

KERNFORSCHUNGSZENTRUM

KARLSRUHE

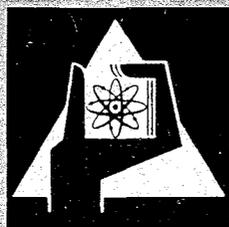
Oktober 1968

KFK 848
EUR 4151 d

Institut für Reaktorentwicklung

Kühlmittel-Quervermischung und deren Auswirkung auf die
Heißkanal-Temperaturen in dampfgekühlten Schnellen Reaktoren

K. Doetschmann



GESELLSCHAFT FÜR KERNFORSCHUNG M. B. H.

KARLSRUHE

KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE

Oktober 1968

KFK 848

EUR 4151 d

Institut für Reaktorentwicklung

Kühlmittel-Quervermischung und deren Auswirkung
auf die Heißkanal-Temperaturen
in dampfgekühlten Schnellen Reaktoren *)

K.Doetschmann

Gesellschaft für Kernforschung m.b.H., Karlsruhe

*) Diese Arbeit wurde im Rahmen der Assoziation zwischen der Europäischen Atomgemeinschaft und der Gesellschaft für Kernforschung mbH., Karlsruhe auf dem Gebiet der schnellen Reaktoren durchgeführt.



Inhaltsverzeichnis

1. Einleitung
2. Methode zur Berechnung der Quervermischung
3. Auswirkung der Quervermischung auf die Heißkanal-Temperaturen
4. Ergebnisse
5. Heißkanalfaktoren mit und ohne Quervermischung
6. Zusammenfassung
7. Literaturverzeichnis

1. Einleitung

Aus ökonomischen Gründen muß der Kühlmittelanteil im Reaktorkern von dampfgekühlten schnellen Brutreaktoren möglichst klein gehalten werden. Durch konstruktive Anforderungen ergibt sich für den Dampfvolumenteil ein Minimum von etwa 30 %.

Bei einem Brennstabdurchmesser von 7 mm sind in einem solchen enggepackten Brennelement die Abstände zwischen den Brennstäben nur noch 1,0 mm. Dadurch können in einzelnen Kühlkanälen bereits bei geringen geometrischen Störungen verhältnismäßig große Störungen bei der Wärmeabfuhr und daher unzulässig hohe Temperaturen auftreten. Die kritische Temperatur ist hierbei die maximale Temperatur des Brennstabhüllrohres, das zu Beginn der Standzeit infolge des hohen Kühlmitteldrucks durch den Mechanismus des Kriechbeulens besonders stark beansprucht wird. Von daher stellt sich die Forderung nach einer guten Kühlmittelquervermischung zwischen den Kühlkanälen im dampfgekühlten Brennelement schneller Brutreaktoren.

In dieser Arbeit wird die Vermischung des Kühlmittels in Brennstab-bündeln dampfgekühlter schneller Brutreaktoren durch Auswertung aller bisher bekannt gewordenen Messungen bestimmt. Die Kühlmittel- und Hüllrohrtemperaturen werden dabei mit dem Rechenprogramm CØMIX2 [1] berechnet. Als Grundlage für die Untersuchung dient der Referenzentwurf der E.N.E.A. Kühlmittelvergleichsstudie [2].

2. Methode zur Berechnung der Quervermischung

Die Quervermischung (QM) des Kühlmittels bzw. eine Angleichung der Temperaturen des "Heißen Kanals" an seine Nachbarkanäle wird durch folgende Ursachen bewirkt:

1. Turbulenz der Strömung
2. Verschiedene Kühlmitteltemperaturen
3. Verschiedene Massenstromdichten aufgrund der unterschiedlichen Temperaturen und hydraulischen Durchmesser
4. Radiale Wärmeleitung
5. Erzwungener Kühlmittelaustausch zwischen benachbarten Teilkanälen durch Wendelrippen

Diese Einflüsse können nicht zusammen analytisch erfaßt werden.

Eine Anzahl von Untersuchungen über die Kühlmittelquervermischung in Brennstabbündeln konzentrierte sich auf die Auswirkungen des Punktes 1 innerhalb eines Teilkanals. Nijsing [3], Kattchee [4] und Devold [5] untersuchten die Temperaturverteilung am Hüllrohrumfang. Lowe [6] ermittelte den Enthalpieverlauf am Kanalende bei einem vorgegebenen Leistungsgradienten. Shimamune [7] entwickelte ein Rechenprogramm, das die Temperatur- und Geschwindigkeitsfelder im asymmetrischen Stabbündel errechnet.

In diesen Arbeiten wird als Maß der QM die "Eddy Diffusivity" ϵ verwendet. Die zahlenmäßige Größe von ϵ wird in den einzelnen Literaturstellen sehr unterschiedlich angegeben; die höchsten und die niedrigsten Werte unterscheiden sich um den Faktor 50. Um dies ausgleichen zu können und auch um gleichzeitig die Punkte 2 bis 5 zu erfassen, wird oft ein sogenannter "Mixing Factor" eingeführt, mit dem ϵ multipliziert wird.

In dem vorliegenden Bericht wird nicht ein einzelner Teilkanal behandelt, sondern es wird untersucht, wie sich die Temperaturen des Heißen Kanals verhalten, wenn zwischen diesem und seinen Nachbar-kanälen eine Kühlmittel-Quervermischung besteht.

Bei wendelförmigen Abstandshaltern, wie sie für das Brennstabbündel des E.N.E.A.-Referenzreaktors [2] vorgesehen wurden, wird die QM hauptsächlich durch diese verursacht. Es ist in diesem Fall nicht sinnvoll, als Ausgangsgröße die "Eddy Diffusivity" zu wählen, da sie sich erstens nur sehr ungenau bestimmen läßt und zweitens hier eine nur untergeordnete Rolle spielt.

Moyer [8] hat deshalb eine Methode entwickelt, die rechnerisch nur den Punkt 5 erfaßt. Die übrigen Punkte werden durch einen Korrekturfaktor berücksichtigt, den man experimentell erhält.

Diese Methode wird nun zunächst am Beispiel des untersuchten Brennstabbündels [2] beschrieben.

Nach Abb. 1 sind die Brennstoffstäbe mit je 3 Wendelrippen in gleicher Windungsrichtung (durch Pfeile angedeutet) versehen. Die Stäbe stützen sich Rippe auf Rippe gegeneinander ab. Die erste Annahme ist, daß die Rippen den gesamten von ihnen erfaßten Kühlmittelanteil

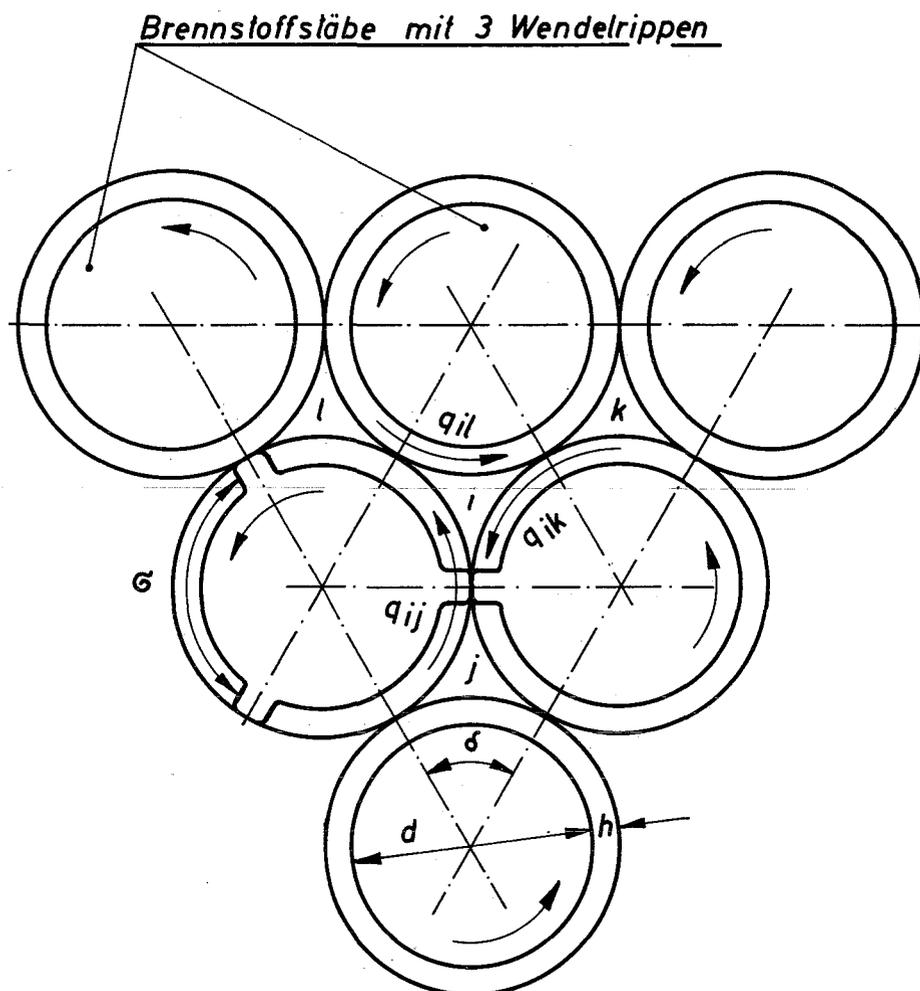


Abb. 1 Kühlmittel-Quervermischung im Brennelement mit 3 wendelförmigen Abstandshaltern.

aus der Strömung herauschälen. Das heißt, der axialen Hauptströmung wird eine Radialströmung überlagert. Dadurch erhält der Kanal i ständig Kühlmittel aus den Kanälen j, l und k. Der Durchsatz in den einzelnen Kanälen bleibt dabei konstant, da die Summe der eintretenden Querströmungen gleich der Summe der austretenden ist.

Für die Größe der QM erhält man dann:

$$\frac{q_i \text{ Stab}}{\dot{m}_i} = \frac{A_i \text{ Rippe} / A_i \text{ ges}}{\sigma \cdot p / (2\pi)}$$

dabei ist:

- $q_i \text{ Stab}$ = der radiale Massenstrom je cm Kanallänge und Brennstab, siehe Abb. 1
- \dot{m}_i = der gesamte Massenstrom im Kanal i
- $A_i \text{ Rippe}$ = Fläche, die von den Rippen eines Brennstabes je Teilkanal abgedeckt wird
- $A_i \text{ ges}$ = durchströmte Fläche des Kanals i
- σ = Winkel, der einen Teilkanal einschließt, siehe Abb. 1
- p = Steigung einer Wendelrippe

Die Ableitung dieser Gleichung wird in [8] gegeben.

Die gesamte QM ist für jeden Teilkanal dreimal so groß, da jeder Kanal von drei Brennstoffstäben umgeben ist.

Die nach obiger Gleichung ermittelte QM ist die "ideale QM".

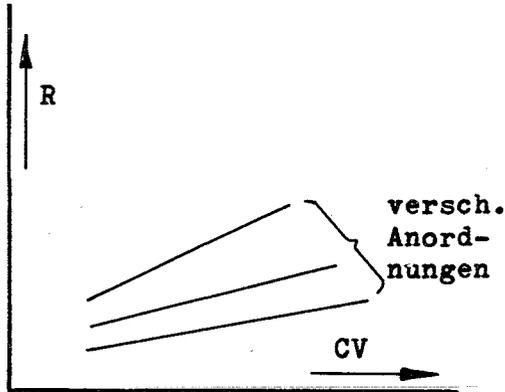
Die tatsächlich auftretende QM ist jedoch geringer, da ein Teil des im Bereich der Rippen strömenden Kühlmittels nicht den Rippen folgt. Die tatsächliche QM wird gegenüber der idealen QM umso kleiner, je größer

- der Impuls der Strömung in axialer Richtung und
- der Rippenabstand in Umfangsrichtung σ ist, siehe Abb. 1, und je kleiner
- das Verhältnis Rippensteigung zu Stabdurchmesser, p/d ,
- die Zähigkeit ν des Kühlmittels und
- die Rippenhöhe ist.

Unter Berücksichtigung dieser Zusammenhänge kann die folgende Kennzahl CV definiert werden:

$$CV = \frac{Re}{p/d \cdot h/\sigma}$$

Diese Kennzahl ist derart aufgebaut, daß mit ihrem Anwachsen der Strömungsanteil der über die Rippen hinweg schlüpft ebenfalls anwächst. Mit zunehmendem CV vergrößert sich somit das Verhältnis



$$R = \frac{\text{ideale QM}}{\text{tatsächl. QM}}$$

In Abb. 2 wird R in Abhängigkeit von CV qualitativ dargestellt. Für verschiedene Bündelgeometrien sind verschiedene Kurven zu erwarten.

Abb. 2 Qualitativer Zusammenhang zwischen R und CV

CV wird durch die Bündelgeometrie und die darin herrschenden Strömungsverhältnisse eindeutig bestimmt.

In Abb. 4 sind die bisher bekannt gewordenen Messungen von R aufgetragen. Es zeigt sich, daß nicht alle Kurven dem erwarteten Verlauf entsprechen. Die Kurven 4, 5 und 6 weisen eine gegenläufige Tendenz auf, d.h. mit wachsendem CV wird die QM besser. Die den Kurven 4, 5 und 6 zugrundeliegenden Versuche [9] wurden jeweils mit derselben geometrischen Anordnung für verschiedene Reynoldszahlen gefahren. Bei den Anordnungen 4 und 5 überdecken sich die aufgewickelten Drähte fast vollständig, so daß kaum noch ein freier Strömungsquerschnitt vorhanden ist. Es ist deshalb anzunehmen, daß hier die QM in starkem Maße durch allgemeine Turbulenz der Strömung verursacht wird, die wiederum mit wachsender Reynoldszahl ansteigt. Der Kurve 6 liegt eine Anordnung zugrunde, bei der auf jeden Stab 6 Drähte mit einem großen p/d-Verhältnis ($p/d = 98$) aufgewickelt sind. Dadurch wird zum einen eine sehr gute Führung der Radialströmung erreicht, zum anderen ist durch das große p/d-Verhältnis der Betrag der durch die Drähte verursachten QM so klein, daß auch hier die allgemeine Turbulenz der Strömung mit maßgebend wird. Damit erklärt sich die hohe Wirksamkeit der Drähte ($R \approx 1$) und das leichte Ansteigen der QM (d.h.

abnehmende Werte für R) mit der Reynoldszahl.

Die Kurve 3 liegt wesentlich höher als die anderen Kurven. Dies liegt wahrscheinlich an der nur bedingt richtigen Umrechnung der Meßergebnisse (in diesem Fall Na-Ionen Konzentration). Auch der "falsche" Verlauf des linken Teils der Kurve dürfte hiervon herühren.

Im großen und ganzen ordnen sich jedoch die Versuchsergebnisse in einer vernünftigen Art und Weise an. Die Anwendung der oben entwickelten Berechnungsmethode führt durch die Berücksichtigung des Korrekturfaktors R zu brauchbaren Ergebnissen.

3. Auswirkung der Quervermischung auf die Heißkanal-Temperaturen

Der Heiße Kanal wird wie folgt definiert:

1. Lage am Innenrand der 2. Core-Zone (höchste Spaltrate)
2. Frisches Brennelement
3. Geometrische Abmessungen des Kühlkanals auf der thermisch ungünstigen Seite der Fertigungstoleranz (Geometrieabweichung)
4. Erhöhte Leistung des Brennstabes durch Toleranzabweichungen der Brennstoff-Dichte und Zusammensetzung
5. Das Brennelement wird infolge von Meßungenauigkeiten auf höhere Leistung gefahren
6. Erhöhte Leistung durch Neutronenflußverwerfung infolge von teilweise eingefahrenen Regelstäben
7. Erhöhter Temperaturanstieg zum Hüllrohr durch Unsicherheiten beim Wärmeübergang
8. Erhöhter Temperaturanstieg im Hüllrohr durch Unsicherheiten in der Wärmeleitung
9. Übriges

Die QM beeinflusst jedoch die Temperaturen des Heißen Kanals nur in den Punkten 3 und 4. Die übrigen Unsicherheiten wirken integral auf jeden Teilkanal, so daß in diesen Fällen die QM des Kühlmittels keinen Einfluß auf die Temperaturen hat.

Da der größte Temperaturanstieg im Heißen Kanal von Geometrieabweichungen (Punkt 3) hervorgerufen wird, sinken die Heißkanaltemperaturen durch die QM trotzdem deutlich ab.

Durch die QM wird zunächst die Kühlmitteltemperatur ϑ des Heißen Kanals gesenkt und die der Nachbarkanäle angehoben. Diese Temperatursenkung hat eine Änderung der Dampf-Stoffgrößen und dadurch eine Verbesserung des Wärmeübergangs zur Folge. Deshalb wird die Hüllrohrtemperatur zusätzlich vermindert. Der Temperaturanstieg im Hüllrohr ändert sich durch die QM nicht.

4. Ergebnisse

Die Rechnungen basieren auf den beiden Corevarianten des E.N.E.A.-Referenzreaktors [2]. Die beiden Cores unterscheiden sich im wesentlichen im Werkstoff und in der Ausführung des Hüllrohrs (vgl. Tab. 1). Einmal wurde Incoloy 800 gewählt, das eine max. Temperatur von 700 °C erlaubt, und die Hüllrohre zur Verbesserung des Wärmeübergangs mit Turbulenzförderer versehen. Das Hüllrohr des zweiten Reaktors besteht aus dem schwedischen Stahl SANDVIK 12 x R 12, von dem bei 735 °C noch eine genügend hohe Festigkeit erwartet wird. Daher kann in diesem Fall auf Turbulenzförderer verzichtet werden. Als Abstandshalter sind in beiden Fällen 3 integrale Wendelrippen (vgl. Abb. 1) vorgesehen.

Um die max. Hüllrohrtemperatur zu bestimmen, wurden Rechnungen für folgende Annahmen durchgeführt:

1. keine QM
2. R = 6
3. R = 3
4. R = 1.5

Für die Berechnung wurde das Rechenprogramm COMIX2 [1] verwendet, das die Dampf- und Hüllrohrtemperaturen des Heißen Kanals und seiner Nachbarkanäle entsprechend Abb. 3 in Abhängigkeit von der QM liefert.

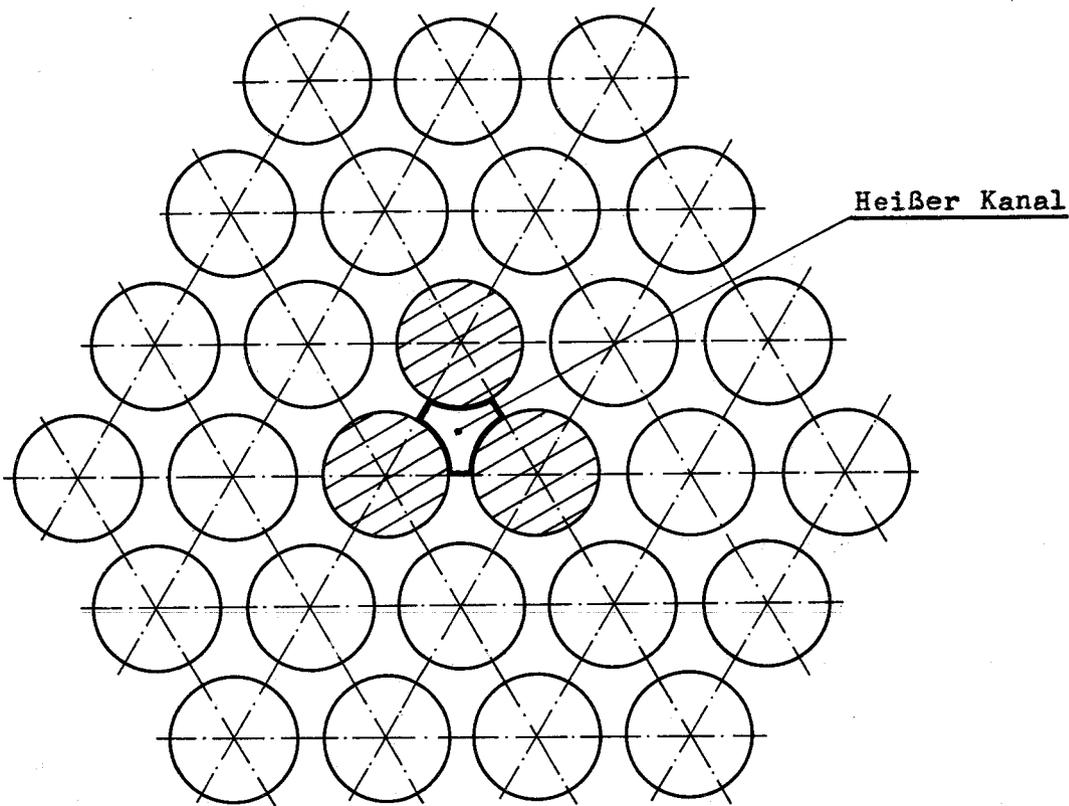


Abb. 3 Von der Rechnung erfaßter Brennelement-ausschnitt

Die Ergebnisse für den Fall 1 sind in den Abb. 5-10 dargestellt. Abb. 5 zeigt den Verlauf der Kühlmitteltemperatur als Funktion der Core-Höhe bei Geometrieabweichung. Scharparameter ist die Größe der QM. Zum Vergleich ist auch der Temperaturverlauf eines nominellen Kanals eingezeichnet. In der Abb. 6 ist die Innentemperatur des Hüllrohres aufgetragen. Man sieht, daß die Geometrieabweichung ohne QM zu stark erhöhten Temperaturen führt. Die max. Hüllrohrinnentemperatur steigt von 597 auf 635 °C. Durch die QM wird dieser Anstieg auf etwa 610 °C reduziert, die Temperaturen des verengten Kanals kommen dadurch denen des nominellen Kanals sehr nahe.

Für den Heißen Kanal ist dies nicht möglich. Selbst bei vollkommener Vermischung, d.h. die Punkte 3 und 4 bewirken keinen Temperaturanstieg, sind die Temperaturen durch die übrigen in Rechnung gestellten Punkte gegenüber dem nominellen Kanal beträchtlich erhöht. Dies wird in den Abb. 7 und 8 dargestellt. Andererseits zeigt sich, daß

Tabelle 1: Datentabelle

Fall	1	2
Nettoleistung Q_{el} [MW]	1000	
Reaktoreintrittsdruck P_1 [ata]	153	
Druckverlust im Reaktor Δp [ata]	8,7	12,8
Nettowirkungsgrad η_N [%]	37,1	36,2
Reaktoreintrittstemperatur ϑ_1 [°C]	348	350
Mittlere Reaktoraustritts- temp. ϑ_2 [°C]	500	
Hüllrohrmaterial	INCOLOY 800	SANDVIK 12XR72
Max. Hüllrohrtemp. [°C]	700	735
Verhältn. der Reib- beiwerte f/f_0	5	1
Verhältn. der Nußelt- konstanten A/A_0	2	1
Core-Höhe H_c [cm]	64.1	96.1
H_c/D_c	0.20	0.35
Brennstab \varnothing [cm]	0.7	
Teilung des Bündels	0.8	
Abstandshalter	3 Wendelrippen mit quadr.Querschnitt	
Steigg. der Abstandsh. [cm]	30	

dieser Anstieg ohne QM zusätzlich nochmals beinahe verdoppelt würde. Mit der zu erwartenden QM liegen die Temperaturen noch deutlich unter denen, die ohne QM auftreten würden.

Abb. 8 zeigt, daß sich der Ort der heißen Stelle durch die Heißkanalfaktoren und die QM nicht wesentlich verändert.

Die Abhängigkeit der max. Hüllrohrtemperatur von der Größe der QM zeigt Abb. 9 für einen Kanal mit Geometrieabweichung und Abb. 10 für den heißen Kanal. Das wichtigste Ergebnis ist, daß sich bereits eine geringe QM stark auf die Temperaturen auswirkt. Da für die untersuchten Brennstabbbündel ein Verhältnis R von etwa 3 zu erwarten ist, kann mit ziemlicher Sicherheit für den heißen Kanal einen Gewinn von ca. 40 °C Hüllrohrtemperatur voraussagen.

In den Abb. 11 bis 13 sind die Kurven für den zweiten Fall (glattes Hüllrohr) aufgetragen. Der Temperaturgewinn für das Hüllrohr infolge der QM beträgt etwa 35 °C. Abb. 13 zeigt auch hier, daß schon eine geringe Vermischung des Kühlmittels die Temperaturen stark herunterdrückt, und daß ein weiteres Anwachsen der QM keinen sehr großen Einfluß mehr hat.

Heißkanalfaktoren mit und ohne QM

Tabelle 2: Toleranzen und Unsicherheiten

statist. Fehler	Toleranz der Bündelteilung	0,1	mm
	Brennstoffgewicht pro Stablänge und Pu-Gehalt	3	%
	Kühlmittelverteilung	5	%
system. Fehler	Flußverwerfung durch Regelstäbe und makroskop. Flußverteilung	7	%
	Ermittlung der thermischen Reaktorleistung	2	%
	Übriges für Kühlmittelaufheizung	3	%

Tabelle 3: Heißkanalfaktoren

Fall	Heißkanalfaktor für								Stab- leistg.
	Kühlmittelaufheizung				Wärmeübergang				
	1/R =				1/R =				
0	1/6	1/3	2/3	0	1/6	1/3	2/3		
1	1.60	1.43	1.37	1.32	1.23	1.22	1.21	1.20	1.12
2	1.58	1.38	1.33	1.30	1.27	1.24	1.23	1.22	1.12

Tabelle 4: Abbrandfaktoren für Dreier-Beladezyklus

Fall	Kühlmittelaufheizung	Wärmeübergang	Stableistg.
1	1.10	1.08	1.05
2	1.09	1.08	1.05

Tabelle 3 zeigt, daß sich die QM bei Fall 2 stärker auswirkt; die Heißkanalfaktoren werden mehr reduziert als bei Fall 1. Dies ist dadurch zu erklären, daß bei diesem Reaktor die Corehöhe 96.1 cm beträgt, gegenüber 64.1 cm beim ersten. Die größere Kanallänge bewirkt bei gleicher Mischrate eine bessere Durchmischung bis zum Kanalaustritt.

6. Zusammenfassung

Die Rechnungen für die beiden Corevarianten des E.N.E.A.-Referenzreaktors [27] (s. Tab. 1) zeigen, daß ohne Kühlmittelquervermischung im Heißen Kanal an der Hüllrohrinnenseite Spitzentemperaturen von 739 bzw. 769 °C auftreten würden, gegenüber nominell 597 bzw. 628 °C. Selbst bei vollkommener Vermischung werden diese hohen Temperaturen nur bis 673 bzw. 711 °C abgebaut, da sie durch mehrere Faktoren verursacht werden, von denen die meisten durch die Kühlmittelquervermischung unbeeinflusst bleiben. Mit der tatsächlich zu erwartenden QM betragen die max. Hüllrohrtemperaturen etwa 700 bzw. 735 °C. Der Temperaturgewinn beträgt daher 40 bis 35 °C.

Es zeigt sich außerdem, daß selbst größere Abweichungen von der dieser Untersuchung zugrundeliegenden Größe der Kühlmittelquervermischung die berechneten Temperaturen nur wenig verändern werden.

7. Literaturverzeichnis

- [1] Doetschmann, K.:
Drei FORTRAN-Programme zur Bestimmung der Heißkanaltemperaturen in dampf- und gasgekühlten Reaktorkernen unter Berücksichtigung der Kühlmittel-Quervermischung.
KFK 815, Juli 1968
- [2] An Assessment Study of Steam-Cooled Fast Reactors for Civil Power Generation.
E.N.E.A. Confidential, Oct. 1968
- [3] Nijsing, R. et al.:
Analysis of Fluid Flow and Heat Transfer in a Triangular Array of Parallel Heat Generating Rods.
Nuclear Engineering and Design 4 (1966), pp 375-398
- [4] Kattchee, Reynolds:
HECTIC-II. An IBM-7090 FORTRAN Computer Program for Heat Transfer Analysis of Gas or Liquid Cooled Reactor Passages.
IDO - 28595, 1962
- [5] Devold, I.:
A Study of the Mixing and Heat Transfer Theories as Applied in Subchannel Analysis.
AE - RTV - 1961, Sept. 1967
- [6] Lowe, P.A.:
A Two-Dimensional Turbulent-Flow Mixing Model for Parallel-Flow Rod Bundels.
Nuclear Science and Engineering 32 (1968), pp 1-7
- [7] Shimamune, H.:
Temperatur Distribution and Thermal Stability in Asymmetrical Triangular Rod Arrays.
KFK 724

- [8] Moyer, C.B.:
Coolant Mixing in Multirod Fuel Bundels.
Risö Report No. 125, July 1964
- [9] Baumann, Moeller:
Experimentelle Untersuchung der Kühlmittel-Quer-
vermischung am Vielstabbündel mit wendelförmigen
Abstandshaltern.
KFK 807, Juli 1968
- [10] Bishop, A.A. et al.:
Coolant Mixing in a 19-Rod Fuel Assembly.
Transactions of the Am. Nucl. Society, Vol. 4, 1961
- [11] Waters, E.D.:
Fluid Mixing Experiments with a Wire-Wrapped
7-Rod Bundle Fuel Assembly.
RW - 70178 REV, Nov. 1963

$$R = \frac{\text{ideale Quervermischung}}{\text{tatsächliche Quervermischung}}$$

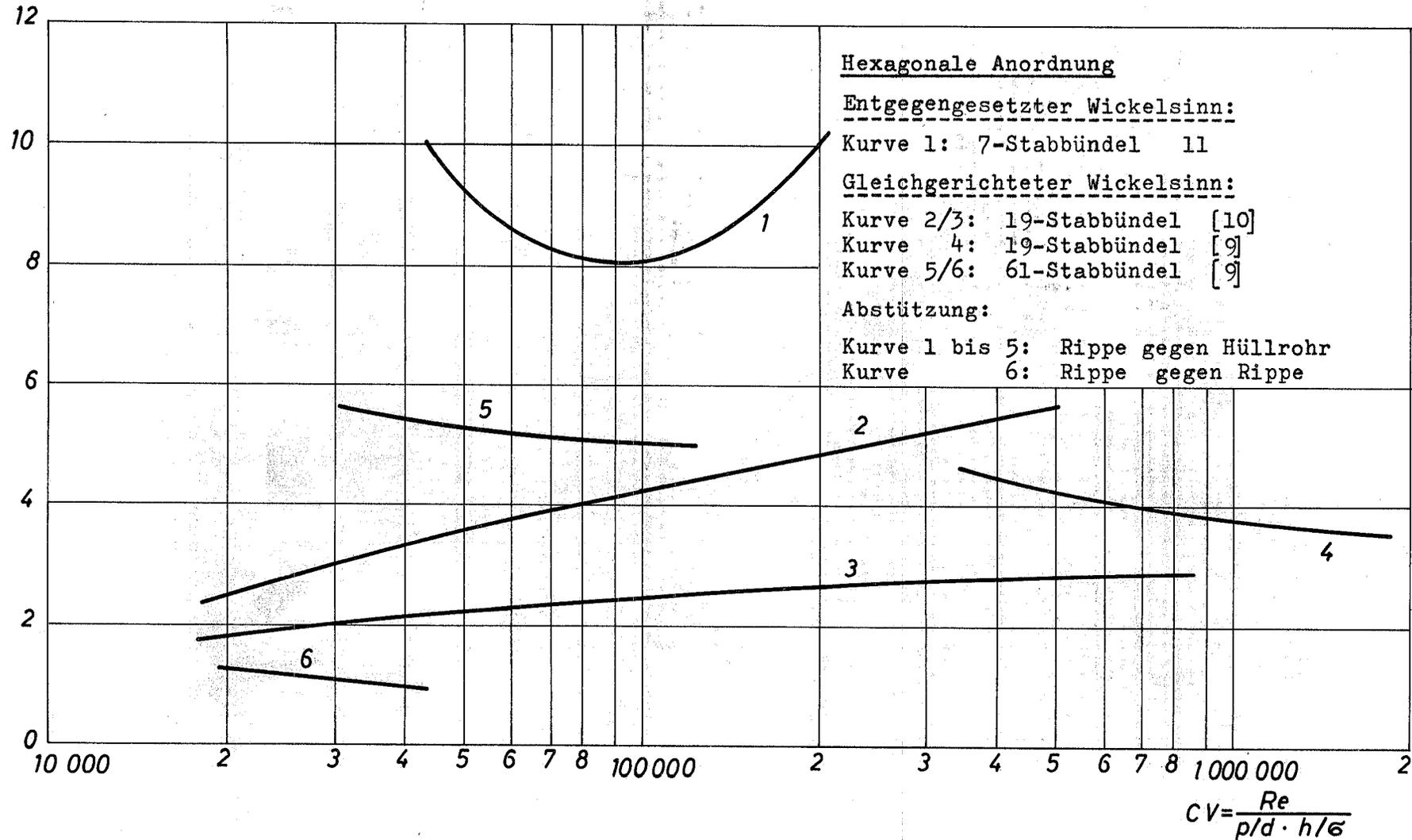


Abb. 4: Abhängigkeit des Korrekturfaktors R von der Kennzahl CV bei verschiedenen experimentellen Untersuchungen.

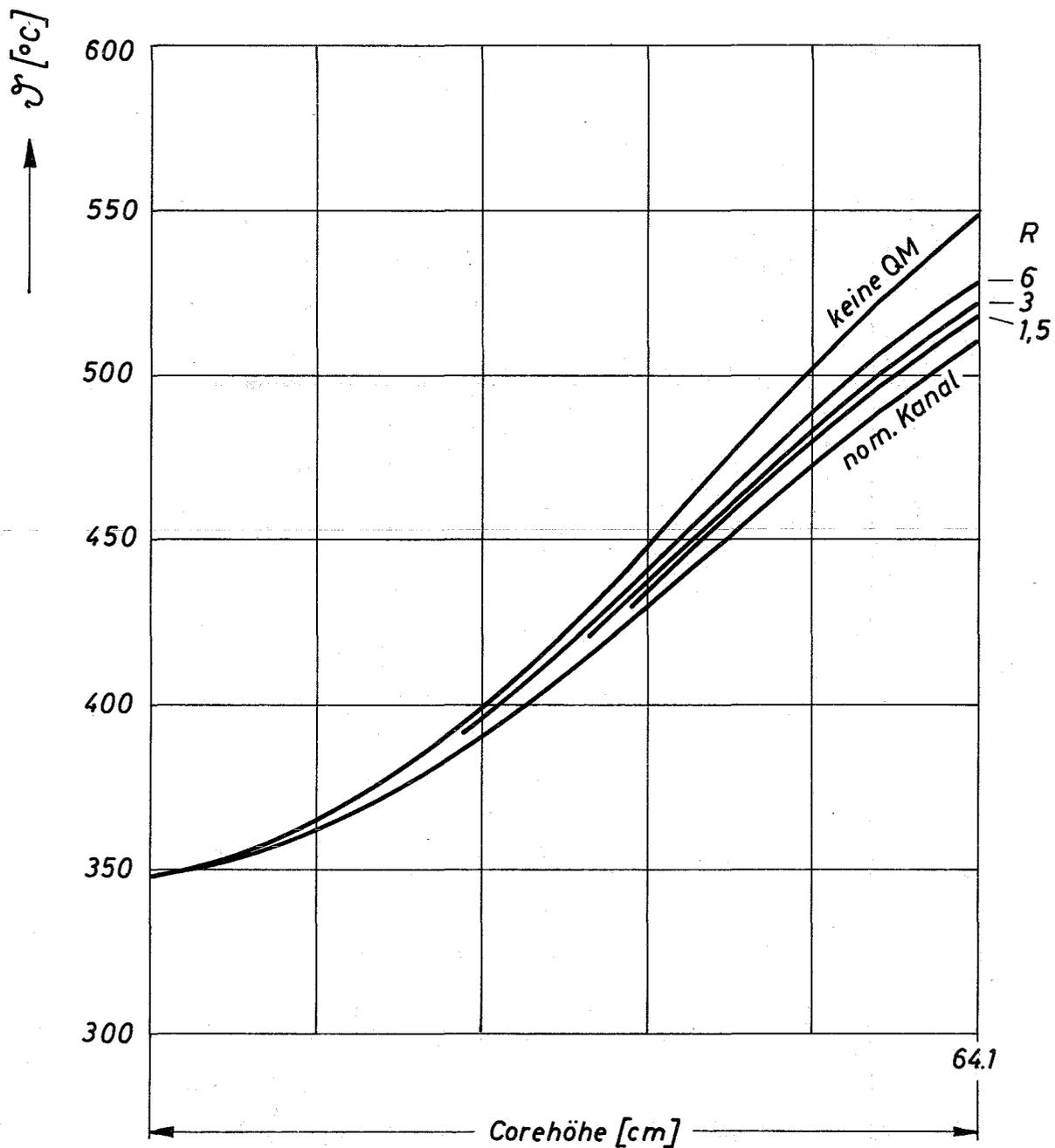


Abb. 5: Axiale Verteilung der Kühlmitteltemperatur T bei einer Toleranzabweichung der Stabteilung von $-0,1$ mm vom nominellen Kühlkanal bei verschiedener Kühlmittelquervermischung

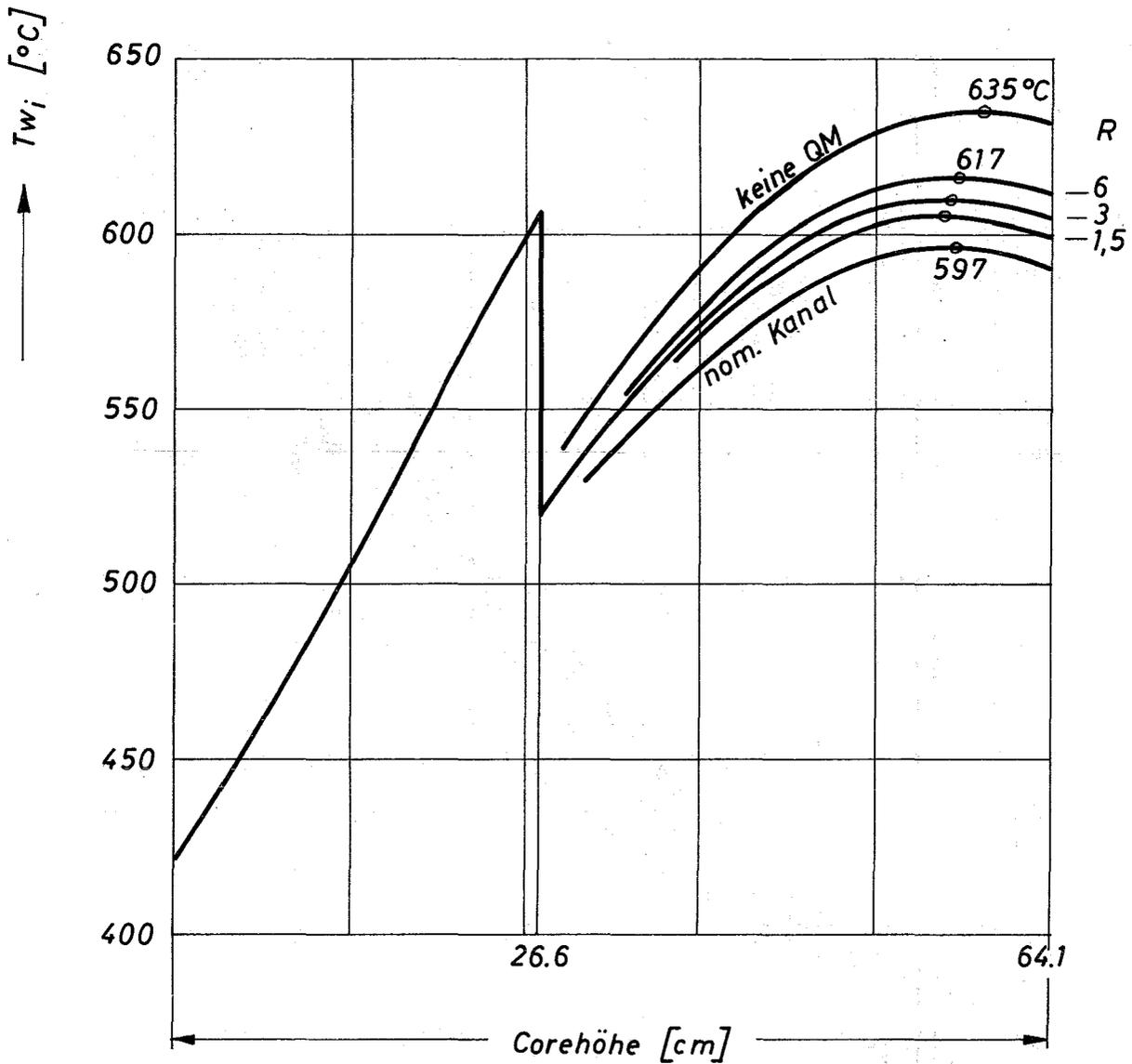


Abb. 6: Axiale Verteilung der Hüllrohrtemperatur T_{wi} an der Innenseite bei einer Toleranzabweichung der Stabteilung von -0,1 mm vom nominellen Kühlkanal bei verschiedener Kühlmittelquervermischung

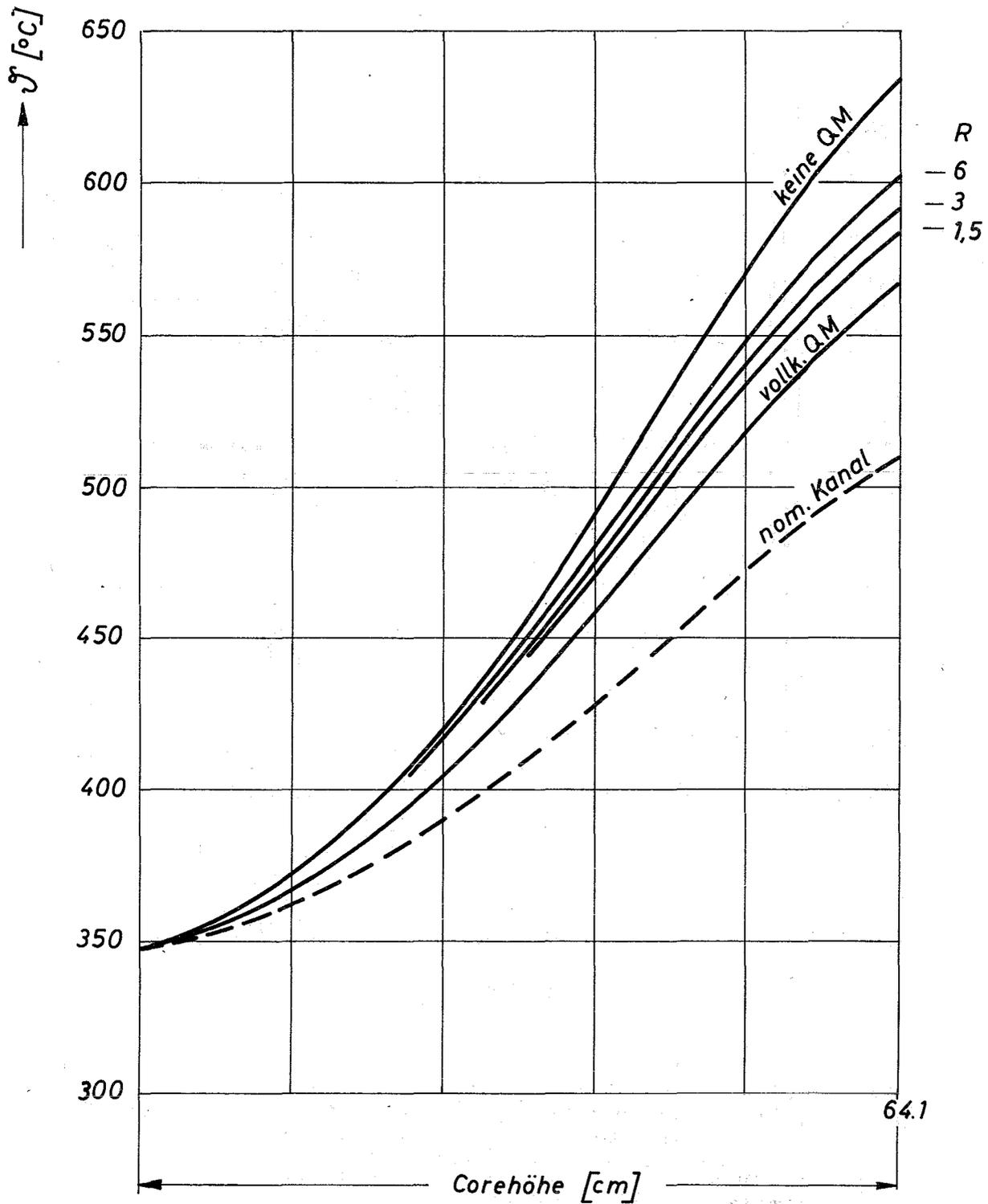


Abb. 7: Axiale Verteilung der Kühlmitteltemperatur T im heißen und im nominell maximal belasteten Kühlkanal bei verschiedener Kühlmittelquervermischung

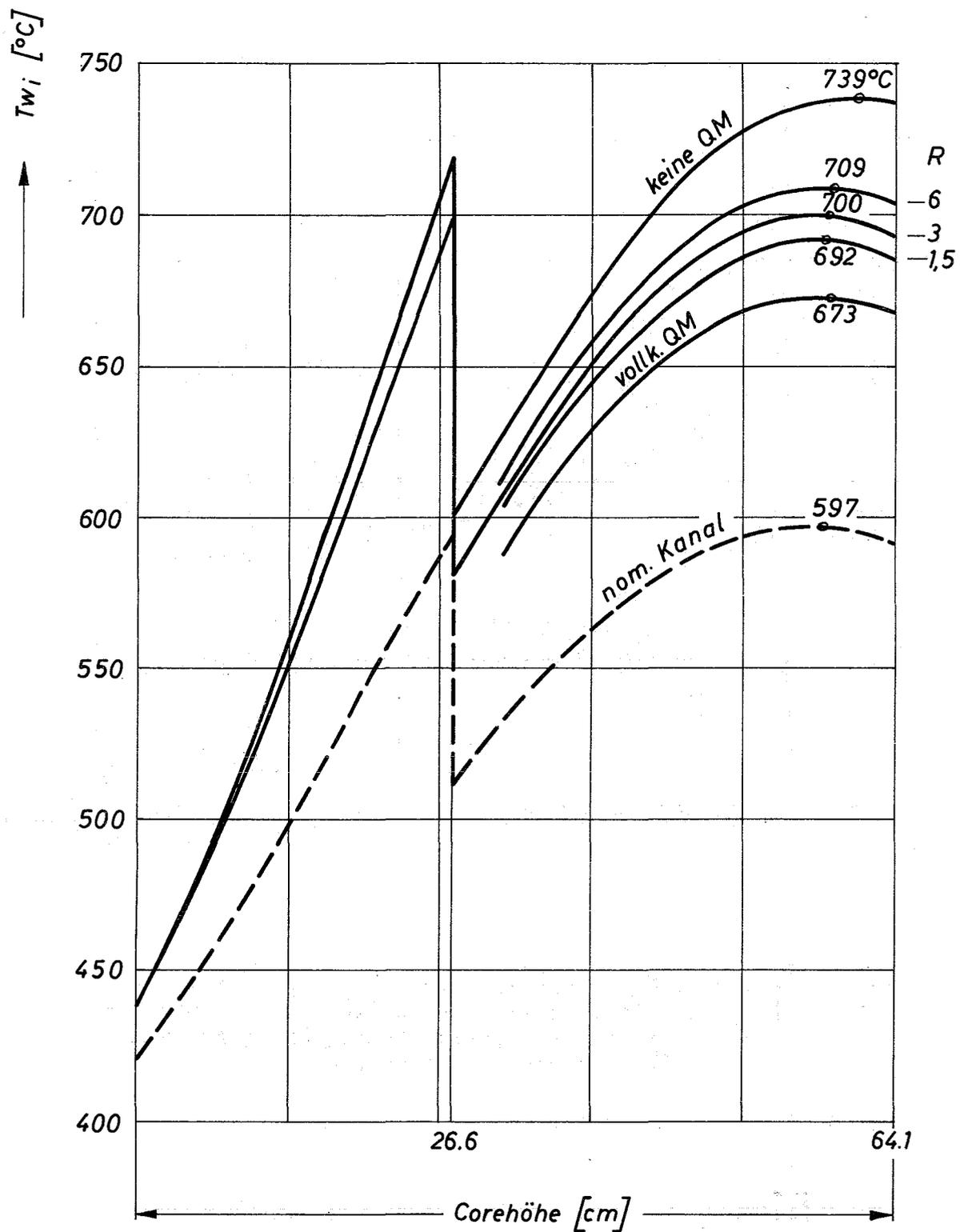


Abb. 8: Axiale Verteilung der Hüllrohrtemperatur T_{wi} an der Innenseite im heißen und im nominell maximal belasteten Kühlkanal bei verschiedener Kühlmittelquervermischung

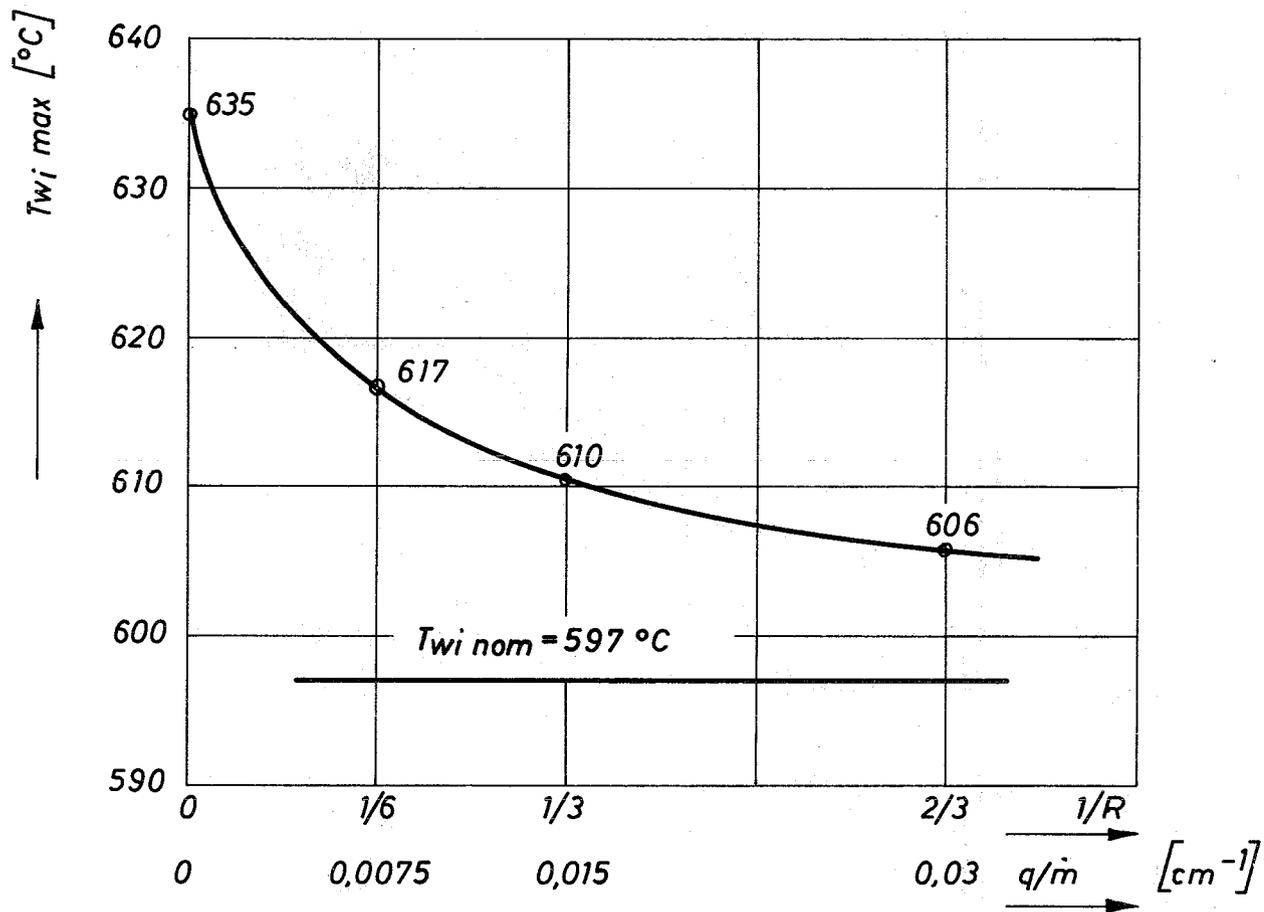


Abb. 9: Maximale Hüllrohrtemperatur $T_{wi\ max}$ an der Innenseite bei einer Toleranzabweichung der Stabteilung von $-0,1\ mm$ vom nominellen Kühlkanal in Abhängigkeit von der Kühlmittelquervermischung

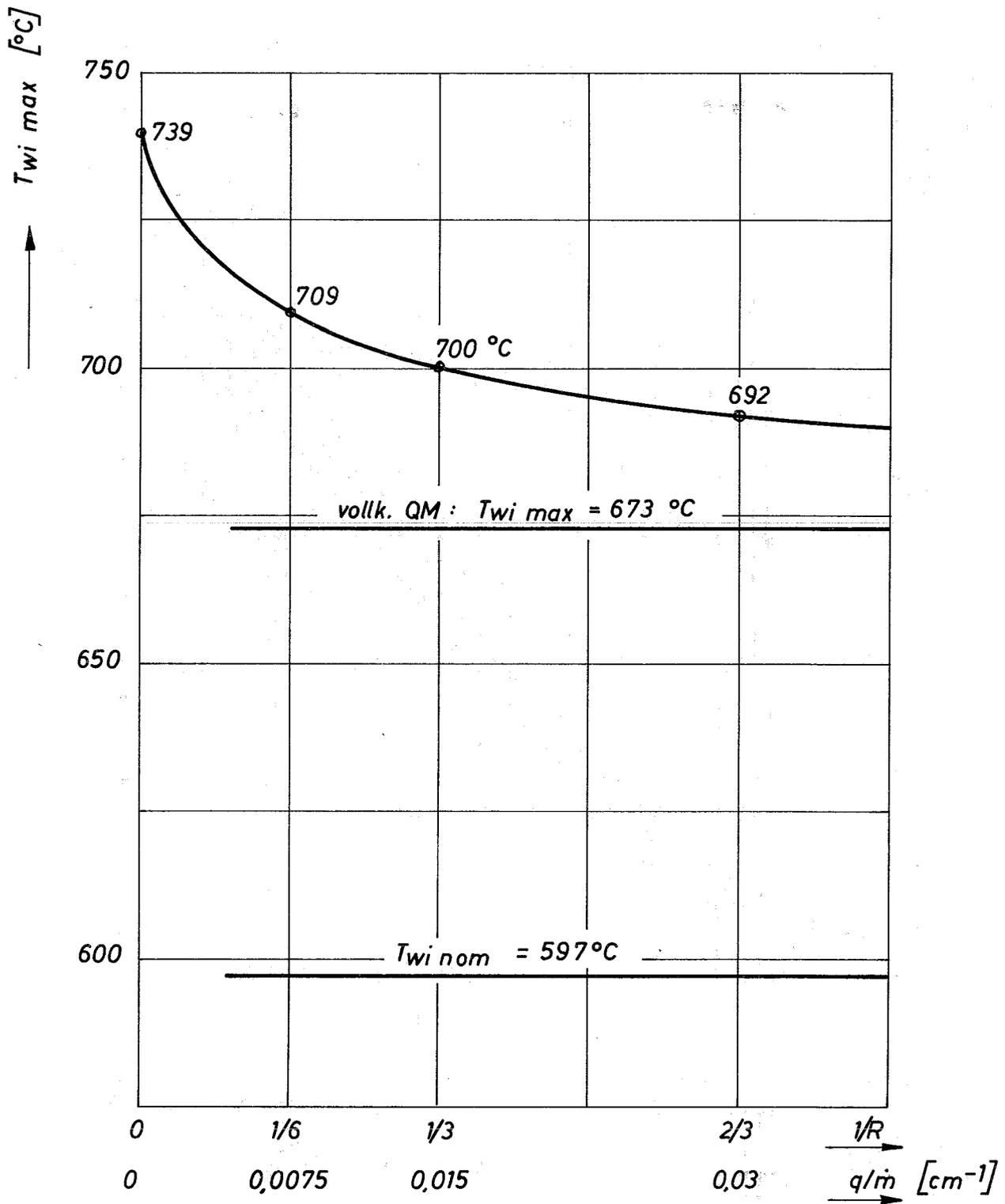


Abb. 10: Maximale Hüllrohrtemperatur $T_{wi\ max}$ an der Innenseite im heißen Kühlkanal in Abhängigkeit von der Kühlmittelquervermischung

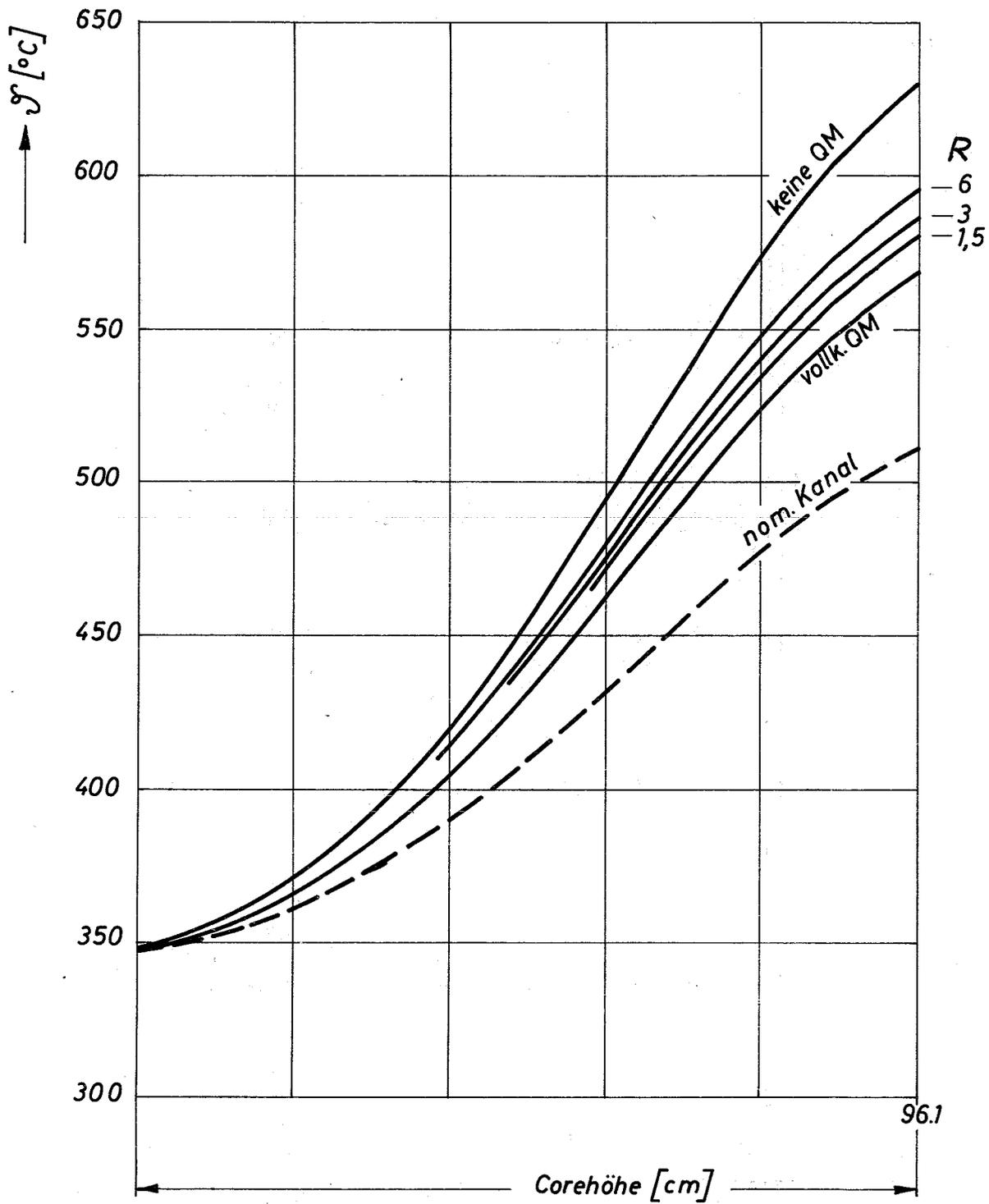


Abb. 11: Axiale Verteilung der Kühlmitteltemperatur θ im heißen und im nominell maximal belasteten Kühlkanal bei verschiedener Kühlmittelquervermischung

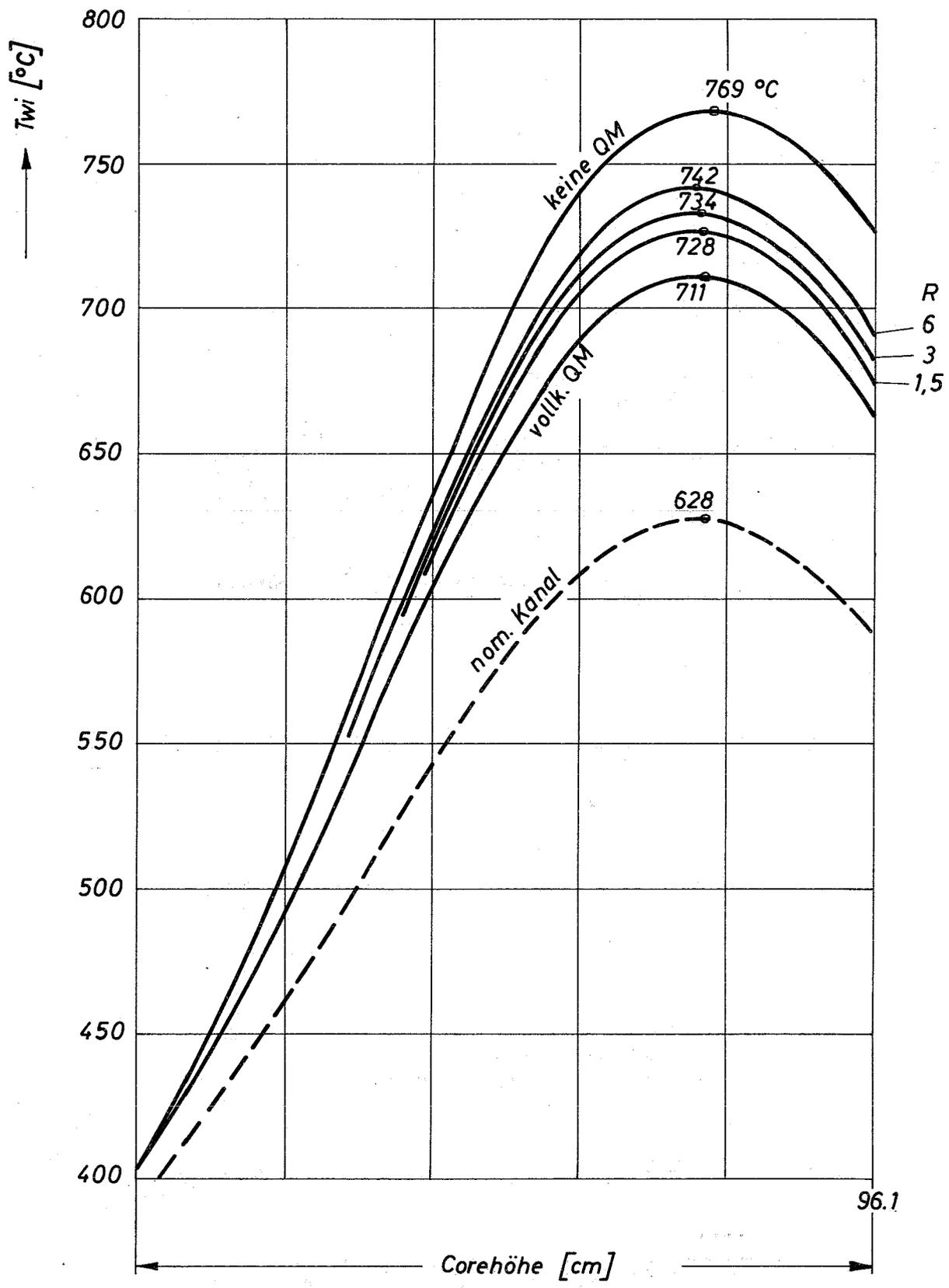


Abb. 12: Axiale Verteilung der Hüllrohrtemperatur T_{wi} an der Innenseite im heißen und im nominell maximal belasteten Kühlkanal bei verschiedener Kühlmittelquervermischung

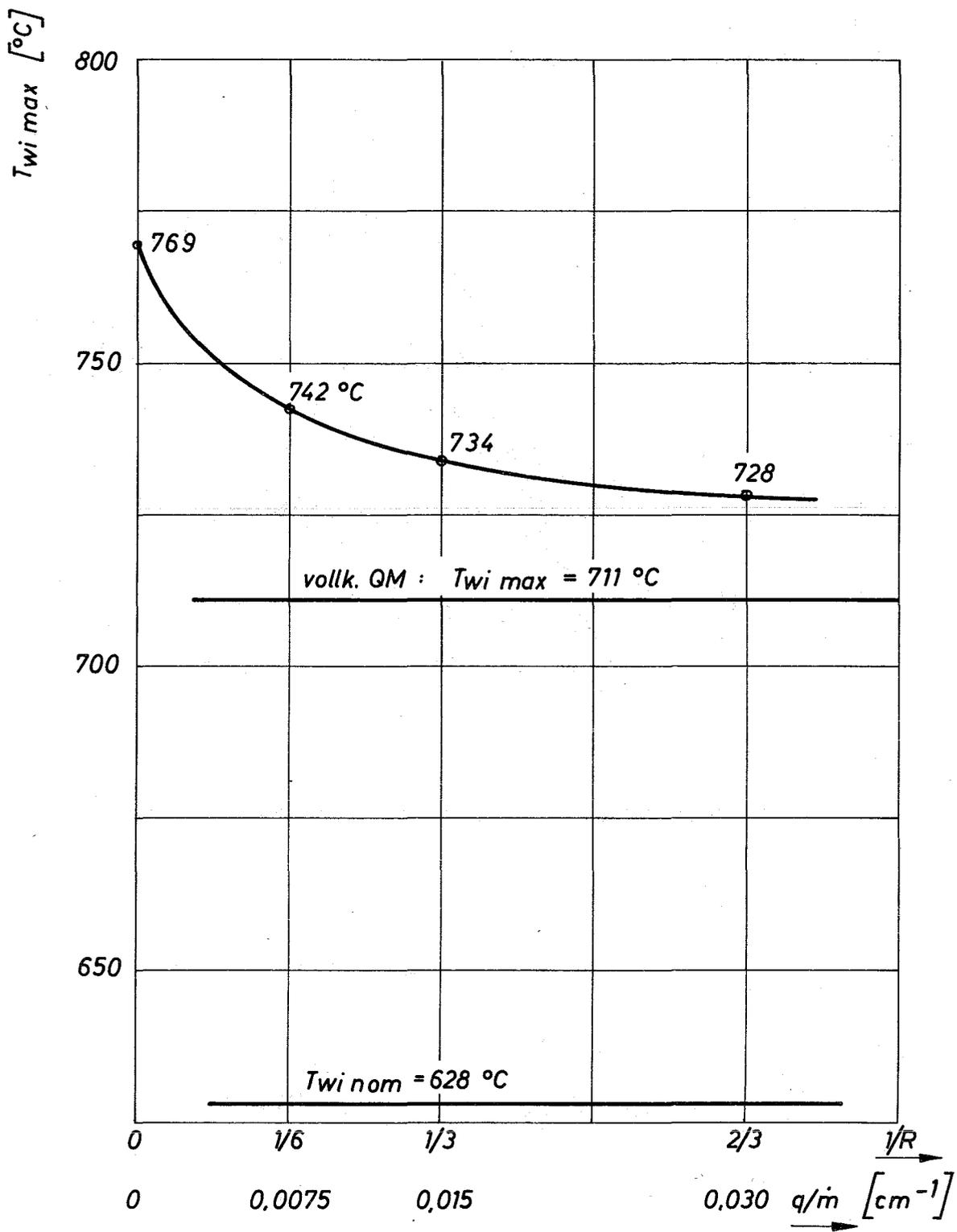


Abb. 13: Maximale Hüllrohrtemperatur $T_{wi\ max}$ an der Innenseite im heißen Kühlkanal in Abhängigkeit von der Kühlmittelquervermischung