

PROBLEME BEI DER AUSLEGUNG VON LOOP-DRUCKROHREN FÜR DEN SCHNELLEN HOCHFLUSSTESTREAKTOR FR 3

A. FIEGE, H. PETERSEN,

*Institut für Material- und Festkörperforschung,
Kernforschungszentrum Karlsruhe, Karlsruhe, Germany*

ABSTRACT

Difficult engineering problems are encountered in the loop design for the sodium-cooled fast high-flux reactor FR3 due to the fact that considerable irradiation damage (embrittlement, swelling of material) must be anticipated in the loop tubes as a result of the high fast neutron dose ($\phi \cdot t_{\max} \approx 1.1 \times 10^{23} \text{ n/cm}^2$). Apart from possibly remarkable increases in volume caused by integral swelling, inherent stresses through differential swelling may occur above all in the pressure tubes of the central loop as a result of the temperature profile formed by γ -heating and cooling on both sides as well as the strong temperature dependence of the swelling rates. These inherent stresses exceed the merely thermal stresses by one of magnitude.

In the peripheral loops subjected to the temperature and flux gradients, differential swelling may cause an additional unacceptable deformation of loop tubes.

In this work, a quantitative determination is given of the inherent stresses due to differential swelling and thermal strains superimposing the stresses produced mechanically by internal pressure, as well as the deflections and bending stresses caused by restoring forces in the pressure tubes. Referring to the presently known but not yet sufficiently supported swelling formulas (e.g. FFTF and IA) we find that for the desired service life of 240 days the wall thickness of pressure tubes of the central helium loop in the core region must be reduced to about 5 - 5.5 mm, which calls for restriction of the permitted coolant pressure to about 100 at.

In the case of peripheral sodium loops the deflections of loop tubes can be managed only by a one-wall design of pressure tubes and by largely suppressing swelling of the austenitic loop tube through "keeping cold."

1. EINLEITUNG

Bei der Entwicklung des natriumgekühlten schnellen Hochflußtestreaktors FR3 mit einem maximalen Neutronenfluß von $1,0 \cdot 10^{16}$ n/cm²s (schneller Fluß > 0,1 MeV: ca. $0,6 \cdot 10^{16}$ n/cm²s) kommt dem Entwurf moderner Bestrahlungseinrichtungen große Bedeutung zu.

Der Referenzentwurf (Abb. 1) sieht ein großes zentrales Testloop von 260 mm Außendurchmesser vor, das am Ort mit dem maximalen Fluß ganze Brennelemente kommerzieller Brutreaktoren mit Helium- oder Natriumkühlung aufnehmen soll, ferner drei kleinere Natriumloops von 150 mm Außendurchmesser an der Peripherie der Treiberzone, wo im Mittel noch ca. 70% des maximalen Flusses vorhanden sind.

Bei der Auslegung der Loopeinsätze, deren prinzipieller Aufbau in Abb. 2 dargestellt ist, ergeben sich schwierige technische Probleme, die teils auf die äußerst beengten Raumverhältnisse über dem Reaktordeckel zurückzuführen sind, teils aber auch daraus resultieren, daß man bei den Looprohren, die im Corebereich hohen Dosen schneller Neutronen ausgesetzt sind, mit starken Strahlenschäden (Versprödung, Strukturmaterialschwellen) rechnen muß. Abgesehen von der u.U. erheblichen Volumenzunahme durch integriertes Schwellen können z.B. in den Druckrohren des zentralen Loops infolge des durch γ -Heizung und beidseitige Kühlung erzeugten Temperaturprofils und der starken Temperaturabhängigkeit der Schwellraten durch differentielles Schwellen Eigenspannungen erzeugt werden, die um eine Größenordnung über den reinen thermischen Spannungen liegen. Bei den peripheren Loops, die im Temperatur- und Flußgradienten stehen, kann es außerdem durch das differentielle Schwellen zu einer unzulässigen Verbiegung der Looprohre kommen.

Beide Erscheinungen führen zwangsläufig zu einer Begrenzung der Wandstärke und damit des zulässigen Kühlmitteldrucks bzw. zu einer Beschränkung der zulässigen Schwellrate, also der Standzeit, während vom Bestrahlungsexperiment her der Wunsch nach hohen Betriebsdrücken (He-Loop!) und langen Standzeiten besteht. Eine sorgfältige Analyse der Druckrohrbelastungen infolge von Innendruck, Schwellen und Wärmedurchgang mit dem Ziel, einen brauchbaren Kompromiß zwischen diesen gegensätzlichen Forderungen zu finden, wird dadurch erschwert, daß zur Zeit noch keine fundierten Beziehungen über das Schwellverhalten des Strukturmaterials vorliegen. Die von verschiedenen Seiten mitgeteilten Beziehungen, die das globale Schwellen nichtstabilisierter austenitischer Stähle in Abhängigkeit von Dosis und Temperatur angeben, wie z.B. die sogenannten FFTF-, IA- und BNWL-Formeln, müssen zur Zeit noch als reine Arbeitshypothesen betrachtet werden.

Bei den im folgenden dargelegten Untersuchungen kann es sich daher noch nicht um eine exakte und endgültige Auslegung der Loops handeln, sondern lediglich um eine Abschätzung, unter welchen Voraussetzungen eine angestrebte Standzeit von 210 Volllasttagen erreicht werden kann.

2. EIGENSPANNUNGEN UND PLASTISCHE VERGLEICHSDEHNUNGEN IN DEN DRUCKROHREN DES ZENTRALEN HE-LOOPS

Abbildung 3 zeigt die schematische Darstellung des Loopeinsatzes. Als Druckrohrwerkstoff wurde der austenitische Stahl Sandvik 12R22HV gewählt, weil er bezüglich Festigkeit, Korrosionsverhalten, Hochtemperaturversprödung, Schwellraten, Schweißbarkeit und Wirtschaftlichkeit einen guten Kompromiß darstellt.

Unter Zugrundelegung der zur Zeit bei 15 % Kaltverformung erreichbaren Festigkeitswerte: $\sigma_{0,2/650^{\circ}\text{C}} = 34,7 \text{ kp/mm}^2$

$$\sigma_{0,5/10000 \text{ h}/650^{\circ}\text{C}} \approx 16 \text{ kp/mm}^2$$

wurden bei einem Kühlmitteldruck von 100 at und einem Sicherheitsfaktor $S = 1,5$ für das innere Druckrohr eine Wandstärke von 5 mm und für das äußere Druckrohr eine Wandstärke von 5,5 mm angenommen.

Um ein möglichst günstiges (symmetrisches) Temperaturprofil in den Rohrwänden zu erreichen, wurden im Ringspalt zwischen den Druckrohren eine Heliumkühlung und an der Außenseite des äußeren Druckrohres eine Isolierung vorgesehen.

Der Gang der Untersuchung erfolgte nach folgendem Schema:

- Zunächst wurde mit Hilfe des digitalen Rechenprogrammes TIGER V (s. Hoang, [17]) die Temperaturverteilung in Strukturmaterial und Kühlmittel des Loopeinsatzes ermittelt.
- Dann wurden für 9 Querschnitte im Corebereich und jeweils 2 Querschnitte im oberen und unteren Blanket unter der vereinfachenden Annahme eines ebenen Spannungszustandes mit zwei gleich großen Hauptspannungen in Axial- und Tangentialrichtung die Eigenspannungen σ_{schwell} und σ_{therm} ermittelt, die sich den durch Innendruck erzeugten mechanischen Spannungen überlagern.

Die thermischen Spannungen wurden in der üblichen Weise nach dem Ansatz

$$\sigma_{\text{therm}} \text{ [kp/mm}^2\text{]} = -\frac{E}{1-\nu} \cdot \alpha (\mathcal{T} - \mathcal{T}_m) \quad (1)$$

berechnet, wobei E [kp/mm²] den Elastizitätsmodul, ν die Querszahl, α [1/°C] den linearen Ausdehnungskoeffizienten, \mathcal{T} [°C] die örtliche Temperatur und \mathcal{T}_m [°C] die mittlere Temperatur, bei der das Rohr spannungsfrei ist, bedeuten.

Für die Berechnung der Schwellspannungen wurde, ausgehend von der Hypothese, daß man für erste Abschätzungen die Schwellspannungen nach einem analogen Ansatz ermitteln kann, die Beziehung abgeleitet:

$$\sigma_{\text{schwell}} \text{ [kp/mm}^2\text{]} = - \frac{E}{4 \cdot \nu} \cdot \frac{1}{3} \frac{\partial \left(\frac{\Delta V}{V} \right)}{\partial \dot{\nu}} \cdot (\dot{\nu} - \dot{\nu}_m) \quad (2)$$

Der Ausdruck $\frac{\partial \left(\frac{\Delta V}{V} \right)}{\partial \dot{\nu}}$ [1/°C] bedeutet hier die Steigung der linearisierten Schwellformel.

Die Temperatur- und Dosisabhängigkeit der Schwellraten für stabilisierten austenitischen Stahl ist zur Zeit noch nicht genau bekannt. Daher wurden die Rechnungen mit den für nichtstabilisierten austenitischen Stahl mitgeteilten Gleichungen, und zwar sowohl unter Zugrundelegung der sogenannten INTERATOM-Schwellformel [2] als auch unter Verwendung der FFTF-Formel nach Jackson [3] durchgeführt (Abb. 4).

Da die unter Zugrundelegung der gezeigten Schwellformeln ermittelten theoretischen Spannungen in den höchstbelasteten Querschnitten teilweise weit oberhalb der Streckgrenze des Druckrohrwerkstoffes lagen, schien es sinnvoll, eine plastische Vergleichsdehnung einzuführen, die direkt mit der Bruchdehnung verglichen werden kann. Ausgehend von der Gestaltänderungsenergiehypothese nach v. Mises (s. Szabo, [4]) ergab sich bei Zugrundelegung eines ebenen Spannungszustandes und der konservativen Annahme, daß die Eigenspannungen voll plastisch abgebaut werden, für die plastische Vergleichsdehnung $\epsilon_{pv} = \frac{2(1-\nu)}{E} \cdot (\sigma_{\text{therm}} + \sigma_{\text{schwell}})$ (3)

Solange die Bruchdehnung des bestrahlten Sandvikstahls 12R72HV noch nicht genau bekannt ist, muß man vorläufig auf die bekannten Daten ähnlicher Stähle zurückgreifen. Nach einem Bericht von R. Carlander [5] über EBR II-Bestrahlungsergebnisse beträgt für SS 304 bis zu einer Temperatur von 550 °C die Bruchdehnung im Kurzzeitversuch noch rund 2 %, während gleichzeitig die Streckgrenze bis auf ca. 50 kp/mm² ansteigt. Wesentlich hieran ist, daß diese Werte ab einer Dosis von etwa 2 · 10²² n/cm² praktisch konstant bleiben, also offenbar für einen Sättigungszustand gelten (höchste gemessene Dosis ca. 9 · 10²² n/cm²). Sie können damit auch für die hier angestrebte Dosis von 1,1 · 10²³ n/cm² erwartet werden. Das Ansteigen der Streckgrenze (und in geringem Maße auch der Bruchfestigkeit) ist ein erwünschter Vorgang, bleibt jedoch hier der Einfachheit und vor allem der Sicherheit wegen außer Betracht.

In Tab. I und Abb. 5 sind die Ergebnisse einer solchen Rechnung zusammengestellt. Die durch den Abbau der Eigenspannungen bewirkten plastischen Vergleichsdehnungen erreichen im inneren Druckrohr maximal 0,45 %, im äußeren Druckrohr ca. 0,7 %. Das sind Werte, die im Interesse eines ausreichenden Sicherheitsabstandes zu der mit 2 % angenommenen Bruchdehnung

nicht wesentlich überschritten werden sollten.

Es muß jedoch darauf hingewiesen werden, daß die mitgeteilten Werte für ϵ_{pv} als das Ergebnis einer konservativen Abschätzung zu betrachten sind.

Folgende Umstände lassen erwarten, daß die Verhältnisse in Wirklichkeit günstiger sein werden als die Ergebnisse der gezeigten Tabelle:

1. Die verwendeten Schwellkurven (IA und FFTF) gelten für nicht-stabilisierten austenitischen Stahl.
Es wird erwartet, daß die Schwellraten bei stabilisiertem und kaltverformtem Austenit geringer sein werden.
2. Bei der Berechnung der Schwellspannungen wurde angenommen, daß die Schwellraten von den Temperatur- und Spannungsgradienten in der Rohrwand unabhängig sind.
In Wirklichkeit ist damit zu rechnen, daß in den Außenschichten der Wand, in denen starke Temperatur- und Spannungsgradienten herrschen, das Phänomen des differentiellen Schwellens durch diffusionsbedingte Leerstellen- und Porenwanderung gemildert wird.
3. Die Berechnung der plastischen Vergleichsdehnung unter Zugrundelegung eines ebenen Spannungszustandes mit zwei gleich großen Hauptspannungen in Axial- und Tangentialrichtung beinhaltet ebenfalls einen gewissen Sicherheitsfaktor.
Da die Axialspannung des Rohres in Wirklichkeit kleiner als die Tangentialspannung ist, wird die plastische Vergleichsdehnung zu groß errechnet.
4. Auch die Annahme, daß die Eigenspannungen voll plastisch abgebaut werden, ist konservativ, weil die Streckgrenze des Werkstoffes wegen des eingehaltenen Sicherheitsabstandes S durch die Belastung mit dem Gasdruck nicht erreicht wird.
5. Schließlich sei noch darauf hingewiesen, daß die mitgeteilten Werte für ϵ_{pv} nur in den äußersten Wandschichten erreicht werden. Zur Wandmitte hin fallen sie stark ab.

Den größten Unsicherheitsfaktor in der vorgelegten Übersichtsrechnung stellen allerdings neben den eingesetzten Werten für die γ -Heizung und die Bruchdehnung des bestrahlten Werkstoffes die verwendeten Schwellkurven dar.

Zusammenfassend läßt sich sagen, daß es bei Zugrundelegung der zur Zeit bekannten Schwellformeln wegen der entstehenden Eigenspannungen in den angestrebten Temperaturbereichen nicht sinnvoll erscheint, die Wandstärke der Loop-Druckrohre über 5 bis 5,5 mm zu steigern.

Dies führt unter Zugrundelegung einer Betriebszeit von 210 Tagen zu einer Beschränkung des maximalen Betriebsdruckes auf ca. 100 at. Hierbei ist allerdings zu beachten, daß der Sicherheitsfaktor S gegen die Streckgrenze mit 1,5 knapp bemessen ist und eventuell erhöht werden muß, wenn sich das zur Zeit noch nicht bekannte Streckgrenzenverhältnis $\sigma_{0,2}/\sigma_B$ als zu ungünstig erweisen sollte.

Will man unter Beibehaltung des vorgeschlagenen Konzeptes und der getroffenen Annahmen den Betriebsdruck erhöhen, so bleibt nur die Möglichkeit, entweder die sich stark auswirkende Standzeit zu erniedrigen oder aber Werkstoffe mit günstigeren Stoffwerten und besserem Schwellverhalten einzusetzen.

In diesem Zusammenhang werden neben Stahl als Druckrohrmaterial auch Vanadinlegierungen diskutiert, deren Verhalten im schnellen Neutronenfluß nach den bisher vorliegenden Ergebnissen günstiger ist. Jedoch bedürfen hier noch andere Probleme, wie Herstellbarkeit, Schweißbarkeit, Korrosionsverhalten und Wirtschaftlichkeit, einer eingehenden Klärung.

3. VERBIEGUNG DER DRUCKROHRE DER PERIPHEREN NA-TESTLOOPS

Bei der Auslegung der peripheren Na-Testloops ergeben sich Probleme insbesondere dadurch, daß der radiale Fluß- und Temperaturgradient eine Verbiegung der Loopeinsätze verursacht, die wegen der beengten Raumverhältnisse im Core zu Schwierigkeiten im Betrieb und beim Ausbau der Looprohre führt. An drei unterschiedlichen Konzepten wurden das Schwellverhalten und die freie Auslenkung der Rohre mit Hilfe eines digitalen Rechenprogrammes nach Hoang [6,7] ermittelt, wobei als Schwellbeziehungen wieder die IA- und die FFTF-Formeln zugrunde gelegt wurden.

Ausgangspunkt der Berechnungen war die Ausführung nach Abb. 6. Dieses Konzept sieht ein doppelwandiges Druckrohr aus dem Werkstoff Nr.4988 vor. Der Ringspalt zwischen den Rohren ist mit stagnierendem Gas (Helium) gefüllt.

Die Wandtemperatur des inneren Rohres wird hier im wesentlichen von der Natriumeintrittstemperatur in das Testelement bestimmt, die des äußeren Rohres von der Natriumtemperatur in der Treiberzone. Im äußeren Trennrohr steigt die Temperatur in axialer Richtung von 230°C im unteren Blanket auf einen mittleren Wert von ca. 500°C im oberen Blanket an, wobei gleichzeitig über dem Durchmesser des Rohres ein großer Temperaturgradient auftritt, während die Temperatur im inneren Trennrohr axial wie radial relativ konstant verläuft. Infolge dieser unterschiedlichen Temperaturverläufe ergeben sich stark voneinander abweichende und nicht ähnliche Verläufe der freien Auslenkungen der einzelnen Rohre, wie aus Abb.6 zu ersehen ist. Die Größe dieser Auslenkungen würde die Standzeit der Looprohre auf weniger als 70 d beschränken.

Außerdem führt bei dieser Anordnung schon bei einer Standzeit von 70 d die Ausbiegung des Verbundes, inneres und äußeres Trennrohr ineinander gesteckt und gegenseitig abgestützt, aufgrund der Rückstellkräfte zu Biegespannungen in den Trennröhren bis zu ca. 35 kp/mm^2 , die nicht mehr zugelassen werden können.

Eine Möglichkeit, mechanische Spannungen zu vermeiden, besteht darin, das Loop mit nur einem Druckrohr nach Abb. 7 zu bauen. Hier ist der Testelementkasten gegen das Testelementkühlmittel, das Druckrohr gegen das Treiberkühlmittel isoliert. Das Temperaturniveau in der Rohrwand wird wie bei der doppelwandigen Ausführung durch die Natriumeintrittstemperatur in das Testelementbündel geprägt. Bei Verwendung des gleichen Werkstoffes Nr. 4988 ergeben sich die freien Auslenkungen aber wieder in etwa der gleichen Größe wie bei der o.a. Anordnung, so daß auch bei dieser Konstruktion die Standzeit nicht größer als ca. 70 Tage sein kann.

Eine Möglichkeit, die angestrebte Standzeit von ca. 210 Tagen zu erreichen, besteht wiederum darin, einen Werkstoff mit günstigerem Schwellverhalten vorzusehen, z.B. eine Vanadinlegierung. Es wurde daher eine Vergleichsrechnung für die Vanadinbasislegierung V-3Ti-1Si durchgeführt.

Da für Vanadinlegierungen noch keine Schwellformel existiert, wurde die Schwellformel nach Straalsund und Brager [7] durch einen Korrekturfaktor so abgeändert, daß der von Wiffen und Stiegler [8] für Reinvanadin mitgeteilte Meßwert wiedergegeben wird.

Diese Beziehung wurde als Arbeitshypothese für die Abschätzung der Verbiegung eines Looprohres verwendet, das aus einer Vanadinlegierung hergestellt wird und die gleichen Abmessungen und thermischen Isolierungen aufweist wie das in Abb. 7 gezeigte Modell.

Die Rechnung ergibt für eine Standzeit von 210 Tagen Auslenkungen, die geringer sind als die von Stahlrohren für eine Standzeit von 70 Tagen.

Eine andere Alternative, das Schwellen insbesondere bei Stahlrohren zu reduzieren, zeigt Abb. 8. Die Temperatur der tragenden Teile wird bei diesem Konzept durch thermische Isolierung und Kühlung so niedrig gehalten, daß das integrale wie das differentielle Schwellen weitgehend unterdrückt werden. Dieser Effekt wird noch dadurch verstärkt, daß man für eine lokale Flußabflachung sorgt, indem statt eines Brutmantels ein Nickelreflektor verwendet wird und jeweils 5 Treiberbrennelemente an der Blanketseite der peripheren Loops angeordnet werden.

Es zeigt sich, daß die IA-Schwellbeziehung sehr günstige Werte für die Ausbiegungen der Looprohre aus austenitischem Stahl liefert, während die Werte, die man mit der FFTF-Formel erhält, zwar noch wesentlich über den Werten der IA-Korrelation liegen, aber konstruktiv bereits beherrschbar sind.

LITERATURVERZEICHNIS

- 1 HOANG, Y.S., "TIGER V, Temperaturberechnung in einem dreidimensionalen System", KFK, DVZ-Programmbeschreibung Nr. 234
- 2 INTERATOM, Protokoll Nr. Q-B1 vom 1.8.1969
- 3 JACKSON, R.J., "Impact of Swelling Model on FTR Core Design", BNWL-1240, Nov. 1969
- 4 SZABO, I., "Höhere Technische Mechanik", Springer-Verlag, Berlin, 1964
- 5 CARLANDER, R., "Effects of Irradiation in Type 304, Stainless Steel", ANL-7606, 1969
- 6 HOANG, Y.S., Persönliche Mitteilung
- 7 STRAALSUND, J.L.,
BRAGER, H.R., BNWL-941, S. 5.21-5.28
- 8 WIFFEN, F.W., "Irradiation Damage in Vanadin at 600°C,
STIEGLER, J.O., ANS Transactions 12,1, Juni 1969

Tab.I: Zentrales He-Loop im FR3
 Maximale plastische Vergleichsdehnung ϵ_{pv} für Druckrohre aus Sandvik-
 Stahl 12 R 72 HV
 Schnelle Dosis ($E \geq 0,1$ MeV) $\phi \cdot t = 1,09 \cdot 10^{23}$ n/cm²

	Wand- stärke (mm)	Schwell- formel	kritischer Querschnitt Nr.	mittlere Temperatur im krit. Querschnitt (°C)	Schwellen und therm. Dehnungen	nur Schwellen	nur therm. Dehnungen
					ϵ_{pv} (%)	ϵ_{pv} (%)	ϵ_{pv} (%)
Inneres Druckrohr	5	INTERATOM	4	464	0,25	0,21	0,04
	5	FFTF	7	487	0,45	0,41	0,04
Äußeres Druckrohr mit Isolation 1mm/λ = 0,02 W/cm°C	5,5	INTERATOM	10	455	0,63	0,56	0,07
	5,5	FFTF	6	532	0,69	0,63	0,06

"Sgfr-Druckrohr"

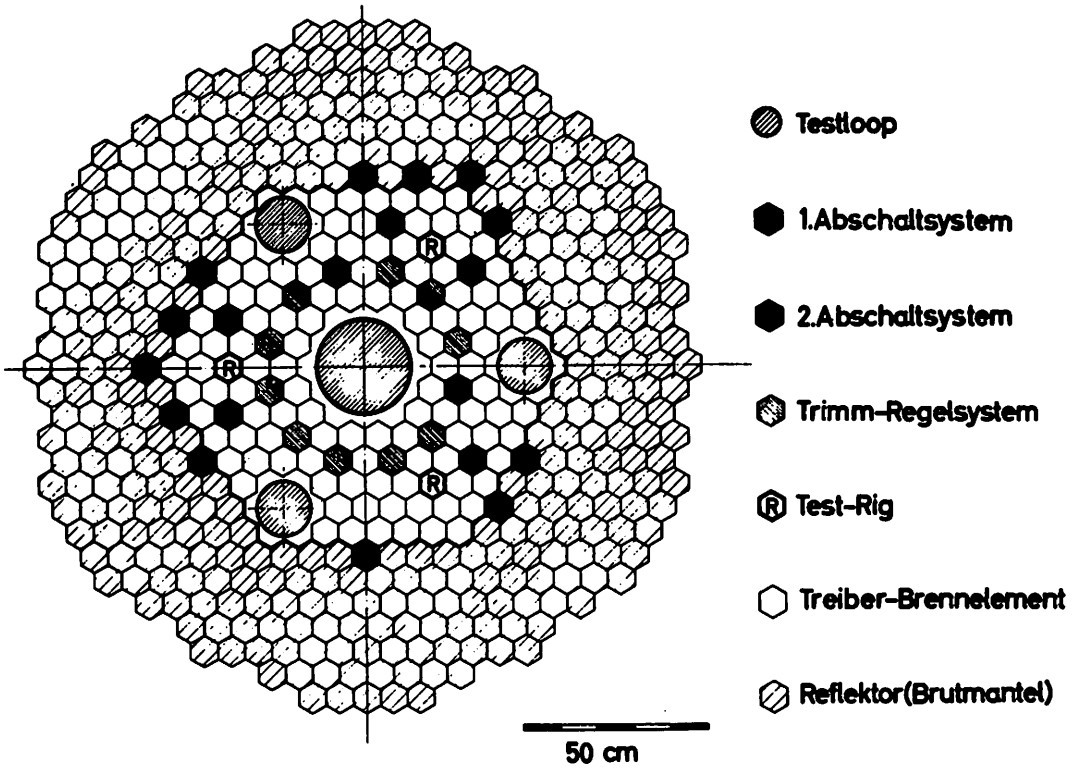


Abb. 1 FR3-Corequerschnitt

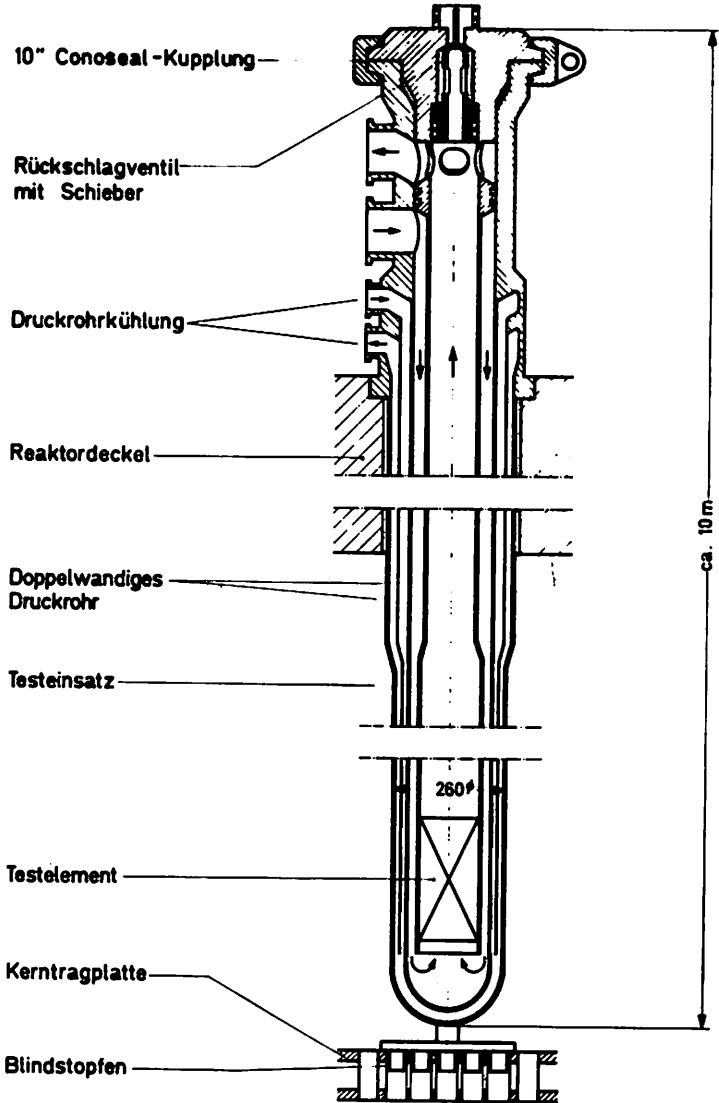


Abb. 2 FR3-Zentralloop

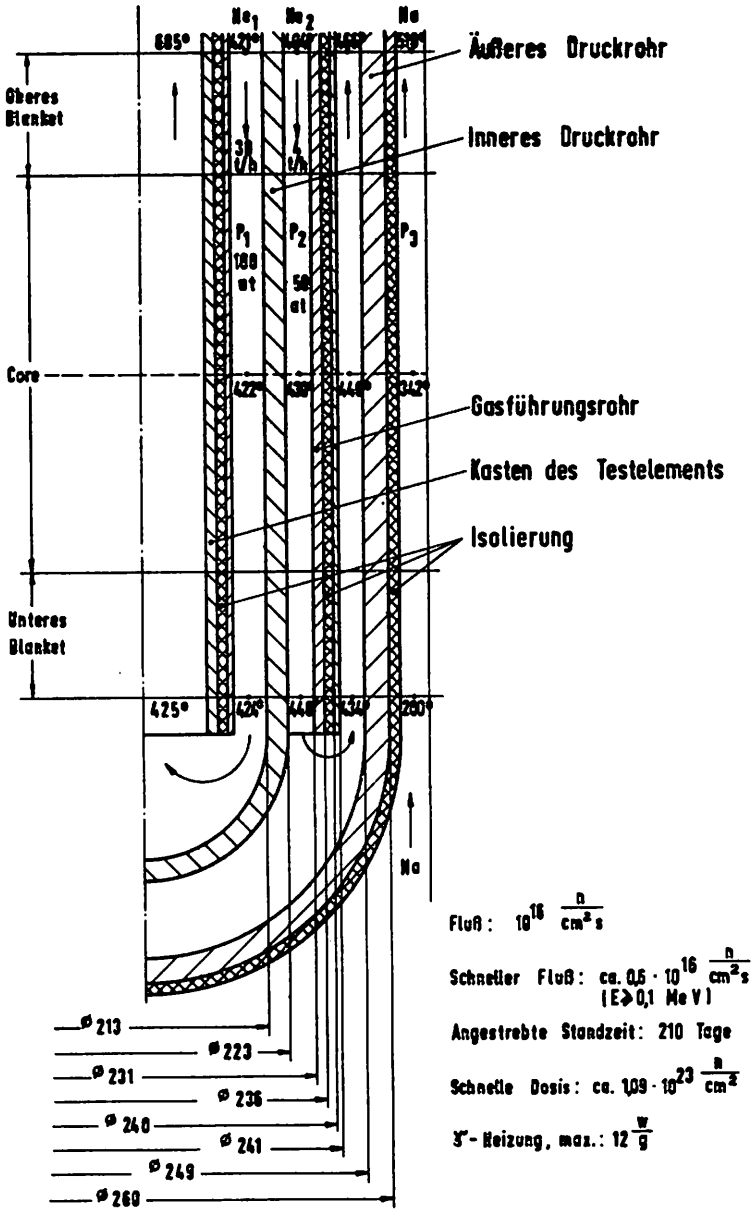


Abb. 3 Zentrales He-Loop
 Schema des Loop-Einsatzes

① ITERATION : $\frac{\Delta V}{V} (\%) = 0.5 \left(\frac{E-1}{10^3} \right) \cdot e^{-\frac{(499-\psi)^2}{10^4}} \cdot e^{-\frac{0.003}{E-1}} - 1.07 \cdot 10^{-4} \cdot e^{-\frac{27.000}{E-1}}$

② FFTF : $\frac{\Delta V}{V} (\%) = 5 \cdot 10^{-3} \cdot (\beta-1) \cdot 1.65 \left[e^{-\frac{0.003}{E-1}} - 1.07 \cdot 10^{-4} \cdot e^{-\frac{27.000}{E-1}} \right]$

$\frac{\Delta V}{V}$ = Volumänderung [%]

$\beta \cdot t$ = Dosis [$E > 0,1$ MeV] [n/cm^2]

ψ = Bestrahlungstemperatur [$^{\circ}C$]

T = Bestrahlungstemperatur [$^{\circ}K$]

R = allgem. Gaskonstante [cal/mol $^{\circ}K$]

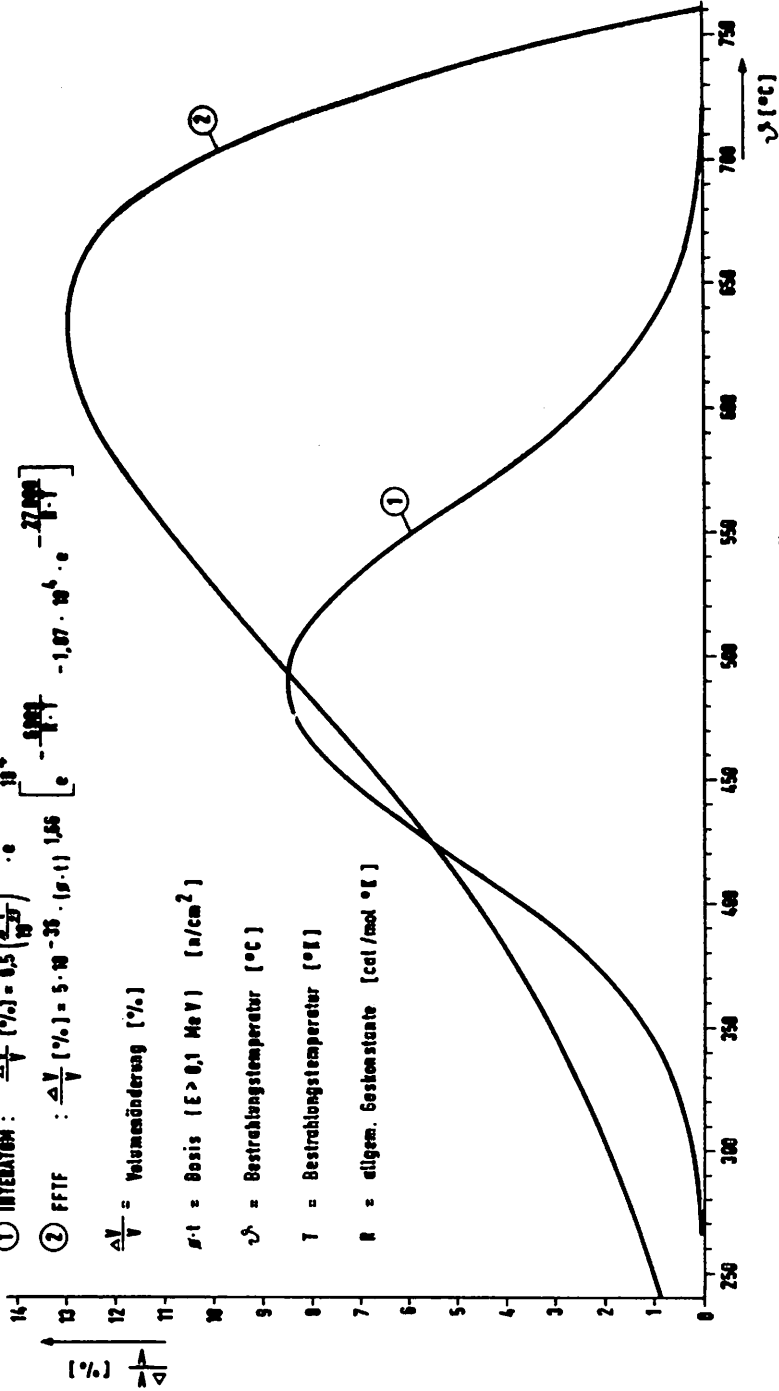


Abb. 4 Volumetrische Schwellraten für un-
stabilisierten austenitischen Stahl
 $\beta \cdot t = 10^{23} \text{ n/cm}^2 / E > 0,1 \text{ MeV}$

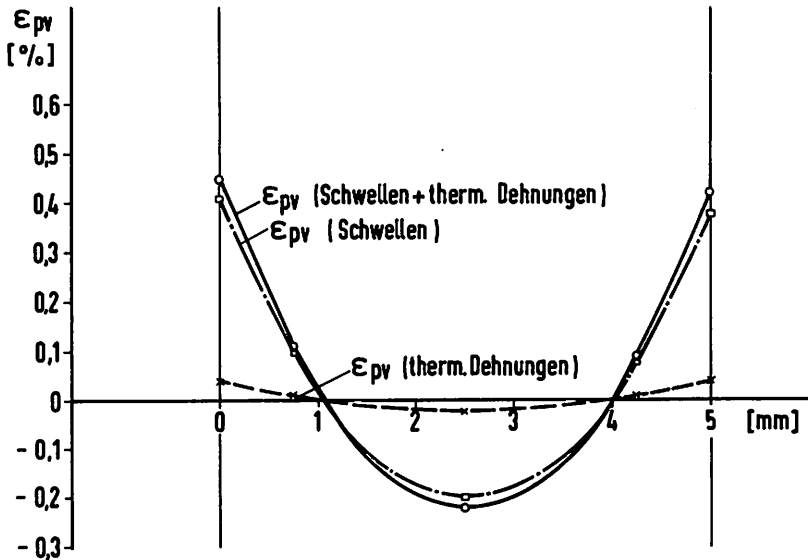
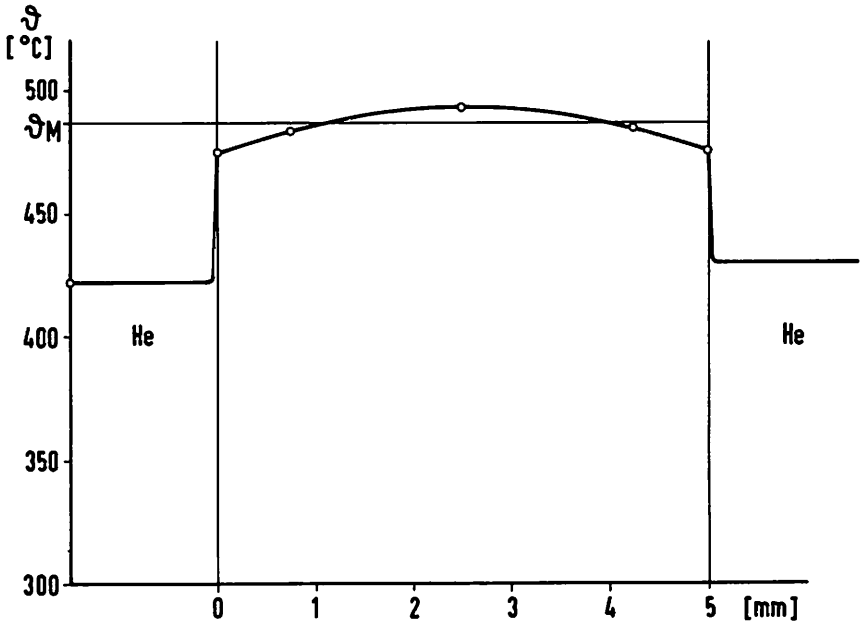


Abb. 5 Inneres Druckrohr (Sandvik 12R72HV) des Zentralloops
Temperaturen und plastische Vergleichs-
dehnungen in Core-Mitte ($\varnothing \cdot t = 1,09 \cdot 10^{23}$
 n/cm^2 , FTF-Formel)

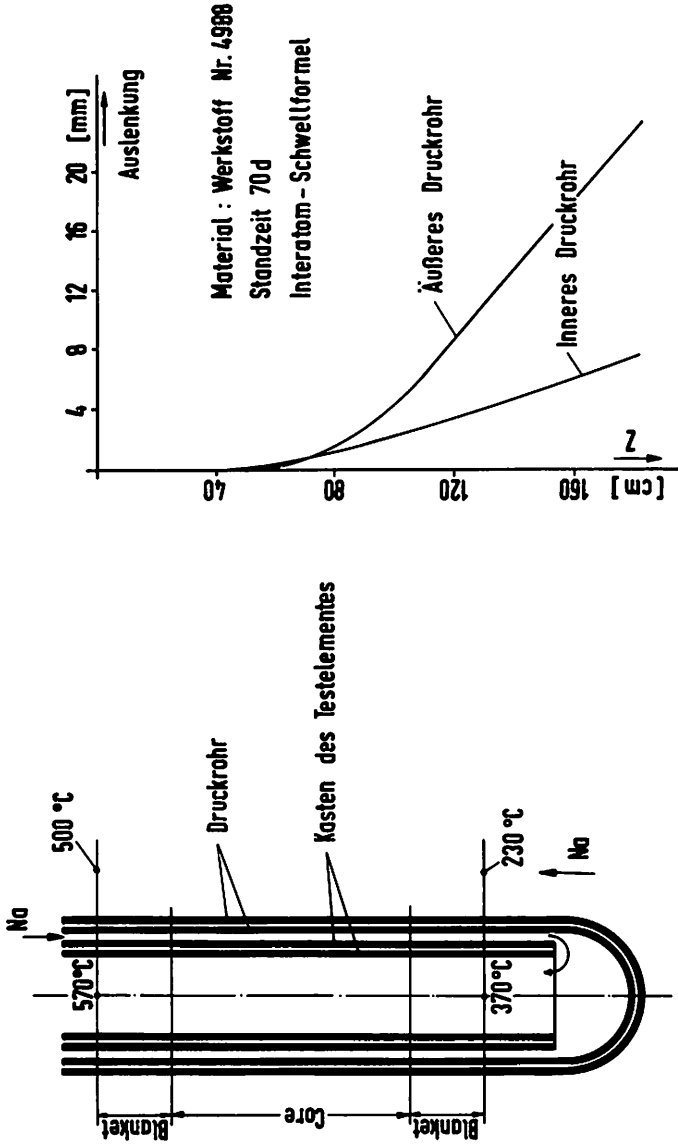


Abb. 6 Peripheres Na-Loop
 Doppelwandiges Druckrohr

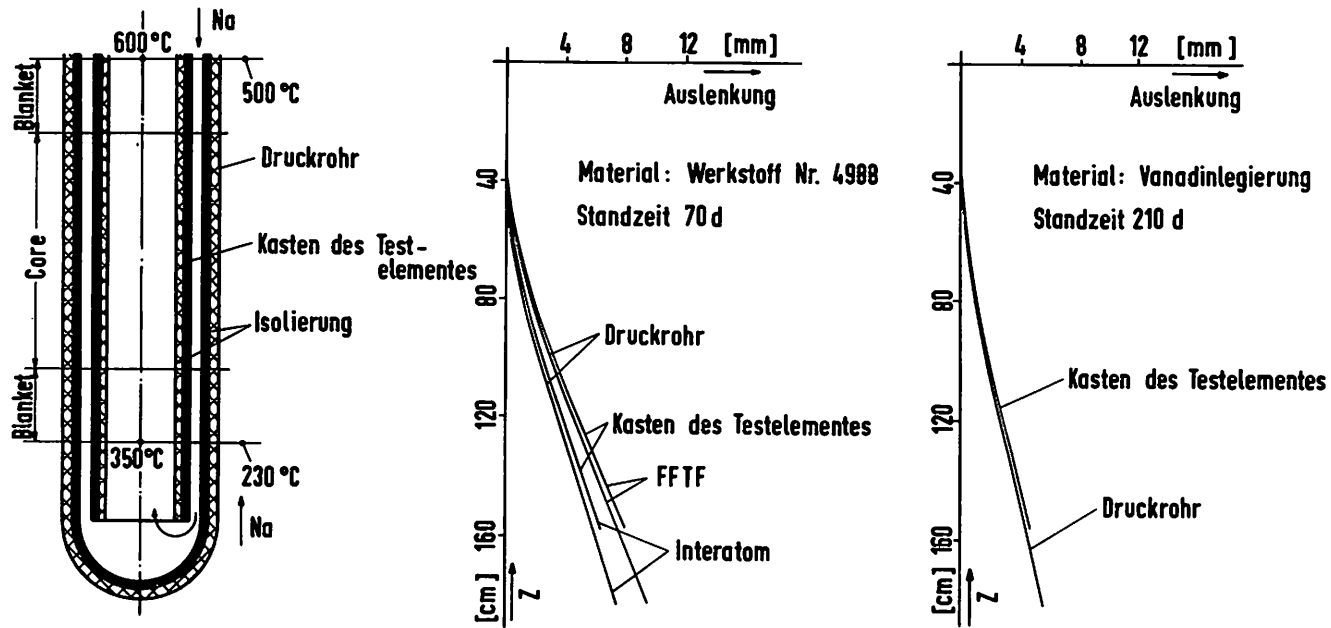


Abb. 7 Peripheres Na-Loop
Isoliertes Druckrohr und isolierter
Testelementkasten

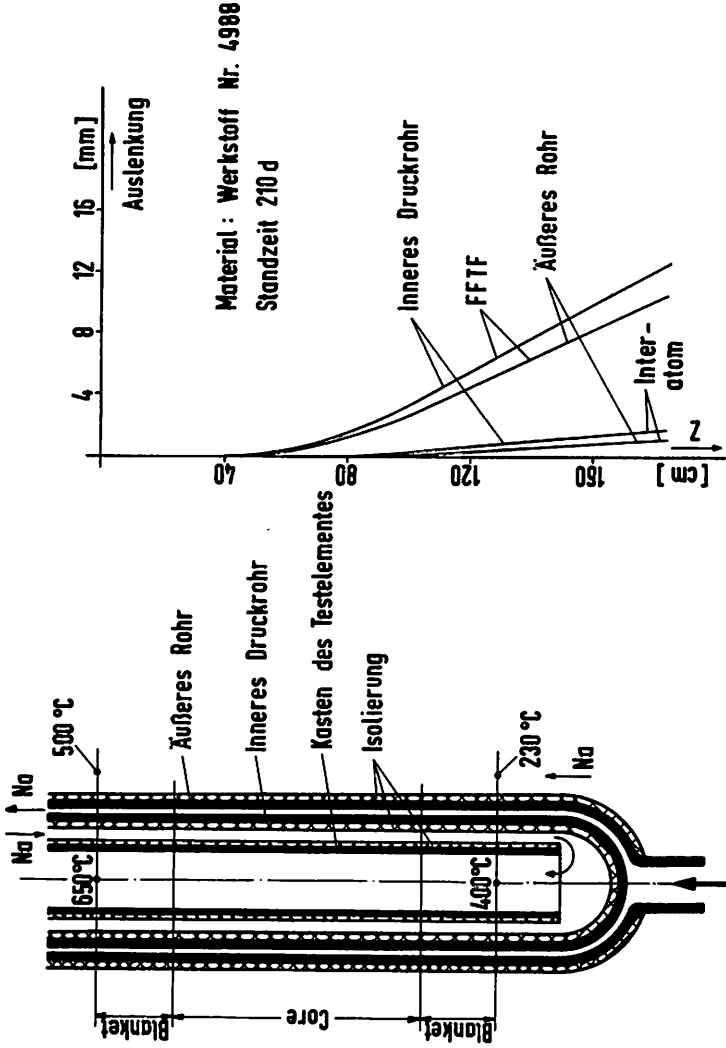


Abb. 8 Peripheres Na-Loop
Doppelwandiges Looprohr mit
Na-Kühlspalt

DISCUSSION

Q V. BECKETT, U. K.

1. You mention that vanadium alloy results in a reduction of bending stress in the pressure tubes by a very significant amount. Is this a result of the different swelling rate characteristic of vanadium alloys ?
2. If your predictions are correct would you seriously consider vanadium alloy as an alternative core subassembly material to stainless steel ?

A A. FIEGE, Germany

1. Nach den wenigen bisher vorliegenden Ergebnissen (Wiffen und Stiegler, ANS Transactions 12/1969; Harkness, ANL-7457/1968) kann man für Vanadiumlegierungen ein günstigeres Bestrahlungsverhalten im schnellen Neutronenfluss erwarten als für austenitischen Stähle. Im betrachteten Temperaturbereich $\leq 550^{\circ}\text{C}$ verläuft die Schwellkurve $\Delta V/V = f(\phi)$ also flacher als bei den austenitischen Stählen, und die Eigenspannungen und Verbiegungen werden etwa in der angegebenen Größenordnung verringert.
2. Vanadiumlegierungen werden wegen ihrer hervorragenden Festigkeitseigenschaften und ihres günstigen Bestrahlungsverhaltens im schnellen Fluss als potentielle Druckrohrwerkstoffe diskutiert. Da hier jedoch noch andere Probleme, wie Herstellbarkeit, Schweissbarkeit, Korrosionsverhalten und Wirtschaftlichkeit, einer eingehenden Klärung bedürfen, betrachten wir den Einsatz von Vanadiumlegierungen als backup-Lösung, die nur dann zum Tragen kommt, wenn das Bestrahlungsverhalten austenitischer Stähle sich wider Erwarten ungünstiger erweisen sollte, als es durch die zugrundegelegten Schwellformeln beschrieben wird.

Q K. H. SCHALLER, France

Did you consider the effect of loss of ductility as function of irradiation in vanadium alloys in your design considerations ?

A A. FIEGE, Germany

Unter Bezugnahme auf R. Carlander (ANL-7606/1969) erwarten wir für austenitischen Stahl bei 550°C nach einer schnellen Dosis von $1 \cdot 10^{23} \text{ n/cm}^2$ noch eine Gleichmassdehnung von ca. 2%. Nach den uns vorliegenden Informationen wird die Restduktilität bestrahlter Vanadiumlegierungen unter diesen Verhältnissen wesentlich günstiger liegen.

Q C. H. A. TOWNLEY, U. K.

In Fig. 5 values are given for the swelling strains which occur though the thickness of the tube wall. I presume these are "free strains", and these lead to compressive

stresses on the outer surface, and tensile stresses at the interior. The values of these stresses will depend on the creep behaviour of the material. I would like to ask the authors how they estimate these stresses ?

The predicted values of strains, allowing for the stresses, will presumably be less than the "free strains" shown in Fig. 5, but I would be interested to have the author's views.

Could the authors explain the validity of their failure criterion. Surely it is incorrect to equate the swelling strain and the ductility as determined by tensile testing.

A

A. FIEGE, Germany

Bei den in Abb. 5 wiedergegebenen Dehnungen handelt es sich nicht um "freie Dehnungen", sondern um plastische Vergleichsdehnungen. Diese plastischen Vergleichsdehnungen ϵ_{pv} wurden unter Zugrundelegung der Gestaltänderungsenergiehypothese von V. Mises nach der im elastisch-plastischen Bereich gültigen Formel

$$\epsilon_{pv} = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\epsilon_t - \epsilon_{ax})^2 + (\epsilon_{ax} - \epsilon_r)^2 + (\epsilon_r - \epsilon_t)^2}$$

bestimmt und können direkt mit der im einachsigen Zugversuch ermittelten Gleichmassdehnung des bestrahlten Werkstoffes verglichen werden. Die Berechnung der Verformungen $\epsilon_t, \epsilon_{ax}, \epsilon_r$ erfolgte unter der vereinfachenden Annahme, dass die Eigenspannungen infolge differentiellen Strukturmaterialschwellens und thermischer Dehnungen voll plastisch abgebaut werden.

Da bei dem vorgesehenen Sandvikstahl das thermisch induzierte Kriechen im Bereich $\approx 550^\circ\text{C}$ vernachlässigt werden kann und bei diesen im Rahmen der FRS - Feasibility-Studie durchgeführten Rechnungen das strahleninduzierte Kriechen damals mangels fundierter Kriechbeziehungen noch nicht berücksichtigt werden konnte, ist dieses Vorgehen im Sinne einer ersten Überschlagsrechnung gerechtfertigt.