

**EUR 2432.d**

EUROPÄISCHE ATOMGEMEINSCHAFT - EURATOM

MESSUNG DER KRITISCHEN  
WÄRMESTROMDICHTHE VON WASSER IM  
UNTERKÜHLTEN ZUSTAND IN ROHREN  
BEI ERZWUNGENER STRÖMUNG

von

E. BURCK und W. HUFSCHMIDT

1965



Gemeinsame Kernforschungsstelle  
Forschungsanstalt Ispra - Italien

Hauptabteilung Engineering  
Abteilung Wärmeübertragung

## HINWEIS

Das vorliegende Dokument ist im Rahmen des Forschungsprogramms der Kommission der Europäischen Atomgemeinschaft (EURATOM) ausgearbeitet worden.

Es wird darauf hingewiesen, dass die Euratomkommission, ihre Vertragspartner und alle in deren Namen handelnden Personen :

- 1° — Keine Gewähr dafür übernehmen, dass die in diesem Dokument enthaltenen Informationen richtig und vollständig sind oder dass die Verwendung der in diesem Dokument enthaltenen Informationen oder der in diesem Dokument beschriebenen technischen Anordnungen, Methoden und Verfahren nicht gegen gewerbliche Schutzrechte verstößt ;
- 2° — Keine Haftung für die Schäden übernehmen, die infolge der Verwendung der in diesem Dokument enthaltenen Informationen oder der in diesem Dokument beschriebenen technischen Anordnungen, Methoden oder Verfahren entstehen könnten.

Dieser Bericht wird zum Preise von 50,— sfrs. verkauft. Bestellungen sind zu richten an: PRESSES ACADEMIQUES EUROPEENNES — 98, chaussée de Charleroi, Brüssel 6.

Die Zahlung ist zu leisten durch Überweisung an die :

- BANQUE DE LA SOCIETE GENERALE (Agence Ma Campagne) - Brüssel - Konto Nr. 964.558 ;
- BELGIAN AMERICAN BANK AND TRUST COMPANY - New York - Konto Nr. 22.186 ;
- LLOYDS BANK (Europe) Ltd. - 10 Moorgate, London E.C.2 ;

als Bezug ist anzugeben : « EUR 2432.d — MESSUNG DER KRITISCHEN WÄRMESTROMDICHTEN VON WASSER IM UNTERKÜHLTEN ZUSTAND IN ROHREN BEI ERZWUNGENER STRÖMUNG ».

Das vorliegende Dokument wurde an Hand des besten Abdruckes vervielfältigt, der zur Verfügung stand.

Manuskript erhalten am 20. April 1965.

## EUR 2432.d

### MESSUNG DER KRITISCHEN WÄRMESTROMDICHTHE VON WASSER IM UNTERKÜHLTEN ZUSTAND IN ROHREN BEI ERZWUNGENER STRÖMUNG

von E. BURCK und W. HUFSCHEMIDT

Europäische Atomgemeinschaft — EURATOM

Gemeinsame Kernforschungsstelle

Forschungsanstalt Ispra (Italien)

Hauptabteilung Engineering — Abteilung Wärmeübertragung

Brüssel, Juni 1965 — 36 Seiten — 16 Abbildungen.

Die kritische Wärmestromdichte für Wasser in unterkühltem Zustand in einem zylindrischen Rohr aus rostfreiem Stahl mit einem Innendurchmesser von 10 mm und einer Länge von 350 mm wurde in folgenden Bereichen experimentell bestimmt :

Rohrwandstärke	$0,5 \leq \delta \leq 1 \text{ mm}$
Druck im Austritt	$10 \leq P_o \leq 30 \text{ bar}$
Unterkühlung im Austritt	$0 \leq (T_s - T_o) \leq 100 \text{ }^\circ\text{C}$
Massenstromdichte des Wassers	$960 \leq q_m \leq 3300 \text{ kg/m}^2 \text{ s}$

## EUR 2432.d

### MEASUREMENT OF THE CRITICAL HEAT-FLUX-DENSITY OF SUBCOOLED WATER IN TUBES AT FORCED FLOW

by E. BURCK and W. HUFSCHEMIDT

European Atomic Energy Community — EURATOM

Joint Nuclear Research Center — Ispra Establishment (Italy)

Engineering Department — Heat Exchanges Service

Brussels, June 1965 — 36 pages — 16 figures.

The critical heat-flux-density (burnout) of subcooled water in a stainless steel tube of 10 mm i.d. and a length of 350 mm has been investigated in the following ranges :

wall thickness of tube	$0,5 \leq \delta \leq 1 \text{ mm}$
outlet pressure	$10 \leq P_o \leq 30 \text{ bar}$
outlet subcooling	$0 \leq (T_s - T_o) \leq 100 \text{ }^\circ\text{C}$
mass-flow-density of the water	$960 \leq q_m \leq 3300 \text{ kg/m}^2 \text{ s}$

## EUR 2432.d

### MEASUREMENT OF THE CRITICAL HEAT-FLUX-DENSITY OF SUBCOOLED WATER IN TUBES AT FORCED FLOW

by E. BURCK and W. HUFSCHEMIDT

European Atomic Energy Community — EURATOM

Joint Nuclear Research Center — Ispra Establishment (Italy)

Engineering Department — Heat Exchanges Service

Brussels, June 1965 — 36 pages — 16 figures.

The critical heat-flux-density (burnout) of subcooled water in a stainless steel tube of 10 mm i.d. and a length of 350 mm has been investigated in the following ranges :

wall thickness of tube	$0,5 \leq \delta \leq 1 \text{ mm}$
outlet pressure	$10 \leq P_o \leq 30 \text{ bar}$
outlet subcooling	$0 \leq (T_s - T_o) \leq 100 \text{ }^\circ\text{C}$
mass-flow-density of the water	$960 \leq q_m \leq 3300 \text{ kg/m}^2 \text{ s}$

## EUR 2432.d

### MEASUREMENT OF THE CRITICAL HEAT-FLUX-DENSITY OF SUBCOOLED WATER IN TUBES AT FORCED FLOW

by E. BURCK and W. HUFSCHEMIDT

European Atomic Energy Community — EURATOM

Joint Nuclear Research Center — Ispra Establishment (Italy)

Engineering Department — Heat Exchanges Service

Brussels, June 1965 — 36 pages — 16 figures.

The critical heat-flux-density (burnout) of subcooled water in a stainless steel tube of 10 mm i.d. and a length of 350 mm has been investigated in the following ranges :

wall thickness of tube	$0,5 \leq \delta \leq 1 \text{ mm}$
outlet pressure	$10 \leq P_o \leq 30 \text{ bar}$
outlet subcooling	$0 \leq (T_s - T_o) \leq 100 \text{ }^\circ\text{C}$
mass-flow-density of the water	$960 \leq q_m \leq 3300 \text{ kg/m}^2 \text{ s}$

Es ergab sich eine Zunahme der kritischen Wärmestromdichte mit steigendem Druck, wachsender Unterkühlung und zunehmender Massenstromdichte. Eine Veränderung der Wandstärke hatte im untersuchten Bereich keinen Einfluss auf die kritische Wärmestromdichte.

The critical heat-flux-density increased with increasing pressure, subcooling and mass-flow-density. A variation of the wall-thickness of the tube in the tested range had no influence on burnout.

The critical heat-flux-density increased with increasing pressure, subcooling and mass-flow-density. A variation of the wall-thickness of the tube in the tested range had no influence on burnout.

The critical heat-flux-density increased with increasing pressure, subcooling and mass-flow-density. A variation of the wall-thickness of the tube in the tested range had no influence on burnout.

**EUR 2432.d**

EUROPÄISCHE ATOMGEMEINSCHAFT - EURATOM

MESSUNG DER KRITISCHEN  
WÄRMESTROMDICHTHE VON WASSER IM  
UNTERKÜHLTEN ZUSTAND IN ROHREN  
BEI ERZWUNGENER STRÖMUNG

von

E. BURCK und W. HUFSCHMIDT

1965



Gemeinsame Kernforschungsstelle  
Forschungsanstalt Ispra - Italien

Hauptabteilung Engineering  
Abteilung Wärmeübertragung

## INHALT

	Seite
1. EINLEITUNG .....	4
1.1 Zusammenstellung der benutzten Formelzeichen .....	6
1.2 Indizes .....	6
2. BESCHREIBUNG DER VERSUCHSANLAGE .....	7
3. INSTRUMENTIERUNG UND KONTROLLE DES VERSUCHSKREISLAUFES	8
3.1 Mengenmessungen .....	8
3.2 Druckmessung .....	8
3.3 Leistungsmessung .....	8
3.4 Temperaturmessung .....	9
3.5 Bestimmung des Burnoutpunktes, d.h. des Erreichens der kritischen Wärmestromdichte .....	9
4. DARSTELLUNG DER VERSCHIEDENEN UNTERSUCHUNGEN DER KRITISCHEN WÄRMESTROMDICHTEN .....	10
Anmerkung .....	14
Literaturnachweis .....	15

## ABBILDUNGEN

- Abb. 1 : Schema der Versuchsanlage
- Abb. 2 : Schematische Darstellung des Druckverlaufes in der Versuchsanlage
- Abb. 3 : Druck-, Strom- und Temperaturmessung (Linekomp)
- Abb. 4 : Temperaturmessungen (Linekomp)
- Abb. 5 : Bruchstelle bei Kontrollversuch ohne Burnoutdetektor
- Abb. 6 : Bruchstelle bei Kontrollversuch ohne Burnoutdetektor
- Abb. 7 : Zerstörtes Rohr aus rostfreiem Stahl von 2 mm Wandstärke aufgrund zu hoher Wärmespannungen
- Abb. 8 : Einfluss des Durchmessers auf die kritische Wärmestromdichte  $q_{h-krit}$
- Abb. 9 : Abhängigkeit der kritischen Wärmestromdichte von der Austrittsunterkühlung  $(h_s - h_o)$  bzw.  $(T_s - T_o)$
- Abb. 10: Abhängigkeit der kritischen Wärmestromdichte vom Druck bei konstanter Unterkuhlung
- Abb. 11: Abhängigkeit der kritischen Wärmestromdichte vom Druck bei konstanter Unterkuhlung
- Abb. 12: Abhängigkeit der kritischen Wärmestromdichte vom Druck bei konstanter Eintrittstemperatur und konstanter Geschwindigkeit
- Abb. 13: Abhängigkeit der kritischen Wärmestromdichte vom Druck bei konstanter Eintrittstemperatur und konstanter Geschwindigkeit
- Abb. 14: Abhängigkeit der kritischen Wärmestromdichte vom Druck bei konstanter Eintrittstemperatur und konstanter Geschwindigkeit
- Abb. 15: Abhängigkeit der kritischen Wärmestromdichte von der Massenstromdichte für verschiedene Drucke bei konstanter Eintrittstemperatur
- Abb. 16: Abhängigkeit der kritischen Wärmestromdichte von der Massenstromdichte für verschiedene Drucke bei konstanter Eintrittstemperatur.

## 1. EINLEITUNG

Im Druckbereich von 10 bis 30 bar liegen verhältnismäßig wenige Untersuchungen über die kritischen Wärmestromdichten ("burnout") für erzwungene Strömung von Wasser in Rohren vor. Es wurden deshalb innerhalb dieses Druckbereiches unter möglichst weitgehender Variierung der verschiedenen Einflußgrößen, wie

Massenstromdichte	$q_m$	[kg/m <sup>2</sup> s]
Eintrittstemperatur	$T_i$	[°C]
Druck am Austritt	$P_o$	[bar]
Wandstärke	$\delta$	[mm]

die kritischen Wärmestromdichten gemessen und mit Meßergebnissen anderer Autoren verglichen.

Ein großer Teil der Untersuchungen verschiedener Autoren über die kritischen Wärmestromdichten kann für eine vergleichende Darstellung nicht benutzt werden, da in vielen Fällen ein Einfluß des Kreislaufes, d.h. die sog. Kreislaufcharakteristik die Messungen verfälschte. Gründe für diese von Autor zu Autor bestehenden erheblichen Abweichungen sind von BERNATH [1] zusammengefaßt worden:

1. Benutzung eines Burnout-Detektors, der im allgemeinen vor dem Erreichen der kritischen Wärmestromdichte, d.h. des Burnouts, abschaltet.
2. Benutzung von Wechselstrom bei dünnwandigen Rohren.
3. Zu schnelle Erhöhung der Leistungszufuhr.
4. Strömungsinstabilitäten sowohl in der Meßstrecke als auch im Kreislauf.
5. Vibrationen der Heizfläche.
6. Große Wärmeverluste bei kurzen Meßstrecken und gut wärmeleitenden Stromzuführungen.

Die Anlage für die vorliegenden Untersuchungen mußte also so gestaltet und entwickelt werden, daß die oben beschriebenen Möglichkeiten von Fehlmessungen weitgehend ausgeschlossen waren.

Zu Punkt 3 dieser Aufstellung ist zu bemerken, daß der Burnoutpunkt normalerweise von allen Autoren durch Erhöhung der Leistungszufuhr erreicht und gemessen wurde. Die in dieser Arbeit gemessenen kritischen Wärmestromdichten wurden jeweils auf drei verschiedenen Wegen bestimmt:

- a) Erhöhung der Leistungszufuhr bei konstanter Massenstromdichte und konstanter Eintrittstemperatur,
- b) Verringerung der Massenstromdichte bei konstanter Leistung und konstanter Eintrittstemperatur,
- c) Erhöhung der Eintrittstemperatur bei konstanter Leistung und konstanter Massenstromdichte.

Die nach diesen drei Methoden gefundenen Werte der kritischen Wärmestromdichten waren jeweils besser als  $\pm 5\%$  reproduzierbar.

1.1 Zusammenstellung der benutzten Formelzeichen

$q_m$	Massenstromdichte	$[kg/m^2s]$
$Q_m$	Massenstrom	$[kg/s]$
T	Temperatur	$[^{\circ}C]$
P	Druck	$[bar]$
$\delta$	Wandstärke	$[mm]$
d	Durchmesser	$[m]$
v	Geschwindigkeit	$[m/s]$
$q_h$	Wärmestromdichte	$[W/cm^2]$
h	Enthalpie	$[J/kg]$
L	Länge	$[m]$
x	Dampfgehalt	$[Gew. \%]$

1.2 Indizes

i	Eintritt
o	Austritt
s	Sättigung
b	Mittelwert, bezogen auf den Wärmemassenstrom (bulk)

## 2. BESCHREIBUNG DER VERSUCHSANLAGE

Von zwei hintereinander geschalteten Pumpen (Abb. 1) (Fördermenge  $15 \text{ m}^3/\text{h}$ , Gesamtdruckerhöhung 30 bar) wird der größte Teil des Wassers ( $14 \text{ m}^3/\text{h}$ ) über ein Regulierventil  $R_1$  und eine Bypassleitung direkt in einen Einspritzkondensator geleitet, während der andere Teil über ein Regulierventil  $R_2$ , eine Blendenmeßstrecke und eine elektrische Vorheizung in die direkt elektrisch beheizte Meßstrecke geführt wird. Aus der Meßstrecke kommt das Wasser bzw. Wasser-Dampfgemisch in den Einspritzkondensator, wo evtl. vorhandener Dampf sofort kondensiert wird. Normalerweise wurde jedoch nur im unterkühlten Bereich, d.h.  $(T_s - T_o) \geq 0$  am Austritt der Meßstrecke gearbeitet.

Aus dem Einspritzkondensator wird die gesamte Menge wieder über ein Regulierventil  $R_3$  und einen Wärmeaustauscher (Leistung 600 kW) in die Pumpen zurückgeleitet. Ein Ausdehnungsgefäß mit Überlauf gewährleistete gleichmäßigen Ansaugdruck an den Pumpen. Die Leistung des Wärmeaustauschers konnte sekundärseitig durch Regelung der Kühlwassermenge verändert werden und damit zusammen mit der elektrischen Vorheizung die Eintrittstemperatur an der Meßstrecke verändert werden. Indem der größte Teil des ungewälzten Wassers, nämlich  $14 \text{ m}^3/\text{h}$  von  $15 \text{ m}^3/\text{h}$  Gesamtfördermenge, durch den Bypass geschickt wurde, konnte der Mengendurchsatz im Kreislauf im Moment des Erreichens der kritischen Wärmestromdichte weitgehend konstant gehalten werden. Der Druckverlust in der Meßstrecke selbst war auch bei den größten untersuchten Geschwindigkeiten sehr klein gegenüber dem Gesamtdruckverlust des Kreislaufes. Dadurch wurde erreicht, daß sowohl der Druck am Austritt der Meßstrecke, als auch die Massenstromdichte in der Meßstrecke praktisch konstant blieben und somit ein Einfluß von Strömungsinstabilitäten auf die gemessenen kritischen Wärmestromdichten ausgeschlossen war.

In Abb. 2 ist der Druckverlauf in der Versuchsanlage schematisch dargestellt.

### 3. INSTRUMENTIERUNG UND KONTROLLE DES VERSUCHSKREISLAUFES

#### 3.1 Mengenmessungen

Die Mengenmessung des Wassers erfolgte durch eine Blende mit 5 auswechselbaren durch Ausflußmessung geeichten Blendenscheiben. Der Differenzdruck wurde direkt an einem Quecksilber-U-rohrmanometer abgelesen. Die Kontrolle der Konstanz des Mengendurchsatzes erfolgte über eine ebenfalls an die Blende angeschlossene Bartonzelle auf einem Linienschreiber. Durch Eichung der einzelnen Blendenscheiben konnte eine Genauigkeit der Mengendurchsatzmessung von  $\pm 1 \%$  erreicht werden. Jedoch lag die vom Linienschreiber angezeigte Konstanz der Durchflußmessung auch bei Erreichen der kritischen Wärmestromdichte innerhalb von  $\pm 2 \%$ .

#### 3.2 Druckmessung

Eine Kontrolle des Druckes an verschiedenen Stellen des Kreislaufes erfolgte durch Röhrenfedermanometer. Der Druck direkt am Austritt der Meßstrecke wurde durch ein Drehkolbenmanometer (Güteklasse 0,1) mit Meßbereichunterteilung von jeweils 6 ata gemessen und über einen Telepermabgriff mit einem Linienschreiber geschrieben, um auch die Konstanz des Druckes im Moment des Erreichens der kritischen Wärmestromdichte überprüfen zu können. Die Anzeigenauigkeit des Drehkolbenmanometers mit Linienschreiber beträgt  $\pm 1 \%$ . Die Druckschwankungen waren normalerweise nicht größer als  $\pm 2,5 \%$  (siehe Abb. 3 oben).

#### 3.3 Leistungsmessung

Der Strom in der direkt elektrisch beheizten Meßstrecke wird über einen geeichten Shunt 10000 A/60 mV (Güteklasse 0,5) mit einem Linienschreiber (Güteklasse 0,5) geschrieben. Der Spannungsabfall an der beheizten Länge der Meßstrecke wird über eine Spannungsteilerschaltung ebenfalls mit einem Linienschreiber geschrieben und zur Kontrolle mit einem direkt anzeigenden Instrument (Güteklasse 0,1) gemessen. Der maximale Fehler einschließlich Ablesefehler bei der Spannungsmessung beträgt  $\pm 1,5 \%$ . Die elektrische Beheizung der Meßstrecke erfolgte durch einen hexaphasigen

Selengleichrichter von 300 kW Leistung (Max. 5 % Oberwelligkeit von 300 Hz Grundfrequenz) und kann über den gesamten Bereich von 0 bis 48 V und von 0 bis 6250 A stufenlos geregelt werden.

#### 5.4 Temperaturmessung

Die Ein- und Austrittstemperaturen an der Meßstrecke wurden jeweils mit zwei geeichten Nickel-Nickelchrom-Thermoelementen gegen schmelzendes Wasser-Eis und einem Präzisionsthermometer (Teilung 0,1°C) gemessen. Auf der Meßstrecke wurden gleichzeitig 5 von der Rohrwand elektrisch isolierte Thermoelemente in der Nähe des zu erwartenden Burnoutpunktes angebracht. Die Thermospannungen wurden jeweils mit einem Linienschreiber mit entsprechendem Meßbereich geschrieben.

#### 5.5 Bestimmung des Burnoutpunktes, d.h. des Erreichens der kritischen Wärmestromdichte.

Der Punkt des Erreichens der kritischen Wärmestromdichte wurde mit einem eigens entwickelten Burnoutdetektor [2] festgestellt. Über ein Signal konnte die Leistungszufuhr des Gleichrichters sowohl sekundärseitig als auch primärseitig unterbrochen werden. Die maximalen Abschaltzeiten lagen bei ca. 20 m sec und waren normalerweise zur Abschaltung ohne Zerstörung des Rohres ausreichend. Die Arbeitsweise des Burnout-Detektors soll hier nicht näher beschrieben werden. Um jedoch sicher zu sein, daß der Burnout-Detektor wirklich im Moment des Erreichens der kritischen Wärmestromdichte abschaltete, wurden mehrere Kontrollversuche sowohl mit veränderter Empfindlichkeit des Burnout-Detektors als auch mit abgeschaltetem Burnout-Detektor und Zerstörung der Versuchsmeßstrecke durchgeführt.

In den Abbildungen 3 und 4 sind ein Teil der mit Linienschreibern aufgezeichneten Werte für eine Burnoutmessung dargestellt. Dabei wurde im Fall 2 die Stromzufuhr zur Meßstrecke mithilfe des Burnoutdetektors über den Schnellschalter unterbrochen und im Falle 1 bei den gleichen Bedingungen das Rohr zerstört. Wie man aus den Abbildungen erkennen kann, beträgt der Unterschied der angezeigten Werte und damit der daraus ermittelten kritischen Wärmebelastungen weniger als 1,5 %.

Die Abbildungen 5 und 6 zeigen typische Bruchstellen von zwei bei diesen Kontrollversuchen zerstörten Rohren, die immer am Austrittsende der Meßstrecke auftraten.

4. DARSTELLUNG DER VERSCHIEDENEN UNTERSUCHUNGEN DER KRITISCHEN WÄRMESTROM-  
DICHTEN

Die zahlreichen Untersuchungen zur Ermittlung der kritischen Wärmestromdichte haben zu einer Vielzahl (insgesamt ca. 40) Gleichungen geführt. Jedoch läßt keine dieser Gleichungen eine auch nur geringe Extrapolation über den jeweils untersuchten Bereich hinaus zu, und nur in wenigen Fällen ist der Gültigkeitsbereich genau bekannt. Die Methode der statistischen Auswertung der Untersuchungsergebnisse verschiedener Forscher, siehe JACOBS und MERRIL [5] und die Methode der additiven Zusammensetzung nach GAMBILL [6], dessen allgemein gültige Gleichung aus einem Siedeterm und einem konvektiven Term besteht, erscheinen uns zur Zeit die beiden erfolgversprechendsten Möglichkeiten. Jedoch können beide Methoden nicht dazu benutzt werden, die kritischen Wärmestromdichten für die verschiedenen Siedesysteme,

Behältersieden (pool-boiling)  
Erzwungene Konvektion im unterkühlten Bereich  
Erzwungene Konvektion mit geringem Dampfanteil  
Erzwungene Konvektion mit hohem Dampfanteil

und den gesamten Geschwindigkeitsbereich einheitlich darzustellen, da bei allen der hier erwähnten Fälle die kritische Wärmestromdichte unter völlig verschiedenen lokalen Bedingungen erreicht wird. Bei der Bestimmung der kritischen Wärmestromdichte bei erzwungener Konvektion im unterkühlten Bereich haben unter anderem folgende Parameter einen wesentlichen Einfluß:

$$q_{h \text{ krit}} = f (q_m, P, T_b, L, d)$$

Diese Parameter sind bei den vorliegenden Untersuchungen in dem angegebenen Bereich variiert worden, und ihr Einfluß auf  $q_{h \text{ krit}}$  soll mit den Ergebnissen anderer Untersuchungen verglichen werden.

Zusätzlich zu diesen primären Parametern gibt es auch noch eine Reihe sekundärer Einflußgrößen, die teils rein meßtechnischer Art sind (Kreislaufcharakteristik) teils auch einen wirklichen Einfluß auf die kritische Wärmestromdichte haben können und hier kurz erwähnt werden sollen:

Von ZENKJEVICH und SUBBOTIN [3] wurden Untersuchungen über den Einfluß der Strömungsrichtung auf die kritische Wärmestromdichte durchgeführt, wobei die senkrecht angeordnete Meßstrecke sowohl von unten nach oben als auch von oben nach unten von Wasser durchströmt war. Jedoch scheint die Strömungsrichtung ebenso wie ein geringer Gasgehalt (GUNTHER [4]) keinen meßbaren Einfluß zu haben. Auch die Oberflächenbeschaffenheit der Versuchsstrecke (mit Ausnahme künstlich aufgerauhter Oberflächen) scheint ebenfalls nur geringfügig die kritische Wärmestromdichte zu beeinflussen. Einen in Extremfällen zu berücksichtigenden Einfluß scheint jedoch die Wandstärke und die Wärmeleitfähigkeit der Versuchsstrecke zu haben. Hierbei kann durch Wärmeverluste infolge Ableitung in axialer Richtung im Zusammenhang mit gut leitenden Stromzuführungen der "Burnout" in einem gewissen Abstand vom Ende der Beheizung der Meßstrecke auftreten. Eine "burnoutähnliche" Erscheinung, d.h. eine Zerstörung der Versuchsstrecke, kann aber auch aufgrund unzulässiger Wärmespannungen (besonders bei dickwandigen Rohren) an jeder beliebigen Stelle der Meßstrecke auftreten. Die eigenen Ergebnisse bei Messungen mit zwei Versuchsstrecken aus rostfreiem Stahl und verschiedenen Wandstärken (0,5 mm und 1 mm) ließen keinen Einfluß der Wandstärke auf die kritische Wärmestromdichte erkennen. Ein Rohr aus rostfreiem Stahl von 2 mm Wandstärke wurde erst nach Erreichen der kritischen Wärmestromdichte aufgrund zu hoher Wärmespannungen zerstört. (vergl. Abbildung 7). Bei Versuchen mit diesem Rohr wurde die kritische Wärmebelastung durch den von uns benutzten Burnoutdetektor [2] nicht mehr angezeigt (Grenze der Empfindlichkeit). Das Rohr besaß aber eine so hohe Festigkeit, daß es durch die lokale Überhitzung am Burnoutpunkt nicht zerstört wurde.

Der Einfluß des Durchmessers auf  $q_{h \text{ krit}}$  wurde bei den vorliegenden

Messungen nicht untersucht. Wie jedoch aus verschiedenen anderen Untersuchungen von BERGLES und ROHSENOW [7], RYBIN [8] sowie CHIRKIN und JUKIN [9], die bei Ringspalten speziell den Einfluß des hydraulischen Durchmessers auf die kritische Wärmestromdichte untersuchten, scheint ein Einfluß des Durchmessers nur im Bereich  $d \leq 8$  mm zu bestehen, und zwar nimmt die kritische Wärmestromdichte mit kleiner werdendem Durchmesser zu. Gegenteilige Tendenzen [9] werden von A.E. BERGELS et al. [7] mit Strömungszillationen erklärt, deren Amplitude und damit deren Einfluß umso größer wird, je größer der Anteil des kompressiblen Mediums in der Meßstrecke wird. Da jedoch bei den hier erwähnten Untersuchungen [7], [8], [9] die kritische Wärmestromdichte bei erzwungener Konvektion mit Dampfgehalt am Austritt der Meßstrecke bestimmt wurde, ist anzunehmen, daß im unterkühlten Bereich der Einfluß des Durchmessers geringer sein wird. Bei allen Untersuchungen ist jedoch der Durchmesser einfluß bei  $d \geq 8$  mm vernachlässigbar, so daß die vorliegenden Messungen, die bei  $d = 10$  mm durchgeführt wurden, durch einen solchen Einfluß nicht verfälscht werden konnten.

Unabhängig von dem Einfluß des Durchmessers allein besteht nach BERGLES und ROHSENOW [7] auch noch ein Einfluß des Verhältnisses  $L/d$  auf die kritische Wärmestromdichte. Ähnlich wie beim normalen konvektiven Wärmeübergang ohne Sieden wird dieser "Einlaufeffekt" mit wachsendem  $L/d$  geringer und scheint bei  $L/d = 50$  beendet. Es ist also anzunehmen, daß bei einem Verhältnis von  $L/d = 35$ , bei dem alle vorliegenden Messungen durchgeführt wurden, ein wenn auch geringer "Einlaufeffekt" noch enthalten ist, d.h. daß die gemessenen Werte etwas höher liegen als die Werte für ein Verhältnis von  $L/d \geq 50$ .

In Abb. 9 wurden sämtliche Meßergebnisse (siehe auch Tab. 1) dargestellt, und zwar in der Form

$$q_{h \text{ krit.}} = f (h_s - h_o) \text{ bzw. } = f (T_s - T_o)$$

Nach dieser Darstellung streuen alle Meßergebnisse um  $\pm 23\%$ , d.h. daß der Einfluß des Druckes im untersuchten Bereich ( $10 \leq p \leq 30$  bar) und der Einfluß der Massenstromdichte ( $960 \leq q_m \leq 3300$  kg/m<sup>2</sup>s) auf  $q_{h \text{ krit}}$  kleiner als  $\pm 23\%$  ist, wenn man  $q_{h \text{ krit}}$  über der Austrittsunterkühlung aufträgt. Da die Austrittsunterkühlung ( $h_s - h_o$ ) implizit  $q_m$ ,  $P_o$ ,  $T_i$  und  $q_{h \text{ krit}}$  enthält, kann man aus der Darstellung nach Abb. 9 den Einfluß der einzelnen Parameter  $q_m$ ,  $P_o$  und  $T_i$  auf  $q_{h \text{ krit}}$  nicht ablesen.

In den Abbildungen 10 und 11 ist die kritische Wärmestromdichte  $q_{h \text{ krit}}$  als Funktion des Druckes  $P_o$  dargestellt mit der Massenstromdichte  $q_m$  und der Austrittskühlung als Parameter. Hier wurde ein Teil der eigenen Ergebnisse mit denen von DOROSHCHUK und LANTSMAN [10] sowie HERKENRATH und MÖRK-MÖRKENSTEIN [11] verglichen. Die nach den empirischen Formeln von JACOBS und MERRIL [5] sowie MENEGUS [12] berechneten vergleichbaren Werte für die kritische Wärmestromdichte lagen zu niedrig und sind deshalb nicht eingezeichnet. Die eigenen Messungen schließen sich an die von DOROSHCHUK et al. [10] an, die in einem Druckbereich von 50 - 200 bar durchgeführt wurden. Bei beiden Unterkühlungen ( $T_s - T_o$ ) = 25°C in Abb. 10 und ( $T_s - T_o$ ) = 50°C in Abb. 11 läßt sich eindeutig eine maximale kritische Wärmestromdichte bei einem Druck von etwa 40 bar erkennen.

Zu den Darstellungen der Meßergebnisse in den Abbildungen 12 bis 14 in der Form

$$q_{h \text{ krit}} = f(P_o)$$

mit der Eintrittstemperatur  $T_i$  und der Massenstromdichte  $q_m$  als Parameter wurden alle Meßwerte verwendet, bei denen die Eintrittstemperaturen  $T_i = 20^\circ\text{C} \pm 1^\circ\text{C}$  und  $T_i = 55^\circ\text{C} \pm 2^\circ\text{C}$  waren. Durch graphische Interpolation der Abbildungen 12 bis 14 wurden die Abbildungen 15 und 16 gewonnen, in denen die kritische Wärmestromdichte als Funktion der Massenstromdichte für verschiedene Drucke dargestellt wurde. Die Eintrittstemperatur ist dabei für jede Darstellung konstant.

Im untersuchten Druckbereich 10 bis 30 bar ist die kritische Wärmestromdichte bei konstanten Werten von  $T_i$  und  $q_m$  praktisch linear vom Druck

abhängig. (Abbildungen 12 bis 14). Erfolgt die Darstellung jedoch in der Form  $q_{h \text{ krit}} = f(P_0)$  bei konstanter Massenstromdichte  $q_m$  und konstanter Austrittsunterkühlung  $(h_s - h_0)$ , (Abbildungen 10 und 11), erscheint die Druckabhängigkeit nicht mehr linear, sondern  $q_{h \text{ krit}}$  nähert sich einem Maximum, das bei etwa 40 bar liegt.

Die kritische Wärmestromdichte  $q_{h \text{ krit}}$  wächst mit der Massenstromdichte  $q_m$  (Abbildungen 15 und 16) zunächst fast linear (bis etwa  $2500 \text{ kg/m}^2\text{s}$ ) und scheint sich dann bei größeren  $q_m$ -Werten einem Endwert zu nähern. Gleichzeitig ist  $q_{h \text{ krit}}$  wieder abhängig vom Grad der Eintrittsunterkühlung  $(T_s - T_i)$ . Dieser Einfluß der Eintrittsunterkühlung auf den Verlauf  $q_{h \text{ krit}} = f(q_m)$  wurde auch von DOROSHCHUK et al. [10] im Druckbereich  $P \geq 100$  bar beobachtet, und zwar nimmt dieser Einfluß mit abnehmender Unter- kühlung immer mehr ab und kann sich bei geringem Dampfgehalt im Austritt sogar umkehren.

#### Anmerkung

Die Messungen wurden im Institut für Wärmeübertragung des Gemeinsamen Euratomforschungszentrums in Ispra/Italien unter der Leitung von Herrn Dr. G. Grass durchgeführt. Ihm sei an dieser Stelle für die Förderung gedankt. Gleichzeitig möchten die Autoren den Herren E. De Clercq und H. Hoffmann für die Durchführung der Messungen danken.

LITERATURNACHWEIS

- [1] L. BERNATH  
A Theory of Local-Boiling Burnout and its Application to Existing Data.  
Chem. Engng. Progr. Symp. Ser. No. 30, Vol. 56 (1960), pp. 95-116  
Heat Transfer Storrs
- [2] P. HERZBERGER, R. MORIN  
Réalisation d'un Détecteur de Burnout  
EUR 362 f. 1963
- [3] B.A. ZENKEVICH, B.J. SUBBOTIN  
Critical Heat Fluxes in Subcooled Water with Forced Circulation.  
J. Nucl. Energy, Part B  
Reactor Technologie Vol. 1, (1959), pp. 134-140
- [4] F.C. GUNTHER  
Photographic Study of Surface-Boiling Heat Transfer with Forced Convection.  
Progr. Rep. No. 4 - 75, C.I.T. Jet Propulsion Laboratory  
June 28, 1950
- [5] R.T. JACOBS, J.A. MERRIL  
The Application of Statistical Methods of Analysis for Predicting Burnout Heat Flux.  
Nucl. Sci. & Eng. (1960), Vol. 8, pp. 480-496
- [6] W.R. GAMBILL  
Burnout Heat Flux Prediction for Flowing Subcooled Wetting Liquids.  
TID 7642 pp. 112-137

- [7] A.E. BERGLES, W.M. ROHSENOW  
Forced-Convection Surface-Boiling Heat Transfer and Burnout  
in Tubes of Small Diameter  
MIT - TR 8767 - 21, 1962
- [8] R.A. RYBIN  
An Investigation of the Effect of Tube Diameter on the Critical  
Heat Load During the Boiling of Water.  
Inzh. - Fiz. Zhurnal Vol. 6, (1963) No. 2, pp. 15-19, FT - 6014
- [9] V.S. CHIRKIN and V.P. JUKIN  
Critical Point in Heat Removal from Boiling Water Flowing  
through an Annular Gap.  
Sov. Phys. Techn. 1957 pp 1503 - 1515  
(English)
- [10] V.E. DOROSHCHUK und F.P. LANTSMAN  
Effect of Pressure and Mass Flow Rate on Burnout Heat Fluxes in  
Water and Steam Water Mixture Flow in Tubes.  
Int. J. Heat Mass Transf. Vol. 7 (1964), pp. 187 - 190
- [11] H. HERKENRATH, P. MÖRK-MÖRKENSTEIN  
Persönliche Mitteilung im Rahmen eines internen Euratom-  
berichtes, nicht veröffentlicht.
- [12] R.L. MENEGUS  
Burnout of Heating Surfaces in Water.  
DP-363, März 1959

Rohr aus rostfreiem Stahl mit 1 mm Wandstärke

Nr	P	$Q_m$	$T_i$	$q_h$ krit	$h_s - h_o$
	bar	kg/s	$^{\circ}C$	$W/cm^2$	$Ws/kg$
1	23,9	0,148	21,4	960	14,0
2	24,1	0,183	20,0	980	27,3
3	11,0	0,258	19,4	990	26,6
4	11,0	0,210	21,4	825	24,8
5	11,0	0,150	17,7	703	17,9
6	29,4	0,210	20,1	1027	37,5
7	29,4	0,210	28,0	1005	35,0
8	29,4	0,150	19,7	902	25,7
9	29,4	0,107	18,9	710	16,4
10	13,4	0,257	20,9	985	30,6
11	13,7	0,210	19,9	890	27,4
12	13,5	0,148	20,6	726	19,7
13	13,5	0,257	38,3	932	26,0
14	13,6	0,210	40,2	807	22,7
15	13,3	0,150	40,2	672	15,2
16	21,2	0,252	54,4	935	28,4
17	21,2	0,211	54,3	840	25,1
18	21,2	0,149	51,4	695	18,9
19	21,3	0,210	55,5	853	23,8
20	21,7	0,257	22,4	1052	37,6
21	21,6	0,210	19,2	947	34,5
22	21,3	0,150	18,7	796	25,9
23	21,2	0,106	19,7	612	19,9
24	21,9	0,257	19,0	1050	39,3
25	21,5	0,257	60,1	888	28,7
26	30,8	0,224	20,8	1122	37,0
27	30,9	0,210	19,7	1054	37,3
28	30,8	0,183	19,7	1010	31,7
29	30,8	0,150	19,5	871	28,6
30	30,7	0,106	19,1	764	13,3

Nr.	P	$Q_m$	$T_i$	$q_h$ krit	$h_s - h_o$
	bar	kg/s	$^{\circ}C$	W/cm <sup>2</sup>	Ws/kg
31	13,8	0,106	18,2	597	12,8
32	14,0	0,150	18,6	747	20,1
33	14,1	0,183	22,4	855	22,0
34	13,6	0,210	23,5	937	24,8
35	21,2	0,210	54,3	837	25,1
36	21,9	0,148	51,4	695	18,5
37	16,1	0,146	18,3	766	18,0
38	11,0	0,073	18,2	478	- 3,5
39	11,0	0,096	18,8	546	7,6
40	22,1	0,125	18,0	801	14,4
41	22,2	0,145	18,4	856	19,9
42	15,9	0,073	18,1	507	1,5
43	15,9	0,096	16,8	608	13,8
44	15,8	0,115	17,9	681	12,6
45	15,9	0,125	20,0	734	12,4
46	30,7	0,125	18,1	790	23,2
47	25,5	0,073	16,7	603	-2,2
48	25,7	0,096	17,1	688	9,7
49	25,8	0,114	18,5	767	14,0
50	25,8	0,125	19,4	807	17,1
51	26,0	0,145	18,7	862	23,0
52	21,7	0,073	17,5	551	+1,3
53	21,8	0,096	17,1	615	14,7
54	22,0	0,115	17,8	734	14,5
55	30,4	0,073	21,0	605	+0,3
56	30,5	0,095	16,8	703	10,9
57	30,5	0,115	17,8	781	18,4
58	30,5	0,122	18,6	872	21,5
59	30,5	0,142	18,1	890	30,4
60	30,7	0,073	17,4	597	11,1

Nr	P bar	$Q_m$ kg/s	$T_i$ °C	$q_h$ krit W/cm <sup>2</sup>	$h_s - h_o$ Ws/kg
61	30,8	0,122	17,9	817	26,3
62	29,8	0,235	58,6	978	29,7
63	29,9	0,210	57,4	937	26,8
64	29,7	0,183	58,6	902	21,9
65	29,6	0,150	55,1	789	18,9
66	29,8	0,210	56,3	970	25,5
67	20,8	0,150	43,5	733	19,2
68	21,4	0,182	42,9	835	23,5
69	21,9	0,210	49,5	882	25,6
70	22,5	0,236	51,4	950	27,0
71	22,2	0,256	55,5	942	29,4
72	22,5	0,295	58,8	998	30,9
73	29,8	0,258	56,9	978	34,5
74	13,9	0,182	19,6	807	25,9
75	14,1	0,210	17,7	892	28,8
76	14,3	0,235	19,0	925	31,8
77	14,5	0,257	19,6	985	32,9
78	14,8	0,295	20,7	1010	37,4
79	14,5	0,254	45,2	890	26,1
80	14,2	0,210	46,0	817	21,1
81	13,8	0,150	38,8	650	18,3
82	30,3	0,258	29,0	1045	43,5
83	14,5	0,257	17,6	980	34,2
84	20,7	0,257	18,3	1005	40,8
85	21,2	0,295	18,0	1085	43,7
86	20,8	0,258	19,2	1025	39,7
87	20,6	0,235	18,8	1010	35,7
88	20,2	0,210	19,4	965	31,9
89	20,0	0,180	19,0	900	27,7
90	19,7	0,150	19,0	800	23,7
91	13,7	0,150	16,9	725	21,8

Rohr aus rostfreiem Stahl mit 0,5 mm Wandstärke

Nr.	P	$Q_m$	$T_i$	$q_h$ krit	$h_s - h_o$
	bar	kg/s	$^{\circ}C$	$W/cm^2$	Ws/kg
1	13,1	0,255	21,2	1075	25,8
2	13,1	0,210	20,4	946	23,0
3	13,2	0,181	20,2	813	23,6
4	13,0	0,155	20,0	742	20,3
5	30,3	0,255	19,4	1220	39,6
6	24,0	0,151	20,3	838	26,4
7	23,9	0,182	22,0	938	29
8	24,0	0,210	20,2	1045	31,0
9	24,1	0,257	22,0	1180	35,0
10	24,0	0,210	22,6	1100	27,3
11	16,1	0,182	25,0	975	16,2
12	15,9	0,144	18,7	870	10,8
13	17,0	0,150	19,5	800	17,5
14	17,2	0,184	19,9	904	24,8
15	17,3	0,210	20,7	980	27,4
16	17,2	0,257	21,2	1065	32,7
17	16,0	0,073	55,5	527	-16,3
18	16,2	0,096	60,8	535	-0,75
19	16,1	0,115	55,7	614	4,0
20	16,2	0,127	58,6	634	6,4
21	11,0	0,073	52,1	450	-12,1
22	11,0	0,097	52,3	503	- 2,2
23	11,0	0,115	54,7	536	3,0
24	11,0	0,127	57,4	573	3,4
25	11,0	0,146	59,3	622	4,9
26	15,9	0,072	60,3	453	- 9,3
27	15,9	0,097	57,3	564	- 2,4
28	15,9	0,114	60,3	625	0,5
29	16,0	0,128	58,2	645	5,5
30	11,0	0,095	18,5	536	7,1

Nr.	P bar	Q <sub>m</sub> kg/s	T <sub>i</sub> °C	q <sub>h</sub> krit W/cm <sup>2</sup>	h <sub>s</sub> - h <sub>o</sub> Ws/kg
31	11,0	0,114	19,0	607	10,6
32	11,0	0,125	19,4	645	12,7
33	11,0	0,145	19,8	682	17,0
34	11,0	0,124	19,3	621	13,8
35	11,0	0,115	18,0	625	8,7
36	15,9	0,126	19,0	742	12,5
37	21,4	0,227	57,1	955	25,8
38	21,8	0,257	22,4	1152	37,9
39	21,6	0,210	19,0	1047	34,2
40	21,3	0,150	18,7	865	26,2
41	21,2	0,106	19,7	673	19,9
42	21,9	0,257	19,0	1155	39,3
43	30,4	0,106	21,6	774	18,3
44	30,5	0,150	19,2	989	26,5
45	30,6	0,183	18,5	1060	34,8
46	30,7	0,210	20,0	1121	38,8
47	30,7	0,235	21,2	1170	41,9
48	30,4	0,235	55,4	1068	31,6
49	30,2	0,210	51,9	1050	28,5
50	30,1	0,183	51,2	830	27,8
51	30,1	0,150	51,6	860	21,1
52	30,0	0,106	55,0	748	6,5

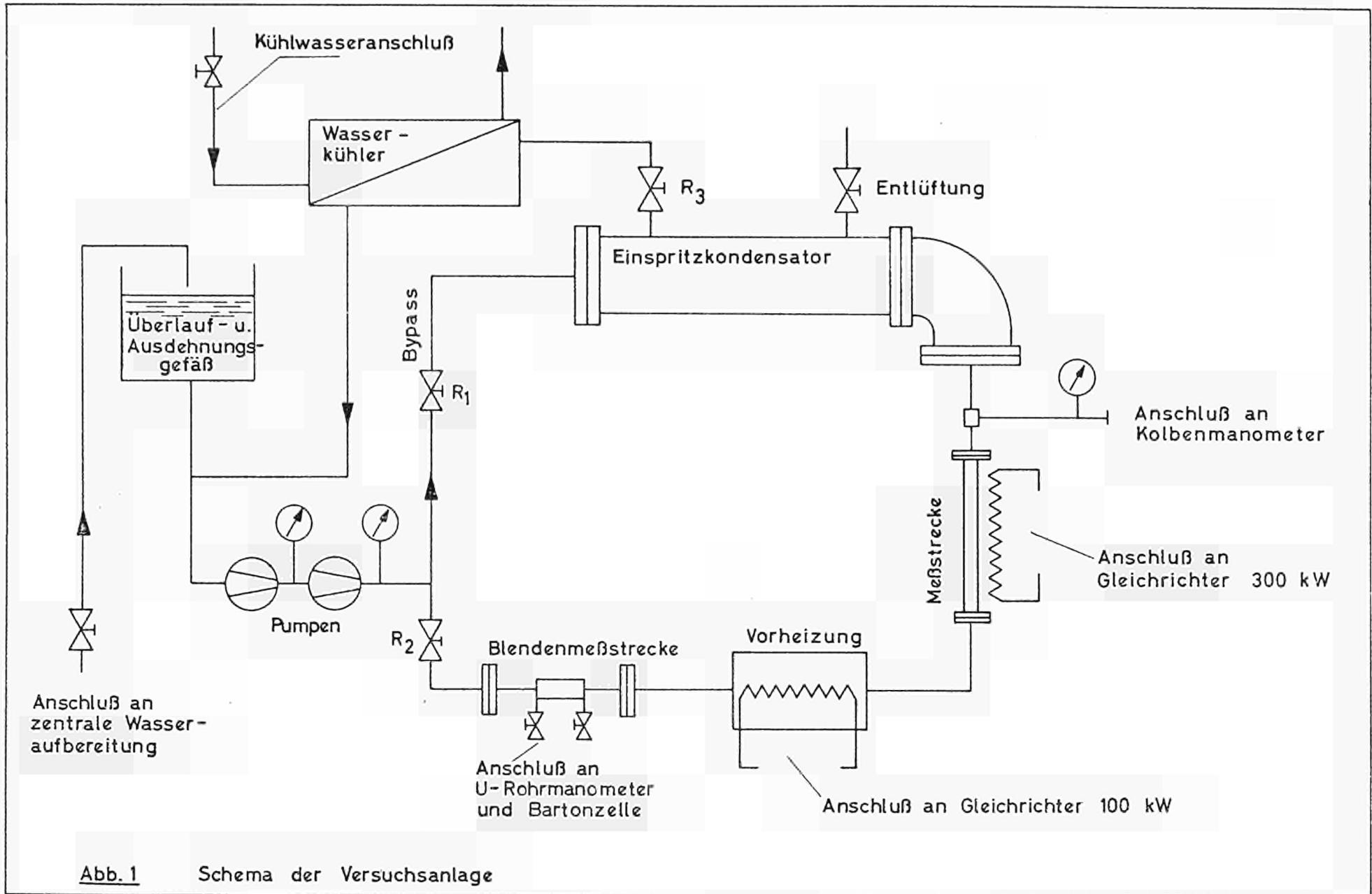


Abb. 1 Schema der Versuchsanlage

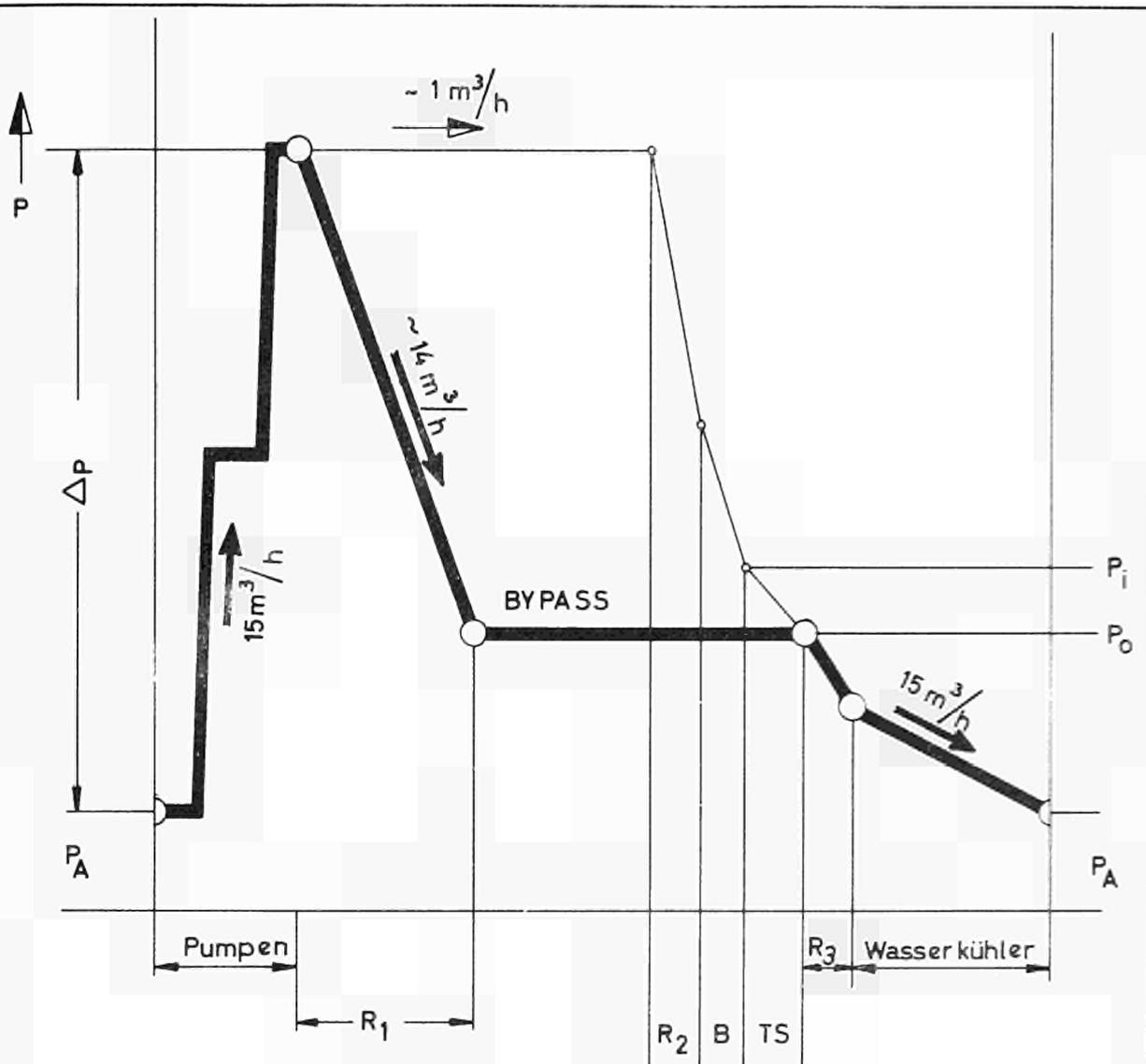


Abb. 2

Schematische Darstellung des Druckverlaufes in der Versuchsanlage

$R_1, R_2, R_3$  Regelventile (siehe Abb.1)

TS = Meßstrecke

B = Blendenmeßstrecke

$P_A$  = Ansaugdruck

$P_i$  = Druck vor Meßstrecke

$P_0$  = Druck nach Meßstrecke

$P_i - P_0$  = Druckabfall an der Meßstrecke

$\Delta p$  = Druckerhöhung der Pumpen

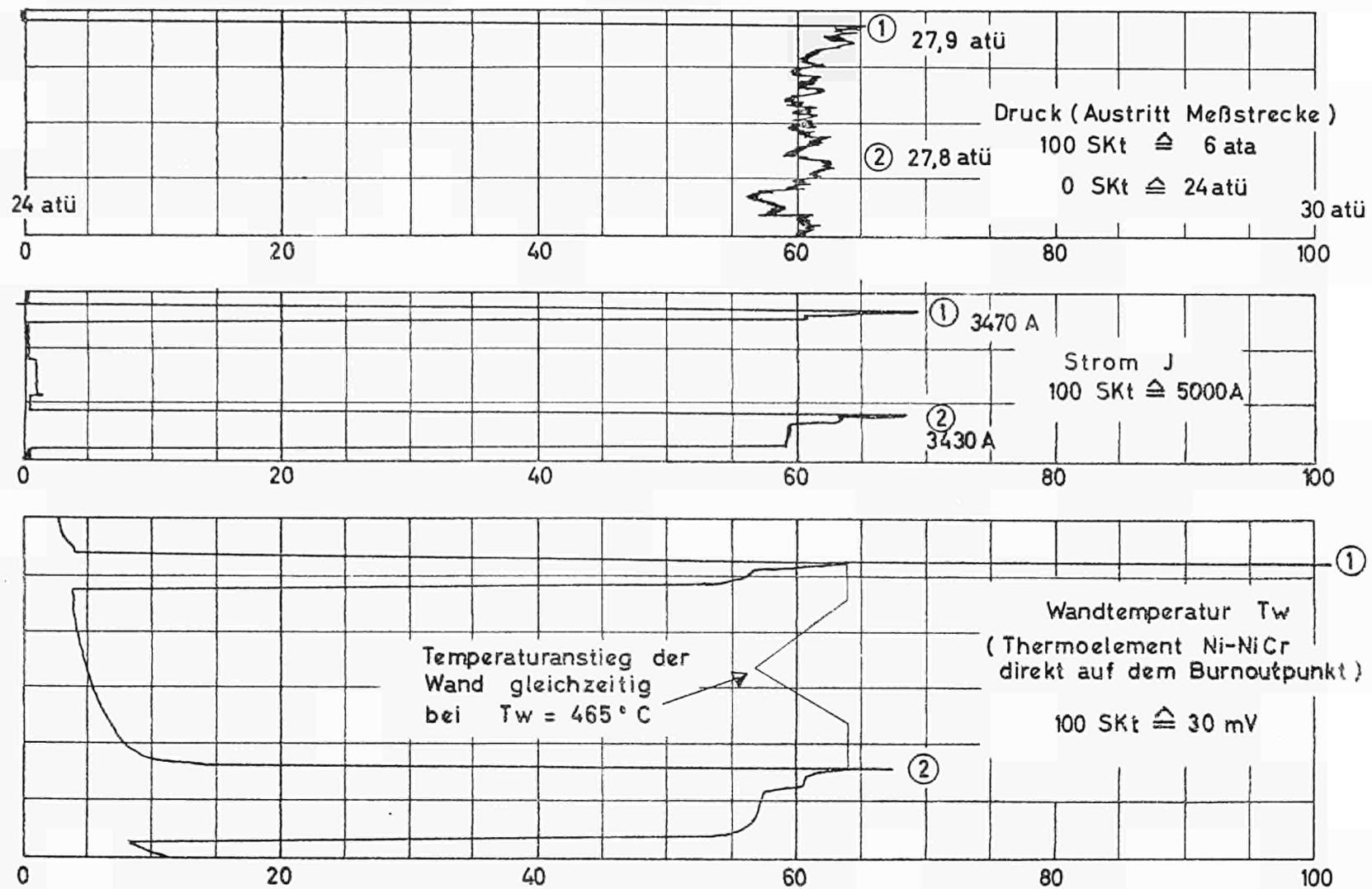


Abb. 3

Druck-, Strom- und Temperaturmessung (Linekomp.)

- ① krit. Wärmestromdichte mit Zerstörung des Versuchsrohres
- ② krit. Wärmestromdichte mit Abschalten durch Burnoutdetektor

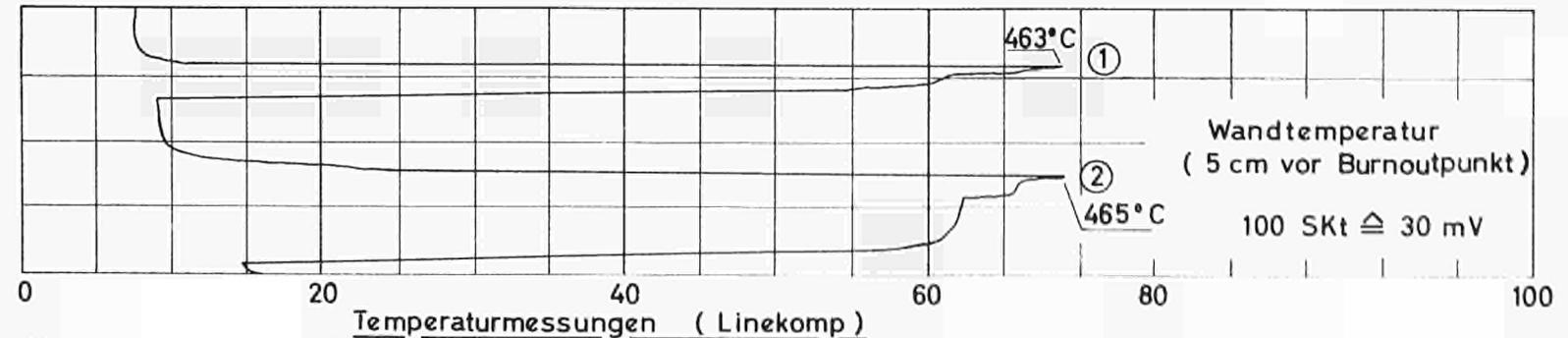
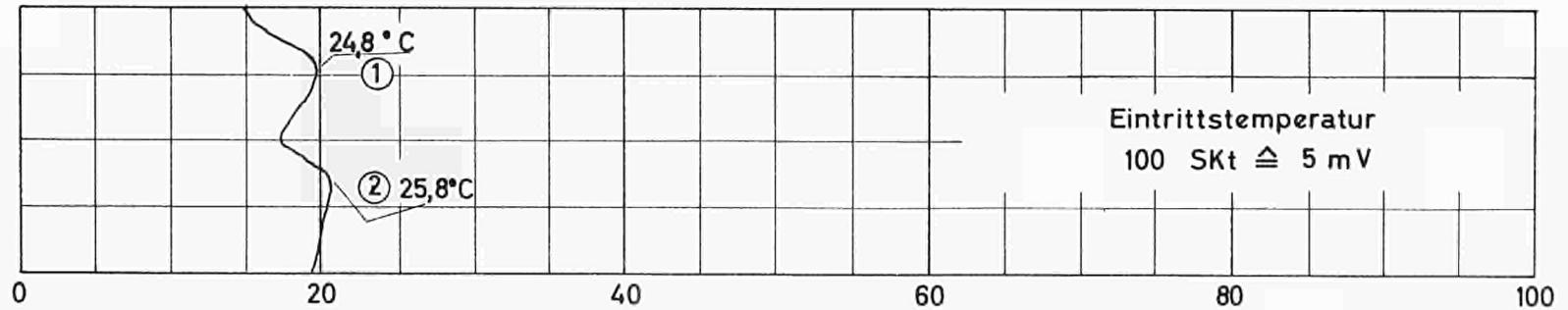
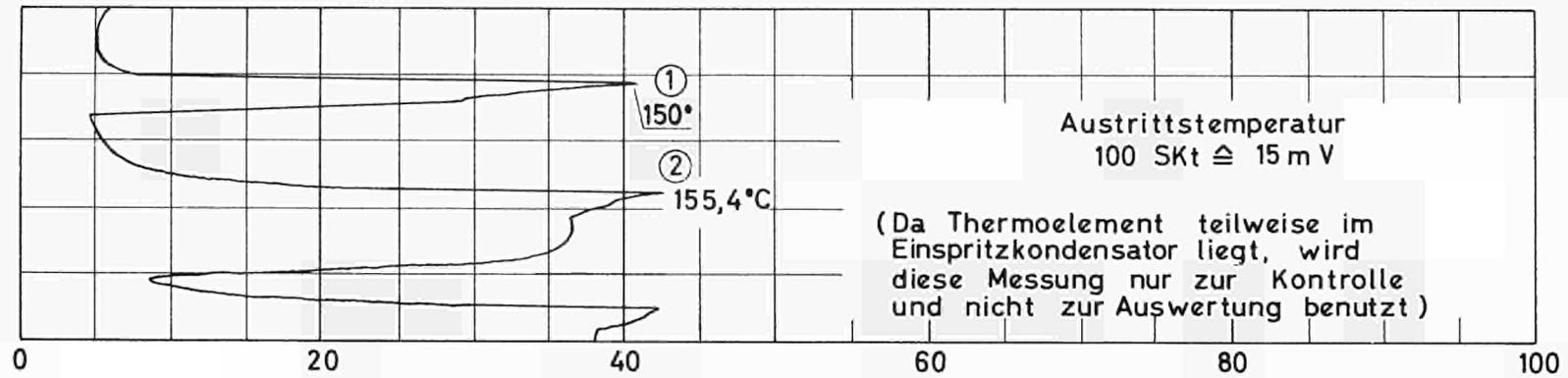


Abb. 4

- ① krit. Wärmestromdichte mit Zerstörung des Rohres
- ② krit. Wärmestromdichte mit Abschalten durch Burnoutdetektor



ABB. 5. — Bruchstelle bei Kontrollversuch ohne Burnoutdetektor

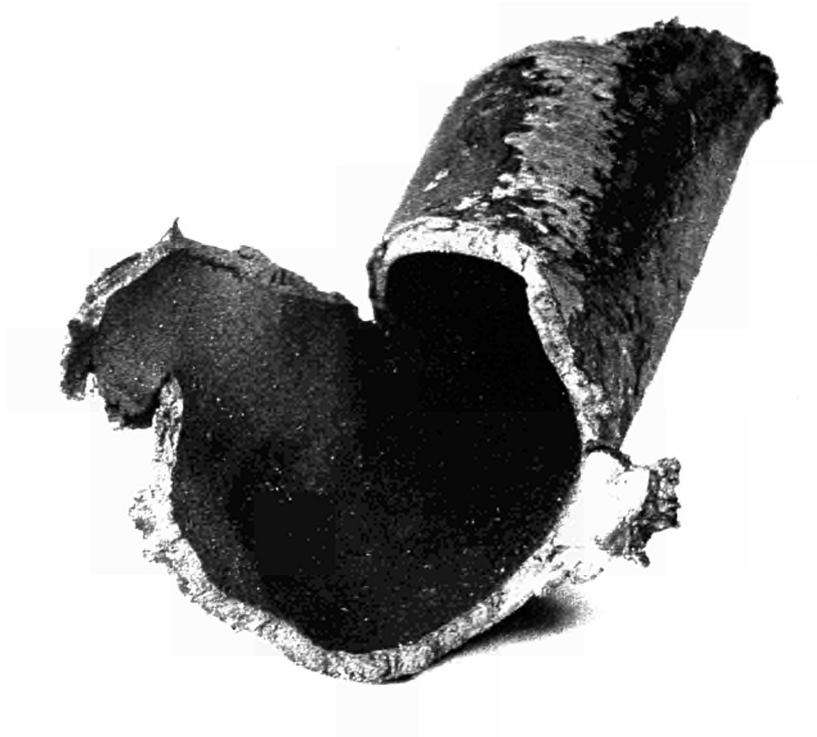


ABB. 6. — Bruchstelle bei Kontrollversuch ohne Burnoutdetektor

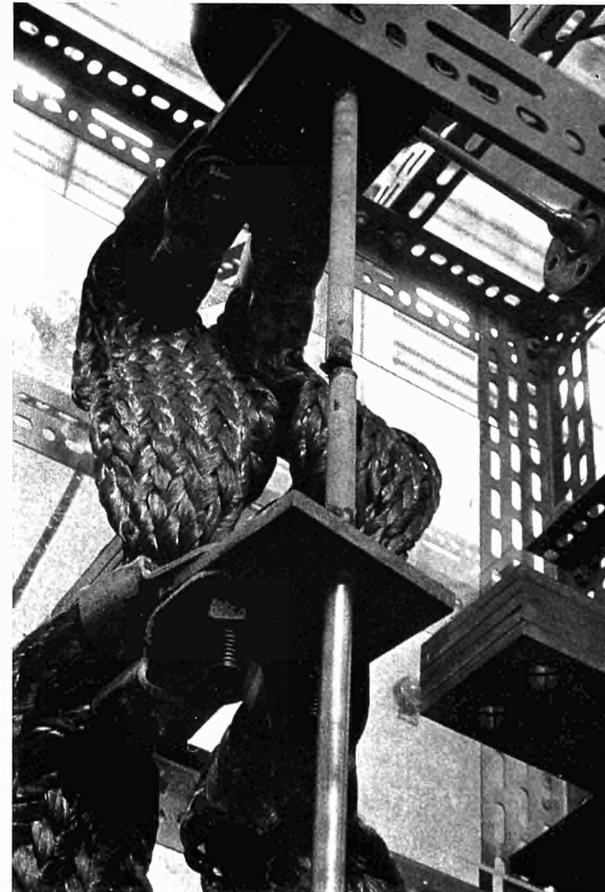
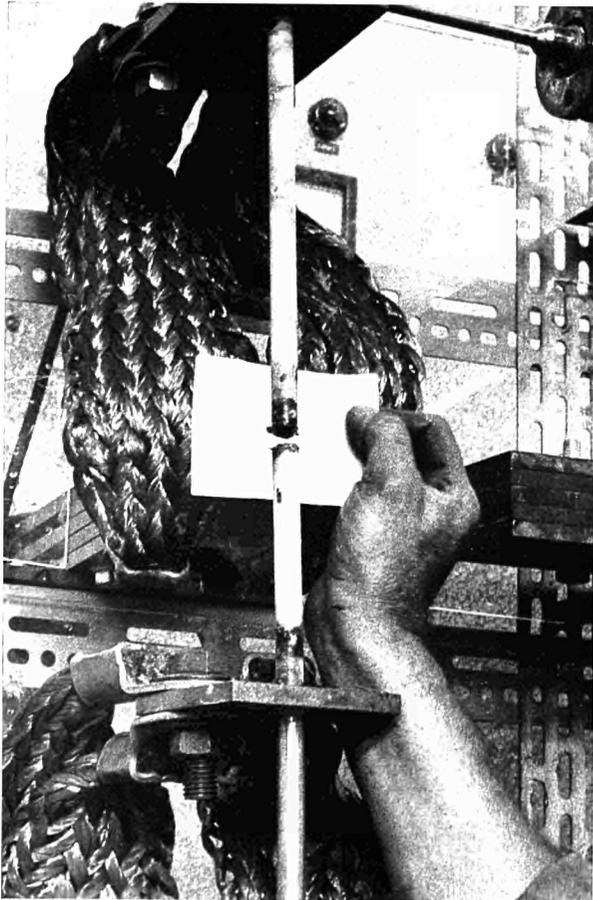
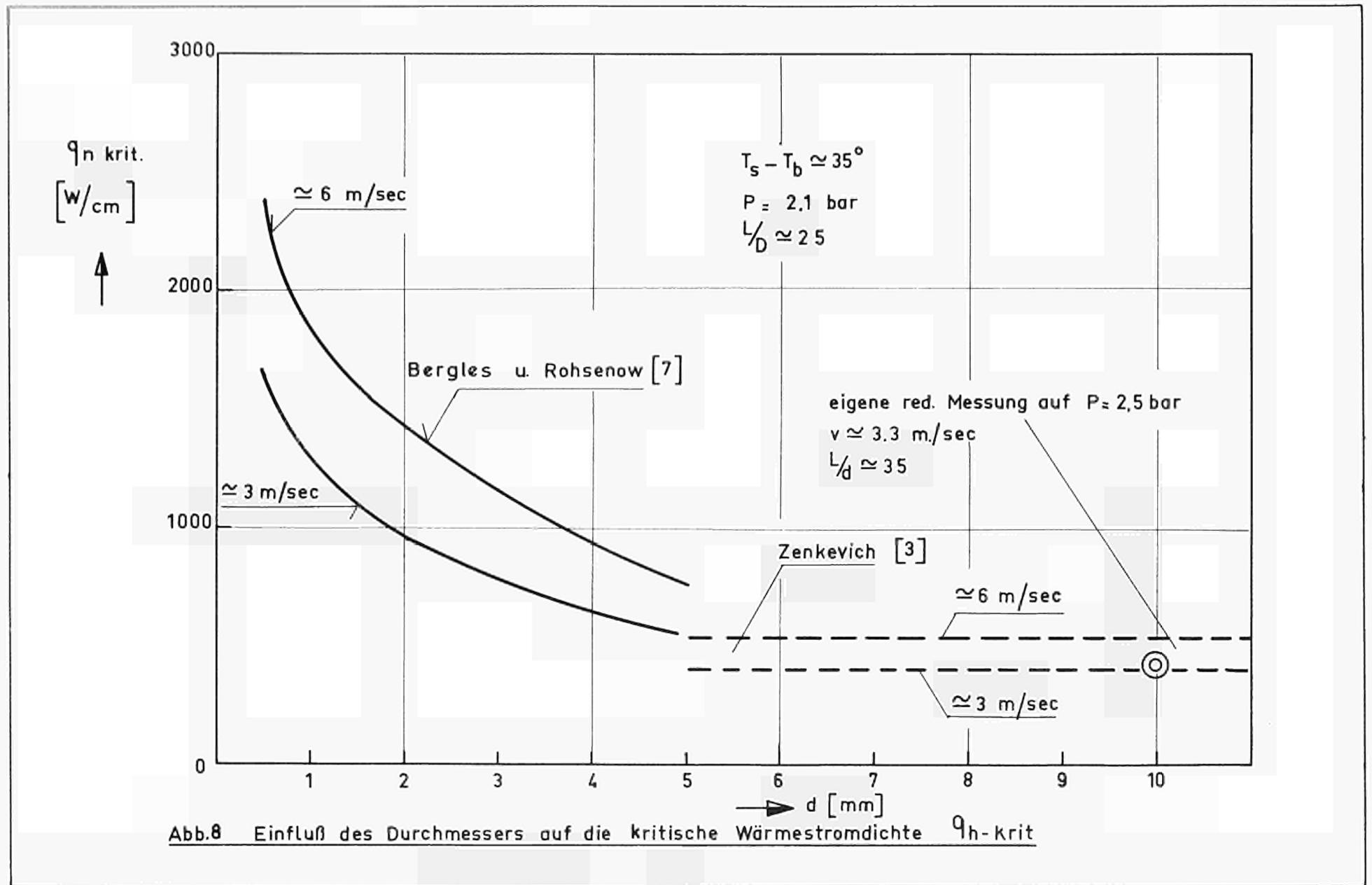


ABB. 7. — Zerstörtes Rohr aus rostfreiem Stahl von 2 mm Wandstärke aufgrund zu hoher Wärmespannungen



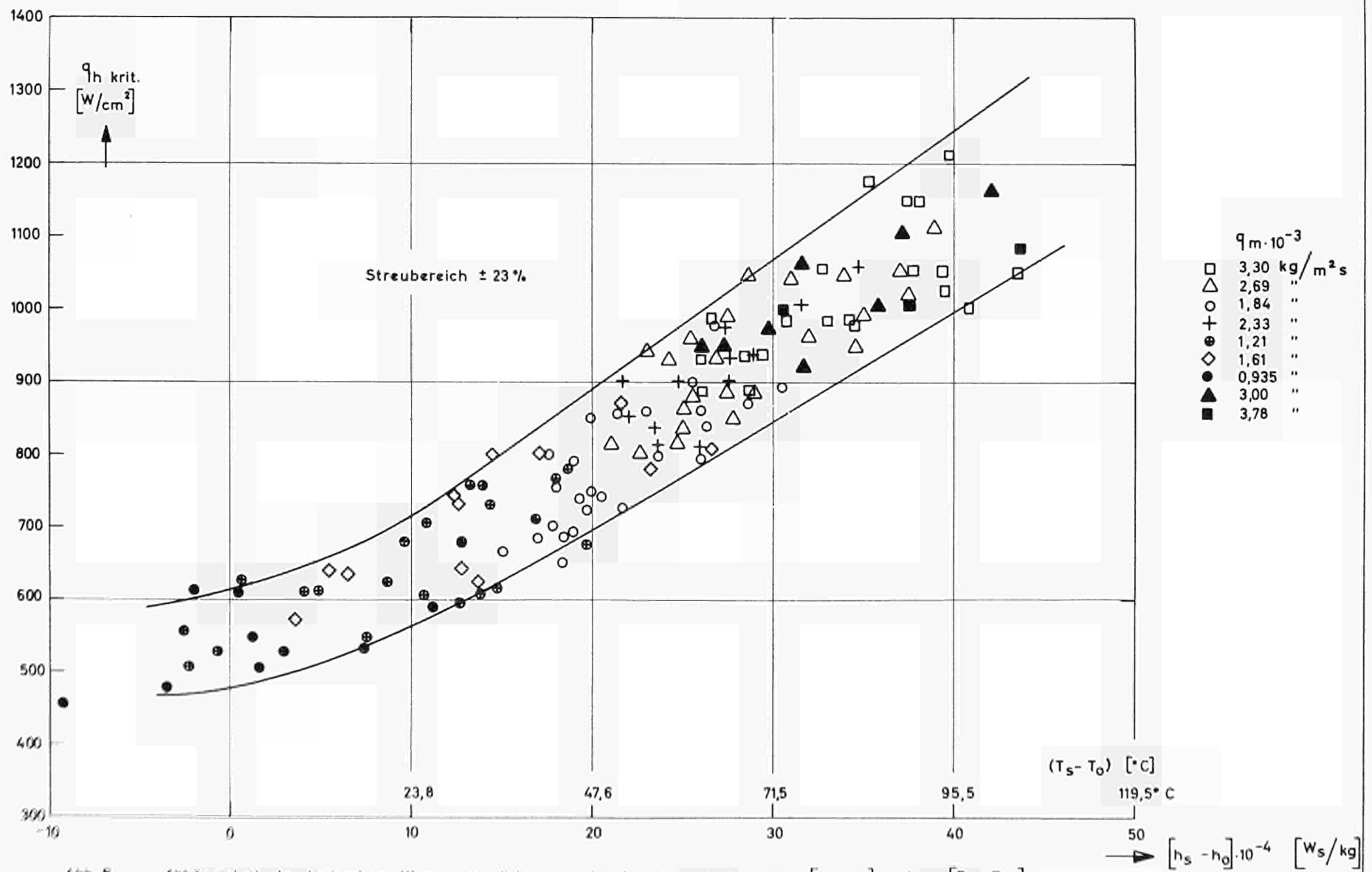


Abb. 5 Abhängigkeit der kritischen Wärmestromdichte von der Austrittsunterkühlung  $[h_s - h_0]$  bzw.  $[T_s - T_0]$

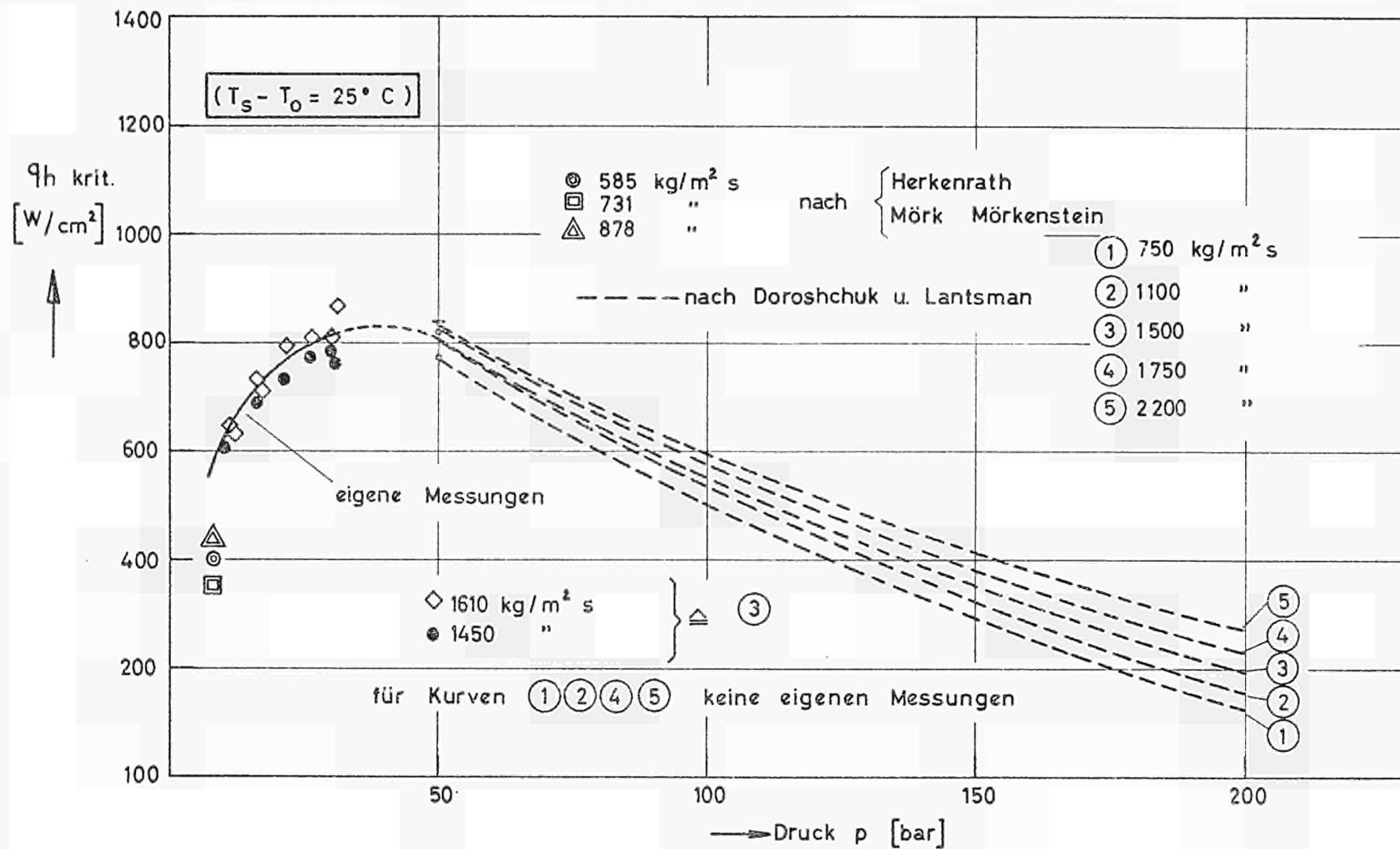


Abb.10 Abhängigkeit der kritischen Wärmestromdichte vom Druck bei konstanter Unterkühlung.

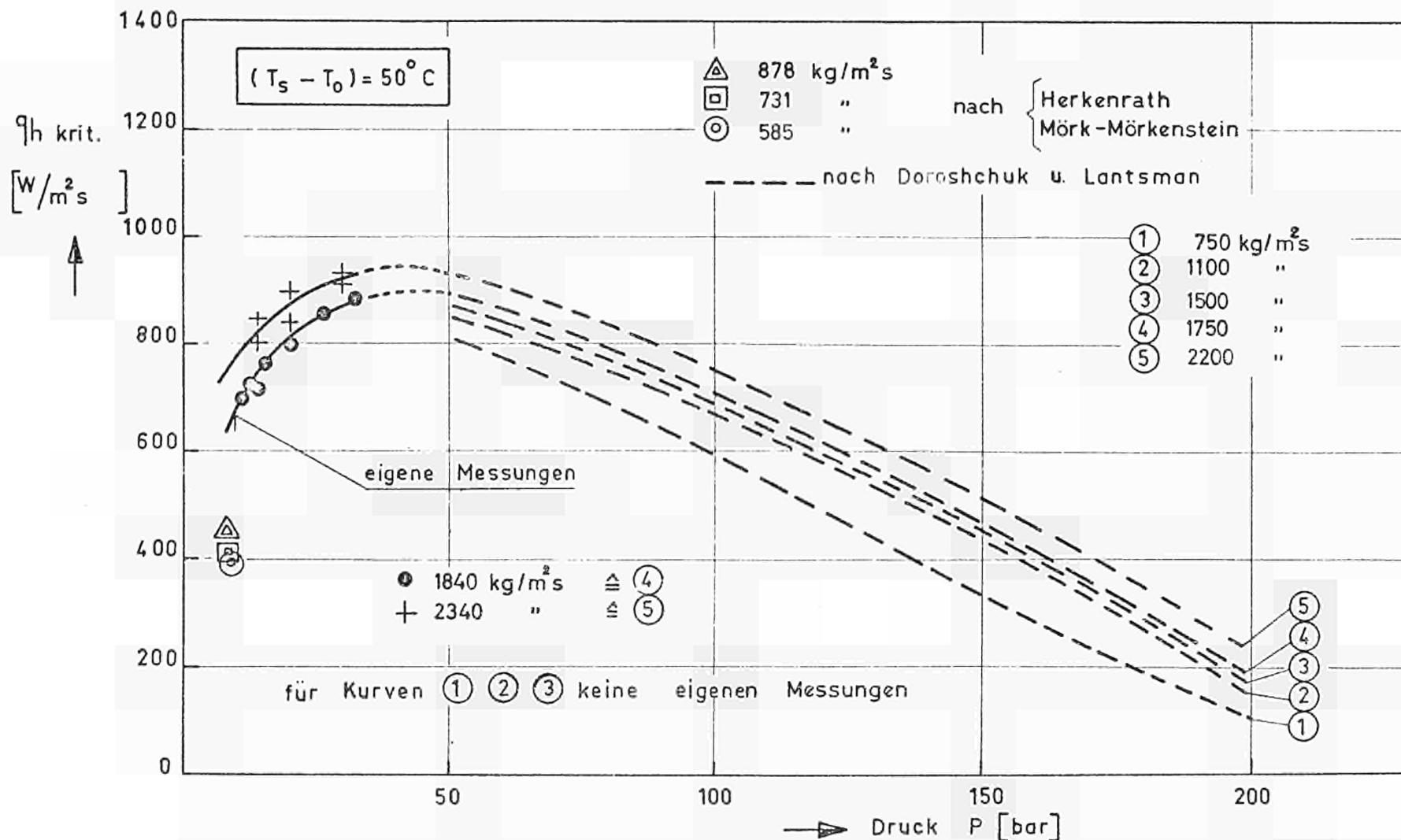


Abb.11 Abhängigkeit der kritischen Wärmestromdichte vom Druck bei konstanter Unterkühlung

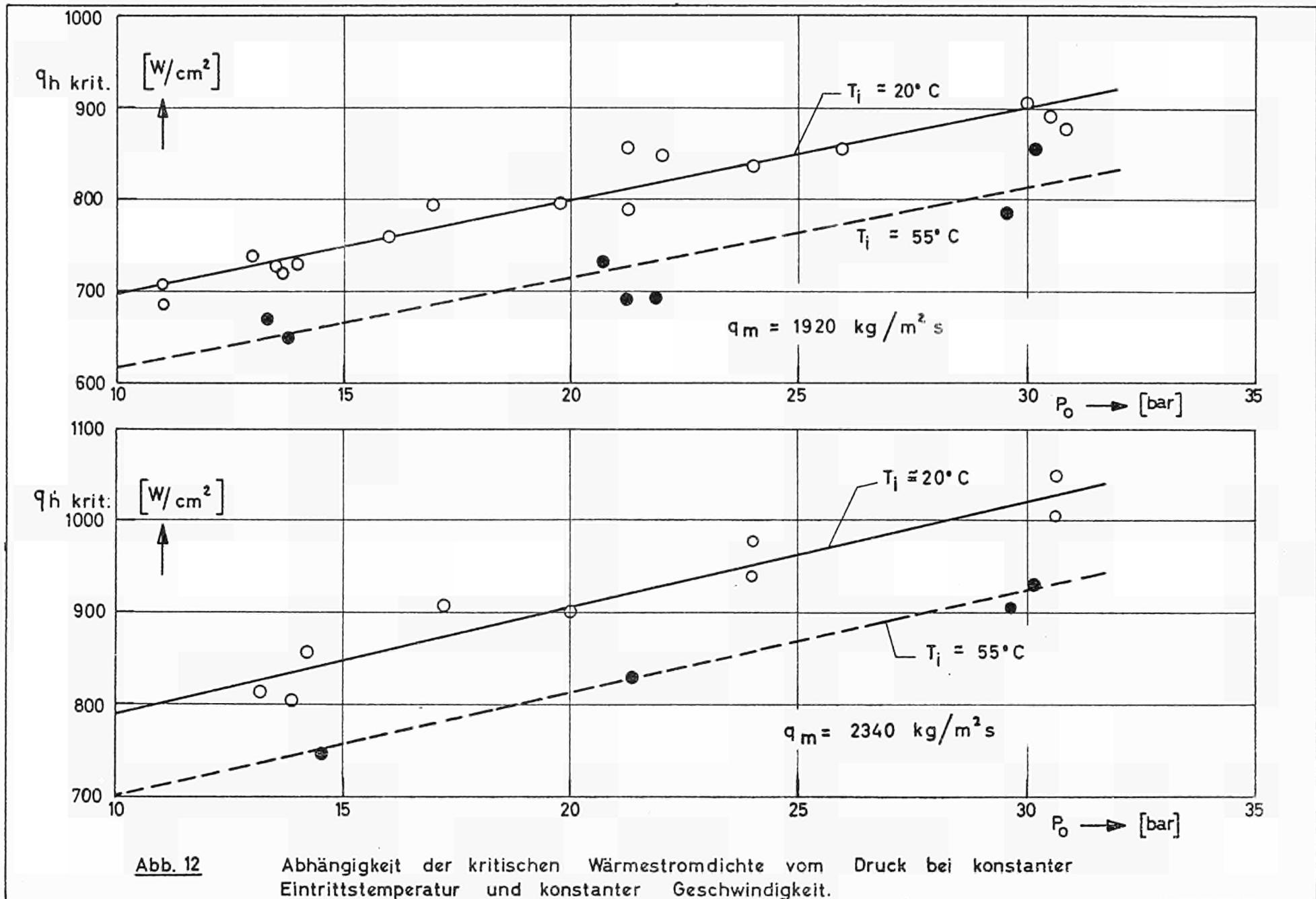


Abb. 12

Abhängigkeit der kritischen Wärmestromdichte vom Druck bei konstanter Eintrittstemperatur und konstanter Geschwindigkeit.

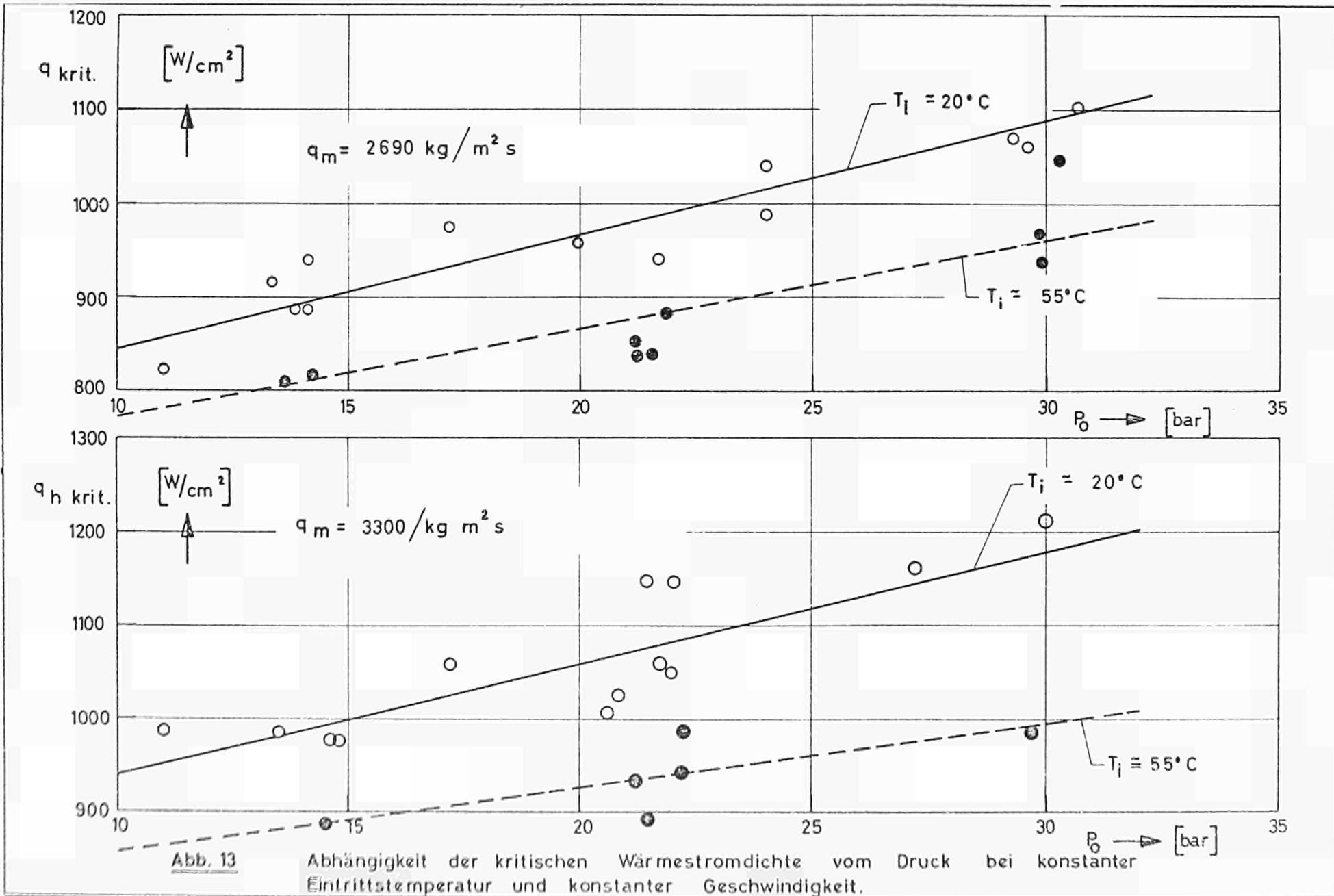


Abb. 13

Abhängigkeit der kritischen Wärmestromdichte vom Druck bei konstanter Eintrittstemperatur und konstanter Geschwindigkeit.

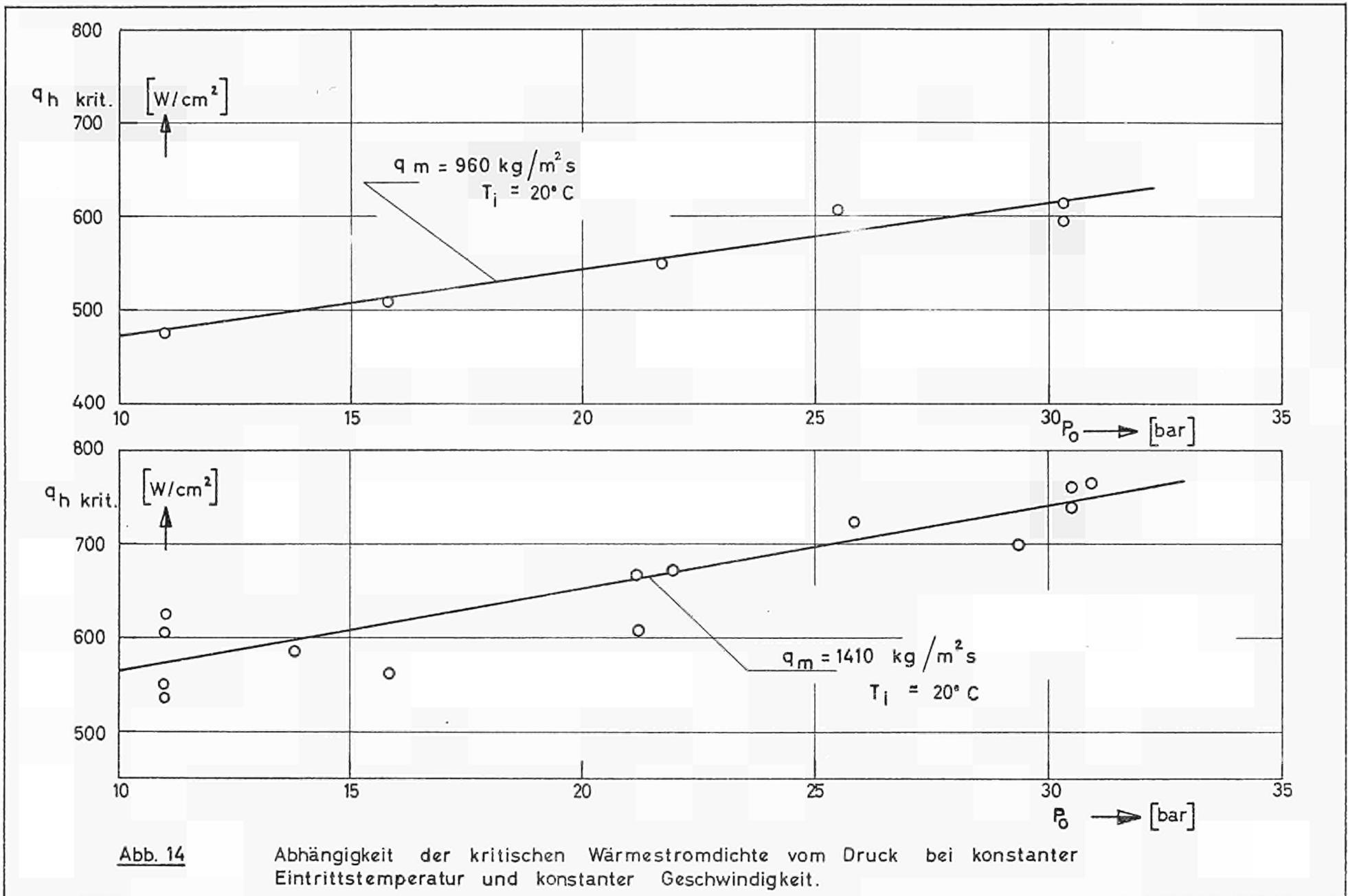


Abb. 14

Abhängigkeit der kritischen Wärmestromdichte vom Druck bei konstanter Eintrittstemperatur und konstanter Geschwindigkeit.

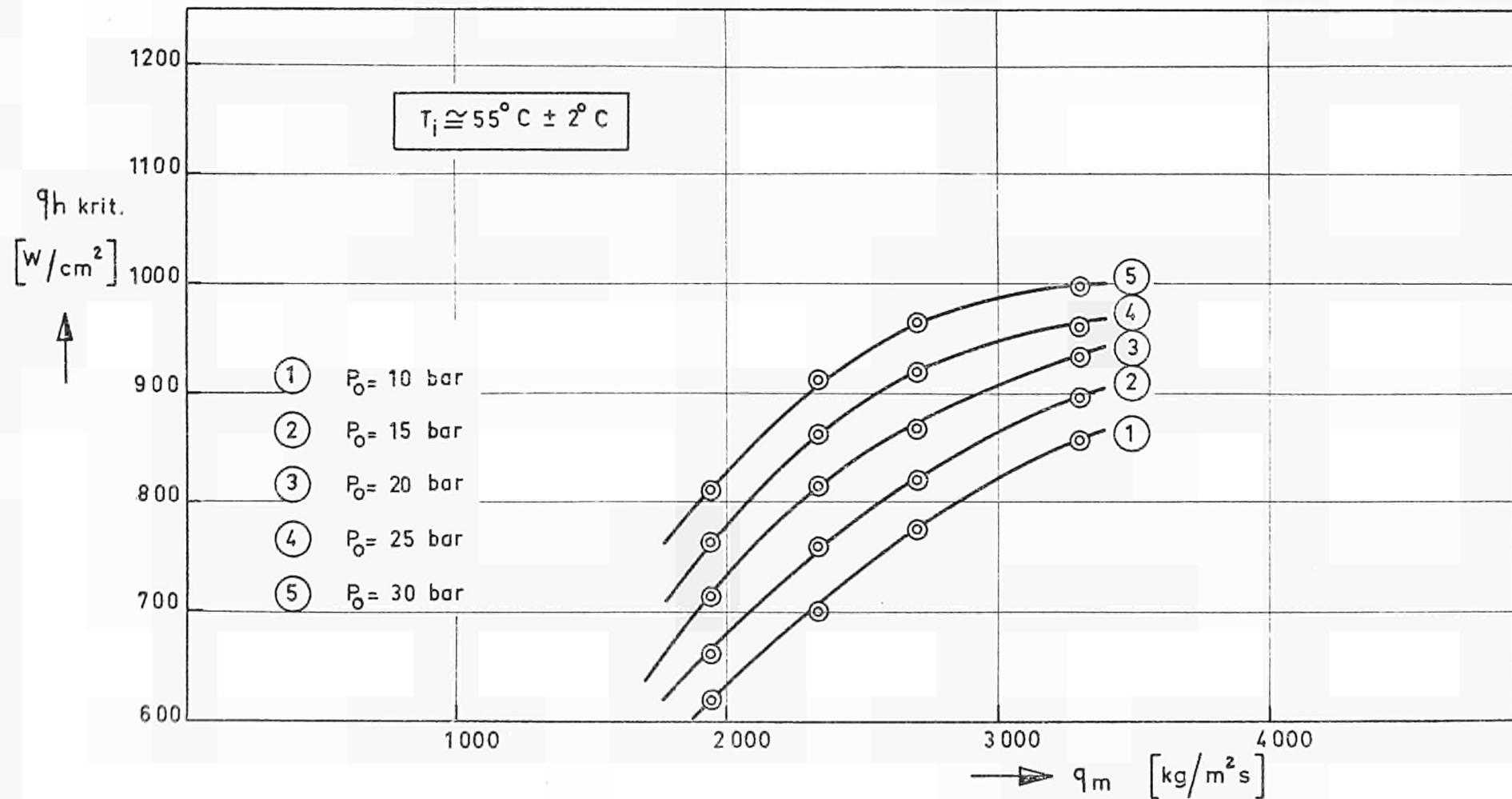


Abb. 15

Abhängigkeit der kritischen Wärmestromdichte von der Massenstromdichte für verschiedene Drücke bei konstanter Eintrittstemperatur.

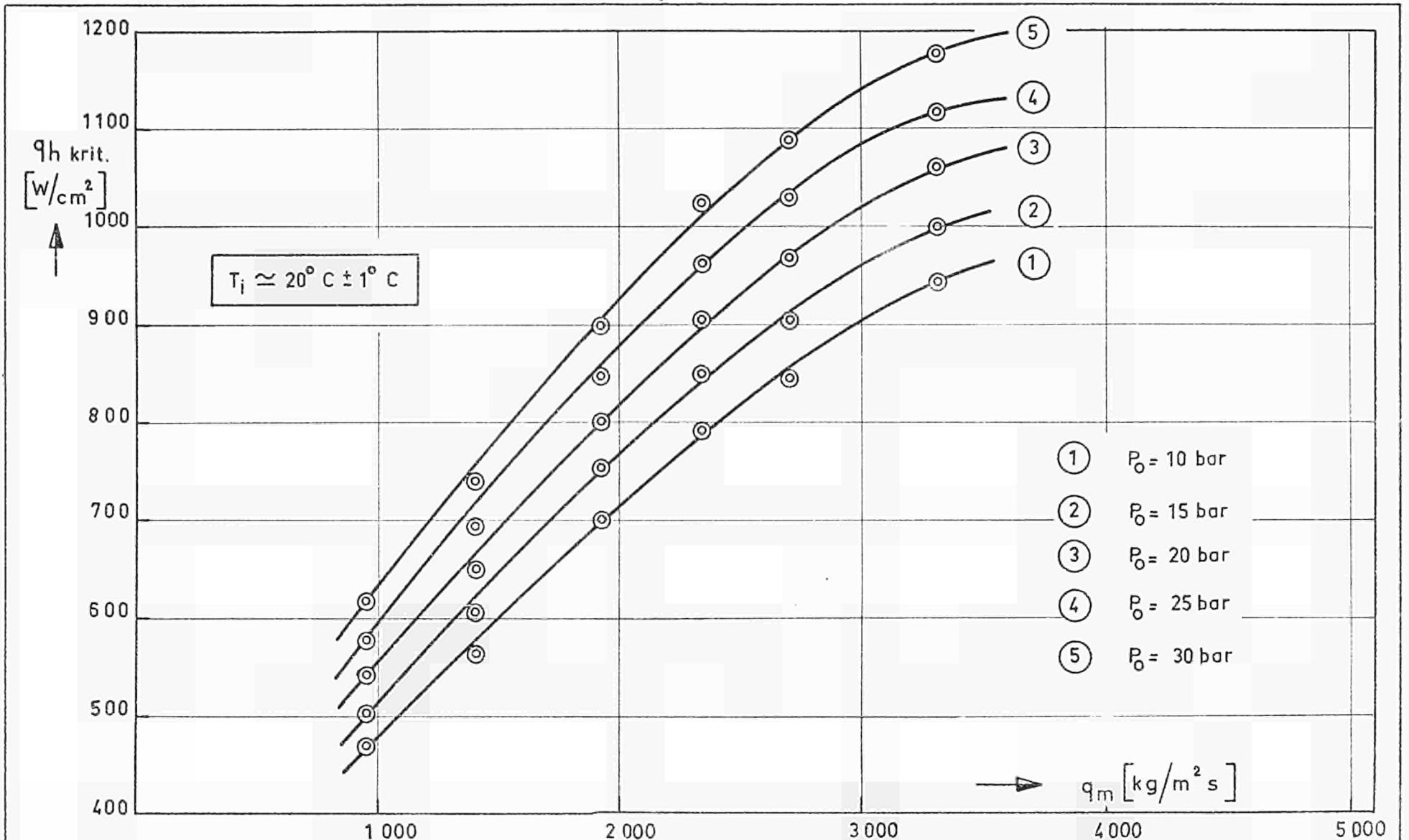


Abb. 16 Abhängigkeit der kritischen Wärmestromdichte von der Massenstromdichte für verschiedene Drücke bei konstanter Eintrittstemperatur.



Erkenntnisse verbreiten ist soviel wie Wohlstand verbreiten — ich meine den allgemeinen Wohlstand, nicht den individuellen Reichtum — denn mit dem Wohlstand verschwindet mehr und mehr das Böse, das uns aus dunkler Zeit vererbt ist.

Alfred Nobel

CDNA02432DEC

EURATOM — C.I.D.  
51 - 53, rue Belliard  
Bruxelles (Belgique)