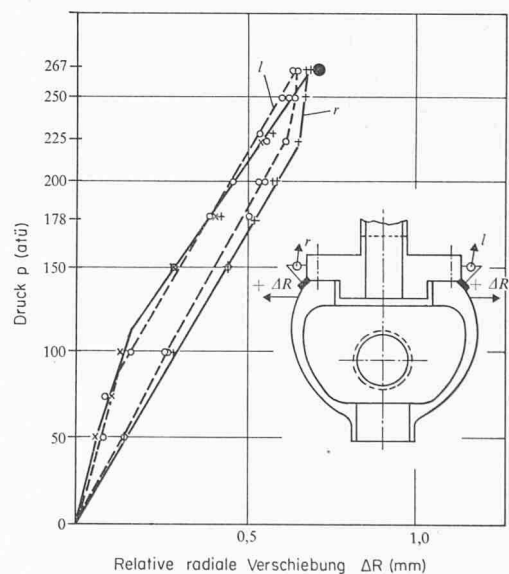


Bild 11. Gemessene und gerechnete Relativverschiebungen zwischen Gehäuse und Deckel

● Berechneter Wert
 r rechts
 l links

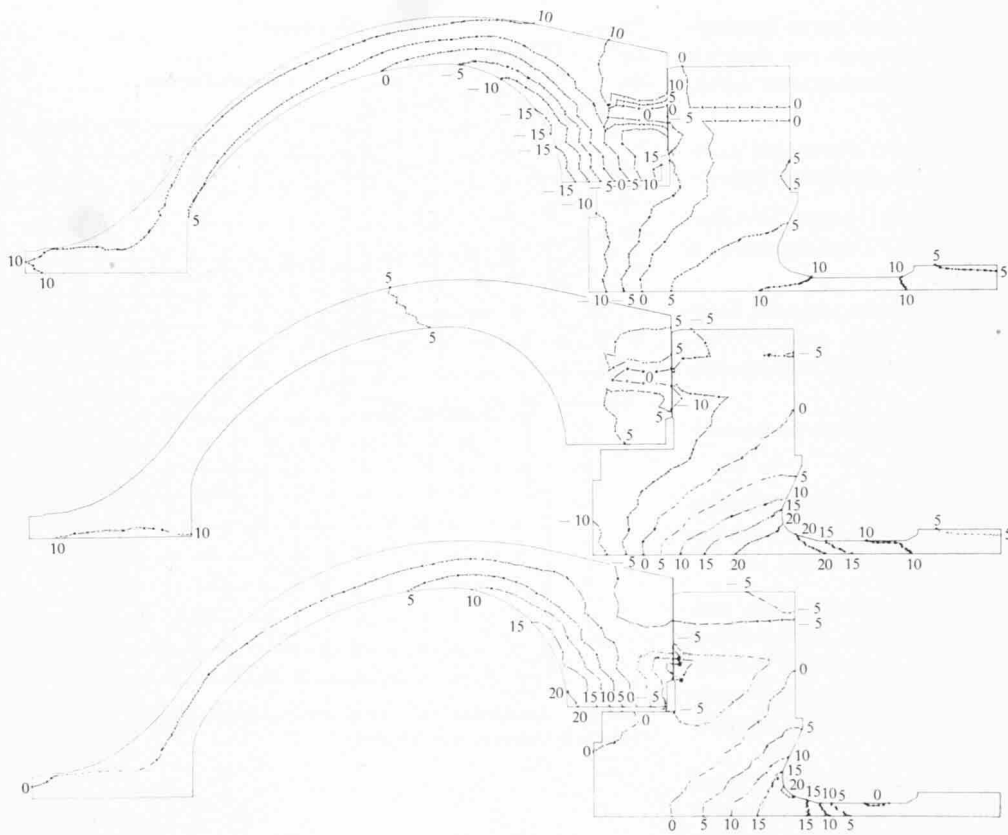


Bild 12. Linien konstanter Umfangsspannungen für drei Betriebszustände

Oben: Thermische Belastung im Anfahrzustand und bei einem Betriebsdruck von 178 atü

Mitte: Thermische Belastung im Betrieb und bei einem Betriebsdruck von 178 atü

Unten: Thermische Belastung beim Abfahren und einem Restdruck von 20 atü

Spannungsmaßstab
0 20 kp/mm²

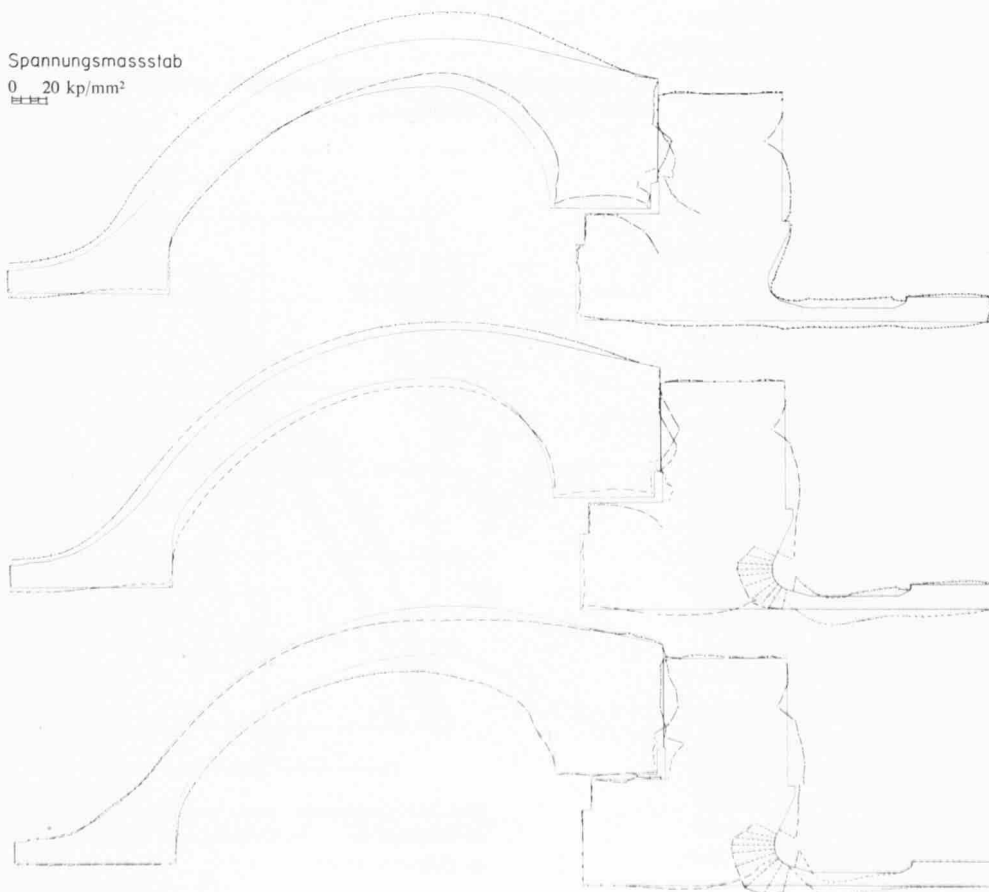


Bild 13. Randelementspannungen in Meridianrichtung (kp/mm²)

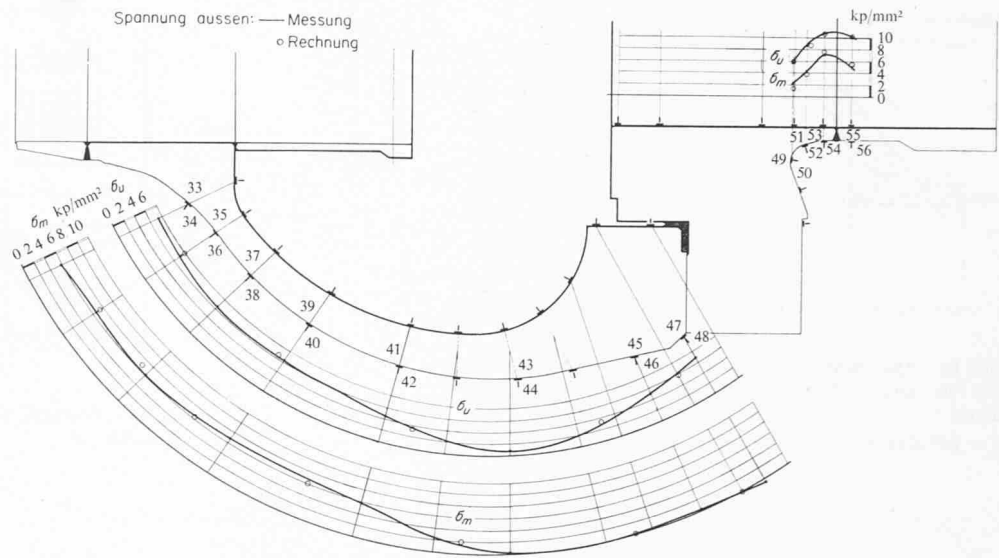
Oben: Thermische Belastung im Anfahrzustand und bei einem Betriebsdruck von 178 atü

Mitte: Thermische Belastung im Betrieb und bei einem Betriebsdruck von 178 atü

Unten: Thermische Belastung beim Abfahren und bei einem Restdruck von 20 atü

Bild 14. Vergleich der Ergebnisse von Rechnung und Dehnungsmessung bei der Druckprobe an einigen Stellen, gemessene Spannungen bei 178 atü an der Reaktorpumpe NPT Vr (Borssele I)

σ_u Umfangsspannungen in kp/mm^2
 σ_m Spannungen in Meridianrichtung in kp/mm^2



Beim beschriebenen Vorgehen wurde von der maximalen Zugspannung σ_{max} ausgegangen. Die Fehlertoleranzen können entsprechend den Spannungen für verschiedene Orientierungen bestimmt werden. In der Praxis hat sich hingegen das Festhalten an der ungünstigsten Orientierung als zweckmässig erwiesen. Aus Herstellungsgründen (Schmieden) kann die Berücksichtigung einer zweiten Richtung notwendig werden. Liegt ein Fehler ausserhalb der Toleranz, so lässt sich seine Bedeutung mit der Bestimmung der Lage sowie der Höhe der Zugnormalspannung genauer bewerten.

Als Reisszähigkeit K_{Ic} wird die untere Streubandgrenze in der ungünstigsten Orientierung eingesetzt. Damit werden Einflüsse der Anisotropie und der Heterogenität ausgeschaltet. Bei Beurteilung des Einzelfehlers kann dann auch hier jener der Richtung entsprechende K_{Ic} -Wert – soweit er bekannt ist – herangezogen werden.

Fehlerprüfung

Zur Fehlerortung sowie zum Bestimmen der Gestalt, Grösse und Orientierung dient hauptsächlich die Ultraschallprüfung. Zum Eichen und Aufstellen der Toleranz-Grenzkurven am Bildschirm werden Eichblöcke mit Sacklöchern benutzt. Die Sacklöcher sind gute Reflektoren, deren Grösse

je nach Natur der tatsächlichen Fehler mit einem aus der Erfahrung gewonnenen Faktor zu korrelieren ist. Die gefährlichen flächigen Fehler, wie Schmiederisse, flache Lunker, Schweissnaht- und Unternahttrisse sowie Bindefehler sind ebenfalls gute Reflektoren. Mit einem Faktor von 1,5 ist bei zweckmässig gewählten Einschallwinkeln nach der Erfahrung eine hinreichende Sicherheit gegeben.

Als untere Grenze der Fehlererkennbarkeit nimmt man bei der Ultraschallprüfung rund 3 mm², bei der Isotopen- und Röntgenprüfung sowie bei Anwendung von Linearbeschleunigern 0,5 % der durchstrahlten Wanddicke an. Mit den Durchstrahlungsprüfungen lässt sich insbesondere die Gestalt nicht-flächiger Diskontinuitäten erfassen.

Messung der Reisszähigkeit

Zur Messung der Reisszähigkeit sind nach ASTM E 399-70 verschiedene Probenformen genormt. Die von uns benutzte, mit Ermüdungsriss versehene modifizierte CT-Probe ist in Bild 15 dargestellt. Zur Ermittlung gültiger Werte verwendet man bei tiefen Temperaturen kleine Proben (25 oder 50 mm breit).

Im Versuch wird die Kraft und die Dehnung am Ende des Schlitzes fortlaufend aufgezeichnet. Falls bis zum Bruch ein

Abmessungen (mm)

	1 Zoll	2 Zoll	4 Zoll	6 Zoll	8 Zoll	10 Zoll	Toleranz (mm)
B	25,4	50,8	101,6	152,4	203,2	254,0	± 0,20
W	50,8	101,6	203,2	304,8	406,4	508,0	± 0,10
W ₁	63,5	127,0	254,0	381,0	508,0	635,0	± 0,10
E	12,7	25,4	50,8	76,2	101,6	127,0	± 0,10
L	35,0	70,0	140,0	210,0	280,0	350,0	± 1,00
A ₁	—	—	35,0	50,0	70,0	85,0	± 1,00
A ₂	—	—	70,0	100,0	140,0	170,0	± 1,00
A ₃	—	—	105,0	150,0	210,0	250,0	± 1,00
A ₄	—	—	120,0	175,0	235,0	295,0	+0,-0,50
D	13,0	26,0	51,0	78,0	97,0	125,0	± H 7
H	30,5	61,0	122,0	183,0	244,0	305,0	± 0,10
H ₁	16,5	33,0	66,0	99,0	132,0	165,0	± 0,20
H ₂	28,0	56,0	112,0	168,0	224,0	280,0	± 0,10
N	3,0	6,0	12,0	19,0	25,0	32,0	± 0,10

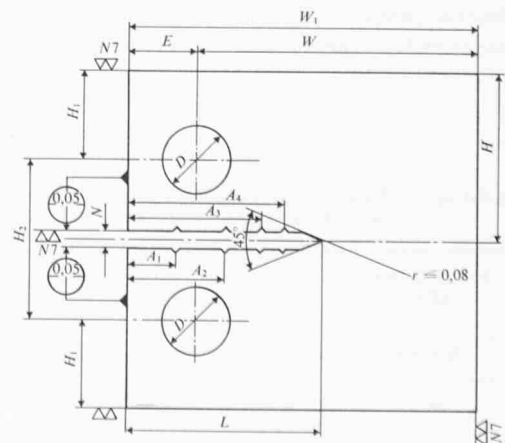


Bild 15. Die im ASTM E 399-70 genormte Compact-Tension (CT)-Probe in der bei Sulzer eingeführten, modifizierten Form

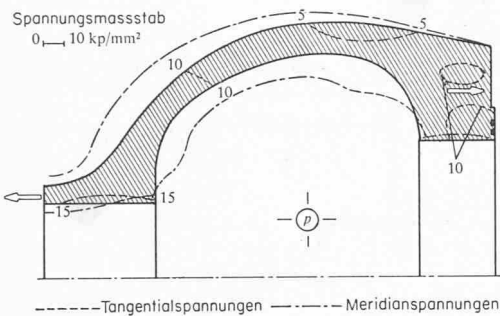


Bild 16. Spannungsverlauf nach Zugspannungsklassen in einem Reaktorhauptkühlmittel-Pumpengehäuse

$p = 267 \text{ atü}$; $E = 20\,750 \text{ kp/mm}^2$; $\nu = 0,3$

genügend elastisches Verhalten besteht, lässt sich die Reisszähigkeit mit Hilfe der nachträglich ausgemessenen Schlitzlänge berechnen. Die Schlitzlänge enthält sowohl den durch Bearbeiten entstandenen als auch den durch Ermüdungsrisse erzeugten Anteil. Die mit steigender Temperatur im linear-elastischen Bereich stetig zunehmende Reisszähigkeit wird auf die tiefste Temperatur, der das Bauteil ausgesetzt wird, extrapoliert.

Der Stahlguss GS 20 Mo 4 zeigte mit 100 mm breiten CT-Proben im Temperaturbereich von 20 bis 80°C Reisszähigkeitswerte K_{Ic} von $280 \text{ kp/mm}^2 \cdot \text{mm}^{1/2}$. Bei 20°C wurde die Bedingung der ASTM: Probenbreite $B \geq 2,5 (K_{Ic}/\sigma_s)^2$ nicht mehr erfüllt, hingegen blieb die Bruchfläche eben; es konnten keine Einschnürung und nur unbedeutende Scherlippen von rund 2 mm Breite beobachtet werden. Die Berechnung der kritischen Fehler für 20°C erscheint daher gerechtfertigt. Für höhere Temperaturen können mit der linear elastischen Bruchmechanik grundsätzlich keine Fehlergrößen bestimmt werden, da die Berechnungsgrundlagen wegen zu grosser Plastizierung nicht mehr anwendbar sind.

Auswertung für das Pumpengehäuse

Als Unterlage dient hierzu der aus der Spannungsanalyse bekannte Spannungsverlauf beim Abpressversuch, der in Bild 16 dargestellt ist. Es ist zweckmässig, in Bereiche konstanter maximaler Hauptspannungen zu unterteilen, um so für die einzelnen Bereiche die kritischen Rissgrößen festzulegen. Die ermittelten kritischen Fehlergrößen für die einzelnen Bereiche zeigt Tabelle 1.

Die mit dem Kunden und der Aufsichtsbehörde vereinbarten Qualitätsstufen für verschiedene Fehlerarten sowie die angewendete zerstörungsfreie Prüfung mit Ultraschall und

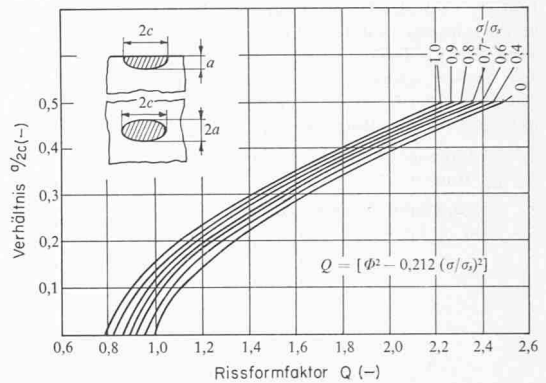


Bild 17. Formfaktor gemäss der linearelastischen Bruchmechanik [2]

Durchstrahlung (Linearbeschleuniger) ergab im grössten Querschnitt als maximal tolerierten Innenfehler $2r = 100 \text{ mm}$.

Die Bedingung $a_{zul} \leq a_c/2$

ist gemäss Tabelle 1 für Innenfehler bei den gerechneten Hauptspannungen selbst unter Voraussetzung des spröden Werkstoffverhaltens erfüllt. Oberflächenfehler würden sich in der vorgesehenen Qualität weit unter 40 mm Tiefe und den gekoppelten sehr grossen Längen nachweisen lassen. Der in Bild 17 angeführte Formfaktor beträgt in diesem Fall 0,9 bis 1,1 [2].

Weiterentwicklung der bruchmechanischen Verfahren

Ausserhalb des Gültigkeitsbereiches der linear elastischen Bruchmechanik ist eine quantitative Bewertung der Sprödebruchsicherheit im Sinne von Spannungs- oder Fehlergrössenkriterien ungewohnt. Potentiell gefährliche Bauteile, wie Druckbehälter, werden wenn möglich bei Temperaturen betrieben, die ein duktileres Werkstoffverhalten bewirken. Dies ergibt eine zusätzliche Sicherheit gegen den spröden Bruch, wie derzeit für die beschriebene Anwendung laufende Untersuchungen an Stahl GS 20 Mo 4, auch bei Berücksichtigung von Restspannungen, zeigen.

Das Grenzdehnungsverfahren, das auf dem COD-Konzept von Wells beruht, kann bei grösseren Verformungen als die linear elastische Bruchmechanik es zulässt mit Vorteil angewandt werden. Es müssen Proben in der Nähe der wirklichen Wanddicke und im ungünstigsten, im Bauteil möglichen Gefügestand bei der tiefsten Belastungstemperatur geprüft werden.

Tabelle 1. Fehlerabmessungen in mm für Zug-Normalspannungen, Oberflächen- und Innenfehler. Gilt beim Abpressversuch, $p = 267 \text{ kp/cm}^2$, 20 °C, Stahl GS 20 Mo 4

Hauptspannung (Zug) kp/mm ²	a_c	Oberflächenfehler Fehlerabmessungen für $a_c/2c =$		a_c	Innenfehler Fehlerabmessungen für $a_c/2c =$	
		0,5	0,01		0,5	0,01
≤ 5	825	1900 × 3800	660 × 66 000	1000	ϕ 4600	1600 × 80 000
≤ 10	205	471 × 942	164 × 16 400	250	ϕ 1150	400 × 20 000
≤ 15	90	207 × 414	72 × 7 200	105	ϕ 482	168 × 8 400
≤ 20	50	115 × 230	40 × 4 000	Spannung wird nicht erreicht		

Bruchmechanik- oder COD-Prüfungen dienen der Ermittlung der Bruchsicherheit des Bauteils. Zur Qualitätskontrolle werden Kerbschlagproben mit dem ISO-Spitzkerb eingesetzt. Während auf diesem Gebiet Kerbschlagproben keine quantitativen Beurteilungsgrundlagen im Sinne von Spannungen und kritische Fehlergrößen liefern, so zeigen sie doch relative Änderungen des Bruchverhaltens recht zuverlässig an. Kerbschlagproben mit gedrückter Scharfkerbe oder mit Ermüdungsriss ergeben eine verbesserte Korrelierbarkeit mit Grossproben.

Literaturverzeichnis

- [1] *Varga T.*: Denkmodelle zur Beurteilung der Bruchsicherheit unter statischer oder schlagartiger Belastung mit besonderer Berücksichtigung von Bauteilen aus ferritischen Baustählen. Habilitationsschrift an der ETH Zürich (1971).
- [2] *Tiffany, C.F.; Masters, J.N.*: Applied Fracture Mechanics, ASTM Special Technical Publication No. 381, Philadelphia 1964.

Adresse der Verfasser: Dr. T. Varga und W. Stumpp, dipl. Ing., Laboratorium für Spannungsanalyse und Werkstoffverhalten, Gebr. Sulzer AG, 8401 Winterthur.

Felsanker und Kraftmessanlage in der Kaverne Waldeck II

DK 624.131.531.3:621.311.17

Von E. Möschler und P. Matt, Bern

1. Gesamtanlage Waldeck

Die Preussenelektra, welche den Nordostteil der Bundesrepublik Deutschland mit Strom versorgt, hat 1929 bis 1932 mit Waldeck I ihr erstes grosses Pumpspeicherwerk errichtet. Da die Gegend unterhalb des Edersees günstige Voraussetzungen bietet, wurde beschlossen, dort ein weiteres Pumpspeicherwerk zu erstellen. Unter- und Oberbecken mit Einlaufbauwerk der neuen Anlage wurden im Hinblick auf ein später zu bauendes, drittes Pumpspeicherwerk überdimensioniert. Alle drei Werke werden ein gemeinsames Unterbecken von 5,4 Mio m³ Inhalt haben. Das neue Oberbecken – für Waldeck II und das geplante Waldeck III bestimmt – wird 4,6 Mio m³ Inhalt haben und liegt 335 m höher.

2. Pumpspeicherwerk Waldeck II

Die Inbetriebnahme des ersten Maschinensatzes ist für Herbst 1974 vorgesehen. Im April 1975 werden beide Maschinen laufen. Aus technischen und wirtschaftlichen Gründen war die Anordnung der folgenden Hauptanlageteile des Kraftwerkes im Bergesinnern erforderlich:

- Druckleitung, max. Gefälle 67%, horizontale Länge rd. 600 m, Querschnitt 26 m²
- Kaverne mit Verteilern und Kabelstollen
- Wasserschloss, Höhe 37 m, Durchmesser 23 m
- Unterwasserstollen, Länge rd. 500 m, Querschnitt 44 m².

3. Kaverne Waldeck II

Die Kaverne – 106 m lang, 33,5 m breit und bis 55 m hoch – wird zwei vertikale Maschinensätze von je 220 MW aufnehmen (siehe Bild 1). Die Pumpen kommen 55 m unter den Unterbeckenspiegel zu liegen. Im ungefähr 30 m hohen Südteil der Kaverne werden die beiden Blocktransformatoren stehen.

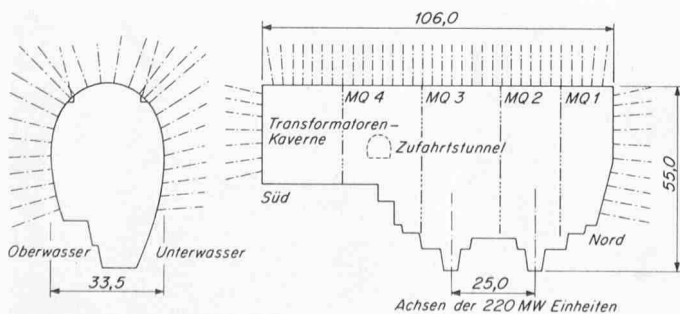


Bild 1. Quer- und Längsschnitt durch die Maschinenkaverne mit schematischer Anordnung der Felsanker. Messquerschnitte MQ 1 bis MQ 4

Schichtung und Klüftung des Tonschiefergesteins sowie geologische Störungen bestimmten Lage und Richtung und zum Teil auch die Querschnittsform der Kaverne. Um die grosse Spannweite zu verwirklichen, entschloss man sich zu weitgehender Anwendung vorgespannter Felsanker. Diese ermöglichen die Bildung eines natürlichen Gewölbes um den Hohlraum.

Die Sicherung der Kaverne besteht aus: Felsankern mit rund 170 t Prüfkraft (1 Anker auf 12 m² Kavernenwand), dazwischen 12-t-Stabanker von 4 bis 6 m Länge sowie einer armierten Spritzbetonschicht von 20 cm Gesamtstärke. Um die ungesicherte Felsfläche klein zu halten, mussten die 170-t-Anker möglichst rasch nach erfolgtem Ausbruch versetzt werden (Bild 2).

Bild 2. Die Maschinenkaverne Waldeck II Ende 1971 vom Nordende der Kaverne aus aufgenommen. Die Ankerwiderlager an Ulmen und Kalotte sind deutlich zu erkennen

