

KfK 4162
Oktober 1986

Thermisches und mechanisches Verhalten von FDWR-Hüllrohren bei kritischer Heizflächenbelastung

E. Diegele, K. Rust
Institut für Material- und Festkörperforschung
Institut für Reaktorbauelemente
Projekt Nukleare Sicherheit

Kernforschungszentrum Karlsruhe



K E R N F O R S C H U N G S Z E N T R U M K A R L S R U H E

Institut für Material- und Festkörperforschung

Institut für Reaktorbauelemente

Projekt Nukleare Sicherheit

KfK 4162

Thermisches und mechanisches Verhalten von FDWR-Hüllrohren
bei kritischer Heizflächenbelastung

E. Diegele und K. Rust

Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH, Karlsruhe

Als Manuskript vervielfältigt
Für diesen Bericht behalten wir uns alle Rechte vor

Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH
Postfach 3640, 7500 Karlsruhe 1

ISSN 0303-4003

Kurzfassung

Wendelförmige Abstandshalter, wie z. B. drei oder sechs Wendelrippen als integraler Bestandteil der Hüllrohre, stellen bei der engen Stabgitteranordnung eines Fortgeschrittenen Druckwasserreaktors (FDWR) die konstruktiv einfachere Lösung dar als die üblicherweise verwendeten Gitterabstandshalter. Von diesem Abstandshalterkonzept wird außerdem ein erhöhter Sicherheitsabstand von der kritischen Heizflächenbelastung (KHB) erwartet, deren Kenntnis wichtig für die Auslegung, die Genehmigung und den Betrieb von wassergekühlten Kernreaktoren ist.

Um Aussagen über die Verteilung der Wärmestromdichte am äußeren Umfang der untersuchten Hüllrohrgeometrien machen zu können, wurden die Temperaturfelder in unberippten und berippten Hüllrohren von nuklear und elektrisch beheizten Stäben berechnet. Neben dem thermischen Verhalten der Hüllrohre wurden die Größe und Verteilung der Wärmespannungen in den Hüllrohren bestimmt.

Bei nuklearer und indirekt elektrischer Beheizung von Hüllrohren mit sechs solchen Wendelrippen tritt eine lokale Überhöhung des Oberflächenwärmestromes von maximal etwa 40 Prozent an den Rippenwurzeln auf. Die VON MISES Spannungen liegen in allen untersuchten Fällen deutlich unter 200 MPa, so daß keine plastischen Verformungen zu erwarten sind.

Diese theoretischen Untersuchungen erlauben eine qualitative Bewertung des Rippenrohrkonzeptes und dienen zur Vorbereitung von Experimenten zur Untersuchung der kritischen Heizflächenbelastung.

THERMAL AND MECHANICAL BEHAVIOR OF APWR-CLADDINGS UNDER CRITICAL HEAT FLUX CONDITIONS.

Abstract

Helical grid spacers, such as three or six helical fins as integral part of the claddings, are regarded as a more convenient design for the very tight lattice of an advanced pressurized water reactor (APWR) than grid spacers usually used. Furthermore, it is expected that this spacer design allows an increased safety margin against the critical heat flux (CHF), the knowledge of which is important for design, licensing, and operation of water cooled reactors.

To address the distribution of the heat flux density at the outer circumference of the cladding geometry under investigation, the temperature fields in claddings without as well with fins were calculated taking into consideration nuclear and electrically heated rods. Besides the thermal behavior of the claddings, the magnitude and distribution of thermal stresses were determined additionally.

A locally increased surface heat flux up to about 40 percent was calculated for the fin bases of nuclear as well as indirect electrically heated claddings with six such helical fins. For all investigated cases, the VON MISES stresses are clearly lower than 200 MPa, implying that no plastic deformations are to be expected.

The aim of this theoretical analysis is to allow a qualitative assessment of the finned tube conception and to support experimental investigations concerning the critical heat flux.

INHALTSVERZEICHNIS

Seite

Liste der Tabellen	IV
Liste der Abbildungen	V
1. Einleitung	1
2. Thermische Simulation von Brennstäben durch elektrisch beheizte Stäbe	4
3. Rechenmodelle	5
3.1 Stab- und Abstandshaltergeometrie	5
3.2 Randbedingungen	6
4. Temperaturfelder	7
4.1 Nuklear beheizte Stäbe	7
4.2 Indirekt elektrisch beheizte Stäbe	8
4.3 Direkt elektrisch beheizte Stäbe	9
5. Verteilung der Wärmestromdichte an der äußeren Oberfläche der Hüllrohre	10
6. Thermische Spannungsfelder in den Hüllrohren	13
6.1 Beschreibung eines mehrachsigen Spannungszustandes in einem belasteten Körper	13
6.2 Berechnung der thermischen Spannungsfelder	16
7. Zusammenfassung	20
8. Literatur	22

Liste der Tabellen

<u>Tabelle</u>		<u>Seite</u>
1	nuklear beheizte Stäbe, Hüllrohrgeometrie und Randbedingungen für FE-Rechnungen.	25
2	indirekt elektrisch beheizte Stäbe, Hüllrohrgeometrie und Randbedingungen für FE-Rechnungen.	26
3	direkt elektrisch beheizte Stäbe, Hüllrohrgeometrie und Randbedingungen für FE-Rechnungen.	27
4	nuklear beheizte Stäbe, Ergebnisse der FE-Rechnungen.	28
5	indirekt elektrisch beheizte Stäbe, Ergebnisse der FE-Rechnungen.	29
6	direkt elektrisch beheizte Stäbe, Ergebnisse der FE-Rechnungen.	30

Liste der Abbildungen

<u>Abbildung</u>		<u>Seite</u>
1	Brennstabanordnungen mit unterschiedlichen Abstandshaltern.	31
2	30° - Ausschnitt eines nuklear beheizten Stabes ohne Abstandshalter.	32
3	30° - Ausschnitt eines nuklear beheizten Stabes, Hüllrohr mit 6 integralen Abstandshalterrippen, scharfkantiger Übergang vom Hüllrohr zu den Rippenflanken.	33
4	30° - Ausschnitt eines nuklear beheizten Stabes, Hüllrohr mit 6 integralen Abstandshalterrippen, Übergangsradius zwischen dem Hüllrohr und den Rippenflanken.	34
5	30° - Ausschnitt eines indirekt elektrisch beheizten Stabes, ohne Abstandshalter.	35
6	30° - Ausschnitt eines indirekt elektrisch beheizten Stabes, Hüllrohr mit 6 integralen Abstandshalterrippen, scharfkantiger Übergang vom Hüllrohr zu den Rippenflanken.	36
7	30° - Ausschnitt eines indirekt elektrisch beheizten Stabes, Hüllrohr mit 6 integralen Abstandshalterrippen, Übergangsradius zwischen dem Hüllrohr und den Rippenflanken.	37
8	30° - Ausschnitt eines direkt elektrisch beheizten Stabes, ohne Abstandshalter.	38
9	30° - Ausschnitt eines direkt elektrisch beheizten Stabes, Hüllrohr mit 6 integralen Abstandshalterrippen, scharfkantiger Übergang vom Hüllrohr zu den Rippenflanken.	39
10	30° - Ausschnitt eines direkt elektrisch beheizten Stabes, Hüllrohr mit 6 integralen Abstandshalterrippen, Übergangsradius zwischen dem Hüllrohr und den Rippenflanken.	40
11	30° - Ausschnitt eines indirekt elektrisch beheizten Stabes, Aufteilung der Stabgeometrie in Elemente für FE - Rechnung.	41
12	Temperaturverteilung in einem nuklear beheizten Hüllrohr ohne Abstandshalter.	42
13	Temperaturverteilung in einem nuklear beheizten Hüllrohr mit 6 integralen Abstandshalterrippen, scharfkantiger Übergang vom Hüllrohr zu den Rippenflanken.	43
14	Temperaturverteilung in einem nuklear beheizten Hüllrohr mit 6 integralen Abstandshalterrippen, Übergangsradius zwischen dem Hüllrohr und den Rippenflanken.	44
15	Temperaturverteilung in einem indirekt elektrisch beheizten Hüllrohr ohne Abstandshalter.	45

<u>Abbildung</u>		<u>Seite</u>
16	Temperaturverteilung in einem indirekt elektrisch beheizten Hüllrohr mit 6 integralen Abstandshalterrippen, scharfkantiger Übergang vom Hüllrohr zu den Rippenflanken.	46
17	Temperaturverteilung in einem indirekt elektrisch beheizten Hüllrohr mit 6 integralen Abstandshalterrippen, Übergangsradius zwischen dem Hüllrohr und den Rippenflanken.	47
18	Temperaturverteilung in einem direkt elektrisch beheizten Hüllrohr ohne Abstandshalter.	48
19	Temperaturverteilung in einem direkt elektrisch beheizten Hüllrohr mit 6 integralen Abstandshalterrippen, scharfkantiger Übergang vom Hüllrohr zu den Rippenflanken.	49
20	Temperaturverteilung in einem direkt elektrisch beheizten Hüllrohr mit 6 integralen Abstandshalterrippen, Übergangsradius zwischen dem Hüllrohr und den Rippenflanken.	50
21	Einfluß von nuklearer und indirekt elektrischer Beheizung auf die azimutale Temperaturverteilung an der inneren Oberfläche von Hüllrohren mit 6 integralen Abstandshalterrippen, scharfkantiger Übergang vom Hüllrohr zu den Rippenflanken.	51
22	Einfluß von nuklearer und indirekt elektrischer Beheizung auf die azimutale Temperaturverteilung an der inneren Oberfläche von Hüllrohren mit 6 integralen Abstandshalterrippen, Übergangsradius zwischen dem Hüllrohr und den Rippenflanken.	52
23	Örtliche Wärmestromdichte an der Oberfläche eines nuklear beheizten Hüllrohres mit 6 integralen Abstandshalterrippen, scharfkantiger Übergang vom Hüllrohr zu den Rippenflanken.	53
24	Örtliche Wärmestromdichte an der Oberfläche eines nuklear beheizten Hüllrohres mit 6 integralen Abstandshalterrippen, Übergangsradius zwischen dem Hüllrohr und den Rippenflanken.	54
25	Örtliche Wärmestromdichte an der Oberfläche eines indirekt elektrisch beheizten Hüllrohres mit 6 integralen Abstandshalterrippen, scharfkantiger Übergang vom Hüllrohr zu den Rippenflanken.	55
26	Örtliche Wärmestromdichte an der Oberfläche eines indirekt elektrisch beheizten Hüllrohres mit 6 integralen Abstandshalterrippen, Übergangsradius zwischen dem Hüllrohr und den Rippenflanken.	56
27	Örtliche Wärmestromdichte an der Oberfläche eines direkt elektrisch beheizten Hüllrohres mit 6 integralen Abstandshalterrippen, scharfkantiger Übergang vom Hüllrohr zu den Rippenflanken.	57

<u>Abbildung</u>		<u>Seite</u>
28	Örtliche Wärmestromdichte an der Oberfläche eines direkt elektrisch beheizten Hüllrohres mit 6 integralen Abstandshalterrippen, Übergangsradius zwischen dem Hüllrohr und den Rippenflanken.	58
29	Variation des normierten Wärmestromes an der Oberfläche eines nuklear beheizten Hüllrohres mit 6 integralen Abstandshalterrippen, scharfkantiger Übergang vom Hüllrohr zu den Rippenflanken.	59
30	Variation des normierten Wärmestromes an der Oberfläche eines nuklear beheizten Hüllrohres mit 6 integralen Abstandshalterrippen, Übergangsradius zwischen dem Hüllrohr und den Rippenflanken.	60
31	Variation des normierten Wärmestromes an der Oberfläche eines indirekt elektrisch beheizten Hüllrohres mit 6 integralen Abstandshalterrippen, scharfkantiger Übergang vom Hüllrohr zu den Rippenflanken.	61
32	Variation des normierten Wärmestromes an der Oberfläche eines indirekt elektrisch beheizten Hüllrohres mit 6 integralen Abstandshalterrippen, Übergangsradius zwischen dem Hüllrohr und den Rippenflanken.	62
33	Variation des normierten Wärmestromes an der Oberfläche eines direkt elektrisch beheizten Hüllrohres mit 6 integralen Abstandshalterrippen, scharfkantiger Übergang vom Hüllrohr zu den Rippenflanken.	63
34	Variation des normierten Wärmestromes an der Oberfläche eines direkt elektrisch beheizten Hüllrohres mit 6 integralen Abstandshalterrippen, Übergangsradius zwischen dem Hüllrohr und den Rippenflanken.	64
35	Spannungsverteilung in axialer Richtung in einem nuklear beheizten Hüllrohr mit 6 integralen Abstandshalterrippen, scharfkantiger Übergang vom Hüllrohr zu den Rippenflanken.	65
36	Spannungsverteilung in tangentialer Richtung in einem nuklear beheizten Hüllrohr mit 6 integralen Abstandshalterrippen, scharfkantiger Übergang vom Hüllrohr zu den Rippenflanken.	66
37	Vergleichsspannungen in einem nuklear beheizten Hüllrohr ohne Abstandshalter.	67
38	Vergleichsspannungen in einem nuklear beheizten Hüllrohr mit 6 integralen Abstandshalterrippen, scharfkantiger Übergang vom Hüllrohr zu den Rippenflanken.	68
39	Vergleichsspannungen in einem nuklear beheizten Hüllrohr mit 6 integralen Abstandshalterrippen, Übergangsradius zwischen dem Hüllrohr und den Rippenflanken.	69

<u>Abbildung</u>		<u>Seite</u>
40	Vergleichsspannungen in einem indirekt elektrisch beheizten Hüllrohr ohne Abstandshalter.	70
41	Vergleichsspannungen in einem indirekt elektrisch beheizten Hüllrohr mit 6 integralen Abstandshalterrippen, scharfkantiger Übergang vom Hüllrohr zu den Rippenflanken.	71
42	Vergleichsspannungen in einem indirekt elektrisch beheizten Hüllrohr mit 6 integralen Abstandshalterrippen, Übergangsradius zwischen dem Hüllrohr und den Rippenflanken.	72
43	Vergleichsspannungen in einem direkt elektrisch beheizten Hüllrohr ohne Abstandshalter.	73
44	Vergleichsspannungen in einem direkt elektrisch beheizten Hüllrohr mit 6 integralen Abstandshalterrippen, scharfkantiger Übergang vom Hüllrohr zu den Rippenflanken.	74
45	Vergleichsspannungen in einem direkt elektrisch beheizten Hüllrohr mit 6 integralen Abstandshalterrippen, Übergangsradius zwischen dem Hüllrohr und den Rippenflanken.	75

1. EINLEITUNG

Eine Weiterentwicklung des Druckwasserreaktors (DWR) heutiger Bauart eröffnet die Möglichkeit, die Konversionsrate auf etwa 0,95 zu steigern und damit eine verbesserte Uranausnutzung zu erzielen. Somit könnte der Fortgeschrittene Druckwasserreaktor (FDWR) ein Zwischenglied zu den heute marktgängigen Leichtwasserreaktoren (LWR) und den in der Entwicklung stehenden Schnellen Brutreaktoren (SBR) bilden.

Der wesentliche Vorteil eines hochkonvertierenden FDWR besteht darin, auf der bekannten und bewährten DWR-Technologie aufzubauen. Eine Erhöhung der Konversionsrate mittels Spektrumshärtung erfordert eine wesentliche Reduktion des Volumenverhältnisses von Kühlmittel (Moderator) zu Brennstoff. Konstruktiv führt dies zu einem engen Stabgitter und einer hexagonalen Anordnung der Brennstäbe ähnlich der eines SBR im Gegensatz zur quadratischen Struktur beim DWR. Bei Stababständen von nur etwa 1 bis 2 mm wird die Verwendung von Gitterabstandshaltern beim Übergang zu sehr enger Stabbündelgeometrie ($p/d \leq 1,12$) problematisch. Als geeignete Abstandshalterung bieten sich dann Drähte, die wendelförmig um die Stäbe gewickelt sind, oder Wendelrippen, die integraler Bestandteil der Hüllrohre sind, an [1], [2], [3].

Bereits in einem frühen Entwicklungsstadium des SBR wurden grundlegende Untersuchungen zur Verwendung von wendelförmigen Abstandshaltern durchgeführt [4], [5]. Kühlmittelquervermischung sowie Druckverlustbeiwerte bzw. Druckabfall wurden experimentell bestimmt und demonstrierten das günstige thermo- und fluiddynamische Verhalten dieses Abstandshalterkonzeptes [6], [7], [8]. In out-of-pile Untersuchungen bei Heißdampf- und Natriumströmung wurde über lange Einsatzzeiten eine ausgezeichnete mechanische Stabilität von Stabbündeln, deren Stäbe durch 6 wendelförmige integrale Rippen auf Abstand gehalten wurden, nachgewiesen [9], [10]. Nach ausführlichen Studien zur Herstellung und zerstörungsfreien Werkstoffprüfung [11] wurde das Rippenrohrkonzept im in pile Experiment Mol-7D durch Bestrahlung eines 19-Stabbündels erprobt [12]. Die Nachuntersuchungen des Stabbündels mit Hüllrohren aus dem austenitischen Stahl der Werkstoff-Nr. 1.4988 zeigen ein ausgezeichnetes Ergebnis für einen mittleren Abbrand von rund 80 MWd/kg M im epithermischen Fluß des BR 2 [13].

Als Hüllrohrmaterial für den FDWR sind Zircaloy, das im DWR Verwendung findet, und Edelstahl in der Diskussion. Hinsichtlich der Neutronenökonomie sind beide Materialien etwa gleichwertig. Erste theoretische und experimentelle Untersuchungen zum Hochtemperatur-Verformungsverhalten von Zircaloy- und Stahlhüllrohren [14] führten zu Umfangsdehnungen von Stahlrohren, die deutlich unterhalb der entsprechenden Werte von Zircaloy liegen. Dies gilt insbesondere für Stahlhüllrohre mit integralen Wendelrippen. Die Bersttemperaturen der Stahlhüllrohre sind um 200 K höher als bei Zircaloy-Hüllrohren. Im Hinblick auf das Notkühlverhalten der kompakten FDWR Kerngeometrie wird derzeit der Verwendung von Stahlhüllrohren Vorrang eingeräumt.

Ein offenes thermo-hydraulisches Problem eng gepackter Stabbündel ist u.a. der Nachweis eines ausreichenden Sicherheitsabstandes von der kritischen Heizflächenbelastung (KHB) beim Umschlagen von Blasen- in Filmsieden, das einen um Größenordnungen geringeren Wärmeübergangskoeffizienten aufweist. Die Kühlung der Brennstäbe muß so ausgelegt sein, daß die tatsächliche maximale Heizflächenbelastung des Brennstabes mindestens um den Faktor 1,3 unterhalb der KHB liegt, damit hinreichende Sicherheit gegen Burnout gegeben ist [15]. Bislang wurden zwar zahlreiche KHB-Beziehungen entwickelt, die aber fast ausschließlich für konventionelle LWR oder SBR entwickelt wurden. Nur wenige Experimente wurden bekannt, bei denen enge, hexagonale Stabgitter bei hohen volumetrischen Leistungsdichten wie denen eines FDWR untersucht wurden. Die Auswirkungen von wendelförmigen Abstandshaltern auf den kritischen Wärmefluß blieben in den bekannten empirischen Formeln unberücksichtigt. Erst vor kurzem wurde eine neue Korrelation für den kritischen Wärmestrom aufgestellt [16], wobei die von der Geometrie abhängigen Parameter aufgrund einer umfassenden Auswertung der verfügbaren Informationen angepaßt wurden. Die Korrelation liefert maximal zulässige Wärmeflußverteilungen längs der Stabachse, die bei enger Stabgeometrie und Verwendung von Hüllrohren mit integralen Wendelrippen niedriger sind als die entsprechenden DWR-Werte.

Da die Kenntnis der KHB wichtig für die Auslegung sowie die Genehmigung und den Betrieb des FDWR ist, werden begleitend zu KHB-Versuchen der KWU in Wasser Versuche in Frigen-12 an einem 37-Stabbündel im KfK durchgeführt. Diese Versuche mit enger hexagonaler Stabgeometrie und Stahlhüllrohren mit wendelförmigen integralen Abstandshalterrippen sollen eine breite Datenbasis zur Entwicklung geeigneter KHB-Korrelationen sowie für Rechenprogramme zur Unterkanalanalyse liefern. Diese Versuche sollen u.a. klären, ob nicht die

vom Rippenrohrkonzept erwartete vorteilhafte Auswirkung auf die KHB durch lokale Erhöhungen des Wärmeflusses am Umfang der Hüllrohrgeometrie geschmälert wird. Die im Folgenden beschriebenen theoretischen Untersuchungen befassen sich mit der Ermittlung von stationären Temperatur- und Wärmeflußverteilungen sowie Spannungsfeldern in Hüllrohren unterschiedlicher Geometrie und unterschiedlicher Beheizungsart bei vorgegebenen Randbedingungen.

2. THERMISCHE SIMULATION VON BRENNSTÄBEN DURCH ELEKTRISCH BEHEIZTE STÄBE

Die Kenntnis der Temperaturverteilung in den Hüllrohren und im Brennstoff dicht gepackter Brennstäbe stellt ein wichtiges Problem bei der Auslegung von Brennelementen dar. Bei der experimentellen Untersuchung der Temperaturfelder, der Wärmestromdichte an der Oberfläche der Hüllrohre und des Wärmeübergangs von der Staboberfläche in das Kühlmittel werden die Brennelemente von Kernreaktoren vorzugsweise durch indirekt elektrisch beheizte Stäbe simuliert. In speziellen Experimenten kommen auch direkt elektrisch beheizte Hüllrohre zum Einsatz, die den Vorteil haben, daß bei hoher thermischer Belastung die Temperaturen unterhalb der maximal zulässigen Grenzwerte bleiben. Die Heizstäbe sollen nach Möglichkeit folgenden Anforderungen genügen:

- gleiche äußere Geometrie wie die zu simulierenden Brennstäbe,
- hohe Stableistungen von 500 bis 750 W/cm bei Kühlmitteltemperaturen bis zu etwa 400 °C,
- gleiche Temperatur- und Wärmestromverteilung über dem Stabumfang wie bei einem Brennstab mit gleicher Kühlkanalgeometrie,
- meßtechnische Erfäßbarkeit der Hüllrohrtemperaturen,
- zuverlässiges Funktionieren über Standzeiten von mehreren hundert Stunden.

Zur Klärung der Frage, wie genau sich nun wirklich die in einem Reaktor vorliegenden stationären Verhältnisse mit Hilfe indirekt oder auch direkt elektrisch beheizter Stäbe simulieren lassen wurden Temperaturverteilung, Wärmestromverteilung an der Staboberfläche und Spannungsverteilung berechnet für

- nuklear beheizte Stäbe, (Fall 1),
- indirekt elektrisch beheizte Stäbe, (Fall 2),
- direkt elektrisch beheizte Stäbe, (Fall 3).

In den Vergleich einbezogen wurden Stäbe mit unterschiedlicher Geometrie der Hüllrohre

- glatte Hüllrohre ohne Abstandshalter, (Fall a),
- Hüllrohre mit sechs integralen Abstandshalterrippen und scharfkantigem Übergang vom Hüllrohr zu den parallelen Rippenflanken, (Fall b),
- Hüllrohre mit sechs integralen Abstandshalterrippen und einem Übergangsradius zwischen dem Hüllrohr und den parallelen Rippenflanken, (Fall c).

3. RECHENMODELLE

Um Aussagen über das thermische Verhalten von FDWR-Brennstäben und deren Simulatoren machen zu können, wurden die stationären Temperaturfelder in den Stäben unter Verwendung des Finite Element (FE) Programmes ADINAT [17] berechnet. Die physikalischen Stoffdaten (Wärmeleitfähigkeit, Dichte und spezifische Wärme) [18], [19], [20] wurden als Funktionen der Temperatur in das FE-Programm eingelesen.

Für die Bestimmung der Beanspruchung der Hüllrohre von FDWR-Brennstäben und deren Simulatoren wurden die stationären Wärmespannungen infolge von Temperaturgradienten und unterschiedlicher Wärmedehnungen mit Hilfe des FE-Programmes ADINA [21] berechnet. Die Stoffdaten (Elastizitätsmodul, Querkontraktionszahl und Wärmeausdehnungszahl) wurden soweit erforderlich als Funktionen der Temperatur eingelesen.

3.1 Stab- und Abstandshaltergeometrie

Die Abbildung 1 zeigt schematisch hexagonale Stabanordnungen mit unterschiedlichen Abstandshalterkonzepten, nämlich

- Abstandshaltergitter,
- 1 wendelförmiger Abstandshalterdraht je Stab,
- 6 wendelförmige integrale Abstandshalterrippen je Hüllrohr.

Die Hauptströmung erfolgt in axialer Richtung. Durch wendelförmige Abstandshalter wird eine Quervermischung bewirkt, deren Intensität von der Wendelsteigung und dem Stabteilungsverhältnis p/d abhängt [6].

Die Abbildungen 2, 3 und 4 zeigen jeweils einen 30° -Ausschnitt von nuklear beheizten Stäben mit unterschiedlicher äußerer Hüllrohrgeometrie. Das Stahlhüllrohr aus Werkstoff-Nr. 1.4970 hat in allen untersuchten Fällen (1 bis 3 und a bis c) einen Außendurchmesser von 9,5 mm und eine Wandstärke von 0,5 mm. Ein heliumgefüllter Gasspalt von 0,05 mm wurde für die Temperaturrechnungen modelliert. Die integralen Wendelrippen haben eine Höhe und eine Breite von jeweils 1,0 mm. Sofern ein Übergangsradius zwischen dem Hüllrohr und den parallelen Rippenflanken vorgesehen ist, hat dieser eine Abmessung von 0,5 mm. Die Wärmequelle befindet sich im Brennstoff.

Die Abbildungen 5, 6 und 7 zeigen 30°-Ausschnitte von indirekt elektrisch beheizten Stäben, deren Hüllrohre dieselben geometrischen Abmessungen haben wie diejenigen der nuklear beheizten Stäbe. Die Hüllrohre dieses Heizstabkonzeptes umgeben die eigentlichen Heizstäbe, deren Heizelemente aus Stahl (1.4970) mit Bornitrid gegen dickwandige Füllkörper aus Stahl (1.4970) elektrisch isoliert sind. Ein Spaltwiderstand zwischen den Heizstäben mit einem Außendurchmesser von 8,5 mm und den glatten bzw. berippten Hüllrohren wurde in den ADINAT-Rechnungen vernachlässigt. Die Wärmequelle befindet sich im Heizelement.

Die Abbildungen 8, 9 und 10 zeigen 30°-Ausschnitte von direkt elektrisch beheizten Rohren, die in den Vergleich einbezogen wurden. Die Wärmequelle befindet sich im Hüllrohr.

Abbildung 11 zeigt am Beispiel eines indirekt elektrisch beheizten Stabes die Aufteilung der Stabgeometrie in insgesamt 330 Elemente und 1000 Knoten für die FE-Rechnungen zur Bestimmung der Temperaturfelder und des Wärmestroms an der äußeren Oberfläche des Hüllrohres.

3.2 Randbedingungen

In den Tabellen 1 bis 3 sind die Randbedingungen für die FE-Rechnungen zur Ermittlung der Temperaturen und Wärmeströme zusammengefaßt. Für die untersuchten Hüllrohrgeometrien wurde jeweils eine Stabileistung 716,3 W/cm angenommen, die aus einer mittleren Wärmestromdichte von 240 W/cm² für eine Stabgeometrie ohne Abstandshalterrippen resultiert. Angenommen wurden ein konstanter Wärmeübergangskoeffizient von 50 W/(cm² K) am Stabumfang, einschließlich der Rippenflanken und der Rippenköpfe, und eine konstante Kühlmitteltemperatur von 345 °C, was einer Sättigungstemperatur von 160 bar entspricht. Die Annahme eines über den Stabumfang konstanten Wärmeübergangskoeffizienten stellt mit Sicherheit eine idealisierte Bedingung dar, wodurch die Effekte einer Kühlmittelquervermischung durch Abstandshalterrippen vernachlässigt werden.

4. TEMPERATURFELDER

Die Abbildungen 12 bis 19 zeigen die Isothermenfelder in den Hüllrohren für unterschiedlich beheizte Stäbe (Fall 1 bis 3) und unterschiedliche Geometrie der Hüllrohre (Fall a bis c). Dargestellt sind jeweils 30° -Ausschnitte, ein repräsentativer Ausschnitt zwischen zwei Symmetrieachsen ($\theta=0^\circ$ und $\theta=30^\circ$). Auf den Symmetrieachsen herrschen adiabate Randbedingungen. Die gestrichelten Linien zeigen die Diskretisierung der jeweiligen Hüllrohrgeometrie in Elemente entsprechend den Eingabedaten für die FE-Rechnungen mit ADINAT. Die Isothermen sind jeweils im Abstand von 5 K dargestellt und mit Buchstaben in alphabetischer Reihenfolge markiert. Eine Zuordnung in Grad Celsius ist aufgelistet. Die Extremwerte der Temperaturen sind sowohl in den Diagrammen als auch in den Tabellen 4, 5 und 6 eingetragen.

4.1 Nuklear beheizte Stäbe

Abbildung 12 zeigt das Temperaturfeld in einem glatten Hüllrohr eines Brennstabes ohne Abstandshalter (Fall 1a). Der Temperaturgradient in radialer Richtung zwischen der inneren und der äußeren Oberfläche des Hüllrohres beträgt konstant über den Stabumfang etwa 66 K ($T_i = 416^\circ\text{C}$, $T_a = 350^\circ\text{C}$).

Abbildung 13 zeigt das Temperaturfeld in einem Hüllrohr mit sechs integralen Abstandshalterrippen und scharfkantigem Übergang vom Hüllrohr zu den parallelen Rippenflanken bei nuklearer Beheizung (Fall 1b). Die maximale Temperatur stellt sich an der inneren Oberfläche des Hüllrohres auf der Symmetrieachse durch die aufgezogenen Rippen ein ($\theta = 0^\circ$) und beträgt 431°C . Die niedrigste Temperatur stellt sich am Übergang von den parallelen Rippenflanken zu den Rippenköpfen ein und ist nahezu identisch mit der Kühlmitteltemperatur von 345°C . Im "freien" Hüllrohrbereich zwischen zwei Abstandshalterrippen, d.h. auf der Symmetrieachse ($\theta = 30^\circ$) des untersuchten 30° -Ausschnittes, werden das Temperaturfeld und damit die Temperaturdifferenz zwischen der inneren und äußeren Oberfläche des Hüllrohres ($T_i = 416^\circ\text{C}$, $T_a = 350^\circ\text{C}$) nicht durch die integralen Rippen beeinflusst und entsprechen den Werten, die bei einem Hüllrohr ohne Rippen (Fall 1a) ermittelt wurden.

Ein Übergangsradius von $r = 0,5$ mm zwischen dem Hüllrohr und den parallelen Rippenflanken eines Brennstabes (Fall 1c) bewirkt eine Änderung des Temperaturfeldes. In Abbildung 14 ist der Verlauf der Isothermen dargestellt. Die

maximale Temperatur wird an der inneren Oberfläche des Hüllrohres in der Mitte unter dem Rippenfuß festgestellt und beträgt 439 °C. Am Rippenkopf stellt sich eine Temperatur von 345 °C ein. Im "freien" Hüllrohrbereich zwischen zwei Abstandshalterrippen ($\theta=30^\circ$) bleiben die Temperaturen und Temperaturdifferenzen unbeeinflusst von der äußeren Hüllrohrgeometrie, ($T_i = 417 \text{ °C}$, $T_a = 350 \text{ °C}$).

4.2 Indirekt elektrisch beheizte Stäbe

Im Gegensatz zu nuklear beheizten Stäben, bei denen die Wärme über den großen Querschnitt des Brennstoffes gleichmäßig verteilt freigesetzt wird, ist bei indirekt elektrisch beheizten Stäben die Wärmefreisetzung auf das Heizelement mit der kleinen Querschnittsfläche konzentriert, wodurch die Wärmequelle relativ weit von der gekühlten Staboberfläche entfernt ist. Andererseits sind aber die Wärmeleitfähigkeiten des elektrischen Isolators (BN) und des Füllkörpers (1.4970) größer als die des Brennstoffes und des heliumgefüllten Gasspaltes.

Abbildung 15 zeigt das Isothermenfeld in einem glatten Hüllrohr ohne Abstandshalter eines indirekt elektrisch beheizten Stabes (Fall 2a). Dieses Ergebnis entspricht genau demjenigen eines nuklear beheizten Stabes (Fall 1a, Abb. 12).

Abbildung 16 zeigt das Temperaturfeld in einem Hüllrohr mit sechs integralen Abstandshalterrippen und scharfkantigem Übergang vom Hüllrohr zu den parallelen Rippenflanken bei indirekt elektrischer Beheizung (Fall 2b). Qualitativ entspricht das Ergebnis weitgehend dem des zu simulierenden Brennstabes (Fall 1b, Abb. 13). Die maximale Hüllrohrtemperatur ist aber mit 426 °C um 5 K niedriger als an der entsprechenden Stelle eines Brennstabes. Abbildung 21 zeigt einen Vergleich der Temperaturen an der inneren Oberfläche von Hüllrohren bei nuklearer und indirekt elektrischer Beheizung. Als Folge der örtlich unterschiedlichen Wärmefreisetzung und der unterschiedlichen Wärmeleitfähigkeit der verwendeten Werkstoffe ist bei einem indirekt elektrisch beheizten Stab die azimutale Temperaturvariation weniger ausgeprägt als bei einem Brennstab. Damit entsprechen die Ergebnisse dieser Untersuchungen jenen früherer Studien zur thermischen Simulation von Brennstäben durch indirekt elektrisch beheizte Stäbe [22], [23], wobei das thermodynamische Verhalten verschiedener Typen von Heizstäben gleichen Durchmessers wie des Brennstabes

bei exzentrischer Anordnung in einem kreisrunden natriumgekühlten Kühlkanal betrachtet wurde.

Abbildung 17 zeigt den Einfluß eines Übergangsradius zwischen dem Hüllrohr und den parallelen Rippenflanken auf die Isothermen eines indirekt elektrisch beheizten Stabes (Fall 2c). Das dargestellte Isothermenfeld unterscheidet sich im allgemeinen nur wenig von demjenigen eines Brennstabes mit gleicher Hüllrohrgeometrie (Fall 1c, Abb. 14). Die maximale Hüllrohrtemperatur des indirekt elektrisch beheizten Stabes beträgt $431\text{ }^{\circ}\text{C}$ und ist somit um etwa 8 K niedriger als bei dem vergleichbaren Brennstab mit einem Maximum von $439\text{ }^{\circ}\text{C}$. Abbildung 22 verdeutlicht, daß sich wiederum eine geringere azimutale Temperaturvariation an der inneren Oberfläche des indirekt elektrisch beheizten Stabes einstellt als bei dem Brennstab mit vergleichbarer äußerer Hüllrohrgeometrie.

4.3 Direkt elektrisch beheizte Stäbe

Indirekt elektrisch beheizte Stäbe haben gegenüber direkt elektrisch beheizten Hüllrohren den Nachteil, daß ihre thermische Leistung primär durch maximal zulässige Stromleitertemperaturen begrenzt werden. Daher werden in den vorliegenden Vergleich direkt beheizte Hüllrohre einbezogen. Für das Rechenmodell wird eine gleichmäßige Freisetzung der Wärme über den Rohrquerschnitt angenommen, so daß Wärmequelle und Wärmesenke näher beieinander liegen als im Fall indirekter Beheizung.

Abbildung 18 zeigt das Isothermenfeld in einem direkt beheizten glatten Hüllrohr ohne Abstandshalter (Fall 3a). Der radiale Temperaturgradient beträgt nur noch 33 K gegenüber 66 K bei indirekter Beheizung (Fall 1a, Abb. 12 sowie Fall 2a, Abb. 15).

Die Abbildungen 19 und 20 zeigen die Situationen für direkt beheizte Hüllrohre mit 6 integralen Abstandshalterrippen, wobei die Rippen (Fall 3b) bzw. die Rippen und die durch die Übergangsradien (Fall 3c) zusätzlich entstandenen Querschnittsflächen mit Wärmequellen behaftet sind, so daß wiederum eine Stableistung von $716,3\text{ W/cm}$ erreicht wird. Die maximalen Temperaturen sind in beiden Fällen um etwa 40 K niedriger als bei nuklearer und indirekt elektrischer Beheizung. Andererseits werden bedingt durch den Ort der Wärmeentwicklung die Rippenköpfe etwas heißer als in den Vergleichsfällen.

5. VERTEILUNG DER WÄRMESTROMDICHTEN AN DER ÄUSSEREN OBERFLÄCHE DER HÜLLROHRE

Unabhängig von der Beheizungsart, ob nuklear, indirekt oder direkt elektrisch, ergibt sich für ein glattes Hüllrohr ohne Abstandshalter (Fälle 1a, 2a und 3a) an dessen äußerer Oberfläche stets eine konstante Wärmestromdichte von 240 W/cm^2 .

Bei Verwendung von Hüllrohren mit sechs integralen Abstandshalterrippen ohne bzw. mit Übergangsradius zwischen dem Hüllrohr und den parallelen Rippenflanken deutet der Verlauf der Isothermen (Abbn. 13 und 14 bei nuklearer Beheizung, Abbn. 16 und 17 bei indirekter elektrischer Beheizung sowie Abbn. 19 und 20 bei direkter elektrischer Beheizung) schon an, daß ein ausgeprägter Wärmestrom auf die Ecke zwischen dem Hüllrohr und den parallelen Rippenflanken fließt.

Die Abbildungen 23 und 24 (Fälle 1b und 1c) zeigen die örtlichen Wärmeströme an der Oberfläche nuklear beheizter Stäbe. Wie schon bei der Betrachtung der Temperaturfelder festgestellt werden konnte, wird im "freien" Rohrbereich zwischen zwei Abstandshalterrippen, d.h. auf der Symmetrieachse bei $\theta = 30^\circ$, der örtliche Wärmestrom kaum durch die integralen Rippen beeinflusst und entspricht nahezu demjenigen eines glatten Hüllrohres ohne Rippen. Mit abnehmendem Abstand von den Rippen in azimuthaler Richtung nimmt der örtliche Wärmestrom ganz allmählich zu und erreicht am Übergang vom Hüllrohr zur Rippe das Maximum, dessen Wert wiederum durch die geometrische Ausgestaltung des Überganges vom Hüllrohr zur parallelen Rippenflanke bestimmt wird. Tabelle 4 weist bei nuklearer Beheizung Werte von 339 bzw. 327 W/cm^2 aus. Entlang den parallelen Rippenflanken in Richtung auf die Rippenköpfe nehmen die lokalen Wärmeströme wiederum stark ab, während über die Rippenköpfe kaum noch Wärme an das Kühlmittel übertragen wird.

Die Abbildungen 25 und 26 (Fälle 2b und 2c) zeigen die örtlichen Wärmeströme an der Oberfläche von indirekt elektrisch beheizten Stäben. Im "freien" Rohrquerschnitt zwischen zwei Abstandshalterrippen ist der örtliche Wärmestrom geringfügig höher als bei einem glatten Hüllrohr ohne Abstandshalterrippen oder als an der entsprechenden Stelle eines nuklear beheizten Stabes mit sechs integralen Wendelrippen. Umgekehrt sind die maximalen örtlichen Wärmeströme im Bereich des Überganges vom Hüllrohr zu den parallelen Rippenflanken mit 329 bzw. 316 W/cm^2 (Tabelle 5) geringfügig niedriger als an den gleichen

Stellen eines nuklear beheizten Stabes mit derselben Hüllrohrgeometrie. Rippenflanken und Rippenköpfe tragen zur Wärmeabfuhr an das Kühlmittel etwa im gleichen Umfang bei wie im Falle der nuklearen Beheizung.

Die Abbildungen 27 und 28 (Fälle 3b und 3c) zeigen schließlich die Variation des örtlichen Wärmestromes an der Oberfläche von direkt beheizten Hüllrohren. Im "freien" Rohrquerschnitt zwischen zwei Abstandshalterrippen ist der Wärmestrom mit 170 bzw. 166 W/cm^2 wesentlich geringer als beim glatten Hüllrohr ohne Abstandshalter, da ein erheblicher Teil der Wärme, nämlich 30,0 bzw. 31,5 Prozent, in den Rippen freigesetzt werden. Die maximalen lokalen Wärmeströme (Tabelle 6) treten auch bei direkt elektrischer Beheizung des Hüllrohres im Bereich des Übergangs vom Hüllrohr zu den parallelen Rippenflanken auf und betragen 305 bzw. 294 W/cm^2 . Die örtlichen Wärmeströme an den Rippenflanken und Rippenköpfen sind im Vergleich zu indirekt beheizten Stäben erwartungsgemäß höher.

Um den Einfluß der Hüllrohrgeometrie und der Beheizungsart auf die Variation des örtlichen Wärmestromes noch zu verdeutlichen, ist es zweckmäßig, die örtliche Wärmestromdichte q''_{lok} durch Division mit einer mittleren Wärmestromdichte q''_{m} zu normieren. Bei nuklearer und indirekt elektrischer Beheizung wird der örtliche Wärmestrom an der Oberfläche der Rippenrohre mit dem Wärmestrom normiert, der sich an der Oberfläche eines glatten Hüllrohres ohne Abstandshalter einstellt (Bezugswert 240 W/cm^2). Eine derartige Normierung bietet sich an, nachdem festgestellt wurde, daß im "freien" Rohrbereich zwischen zwei Abstandshalterrippen, das Isothermenfeld und damit die Temperaturdifferenz zwischen der inneren und äußeren Oberfläche der Hüllrohre kaum durch die integralen Rippen beeinflusst wird und nahezu einem glatten Hüllrohr ohne Abstandshalter entspricht. Außerdem hat sich gezeigt, daß bei indirekter Beheizung die Rippenköpfe weitgehend "kalt" bleiben und somit kaum zur Wärmeabfuhr an das Kühlmittel beitragen.

Andererseits muß bei direkt elektrischer Beheizung der Hüllrohre mit dem mittleren Wärmestrom normiert werden, der aus der Stableistung und der gesamten gekühlten Staboberfläche d.h. Hüllrohr, Rippenflanken und Rippenköpfe, resultiert, da etwa 30 Prozent der entwickelten Wärme in den sechs integralen Rippen entsteht. In Tabelle 6 sind die entsprechenden Bezugswerte für die Normierung aufgelistet.

Die Abbildungen 29 bis 32 zeigen die Variation des normierten örtlichen Wärmestroms an der Oberfläche indirekt beheizter Stäbe. Es zeigt sich, daß im Übergangsbereich zwischen dem Hüllrohr und den parallelen Rippenflanken die örtliche Wärmestromdichte gegenüber der mittleren Wärmestromdichte von 240 W/cm^2 um etwa 30 bis 40 Prozent höher ist (Tabellen 4 und 5), wobei die Überhöhung abhängt von der Beheizungsart und der geometrischen Form des Übergangsbereichs. Bei gleicher Hüllrohrgeometrie ist die Variation des normierten Wärmestromes bei indirekt elektrischer Beheizung etwas geringer als bei nuklearer Beheizung. Die Ursache hierfür sind die Unterschiede im Ort der Wärmefreisetzung und in der Wärmeleitfähigkeit von Brennstoff und heliumgefüllten Spalt einerseits sowie von Heizelement, elektrischem Isolator und Füllkörper andererseits. Generell kann man aber feststellen, daß indirekt elektrisch beheizte Stäbe des vorgesehenen Aufbaus (Abbn. 6 und 7) die thermischen Verhältnisse von Brennstäben (Abbn. 3 und 4) gut simulieren. Weniger aus Gründen der thermischen Simulationsqualität als mit Rücksicht auf die Fertigung von Stahlhüllrohren mit sechs integralen Wendelrippen sollte ein Übergangsradius zwischen Hüllrohr und paralleler Rippenflanke vorgesehen werden.

Bei direkt elektrisch beheizten Hüllrohren ergeben sich Überhöhungen des normierten Wärmestromes von 67 bzw. 65 Prozent, wie aus den Abbildungen 33 und 34 bzw. Tabelle 6 zu entnehmen ist. Zur Simulation der Brennstäbe in den geplanten KHB-Versuchen sind direkt beheizte Hüllrohre nicht geeignet, da mit ihnen eine realistische Nachbildung des örtlichen Wärmestroms unmöglich ist.

6. SPANNUNGSFELDER IN DEN HÜLLROHREN

Die Temperaturgradienten in den Hüllrohren induzieren thermische Spannungen. Daher wurde an die Berechnung der Hüllrohrtemperaturen eine Spannungsanalyse angeschlossen, wobei vor allem die Größe der thermischen Spannungen in den Rippenrohren von Interesse waren. Hierbei sind die Spannungen an den Rippenfüßen von besonderer Bedeutung, wo auf Grund der Kerbwirkung einerseits und des erhöhten Wärmeflusses andererseits lokale Spannungsüberhöhungen zu erwarten sind.

Zunächst wird ein kurzer Abriß der Theorie thermischer Spannungen für einen isotropen Werkstoff mit linear elastischem Materialverhalten gegeben [24]. Anschließend werden die Berechnungen der thermischen Spannungsfelder, die mit der Methode der Finiten Elemente durchgeführt wurden, erläutert und die Ergebnisse diskutiert.

6.1 Beschreibung eines mehrachsigen Spannungszustandes in einem belasteten Körper

Der in jedem Punkt (x,y,z) herrschende Spannungszustand läßt sich durch den Spannungstensor

$$\sigma_{ij} = \begin{pmatrix} \sigma_{11} & \sigma_{12} & \sigma_{13} \\ \sigma_{21} & \sigma_{22} & \sigma_{23} \\ \sigma_{31} & \sigma_{32} & \sigma_{33} \end{pmatrix} \quad (1)$$

beschreiben. Dabei stehen die Werte 1,2,3 für die Koordinaten x,y,z . Die in der Hauptdiagonalen stehenden Größen sind die Normalspannungen, die Größen mit den gemischten Indizes sind die Schubspannungen, z. B. $\sigma_{12} = \tau_{xy}$. Wegen der Gleichheit der einander zugeordneten Schubspannungen ist der Spannungstensor symmetrisch, d. h. es gilt $\sigma_{ij} = \sigma_{ji}$ für jedes Wertepaar (i,j) .

Betrachtet man ein differentielles Volumenelement $dx \cdot dy \cdot dz = dx_1 \cdot dx_2 \cdot dx_3$ eines belasteten Körpers, so wirken auf die Seitenflächen $dx_j \cdot dx_k$ innere Kräfte. Die auf die Fläche i bezogenen Kräfte, die Spannungen s_i können dann zerlegt werden in Komponenten

$$\vec{s}_i = \sigma_{ii} \cdot \vec{n}_i + \sigma_{ij} \cdot \vec{n}_j + \sigma_{ik} \cdot \vec{n}_k$$

wobei i, j, k die Werte 1, 2, 3 annehmen und \vec{n}_i für den Einheitsvektor in Richtung x_i steht.

Ein Kriterium für die Beurteilung der Belastung eines Bauteiles ist das Auftreten von plastischen Verformungen. Bei einem einachsigen Spannungszustand beginnen diese, sobald die angelegte Spannung die Fließgrenze σ_F erreicht. Thermische Spannungen sind aber typischerweise mehrachsige Belastungen. Für den allgemeinen (räumlichen) Spannungszustand kann der Fließbeginn nicht ohne weiteres durch Betrachtung einzelner Spannungskomponenten angegeben werden. In der Plastizitätstheorie kommt dem Spannungsdeviator S_{ij} besondere Bedeutung zu. Da Fließen der Metalle nahezu unabhängig von einem allseitig gleichen (hydrostatischen) Spannungszustand erfolgt, spaltet man den hydrostatischen Spannungszustand

$$\sigma = \frac{1}{3} \cdot (\sigma_{11} + \sigma_{22} + \sigma_{33}) = \frac{1}{3} \cdot I_1$$

ab. Der Spannungsdeviator ist dann definiert durch

$$S_{ij} = \sigma_{ij} - \sigma \cdot \delta_{ij}$$

Seine Invarianten, d. h. die Größen, die sich bei einer Drehung des Koordinatensystems nicht ändern, sind:

$$I_1 = S_{11} + S_{22} + S_{33} = 0 \tag{2}$$

$$I_2 = \frac{1}{2} \cdot \sum_{i=1}^3 \sum_{j=1}^3 S_{ij} \cdot S_{ij}$$

$$= \frac{1}{6} \cdot [(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + (\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + (\sigma_{33} - \sigma_{11})^2] + \sigma_{12}^2 + \sigma_{23}^2 + \sigma_{31}^2 \tag{3}$$

$$I_3 = \text{Det } |S_{ij}| \tag{4}$$

Mit der zweiten Deviator-Invarianten I_2 kann man einen einfachen Zusammen-

hang zwischen einem allgemeinen und einem einachsigen Spannungszustand erstellen sowie ein einfaches Gesetz, das VON MISES Kriterium einführen. Dieses folgt aus der Tatsache, daß man I_2 einmal durch einen allgemeinen Spannungszustand nach Gleichung (3), zum anderen durch eine einachsige Vergleichsspannung σ_v ausdrücken kann:

$$I_2' = \frac{1}{3} \cdot \sigma_v^2 \quad (5)$$

bzw.

$$I_2' = \frac{1}{3} \cdot \sigma_F^2$$

für die Fließspannung.

Für $|\sigma_v| \geq \sigma_F$ werden plastische Verformungen erwartet. Die Definition von σ_v durch die Invariante I_2 ermöglicht, eine Forderung für ein Plastifizierungskriterium, die Unabhängigkeit von der Wahl des Koordinatensystems, trivial zu erfüllen.

Die Formänderung eines Körpers beschreibt man durch die Lageänderung seiner einzelnen Punkte $u_i (x_1, x_2, x_3)$, $i = 1, 2, 3$. Mit

$u_{i,j} = \frac{\partial u_i}{\partial x_j}$ definiert man einen (symmetrischen) Verzerrungstensor

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1}{2} \cdot (u_{i,j} + u_{j,i}). \quad (6)$$

Die Elemente mit $i = j$ sind die Dehnungen, die Elemente mit $i \neq j$ die (halbe) Änderung der rechten Winkel eines differentiellen kubischen Volumenelementes am Punkt (x_1, x_2, x_3) .

Das HOOKE'sche Spannungs-Dehnungsgesetz für einen isotropen Werkstoff im elastischen Bereich lautet in Tensorform

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1}{E} \cdot [(1 + \nu) \cdot \sigma_{ij} - \nu \cdot \delta_{ij} \cdot \sigma_{kk}]. \quad (7)$$

Dabei bedeuten:

$$\sigma_{kk} = \sigma_{11} + \sigma_{22} + \sigma_{33} = 3 \cdot \sigma$$

E

hydrostatischer Spannungszustand

Elastizitätsmodul

ν

POISSON'sche Querkontraktionzahl.

Ist α der lineare thermische Ausdehnungskoeffizient, so kann für ein Temperaturfeld $T(x_i)$ die Spannungs-Dehnungsrelation beschrieben werden durch:

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1}{E} \cdot [(1 + \nu) \cdot \sigma_{ij} - \nu \cdot \delta_{ij} \cdot \sigma_{kk}] + \delta_{ij} \cdot \alpha \cdot T \quad (8)$$

Die Spannungsfelder, die dieses thermoelastische Gesetz für die gegebenen Temperaturfelder in den Hüllrohren erfüllen, werden mit dem FE-Programm ADINA berechnet.

6.2 Berechnung der thermischen Spannungsfelder

Für die bereits diskutierten Temperaturfelder in Hüllrohren unterschiedlicher Geometrie bei nuklearer, indirekt sowie direkt elektrischer Beheizung werden die induzierten thermischen Spannungen berechnet.

Die Berechnungen wurden mit der Methode der Finiten Elemente durchgeführt. Verwendet wurde das FE-Programm ADINA [23]. Zur Lösung der Differentialgleichung (8) wurden die physikalischen Werkstoffdaten für den Elastizitätsmodul E , die Querkontraktionszahl ν und die thermische Ausdehnung α der Literaturstelle [18] entnommen.

Es wurden zweidimensionale Rechnungen (2D) unter Verwendung der FE-Nodalierungen durchgeführt, die bereits für die Temperaturfeldrechnungen gewählt wurden. Aufgerufen wurde der in ADINA für 2D-Untersuchungen implementierte Sonderfall eines ebenen Verzerrungszustandes (EVZ), der für einen langen Zylinder von konstantem Querschnitt, bei eingespannten Enden und konstanter Linienbelastung längs der Mantelfläche modelliert ist.

Mit (u_1, u_2, u_3) als Verschiebungen in (x, y, z) -Richtung ist der EVZ gekennzeichnet durch:

$$u_1 = \text{konst.}, \quad \varepsilon_{11} = \varepsilon_{12} = \varepsilon_{13} = 0, \quad \sigma_{11} \neq 0.$$

Für Verschiebungen auf Symmetrieebenen muß die Normalkomponente identisch verschwinden. Aus der 30° -Symmetrie der Hüllrohre mit sechs integralen Abstandshalterrippen ergeben sich zusätzlich folgende Randbedingungen:

a) Entlang der Symmetrieebene $\theta = 0^\circ$ gilt $u_2 = 0$

b) Entlang der Symmetrieebene $\theta = 30^\circ$ gilt $u_2/u_3 = \text{tg}30^\circ \rightarrow u_3 = u_2 \cdot \sqrt{3}$

- Im FE-Programm ADINA werden diese Randbedingungen berücksichtigt, indem für
- der Freiheitsgrad u_2 entlang der Symmetrieebene bei der Berechnung der Steifigkeitsmatrix entfernt wird und für
 - die beiden Freiheitsgrade in y- und z-Richtung durch eine Gleichung gekoppelt werden (constraint equation).

Die Ausgabedaten eines ADINA-Rechenlaufes (Spannungen und Verschiebungen) wurden mit Hilfe eigener Programme weiterverarbeitet. So wird in ADINA keine Ausdehnung in x-Richtung berücksichtigt, d. h. es wird der spezielle Ansatz $u_1 = 0$ verwendet, was einer festen Einspannung in x-Richtung, der Stabachse, entspricht. Dies führt in der y,z-Richtung (Stabquerschnitt) zu einer mittleren Spannung der Form

$$\bar{\sigma}_{11} = \frac{\int_{ADINA} \sigma_{11}(y,z) \cdot dy \cdot dz}{\int F} \quad (9)$$

Bei langen Rohren, die sich an den Enden frei dehnen können, stellt sich aber eine Spannungsverteilung mit einem Mittelwert von $\bar{\sigma}_{11} = 0$ in axialer Richtung ein. Die "echten" Spannungen in x-Richtung lassen sich beschreiben durch:

$$\sigma_{11} = \sigma_{11}^{ADINA} - \bar{\sigma}_{11} \quad (10)$$

Dies liefert eine in x-Richtung kräftefreie Spannungsverteilung.

Spannungsfelder sind im ADINA-Output in kartesischen Koordinaten (x,y,z) angegeben. Diese wurden in für Rohre üblichere Polarkoordinaten (x,r,θ), also in Radial- und Tangentialkomponenten, umgerechnet. Daher ergibt sich:

$$\begin{aligned} \sigma_{rr} &= \sigma_{22} \cdot \cos^2\theta + \sigma_{33} \cdot \sin^2\theta + 2\sigma_{23} \cdot \sin\theta \cdot \cos\theta \\ \sigma_{\theta\theta} &= \sigma_{22} \cdot \sin^2\theta + \sigma_{33} \cdot \cos^2\theta - 2\sigma_{23} \cdot \sin\theta \cdot \cos\theta \\ \sigma_{r\theta} &= (-\sigma_{22} + \sigma_{33}) \cdot \sin\theta \cdot \cos\theta + \sigma_{23} \cdot (\cos^2\theta - \sin^2\theta) \end{aligned} \quad (11)$$

Im folgenden werden die thermischen Spannungen in den Hüllrohren diskutiert, die sich bei nuklearer Beheizung (Fall 1), indirekt elektrischer Beheizung (Fall 2) sowie direkt elektrischer Beheizung (Fall 3) der Stäbe ergeben, wobei die Hüllrohre eine unterschiedliche Geometrie haben, nämlich ohne Abstandshalterrippen (Fall a) sowie mit integralen Wendelrippen, deren Rippen-

füße scharfkantig ausgebildet (Fall b) bzw. mit einem Übergangsradius versehen sind (Fall c).

In Abbildung 35 sind die Spannungen im Hüllrohr in x-Richtung (Stabac hse), also normal zur Querschnittsebene, dargestellt, die sich bei nuklearer Beheizung und scharfkantigem Übergang vom Hüllrohr zu den parallelen Rippenflanken ergeben (Fall 1b). Die Linien gleicher Wärmespannungen haben einen Abstand von jeweils 20 MPa. Die maximale Zugspannung tritt mit 110 MPa am Übergang von Rippenflanken und Rohrgeometrie auf und fällt an der äußeren Oberfläche des Rohres in tangentialer Richtung nur geringfügig ab. Die maximale Druckspannung herrscht an der heißen inneren Oberfläche des Hüllrohres und erreicht einen Wert von 144 MPa. Von ähnlicher Größe sind die Tangentialspannungen $\sigma_{\theta\theta}$, wie aus Abbildung 36 entnommen werden kann. Im "Kerbgrund" der Rippen werden maximale Zugspannungen von 158 MPa induziert. An der Innenseite des Hüllrohres erreicht die Druckspannung einen Maximalwert von 127 MPa. Gegenüber den axialen (σ_{xx}) und den tangentialen ($\sigma_{\theta\theta}$) Wärmespannungen ist die Beanspruchung in radialer (σ_{rr}) Richtung gering, weshalb auf eine Darstellung dieser Spannungen verzichtet wird. Die in den Abbildungen 35 und 36 geplotteten Spannungsfelder weisen die höchsten Werte von allen Fällen auf, die in dieser Studie untersucht wurden. Für den Fall eines nuklear beheizten Stabes mit Übergangsradius zwischen dem Hüllrohr und den parallelen Rippenflanken (Fall 1c) reduziert sich z. B. die maximale Zugspannung in tangentialer Richtung auf 150 MPa.

Zum Vergleich der in den Hüllrohren infolge von unterschiedlicher Stabbeheizung und Rohrgeometrie induzierten Spannungen werden daher nur noch die VON MISES-Vergleichsspannungen angegeben, wobei das VON MISES-Kriterium nicht zwischen Zug- und Druckbeanspruchungen unterscheidet und stets nur positive Spannungen liefert. Für den Referenzfall 1b sind die Vergleichsspannungen in Abbildung 38 dargestellt. Die Maximalwerte von 135 MPa treten wiederum im Kerbgrund und an der inneren Oberfläche des Hüllrohres auf. In den Abbildungen 37 bis 45 sind die Vergleichsspannungen für die einzelnen Beheizungsarten und Hüllrohrgeometrien dokumentiert. In den Ergebnistabellen 4 bis 6 sind die maximalen Vergleichsspannungen für die untersuchten Fälle zusammengefaßt. Bei nuklearer und indirekt elektrischer Beheizung treten nahezu identische Belastungen der Hüllrohre auf, die deutlich höher sind als bei direkt elektrischer Beheizung. Dieser Unterschied war zu erwarten, da bei direkt beheizten Rohren die Temperaturgradienten geringer sind als Folge der unmittelbaren Nachbarschaft von Wärmequelle

im Hüllrohr und Wärmesenke im Kühlmittel. Bei indirekter Beheizung der Rippenrohre mit Übergangsradius am Rippenfuß liegen die Vergleichsspannungen mit 144 MPa geringfügig über den Werten, die für einen scharfkantigen Übergang vom Hüllrohr zu den parallelen Rippenflanken festgestellt wurden. In einem glatten Hüllrohr, d. h. ohne Abstandshalter, treten bei indirekter Beheizung Vergleichsspannungen mit Maximalwerten von 113 MPa auf, die um etwa 20 Prozent niedriger sind als bei Rippenrohren. Bei direkter Beheizung der Hüllrohre werden die Vergleichsspannungen im Vergleich zu indirekt beheizten Rohren nahezu halbiert.

Allgemein kann festgestellt werden, daß die ermittelten Vergleichsspannungen insgesamt deutlich unter 200 MPa liegen, so daß unter den diskutierten thermischen Belastungen keine plastischen Verformungen zu erwarten sind.

7. ZUSAMMENFASSUNG

Ein Problem eng gepackter FDWR-Brennstabbündel ist der Nachweis eines ausreichenden Sicherheitsabstands von der kritischen Heizflächenbelastung beim Umschlagen von Blasensieden in Filmsieden. Daher werden experimentelle Untersuchungen durchgeführt, um für die Entwicklung geeigneter KHB-Korrelationen sowie für Rechenprogramme zur Unterkanalanalyse eine breite Datenbasis bereitzustellen.

Bei enger Stabgitteranordnung stellen wendelförmige Abstandshalter in Form von Rippen als integraler Bestandteil der Hüllrohre die konstruktiv einfachere Lösung dar als die üblicherweise bei Leichtwasserreaktoren verwendeten Gitterabstandshalter. Von dem Rippenrohrkonzept wird außerdem eine vorteilhafte Auswirkung auf den kritischen Wärmestrom an der Oberfläche der Stäbe erwartet.

Zur qualitativen Bewertung dieses Abstandshalterkonzeptes und zur Vorbereitung von KHB-Experimenten wurden theoretische Untersuchungen über die Verteilung der Temperaturen in unberippten und berippten Hüllrohren durchgeführt, die lokale Wärmestromdichte am Umfang der untersuchten Hüllrohrgeometrien bestimmt und die Verteilung der Wärmespannungen in den Hüllrohren berechnet. Für die idealisierte Randbedingung eines an der Staboberfläche konstanten Wärmeübergangs, d. h. unter Vernachlässigung der Effekte der Kühlmittelquervermischung, wurden die stationären Temperatur- und Spannungsfelder in Hüllrohren von nuklear sowie indirekt und direkt elektrisch beheizten Stäben mit den FE-Programmen ADINAT und ADINA ermittelt.

Die Untersuchungen haben zu folgenden Ergebnissen geführt:

- a) Brennstäbe mit sechs Wendelrippen, die integraler Bestandteil der Hüllrohre sind, lassen sich nur mit indirekt elektrisch beheizten Stäben erfolgreich simulieren. Direkt elektrisch beheizte Stäbe eignen sich weniger, da ein erheblicher Teil der Wärme in den aufgezogenen Rippen erzeugt wird, was von beachtlichem Einfluß auf die Temperaturfelder in den Hüllrohren ist.
- b) Die örtliche Verteilung der Wärmestromdichte am Umfang eines indirekt elektrisch beheizten Stabes mit beripptem Hüllrohr entspricht derjenigen

eines Brennstabes mit gleicher Hüllrohrgeometrie. An den Rippenfüßen tritt eine lokale Überhöhung des normierten Oberflächenwärmestromes von maximal 37 Prozent auf, während bei einem Brennstab an der gleichen Stelle eine Überhöhung von 41 Prozent festgestellt wurde. Diese Differenz wird sowohl durch die Unterschiede im Aufbau und im Ort der Wärmefreisetzung als auch durch die Unterschiede der physikalischen Stoffdaten des indirekt elektrisch und des nuklear beheizten Stabes mit scharfkantigem Übergang vom Hüllrohr zu den Rippen verursacht. Durch einen Übergangsradius zwischen dem Hüllrohr und den parallelen Rippenflanken wird die maximale lokale Überhöhung des normierten Oberflächenwärmestromes um etwa 3 Prozentpunkte geringer. Im freien Rohrquerschnitt zwischen zwei benachbarten Rippen entspricht der örtliche Wärmestrom an der Oberfläche des Rippenrohres nahezu demjenigen eines Hüllrohres ohne Abstandshalterrippen. Über die Rippenköpfe wird kaum Wärme an das Kühlmittel abgeführt.

Bei direkt elektrisch beheizten Rippenrohren wird ein beachtlicher Teil der Wärme über die Köpfe und Flanken der Rippen abgeführt. Im Bereich der Rippenfüße tritt ein lokal stark erhöhter Wärmestrom auf, der den Bezugswert um 79 bzw. 65 Prozent übersteigt je nach Ausbildung des Übergangs vom Hüllrohr zu den parallelen Rippenflanken. Im freien Rohrbereich zwischen zwei benachbarten Rippen ist der örtliche Wärmestrom erheblich geringer als beim Brennstab oder indirekt elektrisch beheizten Stab.

- c) Die maximalen Wärmespannungen stellen sich in fast allen untersuchten Fällen, also unabhängig von der Ausbildung der Rippenfüße und der Beheizungsart, im Übergangsbereich vom Hüllrohr zu den parallelen Rippenflanken ein. Die Maximalwerte der VON MISES-Vergleichsspannungen liegen deutlich unter 200 MPa, so daß keine plastischen Verformungen zu erwarten sind.

8. LITERATUR

- [1] B. Kuczera:
"Der Fortgeschrittene Druckwasserreaktor (FDWR), eine komplementäre Option für den geschlossenen U-Pu-Brennstoffkreislauf."
KfK Nachrichten, Jahrgang 17, 3/85, S. 119-129.
- [2] C. H. M. Broeders:
"Neutronenphysikalische Untersuchungen zum Fortgeschrittenen Druckwasserreaktor mit engem Stabgitter (FDWR)."
KfK Nachrichten, Jahrgang 17, 3/85, S. 130-139.
- [3] C. H. M. Broeders und M. Dalle Donne:
"Auslegung eines heterogenen bzw. homogenen (Pu,U)O₂-Kerns mit engem Brennstabgitter für einen Fortgeschrittenen Druckwasserreaktor (FDWR)."
KfK Nachrichten, Jahrgang 17, 3/85, S. 140-148.
- [4] W. Baumann, V. Casal, H. Hoffmann, R. Möller und K. Rust:
"Brennelemente mit wendelförmigen Abstandshaltern für Schnelle Brutreaktoren."
KfK 768, April 1968.
- [5] H. Hoffmann und K. Rust:
"Temperatur- und Spannungsverteilungen in Brennstabhüllen mit wendelförmigen Abstandshaltern für dampfgekühlte Schnelle Brutreaktoren."
KfK 805, Juni 1968.
- [6] H. Hoffmann:
"Experimentelle Untersuchungen zur Kühlmittelquervermischung und zum Druckabfall in Stabbündeln mit wendelförmigen Abstandshaltern. Einfluß der Ergebnisse auf die Auslegung von Brennelementen Schneller Natriumgekühlter Brutreaktoren."
KfK 1843, Dezember 1973.
- [7] K. Marten, S. Yonekawa und H. Hoffmann:
"Experimentelle Untersuchungen des Druckabfalls in eng gepackten Stabbündeln mit wendelförmigen Abstandshaltern."
Jahrestagung Kerntechnik '82, Mannheim, 4.-6. Mai 1982, S. 133-136.
- [8] K. Marten, J. Burbank, W. Hame und H. Hoffmann:
"Zusammenfassende Darstellung der Druckverlustbeiwerte von hexagonal angeordneten Stabbündeln mit Wendeldraht-Abstandshaltern für laminare und turbulente Strömungen."
Jahrestagung Kerntechnik '86, Aachen, 8.-10. April 1986, S. 53-56.
- [9] H. Hoffmann, G. Hofmann und S. Leistikow:
"Experimentelle Untersuchungen des Druckverlustes und des Langzeitverhaltens der Abstützstellen an einem Modell-Brennelement aus Inconel 800-Rohren mit sechs integralen Wendelrippen als Abstandshalter in einer isothermen Heißdampfströmung."
KfK 1028, September 1969.
- [10] E. Baumgärtner, H. U. Borgstedt und S. Drechsler:
"Untersuchungen des Langzeitverhaltens der Abstützstellen an einem Modell-Brennelement aus Hüllrohren mit sechs integralen Wendelrippen als Abstandshalter in einer isothermen Natrium-Strömung."
KfK 1723, September 1973.

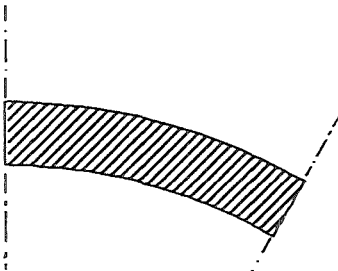
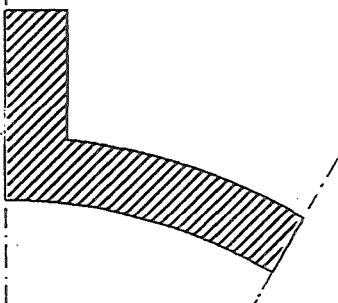
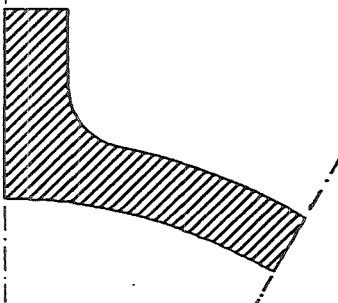
- [11] O. Jacobi (Hrsg.):
"Schnellbrüter-Hüllrohre mit integralen Wendelrippen, Entwicklung und Erprobung."
KfK 2442, April 1977.
- [12] H. Hoffmann, E. Baumgärtner, D. Freund und O. Jacobi:
"Mol-7D - Die Bestrahlung eines 19-Stab-Bündels im BR 2 mit 6-Rippenrohren als Abstandshalterkonzept."
Jahrestagung Kerntechnik '82, Mannheim, 4.-6. Mai 1982, S. 477-480.
- [13] P. Weimar:
"Nachuntersuchungsergebnisse einer 19-Stab-Rippenrohrbestrahlung im BR 2."
Jahrestagung Kerntechnik '86, Aachen, 8.-10. April 1986, S. 341-344.
- [14] F. J. Erbacher und H. Schmidt:
"FDWR Hochtemperatur-Verformungsverhalten von Stahl- im Vergleich zu Zircaloyhüllrohren."
Atomwirtschaft Atomtechnik, Nr. 2, Februar 1985, S. 85-87.
- [15] F. Mayinger:
"Strömung und Wärmeübergang in Gas-Flüssigkeits-Gemischen."
Springer Verlag, Wien 1982.
- [16] M. Dalle Donne and W. Hame:
"Critical Heat Flux Correlation for Triangular Arrays of Rod Bundles With Tight Lattices, Including the Spiral Spacer Effect."
Nuclear Technology, Vol. 71, October 1985, pp. 111-124.
- [17] ADINA Engineering, Inc.:
"ADINAT - A Finite Element Program for Automatic Dynamic Incremental Nonlinear Analysis of Temperatures."
Report AE 81-2, September 1981.
- [18] SANDVIK Stahlsammelmappe:
"Werkstoff-Nr. 1.4970."
Oktober 1978.
- [19] K. Rust, S. Malang und W. Götzmann:
"PEW - Ein FORTRAN IV-Rechenprogramm zur Bereitstellung physikalischer Eigenschaften von Werkstoffen für LWR-Brennstäbe und deren Simulatoren."
KfK-Ext. 7/76-1, Dezember 1979.
- [20] N. B. Vargaftik:
"Tables on the Thermalphysical Properties of Liquids and Gases."
John Wiley & Sons, Inc., New York 1975.
- [21] ADINA Engineering, Inc.:
"ADINA - A Finite Element Program for Automatic Dynamic Incremental Nonlinear Analysis."
Report AE 81-1, September 1981.
- [22] S. Malang und K. Rust:
"Thermische Simulation von Brennstäben durch indirekt elektrisch beheizte Stäbe."
KfK 1587, Mai 1972.

- [23] S. Malang, K. Rust and H. Tschöke:
"The Influence of Heating Methods and Rod Eccentricities on Temperature Measurements in Sodium Experiments."
O. E. Dwyer (Ed.): Progress in Heat and Mass Transfer, Vol. 7, 1973, pp. 207-217.
- [24] B. A. Boley and J. H. Weiner:
"Theory of Thermal Stresses."
John Wiley & Sons, Inc., New York 1960.

Tabelle 1

nuklear beheizte Stäbe

Hüllrohrgeometrie und Randbedingungen für FE-Rechnungen

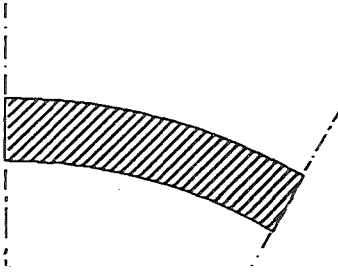
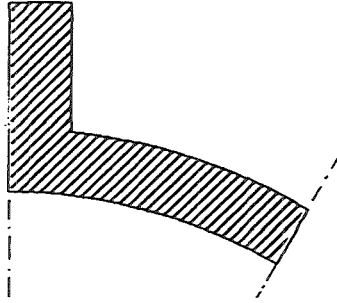
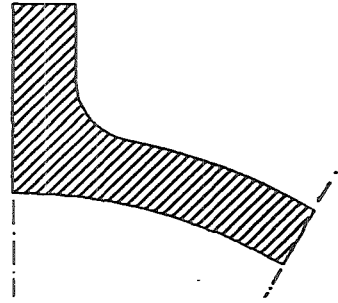
	Fall 1a	Fall 1b	Fall 1c
Hüllrohrgeometrie	 <p>glattes Hüllrohr</p>	 <p>Hüllrohr mit 6 integralen Rippen scharfkantiger Übergang vom Hüllrohr zu den Rippenflanken</p>	 <p>Hüllrohr mit 6 integralen Rippen Übergangsradius zwischen dem Hüllrohr und den Rippenflanken</p>
Stabumfang (mm)	29,845	42,151	40,350
Fläche mit Wärmequelle (mm**2)	52,276	52,276	52,276
Stableistung (W/cm)	716,283	716,283	716,283
Wärmequellendichte (W/cm**3)	1370,192	1370,192	1370,192

Kühlmitteldruck 160 bar
 Sättigungstemperatur 345 °C,
 Wärmeübergangszahl 50 W/(cm**2*K), konstant über den Stabumfang
 konstant über den Stabumfang

Tabelle 2

indirekt elektrisch beheizte Stäbe

Hüllrohrgeometrie und Randbedingungen für FE-Rechnungen

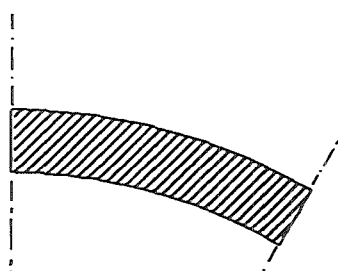
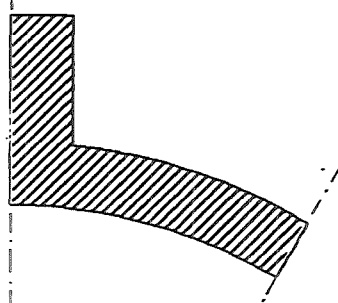
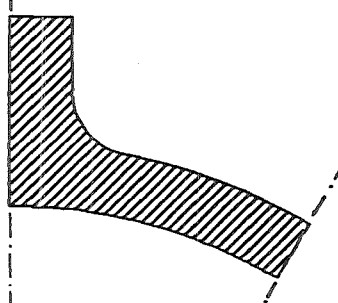
	Fall 2a	Fall 2b	Fall 2c
Hüllrohrgeometrie	 <p>glattes Hüllrohr</p>	 <p>Hüllrohr mit 6 integralen Rippen scharfkantiger Übergang vom Hüllrohr zu den Rippenflanken</p>	 <p>Hüllrohr mit 6 integralen Rippen Übergangsradius zwischen dem Hüllrohr und den Rippenflanken</p>
Stabumfang (mm)	29,845	42,151	40,350
Fläche mit Wärmequelle (mm**2)	2,646	2,646	2,646
Stableistung (W/cm)	716,283	716,283	716,283
Wärmequellendichte (W/cm**3)	27065,527	27065,527	27065,527

Kühlmitteldruck 160 bar
 Sättigungstemperatur 345 °C, konstant über den Stabumfang
 Wärmeübergangszahl 50 W/(cm**2*K), konstant über den Stabumfang

Tabelle 3

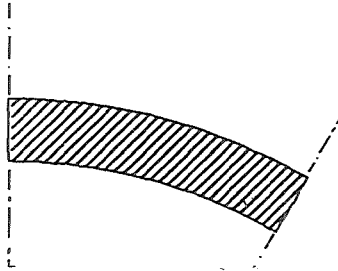
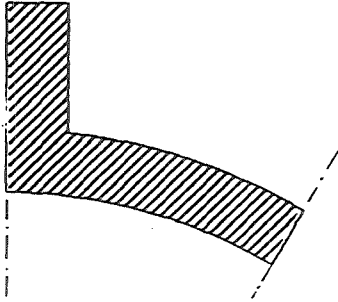
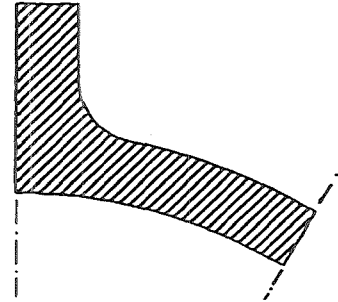
direkt elektrisch beheizte Stäbe

Hüllrohrgeometrie und Randbedingungen für FE-Rechnungen

	Fall 3a	Fall 3b	Fall 3c
Hüllrohrgeometrie	 <p>glattes Hüllrohr</p>	 <p>Hüllrohr mit 6 integralen Rippen scharfkantiger Übergang vom Hüllrohr zu den Rippenflanken</p>	 <p>Hüllrohr mit 6 integralen Rippen Übergangsradius zwischen dem Hüllrohr und den Rippenflanken</p>
Stabumfang (mm)	29,845	42,151	40,350
Fläche mit Wärmequelle (mm**2)	14,137	20,190	20,624
Stableistung (W/cm)	716,283	716,283	716,283
Wärmequellendichte (W/cm**3)	5066,667	3547,732	3473,022

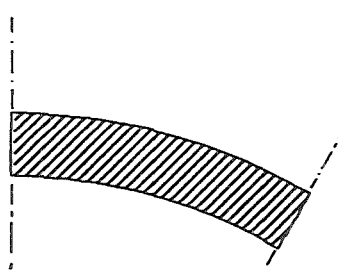
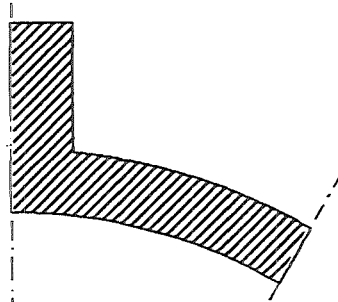
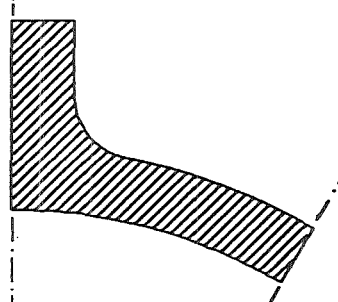
Kühlmitteldruck 160 bar
 Sättigungstemperatur 345 °C, konstant über den Stabumfang
 Wärmeübergangszahl 50 W/(cm**2*K), konstant über den Stabumfang

Tabelle 4
nuklear beheizte Stäbe
 Ergebnisse der FE-Rechnungen

	Fall 1a	Fall 1b	Fall 1c
Hüllrohrgeometrie	 glattes Hüllrohr	 Hüllrohr mit 6 integralen Rippen scharfkantiger Übergang vom Hüllrohr zu den Rippenflanken	 Hüllrohr mit 6 integralen Rippen Übergangsradius zwischen dem Hüllrohr und den Rippenflanken
max. Hüllrohrtemperatur (°C)	416	431	439
min. Hüllrohrtemperatur (°C)	350	345	345
max. Vergleichsspannung (MPa)	113	135	142
maximale Wärmestromdichte (W/cm**2)	240	339	327
Wärmestromdichte, Bezugswert (W/cm**2)	240 1)	240 1)	240 1)
maximale, normierte Wärmestromdichte (Prozent)	100	141	136

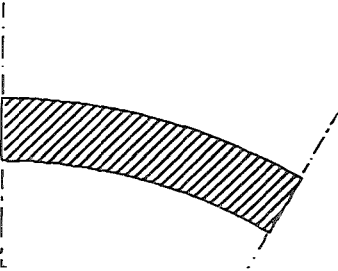
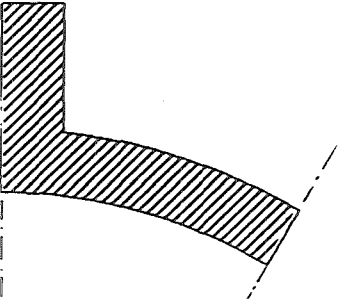
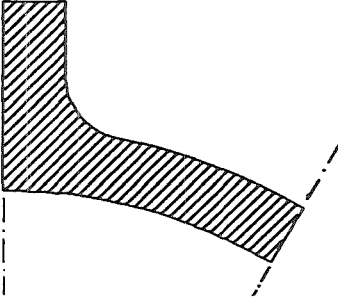
1) mittlere Wärmestromdichte des glatten Hüllrohres

Tabelle 5
indirekt elektrisch beheizte Stäbe
 Ergebnisse der FE-Rechnungen

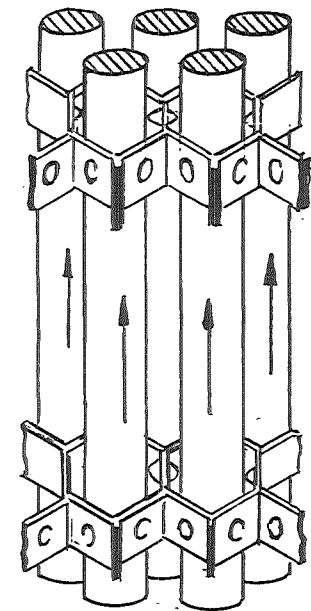
	Fall 2a	Fall 2b	Fall 2c
Hüllrohrgeometrie	 glattes Hüllrohr	 Hüllrohr mit 6 integralen Rippen scharfkantiger Übergang vom Hüllrohr zu den Rippenflanken	 Hüllrohr mit 6 integralen Rippen Übergangsradius zwischen dem Hüllrohr und den Rippenflanken
max. Hüllrohrtemperatur (°C)	416	426	431
min. Hüllrohrtemperatur (°C)	350	345	345
max. Vergleichsspannung (MPa)	113	135	144
maximale Wärmestromdichte (W/cm**2)	240	329	318
Wärmestromdichte, Bezugswert (W/cm**2)	240 1)	240 1)	240 1)
maximale, normierte Wärmestromdichte (Prozent)	100	137	133

1) mittlere Wärmestromdichte des glatten Hüllrohres

Tabelle 6
direkt elektrisch beheizte Stäbe
 Ergebnisse der FE-Rechnungen

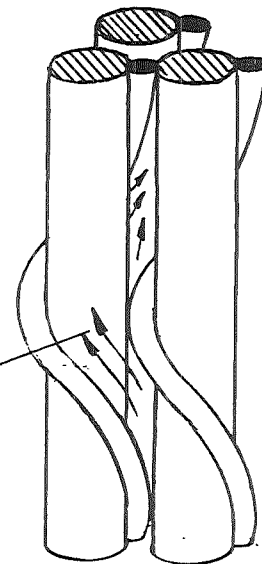
	Fall 3a	Fall 3b	Fall 3c
Hüllrohrgeometrie	 glattes Hüllrohr	 Hüllrohr mit 6 integralen Rippen scharfkantiger Übergang vom Hüllrohr zu den Rippenflanken	 Hüllrohr mit 6 integralen Rippen Übergangsradius zwischen dem Hüllrohr und den Rippenflanken
max. Hüllrohrtemperatur (°C)	382	391	398
min. Hüllrohrtemperatur (°C)	350	345	345
max. Vergleichsspannung (MPa)	71	61	75
maximale Wärmestromdichte (W/cm**2)	240	305	294
Wärmestromdichte, Bezugswert (W/cm**2)	240 1)	170 1)	178 1)
maximale, normierte Wärmestromdichte (Prozent)	100	179	165

1) mittlere Wärmestromdichte der aktuellen Hüllrohrgeometrie



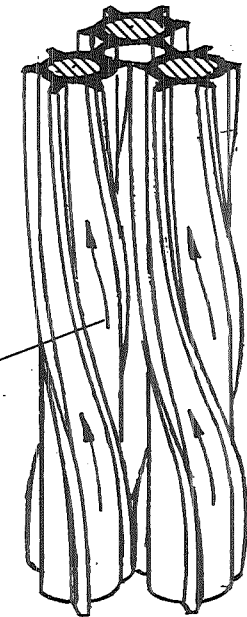
Abstandshaltergitter

Hauptströmungsrichtung
 durch Abstandshalter
 bewirkte Quervermischung



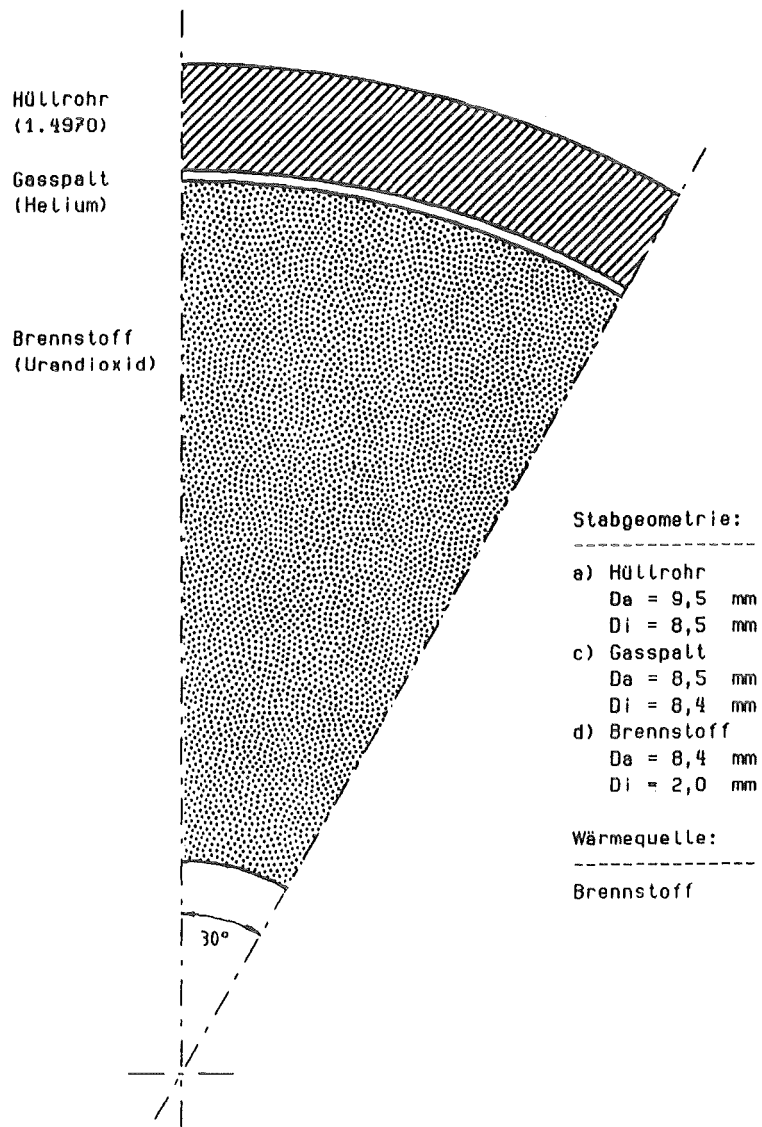
1 wendelförmiger
Abstandshalterdraht

Hauptströmungsrichtung
 durch Abstandshalter
 bewirkte Quervermischung



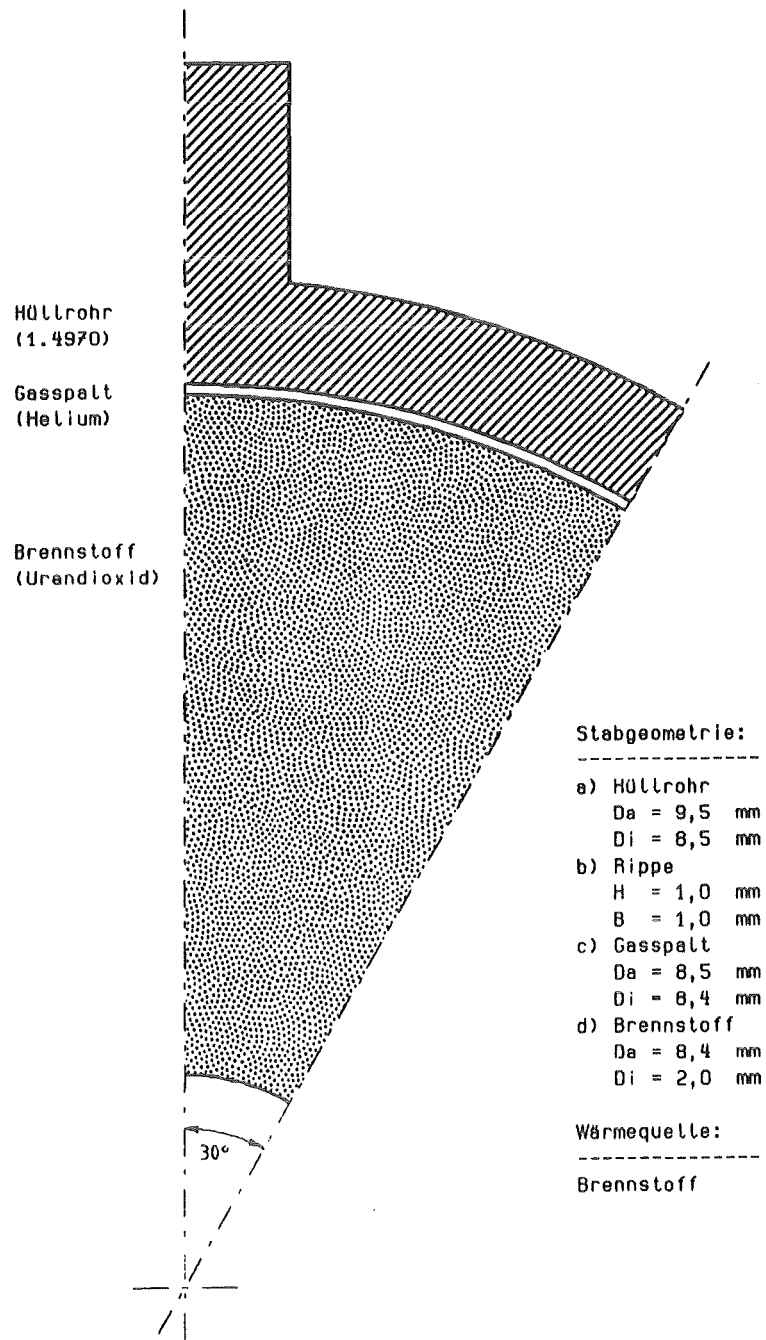
6 integrale wendelförmige
Abstandshalterrippen

Abbildung 1. Brennstabanordnungen mit unterschiedlichen Abstandshaltern.



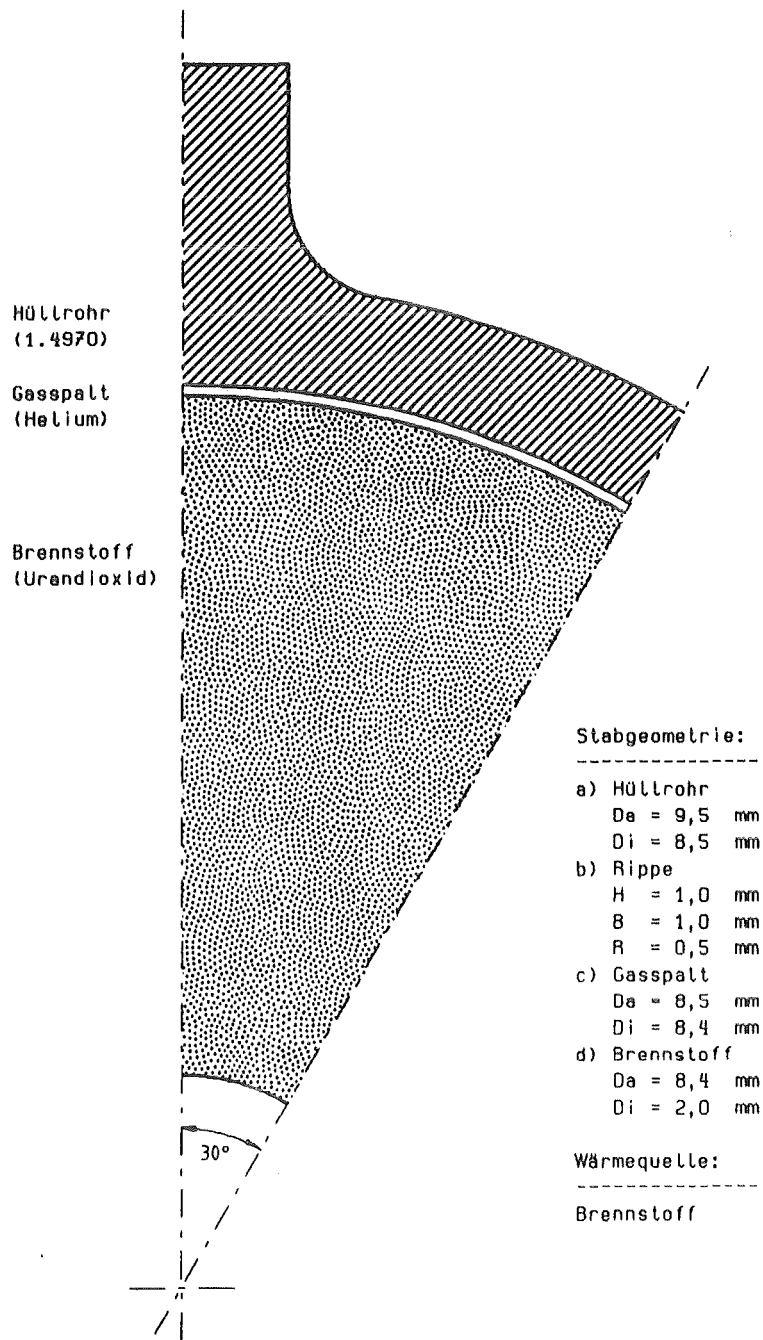
Fall 1a

Abbildung 2. 30° - Ausschnitt eines nuklear beheizten Stabes ohne Abstandhalter.



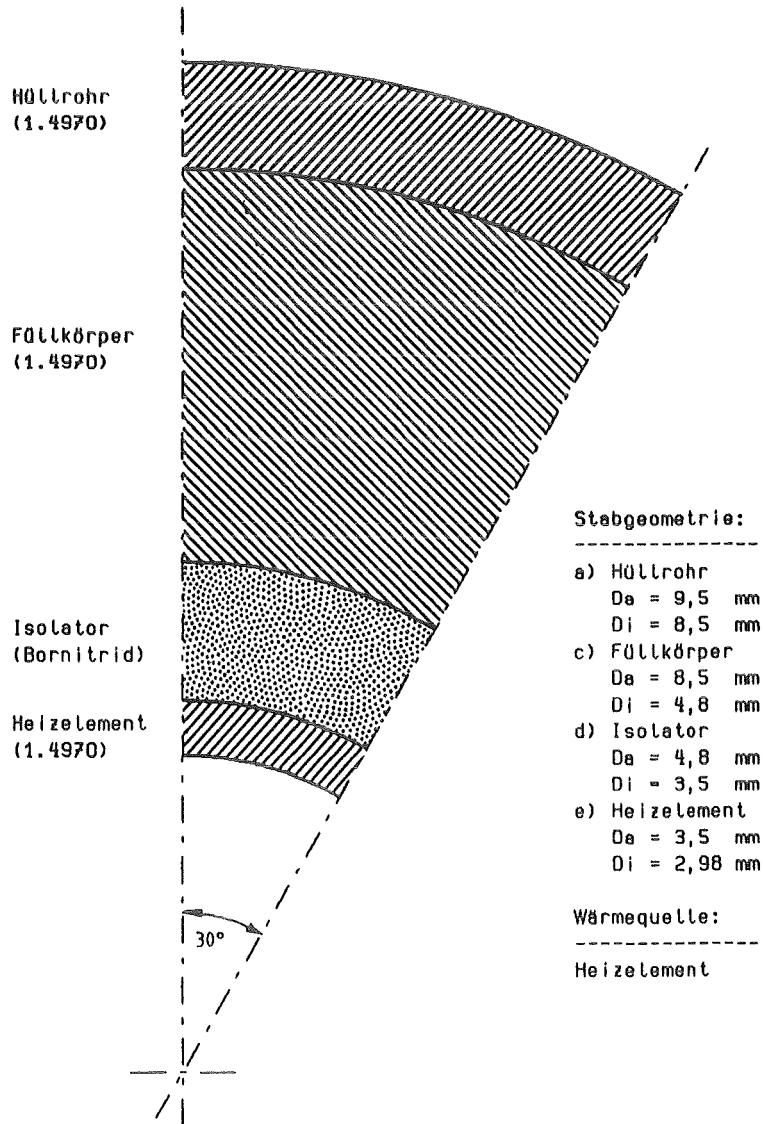
Fall 1b

Abbildung 3. 30° - Ausschnitt eines nuklear beheizten Stabes, Hüllrohr mit 6 integralen Abstandshalterrippen, scharfkantiger Übergang vom Hüllrohr zu den Rippenflanken.



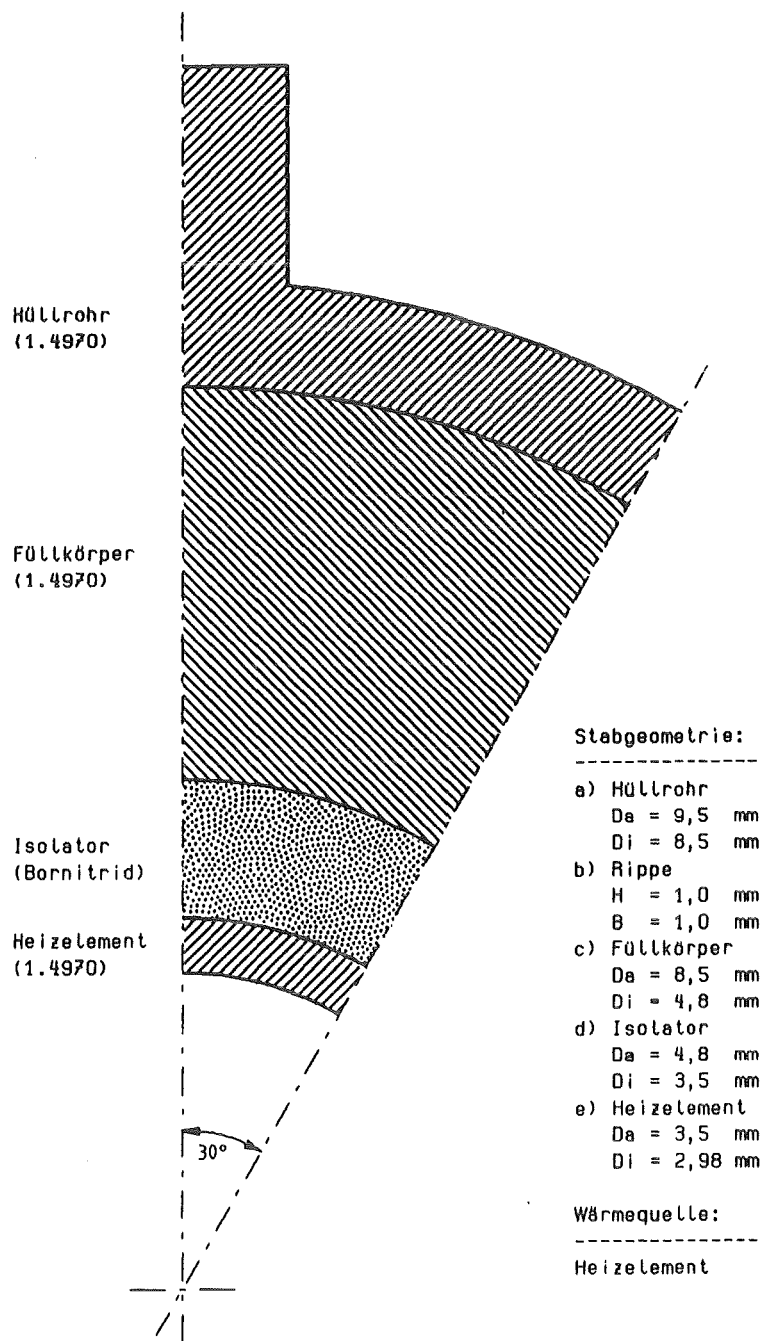
Fall 1c

Abbildung 4. 30° - Ausschnitt eines nuklear beheizten Stabes, Hüllrohr mit 6 integralen Abstandshalterrippen, Übergangsradius zwischen dem Hüllrohr und den Rippenflanken.



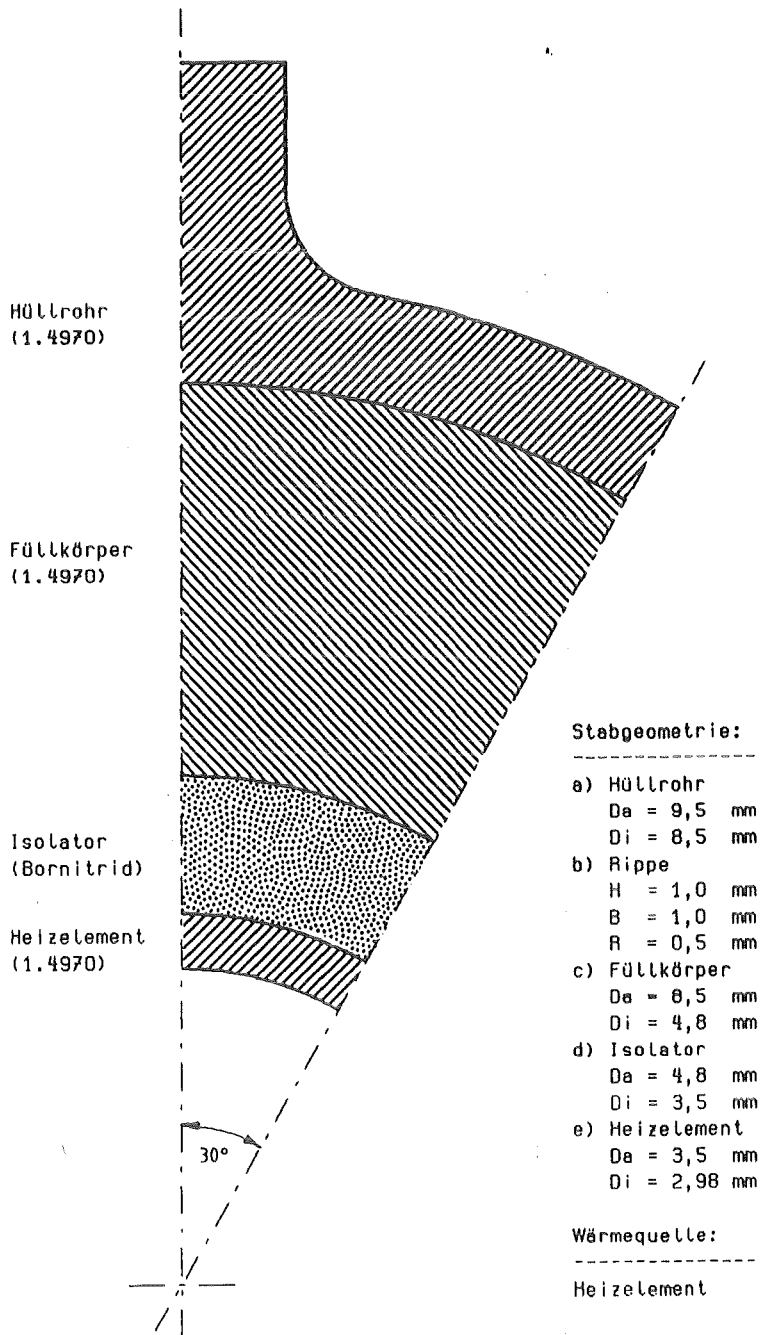
Fall 2a

Abbildung 5. 30° - Ausschnitt eines indirekt elektrisch beheizten Stabes, ohne Abstandshalter.



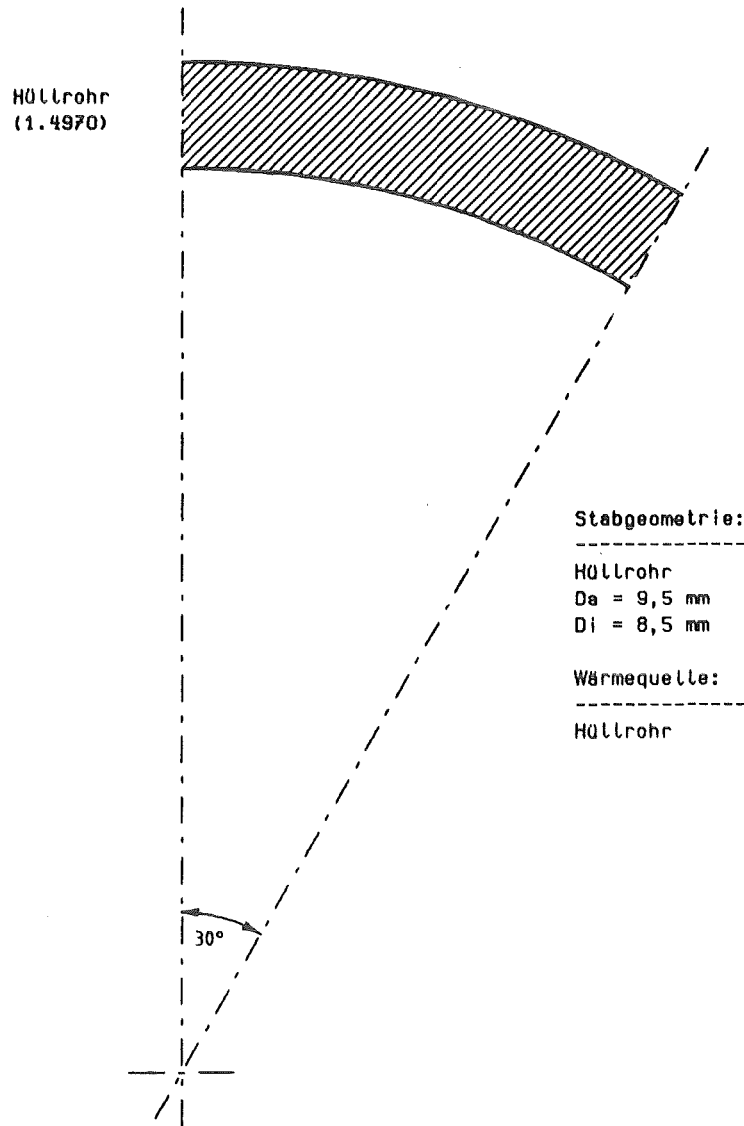
Fall 2b

Abbildung 6. 30° - Ausschnitt eines indirekt elektrisch beheizten Stabes, Hüllrohr mit 6 integralen Abstandshalterrippen, scharfkantiger Übergang vom Hüllrohr zu den Rippenflanken.



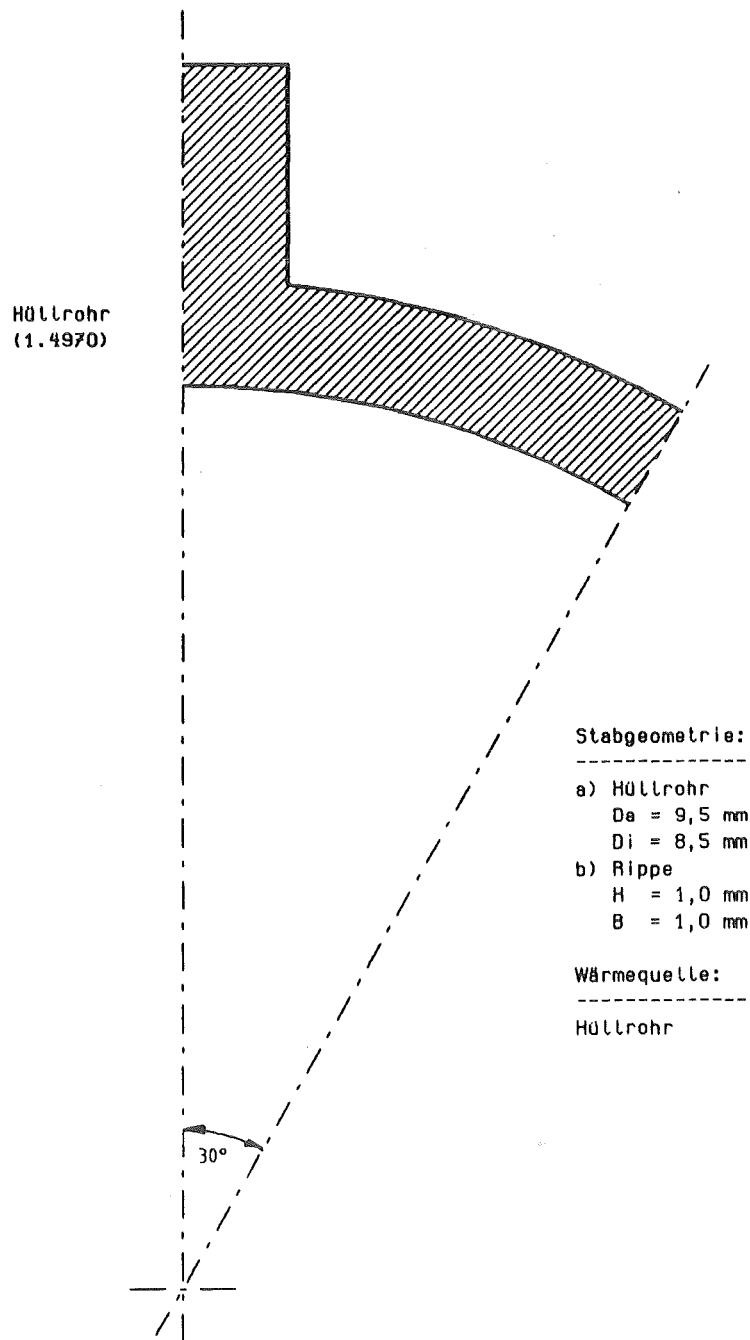
Fall 2c

Abbildung 7. 30° - Ausschnitt eines indirekt elektrisch beheizten Stabes, Hüllrohr mit 6 integralen Abstandshalterrippen, Übergangsradius zwischen dem Hüllrohr und den Rippenflanken.



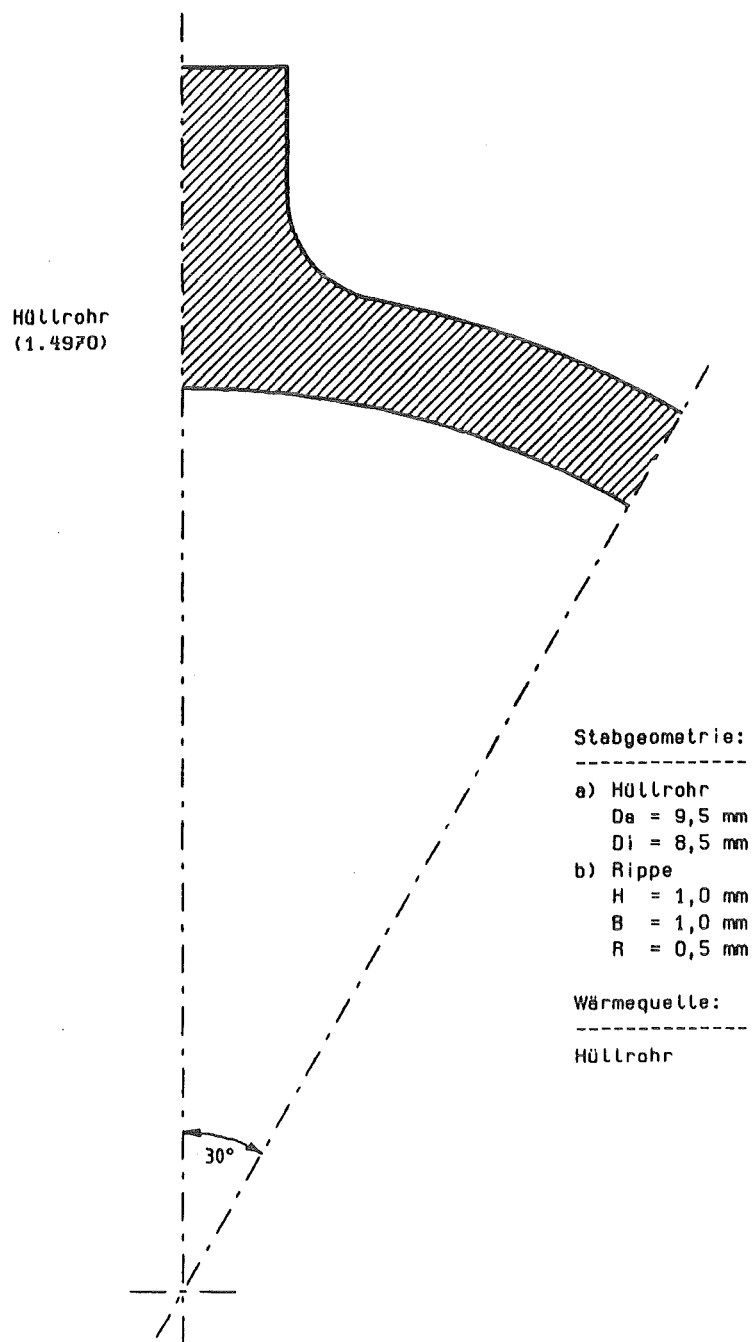
Fall 3a

Abbildung 8. 30° - Ausschnitt eines direkt elektrisch beheizten Stabes, ohne Abstandshalter.



Fall 3b

Abbildung 9. 30° - Ausschnitt eines direkt elektrisch beheizten Stabes, Hüllrohr mit 6 integralen Abstandshalterrippen, scharfkantiger Übergang vom Hüllrohr zu den Rippenflanken.



Fall 3c

Abbildung 10. 30° - Ausschnitt eines direkt elektrisch beheizten Stabes, Hüllrohr mit 6 integralen Abstandshalterrippen, Übergangsradius zwischen dem Hüllrohr und den Rippenflanken.

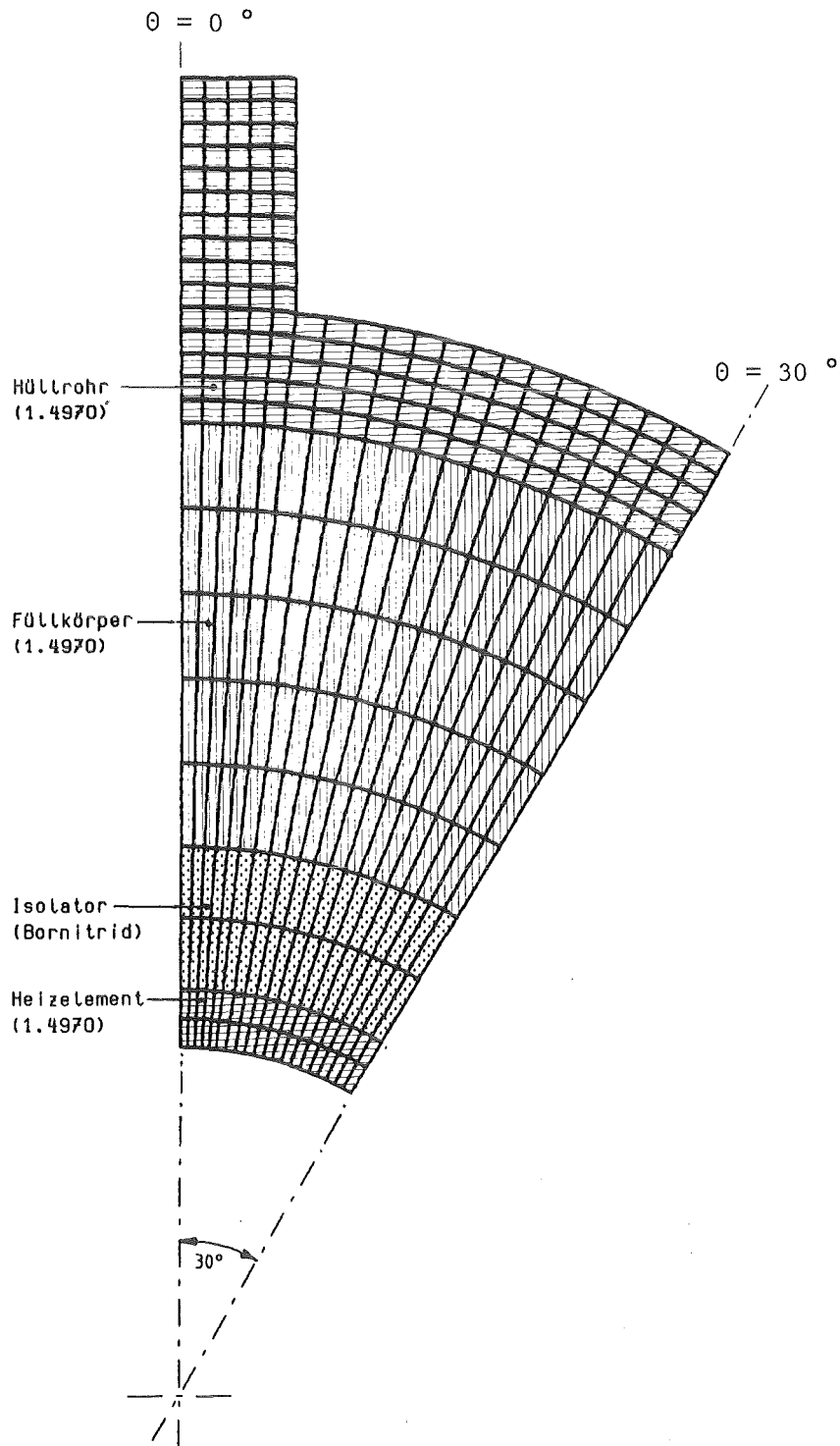
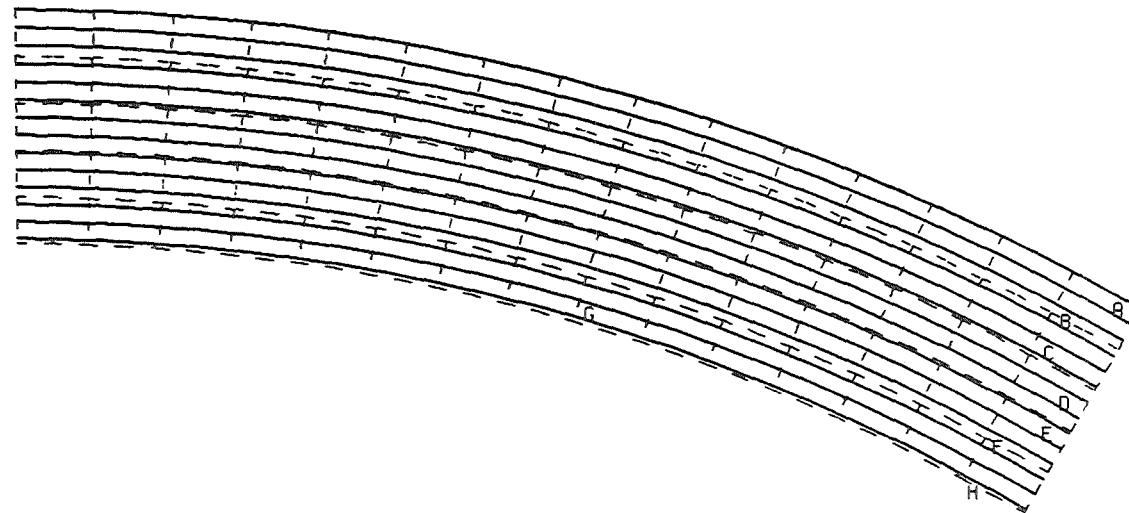


Abbildung 11. 30° - Ausschnitt eines indirekt elektrisch beheizten Stabes, Aufteilung der Stabgeometrie in Elemente für FE - Rechnung.



Temperatur (°C)

MIN =	349.7		MAX =	416.4
A = 350.	B = 360.	C = 370.	D = 380.	E = 390.
F = 400.	G = 410.	H = 415.		

Abbildung 12. Temperaturverteilung in einem nuklear beheizten Hüllrohr ohne Abstandshalter.

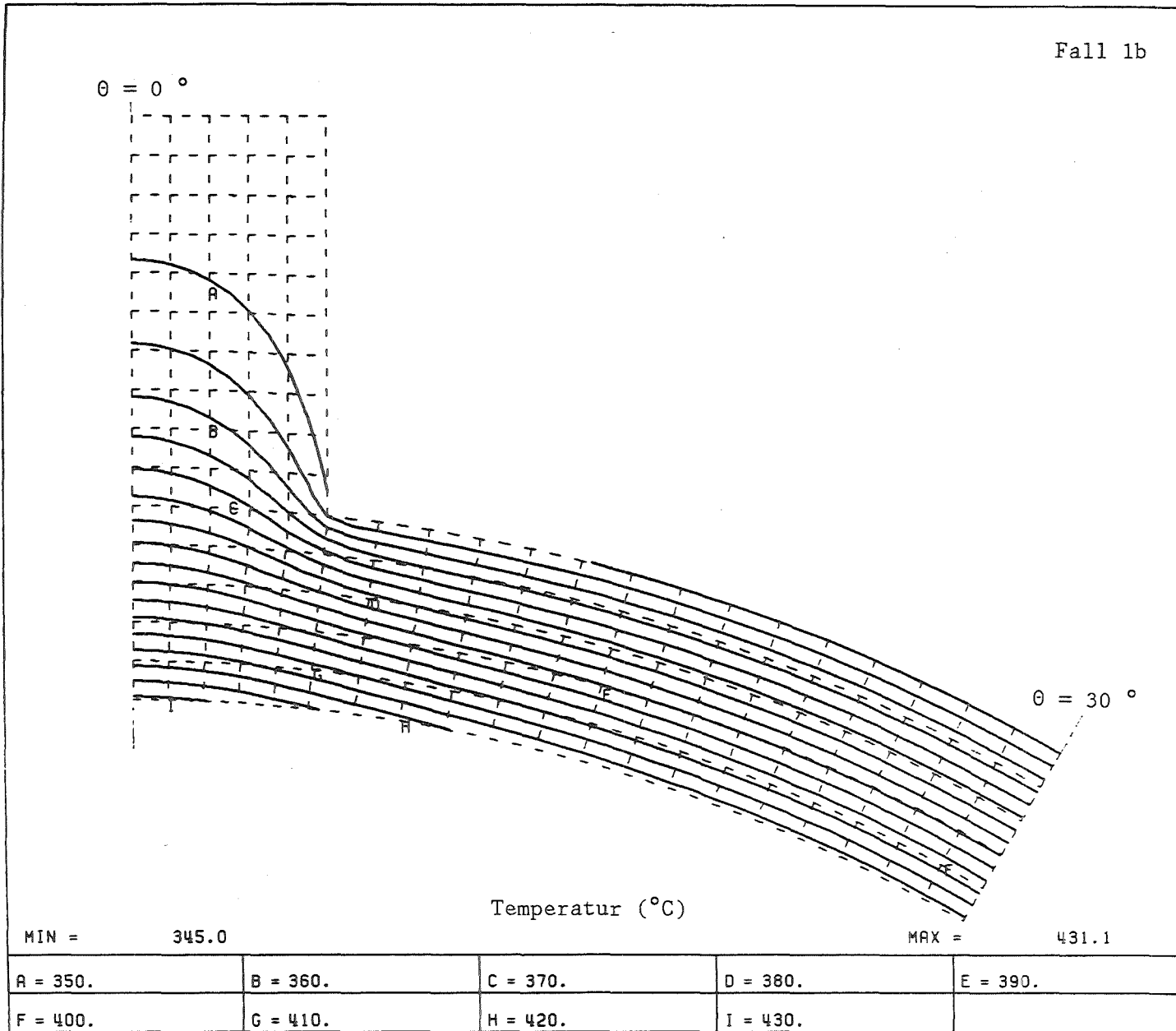


Abbildung 13. Temperaturverteilung in einem nuklear beheizten Hüllrohr mit 6 integralen Abstandshalterrippen, scharfkantiger Übergang vom Hüllrohr zu den Rippenflanken.

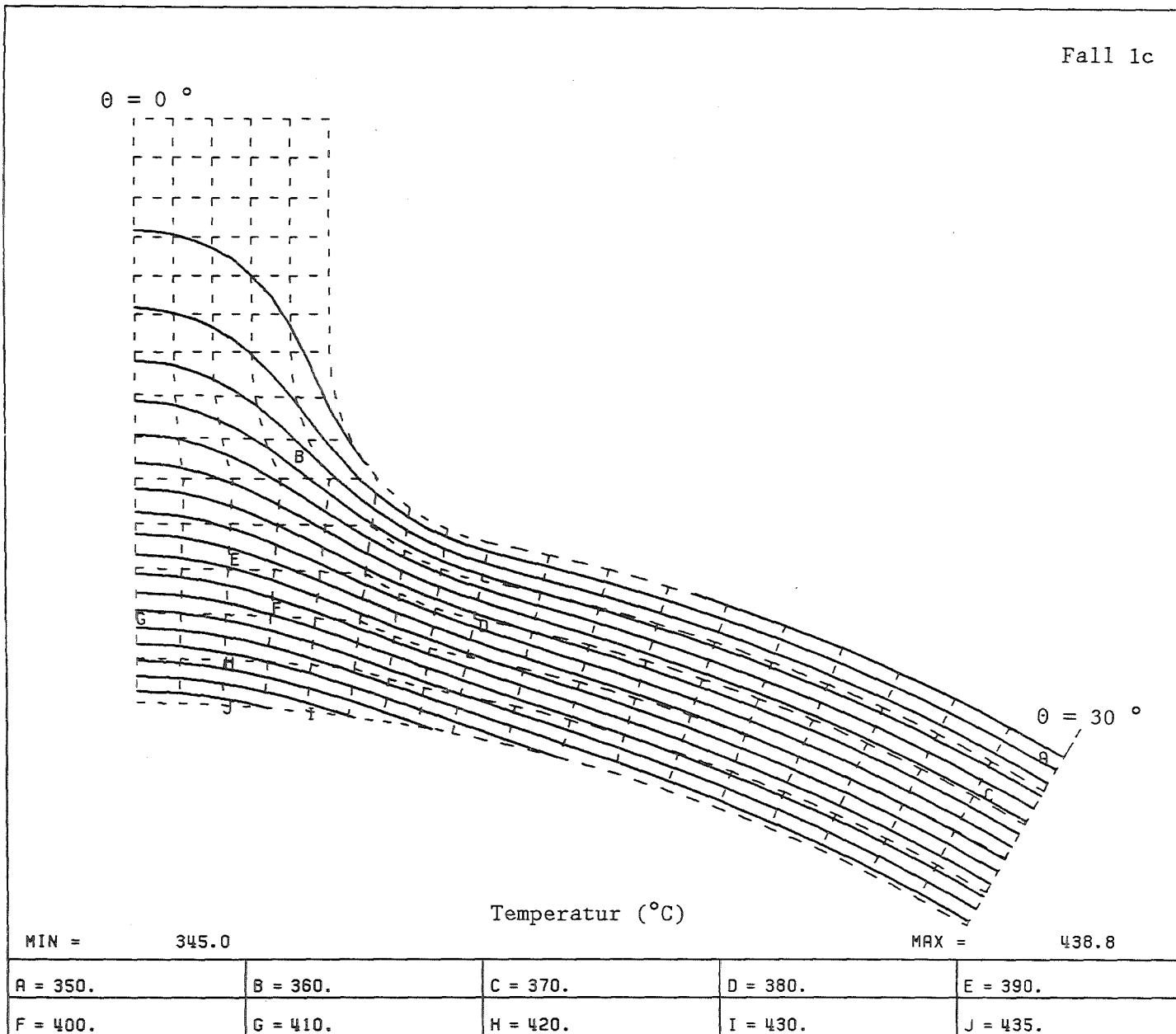
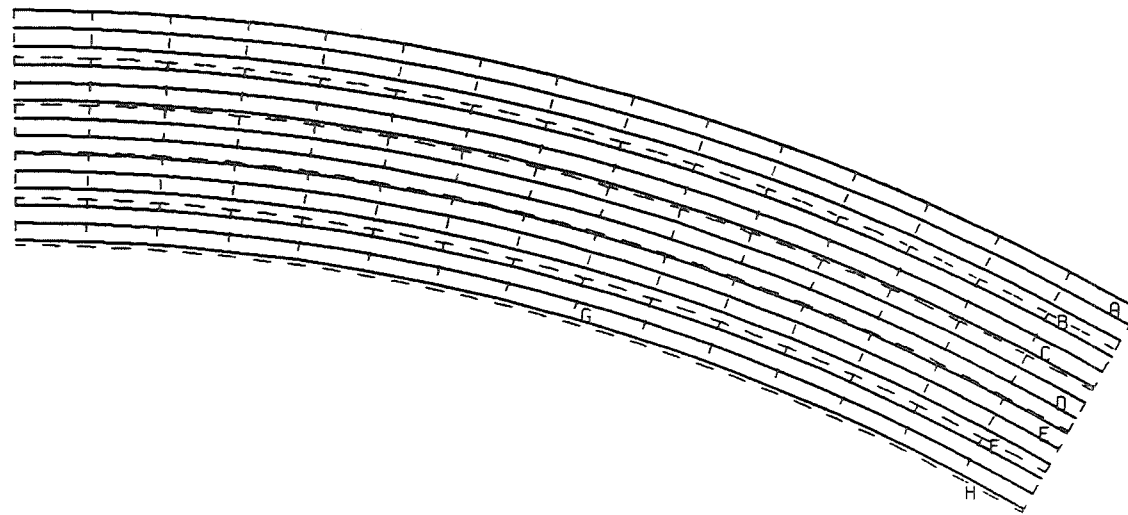


Abbildung 14. Temperaturverteilung in einem nuklear beheizten Hüllrohr mit 6 integralen Abstandshalterrippen, Übergangsradius zwischen dem Hüllrohr und den Rippenflanken.



Temperatur (°C)

MIN =	349.7		MAX =	416.3
A = 350.	B = 360.	C = 370.	D = 380.	E = 390.
F = 400.	G = 410.	H = 415.		

Abbildung 15. Temperaturverteilung in einem indirekt elektrisch beheizten Hüllrohr ohne Abstandshalter.

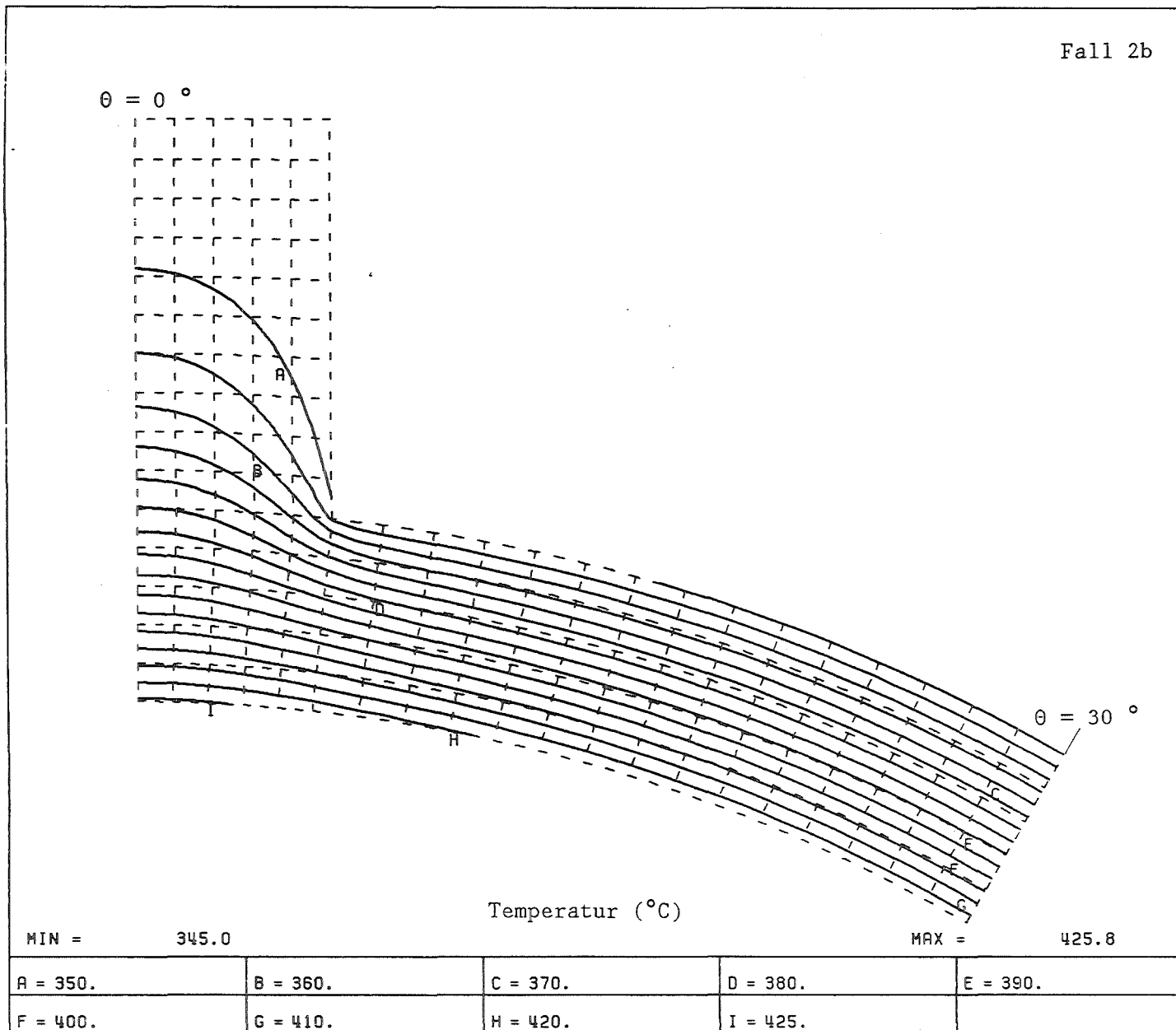
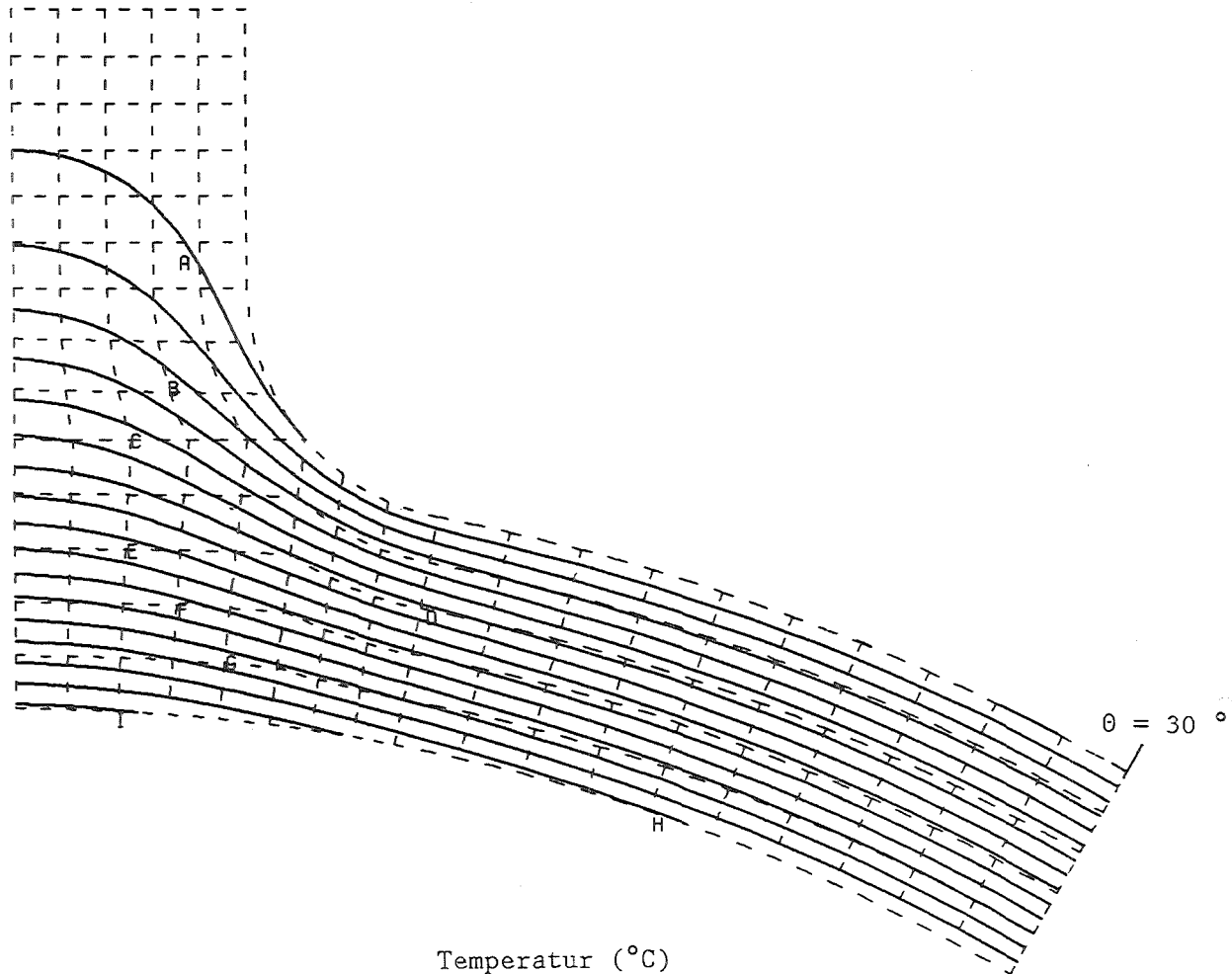


Abbildung 16. Temperaturverteilung in einem indirekt elektrisch beheizten Hüllrohr mit 6 integralen Abstandhalterrippen, scharfkantiger Übergang vom Hüllrohr zu den Rippenflanken.

$\theta = 0^\circ$



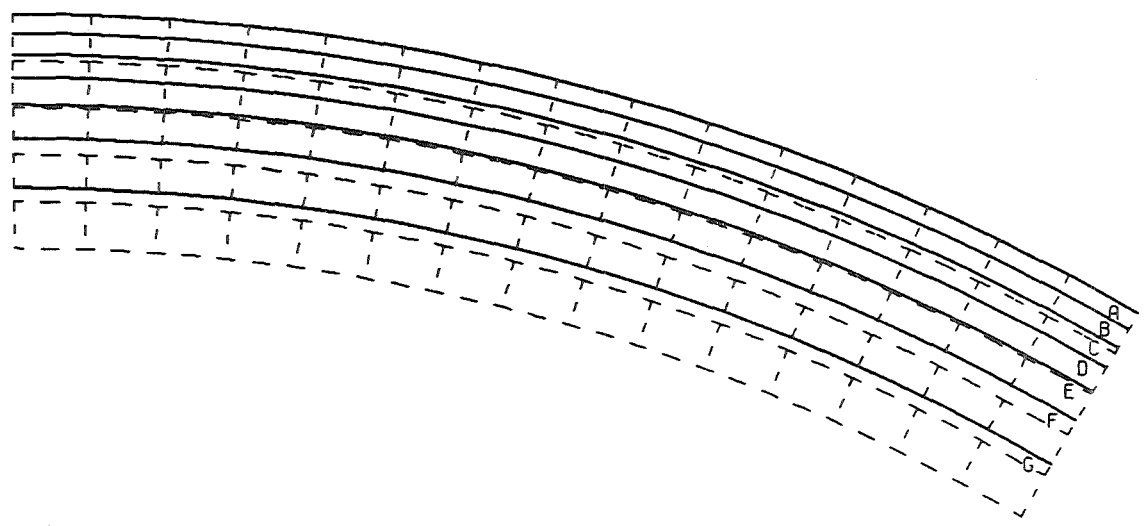
Temperatur ($^\circ\text{C}$)

MIN = 345.0

MAX = 431.0

A = 350.	B = 360.	C = 370.	D = 380.	E = 390.
F = 400.	G = 410.	H = 420.	I = 430.	

Abbildung 17. Temperaturverteilung in einem indirekt elektrisch beheizten Hüllrohr mit 6 integralen Abstandshalterrippen, Übergangsradius zwischen dem Hüllrohr und den Rippenflanken.



Temperatur (°C)

MIN =	349.7			MAX =	382.2
A = 350.	B = 355.	C = 360.	D = 365.	E = 370.	
F = 375.	G = 380.				

Abbildung 18. Temperaturverteilung in einem direkt elektrisch beheizten Hüllrohr ohne Abstandshalter.

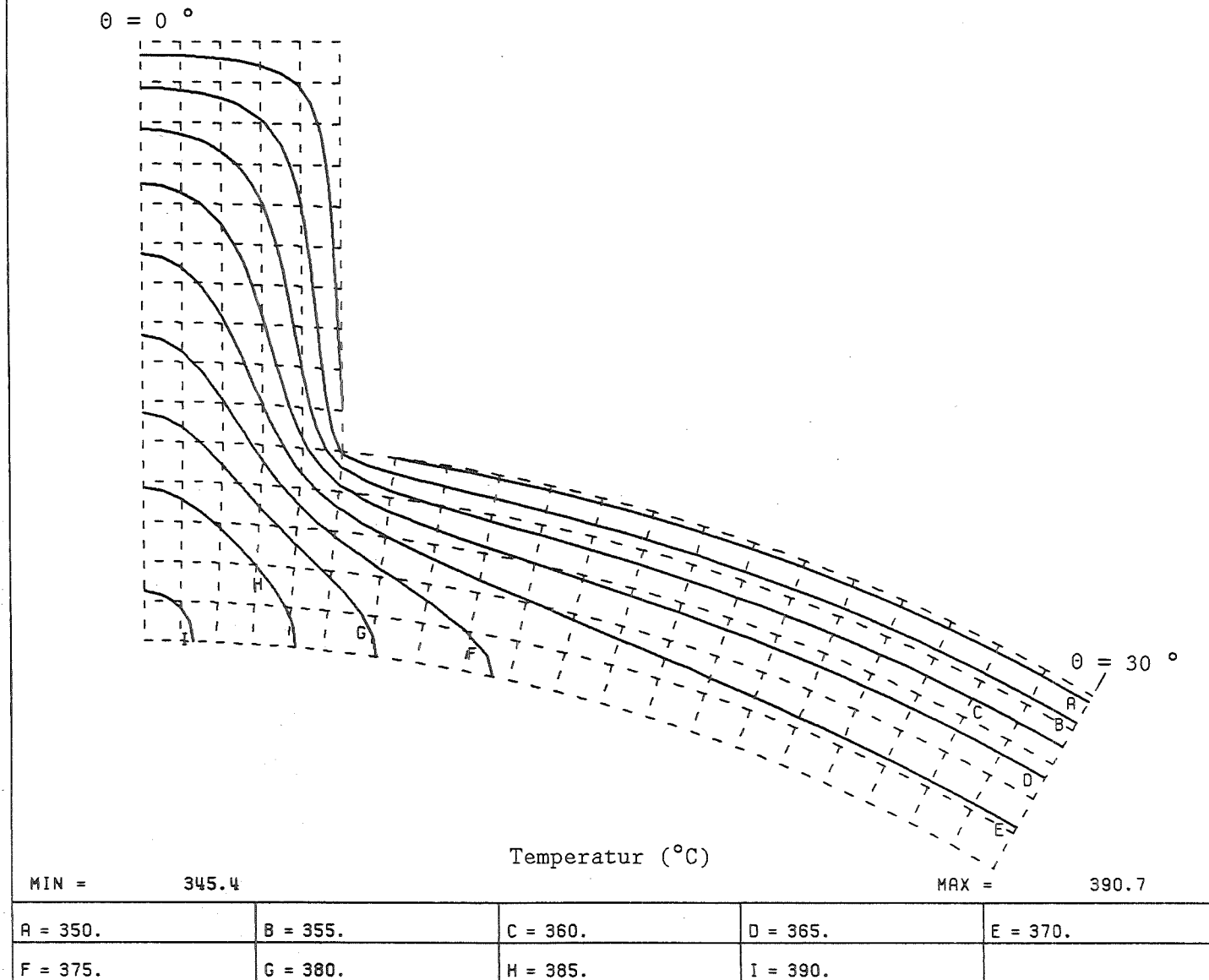


Abbildung 19. Temperaturverteilung in einem direkt elektrisch beheizten Hüllrohr mit 6 integralen Abstandshalterrippen, scharfkantiger Übergang vom Hüllrohr zu den Rippenflanken.

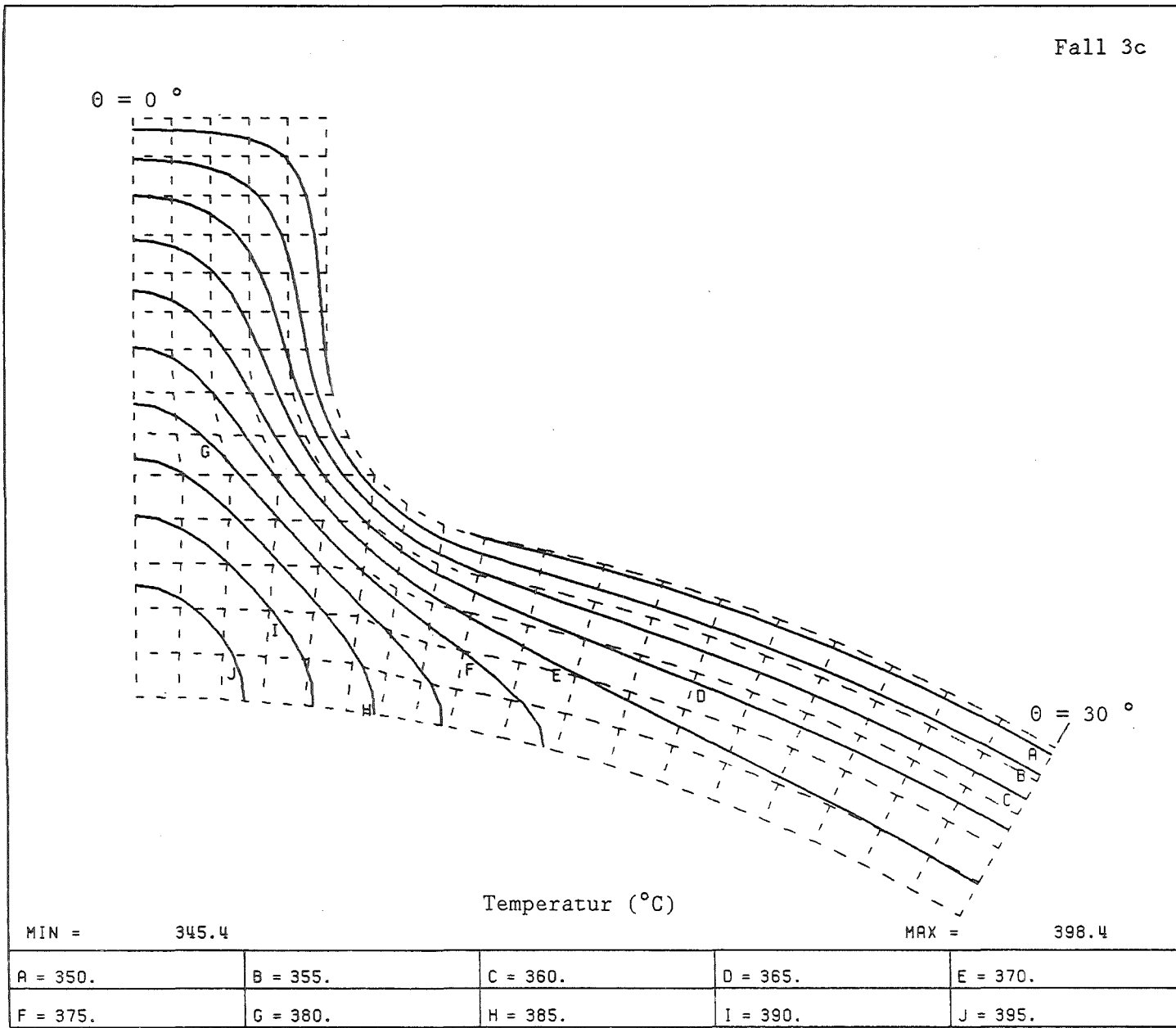
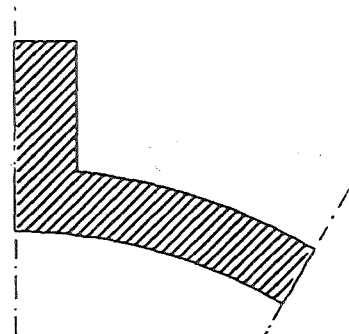
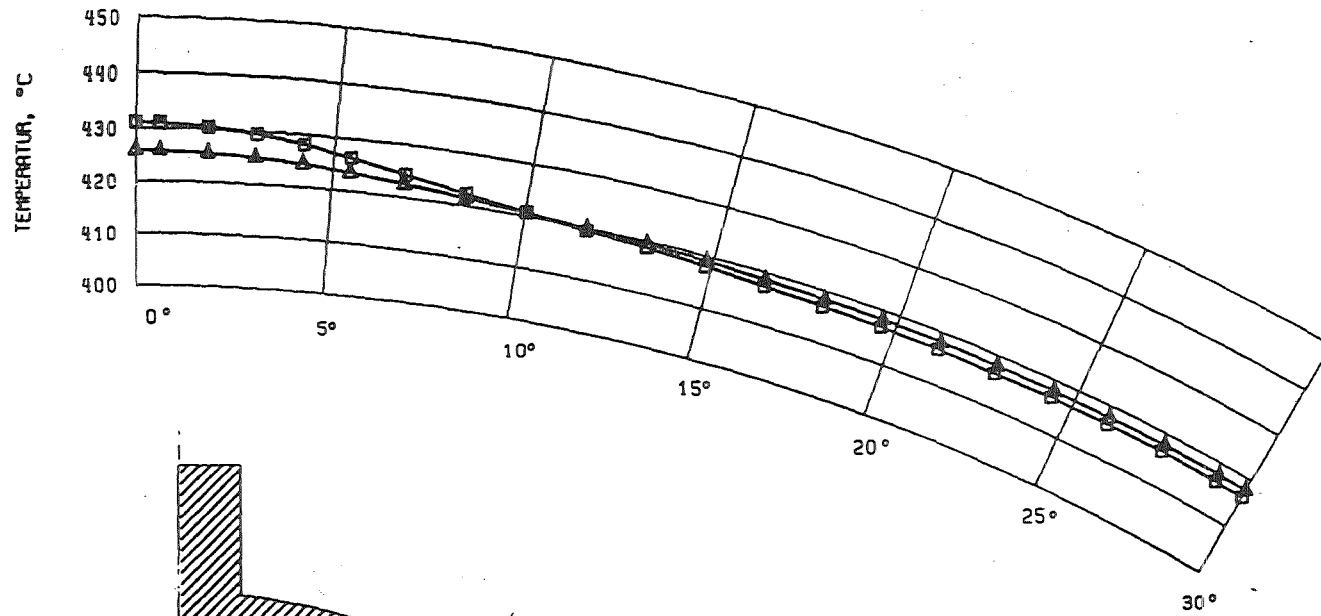


Abbildung 20. Temperaturverteilung in einem direkt elektrisch beheizten Hüllrohr mit 6 integralen Abstandshalterrippen, Übergangsradius zwischen dem Hüllrohr und den Rippenflanken.

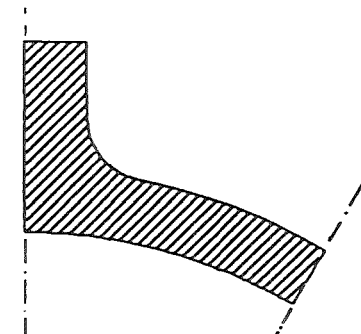
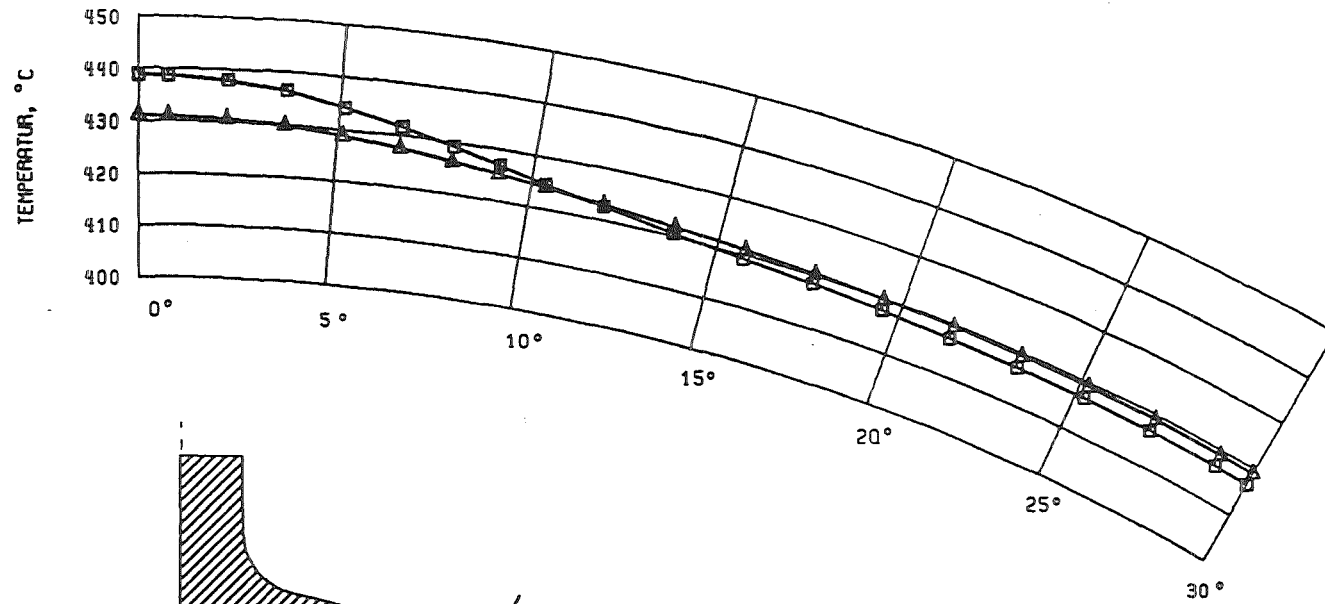


scharfkantiger Übergang von Hüllrohroberfläche zu den parallelen Rippenflanken

- nuklear beheizter Stab
- △ Indirekt elektrisch beheizter Stab

Fall 1b und Fall 2b

Abbildung 21. Einfluß von nuklearer und indirekt elektrischer Beheizung auf die azimutale Temperaturverteilung an der inneren Oberfläche von Hüllrohren mit 6 integralen Abstandshalterrippen, scharfkantiger Übergang vom Hüllrohr zu den Rippenflanken.



Übergangsradius zwischen Hüllrohroberfläche
und den parallelen Rippenflanken

- nuklear beheizter Stab
- △ indirekt elektrisch beheizter Stab

Fall 1c und Fall 2c

Abbildung 22. Einfluß von nuklearer und indirekt elektrischer Beheizung auf die azimuthale Temperaturverteilung an der inneren Oberfläche von Hüllrohren mit 6 integralen Abstandshalterrippen, Übergangsradius zwischen dem Hüllrohr und den Rippenflanken.

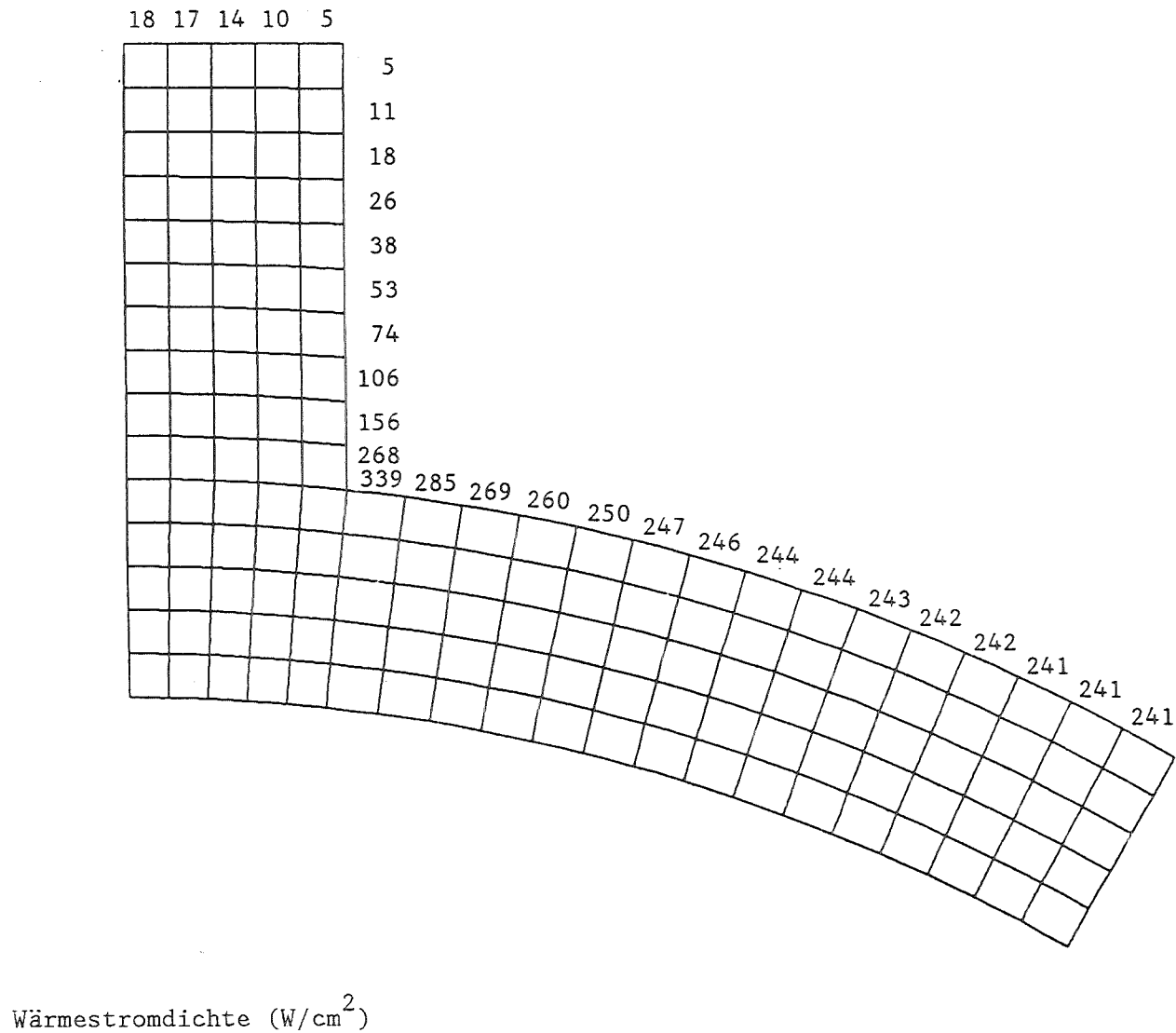


Abbildung 23. Örtliche Wärmestromdichte an der Oberfläche eines nuklear beheizten Hüllrohres mit 6 integralen Abstandshalterrippen, scharfkantiger Übergang vom Hüllrohr zu den Rippenflanken.

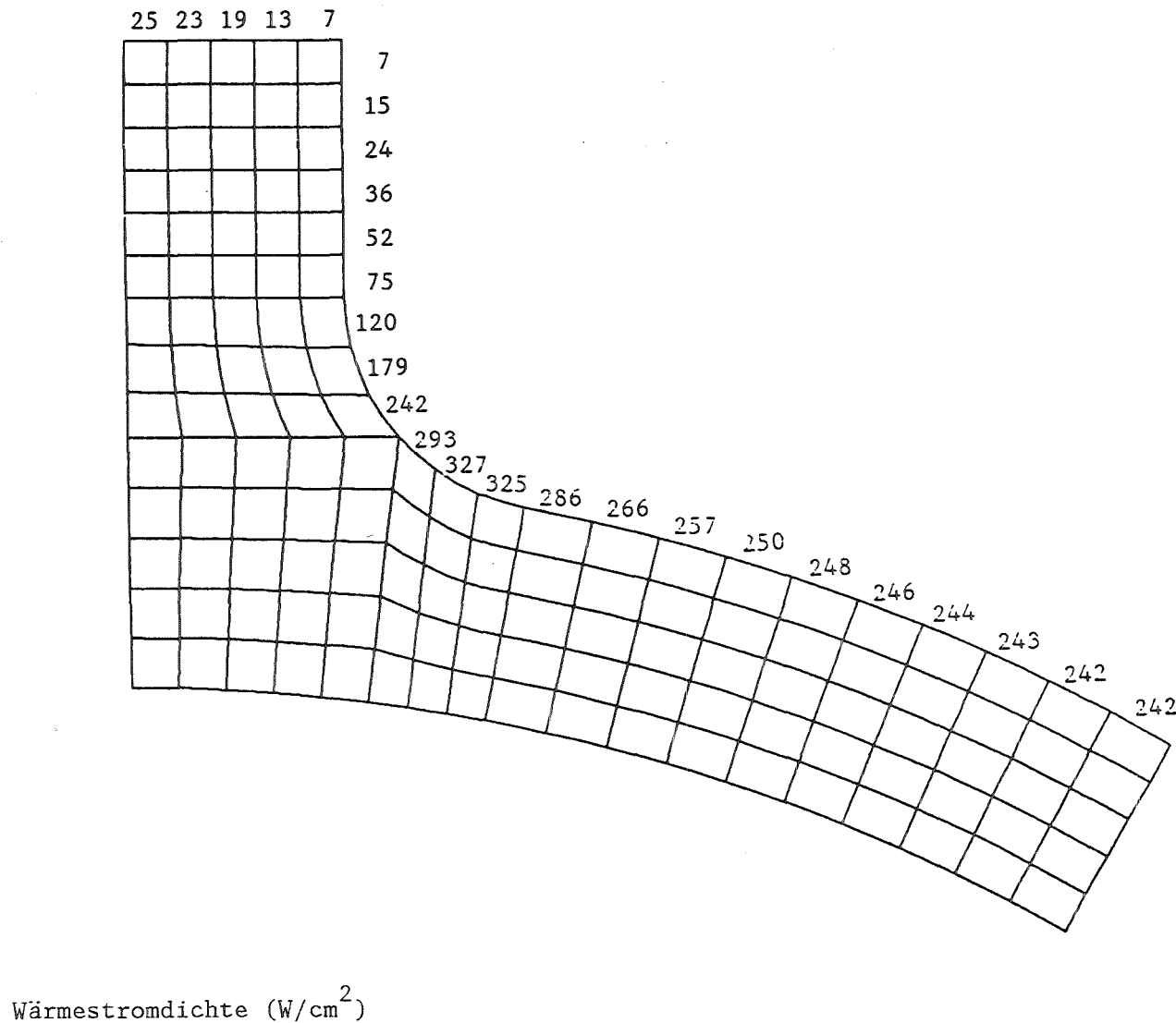


Abbildung 24. Örtliche Wärmestromdichte an der Oberfläche eines nuklear beheizten Hüllrohres mit 6 integralen Abstandshalterrippen, Übergangsradius zwischen dem Hüllrohr und den Rippenflanken.

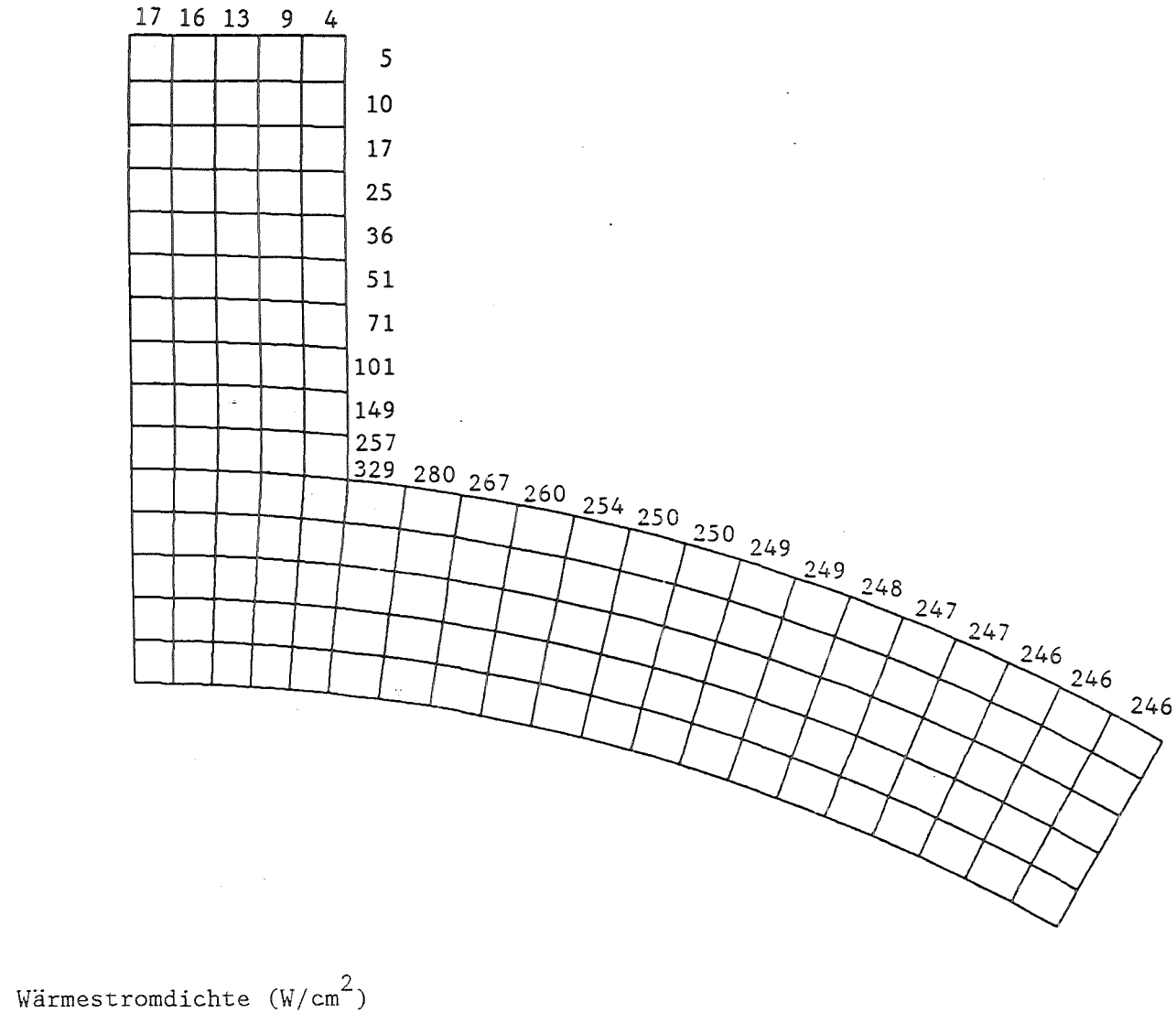


Abbildung 25. Örtliche Wärmestromdichte an der Oberfläche eines indirekt elektrisch beheizten Hüllrohres mit 6 integralen Abstandshalterrippen, scharfkantiger Übergang vom Hüllrohr zu den Rippenflanken.

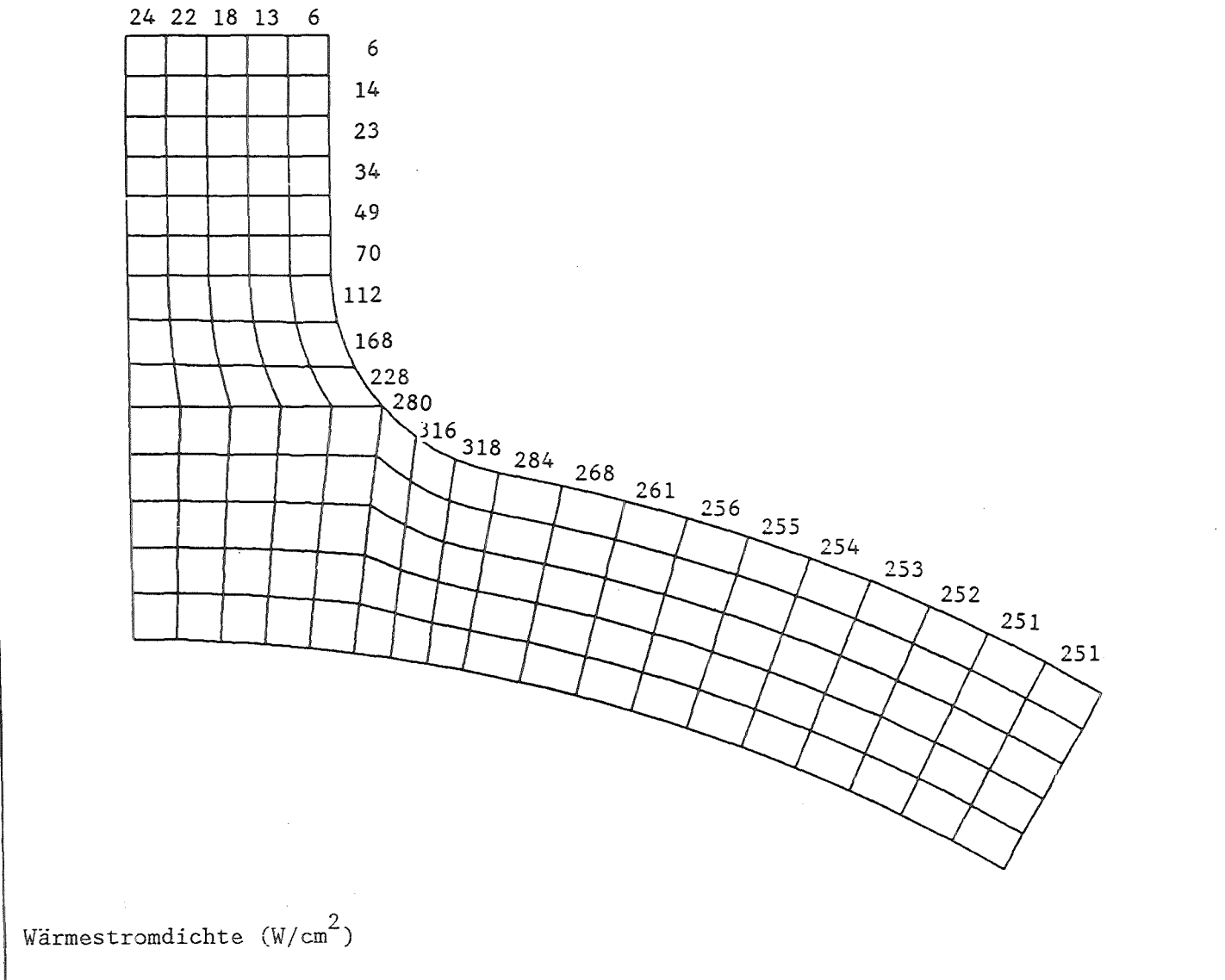


Abbildung 26. Örtliche Wärmestromdichte an der Oberfläche eines indirekt elektrisch beheizten Hüllrohres mit 6 integralen Abstandshalterrippen, Übergangsradius zwischen dem Hüllrohr und den Rippenflanken.

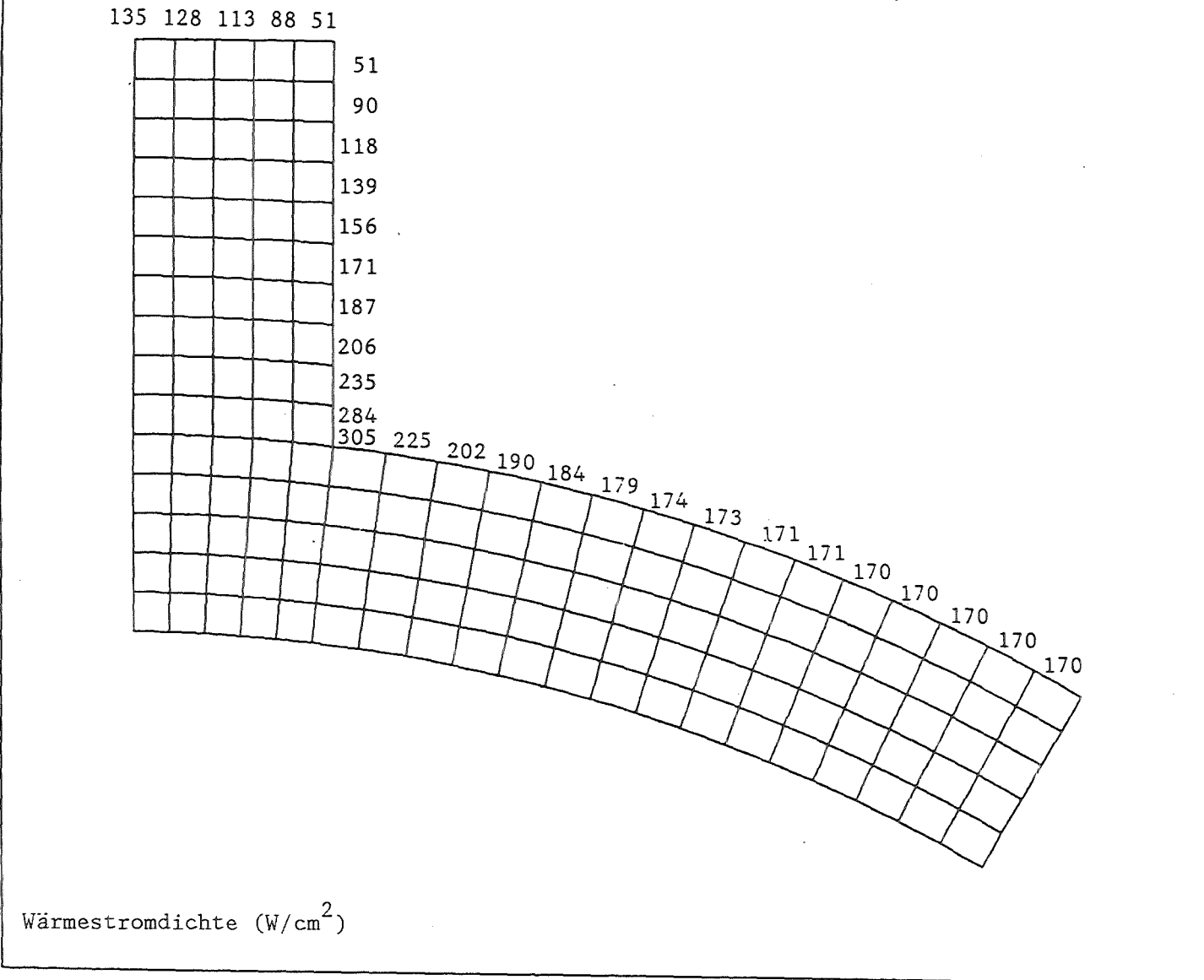


Abbildung 27. örtliche Wärmestromdichte an der Oberfläche eines direkt elektrisch beheizten Hüllrohres mit 6 integralen Abstandshalterrippen, scharfkantiger Übergang vom Hüllrohr zu den Rippenflanken.

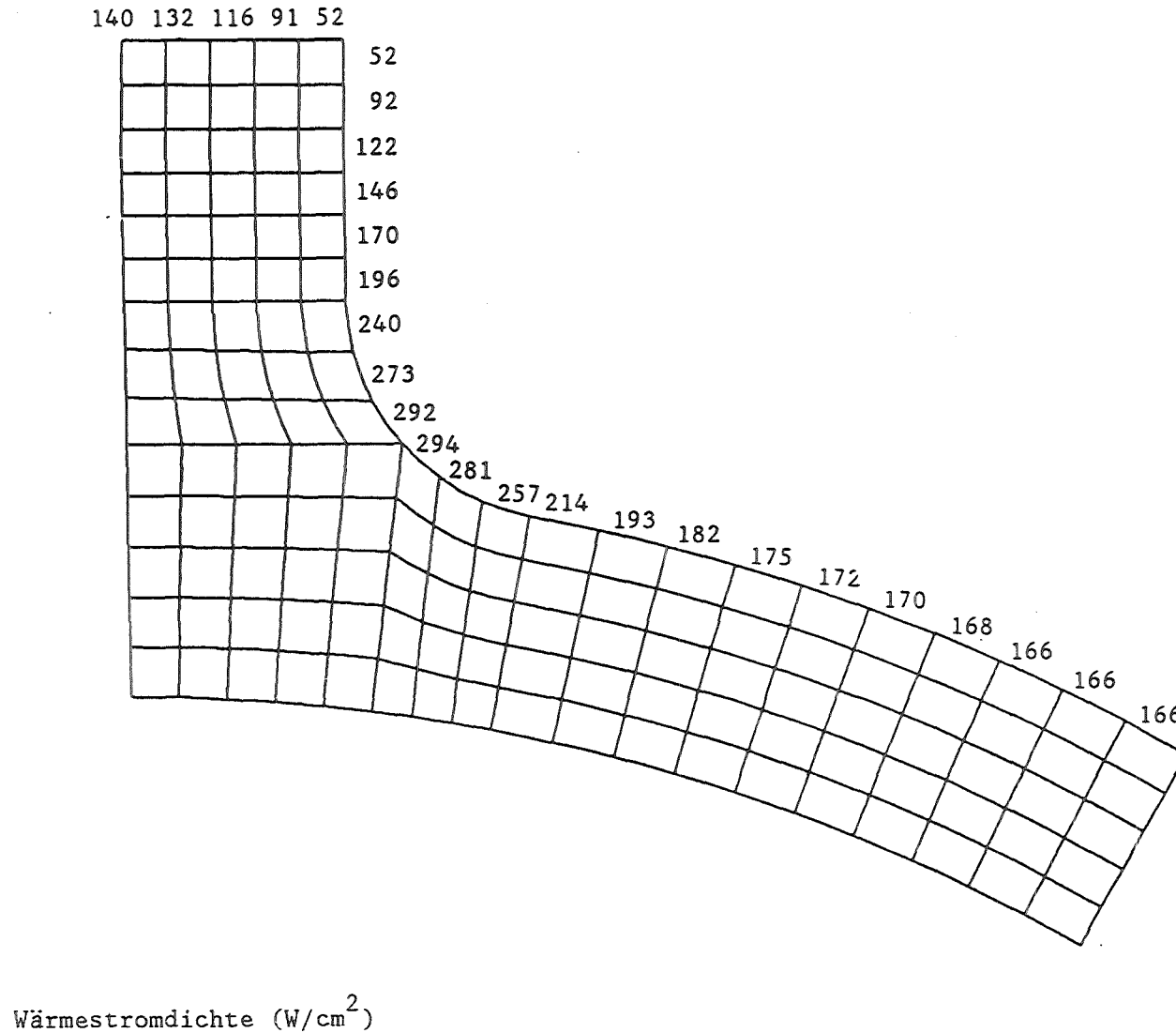


Abbildung 28. örtliche Wärmestromdichte an der Oberfläche eines direkt elektrisch beheizten Hüllrohres mit 6 integralen Abstandshalterrippen, Übergangsradius zwischen dem Hüllrohr und den Rippenflanken.

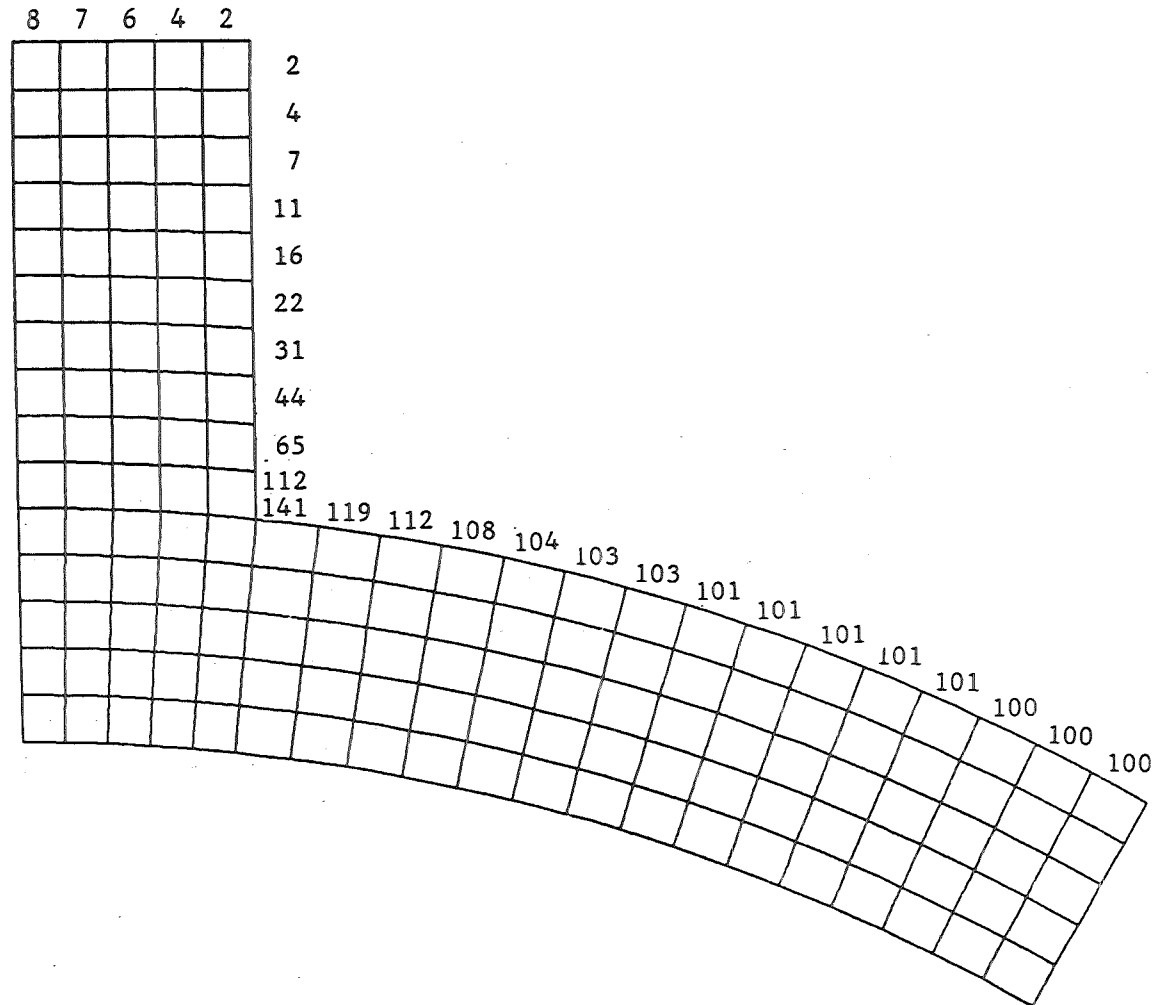


Abbildung 29. Variation des normierten Wärmestromes an der Oberfläche eines nuklear beheizten Hüllrohres mit 6 integralen Abstandshalterrippen, scharfkantiger Übergang vom Hüllrohr zu den Rippenflanken.

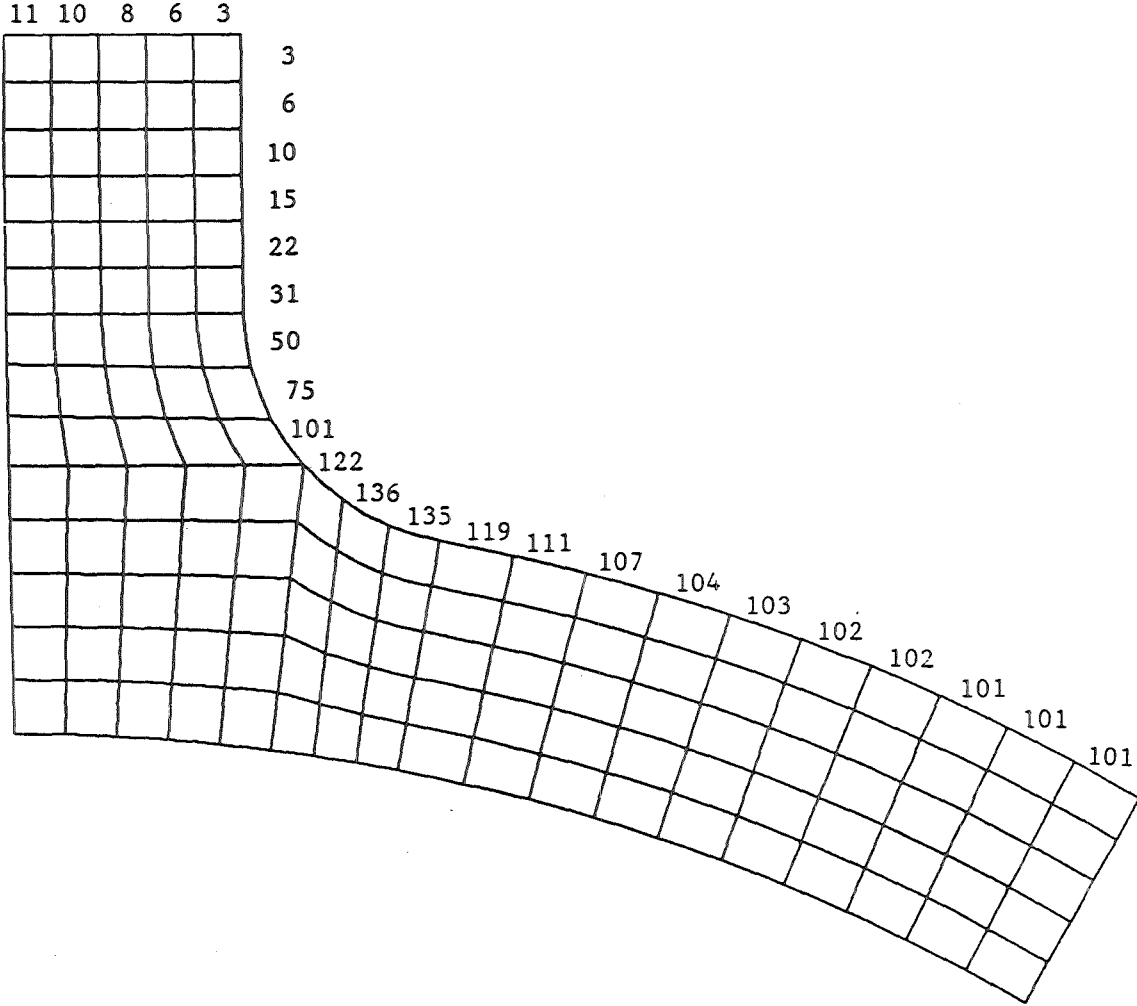


Abbildung 30. Variation des normierten Wärmestromes an der Oberfläche eines nuklear beheizten Hüllrohres mit 6 integralen Abstandshalterrippen, Übergangsradius zwischen dem Hüllrohr und den Rippenflanken.

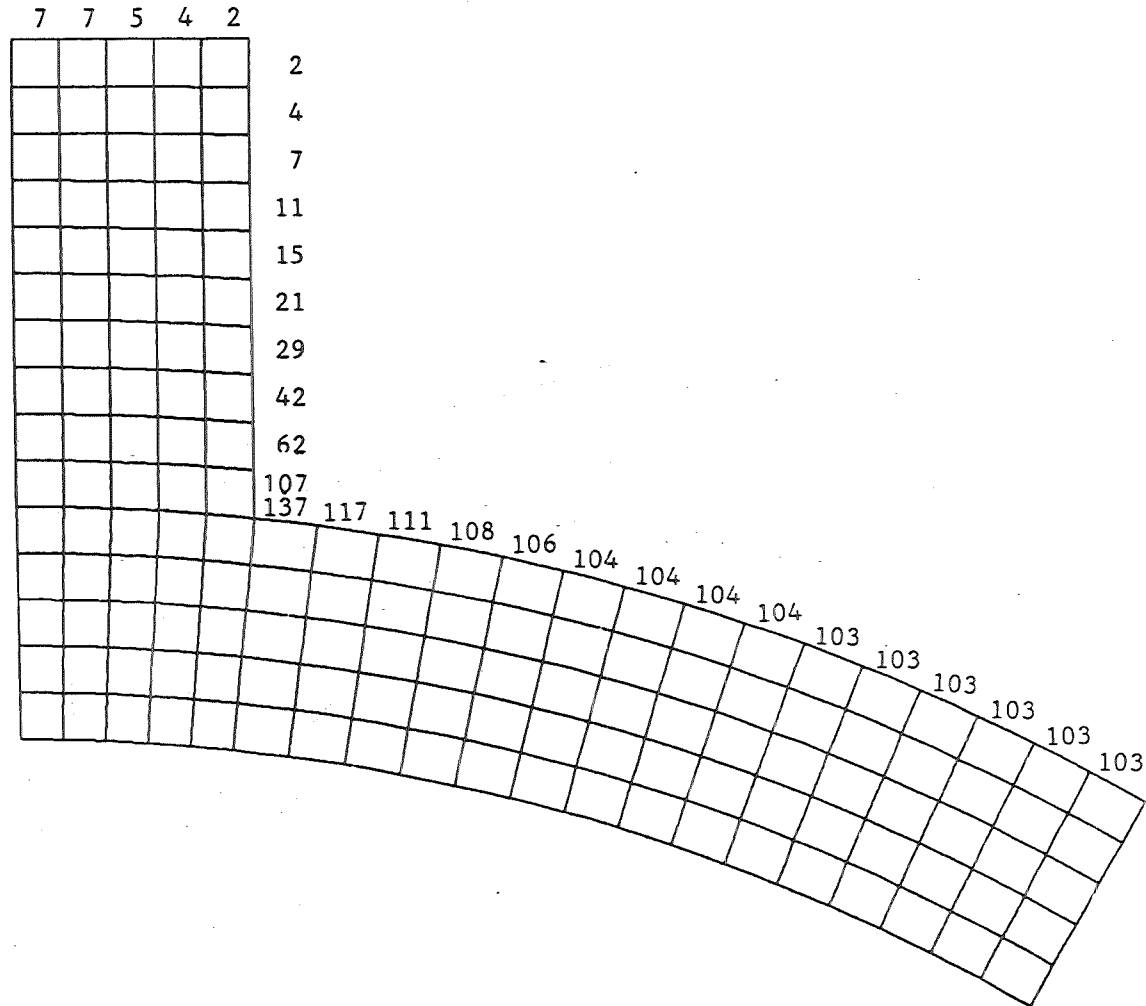


Abbildung 31. Variation des normierten Wärmestromes an der Oberfläche eines indirekt elektrisch beheizten Hüllrohres mit 6 integralen Abstandshalterrippen, scharfkantiger Übergang vom Hüllrohr zu den Rippenflanken.

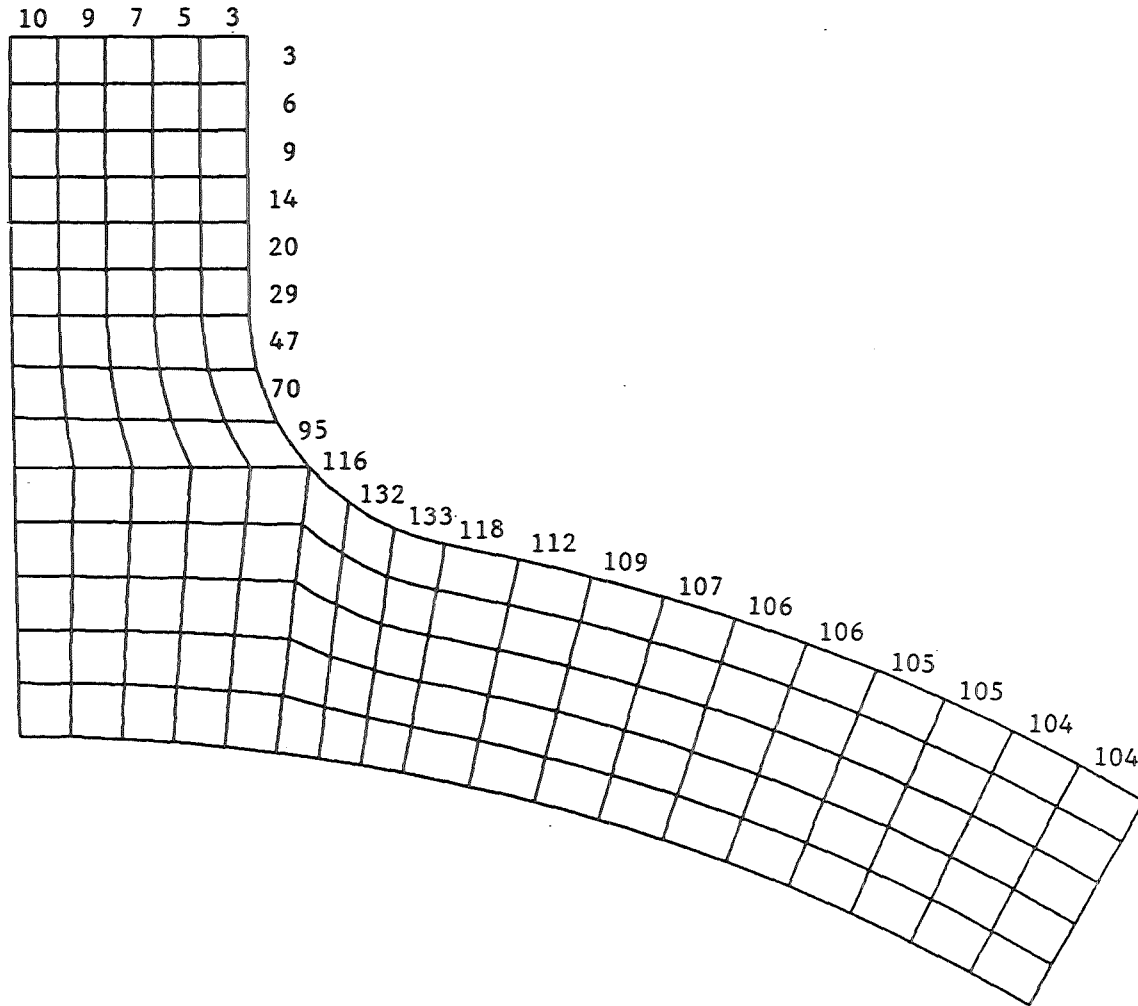


Abbildung 32. Variation des normierten Wärmestromes an der Oberfläche eines indirekt elektrisch beheizten Hüllrohres mit 6 integralen Abstandshalterrippen, Übergangsradius zwischen dem Hüllrohr und den Rippenflanken.

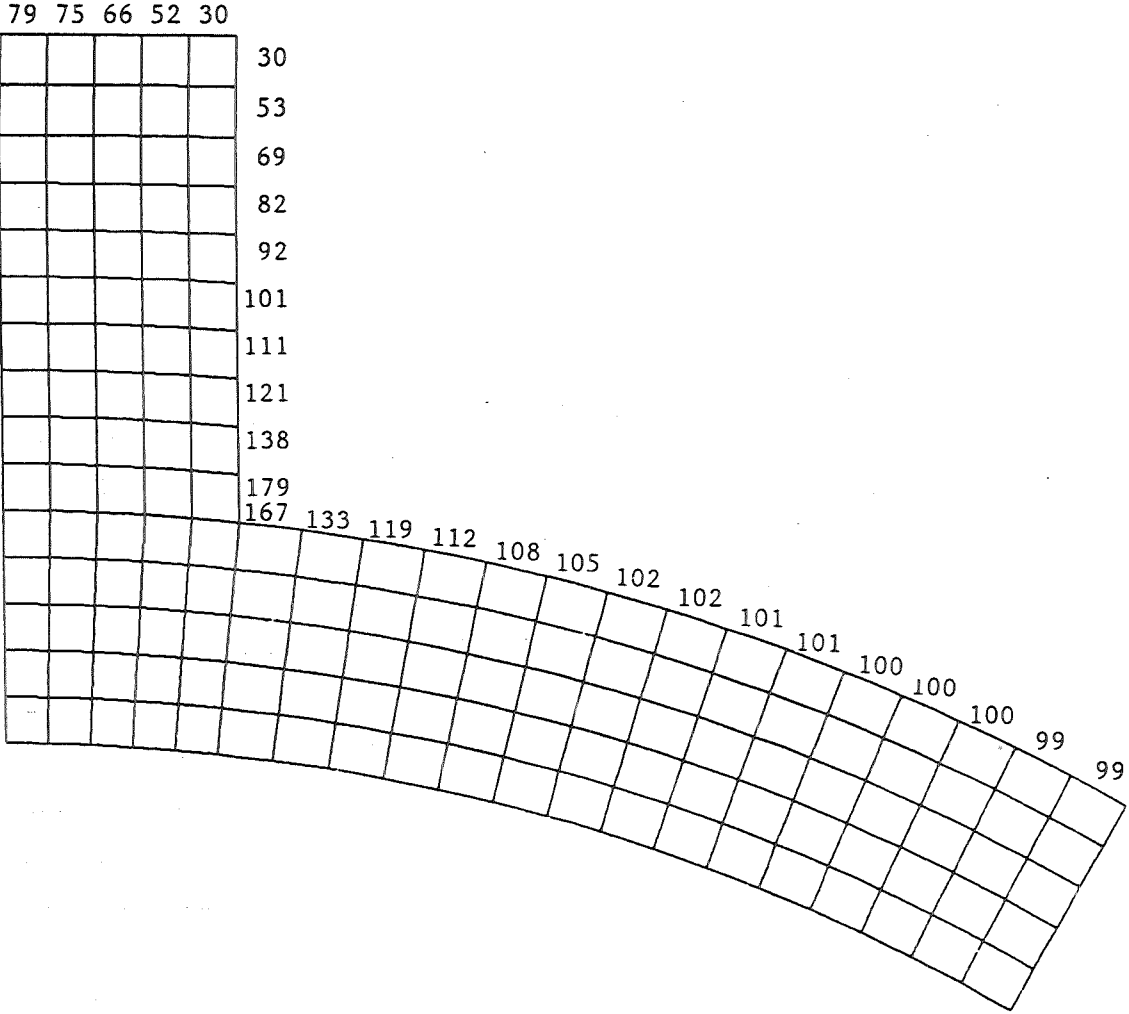


Abbildung 33. Variation des normierten Wärmestromes an der Oberfläche eines direkt elektrisch beheizten Hüllrohres mit 6 integralen Abstandshalterrippen, scharfkantiger Übergang vom Hüllrohr zu den Rippenflanken.

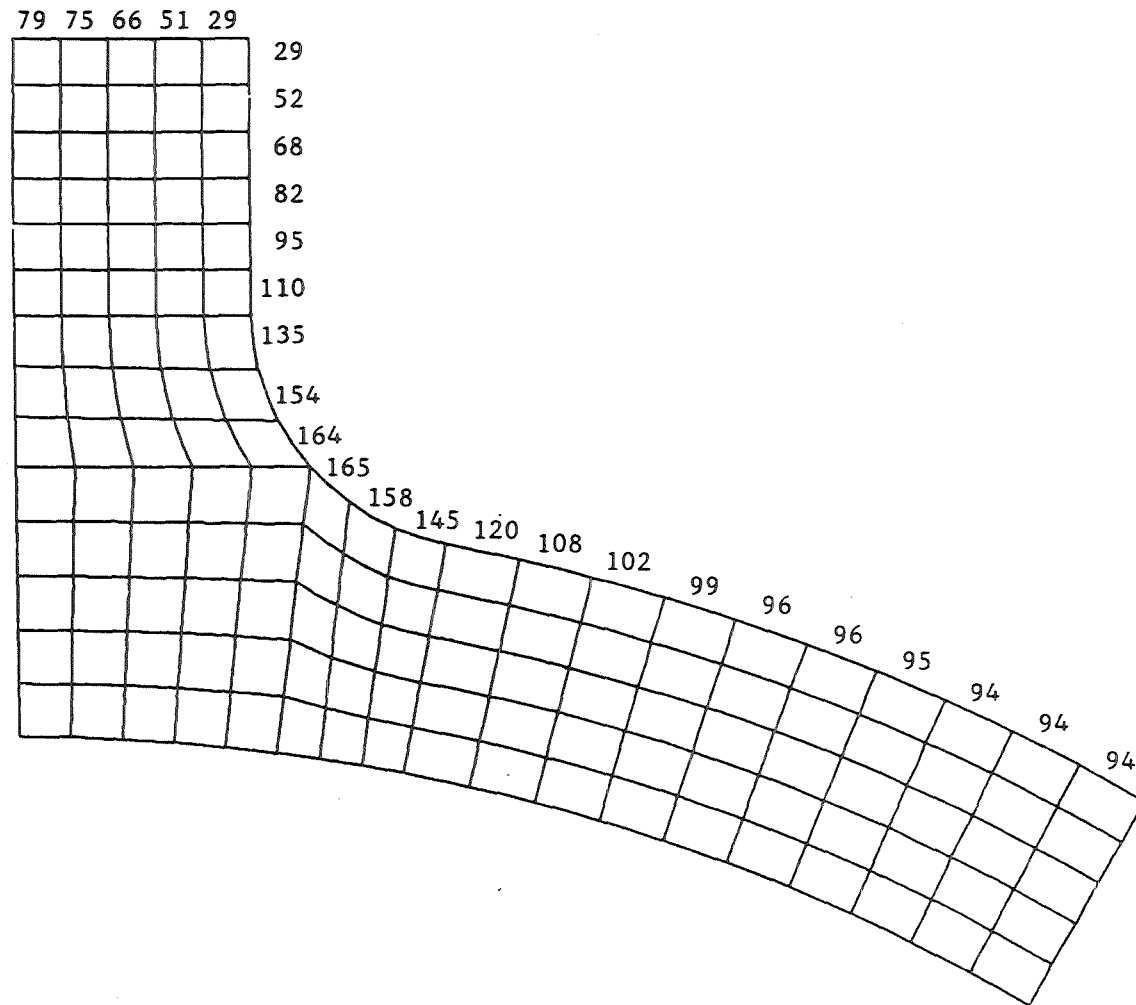
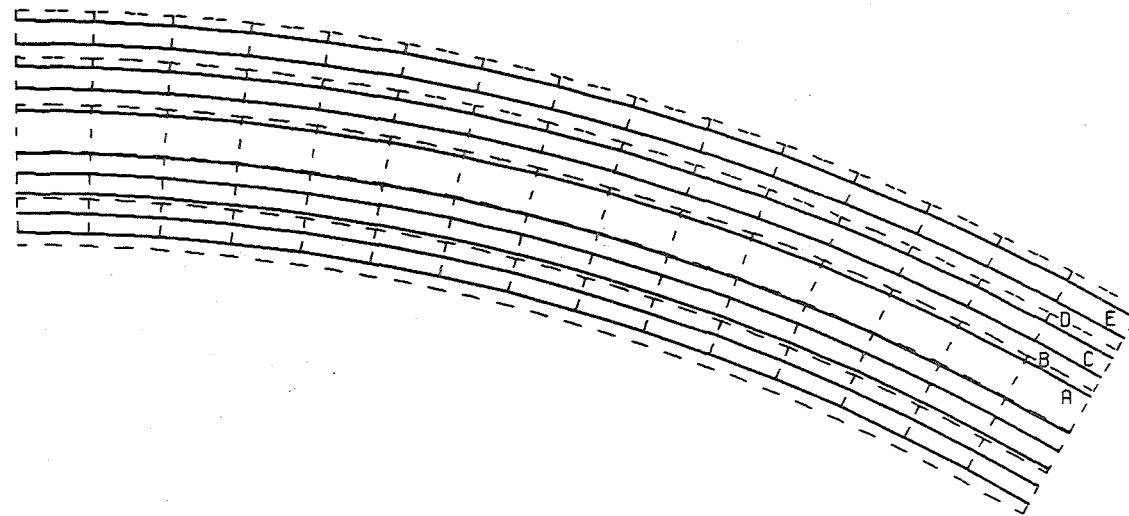


Abbildung 34. Variation des normierten Wärmestromes an der Oberfläche eines direkt elektrisch beheizten Hüllrohres mit 6 integralen Abstandshalterrippen, Übergangsradius zwischen dem Hüllrohr und den Rippenflanken.

Fall 1a



Wärmespannung (MPa)

MIN = 3.718

MAX = 112.6

R = 20.

B = 40.

C = 60.

D = 80.

E = 100.

Abbildung 37. Vergleichsspannungen in einem nuklear beheizten Hüllrohr ohne Abstandshalter.

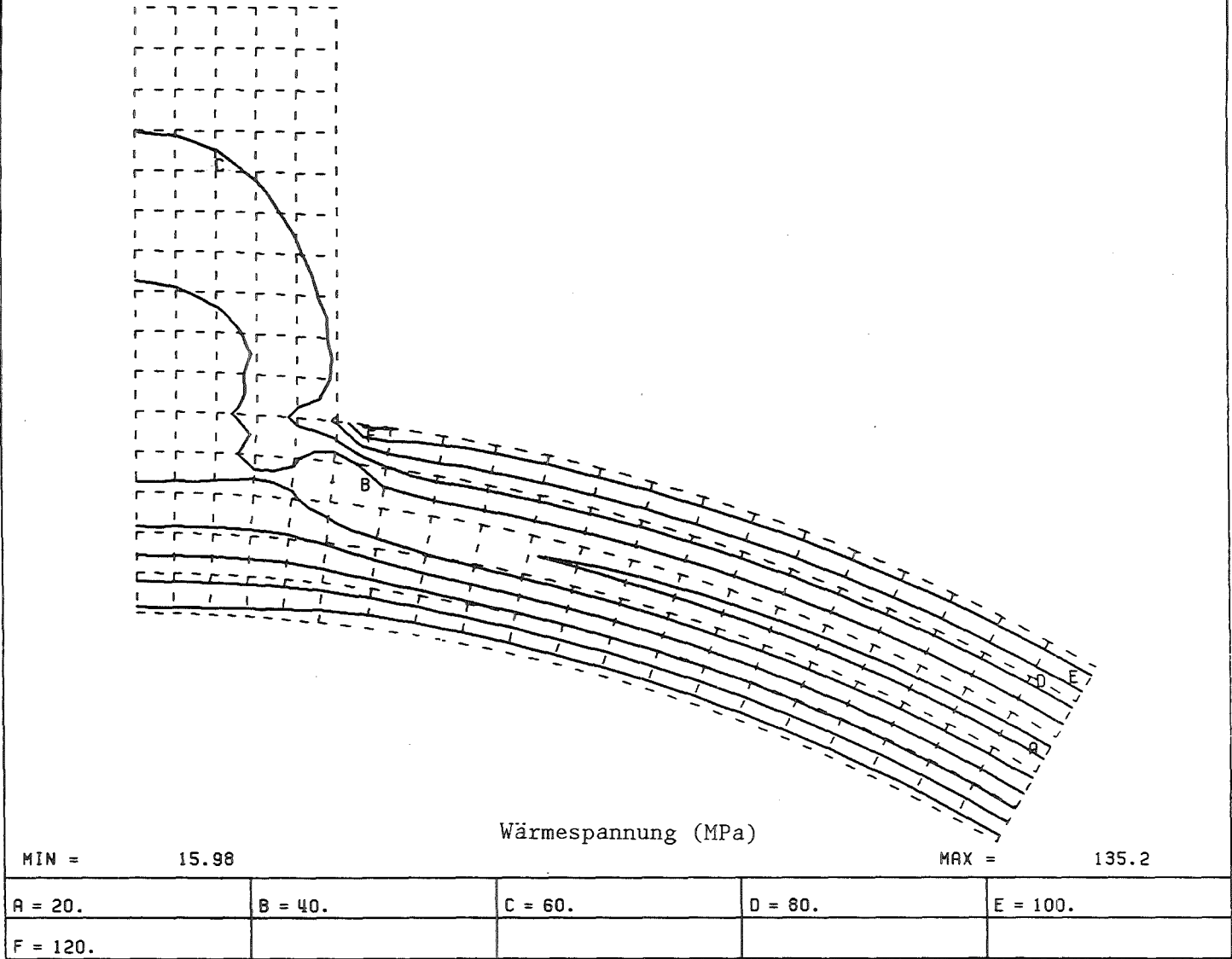


Abbildung 38. Vergleichsspannungen in einem nuklear beheizten Hüllrohr mit 6 integralen Abstandshalterrippen, scharfkantiger Übergang vom Hüllrohr zu den Rippenflanken.

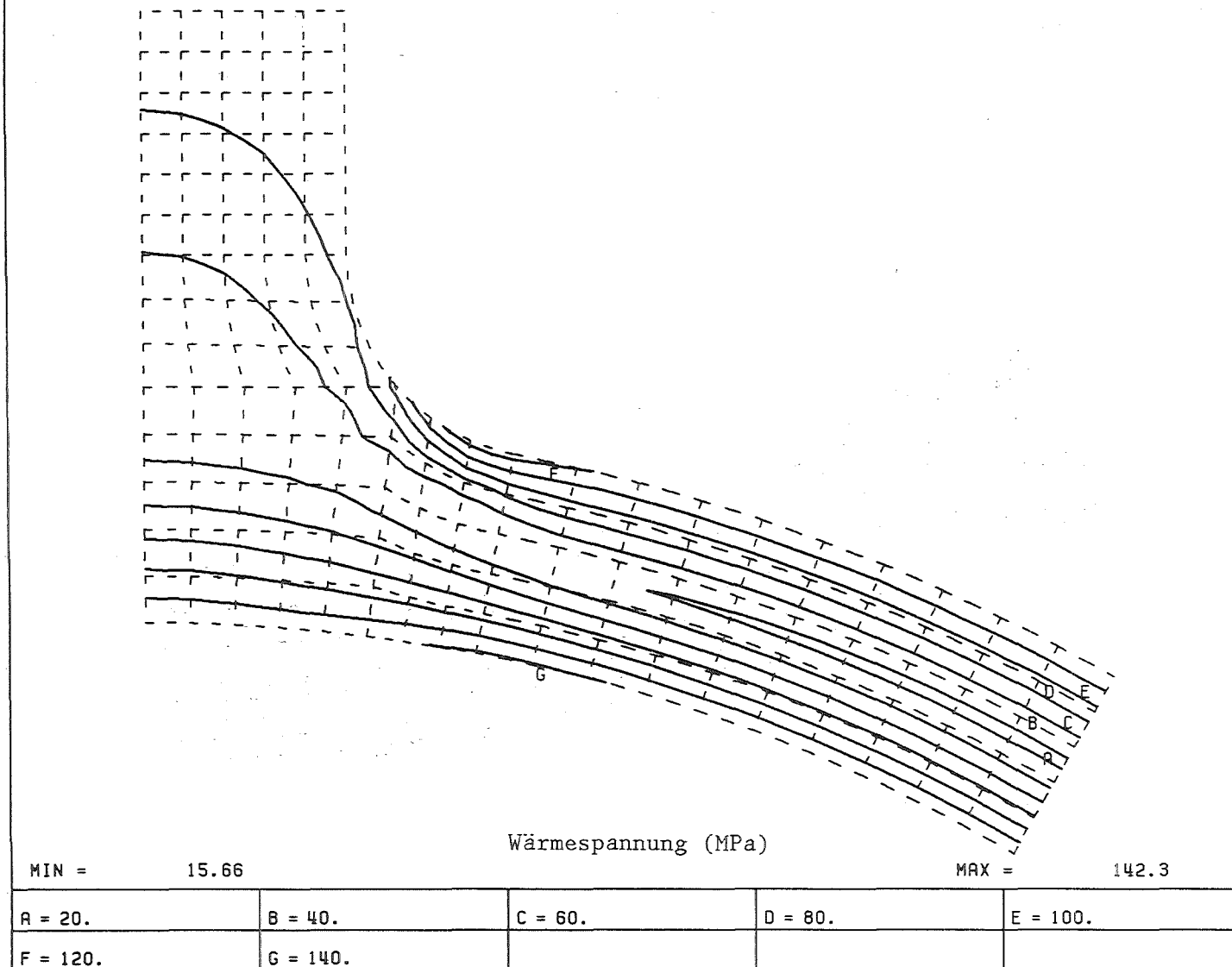
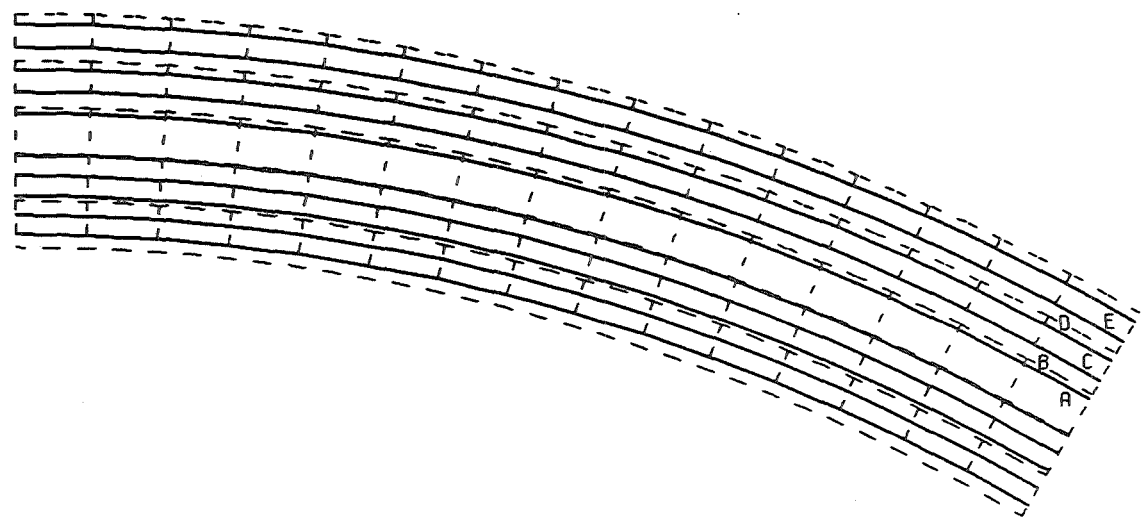


Abbildung 39. Vergleichsspannungen in einem nuklear beheizten Hüllrohr mit 6 integralen Abstandshalterrippen, Übergangsradius zwischen dem Hüllrohr und den Rippenflanken.



Wärmespannung (MPa)					
MIN =	3.735			MAX =	112.8
A = 20.	B = 40.	C = 60.	D = 80.	E = 100.	

Abbildung 40. Vergleichsspannungen in einem indirekt elektrisch beheizten Hüllrohr ohne Abstandshalter.

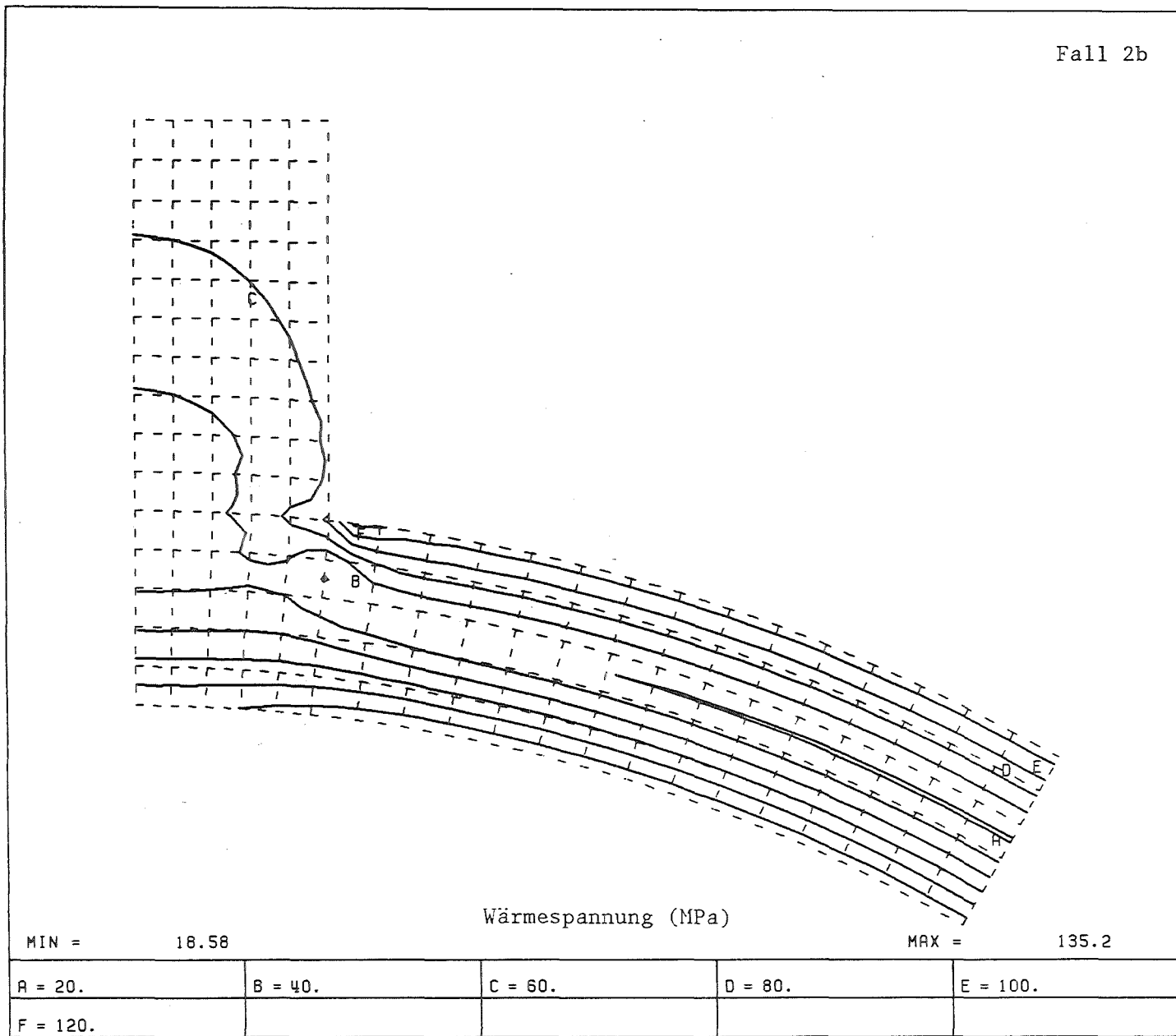


Abbildung 41. Vergleichsspannungen in einem indirekt elektrisch beheizten Hüllrohr mit 6 integralen Abstandshalterrippen, scharfkantiger Übergang vom Hüllrohr zu den Rippenflanken.

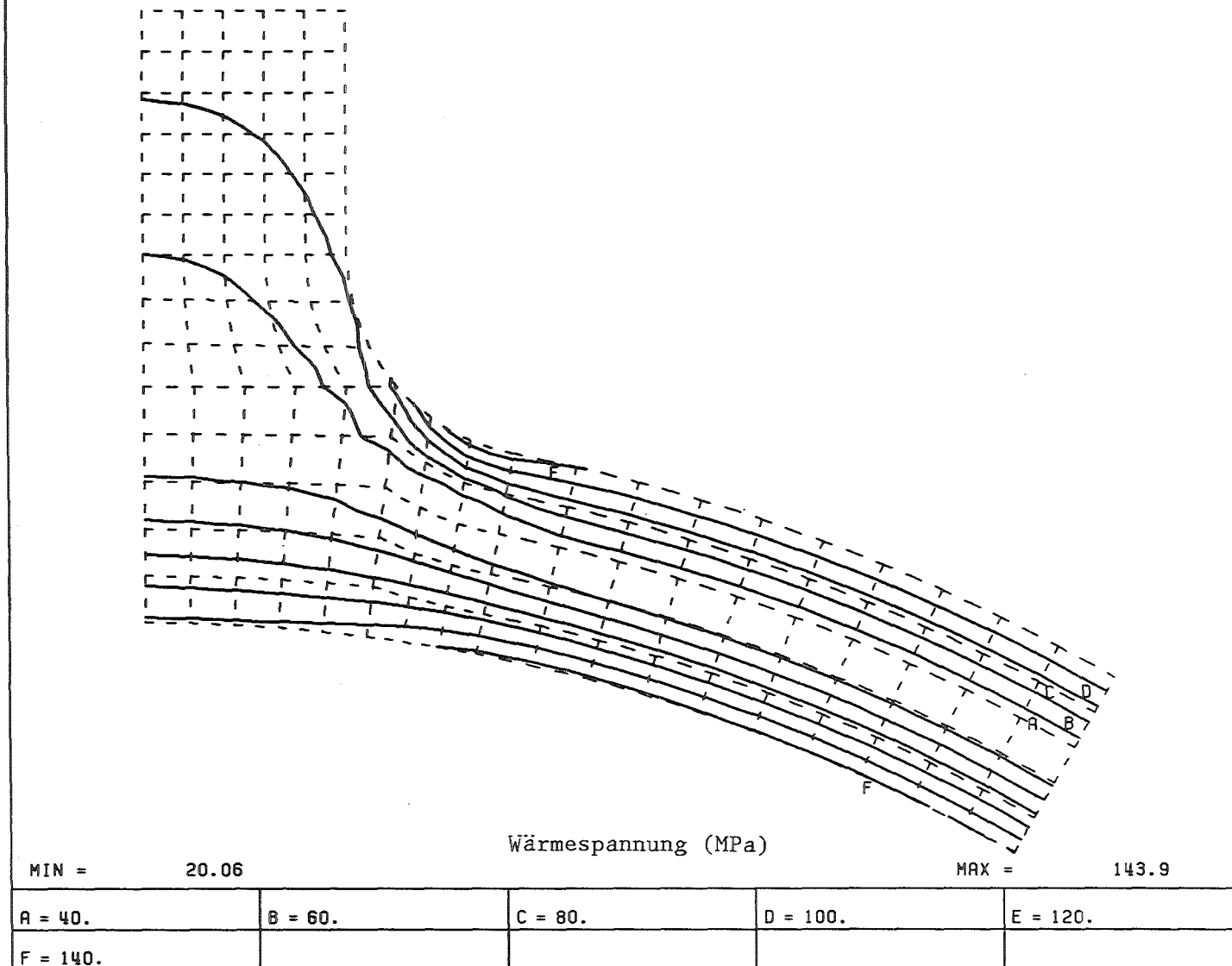


Abbildung 42. Vergleichsspannungen in einem indirekt elektrisch beheizten Hüllrohr mit 6 integralen Abstandshalterrippen, Übergangsradius zwischen dem Hüllrohr und den Rippenflanken.

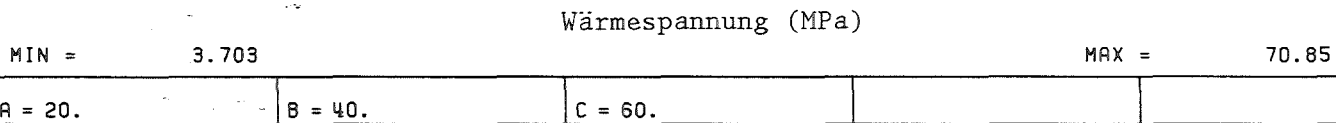
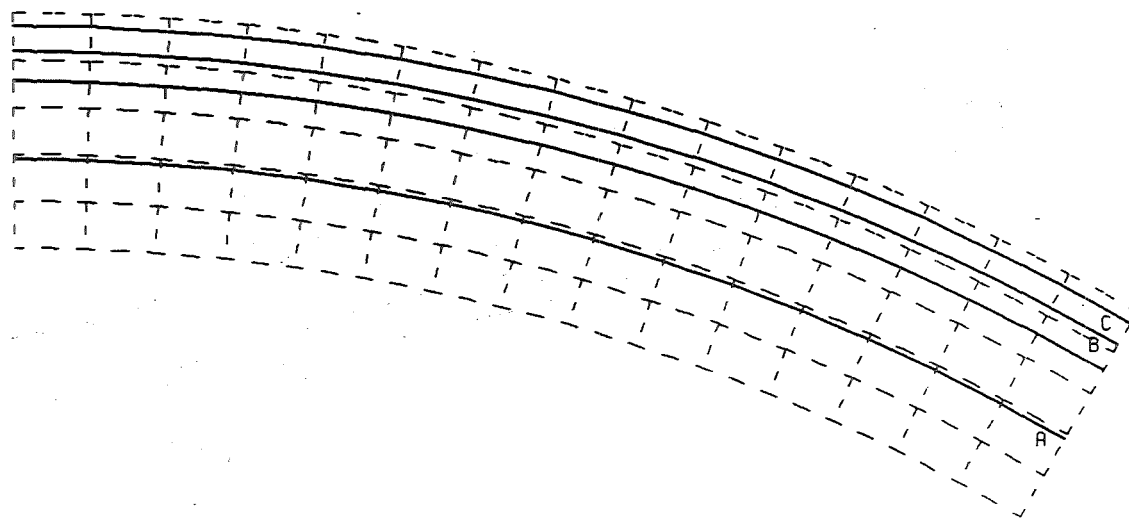


Abbildung 43. Vergleichsspannungen in einem direkt elektrisch beheizten Hüllrohr ohne Abstandshalter.

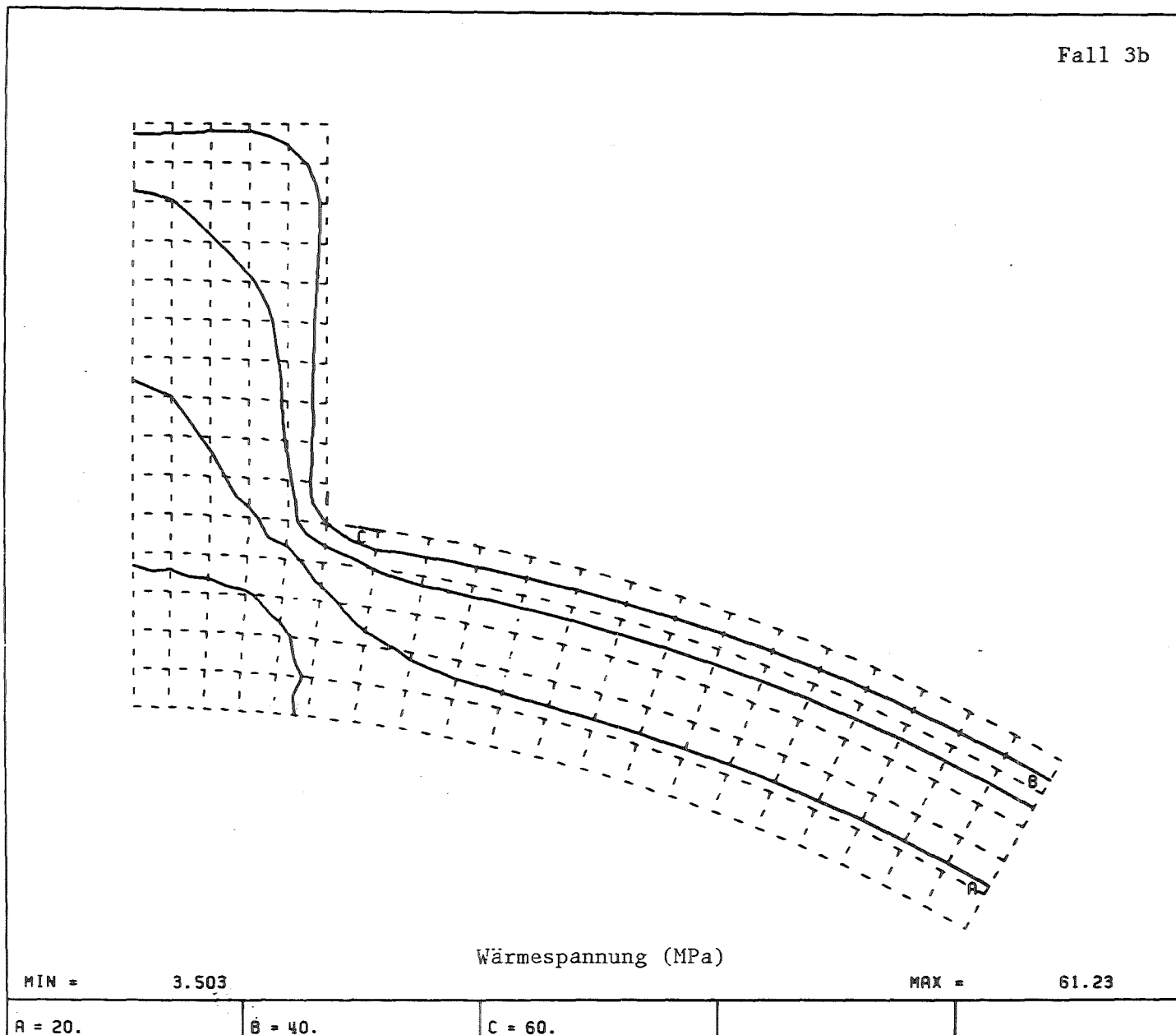


Abbildung 44. Vergleichsspannungen in einem direkt elektrisch beheizten Hüllrohr mit 6 integralen Abstandshalterrippen, scharfkantiger Übergang vom Hüllrohr zu den Rippenflanken.

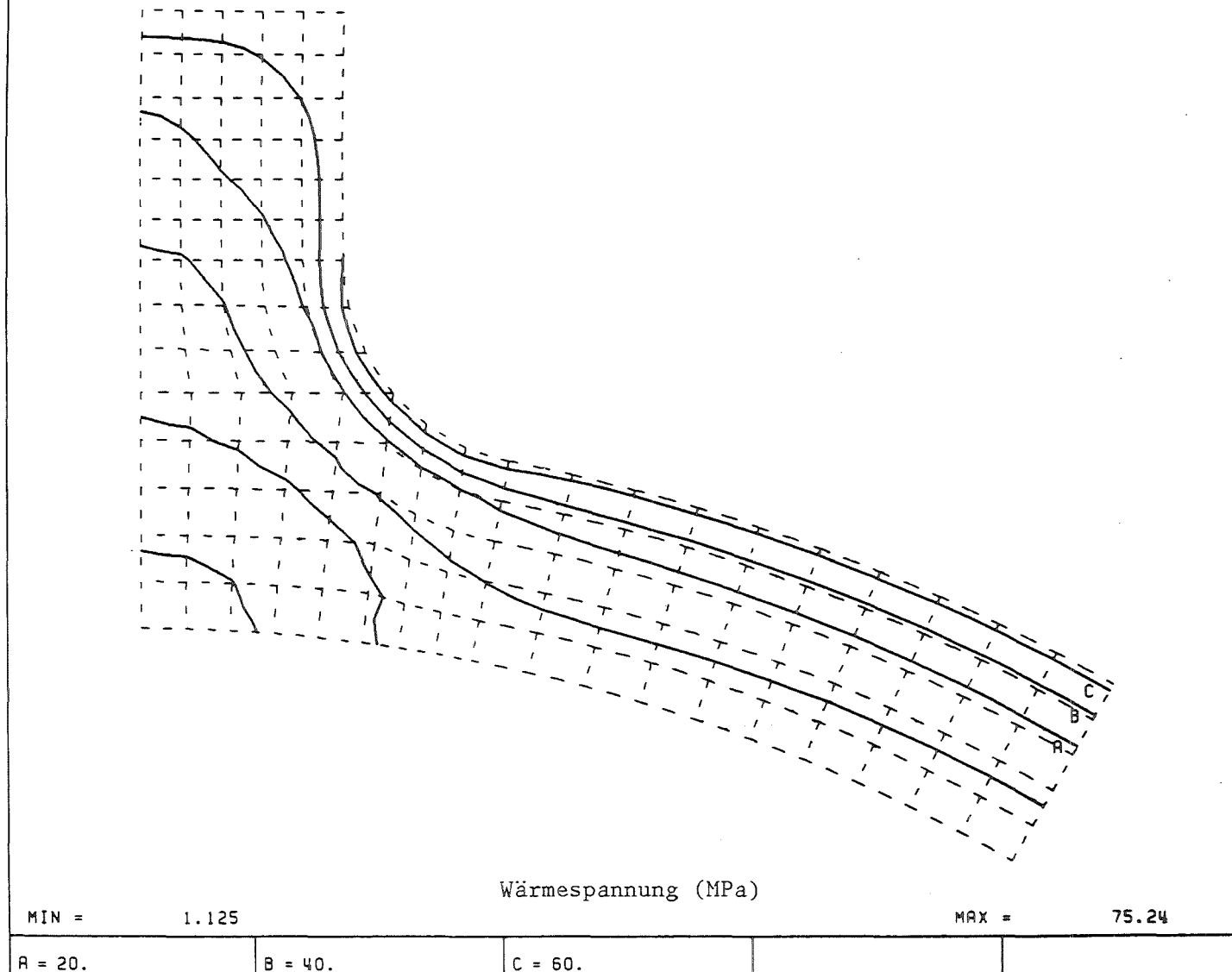


Abbildung 45. Vergleichsspannungen in einem direkt elektrisch beheizten Hüllrohr mit 6 integralen Abstandshalterrippen, Übergangsradius zwischen dem Hüllrohr und den Rippenflanken.