

Wärmeübergang an Quecksilber bei laminarer und turbulenter Rohrströmung

U. GRIGULL, München, und H. TRATZ, Erlangen*

Zusammenfassung. Es wird eine Apparatur beschrieben, in der Wärmeübergangsmessungen bei laminarer und turbulenter Rohrströmung an Quecksilber durchgeführt wurden. Die Versuche zeigten, daß sich reines entgastetes Quecksilber wie eine normale Flüssigkeit verhält. Auch der Einfluß von Schutzgas auf den Wärmeübergang wurde untersucht. Die Grenze zwischen reiner Zwangskonvektion und Mischkonvektion wurde bestimmt.

Abstract. An experimental set up is described for heat transfer measurements to mercury in laminar and turbulent pipe flow. The experiments showed that pure degassed mercury behaves like a normal liquid. The influence of an inert gas on heat transfer was investigated. The transition between forced flow and mixed flow was determined.

Bezeichnungen

<p>A axialer Temperaturgradient D innerer Durchmesser des Versuchsrohres D_{Th} Durchmesser, auf dem die Temperaturmeßstellen angebracht sind F Querschnittsfläche J elektrische Stromstärke L Länge der Meßstrecke U elektrische Spannung g Erdbeschleunigung \dot{m} Massenstrom q Wärmestromdichte w lokale Geschwindigkeit \bar{w} mittlere Geschwindigkeit α Wärmeübergangskoeffizient ϑ Temperatur ϑ_c Temperatur in der Rohrachse ϑ_m Mischtemperatur ϑ_w Wandtemperatur a Temperaturleitfähigkeit $a = \lambda/c_p \rho$</p>	<p>β thermischer Ausdehnungskoeffizient c_p spezifische Wärmekapazität bei konstantem Druck λ Wärmeleitfähigkeit η dynamische Viskosität ν kinematische Viskosität $\nu = \eta/\rho$ ρ Dichte α_{St} linearer thermischer Ausdehnungskoeffizient von Stahl λ_{St} Wärmeleitfähigkeit von Stahl Nu_{St} Nusselt-Zahl $Nu = \alpha D/\lambda$ bezogen auf die Temperaturdifferenz zwischen Wand- und Mischtemperatur der Flüssigkeit Nu_c Nusselt-Zahl bezogen auf die Temperaturdifferenz zwischen Wand und Rohrachse Re Reynolds-Zahl $Re = \bar{w}d/\nu$ Pr Prandtl-Zahl $Pr = \eta c_p/\lambda$ Pe Péclet-Zahl $Pe = \bar{w}D/a = Re \cdot Pr$ Gr Grashof-Zahl $Gr = g\beta(\vartheta_w - \vartheta_c)D^3/\nu^2$</p>
---------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------	------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------

Das Interesse an flüssigen Metallen hat durch die Kerntechnik und die Raumfahrttechnik stark zugenommen, weil es hier als Wärmetransportmittel oder als Arbeitsmedium für Wärmekraftwerke verwendet wird. Flüssige Metalle unterscheiden sich von gewöhnlichen Flüssigkeiten vor allem durch die schlechte Benetzung gegenüber vielen Materialien, durch den niedrigen Dampfdruck und durch den extrem kleinen Wert der Prandtl-Zahl $Pr = \eta c_p/\lambda$, der die Größenordnung von 1/100 hat, hervorgerufen durch die hohe Wärmeleitfähigkeit. Die hohe Wärmeleitfähigkeit erlaubt große Wärmestromdichten bei kleinen Temperaturdifferenzen. Der niedrige Dampfdruck ergibt selbst bei hohen Temperaturen eine geringe mechanische Beanspruchung der Bauteile. Der geringe Einfangquerschnitt für Neutronen ist für Brutreaktoren wichtig.

Für die Anwendung der flüssigen Metalle mußten Unterlagen für die Bemessung von Wärmeaustauschern geschaffen werden. Zu diesem Zweck wurden vor allem in Amerika, England und Rußland Wärme-

übergangsmessungen durchgeführt. Diese Experimentalarbeiten ergaben sowohl im laminaren als auch im turbulenten Strömungsbereich kleinere Wärmeübergangskoeffizienten, als nach theoretischen oder empirischen Beziehungen, die für gewöhnliche Flüssigkeiten bisher verwendet wurden, zu erwarten war.

Besonders groß waren die Abweichungen im laminaren Bereich der Rohrströmung. Bei Messungen von JOHNSON, HARTNETT und CLABAUGH [1], die mit Quecksilber und einer Blei-Wismut-Legierung durchgeführt wurden, hätte nach der exakten theoretischen Lösung für den Fall konstanter Wärmestromdichte [2] die Nusselt-Zahl den Wert 4,36 haben müssen, unabhängig von der Reynolds-Zahl bzw. der Péclet-Zahl. Die Versuchsergebnisse hingegen zeigten eine starke Abhängigkeit; die Nusselt-Zahl hatte bei $Pe = 20$ den Wert 1 und wich damit um 78% von dem theoretischen Wert ab. Für diese Abweichungen wurden verschiedene Ursachen vermutet, darunter die folgenden:

Thermischer Kontaktwiderstand an der Berührungsfläche des flüssigen Metalls und des Rohres, der durch eine Oxydschicht, durch einen Gasfilm, durch Verunreinigungen oder durch alle drei Einflüsse zusammen hervorgerufen wurde;

* Auszug aus der von der Fakultät für Maschinenwesen und Elektrotechnik der Technischen Hochschule München genehmigten Dissertation von H. TRATZ (Bundesministerium für wissenschaftliche Forschung, Forschungsbericht K 67–05, 1967). Auf dem VDI-Thermodynamik-Kolloquium 1965 in Bad Oeynhausen (28. bis 29. Oktober) wurde über dieses Thema von H. TRATZ berichtet.

Verschlechterung des Wärmeleitvermögens des flüssigen Metalls durch mitgeführte Gasblasen;

Längswärmeleitung in der Flüssigkeit und in der Rohrwand;

Beeinflussung des Wärmeüberganges durch freie Konvektion.

Anomales hydrodynamisches Verhalten der flüssigen Metalle konnte als mögliche Ursache ausgeschieden werden, nachdem von uns experimentell nachgewiesen worden war, daß sich Quecksilber hydrodynamisch wie eine gewöhnliche Flüssigkeit verhält [3].

In einer russischen Arbeit von PETUKHOV und JUSHIN [4] wurde gezeigt, daß die von JOHNSON und anderen Forschern angewandten Meßverfahren im laminaren Bereich zu Fehlern führen konnten. Die Meßergebnisse von PETUKHOV und Mitarbeitern stimmten mit der Theorie sehr gut überein. Leider konnte bei diesen Messungen wegen des angewandten Verfahrens der Einfluß der Längswärmeleitung nicht ausgeschaltet werden. Er wurde rechnerisch berücksichtigt, wobei aber vereinfachende Annahmen gemacht werden mußten.

Aufgrund dieser Sachlage erschien es notwendig, den Wärmeübergang bei flüssigen Metallen nochmals zu messen, um vor allem die im laminaren Bereich auf diesem Gebiet noch offenen Fragen endgültig zu klären.

Meßverfahren und Beschreibung der Apparatur

Bei Beheizung mit konstanter Wärmestromdichte kann im laminaren Bereich unter der Annahme hydrodynamisch und thermisch ausgebildeter Strömung und temperaturunabhängiger Stoffwerte die Differentialgleichung des Temperaturfeldes in geschlossener Form gelöst werden. Dabei fällt die durch Leitung in Richtung der Rohrachse transportierte Wärme wegen des linearen Temperaturanstieges heraus. Diese exakte Lösung ist besonders wertvoll, da mittels elektrischer Widerstandsheizung dieser Fall meßtechnisch gut verwirklicht werden kann. Er ist somit für grundlegende Untersuchungen des Wärmeübergangsverhaltens von strömenden Medien sehr geeignet und wurde daher bei den vorliegenden Messungen angewendet. Die Nusselt-Zahl ist dabei durch die Beziehung

$$Nu = \frac{q D}{\lambda (\vartheta_w - \vartheta_m)} \quad (1)$$

definiert. Bei bekanntem Rohrdurchmesser D und bekannter Wärmeleitfähigkeit λ hätten also die Wärmestromdichte q , die Wandtemperatur ϑ_w und die Mischtemperatur ϑ_m der Flüssigkeit an einer bestimmten Stelle gemessen werden müssen. Die Messung der Mischtemperatur hätte aber den nach der Theorie geforderten linearen Temperaturanstieg unterbrochen, da durch den notwendigen Einbau einer Mischkammer der Gradient an der betreffenden Stelle Null geworden wäre. Daher wurde anstelle der Mischtemperatur die Flüssigkeitstemperatur in der Rohrachse gemessen und die Nusselt-Zahl auf die Temperaturdifferenz zwischen Wand und Achse bezogen. Wegen seiner leichten Handhabung

wurde Quecksilber als Versuchsstoff gewählt, für das außerdem die notwendigen Stoffwerte mit ausreichender Genauigkeit bekannt waren [5, 6]. Um alle denkbaren Fehlerquellen auszuschließen, mußte die Apparatur bestimmten Bedingungen genügen. Das Quecksilber durfte bei der Vorbehandlung und in der Apparatur nur mit solchen Materialien in Berührung kommen, mit denen es im gewählten Temperaturbereich (100 °C) mit Sicherheit chemisch nicht reagierte. Für unsere Zwecke kamen nach der einschlägigen Literatur [7, 8] im Bereich der Raumtemperatur unlegierte Stähle mit geringem Kohlenstoff-Gehalt, ferritische nickelfreie Chromstähle und Quarzglas in Frage.

Danach wurden ausgewählt:

Unlegierter Kohlenstoffstahl St 37,

Werkstoff-Nr. 1.0110 nach DIN 1611;

ferritischer Chromstahl X 8 Cr Ti 17,

Werkstoff-Nr. 4510 nach DIN 17 006;

Duran-Glas der Jenaer Glaswerke Schott und Gen., Mainz.

Da auch die genannten Stähle auf die Dauer nur bei Abwesenheit von Sauerstoff gegen Quecksilber beständig sind, mußte es möglich sein, die Apparatur vollständig zu entlüften. Um auch ohne Schutzgas arbeiten zu können, mußte sie weiterhin vakuumdicht gebaut sein, da der Dampfdruck von Quecksilber bei 25 °C nur etwa $2 \cdot 10^{-3}$ Torr beträgt. Ferner mußte sich die Apparatur auch während des Betriebes mit Schutzgas (in unserem Falle Argon) auffüllen lassen, um dessen Einfluß zu studieren. Alle Dichtungen mußten ohne Zwischenlagen von Gummi, Kunststoffen oder Weichmetallen ausgeführt, d. h. es mußte Stahl gegen Stahl oder Stahl gegen Quarzglas gedichtet werden [3], um Verunreinigungen zu vermeiden.

Den Aufbau der Apparatur zeigt schematisch das Bild 1.

Die früher beschriebene [9] Spiral-Induktionspumpe a förderte das Quecksilber aus dem Auffanggefäß b durch den Kühler c und das Drosselventil d in den Hochbehälter e , wobei das überschüssige Quecksilber durch das Überlaufrohr direkt zum Auffanggefäß zurückfließen konnte. Der Rest strömte zum Versuchsrohr h , nachdem er vorher den Wärmetauscher f und die Heizstrecke g passiert hatte.

Der Wärmetauscher f diente zum Glätten von etwaigen Temperaturschwankungen, die von der Pumpe herrühren konnten. Er war sehr reichlich ausgelegt und von dem Wasser zweier hintereinandergeschalteter Thermostate beaufschlagt. Das Wasser hatte eine Temperatur von etwa 30 °C, die aufgrund der Anordnung der Thermostate keine meßbaren Schwankungen aufwies. Die Heizstrecke g wurde je nach Bedarf eingeschaltet. Sie diente zum Einstellen des Temperaturniveaus, auf dem die Messung durchgeführt werden sollte; ihre Leistung war stufenlos regelbar.

Im Versuchsrohr passierte das Quecksilber zuerst die hydrodynamische Einlaufstrecke und kam dann in den mit konstanter Wärmestromdichte beheizten Teil,

der aus der thermischen Einlaufstrecke, der Meßstrecke und der Auslaufstrecke bestand. Längs der Meßstrecke wurde an vier Stellen die Wandtemperatur und mit der Sonde *i* die Flüssigkeitstemperatur in der Rohrachse gemessen. Ein großer Teil der Versuche wurde mit einer feststehenden Sonde durchgeführt, die die Flüssigkeitstemperatur nur an einer Stelle bestimmte. Diese feststehende Sonde wurde später gegen die in Bild 1 gezeichnete verschiebbare Sonde ausgetauscht, mit der die Flüssigkeitstemperatur in der Rohrachse an vier den Wandthermoelementen gegenüberliegenden Stellen gemessen wurde. Die Schutzheizung *k* verhinderte Wärmeverluste der zugeführten Heizleistung an die Umgebung.

Aus dem Versuchsrohr strömte das Quecksilber durch den Kühler *l*, durch die Meßblende *m* und das Regulierventil *o* zum Auffanggefäß *b* zurück. Die früher beschriebene Meßblende [3] hatte drei auswechselbare Blendenscheiben mit den Bohrungen 0,8, 1,4 und 2,4 mm Durchmesser, die vorher in einer anderen Apparatur geeicht worden waren. In dem Kühler *l*, dessen Wasser der Thermostat *v* lieferte, wurde das Quecksilber auf 25 °C, der Eichtemperatur der Meßblende, abgekühlt. Mit einem Thermoelement wurde diese Temperatur kontrolliert. Der Ausschlag am U-Rohr-Manometer *n* konnte mit dem Kathetometer auf ±0,15 mm genau abgelesen werden.

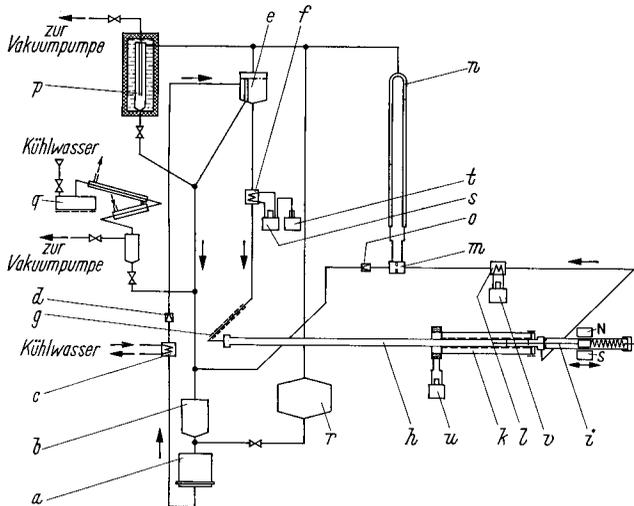


Bild 1. Apparat für Wärmeübergangsmessungen; *a* Spiral-Induktionspumpe, *b* Auffanggefäß, *c* Kühler, *d* Drosselventil, *e* Hochbehälter, *f* Wärmetauscher, *g* Heizstrecke, *h* Versuchsrohr, *i* Sonde, *k* Schutzheizung, *l* Kühler, *m* Meßblende, *n* U-Rohrmanometer, *o* Regulierventil, *p* Kühlfalle, *q* Destillieranlage, *r* Speicher-Gefäß, *s*, *t*, *u* und *v* Thermostate.

In der Destillieranlage *q* wurde das Quecksilber vor dem Einfüllen unter Vakuum destilliert und dadurch gereinigt und vollkommen entgast. Die Kühlfalle *p*, in der Quecksilberdampf kondensierte, machte das Absaugen auch während des Versuchsbetriebes möglich. Das Speichergefäß *r* konnte bei Umbauten an der Anlage Quecksilber aufnehmen.

Als Versuchsrohr wurde ein nahtlos gezogenes Präzisionsstahlrohr aus ferritischem Chromstahl, Werk-

stoff-Nr. 4510 von 14,17 mm Innen- und 16,20 mm Außendurchmesser und 3 m Länge verwendet. Es war auf 1 m Länge mit einem Heizband umwickelt und konnte damit elektrisch beheizt werden.

Für die Wahl des Durchmessers war die hydrodynamische Einlauflänge maßgebend, die aus räumlichen Gründen nicht größer als 2 m werden durfte. Damit war die obere Grenze für das Verhältnis aus Rohrquerschnitt zum Querschnitt der Sonde gegeben, das wegen der unvermeidlichen Störung der Sonde möglichst groß werden sollte.

Die hydrodynamische Einlauflänge im laminaren Bereich wurde hierbei aus der von STEPHAN [10] angegebenen Beziehung bestimmt. Für den gewählten Durchmesser ergab sich bei $Re = 2300$ der Wert von 1,87 m, der auf 2 m aufgerundet wurde. Sie war damit auch für den turbulenten Bereich ausreichend, für den nach Messungen von NIKURADSE [11] die Einlauflänge bis zu $40 D$ bzw. für den gewählten Durchmesser 0,567 m betragen kann.

Mangels genauer Angaben über die thermische Einlauflänge im laminaren Bereich wurden eigene Berechnungen angestellt [12], die ergaben, daß der thermische Einlaufvorgang in diesem Rohr bei $Re = 2300$ nach 180 mm abgeschlossen war. Für den turbulenten Bereich lagen mehrere experimentelle Untersuchungen [13] vor, die zeigten, daß bei $Re = 10\ 000$ bzw. $Pe = 250$ die Einlaufänge etwa 390 mm beträgt. Die Meßstrecke begann deshalb 2400 mm vom Anfang des Versuchsrohres. Sie war 201 mm lang und wie, bereits oben angegeben, mit vier Thermoelementen zum Messen der Wandtemperaturen bestückt. Weitere vier Thermoelemente waren in den beiden anderen beheizten Teilen des Versuchsrohres angebracht (Bild 2).

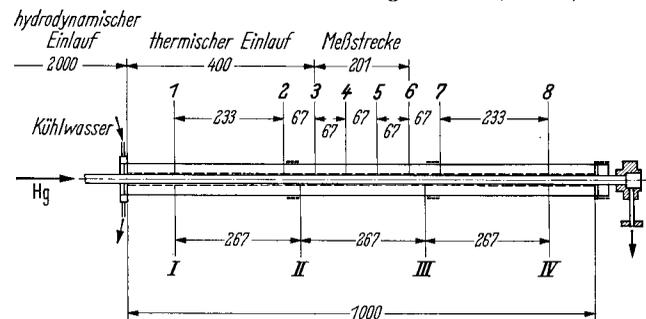


Bild 2. Versuchsrohr mit Schutzheizung; Anordnung der Thermoelemente.

An den mit arabischen Ziffern in Bild 2 gekennzeichneten Stellen wurden die Thermospannungen nach der Kompensationsmethode, an den vier anderen, die mit römischen Ziffern markiert sind, nach der Ausschlagmethode gemessen. Die Genauigkeit der Ausschlagmethode reichte dort aus, da diese Thermolemente nur zum Abgleich der Schutzheizung dienten. Die Thermolemente für die genaue Temperaturmessung waren aus Manganin-Konstantandrähten von 0,1 mm Durchmesser gefertigt. Sie lagen in 0,25 mm tiefen Nuten von trapezförmigem Querschnitt, die in die Rohroberfläche

eingefräst waren. An der Lötstelle füllte das Lot den ganzen Querschnitt der Nut aus, so daß das Temperaturfeld weitgehend ungestört blieb.

Als Heizband diente ein 6 mm breites, 0,1 mm dickes Konstantanband, dessen spezifischer elektrischer Widerstand nur wenig von der Temperatur abhängig war. Es war zusammen mit einem teflonierten Glasseideband von 0,075 mm Dicke Windung an Windung um das Versuchsrohr gewickelt. Das Glasseideband ergab eine zuverlässige elektrische Isolierung der Windungen gegeneinander und gegen das Rohr. An den Stellen, an denen ein Thermoelement vom Rohr weggeführt werden mußte, war die Kante des Heizbandes etwas aufgebogen.

Da Konstantan einen größeren linearen Wärmeausdehnungskoeffizienten als das Rohrmaterial hat und sich deshalb beim Erwärmen das Heizband gelockert hätte, war der beheizte Abschnitt des Versuchsrohres mit Glasseideschnur unter Vorspannung umwickelt und mit Silicon-Harzlösung getränkt. Damit durch Wärmeleitung in den Drähten der Thermoelemente die Temperatur an der Lötstelle nicht beeinflußt wurde, war das Thermoelement dort, wo es zwischen Heizband und Glasseidelage das Rohr verließ, in einer Windung um das Rohr gelegt, ehe es zum Umschalter geführt wurde. An den Stellen 3, 4, 5 und 6 (Bild 2) waren Silberschneiden federnd auf das Heizband gepreßt, mit denen die lokale elektrische Spannung gemessen werden konnte.

Für die Auswertung wurden die Abmessungen der Meßstrecke bei 20 °C bestimmt. Dabei ergab sich die Länge zu $L = (201,00 \pm 0,04)$ mm, der innere Durchmesser zu $D = (14,17 \pm 0,01)$ mm und der Durchmesser, auf dem die Lötstellen lagen, zu $D_{th} = (16,05 \pm 0,05)$ mm. Eine nahezu ideale Schutzheizung konnte ohne großen Aufwand verwirklicht werden, da bei konstanter Wärmestromdichte in der Wand in thermisch ausgebildeter Strömung die Wandtemperatur längs der Meßstrecke linear mit der Rohrlänge ansteigt. Über das Versuchsrohr war auf der Länge des beheizten Abschnittes ein zweites Rohr von 58 mm Außendurchmesser und 1,5 mm Wandstärke geschoben, das an dem einen Ende elektrisch beheizt und am anderen durch das Wasser des Thermostaten u (Bild 1) gekühlt wurde. Durch zwei zusätzliche Heizungen kleiner Leistung, die auf diesem Rohr gleichmäßig verteilt angeordnet waren, wurde der geringe Wärmeverlust durch die Isolierung an die Umgebung ausgeglichen. Mit Hilfe von acht Thermoelementen, die an den in Bild 2 mit römischen Ziffern gekennzeichneten Stellen paarweise am Versuchsrohr und am Schutz-Heizungsrohr befestigt waren, wurden die Leistungen der Heizwicklungen eingeregelt. Die Temperatur des Thermostaten war dabei immer gleich der Eintrittstemperatur des Quecksilbers in den beheizten Abschnitt des Versuchsrohres. Der freie Raum zwischen den beiden Rohren war mit loser Schlaackenwolle ausgefüllt.

Die feststehende Sonde reichte vom stromabwärts liegenden Ende des Versuchsrohres bis zur Stelle 6

(Bild 2) und maß dort die Flüssigkeitstemperatur in der Rohrachse. Sie bestand aus einem Mantelthermoelement von 1 mm Durchmesser, das zur Versteifung in eine Stahlkapillare von 2,5 mm Außendurchmesser eingezogen war, wobei die Lötstelle des Thermoelementes vorne 40 mm herausragte. Dort, wo das Mantelthermoelement die Kapillare verließ, waren beide durch eine Glasverschmelzung fest und vakuumdicht verbunden.

An zwei Stellen, 100 und 240 mm von der Lötstelle entfernt, waren jeweils drei 0,4 mm dicke Blechstreifen um 120° versetzt an die Kapillare geschweißt, die die Sonde in dem Versuchsrohr zentrierten. Die Kapillare war in den Abschlußflansch des Versuchsrohres vakuumdicht eingeschweißt.

Mit der beweglichen Sonde wurde die Flüssigkeitstemperatur in der Rohrachse an den Stellen 3, 4, 5 und 6 (Bild 2) gemessen. Der in das Versuchsrohr ragende Teil dieser Sonde war wie bei der feststehenden Sonde ausgeführt. Die Verschiebeeinrichtung zeigt das Bild 3.

An die Kapillare a , in der das Mantelthermoelement steckte, war der Anker b geschweißt, der von dem Elektromagnet c um 201 mm, der Länge der Meßstrecke, verschoben werden konnte. Der als Spiralfeder gewickelte Teil des Mantelthermoelementes nahm dabei diese Bewegung auf, so daß das Thermoelement ohne Schwierigkeiten vakuumdicht durch den Deckel d aus der Apparatur geführt werden konnte. Die Abdichtung war als Stopfbüchse ausgeführt, wobei ein Teflonzylinder von 6 mm Durchmesser und 8 mm Länge als Packung diente. Die genauen Positionen des Thermoelementes wurden durch die gefederten Bolzen e festgelegt, die in die Ringnut des Ankers einrasteten. Mit den Elektromagneten f konnten diese gefederten Bolzen kurzzeitig zurückgezogen und damit die Fixierung des Ankers aufgehoben werden.

Den Drehstrom für die Spiral-Induktionspumpe lieferte ein Dreiphasen-Netzspannungs-Schnellregler, wobei die gewünschte Pumpenleistung an einem Dreiphasen-Stelltransformator eingestellt werden konnte. Die Heizstrecke g (Bild 1) war ebenfalls an diesen Schnellregler angeschlossen. Der für die verschiedenen Elektromagnete und für die Schutzheizung notwendige Gleichstrom wurde einem allgemeinen Netz entnommen. Für die Heizung des Versuchsrohres wurde vom Schnellregler gelieferter Drehstrom gleichgerichtet und durch eine Siebkette, bestehend aus zwei Kondensatoren und einer Drossel, geglättet. Die noch vorhandene geringe Welligkeit glich eine Akkumulatoren-Batterie aus, die als Puffer an der Verbindungsleitung zwischen Siebkette und Heizung angeschlossen war. Die Spannung des Drehstromes wurde dabei an einem Dreiphasen-Stelltransformator so eingestellt, daß ein in die Leitung der Akkumulatoren-Batterie geschalteter träger Strommesser Null anzeigte. Die Gleichspannung wurde mit einem Kurbelwiderstand fein reguliert. Dieses Verfahren der Gleichstromerzeugung hatte den Vorteil, daß selbst bei langfristigem Betrieb mit großen Strömen die eingestellte Spannung konstant blieb, da

die Akkumulatoren-Batterie nicht als Stromquelle, sondern als riesiger Glättungskondensator arbeitete.

Die für die Berechnung der Nusselt-Zahl benötigte Heizleistung der Meßstrecke wurde durch Strom- und Spannungsmessung mit einem Digital-Voltmeter der Firma Rhode und Schwarz des Typs KGZ bestimmt. Hierbei wurde die Spannung direkt am Heizband an den Stellen 3 und 6 (Bild 2) abgegriffen. Die Anschlüsse an den Stellen 4 und 5 dienen zur Kontrolle der Leistungsverteilung, die, wie die Messungen zeigten, sehr gleichmäßig war. Die Stromstärke wurde über den Spannungsabfall an einem geeichten Präzisionswiderstand von 1Ω gemessen, der auf der Eichtemperatur von 20°C gehalten wurde.

Die genau zu messenden Wandtemperaturen wurden mit Thermoelementen aus Manganin- und Konstantandraht von 0,1 mm Durchmesser bestimmt. Die beiden Mantelthermoelemente von 1 mm Außendurchmesser mit der Thermoelementenpaarung Chromel-Alumel waren vom Typ 2 AB Ac 10 mit der Lötstellenausführung TM der Firma Elektro-Spezial. Die Thermospannung dieser Thermoelemente wurde mit einem Diesselhorst-Kompensator des Typs KDE 3 der Firma Otto Wolf, Berlin, gemessen. Über einen Umschalter des Typs KS 3×26 mit vergoldeten Kontaktflächen der Firma EBE, Stetten, konnten wahlweise die einzelnen Thermoelemente in den Meßkreis, bestehend aus Thermoelement, Kompensator, Galvanometer und Eislotstelle, geschaltet werden. Hierbei arbeitete das Siemens-Supergalvanometer des Typs L 18-Q, 12-2 als Nullinstrument. Die Bewegungen des Galvanometerspiegels wurden mit einer Ablese- und Beleuchtungseinrichtung des Typs GPZ der Firma Zeiss verfolgt. Dieses Instrument verlängerte durch mehrfache Umkehrung des Lichtstrahles den Lichtweg so, daß eine Spannung von 10^{-7} V noch einen Ausschlag von etwa 3 mm an der Ablese skala ergab. Bei den verwendeten Thermopaarungen entsprach dies einer Temperaturdifferenz von etwa $0,0025$ grd.

Die Thermoelemente wurden im Temperaturbereich von 30 bis 180°C geeicht, wobei als Eichnormal ein von der Physikalisch-Technischen Bundesanstalt geprüfter Satz von 5 Quecksilber-Thermometern diente. Die Auswertung der Eichversuche auf einer elektronischen Rechenanlage zeigte, daß bei der Eichung im ganzen Temperaturbereich der mittlere Fehler nur $0,0065$ grd in bezug auf die Quecksilber-Thermometer betrug. Ein Vergleich der Eichkurven sämtlicher Thermoelemente, die hierfür mit einer Stufung von $0,1$ grd ausgerechnet wurden, ergab, daß bei der Messung von Temperaturdifferenzen der Fehler maximal $0,004$ grd und im Mittel $0,0025$ grd betragen konnte.

Durchführung und Umfang der Versuche

Alle Teile der Apparatur wurden vor dem Zusammenbau gründlich gereinigt. Sie wurden hierzu mit Petroläther entfettet, mit einer Mischung aus 40% iger Salzsäure und 7% iger Salpetersäure gebeizt, mit Lei-

tungswasser gespült und die Beize danach mit 1% iger Natronlauge neutralisiert. Nach mehrmaligem Spülen mit Leitungs- und destilliertem Wasser wurden die Teile im Vakuum getrocknet und montiert.

Die im Argonarc-Verfahren hergestellten Schweißnähte und alle übrigen Verbindungen der Apparatur wurden mit Hilfe eines Halogen-Lecksuchers bei einem Innendruck von 10^{-5} Torr auf Dichtigkeit geprüft. Die fertig zusammengebaute Apparatur wurde evakuiert und mit Quecksilber gefüllt.

Nach dem Einschalten der Stromversorgung und des Kühlwassers wurde mit dem Regulierventil *o* (Bild 1) der gewünschte Mengenstrom eingestellt und die Heizung des Versuchsrohres sowie bei Bedarf die Leistung der Heizstrecke *g* grob eingeregelt. Die Feineinstellung erfolgt einige Zeit später, wenn die beiden Thermostate des Wärmetauschers *f* konstante Temperatur hatten und die Isolierung der Apparatur durchgewärmt war. Dann konnten auch die Schutzheizung und die Temperatur des Thermostat *v* eingeregelt werden. Bis zur ersten Messung vergingen von diesem Zeitpunkt an meist noch 6 bis 8 Stunden, die man brauchte, bis stationärer Zustand eingetreten war.

Mit der feststehenden Sonde wurde der Wärmeübergang im Temperaturbereich von 30 bis 85°C ohne und mit Argon als Schutzgas gemessen. Hierbei war die Wärmestromdichte gering, damit im Quecksilber nur kleine Temperaturunterschiede auftraten. Die genaue Temperaturmessung mit dem Diesselhorst-Kompensator machte es möglich, mit Temperaturdifferenzen von $0,13$ bis $0,35$ grd zwischen Wand und Mitte des Flüssigkeitsstromes und Temperaturgradienten von $0,7$ bis $8,0$ grd/m in Richtung der Rohrachse zu arbeiten. Bei diesen geringen Temperaturunterschieden konnte die Temperaturabhängigkeit der Stoffwerte von Quecksilber vernachlässigt werden, entsprechend der Annahme bei der theoretischen Behandlung des Wärmeüberganges bei Laminarströmung.

Außerdem wurde mit der gleichen Anordnung der Einfluß der freien Konvektion auf den Wärmeübergang untersucht, wobei vor allem das Einsetzen der freien Konvektion interessierte. Mit der verschiebbaren Sonde wurden zur Kontrolle an den Stellen 3, 4, 5 und 6 (Bild 2) der Meßstrecke die Messungen ohne und mit Schutzgas wiederholt und an der Stelle 3 das Einsetzen der Konvektion gemessen.

Auswertung der Versuchsergebnisse und Fehlerabschätzung

Für die Auswertung der Versuche wurden die Stoffwerte von Quecksilber benötigt. Nach kritischer Durchsicht verschiedener Arbeiten wurden schließlich für die Dichte, die spezifische Wärmekapazität und die Viskosität die von LYON [5] und für die Wärmeleitfähigkeit die von VARGAFI [6] angegebenen Werte verwendet. Zur Berechnung des Temperaturabfalls in der Wand des Versuchsrohres und dessen thermische Längenänderung mußten die entsprechenden Stoffwerte bekannt sein. Der Ausdehnungskoeffizient wurde

am Institut für Metallurgie und Metallkunde¹, die Wärmeleitfähigkeit am Institut für Technische Thermodynamik² der Technischen Hochschule München experimentell mit einer Genauigkeit von 3% bestimmt.

Die Auswertung der Wärmeübergangsversuche begann mit der Berechnung der Wärmestromdichte q nach der Gleichung

$$q = UJ/(\pi DL), \quad (2)$$

worin der Zähler die zugeführte elektrische Leistung längs der Meßstrecke bedeutet.

Dann wurden die Wandtemperaturen ϑ_w am Innendurchmesser des Versuchsrohres aus den in der Rohrwand gemessenen Temperaturen ϑ mit Hilfe der Beziehung

$$\vartheta_w = \vartheta - \frac{qD}{2\lambda_{st}} \ln \frac{D_{Th}}{D} \quad (3)$$

bestimmt. Der zweite Term auf der rechten Seite berücksichtigte hierbei den Temperaturabfall in der Rohrwand vom Durchmesser D_{Th} , auf dem die Temperaturmeßstellen lagen, bis zum Innendurchmesser D . Dieser Temperaturabfall war im Verhältnis zur gesamten Temperaturdifferenz zwischen Rohrwand und Rohrachse klein; sein Anteil betrug im Mittel etwa 6%.

Aus der mit der Sonde gemessenen Flüssigkeitstemperatur wurde dann die Temperatur der Flüssigkeit in der Rohrachse berechnet. Dies war notwendig, da das Mantelthermoelement einen endlichen Durchmesser hatte und so entsprechend seiner Querschnittsfläche nicht genau die Achsentemperatur sondern eine mittlere

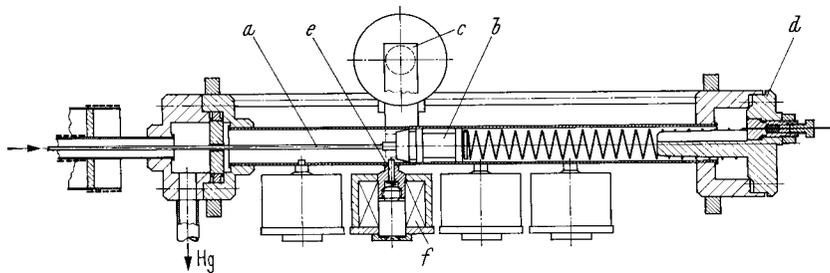


Bild 3. Bewegliche Sonde mit Verschicbeeinrichtung; a Kapillare mit Mantelthermoelement, b Anker, c Elektromagnet, d Deckel, e Bolzen, f Elektromagnet.

Temperatur maß. Abschätzungen zeigten, daß diese mittlere Temperatur etwa der Mischtemperatur der auf das Mantelthermoelement zuströmenden Flüssigkeitsröhre gleichen Durchmessers entsprach. Mit Hilfe theoretischer Beziehungen für das Temperatur- und das Geschwindigkeitsfeld, die im laminaren Bereich exakt [14] und im turbulenten Bereich mit guter Näherung [15] bekannt waren, wurde mittels einer elektronischen Rechenmaschine aus der gemessenen Flüssigkeitstemperatur die Temperatur der Flüssigkeit in der Rohrachse berechnet und damit die gesuchte Temperaturdifferenz zwischen Rohrwand und Rohrachse gebildet.

¹ Die Verfasser danken hierfür Herrn Prof. Dr.-Ing. H. BORCHERS.

² Die Verfasser danken für die Durchführung dieser Messungen Herrn Ing. G. FLATTER.

Sie war im ganzen Strömungsbereich nur um etwa 0,2% größer als die mit der direkt gemessenen Flüssigkeitstemperatur gebildete Differenz.

Aus der Beziehung

$$Nu_c = \frac{qD}{\lambda(\vartheta_w - \vartheta_c)} = \frac{UJ}{\pi\lambda L(\vartheta_w - \vartheta_c)} \quad (4)$$

konnte dann die gesuchte auf die Temperaturdifferenz zwischen Wand und Rohrachse bezogene Nusselt-Zahl berechnet werden; die entsprechende Reynolds-Zahl bzw. Péclet-Zahl ergab sich aus dem gemessenen Mengengstrom. Die dabei verwendeten Stoffwerte von Quecksilber waren auf die arithmetische Mitteltemperatur zwischen Wand und Rohrachse bezogen. Die bei diesen Rechnungen benötigten Abmessungen der Meßstrecke, wie Durchmesser und Länge, wurden für die gemessene Wandtemperatur unter Berücksichtigung der thermischen Ausdehnung aus den gemessenen Werten bei 20 °C berechnet.

Eine Fehlerabschätzung dieser Versuche ergab, daß die größte Unsicherheit bei der Messung der Temperaturdifferenz zwischen Wand und Rohrachse auftrat. Wie die Eichversuche zeigten, konnte diese Differenz mit einem maximalen Fehler von 0,004 grd behaftet sein, wodurch bei Temperaturdifferenzen von 0,14 bis 0,35 grd relative Fehler von 2,9 bis 1,1% entstanden. Im Vergleich dazu sind die Fehler bei der Leistungsmessung gering, weil Strom und Spannung mit dem Digitalvoltmeter auf vier Dezimalen genau gemessen werden konnten; sie betrug im ungünstigsten Fall (bei kleinster Leistung) höchstens 0,2%. Mit Hilfe der beiden zusätzlichen Spannungsabgriffe an der Meßstrecke an den Stellen 4 und 5 (Bild 2) konnten die Einzelspannungen der drei gleichen Abschnitte gemessen werden. Sie unterschieden sich nur in der letzten Dezimale, was bei der Leistung einen Fehler von 0,2% ausmachte. Die Unsicherheit bei der Länge der Meßstrecke war 4

auf 20/100 und damit bedeutungslos. Der Fehler bei der Positionierung der Sonde war ebenfalls gering. Durch die Justier Vorrichtung konnte die Lötstelle, von der eine Röntgenaufnahme vorlag, auf $\pm 0,05$ mm genau auf die Lage des entsprechenden Wandthermoelementes eingestellt werden. Dies brachte im ungünstigsten Fall, also bei größtem Temperaturgradienten in der Rohrachse nur einen Fehler von 0,3%.

Ein weiterer Fehler konnte bei der Berechnung des Temperaturabfalls in der Rohrwand nach Gl. (3) durch die auf $\pm 0,05$ mm ungewisse Lage der Lötstelle auf dem Durchmesser D_{Th} und durch den möglichen Fehler von $\pm 0,01$ mm bei dem Rohrdurchmesser D auftreten. Diese Fehler waren aber zusammen mit der Unsicherheit des Wärmeleitvermögens des Rohrmaterials nicht größer als 0,2%.

Werden alle diese möglichen Fehler zusammengezählt, so ergibt sich für die gemessene Nusselt-Zahl ein

maximaler Fehler von 3,8% unter der Annahme, daß die Wärmeleitfähigkeit des Quecksilbers genau bekannt ist.

Ergebnisse der Versuche ohne Schutzgas

Bei der Beheizung mit konstanter Wärmestromdichte steigt die mittlere Temperatur, bezogen auf den Flüssigkeitsstrom [14], die sogenannte Mischtemperatur, die durch die Gleichung

$$\vartheta_m = \frac{\int_F \vartheta_w dF}{\int_F w dF} \quad (5)$$

definiert ist, längs der Rohrachse linear an. Nach abgeschlossenem Einlaufvorgang ist dieser Anstieg für alle Temperaturen des Rohrquerschnittes einschließlich der Wandtemperatur gleich. Bei den vorliegenden Messungen wurde der Verlauf der Wandtemperatur längs der Meßstrecke an vier Stellen gemessen und durch diese Meßpunkte nach der Methode der kleinsten Fehlerquadratsumme eine Gerade gelegt. Die Steigung dieser Geraden konnte aus der Gleichung

$$A = \frac{3}{10L} [3(\vartheta_4 - \vartheta_1) + \vartheta_3 - \vartheta_2] \quad (6)$$

berechnet werden. Die gemessenen Temperaturen ϑ_1 bis ϑ_4 streuten um diese Gerade nur geringfügig. Zur besseren Kontrolle wurden die Temperaturgradienten in den drei gleich großen Einzelabschnitten der Meßstrecke aus den Temperaturen ϑ_1 bis ϑ_4 berechnet und mit dem Gradienten A nach Gl. (6) verglichen. Im Mittel unterschieden sie sich von diesem um etwa 1,5%. Die größte Abweichung von 8% trat an zwei Meßpunkten bei $Pe = 200$ auf, wo der Temperaturgradient A nur 0,826 grd/m betrug. Diese Kontrolle zeigte, daß die Forderung nach konstanter Wärmestromdichte gut erfüllt war.

Mit dem ermittelten Temperaturgradienten A konnte die von dem Quecksilber längs der Meßstrecke aufgenommene Leistung P aus der Beziehung

$$P = \dot{m} c_p A L \quad (7)$$

berechnet werden. Für den Vergleich mit der zugeführten elektrischen Leistung wurde diese Beziehung umgeformt, so daß sie die Form

$$q_{th} = \lambda Pe A/4 \quad (8)$$

erhielt. Die so ermittelte theoretische Wärmestromdichte q_{th} wurde mit der nach Gl. (2) aus den Meßdaten berechneten Wärmestromdichte verglichen. Dabei zeigte sich, daß beide im Mittel etwa 2,3% und maximal bei einem Meßpunkt um 4,2% voneinander abwichen.

Im laminaren Strömungsbereich wurden die gemessenen auf die Temperaturdifferenz zwischen Rohrwand und Achse bezogenen Nusselt-Zahlen mit dem entsprechenden theoretischen Wert verglichen. Der theoretische Wert Nu_{cth} war dabei

$$Nu_{cth} = \frac{16}{6} = 2,666 \dots$$

Die nach Gl. (4) berechneten Meßwerte wichen davon im Mittel etwa 1,7% und maximal bei einem Meßpunkt um 4,1% ab.

Als weitere Kontrolle konnte im laminaren Bereich der Vergleich zwischen der gemessenen Temperaturdifferenz und der von der theoretischen Lösung gelieferten herangezogen werden. Die theoretische Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta_{cth}$ zwischen Wand und Rohrachse ergab sich aus der Beziehung

$$\Delta\vartheta_{cth} = (\vartheta_w - \vartheta_c)_{th} = 3qD/(8\lambda), \quad (9)$$

worin q die mit Gl. (2) aus der zugeführten elektrischen Leistung berechnete Wärmestromdichte war. Der Vergleich zeigte, daß beide im Mittel etwa 1,8%, maximal bei einem Meßpunkt um 4,3% voneinander abwichen.

Die Versuchsergebnisse mit der feststehenden und der verschiebbaren Sonde sind in Bild 4 dargestellt. Die Nusselt-Zahl Nu_c , bezogen auf die Temperaturdifferenz zwischen Rohrwand und Rohrachse ist, dort als Funktion der Péclet-Zahl aufgetragen. Die strichpunktierte, bis etwa $Pe = 48$ bzw. $Re = 2000$ reichende waagerechte Linie stellt den nach der Theorie geforderten Verlauf dieser Nusselt-Zahl im laminaren Bereich dar. Zwischen den Meßergebnissen, die mit der feststehenden und der beweglichen Sonde gewonnen wurden, waren keine systematischen Unterschiede festzustellen.

Für den Vergleich der Versuchsergebnisse mit denen anderer Autoren wurden die gemessenen auf die Temperaturdifferenz zwischen Rohrwand und Achse bezogenen Nusselt-Zahlen in solche umgerechnet, die auf die Differenz zwischen der Rohrwandtemperatur und der nach Gl. (5) berechneten mittleren Temperatur des Flüssigkeitsstromes bezogen sind. Im laminaren Strömungsbereich war dies exakt möglich, da dort die Theorie für das Verhältnis der beiden die Beziehung

$$Nu = \frac{18}{11} Nu_c \quad (10)$$

liefert.

Im turbulenten Bereich gab es keine Beziehung für diese beiden Größen. Hier wurden verschiedene Theorien des turbulenten Wärmeübergangs [15, 16, 17] mit Hilfe einer elektronischen Rechenmaschine untersucht, wobei die notwendigen Integrationen numerisch durchgeführt wurden. Dabei zeigte sich, daß die von P. S. LYKOUKIS und Y. S. TOULOUKIAN [15] angegebenen Beziehungen den wahrscheinlichsten Verlauf dieses Verhältnisses ergaben; sie wurden daher im turbulenten Bereich verwendet. An der Grenze zwischen der laminaren Strömung und der turbulenten Übergangsströmung bei $Re = 2000$ lieferte die exakte Lösung der Laminarströmung für das Verhältnis der beiden Nusselt-Zahlen den Wert 1,636 und die für das turbulente Gebiet gültige Theorie den Wert 1,684. Sie unterschieden sich also um 2,9%. Um diesen Sprung zu vermeiden, wurden die errechneten Werte des turbulenten Bereiches für $Re = 4000$ durch eine Kurve ersetzt, die einen glatten Übergang ergab.

In Bild 5 ist der Vergleich mit den Meßergebnissen anderer Autoren durchgeführt, wobei die Nusselt-Zahl wieder als Funktion der Péclet-Zahl aufgetragen ist. Die ausgezogenen mit Ziffern gekennzeichneten Linien sind mittlere Kurven, die sich aus den Meßpunkten der einzelnen Autoren ergeben. Als kleine Kreise sind die eigenen Meßpunkte eingetragen. Die mit 4,364 markierte Stelle an der Ordinate entspricht dem von der exakten Lösung des laminaren Bereichs geforderten Wert von $48/11$ für diese Nusselt-Zahl.

- 6-6 BAILEY, COPE, WATSON [25]
 7-7 ELSEER [26]
 8-8 ISAKOFF, DREW [27]
 9-9 STROMQUIST [28]
 10-10 } JOHNSON, CLABAUGH, HARTNETT [29, 1]
 11-11 }
 12-12 TREFETHEN [30]
 13-13 PETUKHOV, JUSHIN [4]

Die Numerierung in dieser Zusammenstellung ist mit der im Bild 5 identisch.

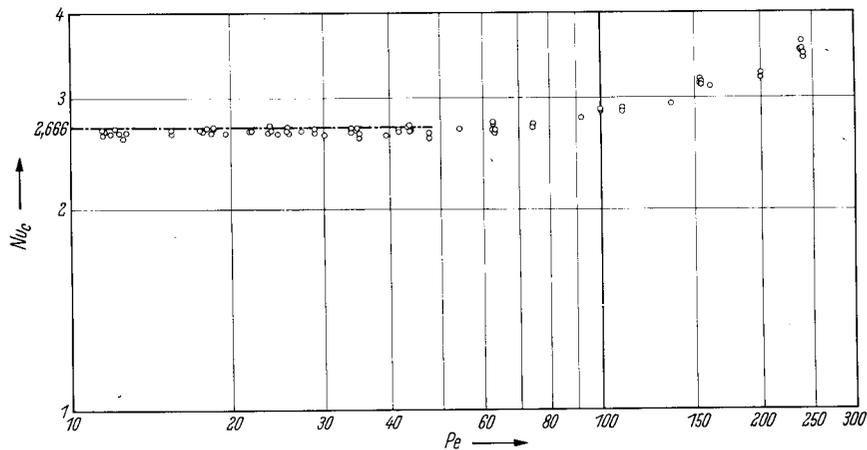


Bild 4. Nusselt-Zahl bezogen auf die Temperaturdifferenz zwischen Wand und Achse.

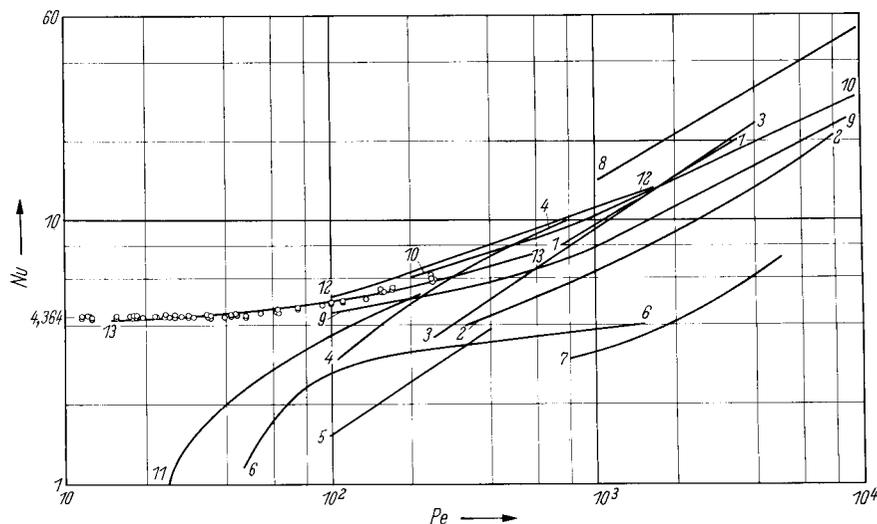


Bild 5. Wärmeübergang von Quecksilber bei Strömung im Kreisrohr.

Für den Vergleich sind in das Bild 5 die Arbeiten folgender Autoren eingetragen:

- 1-1 STYRIKOVIC, SORIN, SEMENOVKER [18, 19]
 2-2 MICHEEV, VOSKRESENSKIJ, FEDYNSKIJ,
 KONDRATEV, KALAKUCKAJA, PETROV u. a.
 [20, 21]
 3-3 KORNEEV [22]
 4-4 ENGLISH, BARRET [23]
 5-5 DOODY, JOUNGER [24]

Ergebnisse der Versuche mit Schutzgas

Mit der feststehenden Sonde wurde bei $Re \approx 1100$ eine Meßreihe durchgeführt, die zeigen sollte, wie Gas mit dem Quecksilber in das Versuchsrohr verschleppt wird und dort den Wärmeübergang verschlechtert. Zu diesem Zweck wurde bei Beginn der Meßreihe die vorher nur unter dem Dampfdruck des Quecksilbers stehende Apparatur während des Betriebes mit Argon gefüllt. Im Verlauf von 24 Stunden nahm die auf die

Temperaturdifferenz zwischen Wand und Rohrachse bezogene Nusselt-Zahl von 2,623 auf 2,554 ab. Der Endwert unterschied sich damit um $-4,2\%$ von dem theoretischen Wert der Laminarströmung.

Mit der verschiebbaren Sonde wurde bei $Re \approx 1065$ eine zweite Meßreihe durchgeführt, bei der aber im Gegensatz zur ersten vor jeder Messung die mit Argon begaste Apparatur abgestellt wurde, so daß das Versuchsrohr leerlaufen und das Gas an der Rohrwand adsorbiert werden konnte. Die an den Stellen 3, 4, 5 und 6 (Bild 2) gemessenen Nusselt-Zahlen waren um 1,4 bis 6,1% kleiner als die theoretischen Nusselt-Zahlen der Laminarströmung.

Die bei diesen Meßreihen festgestellten Abweichungen sind nur etwas größer als der mögliche maximale Fehler der Messungen ohne Schutzgas. Hieraus kann gefolgert werden, daß Schutzgas in Apparaturen für Wärmeübergangsmessungen mit flüssigen Metallen die Ergebnisse nur geringfügig beeinflusst. Voraussetzung ist dabei allerdings, daß beim Anfahren einer begasten Apparatur das Gas von dem flüssigen Metall, abgesehen von einem dünnen an der Wand haftenden Film, aus dem Versuchsrohr verdrängt werden kann, daß also keine Gasblasen zurückbleiben oder sich später bilden.

Ergebnisse der Versuche über den Beginn der Mischkonvektion

Im Rahmen dieser Arbeit sollte das Wärmeübergangsverhalten von Quecksilber bei reiner Zwangskonvektion untersucht werden. Hierzu war es notwendig, vor allem im laminaren Bereich die Grenze zu kennen, oberhalb der die freie Konvektion den Wärme-

Rohrachse, also auch gleichzeitig die Grashof-Zahl, so lange erhöht, bis die Nusselt-Zahl Nu_c zunahm und den theoretischen Wert von 2,666 der Laminarströmung überschritt.

Während das merkliche Einsetzen der freien Konvektion gut bestimmt werden konnte, waren die oberhalb dieser Grenze gemessenen Nusselt-Zahlen bei Mischkonvektion nur qualitativ richtig, da an einem Rohrquerschnitt sowohl die Wand- als auch die Flüssigkeitstemperatur nur jeweils an einer Stelle gemessen wurden, während bei Mischkonvektion das Temperaturfeld dreidimensional ist.

Von den Ergebnissen aller Meßreihen, die sowohl mit der feststehenden als auch der beweglichen Sonde durchgeführt wurden, sind in Bild 6 jene Meßpunkte eingetragen, bei denen die Nusselt-Zahl Nu_c unter dem Einfluß der freien Konvektion den theoretischen Wert der Laminarströmung deutlich meßbar überschritt. Die gerade ausgezogene Linie stellt die von SPARROW, EICHORN und GREGG [31] auf theoretischem Wege gefundene Grenze zwischen Zwangs-Mischkonvektion bei Grenzschichtströmung und Beheizung mit konstanter Wärmestromdichte dar.

Für $Re > 1200$ stimmen die Meßergebnisse gut mit der von SPARROW und Mitarbeitern angegebenen Grenze überein. Sie zeigen vor allem, daß in diesem Bereich Gr/Re^2 die bestimmende Größe ist. Für $Re < 1200$ scheint diese Größe ihre Bedeutung zu verlieren. Ein ähnlicher Verlauf der Grenze zwischen Zwangs- und Mischkonvektion ist auch mit Wasser und Luft als strömende Medien beobachtet worden [32, 33]. Zwischen den Meßergebnissen beider Sonden war kein Unterschied festzustellen, obwohl die Messungen mit

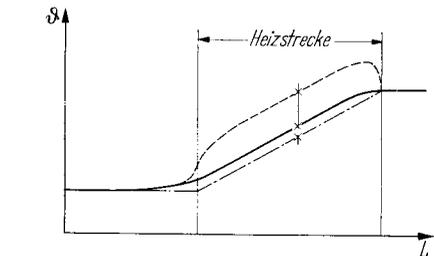
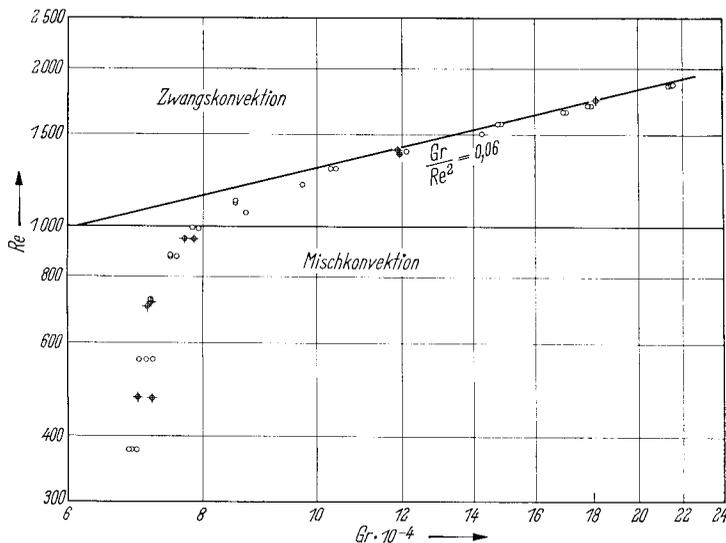


Bild 7. Schematische Darstellung der Temperaturverläufe in der Rohrwand und der Flüssigkeit.

Bild 6. Grenze zwischen reiner Zwangs- und Mischkonvektion.

- Meßergebnisse mit der feststehenden Sonde,
- ⊕ Meßergebnisse mit der beweglichen Sonde.

übergang merklich beeinflusst. Zu diesem Zweck wurden im Bereich $375 \leq Re \leq 1860$ bei konstanter Reynoldszahl die Wärmestromdichte und damit das treibende Temperaturgefälle zwischen Rohrwand und

der feststehenden an der Stelle 6 (Bild 2) und die mit der beweglichen an der Stelle 3 durchgeführt wurden. Die Stelle 6 lag 601 mm und die Stelle 3 400 mm vom Anfang der beheizten Rohrstrecke entfernt.

Folgerungen aus den Meßergebnissen

Die Messungen zeigen, daß der Wärmeübergang an Quecksilber ohne Anomalien verläuft und daß ein Vergleich mit den bekannten theoretisch gewonnenen Ergebnissen möglich ist, wenn beim Experiment die der Theorie zugrunde liegenden Annahmen beachtet werden.

Ein Kontaktwiderstand an der Berührungsfläche des flüssigen Metalls und des Rohres, der den Wärmeübergang beeinflusst, konnte nicht beobachtet werden. Dies ist in Übereinstimmung mit den Ergebnissen anderer Forscher [34, 35]. Sogar durch einen Gasfilm, der bei den Messungen mit Schutzgas vermutlich an der Wand haftete, wurde der Übergangswiderstand nicht merklich erhöht, da dieser Film offenbar sehr dünn war [36].

Wie unsere Untersuchungen zeigten und wie es aus früheren Beobachtungen hervorging, wird durch freie Konvektion der Wärmeübergang erhöht und nicht erniedrigt, wie es eigenartigerweise von einigen Autoren vermutet wurde.

Die einzige plausible Erklärung für die von anderen Autoren bei kleinen Péclet-Zahlen gemessenen sehr kleinen Nusselt-Zahlen dürfte die Längswärmeleitung in der Flüssigkeit und in der Rohrwand liefern. Während bei unserem Meßverfahren die Temperaturdifferenz zwischen Wand und Flüssigkeit, mit der die Nusselt-Zahl definiert ist, unmittelbar gemessen wurde, haben frühere Autoren nur die Flüssigkeitstemperatur in einer Mischkammer hinter der Meßstrecke bestimmt. Die totale Flüssigkeitstemperatur in der Meßstrecke wurde dann unter der Annahme ermittelt, daß ihr Verlauf zwischen Beginn und Ende der beheizten Rohrstrecke linear ist, und daß die Eintrittstemperatur der Flüssigkeit gleich der Temperatur ist, die vor Beginn der hydrodynamischen Einlaufstrecke gemessen wurde. Daß diese Annahme nicht richtig zu sein braucht, zeigt das Bild 7 in schematischer Darstellung.

Die dick ausgezogene Linie entspricht dem wirklichen und die strichpunktierte dem angenommenen Verlauf der mittleren Flüssigkeitstemperatur. Die gestrichelte Linie stellt den gemessenen wirklichen Verlauf der Wandtemperatur dar. Aus Bild 7 ist zu ersehen, daß die nach diesem Verfahren ermittelten Temperaturdifferenzen zwischen Wand und Flüssigkeit zu groß waren und damit die Nusselt-Zahlen zu klein werden mußten. PETUKHOV und JUSHIN [4] berücksichtigen dies bei ihren Messungen durch eine nachträgliche rechnerische Korrektur. Bei der Versuchsanordnung von JOHNSON und Mitarbeitern [1] war auf das eigentliche Versuchsrohr längs der beheizten Meßstrecke ein Aluminiumzylinder geschrumpft, der den Heizdraht trug. Damit in Längsrichtung nicht zuviel Wärme transportiert wurde, war dieser Zylinder in acht Abschnitte unterteilt. In der Mitte eines jeden Abschnittes befand sich in einer Nut die Lötstelle des Thermoelementes, mit dem die Wandtemperatur an dieser Stelle gemessen wurde. Durch das hohe Wärmeleitvermögen des Aluminiums ergab sich bei Beheizung ein treppen-

förmiger Verlauf der Wandtemperatur in Längsrichtung, der um so mehr von einem linearen abwich, je kleiner die Péclet-Zahl war. Damit war die Bedingung konstanter Wärmestromdichte nicht mehr eingehalten.

Abschätzende eigene Überlegungen und solche, wie sie TREFETHEN [37] und PETUKHOV [4] durchführten, zeigten, daß bei dieser Handhabung zu dem üblichen Fehler noch der durch die Beheizung hinzukam, der die starke Abhängigkeit der Nusselt-Zahl von der Péclet-Zahl im Bereich der Laminarströmung ergab. Erst bei Péclet-Zahlen größer als 300 wurden diese Fehler unbedeutend.

Abschließende Bemerkungen

In einem geschlossenen Kreislauf wurde an einem mit konstanter Wärmestromdichte beheizten Rohr der Wärmeübergang an Quecksilber bei laminarer und turbulenter Strömung in einem Bereich gemessen, in dem der hydrodynamische und der thermische Anlaufvorgang bereits abgeschlossen waren. Das Quecksilber kam im Kreislauf nur mit Stahl und Quarzglas in Berührung und konnte während der Versuche ständig entgast werden. Unter diesen Bedingungen ergaben die Versuche, die im Bereich der Péclet-Zahl von 11 bis 250 bei Temperaturen von 30 bis 80 °C durchgeführt wurden, daß der Wärmeübergang an Quecksilber vollkommen normal verläuft. Die Ergebnisse waren beliebig oft reproduzierbar. Sie weichen im laminaren Strömungsbereich von dem theoretischen Wert maximal 4% ab, was im Rahmen der Meßgenauigkeit liegt.

Ein Kontaktwiderstand an der Berührungsfläche des flüssigen Metalls und des Rohres, der den Wärmeübergang merklich beeinflusst, wurde nicht erwartet. Durch einen Gasfilm (hier Argon), der bei den Messungen mit Schutzgas vermutlich an der Wand haftete, wurde der Wärmewiderstand offenbar nicht merklich erhöht. Die einzige plausible Erklärung für die bisher bei kleinen Péclet-Zahlen gemessenen kleinen Nusselt-Zahlen dürfte die Längswärmeleitung in der Flüssigkeit und der Rohrwand liefern. In eigens dafür durchgeführten Versuchsreihen wurde die Grenze zwischen reiner Zwangs- und Mischkonvektion bestimmt.

Literatur

- [1] JOHNSON, H. A., J. P. HARTNETT u. J. W. CLABAUGH: Heat transfer to lead-bismuth and mercury in laminar and transition pipe flow. Trans. ASME 76 (1954) Nr. 4, S. 513/17.
- [2] EAGLE, A., u. R. M. FERGUSON: On the coefficient of heat transfer from the internal surface of tube walls. Proc. Roy. Soc. (A) 127 (1930) S. 540/66.
- [3] GRIGULL, U., u. H. TRATZ: Hydrodynamisches Verhalten von Quecksilber bei laminarer und turbulenter Rohrströmung. Chemie-Ingenieur-Technik 37 (1965) Nr. 11, S. 1102/1106.
- [4] PETUKHOV, B. S., u. A. J. JUSHIN: Heat exchange during liquid metal flow in the laminar and transition regions. Soviet Physics-Doklady 6 (1961) Nr. 2, S. 159/61.
- [5] MILLER, R. R.: Physical properties of liquid metals. In: Liquid-metals-handbook. Hrsg. R. N. LYON. 2. revidierte Aufl. Washington: Atomic Energy Commission and Department of the Navy 1954.

- [6] VARGAFK, N. B.: Handbuch über wärmephysikalische Eigenschaften von Gasen und Flüssigkeiten; Orig. russ. Moskau: Fizmatgiz 1963.
- [7] EPSTEIN, L. F.: Corrosion by liquid metals. In: Progress in nuclear energy. Serie IV, Technology and Engineering, Bd. 1. London: Pergamon Press 1956.
- [8] KUTATELADZE, S. S., V. M. BORISANSKIJ, I. I. NOVIKOV u. a.: Stability of heat resistant material in liquid metals. In: Liquid metal heat transfer. London: Chapman u. Hall 1959.
- [9] TRATZ, H., u. U. GRIGULL: Elektromagnetische Spiral-Induktionspumpe für Flüssigmetalle als Laboratoriumsgerät. Chemie-Ingenieur-Technik 37 (1965) Nr. 1, S. 53/56.
- [10] STEPHAN, K.: Wärmeübergang und Druckabfall bei nicht ausgebildeter Laminarströmung in Rohren und in ebenen Spalten. Chemie-Ingenieur-Technik 31 (1959) Nr. 12, S. 773/78.
- [11] NIKURADSE, J.: Gesetzmäßigkeiten der turbulenten Strömung in glatten Rohren. VDI-Forschungsheft Nr. 356 (1932).
- [12] GRIGULL, U., u. H. TRATZ: Thermischer Einlauf in ausgebildeter laminarer Rohrströmung. Int. J. Heat and Mass Transfer 8 (1965) Nr. 5, S. 669/78.
- [13] LUBARSKY, B., u. S. J. KAUFMANN: Review of experimental investigations of liquid-metal heat transfer. NACA-Report Nr. 1270 (1956).
- [14] GRÖBER, H., S. ERK, u. U. GRIGULL: Die Grundgesetze der Wärmeübertragung. 3. Aufl. 3. Neudruck. Berlin/Göttingen/Heidelberg: Springer 1963.
- [15] LYKOUDIS, P. S., u. J. S. TOULOUKIAN: Heat transfer in liquid metals. Trans. ASME 80 (1958), Nr. 3, S. 653/66.
- [16] DEISSLER, R. G.: Analysis of fully developed turbulent heat transfer at low Péclet-Numbers in smooth tubes with application of liquid metals. NACA-RM-E 52 F 05 (1952).
- [17] AZER, N. Z., u. B. T. CHAO: A mechanism of turbulent heat transfer in liquid metals. Int. J. Heat and Mass Transfer 1 (1960) Nr. 2/3, S. 121/38.
- [18] STYRIKOVIC, M. A., I. E. SEMENOVKER u. A. R. SORIN: Studies of the heat exchange and circulation characteristics of mercury. Sovetskoe kotloturbostroenie 9 (1940) S. 316.
- [19] STYRIKOVIC, M. A., u. I. E. SEMENOVKER: Heat exchange at very low Prandtl-Numbers. J. Tech. Phys. (USSR) 10 (1940) Nr. 16, S. 1324/30.
- [20] MICHEEV, M. A., V. A. BAUM, K. D. VOSKRESENSKIJ u. a.: Heat transfer to molten metals. In: Progress in nuclear energy. Technology and Engineering. Hrsg. R. HURST u. S. McLAIN. Bd. 1. London: Pergamon Press 1956.
- [21] MICHEEV, M. A.: Osnovy teploperedaci. (Grundlagen der Wärmeübertragung; Orig. russ.). Moskau: Gosenergoizdat 1956.
- [22] KORNEEV, M. I.: Heat emission by mercury and amalgams of mercury under conditions of natural convection. Teploenergetika 7 (1955) S. 44.
- [23] ENGLISH, D., u. T. BARRET: Heat transfer properties of mercury. In: Proc. of the general discussion on heat transfer. London: Institution of Mechanical Engineers 1951.
- [24] DOODY, T. C., u. A. H. JOUNGER: Heat transfer coefficients for liquid mercury and dilute solutions of sodium in mercury in forced convection. Chem. Engng. Progr. Sympos. 49 (1953) Nr. 5, S. 33.
- [25] BAILEY, D. L. R., W. F. COPE u. G. G. WATSON: Heat transfer to mercury. Mech. Engng. Research Lab., East Kilbride (Glasgow), Heat Div. Paper Nr. 13 (1952).
- [26] ELSER, K.: Wärmeübergangsmessungen an Quecksilber. Schweizer Archiv angew. Wiss. 14 (1948) S. 330/36.
- [27] ISAKOFF, S. E., u. T. B. DREW: Heat and momentum transfer in turbulent flow of mercury. In: Proc. of the general discussion on heat transfer. London: Institution of Mechanical Engineers 1951.
- [28] STOMQUIST, W. K.: Effect of wetting on heat transfer characteristics of liquid metals. U. S. Atomic Energy Commission, Report ORO-93 (1953).
- [29] JOHNSON, H. A., W. J. CLABAUGH u. J. P. HARTNETT: Heat transfer to mercury in turbulent pipe flow. Trans. ASME 76 (1954) Nr. 4, S. 505/11.
- [30] TREFETHEN, L. M.: Heat transfer properties of liquid metals. U. S. Atomic Energy Commission, Document NP 1788 (1950).
- [31] SPARROW, E. M., R. EICHHORN u. J. L. GREGG: Combined forced and free convection in a boundary layer flow. The Physics of Fluids 2 (1959) Nr. 3, S. 319/28.
- [32] ECKERT, E. R. G., u. A. J. DIAGUILLA: Convective heat transfer for mixed, free and forced flow through tubes. Trans. ASME 76 (1954) Nr. 4, S. 497/507.
- [33] MATEIS, B.: Criteria for mixed convection. Heat transfer laboratory, University of Minnesota, Minneapolis, Report Nr. 51 (1963).
- [34] MIZUSHINA, T., S. JUCHI, T. SASANO u. a.: Thermal contact resistance between mercury and a metal surface. Int. J. Heat and Mass Transfer 1 (1960) Nr. 2/3, S. 139/146.
- [35] SCHMIDT, E., u. E. JUNG: Measurements of the contact resistance from stainless steel to liquid sodium. In: Modern developments in heat transfer. Hrsg. W. Ibele. New York and London: Academic Press 1963.
- [36] MACDONALD, W. C., u. R. C. QUITTENTON: Critical analysis of metal wetting and gas entrainment in heat transfer to molten metals. Chem. Engng. Progr. Sympos. 50 (1954) Nr. 9, S. 59/57.
- [37] TREFETHEN, L.: Measurement of mean-fluid temperatures. Trans. ASME 78 (1956) Nr. 6, S. 1207/12.

Prof. Dr.-Ing. ULRICH GRIGULL,
Institut für Technische Thermodynamik
der Technischen Hochschule München.
Dr.-Ing. HERBERT TRATZ,
Siemens-Werke AG, Erlangen

Manuskript eingegangen am 6. Oktober 1966