

# UNTERSUCHUNGEN AN DICHTUNGEN FÜR APPARATEFLANSCHÉ

**PROEFSCHRIFT**

TER VERKRIJGING VAN DE GRAAD VAN DOCTOR  
IN DE TECHNISCHE WETENSCHAP AAN DE TECH-  
NISCHE HOGESCHOOL TE DELFT OP GEZAG VAN  
DE RECTOR MAGNIFICUS DR. R. KRONIG, HOOG-  
LERAAR IN DE AFDELING DER TECHNISCHE  
NATUURKUNDE, VOOR EEN COMMISSIE UIT DE  
SENAAT TE VERDEDIGEN OP WOENSDAG  
7 DECEMBER 1960 DES NAMIDDAGS TE 2 UUR

DOOR

**HARMANNUS HENDERIKUS LOK**

WERKTUICKUNDIG INGENIEUR  
GEBOREN TE STAD VOLLENHOVE

1960

GRAFISCH BEDRIJF AVANTI — DELFT



8348 533 1



The handwriting is very faint and illegible. It appears to be a letter or a document, but the text cannot be read.

*Aan mijn vrouw*

De hoofddirectie van de Staatsmijnen in Limburg dank ik voor haar toestemming om dit werk in deze vorm te publiceren.

Zeer erkentelijk ben ik ook voor de welwillende medewerking die ik van de leiding van het Centraal Laboratorium mocht ondervinden.

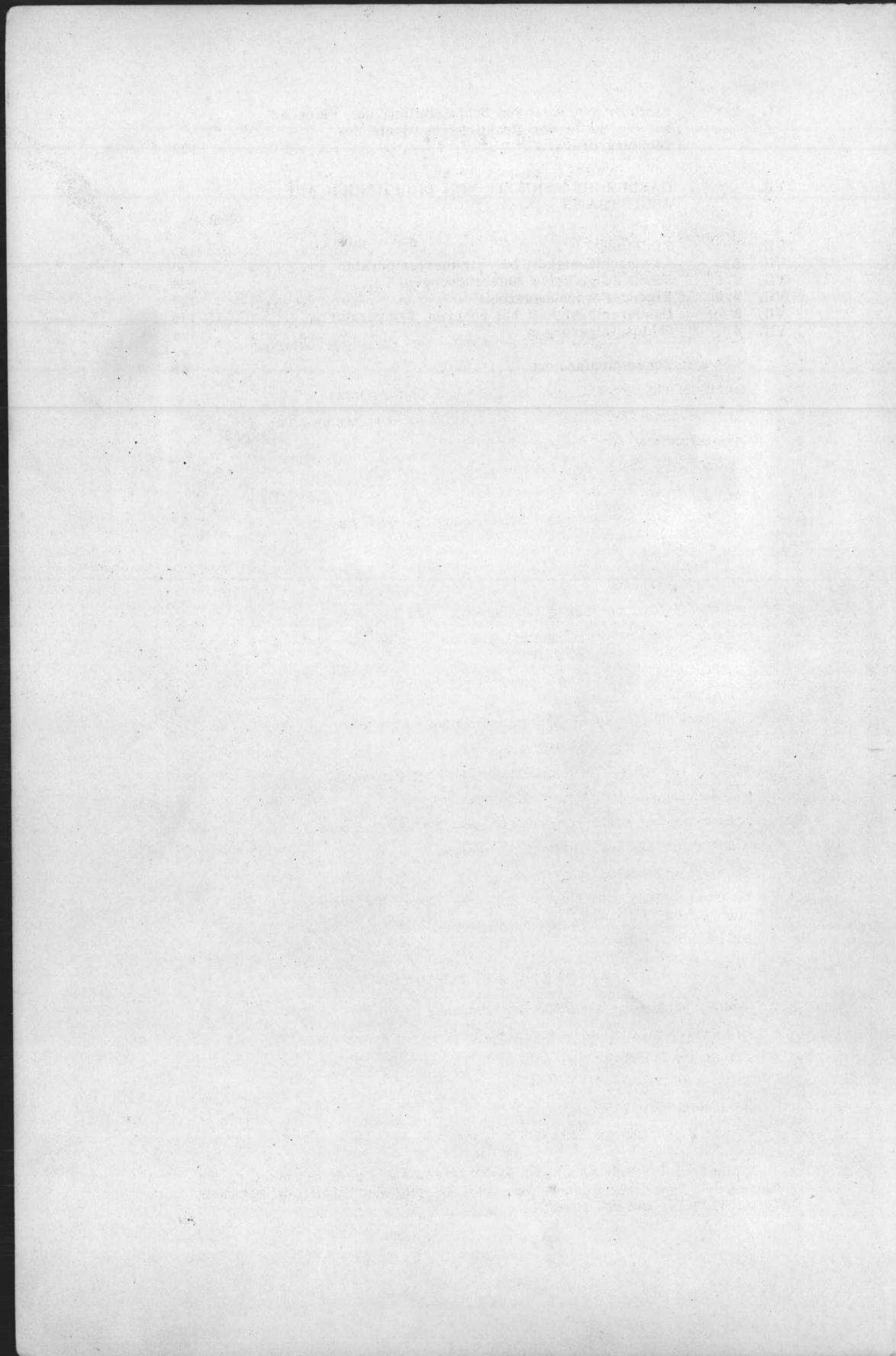
Tenslotte betuig ik mijn bijzondere dank aan allen die aan dit onderzoek en aan de totstandkoming van dit proefschrift hebben meegewerkt.

## INHALT

	Seite
Formelzeichen	1
Schrifttum	3
INLEITUNG UND ZWECK DIESER ARBEIT . . . . .	7
I. LECKMESSMETHODEN	
I. 1 Betrachtung über die bestehenden Dichtungsversuche . . .	12
I. 1.1 Das Prüfverfahren . . . . .	13
I. 1.2 Das Leckkriterium . . . . .	14
I. 2 Empfohlener Leckmassstab und Trennung nach Leckbereich . . . . .	17
I. 3 Forderungen Messmethode . . . . .	18
I. 4 Entwickelte Messmethode für normale Lecke (Dampfbereich) . . . . .	18
I. 5 Leckmessung im Bereich sehr kleiner Lecke (Atombereich) . . . . .	21
I. 5.1 Methoden verschiedener Art . . . . .	21
I. 5.2 Angewandte NH <sub>3</sub> -Messung . . . . .	22
I. 5.3 Angewandte Druckplatten . . . . .	23
II. DER LECKSPALT UND DAS LECKSPALTMODELL	
II. 1 Oberflächenbetrachtung . . . . .	24
II. 2 Verformung der Dichtungsoberflächen . . . . .	28
II. 3 Modell des Leckspalts . . . . .	30
II. 3.1 Beschreibung . . . . .	30
II. 3.2 Mechanisches Verhalten des Modells, Abschätzung des Belastung-Spalthöhe-Diagramms . . . . .	31
II. 3.3 Leakage durch das Modell eines Leckspalts . . . . .	37
II. 4 Leckmessungen in Bereich II (Dampfbereich) . . . . .	40
II. 4.1 Bestimmung Zusammenhang zwischen $p_D$ und $\delta_m$ (Leckkurve) . . . . .	40
II. 4.2 Annahme Laminarströmung . . . . .	43
II. 4.3 Einfluss der Grösse des Innendruckes auf die Spaltgrösse . . . . .	44
II. 4.4 Einfluss der Zeit auf die Verformung des Spaltes . . . . .	46
II. 5 Leckmessungen in Bereich III (Atombereich) . . . . .	46
II. 6 Schlussfolgerung aus den Versuchen . . . . .	47
II. 7 Neue Dichtungsprüfmethoden . . . . .	48
II. 7.1 Rillenversuche . . . . .	48
II. 7.2 Spezielle Rillenleckmessung . . . . .	51
II. 7.3 Die sich aus der Untersuchung ergebenden Schlussfolgerungen . . . . .	57
III. DICHTUNGSSCHARAKTERISTIK	
III. 1 Vorgang des Undichtwerdens . . . . .	58
III. 2 Berechnung der Dichtungscharakteristik . . . . .	59
III. 3 Berechnung der Dichtungscharakteristik bei Flüssig- keitsabdichtung auf Grundlage der experimentell ermittelten Dichtungscharakteristik mit Gas als Druckmittel . . . . .	63

III.	4	Das Auftreten von Streuungen am Anfang der Dichtungscharakteristik und der Einfluss der Grösse des Leckkriteriums auf die Form der Dichtungscharakteristik . . . . .	66
III.	5	Einfluss des Durchmessers der Dichtung auf den Verlauf der Dichtungscharakteristik . . . . .	70
III.	6	Warum ein Druckunterschied bei einem endlichen Leckspalt nicht immer Strömung herbeiführt . . . . .	72
IV.		<b>BEDINGUNGEN FÜR ABDICHTUNG</b>	
IV.	1	Einleitung . . . . .	76
IV.	2	Die Welligkeiten . . . . .	76
IV.	2.1	Das allgemeine Problem der ebenen Deformation . . . . .	76
IV.	2.2	Näherungslösung . . . . .	78
IV.	2.3	Vergleichung zwischen der exakten und der Näherungslösung angewandt auf Dichtungen . . . . .	81
IV.	2.4	Geschwindigkeitsverteilung . . . . .	82
IV.	2.5	Schlussfolgerungen in bezug auf das Fließverhalten von Dichtungen . . . . .	83
IV.	2.6	Versuche . . . . .	85
IV.	3	Die Rauigkeiten der Flanschoberflächen . . . . .	90
IV.	3.1	Einleitung und Problemstellung . . . . .	90
IV.	3.2	Theoretische Betrachtungen . . . . .	91
IV.	3.3	Bedingungen für mögliche Anfüllung der Rauigkeiten . . . . .	96
IV.	3.4	Annahmen und Vorschläge über Rillen in Flanschoberflächen und ihre erforderliche Anfüllung . . . . .	97
IV.	3.5	Methoden zur Erreichung einer grossen Dichtwirkung . . . . .	98
IV.	3.6	Schlussfolgerungen . . . . .	101
IV.	3.7	Druckverlaufmessung . . . . .	102
V.		<b>DER VORGANG DES UNDICHTWERDENS UND DIE STABILITÄT VON DICHTUNGEN</b>	
V.	1	Der Vorgang des Undichtwerdens . . . . .	107
V.	1.1	Einleitung . . . . .	107
V.	1.2	Versuche . . . . .	110
V.	1.3	Schlussfolgerung . . . . .	114
V.	2	Stabilität von Dichtungen . . . . .	116
V.	2.1	Einleitung . . . . .	116
V.	2.2	Idealfall, Stabilität und Dichtheit im Falle gleichmässig belasteter Dichtungen . . . . .	116
V.	2.3	Wirklicher Zustand . . . . .	117
V.	2.4	Dichtung zwischen Flanschen . . . . .	121
V.	2.5	Schlussfolgerung . . . . .	122
VI.		<b>EINFLUSS DER RELATIVEN SCHRÄGSTELLUNG DER FLANSCHES AUF DAS DICHTVERMÖGEN DER DICHTUNG UND AUF DIE STELLE DER REAKTIONSERGEBNISSE DES DICHTUNGSDRUCKS</b>	
VI.	1	Einfluss der relativen Schrägstellung der Flansche auf das Dichtvermögen der Dichtung . . . . .	124
VI.	1.1	Einleitung . . . . .	124
VI.	1.2	Versuchsergebnisse . . . . .	125
VI.	1.3	Schlussfolgerung . . . . .	132

VI.	2	Einfluss der relativen Schiefstellung der Flansche auf die Stelle der Reaktionsresultante des Dichtungsdrucks. . . . .	132
VII.		<b>GASDURCHLÄSSIGKEIT VON DICHTUNGEN AUF ASBESTBASIS</b>	
VII.	1	Einleitung . . . . .	135
VII.	2	Gasdurchlässigkeit bei Zimmertemperatur . . . . .	136
VII.	2.1	Schon ausgeführte Untersuchungen . . . . .	136
VII.	2.2	Eigene Forschungsarbeit . . . . .	137
VII.	3	Gasdurchlässigkeit bei höheren Temperaturen. . . . .	140
VII.	4	Schlussfolgerungen . . . . .	146
		Zusammenfassung . . . . .	148





## FORMELZEICHEN

### Kräfte und Spannungen\*

		(Einheit)
$P_s$	Gesamtschraubenkraft (Pressenkraft bei den Versuchen)	[ N ]
$P_{si}$	Gesamtschraubenkraft im Einbauzustand	"
$P_{sr}$	Nach Aufgabe des Innendrucks verbleibende Gesamtschraubenkraft	"
$P_{sg}$	Gesamtschraubenkraft beim Erreichen der Flanschgrenzlasten	"
$P_D$	Gesamtdichtungskraft	"
$P_{Di}$	Anfangsdichtungskraft (vor Aufgabe des Innendrucks)	"
$P_{Dr}$	Verbleibende Dichtungskraft (nach Aufgabe des Innendrucks)	"
$P_i$	Axialkraft aus dem Innendruck	"
$p_i$	Innendruck, Druck des Mediums	[ N/m <sup>2</sup> ]
$p_a$	Aussendruck	"
$\Delta p$	$p_i - p_a$ , Druckunterschied zwischen Innen- und Aussen- seite der Dichtung	"
$\Delta (p)^2$	$p_i^2 - p_a^2$	[ (N/m <sup>2</sup> ) <sup>2</sup> ]
$p_D$	Dichtungspressung	[ N/m <sup>2</sup> ]
$p_{Di}$	Anfangsdichtungspressung (vor Aufgabe des Innendrucks)	"
$p_{Dik}$	Kritische Anfangsdichtungspressung von der ab eine opti- male Dichtungswirkung auftritt	"
$p_{Dr}$	Verbleibende Dichtungspressung (nach Aufgabe des Innendrucks)	"
$p(x)$	Auf Stelle x wirkende Dichtungspressung	"
$p_m$	Mittlere Dichtungspressung = $p_D$	"
$p_{max}$	Örtlich vorherrschende maximale Dichtungspressung	"
$\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$	Spannungen in x, y, z-Richtung	"
$\tau_{xy}$	Schubspannung senkrecht auf x-Achse und in xy-Ebene	"
$E_D$	Elastizitätszahl der Dichtung	"
$k$	Fliessschubspannung	"
$s_o$	Fliessgrenze in einachsigen Zug oder Druck bei idealem plastischem Werkstoff	"
$HB$	Brinellhärte	"

### Abmessungen und Kennwerte

$d_{Di}, d_{Da}$	Innen-, Aussendurchmesser der Dichtung	[ m ]
$d_{Dm}$	Mittlerer Durchmesser der Dichtung	"
$b_D$	Breite der Dichtung	"
$h_D$	Dicke der Dichtung	"
$A_D$	Oberfläche der Dichtung	[ m <sup>2</sup> ]
$A_i$	Fläche innerhalb der Dichtung = $\frac{\pi}{4} d_{Di}^2$	"

\* Zur leichteren Handhabung wurden als Masseneinheit auch mg und  $\mu g$ , als Längeneinheit mm, als Einheit der Kraft kp und als Einheit der Spannung  $kp/cm^2$ ,  $kp/mm^2$  und atll gewählt.

h	Spalthöhe	[ m ]
$\delta$	Eindrückung des Dichtungsspalt	"
$b_s$	Breite des Spaltes	"
$b_o$	Breite der Rille an der Dichtungs Oberfläche	} Siehe Bild IV-16
$b_l$	Breite der Rille an der grössten Penetrationstiefe	
$\alpha$	Halber Spitzenwinkel der Rille	"
$\epsilon_D$	Stauchung der Dichtung	
$\Delta h_D$	Änderung der Eindrückung der Dichtung	[ m ]
$C_D, C_S, C_F$	Federkennwert der Dichtung, der Schrauber des Flansches	[ N/m ]
$C_{SF}$	Federkennwert von Flanschen + Schrauben	"
$C_A$	Spezifischer Federkennwert $C_A = \frac{C_{SF}}{A_D}$	[ N/m <sup>3</sup> ]
$m, m_A, m_1$	Dichtungskennwert $m = \frac{p_{Dr}}{p_i}$ , $m_A = \frac{p_{Di}}{p_i}$	
	$m_1 = \frac{p_{Dr} \text{ bei Undichtheit}}{p_i}$	
K	$\frac{p_i \text{ (Einsickeranfang)}}{p_i \text{ (Undichtheitsanfang)}}$	
f	Reibungszahl	
$k_l$	Dichtungskennwert im deutschen Schrifttum $k_l = m b_D$	[ m ]
$R_m, R_{max}$	Mittlere, maximale Rauigkeitshöhe	"
t	Mittlerer Abstand zwischen zwei Rauigkeitsspitzen	"
H	Mittlere Wellenhöhe	"
L	Mittlerer Wellenabstand	"
Restliche	Formelzeichen	
$\theta$	Winkelverdrehung des Flansches	[ ° ]
$\theta_v$	Volumen des Leckstroms	[ m <sup>3</sup> /s ]
$\theta_m$	Masse des Leckstroms	[ kg/s ]
$\rho$	Dichte des Strömungsmittels	[ kg/m <sup>3</sup> ]
$\rho_a$	Dichte des Strömungsmittels unter atmosphärischen Verhältnissen	"
$\eta$	Viskosität des Strömungsmittels	[ Ns/m <sup>2</sup> ]
$\gamma$	Oberflächenspannung	[ N/m ]
g	Erdbeschleunigung	[ m/s <sup>2</sup> ]
T	Temperatur	[ °C ]
t	Zeit	[ s ]

## SCHRIFTTUM

- / 1/ Houot, G. u. Willm, P.: Le Bathyscaphe. Ed. de Paris 1955.
- / 2/ Swinburn, K.A. : Betriebserfahrungen mit Calder-Hall-Leistungs-Reaktoren. Z-VDI 101 (1959) S. 1702/06.
- / 3/ Eyndhoven, F.H.M. van: Enkele theoretische en praktische aspecten van de persluchtvoorziening op het mijnbedrijf. Polytechnisch tijdschrift 14 (1959) S. 1028 u. 1077.
- / 4/ Waters, Rossheim u.a.: Development of general formulas for bolted flanges. Taylor Force and Pipe Works, Chicago, Ill.
- / 5/ Boon, E.F. und Lok, H.H.: Untersuchungen an Flanschen und Dichtungen. Z-VDI 100 (1958) S. 1613/24.
- / 6/ Boon, E.F. und Lok, H.H.: Berechnung von Apparateflanschen mit zylindrischem Halse. AKU-Bericht TL 14993 (1960). Erscheint demnächst in Energie.
- / 7/ Lok, H.H.: Onderzoek en berekening van apparatenflenzen. SM Rapport Nr. 3731 CL-PS 2.1 (1960), Staatsmijnen - Nederland.
- / 8/ Boon, E.F. und Lok, H.H.: Untersuchungen nach dem Kriech-Relaxationsverhalten von Flachdichtungen auf Asbestbasis. AKU-Bericht TL 15661 (1960); SM Rapport Nr. 3730 CL-PS 2.1 (1960).
- / 9/ Siebel, E., Hering, W.G. und Raible, A.: Versuche über das Verhalten von Dichtungen. Forschung auf dem Gebiete des Ingenieurwesens 5 (1934) S. 298/305.
- /10/ Gough, H.J.: First Report of the Pipe Flanges Research Committee. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers 132 (1936) S. 201/304.
- /11/ Tapsell, H.J.: Second Report of the Pipe Flanges Research Committee. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers 141 (1939) S. 431/471.
- /12/ Siebel, E. und Wellinger, K.: Untersuchungen an Weichdichtungen. Die Chemische Technik 15 (1942) S. 215/218.
- /13/ Krägeloh, E.: Untersuchung von Hart- und Weichdichtungen Diss. T.H. Stuttgart 1954.
- /14/ Krägeloh, E.: Die wesentlichsten Prüfmethode für It-Dichtungen, Bericht über die Dichtungstagung in Delft. Gummi und Asbest-Plastische Massen 8 (1955) S. 628.
- /15/ Krägeloh, E.: Gasdurchlässigkeit von Dichtungen auf Asbestbasis. Gummi und Asbest-Plastischen Massen 8 (1955) S. 190.
- /16/ Lehmann, B.: Untersuchungen über das Verhalten metallischer Flachdichtungen im Druckbereich bis 1200 atü. Diss. T.U. Berlin-Charlottenburg 1953.
- /17/ Haenle, S.: Beiträge zum Festigkeitsverhalten von Vorschweiss-Flanschen und zur Ermittlung der Dichtkräfte für einige Flachdichtungen auf Asbestbasis. Forsch. Ing.-Wes. 23 (1957) S. 113/34.
- /18/ Donald, M.B. und Salomon, J.M.: Behaviour of Compressed Asbestos Fibre Gaskets in Narrow-Faced, Bolted, Flanged Joints. Proc. Inst. of Mech. Engineers 171 (1957) S. 829.

- /19/ Roberts, I.: Gaskets and Bolted Joints. *Journal of Applied Mechanics* 17 (1950) S. 454.
- /20/ Boon, E. F., Ester, B. B. und Krijgsman, A.: Über die Gasdurchlässigkeit von Dichtungen auf Asbestbasis. *Gummi und Asbest* 10 (1957) S. 430/436.
- /21/ Boon, E. F. u. Riemersma, C. E.: Deutsche und Amerikanische Flanschenberechnungsmethoden. VDI-Tagung "Konstruktionselemente des Apparatebaues", 22/23 März 1954, Weinheim a. d. B.
- /22/ Boon, E. F. u. Krijgsman, A.: Enkele grondbeginselen van afdichtingen. *Chemisch Weekblad* 52 (1956) S. 526.
- /23/ Krijgsman, A.: Übersicht der Berichte über Versuche an Dichtungen im Laboratorium für Chemische Werkzeuge. T.H.Delft.1956. Siehe auch /54/.
- ✓ /24/ Boon, E. F.: Fundamentals of Flange and Shaft Seals. *Dechema Monographien* 21 (1952) S. 372.
- ✎ /25/ Sprangers, G. A. M.: Programm und Protokoll der Dichtungstagung Delft (14 u. 15 April 1955).
- /26/ Siebel, E. und Krägeloh, E.: Untersuchungen an Dichtungen für Rohrleitungen. *Konstruktion* 7 (1955) S. 123 u. 187.
- /27/ Roos, J. L. de: De normen, het opsporen en het vermijden van lekken in pijpleidingen van kernenergie-installaties. *De Ingenieur* 69 (1957) S. W 23.
- /28/ Perthen, J.: Prüfen und Messen der Oberflächengestalt. Carl Hanser Verlag, München 1949.
- /29/ Kaube, E.: Der Einfluss der Ansprenschicht auf die Länge von Endmassen. Diss. Dresden 1930.
- /30/ Bowden, F. B. und Tabor, D.: *Friction and Lubrication of Solids*. Oxford Clarendon Press 1954.
- /31/ Lok, H. H.: Verslag werkzaamheden op het gebied van lekcurven van pakkingen. Delfts Hogeschoolfonds 1956 (nicht veröffentlicht).
- /32/ Vollbrecht, H. und Lehmann, B.: Die Hochdruckdichtung an unbewegten Grenzflächen. *Chem. Ing. Techn.* 28 (1956) S. 753.
- /33/ Trutnowski, K.: *Berührungsdichtungen an ruhenden und bewegten Maschinenteilen*. Springer Verlag 1958.
- /34/ A. S. M. E. 1959 Unfired Pressure Vessel Code, UA 45-51.
- /35/ Hencky, H.: Über einige statisch bestimmte Fälle des Gleichgewichts in plastischen Körpern. *Zeitschrift für angew. Math. u. Mech.* 3 (1923) S. 241/251.
- /36/ Prandtl, L.: Anwendungsbeispiele zu einem Henckyschen Satz über das plastische Gleichgewicht. *Zeitschrift für angew. Math. u. Mech.* 3 (1923) S. 401/407.
- /37/ Hill, R., Lee, E. H. and Tupper, S. J.: A method of numerical analysis of plastic flow in plane strain and its application to the compression of a ductile material between rough plates. *Journal of appl. mech.* 18 (1951) S. 46/52.
- /38/ Hill, R.: *The mathematical theory of plasticity*. Oxford at the Clarendon Press 1950.
- /39/ Watts, A. B. and Ford, Hugh: On the basic yield stress curve for a metal. *Proc. Inst. Mech. Eng.* 169 (1955) S. 1141/1156.
- /40/ Cooke, M. and Larke, E. C.: Resistance of copper and copper-alloys to homogeneous deformation in compression. *Jl. Inst. Metals* 71 (1945) S. 377.

- /41/ Johnson, W.: The plane strain extrusion of short slugs. *Jl. Mech.Phys. Solids* 5 (1957) S. 202/214.
- /42/ Johnson, W.: Extrusion through square dies of large reduction. *Jl. Mech. Phys.Solids* 4 (1956) S. 191/198.
- /43/ Green, A.P.: On unsymmetrical extrusion in plane strain. *J. Mech. Phys. Solids* 3 (1955) S. 189/196.
- /44/ Pearson, C.E.: The extrusion of metals. Chapman & Hall Ltd. London 1944.
- /45/ Roberts, I., Thoru, F.C. and Axelson, J.W. (A.S.M.E.Sub. Committee on Rules for Bolted Flange Connections): Progress Report on the Determination of "m" and "y" - Values. Nov. 1951.
- /46/ Moore, A.J.W.: Deformation of Metals in static and sliding Contact. *Proc. Roy. Soc. A* 195 (1948) S. 231/44.
- /47/ Schwaigerer, S. und Seufert, W.: Untersuchungen über das Dichtvermögen von Dichtleisten. *B.W.K.* 3 (1952) S. 144/48.
- /48/ Johns Manville Research Laboratorium: How Flange Surface Finishes Affect Gasket Sealability and Joint Performance. *The Gasket* vol. 1, nr. 7, Published by Johns-Manville, 22 East 40th Street, New York 16, N.Y.
- /49/ Siebel, E. und Schwaigerer, S.: Die Berechnung von Flanschverbindungen für Heissdampfrohrleitungen. *Merkblatt* Nr. 4 V.G.B. Mai 1951.
- /50/ Ergun, S.: Fluid Flow through packed columns. *Chem.Eng.Progr.* 48 (1952) S. 89.
- /51/ Siebel, E. u. Fangmeier, E. *Mitt. Kais. Wilh. Eisenf.* 13 (1931) S.28.
- /52/ Alexander, J.M.: The effect of coulombfriction in the plane strain compression of a plastic rigid material. *Jl. Mech.Phys.Solids* 3 (1955) S. 233/45.
- /53/ Schroeder, W. and Webster, D.A.: Press-forging thin sections. *Jl. Appl. Mech.* 16 (1949) S. 290/94.
- /54/ Berichte über Versuche an Dichtungen im Laboratorium für Chemische Werktuigen, T.H. Delft.  
 Bazuin, J. 1953, Ruyter, B.J. de en Velde, M.H. van der 1954, Ykema, W. en Bongers, H.J.G. 1954, Deutekom, J.M. en Waarde, J.T. 1954, Geluk, G.J. 1954, Borst, H. en Hoek, P.H.F. van 1955, Ester, B.B. 1955. Swanenburg de Veye, R.J. 1955, Reichert, W.A. 1956, Krijgsman, A. 1956, Drunen, K.J.M. van 1957, Vixseboxse, A.J. 1957, Hermsen, F.W.M. 1957, Verheugen, J.H.N. 1958, Otten, H.M.M. 1958, Paschier, J.C.A. en Vemer, W.E.S. 1958, Ooms, A. 1960, Crijns, H.J.M. en de Wit, J.J. 1960, Reichert, P.M.F.M. 1960, Peeters, D.C.J.M. 1960.



## EINLEITUNG UND ZWECK DIESER ARBEIT

Eine Dichtung ist ein sehr häufig angewandtes Konstruktionselement, das dazu dient, eine Leckage zwischen zwei in bezug aufeinander verschiebenden oder stillstehenden Teilen einzuschränken. Im ersteren Fall reden wir von dynamischen im letzteren Fall von statischen Dichtungen.

Die bei Dichtungen auftretenden Probleme sind sehr unterschiedlicher Natur. Es ist hier an erster Stelle ein Unterschied zu machen zwischen zwei Arten von Problemen und zwar erstens den anerkannten Problemen, die dort auftreten, wo die technische Verwirklichung von Verfahren oder Apparatur durch die Anwesenheit von Dichtungen auf Schwierigkeiten stösst, oder wo mit gefährlichen (giftigen, radioaktiven, feuergefährlichen) kostbaren oder korrosiven Druckmitteln gearbeitet wird, und zweitens den nicht oder nur ungenügend anerkannten Problemen, welche sich dort geltend machen, wo nicht unter extremen Bedingungen von Druck und Temperatur oder mit den vorhin erwähnten Druckmitteln gearbeitet wird.

Einige Problemen der ersterem Gruppe sind z.B.: In der Kernspaltungstechnik werden an die Dichtungen sehr hohe Anforderungen gestellt und zwar an das Dichtvermögen mit Rücksicht auf die Gefahr der Radioaktivität und an die Lebensdauer, weil das Auswechseln der Dichtungen hier mit grossen Schwierigkeiten verbunden ist.

In chemischen Betrieben, wo mit giftigen gasförmigen Medien gearbeitet wird und die zulässigen Leckwerte oft sehr gering sind, gibt es viele Dichtungsprobleme.

In der Vakuumtechnik ist das Dichtvermögen der Verbindungen gleichfalls von grosser Bedeutung, weil bereits eine geringe Leckage für die Aufrechterhaltung des Vakuums sehr verhängnisvoll ist.

Bei den gegenwärtigen Hochdruckverfahren in der chemischen Industrie hat man es immer mit vielen Dichtungsproblemen zu tun, besonders wenn ausser dem hohen Druck auch eine hohe Temperatur erforderlich ist, z.B. bei der Herstellung von synthetischem Diamant.

Dort wo neue Gebiete der Technik aufgeschlossen werden gibt es oft eine reiche Verschiedenheit von Dichtungsproblemen. So schildern Houot und Willm in /1/ die technischen Schwierigkeiten, die sie beim Bau ihres Tiefseebathyskaphs erfahren haben und die zum grössten Teil aus Dichtproblemen bestanden.

In der zweiten Gruppe machen sich auf den ersten Blick keine Dichtprobleme geltend. Die Apparatur wird hier an Hand der in der Praxis gemachten Erfahrungen konstruiert und neu hinzukommende Schwierigkeiten werden im Betrieb selbst gelöst. Die im Normalbetrieb auftretende Leckage ist hier meistens unbekannt. Dass die Leckage jedoch auch hier von wesentlicher Bedeutung sein kann, dürfte z. B. hervorgehen aus einer Untersuchung in der Calder-Hall Zentrale in England, wo  $\text{CO}_2$  unter einem Druck von 7 atü und bei einer Temperatur von 140 - 330 °C als Kühlmittel verwendet wird und wobei bei einer Gesamtmenge von 20 Tonnen  $\text{CO}_2$  eine Leckage von 1 Tonne pro Tag festgestellt wurde /2/. Wenn man berücksichtigt, dass es sich hier um eine Kernenergieanlage handelt, wo den dichten Verbindungen sowieso eine sehr grosse Aufmerksamkeit entgegengebracht wird, kann man sich ein Bild von der möglicherweise noch beträchtlich grösseren Leckage in den chemischen Betrieben machen.

Bei einer Prüfung des Pressluftnetzes für den Untertagebetrieb einer Zeche /3/ ergab sich, dass die gesamte Leckage etwa 40% der zugeführten Pressluftmenge betrug, wobei man sich aber zu vergewärtigen hat, dass es hier einen Betrieb betrifft, der sich kaum mit einem andern vergleichen lässt.

In dieser Gruppe wird oft übersehen, dass das Auswechseln der leckenden Dichtungen beträchtliche Montagekosten mit sich bringt.

Wir werden uns in dieser Dissertation beschränken auf eine im Apparatebau häufig angewandte statische Dichtung, nämlich die Flachdichtung zwischen Flanschen. Die hier entwickelten Mess- und Prüfverfahren lassen sich auch auf andere Dichtungsarten anwenden.

Beim Dichten wirken die Flansche, die Dichtung und die Bolzen zusammen und eine fundierte Berechnung einer Flanschverbindung müsste deshalb diese unterschiedlichen Elemente und ihr Zusammenwirken berücksichtigen.

Beim Entwurf der heutigen normalisierten Flansche wurde hauptsächlich die Festigkeit des Flanches in Betracht gezogen, während das Verhalten der Dichtung nur geringfügig in berücksichtigt wurde.

So haben Waters, Rossheim, Wesstrom und Williams /4/ sich zusammen mit mehreren Mitarbeitern der M. W. Kellogg Comp. jahrelang ausschliesslich mit der Festigkeitsseite der heutigen amerikanischen Flanschberechnungsmethode, welche in der ASME-Code for Unfired Pressure Vessels /34/ benutzt wird, beschäftigt.

Unsere Untersuchung bezweckt, die verschiedenen Einzelteile der Flanschverbindung auf ihr gegenseitiges Zusammenwirken zu prüfen. Diese Untersuchungsarbeit ist dreiseitig:



- a. Untersuchung kompletter Flanschverbindungen von Apparaten
- b. Untersuchung von Dichtungen
- c. Untersuchung von Flanschen.

Für die Untersuchung a. wurde eine Methode entwickelt, mit deren Hilfe es möglich ist, durch Messung der Winkelverdrehung der Flansche das Verhalten von Flanschverbindungen zu analysieren. Hiermit wurde ein langgehegter Wunsch erfüllt und zwar die Möglichkeit, die Ursache der im Betrieb auftretenden Leckagen ausfindig zu machen ohne dass man den Zustand der Verbindung selbst zu ändern braucht.

Die Untersuchung c. erfolgt hauptsächlich an Hand von Modellen. Es wurde zu diesem Zweck eine Prüfapparatur entwickelt, mit der es möglich war, Modelle von Apparateflanschen genau zu untersuchen und zwar sowohl im elastischen wie im plastischen Bereich. Es ergab sich, dass auch das Verhalten unter dem Einfluss von Innendruck und gesteigerter Temperatur auf diese Weise eingehend untersucht werden konnte.

Die Untersuchungen a. und c. wurden in /5/, /6/, /7/ eingehend erörtert.

Die Untersuchung von Dichtungen b. verteilt sich auf:

1. Leckageuntersuchung
2. Kriech-Relaxationsuntersuchung von Flachdichtungen auf Asbestbasis, sog. It-Dichtungen.

It-Dichtungen zeigen unter Belastung besonders bei höherer Temperatur starke Kriecherscheinungen, was bei einer Flanschverbindung zu einem Kriech-Relaxationsvorgang führt. Es wurde abgeleitet und an Hand von Versuchen bestätigt, dass Kriech-Relaxation u.a. durch den Federkennwert von Flanschen und Schrauben, geteilt durch die Dichtungsoberfläche, bestimmt wird. Für diese Grösse wurde die Bezeichnung spezifischer Federkennwert eingeführt. Aus Versuchen mit einem zu diesem Zweck entwickelten Prüfgerät, dessen Federkennwert von 0 - 100.000 kp/mm variiert werden konnte, ergab sich, dass der spezifische Federkennwert einen starken Einfluss auf das Kriech-Relaxationsverhalten ausübt. Es wurde für eine erstklassige It-Dichtung von 1,5 mm Dicke bei einer Anfangsdichtungspressung von 4 kp/mm<sup>2</sup>, einer Temperatur von 300 °C und bei einem spez. Federkennwert von 120 kp/mm<sup>3</sup> gefunden, dass die verbleibende Dichtungspressung nach 24 Stunden der verbleibenden Dichtungspressung im Falle einer reinen Relaxation etwa gleichkommt und zwar etwa 0,25 kp/mm<sup>2</sup>. Weiter wurde der Einfluss verschiedener Faktoren auf das Kriech-Relaxationsverhalten untersucht, wie z.B. der Einfluss der Anfangsdichtungspressung, der Temperatur, der Anheizgeschwindigkeit

keit, der Dichtungsdicke, der Winkelverdrehung der Flansche u.s.w. Diese Untersuchung wurde in /8/ erörtert.

Diese Dissertation befasst sich mit dem Leckageverhalten von Dichtungen und bezweckt die Leckerscheinungen zu analysieren und zur Prüfung von Dichtungen Methoden anzugeben, mit denen die für eine Flanschberechnung erforderlichen Unterlagen gesammelt werden können.

## HISTORISCHER ÜBERBLICK

Von den zwanziger Jahren an lenkten die Dichtprobleme in stets stärkerem Mass die Aufmerksamkeit auf sich. Diese Probleme machten sich geltend in der chemischen Industrie, die stets mehr an Bedeutung gewann (z.B.  $\text{NH}_3$ -Synthese) und in den Dampfkraftwerken, wo mit stets höheren Drucken und Temperaturen gearbeitet wurde. Hierbei beschränkte man sich vorwiegend auf das Sammeln von Betriebserfahrungen. Im Jahre 1934 haben Siebel, Hering und Raible eine Reihe von Versuche an Dichtungen angestellt /9/. Sie untersuchten in einer idealisierten Prüfvorrichtung das Dichtverhalten von Gummi, Leder, Asbest-Gummi und Metalldichtungswerkstoffen in Bezug auf Wasser und Heissdampf.

1936 wurde in England von dem Pipe Flange Research Committee ein umfangreiches Versuchsprogramm durchgeführt /10/, wobei das Dichtverhalten verschiedener Dichtungsarten und Werkstoffe in einer idealisierten Prüfvorrichtung bei Zimmertemperatur und in einer 8" Rohrflanschverbindung bei Zimmer- und höherer Temperatur untersucht wurde.

1939 erschien ein zweiter Bericht dieses Ausschusses /11/, der besonders von Untersuchungen nach dem Kriechverhalten von Dichtungen, Flanschen und Schrauben handelte.

Später haben Siebel und Wellinger /12/ Dichtungsversuche angestellt, bei denen die Aufmerksamkeit gleichfalls auf Kriecherscheinungen der Dichtung gelenkt wurde. Schwaigerer und Seufert /53/ untersuchten das Dichtvermögen von Dichtungsleisten.

Die erste systematische Untersuchung wurde 1954 /13/ von Krägeloh vorgenommen. Er untersuchte in einer idealisierten Prüfvorrichtung das Dichtverhalten verschiedener Dichtungen. Ferner befasste er sich mit Kriech-Relaxationsversuchen. Später /14/, /15/ hat er sich speziell dem Verhalten von Asbest-Gummi (It)-Dichtungen gewidmet.

Lehmann /16/ prüfte das Verhalten von Flachdichtungen im Bereich hoher Drucke. Er befasste sich speziell mit dem Einsickerungsvorgang des Druckmittels in den Dichtungsspalt.

Haenle /17/ untersuchte das Dichtverhalten weicher Flachdichtungen auf Asbestbasis zwischen Flanschen mit Wasser als Druckmittel.

In England haben Donald und Salomon /18/ das Verhalten von It-Dichtungen zwischen 2 $\frac{1}{2}$ " Flanschen bei Zimmertemperatur untersucht.

In Amerika wies Roberts /19/ auf den grossen Belang einer Dichtungsuntersuchung hin und befasste sich näher mit dem Stabilitätsproblem von Dichtungen.

In Holland haben Boon und Mitarbeiter /5/, /6/, /20/, /21/, /22/ ausgedehnte Untersuchungen an Dichtungen angestellt, die zum weitaus grössten Teil nicht veröffentlicht wurden /23/. Boon ging auf die theoretischen Unterlagen ein /24/ und bemühte sich in enger Zusammenarbeit mit Siebel und Krägeloh (Staatliche Materialprüfungsanstalt - Stuttgart) um eine internationale Verständigung über Dichtungsprobleme /25/.

Die meisten Forscher haben sich also mit der Prüfung von Dichtungen auf ihr Dichtvermögen beschäftigt. Die Frage, was nun eigentlich als dicht zu bezeichnen ist, blieb offen und sie war in jener Zeit, als man nur geringe Anforderungen an die Dichtheit stellte, auch von unwesentlicher Bedeutung. Die Ergebnisse verschiedener Untersuchungen weichen stark von einander ab und die bestehenden Kennwerte für Dichtungen in Amerika /34/ und Deutschland /49/ zeigen grosse Unterschiede. Die bisher bestehenden Methoden zur Prüfung von Dichtungen stehen meistens in keinem Zusammenhang mit dem Zweck der Dichtung. Der Konstrukteur hat die Wahl aus einer grossen Anzahl Dichtungskonstruktionen und Werkstoffe, von denen die für die Berechnung notwendigen Kennwerte fehlen. Dies hat denn auch zur Folge, dass die Dichtungsfrage in vielen schwierigen Fällen in den Hintergrund geschoben wird und man sich erst dann, wenn die Konstruktion des Apparates bestimmt ist und festliegt oder gar erst nach Fertigstellung des Apparates, an den Dichtungslieferanten oder Sachverständigen wendet um nachträglich eine Dichtung "anzupassen".

## I. LECKMESSMETHODEN

### I.1. BETRACHTUNG ÜBER DIE BESTEHENDEN DICHTUNGSVERSUCHE

Bei den bisher angestellten Dichtungsversuchen wurde der Zusammenhang zwischen dem Innendruck  $p_i$ , bei dem zum ersten Male Leakage auftritt, und dem auf die Dichtung wirkenden Druck  $p_D$  ermittelt. Die hierbei erhaltenen Kurven in dem  $p_D$ - $p_i$  - Diagramm werden als Dichtungscharakteristiken bezeichnet. Es zeigt sich nun, dass es für sämtliche Dichtungen und Druckmittel dieselbe Art Dichtungscharakteristik gibt, welche in Bild I-1 dargestellt ist. Der

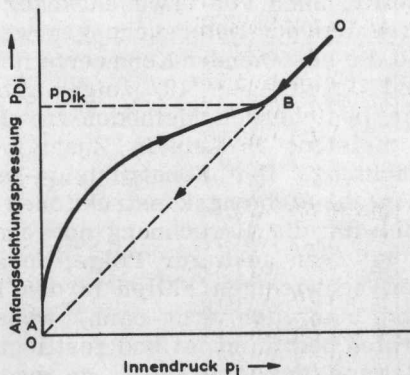


Bild I-1. Typische Form der Dichtungscharakteristik Innendruckversuch

Unterschied zwischen den für verschiedene Dichtungen und Druckmittel aufgenommenen Kurven liegt in der Form der sogenannten Ansteigkurven A-B. So haben härtere Dichtungen einen höheren Punkt B. Bei B geht die Ansteigkurve in die Gerade O-O' über, die das optimale Verhalten zeigt. Der hierfür erforderliche Dichtungsdruck hat Krägeloh /13/ die kritische Vorpressung genannt.

Zur Bestimmung der Leakage sind von Belang:

- a) das Prüfverfahren
- b) das Leckkriterium.

## I. 1.1. a) Das Prüfverfahren

Die Dichtungsversuche finden in einer idealisierten Prüfvorrichtung statt, wobei die Dichtung zwischen zwei dicken Platten in einer hydraulischen Presse montiert ist und einer bestimmten Belastung ausgesetzt wird. Jetzt wird das flüssige oder gasförmige Druckmittel zugelassen, worauf der Druck so hoch gesteigert wird, dass Leckage (Undichtheit) auftritt, wobei es von dem angewandten Leckkriterium abhängt, welche Leckgrösse als Undichtheit angesehen wird. Hierauf wird der Druck abgelassen und die auf die Dichtung wirkende Belastung (der Dichtungsdruck) gesteigert, worauf man den Innendruck wieder ansteigen lässt bis Leckage eintritt u. s. w. Die so erhaltenen Werte bilden im  $p_D - p_i$  - Diagramm die Leckkurve. Da die hydraulische Presse eine konstante Kraft  $P_S$  aufbringt, kann die Dichtungspressung  $p_D$  aus  $P_S = p_D A_D + p_i A_i$  berechnet werden, in welcher Formel  $A_D =$  Dichtungsfläche und  $A_i =$  Innenfläche der Dichtung. Der Dichtungsdruck  $p_D$  nimmt also bei ansteigendem Innendruck  $p_i$  ab. Boon und Krägeloh machten einen Vorschlag zur Normung des Prüfverfahrens /14/, /25/.

Die verschiedenen bisher entwickelten Messmethoden weichen nur in der Art und Weise der Leckbestimmung von einander ab. Es können bei diesen Methoden zwei Gruppen unterschieden werden, und zwar:

METHODE A (hier die Auffangmethode genannt, siehe Bild I-2).

Um den äusseren Rand der Dichtung ist ein Raum vorgesehen, in dem sich die austretende Gasmenge ansammelt. Von dort fliesst das Gas einer Vorrichtung zu, wo die Grösse des Lecks bestimmt wird.

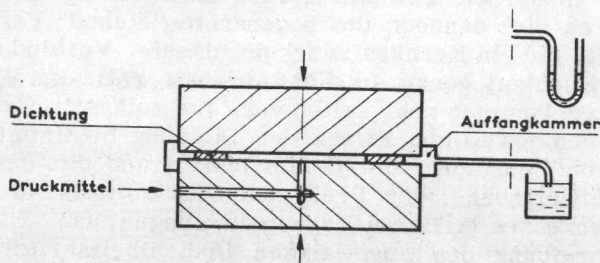


Bild I-2. Dichtungsprüfung nach der Auffangmethode

Diese Vorrichtung kann sein:

1. Ein U-Rohr, das zum Teile mit einer Flüssigkeit gefüllt ist und dessen einer Schenkel mit der Auffangkammer verbunden ist. An Hand des Niveauunterschieds kann die Leckgrösse festgestellt werden.

2. Ein Tauchrohr, dessen Öffnung gerade unter einem Flüssigkeitsspiegel mündet. Die Leckage äussert sich hier durch Austritt von Blasen aus dem Rohrende.

METHODE B (hier die Blasenmethode genannt, siehe Bild I-3).

Hierbei befindet sich um die Dichtung ein Wassermantel; das Auftreten kleiner Blasen in den Wassermantel ist hier ein deutliches Anzeichen für Leckage.

Es ist möglich, diese zwei Methoden zu kombinieren.

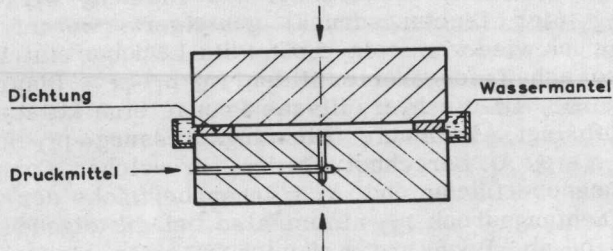


Bild I-3. Dichtungsprüfung nach der Blasenmethode.

### I. 1.2. b) Das Leckkriterium

Unter dem Begriff Leckkriterium ist hier eine bestimmte Leckgrösse zu verstehen, oberhalb derselben die Dichtung als undicht und unterhalb derselben als dicht bezeichnet wird. Dieses Leckkriterium ist ein sehr heikler Punkt in der Abdichtungstechnik. Es wird immer die Forderung einer dichten Verbindung gestellt, wobei man sich meistens kaum des Inhalts dieses Begriffes bewusst ist. So sind z.B. die in einem modernen Dampfkraftwerk auftretenden Leckgrössen, wobei es sich dennoch um sogenannte "dichte" Verbindungen handelt, für ein Kernkraftwerk unzulässig. Verbindungen, die in Wirklichkeit genau so dicht sind wie z.B. die Wand eines Apparats kommen sehr selten vor. Die zulässige Grösse wird durch den jeweiligen Zweck der Dichtung bestimmt. Es sind hier von Bedeutung: die Gefährlichkeit und die Beschwerden für die Umgebung, der Preis des Druckmittels, die Eigenart des Prozesses (z.B. bei Vakuumdichtungen) usw. Eine genaue Umschreibung des angewandten Undichtheitskriteriums soll einer der Hauptausgangspunkte jeder Forschungsarbeit in Bezug auf Dichtungen sein. Dennoch gibt es soweit mir bekannt ist keinen Forscher, der bei der Veröffentlichung seiner Versuche mehr als oberflächlich auf diesen Punkt eingeht. Es gibt sogar Forscher, die die von ihnen angewandten Undichtheitskriterien überhaupt nicht erwähnen und einfach vom "Undichtwerden" reden.

Um einen Eindruck von den bei den bisherigen Dichtungsversuchen angewandten Undichtheitskriterien zu vermitteln, seien hier die Leckkriterien der wichtigsten Forschungsarbeiten genannt. So haben Siebel und Mitarbeiter /9/ bei Verwendung von Wasser als Druckmittel den Wasserdruck in der Vorrichtung so lange gesteigert, dass "ein Wasserdurchtritt zu beobachten war", während bei Heissdampf die auf die Dichtung wirkende Belastung allmählich verringert wurde bis sich Undichtheiten zeigten.

Pipe Flange Research Committee /10/: Die ersten Anzeichen leckender Flüssigkeiten konnten leicht und genau durch visuelle Beobachtung festgestellt werden.

Bei Verwendung von Luft als Druckmittel wurde die austretende Luft gesammelt und nach einem Rohr geleitet, das genau unter einer Wasseroberfläche mündete. Die aus dem Rohr austretenden Blasen bezeichnen die Anwesenheit eines Lecks in der Dichtung.

Siebel-Wellinger /11/: Bei Wasser als Druckmittel wurde der Innendruck so weit gesteigert, bis die ersten Wassertropfen zwischen Dichtung und Prüfflansch hinaustraten. Bei Gasen wurde genau wie bei der englischen Methode das austretende Gas gesammelt, jetzt aber einem wassergefüllten U-Rohr zugeleitet. Der im Falle eines Lecks auftretende Überdruck konnte aus dem Anstieg der Wassersäule im U-Rohr abgelesen werden.

ASME-Subcommittee /45/: Für Wasser ist das Undichtheitskriterium die Bildung und das Hinabfliessen eines Wassertropfens von dem Rand des Flansches innerhalb fünf Minuten oder in noch kürzerer Zeit.

Krägeloh und Siebel-Krägeloh /13/, /26/: Krägeloh gibt bei Verwendung von Gasen folgendes Kriterium für den Beginn der Undichtheit: das Austreten von Blasen in einen die Dichtung umgebenden Wassermantel und zwar ein stetes Entweichen einzelner Luftblasen. Er führte auch Untersuchungen mit Wasser als Druckmittel durch, gibt aber nicht an, welchen Massstab er bei der Wahl des Undichtheitskriteriums anlegte.

Dichtungstagung Delft /14/ und /25/. Hier wurde das Undichtheitskriterium folgendermassen festgelegt: Der Innendruck wird mit vorgeschriebener Geschwindigkeit (10 atü/min) gesteigert, bis das Druckmittel entweicht. Bei Wasser: Tropfenbildung; bei Gas: ein sich regelmässig wiederholendes Entweichen von Blasen in einen die Dichtung umgebenden Wassermantel. Beim Erscheinen der ersten Blase, wird der Druck konstantgehalten. Kommt jetzt keine zweite Blase in spätestens einer halben Minute hinterher, so wird diese erste Blase ausser Betracht gelassen und der Druck weiter gesteigert.

Haenle /17/ untersuchte das Dichtverhalten weicher Flachdichtungen auf Asbestbasis zwischen Flanschen bei flüssigen Druckmitteln. Man brachte hier den Innendruck bis zum Undichtwerden auf, d.h. bis an irgendeiner Stelle des Umfangs zwischen den Dichtleisten eine kleine Wassermenge erschien, die sich innerhalb weniger Minuten deutlich und stetig vergrößerte.

Donald u. Salomon /18/ bedienen sich bei ihrer Leckprüfung, mit Wasser als Druckmittel, einer elektrischen Leckanzeige. Zu diesem Zweck wurde um die Dichtung eine mit Baumwolle überzogener Stromdraht angebracht. Die Leckflüssigkeit benetzt die Baumwolle, wodurch ein Stromkreis geschlossen wird und eine Lampe aufleuchtet.

Den ergebnisse unserer Untersuchung vorgehend, bemerken wir, dass bei all diesen Untersuchungen mit größeren Leckkriterien gearbeitet wurde (gewöhnlich über  $1 \mu\text{g/s}$  pro Meter Dichtungslänge). Nun sind aber Leckwerte, die weit unter  $1 \mu\text{g/s}$  pro Meter Dichtungslänge liegen, u.a. von wesentlicher Bedeutung für die Vakuumtechnik und die Kernenergieanlagen, wo eine besonders gute Dichtwirkung verlangt wird. Bei der Herstellung von Apparaturen und Anlagen für diese Techniken finden spezielle Kontrollverfahren Anwendung, bei denen man sich des Massenspektrographen (bis zu min.  $10^{-5} \mu\text{g/s}$ ) und des Helium- und Halogenschnüfflers (bis zu minimal  $10^{-3} \mu\text{g/s}$ ) bedient. Dies bringt eine beträchtliche Kostensteigerung mit sich, was nicht so sehr auf die gestiegenen Kosten einer Dichtigkeitsprüfung als vielmehr auf den grossen Prozentsatz untauglicher Dichtungen zurückzuführen ist, die zu demontieren, durch neue zu ersetzen, auszubessern, aufs neue zu montieren und zu prüfen sind. Für diese Zweige der Technik ist es besonders vorteilhaft, dass man sich in den Bedingungen, unter denen eine gewisse Dichtwirkung erreicht wird, auskennt. In der Vakuumtechnik arbeitet man mit einem Leckmassstab, Lusec (liter-mikronsekunde) genannt. Eine Leckgrösse von 1 Lusec infolge des Einsickerns von Luft in einen Hochvakuumraum von 1 Liter Inhalt ergibt eine Drucksteigerung von 1 Mikron Quecksilber pro Sekunde. Im Deutschland verwendet man die Torr. Liter/Sekunde =  $10^3$  Lusec.

Auch in der Atomtechnik arbeitet man zur Zeit mit diesem Leckmassstab Lusec und Torr. Liter/sek. /27/. Er ist hier jedoch weniger geeignet, weil hier auch Leckage von Flüssigkeit vorkommen kann.



## I. 2. EMPFOHLENER LECKMASSTAB UND TRENNUNG NACH LECKBEREICH

Im Allgemeinen werden an die Grösse der hinaustretenden Druckmittelmenge gewisse Anforderungen gestellt. Wir können demnach in der Abdichtungstechnik am zweckmässigsten mit der Grösse des Leckstroms, ausgedrückt in Massen-, Volumen- oder Gewichtseinheiten je Zeiteinheit und pro Meter Dichtungslänge arbeiten. In dieser Dissertation wird mit Masseneinheiten gearbeitet, für die die Bezeichnungen  $\mu\text{g/s}$  und  $\mu\text{g/s pro Meter Dichtungslänge}$  (abgekürzt:  $\mu\text{g/s m}$ ) eingeführt wurden.

Den Untersuchungen vorgreifend, unterscheiden wir 2 Abdichtungsgebiete:

- a) die sogenannten Normaldichtungen, wobei man von "dichten" Verbindungen spricht, wenn die auftretenden Gasleckagen in der Grössenordnung von 10 - 100  $\mu\text{g/s m}$  liegen, während für Flüssigkeiten Leckagen von 0,1 - 1  $\text{mg/s m}$  üblich sind. Wir bezeichnen dieses Gebiet als den Dampfbereich.
- b) Abdichtungen, an die sehr hohe Anforderungen gestellt werden, wie sie z.B. in der Hochvakuumtechnik und im Kernreaktorbau üblich sind. Die hier auftretenden Gasleckagen sind viel kleiner als die erstgenannten und liegen in der Grössenordnung von  $10^{-3}$  -  $10^{-5}$   $\mu\text{g/s m}$ . Wir bezeichnen dieses Gebiet als den Atombereich.

## I. 3. FORDERUNGEN MESSMETHODE

Es folgen hier eine Anzahl Forderungen, die zur Prüfung von Dichtungen auf ihre Abdichtungseigenschaften an eine gute Messvorrichtung zu stellen sind:

- a) Eignung für quantitative Leckmessungen;
- b) Eignung für Untersuchungen bei hoher Temperatur;
- c) Geeignet für Messung normaler Lecke min. 1  $\mu\text{g/s m}$  (Dampfbereich);
- d) Geeignet für Messung sehr kleiner Lecke  $< 10^{-3}$   $\mu\text{g/s m}$  (Atombereich);
- e) Möglichkeit zur Untersuchung der Wirkung der die Dichtung angreifenden Druckmittel;
- f) Eignung für Versuche von langer Dauer;
- g) Eignung für Fernsteuerung;
- h) Einfache Bedienung;
- i) Möglichst narrensicher;
- j) Eignung für Gase und Flüssigkeiten;
- k) Möglichkeit zur Bestimmung der Leckstelle.

Im Hinblick auf den Zweck der vorliegenden Untersuchung, sind besonders die Punkte a), b), c), e) und f) von wesentlicher Bedeutung. In Tafel I-1 ist angegeben, in welchem Masse die obengenannten Methoden den Anforderungen a) bis k) Folge zu leisten vermögen.

TAFEL I-1  
Eignung der verschiedenen Prüfmethode

Forderung	a	b	c	d	e	f	g	h	i	j	k	
Auffangmethode	±	-	+	+	-	±	+	-	±	+	-	+ geeignet
Blasenmethode	-	-	+	-	-	-	-	+	+	-	+	+ mittel- mässig
Eigene Methode	+	+	+	-	+	+	+	+	±	+	-	- nicht geeignet

Wie man sieht, genügt die Blasenmethode keinen der unter a), b), c), e) und f) genannten und für die Untersuchung wichtigen Forderungen. Es kommt noch hinzu, dass diese Messung sehr subjektiv gefärbt ist, was zur Folge hat, dass die von den verschiedenen Forschern erzielten Ergebnisse von einander abweichen. Diese Methode zeichnet sich durch ihre Einfachheit aus, wodurch sich eine Dichtung schnell prüfen lässt. Zur Prüfung sehr kleiner Lecke (Punkt d) ist, wie man sieht, die Auffangmethode im Prinzip geeignet. Man muss aber zur Messung sehr kleiner Lecke besondere Vorkehrungen treffen. Bis heute haben diese hier aber keine Beobachtung gefunden.

Ein grosser Nachteil dieser Methode ist die umständliche Prüfmethode. Bei jedem neuen Versuch ist um den äusseren Rand von Dichtung und Flanschen ein flexibler Auffangraum anzubringen.

#### I. 4. ENTWICKELTE MESSMETHODE FÜR NORMALE LECKE (DAMPFBEREICH)

Wir haben eine Methode entwickelt, die tatsächlich den in den Punkten a), b), c), e) und f) erwähnten Forderungen völlig gerecht wird. Bei dieser Methode wird die Leckgrösse dadurch bestimmt, dass man die Druckmittelmeng misst, welche an der Druckseite der Dichtung zur Konstanthaltung des Drucks an dieser Stelle aufgegeben werden muss. Das Messelement ist einfach ein zum Teile mit einer Flüssigkeit gefülltes U-Rohr, dessen einer Schenkel zum Teile durchsichtig ausgeführt ist. Die Steigung des Flüssig-

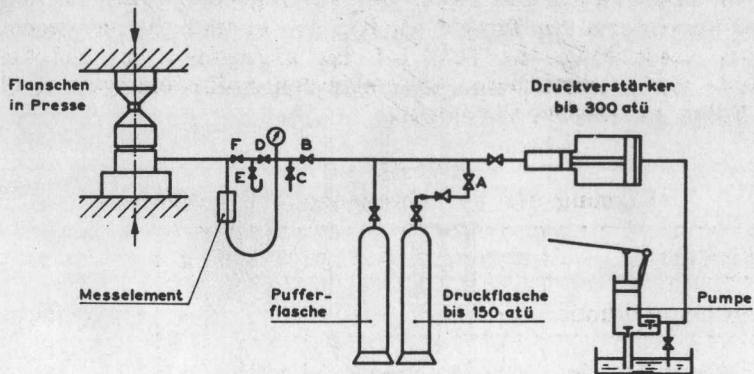


Bild I-4. Schema der quantitativen Leckmessungsanlage

keitsspiegels, die ein Mass für die auftretende Leckage darstellt, kann auf diese Weise gemessen werden. Ein Schema dieser Messanordnung zeigt Bild I-4. Nachdem die zu prüfende Dichtung montiert und mit Hilfe der hydraulischen Presse der gewünschte Dichtungsdruck eingestellt ist, wird mit Hilfe des Reduzierventils der Druckflasche bei geöffneten Hähnen A, B, D und F und geschlossenen Hähnen C und E der gewünschte Innendruck eingestellt. Anschliessend werden die Hähne D und F geschlossen und der Hahn E geöffnet und kann die Messung erfolgen. Der Flüssigkeitsspiegel kann, nachdem er bis oben in das durchsichtige Glasrohr emporgestiegen ist, durch Öffnen der Hähne D und F und durch Schliessen von Hahn E wieder in den Null-Stand : zurückgedreht werden. Das Puffergefäss, das aus einer Stickstoffflasche besteht, dient dazu, einen konstanten Druck aufrechtzuerhalten. Mit dem Druckverstärker können eventuell höhere Drucke erreicht werden. In regelmässigen Zeitabständen ist der sogenannte Null-Versuch durchzuführen, wobei eine Gummidichtung montiert und einem hohen Dichtungsdruck ausgesetzt wird, so dass die auftretende Leckage gleich Null sein soll. Während einer Viertelstunde darf bei einem Innendruck von 50 atü keine Änderung in dem Stand des Flüssigkeitsniveaus eintreten. Hahn E ist über einen Gummischlauch an ein U-förmiges Rohr angeschlossen, das zum Teile mit Flüssigkeit gefüllt ist (siehe Bild I-5). Durch Eindrücken des Gummischlauchs kann in einfacher Weise ein Unterdruck in dem einen Schenkel hervorgerufen werden, wodurch das Flüssigkeitsniveau ansteigt. Auf diese Weise kann ein Leck an den Hähnen F oder D ganz einfach durch ein Absinken des

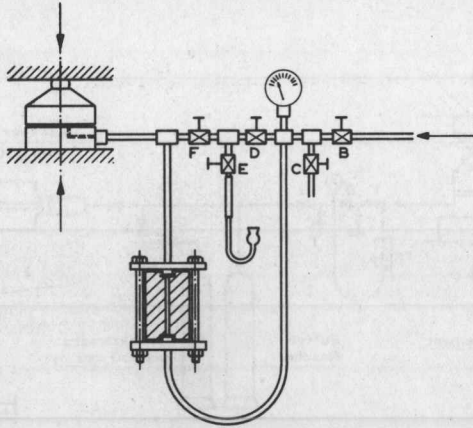
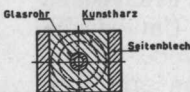
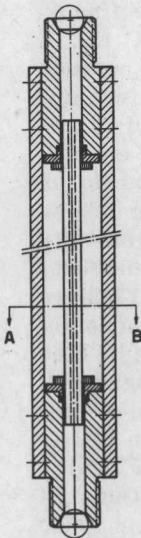


Bild I-5. Messelement für quantitative Leckmessung

Flüssigkeitsspiegels angezeigt werden. Für diesen durchsichtigen Schenkelabschnitt haben wir einen Block Perspex von 100 x 100 x 200 mm angewandt, in dem in Längsrichtung ein Loch von 4,5 mm Durchmesser gebohrt wurde. Ein Anstieg des Flüssigkeitsspiegels von 1 mm war hierbei durchaus messbar; er kam bei einer Messzeit von 5 Minuten und einem Innendruck von 10 ata, einer Leckgrösse von etwa

$0,5 \mu\text{g/s}$  Stickstoff oder Luft gleich. Diese Ausführungsform konnte bis zu Drucken von 300 atü angewandt werden. Zur Zeit bedienen wir uns eines in durchsichtigem Kunststoff eingebetteten Glasrohrs mit einem Innendurchmesser von 2,5 mm nach Bild I-6. Dieses Messelement ist bis zu Drucken von 500 atü verwendbar. Ein Anstieg des Flüssigkeitsstandes von 0,5 mm lässt sich hier gut messen; er entspricht bei einem Innendruck von 10 ata und einer Messzeit von 5 Minuten einer Leckgrösse von etwa  $0,1 \mu\text{g/s}$  Stickstoff oder Luft.

Um grössere Leckwerte messen zu können, bedienen wir uns anstelle des U-förmigen Rohres eines aus zwei konzentrischen Stahlrohren bestehenden Geräts, siehe Bild I-7. In dem kleinsten Rohr befindet sich ein P.V.C.-Stab, an dem drei elektrische Kontakte angebracht sind. Das äussere Rohr ist an die Stickstoffflasche angeschlossen, während das innere Rohr an der Oberseite mit den zu prüfenden Dichtungsringen verbunden und an der Unterseite offen ist. Die Rohre sind zum Teile mit Wasser gefüllt, in dem eine geringe Menge Kaliumbichromat ge-



Schnitt A-B

Bild I-6. Messelement für quantitative Leckmessung geeignet bis zu 500 atü. Hergestellt von der Firma van Essen N.V., Delft.

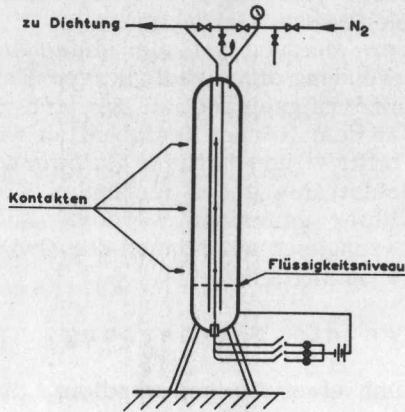


Bild I-7. Messelement für Messung grosser Lecke

löst ist. Wenn das Wasser infolge Leckage durch die Dichtungsringe so weit in dem inneren Rohr angestiegen ist, dass ein Kontakt hergestellt wird, wird ein Stromkreis geschlossen und leuchtet eine Lampe auf. Auf diese Weise lässt sich der Anstieg des Niveaus im inneren Rohr und somit die Leckage verfolgen. Dieses Gerät war bis zu einem Arbeitsdruck von 100 atü geeignet.

### I.5. LECKMESSUNG IM BEREICH SEHR KLEINER LECKE (ATOMBEREICH)

#### I.5.1. Methoden verschiedener Art.

Quantitative Leckmessungen im Bereich der sehr kleinen Lecke sind schwer auszuführen. Ein Leck von  $10^{-4} \mu\text{g/s}$  m bedeutet, dass eine Dichtung von 50 mm Durchmesser ein Leck von nur 0,5 g je 1000 Jahr aufweist. Eine naheliegende Methode zur Prüfung des Leckverhaltens in diesem Bereich ist das Anbringen eines hohen Vakuums an der Dichtungsinnenseite. Ein Mass für die Leckgrösse stellt dann der Druckverlauf dar, der sich einfach und sehr genau messen lässt. Die durch die Apparatur bedingten Schwierigkeiten sind jedoch besonders gross.

Mit einem Halogenschnüffler ist es nach Angabe der Herstellerfirma möglich, Leckwerte bis zu  $10^{-3} \mu\text{g/s}$  nachzuweisen, während mit einem Heliummassenspektrographen Lecke bis zu  $10^{-5} \mu\text{g/s}$  festzustellen sind. Quantitative Messungen sind jedoch nicht leicht durchzuführen. Wir haben in Erfahrung gebracht, dass mit dem Halogenschnüffler wesentlich grössere Lecke gemessen werden können als

die obenerwähnten Werten. Der Heliummassenspektrograph ist ein ziemlich teureres Gerät<sup>1)</sup>.

Nach unserer Meinung ist die einfachste und genaueste Methode die Anwendung eines radioaktiven Kennstoffes, wofür Krypton-85 besonders geeignet ist. Krypton-85 ist ein Inertgas, das nicht in dem Körper festgehalten wird. Es ist verhältnismässig billig<sup>2)</sup> und hat eine Halbwertszeit von etwa 10 Jahren. Die Betastrahlung des leckenden Kryptons kann mit einem Geigerzähler gemessen werden. Die benötigte Konzentration des Kenn-gases wird durch die Grösse der zu messenden Leckage bedingt.

### I. 5.2. Angewandte $\text{NH}_3$ -Messung

Wir haben uns einer Methode bedient, die sich durchaus bewährt hat und ausserdem leicht zu handhaben ist. Bild I-8 zeigt die Aufstellung der dazu erforderlichen Messapparatur.

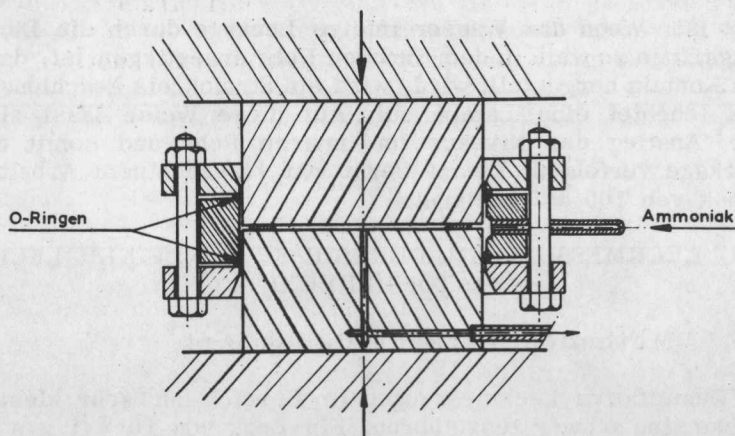


Bild I-8. Aufstellung Ammoniak-Leckmessung für Messungen im Atombereich

Um den Aussenrand der Dichtung ist ein Ring geschoben, der zusammen mit zwei O-Ringen an den Druckplatten einen abgeschlossenen Raum umfasst. Der so gebildete Raum wird an eine mit  $\text{NH}_3$  gefüllte Druckflasche angeschlossen. Das Innere der Dichtung steht mit einem Schlauch in Verbindung, der während des Versuchs geschlossen ist. Nach Aufbringen des Dichtungsdrucks wird die  $\text{NH}_3$ -Flasche geöffnet, wobei der Aussenseite der Dichtung  $\text{NH}_3$  unter Druck zugeht und

1) Leak Detector Type 24-210, vereinfachter tragbarer Massenspektrograph. Consolidated Electrodynamics Corporation \$ 4500.

2) Etwa \$ 50 per Curie.

das leckende  $\text{NH}_3$  sich im Innern der Dichtung ansammelt. Nach einer bestimmten Versuchsdauer wird das hindurch gesickerte  $\text{NH}_3$  aus dem Dichtungsraum gesaugt, worauf das Gewicht im Labor auf photometrischem Wege ermittelt wurde, was bis auf ca.  $2 \mu\text{g}$  möglich ist<sup>1)</sup>. Die gerade noch messbare Leckgrösse beträgt bei einer Versuchsdauer von 16 Stunden (der Versuch kann nachts durchgeführt werden) ca  $4 \cdot 10^{-5} \mu\text{g/s}$ .

Der Inhalt der Druckflasche ist nur 10 g. so dass eine eventuelle Leckage der O-Ringe nicht verhängnisvoll ist. Der Dampfdruck von  $\text{NH}_3$  bei Zimmertemperatur ist etwa 9 ata.

### I. 5.3. Angewandte Druckplatten

Bei den in dieser Arbeit beschriebenen Leckmessungen wurden die Druckplatten und Dichtungen vor jedem Versuch gereinigt und entfettet. Es sei denn dass anders erwähnt wurde, wurden stets fein gedrehte Druckplattenoberflächen verwendet. In Bild I-9 ist eine Talysurfaufnahme dieser fein gedrehten Oberfläche dargestellt.

Normal wurde als Druckmittel Stickstoff verwendet.

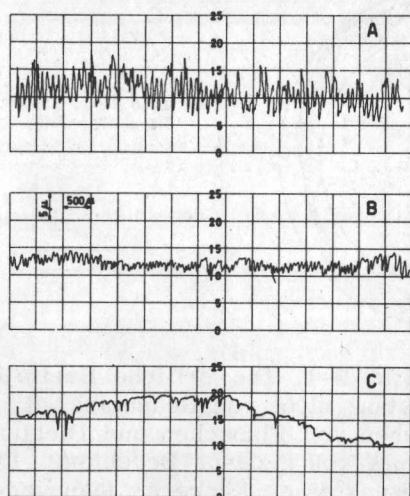


Bild I-9. Talysurf-Aufnahme der Oberflächenrauigkeit der angewandten Druckplatten. A nicht benutzte Oberfläche  
B nach mehreren Versuchen  
C nach starkem Gebrauch

Aufgenommen mit Talysurf nr 3 (Taylor-Hobson), von der "Meetkamer", Laboratorium voor Werkplaatstechniek, T.H. Delft.

1) Gasanalytische Afdeling, Centraal Laboratorium Staatsmijnen.

## II. DER LECKSPALT UND DAS LECKSPALT-MODELL

### II. 1. OBERFLÄCHENBETRACHTUNG

Beim Zusammenbau einer Flanschverbindung bekommt man Spalte zwischen den anwesenden Trennflächen. Die Spaltgrösse wird bedingt durch die Art und Weise wie sich die Trennflächen aneinander anpassen, welche Anpassung u. a. von der Grösse der Kontaktpressung der Flächen abhängig ist. Je nach dem Anwendungszweck ist bei dem Betriebsdruck ein bestimmter Leckverlust gestattet, der also einer bestimmten Spaltgrösse gleichkommt.

Massgebend für die Dichtung ist die Anpassung über ein auf der Dichtungsoberfläche befindliches in sich geschlossenes

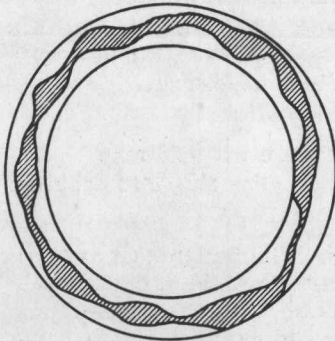


Bild II-1. In sich geschlossenes Band über die Dichtungsfläche

Band gemäss Bild II-1. Die örtliche Breite dieses Bandes ist in erster Instanz nicht von Bedeutung.

Die Oberflächen von Flanschen und Dichtungen sind also für die Abdichtung von grosser Bedeutung. Eine Oberfläche ist eine Begrenzung eines Körpers. Man versteht hierunter eine zweiteilige Schicht (innere- und äussere Grenzschicht), wobei die innere Grenzschicht den Übergang zu dem ungestörten Werkstoff, und die äussere Grenzschicht den Übergang zu der Atmosphäre bildet /28/. Bei dem Bearbeitungsvorgang wird das Material der Grenzschicht bis zu einer bestimmten Tiefe dieser Schicht einem gewissen Einfluss ausgesetzt. Diesen beeinflussten Teil nennt man die innere Grenzschicht, deren Dicke ungefähr der Spanstärke gleichkommt. Bei Lappen und Polieren beträgt die Stärke  $\approx 10 \mu$ . Die äussere Grenzschicht besteht aus einer an der Atmos-



phäre anliegenden Fett- und Schmutzschicht, unter der sich bei unedlen Metallen eine Oxydschicht befindet. Die Fett- und Schmutzschicht hat bei normaler Reinigung eine Dicke von  $1 - 5\mu$ , bei einer eingehenden Waschbehandlung mittels Benzin kann diese  $0,5\mu$  betragen /29/. Die Oxydschicht ist sehr dünn  $10 - 1000 \text{ \AA}$ , Cr Ni - Stahl  $100 \text{ \AA}$ , Aluminium  $1000 \text{ \AA}$ . Für Aluminium ist diese Oxydschicht sehr hart und spröde.

Zu unterscheiden sind nun:

- a) Oberflächengestalt;
- b) Oberflächeneigenschaften (Beschaffenheit);
- c) Oberflächenverhalten.

Für die Abdichtung ist von Bedeutung:

- a) die Oberflächengestalt (Form).  
Bei Berührung von zwei Oberflächen ist in erster Instanz die Oberflächenform massgebend für die Grösse der Leckströmung.
- b) die Oberflächenbeschaffenheit.  
Bei Zusammenpressung von zwei Oberflächen sind die physikalischen Eigenschaften massgebend für die auftretenden Verformungen und die Anpassung.
- c) das Oberflächenverhalten.  
Beim Studium von Erscheinungen wie Reibung, Adhäsion, Korrosion usw. ist das Oberflächenverhalten wichtig.

Bei der Beschreibung der Oberflächengestalt unterscheidet man zweckmässigerweise zwischen Mikrogeometrie und Makrogeometrie einer Oberfläche. Diese dienen zur Charakterisierung von Oberflächenformen und -Fehlern. Die Mikrogeometrie umfasst die Rauigkeit (Quer- und Längsrauigkeit). Es sind u. a. zu unterscheiden: die mittlere

$$\text{Rauigkeitshöhe } R_m = \frac{1}{\text{Messstrecke}} \int_0^{\text{Messstrecke}} |y| dx \text{ (kann}$$

mit einem Talysurfgerät ermittelt werden), und die maximale Rauigkeitshöhe  $R_{\max}$  = Abstand zwischen tiefstem Tal und höchster Spitze. Bei der Rauigkeit ist der mittlere Abstand zweier Spitzen oder scharfkantiger Erhebungen (Riefenabstand  $t$ ) nur wenige Male grösser als die Rauigkeitshöhe  $R_m$

oder  $R_{\max}$ . siehe Bild II-2. Nach /28/ S. 20:  $\frac{t}{R_{\max}} < 20$ .

Die Rauigkeit wird durch das spanabhebende Werkzeug, die Eigenschaften des Materials usw. bestimmt und lässt sich

durch eine geeignete Bearbeitung bis zu ziemlich kleinen Werten herabsetzen.

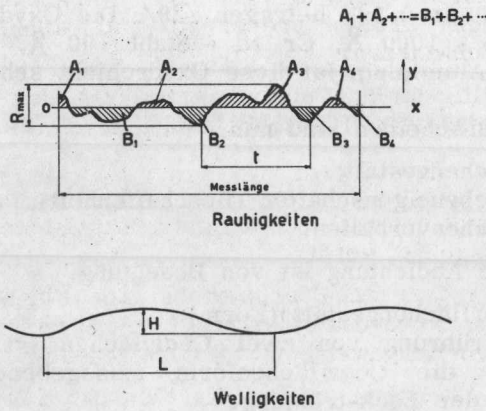


Bild II-2. Darstellung der Rauigkeiten und Welligkeiten

Normal gedrehte und geschlichtete Flächen haben Rauigkeiten  $R_{max}$  zwischen 5 und  $10\mu$ , während normal gelppte und polierte Flächen Rauigkeiten zwischen 0,1 und  $1\mu$  aufweisen. Sehr fein gelppte Oberflächen haben Rauigkeiten bis zu  $\approx 0,05\mu$ . Die Bearbeitungskosten steigen bei abnehmenden Rauigkeiten stark an. So betragen z.B. die Bearbeitungskosten für sehr feines Lappen das 8 bis 10-fache der Kosten für normale Dreharbeit.

Obwohl es sich hier schon um kleine Abmessungen handelt, sind diese Rauigkeiten im Vergleich zu den Abmessungen von Gasmolekülen immer noch sehr gross. Der Durchmesser eines Stickstoffmoleküls ist z. B.  $3,8 \cdot 10^{-4} \mu$ .

Die Makrogeometrie umfasst für flache Oberflächen die Welligkeiten und Unebenheiten. Bei den Welligkeiten ist der mittlere Abstand der Welligkeitsberge (Wellenabstand  $L$ ) viele Male grösser als die Welligkeitshöhe  $H$ . Nach /28/ S. 20:  $\frac{L}{H} > 100$ . Siehe Bild II-2.

In dieser Arbeit wird für Dichtungs- und Flanschoberflächen kein Unterschied zwischen Welligkeit und Unebenheit gemacht und beide werden als Welligkeit bezeichnet.

Die Welligkeiten der Flanschoberfläche sind auf verschiedene Ursachen zurückzuführen und zwar:

1. Die bei der Bearbeitung des Flansches verursachten Welligkeiten (Schwingungen der Werkzeugmaschine, Verziehung infolge innerer Materialspannungen, z. B. durch Schweissen).
2. Die Welligkeiten (Verformungen), die eine Folge der ungleichmässigen Flanschbelastung durch die Schrauben sind.
3. Die Welligkeiten, die durch die im Betrieb auftretenden Temperaturunterschiede der unterschiedlichen Flanschteile ausgelöst werden.

Zu 1. Bei grösserem Durchmesser des Flansches wird auch die Grösse der Welligkeiten zunehmen. Die Bearbeitungsweise ist hier ein bedeutender Faktor.

Zu 2. Bei Flanschen mit dünnem Flanschteller und einer geringen Zahl von Bolzen (DIN-Flanschen) treten grössere Verformungen auf als bei den von uns befürworteten schmalen hohen Flanschen mit einer grösseren Zahl dünner Bolzen (vom Typus Boon-Flansch) /5/, /6/. Diese Verformungen sind annähernd zu berechnen. Wird jedoch nicht die grobe Annäherung angewandt, bei der der Flansch ohne Berücksichtigung der Gefässwand betrachtet wird, so wird die Berechnung sehr kompliziert. Dazu kommt noch, dass das Verhalten der Dichtung im allgemeinen nicht oder nur ungenügend bekannt ist.

Zu 3. Die durch den Betrieb bedingten Temperaturunterschiede in einer Flanschverbindung sind meistens beträchtlich. Ich denke in diesem Zusammenhang an einen plötzlichen Übergang von überhitztem auf gesättigten Dampf. Eine plötzliche Abkühlung z. B. infolge der Tatsache, dass plötzlich Wasser durch die Dampfleitung befördert wird, kann sehr grosse Temperaturunterschiede über den Flanschumfang herbeiführen. Auch hier unterscheiden sich die Boon-Flansche günstig von den DIN-Flanschen.

Messungen der Ebenheit über grosse Oberflächen sind schwer durchzuführen. Über die Grösse dieser Welligkeiten ist demnach wenig bekannt. Die bei normalen technischen Werkstücken auftretenden Welligkeiten sind aber ziemlich gross. So ist z. B. für einen feingedrehten Flansch von 600 mm  $\varnothing$  eine Welligkeitshöhe von 100 - 200  $\mu$  eine normale Grösse.

Die Welligkeiten sind weit schwerer als die Rauigkeiten auf einen kleinen Wert zurückzubringen. Man denke nur an die schwierige und kostspielige Herstellung von optisch flache Glasplatten von einiger Grösse.

## II.2. VERFORMUNG DER DICHTUNGSOBERFLÄCHEN

Eine Dichtungsoberfläche hat also Welligkeiten mit überlagernden Rauigkeiten. Man kann sich eine solche Oberfläche als eine Gebirgslandschaft vorstellen. Wenn zwei Dichtungsoberflächen einander berühren, wird der Kontakt sich auf sehr wenige Stellen beschränken und zwar auf einige Spitzen der Welligkeiten. Da diese Welligkeitsspitzen wieder von Rauigkeiten überlagert sind, findet der wirkliche Kontakt nur an einigen Spitzen der Rauigkeiten statt. Siehe Bild II-3.

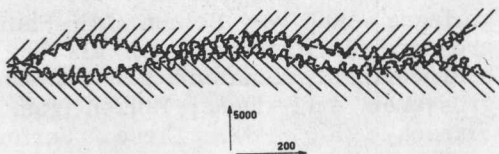


Bild II-3. Kontakt von zwei Dichtungsflächen

Diese Spitzen sind mithin stark belastet und es findet schon bei sehr geringen äusseren Belastungen ein plastischer Fliessvorgang statt, bis die Kontaktoberfläche gross genug ist, um die Belastung tragen zu können. Bowden und Tabor haben den elektrischen Widerstand des Kontaktes als Funktion der Belastung gemessen und gewannen auf diese Weise einen Eindruck von der Grösse der wirklichen Kontaktoberfläche /30/. Sie nahmen an Hand von Versuchsergebnissen an, dass die wirkliche Kontaktoberfläche ungefähr der äusseren Belastung, geteilt durch die mittlere Fliessgrenze der Rauigkeitsspitzen, gleichkommt, wobei die Fliessgrenze von dem Spannungszustand und der Art des Werkstoffs abhängig ist. Bei weitgehend verfestigtem Material ist dieser mittlerer Fliessgrenze praktisch unabhängig von der Verformung und bleibt deshalb während des Belastungsprozesses konstant. Hierdurch ist also die Grösse der wirklichen Kontaktoberfläche der Belastung proportional.

Der Werkstoff unterhalb der Rauigkeitsspitzen wird selbstverständlich ebenfalls verformt. Bei kleinen Belastungen ist diese Verformung elastisch, bei grösseren Belastungen verhält sie sich elastisch-plastisch.

Bei Steigerung der Belastung dehnt sich der Kontakt über

immer mehr Spitzen aus und tritt eine Verformung der Welligkeiten auf. Wenn schliesslich durch elastische und plastische Verformung der Welligkeiten sich die Oberflächen einander angepasst haben, bleiben noch die Rauigkeiten übrig, die sich in den "Tälern" der Welligkeiten befinden. Es sind sehr hohe Dichtungsdrucke erforderlich, auch diese letzten Rauigkeiten zu beseitigen.

Was geschieht nun, wenn wir die Belastung herabsetzen? Bei einer Aufhebung der Belastung nach vorhergehender plastischer Deformation werden die beiden Oberflächen elastisch zurückfedern. Es ist klar, dass nach einer vorhergehenden plastischen Deformation, wobei die Oberflächen sich einander angepasst haben, die Spaltgrösse für eine bestimmte Belastung bei Abnahme dieser Belastung kleiner ist als bei erstmaliger Zunahme der Belastung. Die örtliche elastische Verformung des unterliegenden Werkstoffs ist massgebend für die örtliche Dichtungspressung und die Spalthöhe. Bei erneuter Belastung wird sich der Werkstoff elastisch verhalten, bis der höchste Punkt des ersten Belastungsanstiegs wieder erreicht ist.

Es sind also in den Deformationsvorgang, der auftritt, wenn zwei Dichtungsoberflächen aneinander gepresst werden, drei Bereiche zu unterscheiden.

#### I. DER BEREICH DER NIEDRIGEN DICHTUNGSDRUCKE

Der Kontakt erfolgt hier an den Spitzen der Rauigkeiten, die sich auf den "Gipfeln" der Welligkeiten befinden. Die Zahl dieser "Gipfel" ist sehr beschränkt und der mittlere Dichtungsdruck, der dazu erforderlich ist, die betreffenden Rauigkeiten eindringen zu lassen und zu verformen und die Oberflächen einander nähern zu lassen, ist sehr gering. Die auftretenden Leckwerte in diesem Bereich sind ausserordentlich hoch.

#### II. DER BEREICH DER MITTELHOHEN DICHTUNGSDRUCKE

In diesem Bereich tritt, was gerade für normale Dichtungen (Dampfbereich) von grösster Bedeutung ist, eine Anpassung an und eine Verformung der Welligkeiten auf. Die Eindringung und Verformung der Rauigkeiten in diesem Bereich ist in betreff der Annäherung der Oberflächen bloss von nebensächlicher Bedeutung.

#### III. DER BEREICH DER HÖCHSTEN DICHTUNGSDRUCKE

In diesem Bereich kommt es zu einer Verformung und

Anfüllung, also zu einer Beseitigung der Rauigkeiten, die sich in den "Tälern" der Welligkeiten befinden. Gleiches gilt für Kratzer in der Flansch- und Dichtungsoberfläche. Wie wir noch sehen werden, sind zur Beseitigung dieser Rauigkeiten und Kratzer sehr hohe Dichtungsdrücke erforderlich, wobei eine beträchtliche plastische Verformung des ganzen Dichtungswerkstoffs auftritt. Die Leckagen, welche hier eintreten, liegen für einen wesentlichen Teil im Bereich der sehr kleinen Leckwerte (Atombereich).

## II. 3. MODEL DES LECKSPALTES

### II. 3.1. Beschreibung

Zur Untersuchung des Mechanismus der Dichtung und zur Erklärung der Leckerscheinungen, wie diese bei Prüfung des Leckvorgangs auftreten, bedienen wir uns eines einfachen Modells des Leckspaltes. Im Jahre 1955 /31/ habe ich mit Hilfe eines solchen Modells, das sich auf den zweiten der obengenannten drei Bereiche bezieht, und eines angenommenen Undichtheitskriteriums die Form der Dichtungscharakteristik in den wesentlichen Punkten berechnet. Das angewandte Leckkriterium beruhte hierbei auf Stabilitätsabwägungen. Siehe z. B. Kapitel V. Das Modell wurde dabei über den Umkreis in eine grosse Anzahl gesondeter Schnitten verteilt, und es wurde angenommen, dass sich der Werkstoff nicht verfestigte. Es blieben allerdings eine Anzahl Punkte übrig, für die keine befriedigende Erklärung gefunden werden konnte. Zur Zeit hat unsere Untersuchung des Dichtungsmechanismus die Einsicht in diese Leckerscheinungen in der Weise vertieft, dass wir auf die angewandte Vereinfachung des Stabilitätsleckkriteriums verzichten können. An deren Stelle ist die sogenannte "zulässige Leckgrösse" als Leckkriterium getreten. Es wird sich herausstellen, dass sich mit dem obengenannten Modell und dem neuen Leckkriterium jetzt die wichtigsten Erscheinungen erklären lassen.

Das vereinfachte Modell des Leckspaltes, dessen wir uns bedienen, wird erhalten, wenn eine flache Dichtung zwischen zwei, in radialer Richtung, parallelen Flanschoberflächen einer in Bild II-4 angegebenen Form, zusammengepresst wird. In der Umfangsrichtung ist die Flanschoberfläche mithin zackig ausgebildet, welche Form die Welligkeiten der Oberfläche (Bereich II, Höhe Welligkeit  $h_0$ ) darstellt.

Auf jedem "Gipfel" dieser Welligkeiten befindet sich eine scharfe "Zacke" mit Höhe  $h_1$ , während es in jedem "Tal" eine scharfe Rinne mit Höhe  $h_2$  gibt. Diese "Zacken" und "Rinnen" stellen die Rauigkeiten in den Bereichen I und III dar,

die auf und in den Dichtungs- und Flanschoberflächen vorhanden sind, wobei die "Zacken" zugleich das Verhalten der Gräte und die "Rinnen" das Verhalten der Kratzer bezeichnen.

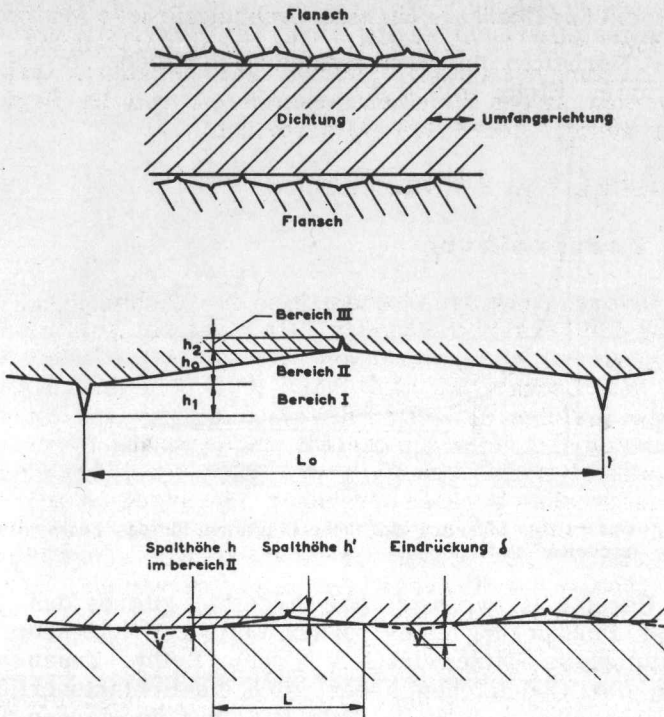


Bild II-4. Model eines Leckspalts

### II. 3.2. Mechanisches Verhalten des Modells, Abschätzung des Belastung-Spalthöhe-Diagramms

Bei geringen Belastungen findet der Kontakt an den Spitzen der "Zacken" statt, so dass es sich hier nur um einen vereinzelt Kontakt handelt, dem Kontakt zwischen wirklichen Oberflächen entsprechend.

Bei Steigerung der Belastung treten elastische und plastische Verformungen auf und nimmt die Spalthöhe  $h$  schnell ab.

In diesem Bereich I wo die Eindrückung des Spaltes  $\delta$  unter  $h_1$  liegt, haben wir es mit dem Problem der Eindrückung eines rauhwandigen Keils mit scharfem Spitzenwinkel in einem sich verfestigenden Metall zu tun. Bei fortschreitender Verformung ist auf Grund der auftretenden Verfestigung auch die Eindrückung schwerer durchzuführen. Ausserdem wird sich der Keil selbst plastisch verformen. Der ganze

Vorgang ist sehr kompliziert und für Berechnung kaum zugänglich. Für uns ist es nur von Bedeutung zu wissen, dass in diesem Bereich die mittleren Dichtungsdrucke  $= \frac{\text{Dichtungskraft}}{\text{Dichtungsfläche}}$  wegen der beschränkten Anzahl von Berührungsstellen sehr gering sind. Die Kurve AB bezeichnet das Verhalten in dem Belastung-Spalthöhe ( $p_D - h'$ ) - Diagramm. Siehe Bild II-5.

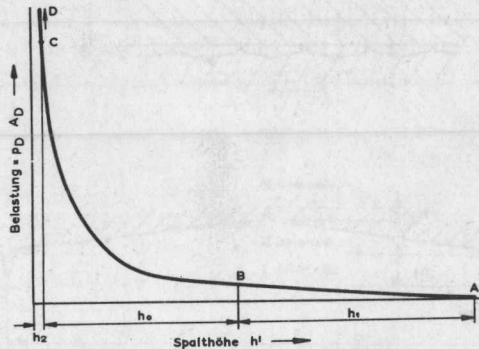


Bild II-5. Geschätztes Belastung-Spalthöhe-Diagramm für das Leckspaltmodell nach Bild II-4.

Im Bereich II, wo  $h_1 < \delta < h_1 + h_0$ , gibt es das Problem der Eindrückung eines rauhen Keils zur Länge  $b_D$  mit sehr stumpfem Spitzenwinkel  $\theta \approx 90^\circ$ . Beim Zusammenpressen der Oberflächen ändert sich die Kontaktoberfläche eines Rechtecks  $A_0B_0C_0D_0$  (Bild II-6) mit der langen Seite parallel zu der Schneidkante des Keils, wobei die Verformung mit der eines langen Keils mit sehr grossem Spitzenwinkel zu vergleichen ist, zu einem Rechteck  $A_1B_1C_1D_1$ , dessen schmale Seite parallel zu der Schneidkante des Keils läuft. Hier lässt sich die auftretende Verformung mit der

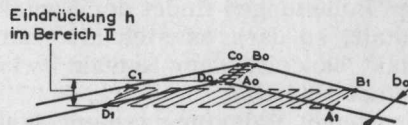


Bild II-6. Änderung der Kontaktoberfläche bei Eindrückung des Leckspaltmodells im Bereich II, nach Bild II-4.

des ebenen Fließens eines unendlich langen Blechs mit Breite  $b_D$  und Dicke  $h_D$  zwischen parallelen Flanschen vergleichen. Hierauf wird in Par. IV. 2.1 näher eingegangen. Weiter tritt hier besonders am Anfang der Eindrückung eine örtliche Verfestigung mit hohen Spannungen auf. Je nachdem



Jedoch die Verformung fortschreitet und die plastischen Deformationen stets grössere Ausmasse annehmen, werden diese örtlich bedingten Spannungsunterschiede immer mehr ausgeglichen. Die wirklich auftretende Deformation wird also schwanken zwischen der infolge der Eindrückung eines stumpfen Keils, bei dem das Material in der Richtung der Umfangslänge der Dichtung fliesst, und der als Folge des Zusammenpressens eines unendlich langen Blechs, bei dem das Fliesen in der Breitenrichtung mithin radial erfolgt, wobei die letztere Möglichkeit stark überwiegen wird. Die Form des Spaltes bleibt bei Eindrückung praktisch konstant. Die Kurve BC in Bild II-5 bezeichnet das Verhalten im  $p_D - h'$  - Diagramm.

Bei den Deformationen im Bereich III mit  $\delta > h_1 + h_0$  müssen die verbleibenden Leckkanäle verschwinden. Das Dichtungsmaterial hat hier mithin die Rillen anzufüllen und es zeigt sich, dass für eine gute Anfüllung sehr hohe Dichtungsdrücke erforderlich sind. Hierauf wird in Par. II. 7 und IV. 3 näher eingegangen. Die Kurve CD im  $p_D - h'$  - Diagramm (Bild II-5) bezeichnet das Verhalten in diesem Bereich.

Aus unseren Versuchen hat sich herausgestellt, dass selbst bei grossen Belastungen, bei denen der unterliegende Werkstoff erheblich verformt wird, Risse sehr lange bestehen bleiben und nur bei sehr hohen Belastungen verschwinden, wobei ein starkes Fliesen des ganzen Dichtungsmaterials auftritt. Interessant in dieser Beziehung ist die Untersuchung von Moore /46/. Auch er hat bei Versuchen an gerieften Kupferoberflächen, in die ein Stahlzylinder gepresst wurde, gefunden, dass die Riefen sogar bei sehr hohen auf den Zylinder wirkenden Belastungen, wodurch der unterliegende Kupferwerkstoff eine beträchtliche plastische Deformation aufweist, stets deutlich zu unterscheiden waren.

Bowden und Tabor /30, S. 21/ haben diese Erscheinung wie folgt erklärt: "Durch die Verfestigung, welche auftritt, wenn die Spitzen der Rauigkeiten plastisch deformiert werden, erhält man eine hohe Fließgrenze. Der unterliegende Werkstoff wird aber seine niedrige Fließgrenze beibehalten und fängt bereits zu fliesen an, wenn die Spitzform noch zu erkennen ist. Bei weiterer Verformung werden die harten Spitzen in das unterliegende Material eingedrückt, wobei sie jedoch ihre Form beibehalten".

Bei Verringerung der Belastung wird das Material elastisch zurückfedern. Bei kleinen Eindrückungen ist, wie wir bereits gesehen haben, der Kontakt nur sehr örtlicher Natur und sind die elastischen Verformungen der Spalte sehr gross. Bei Zunahme der Eindrücktiefe dehnt sich die Kontaktfläche und werden die elastischen Verformungen der Spalte abnehmen.

Wir wollen uns jetzt der Reihe nach den Rücklaufkurven aus den Bereichen I, II und III bei Druckentlastung zuwenden.

### BEREICH I

Die elastische Verformung des Spaltes ist hier wegen der weit voneinander entfernten Unterstüztungen (Kontaktstellen) beträchtlich und die Spalthöhe nimmt bei Abnahme der Belastung zu, wie Bild II-7 Kurve EF zeigt.

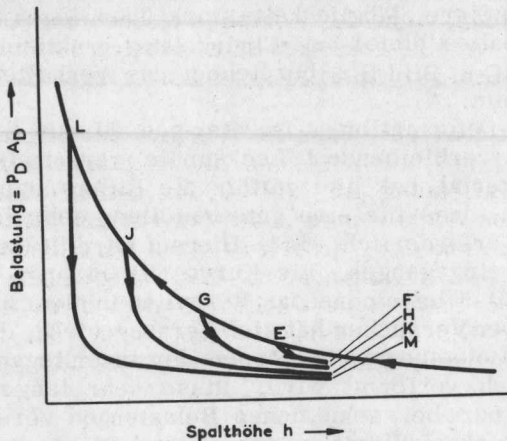


Bild II-7. Geschätztes Verlauf der Rückfederung des Leckspaltmodells nach Bild II-4.

### BEREICH II

- a) Geringe Eindringtiefe. Hier ist wie auch im Bereich I die elastische Deformation des Spaltes noch ansehnlich und nimmt die Spalthöhe bei Verringerung der Belastung, sei es in geringerem Masse, zu (siehe Kurve GH in Bild II-7).
- b) Grosse Eindringtiefe. Die elastische Verformung des Spaltes ist hier nur gering. Bei Abnahme der Belastung wird das Material in der Umgebung des Spaltes ("Bulkmaterial") zurückfedern, wobei sich die Spalthöhe kaum ändert. Die Spalthöhe wird erst bei niedrigen Belastungen, wenn der Kontakt zwischen Dichtung und Flansch zum Teile behoben ist, wieder zunehmen. Weil das Material an Ort und Stelle der Gipfel die stärkste Deformation und Verfestigung zeigt, wird hier die grösste Rückfederung stattfinden. Bei niedrigen Belastungen, wenn es nur noch einen Kontakt mit den letztgenannten Teilen gibt, erfolgt bei Abnahme der Belastung eine erhebliche Zunahme der Spalthöhe. Je nachdem die Belastung einen höheren Wert erreicht hat und plastische Verformungen über einen grösseren

Oberflächenbereich aufgetreten sind, werden sich die örtlichen Unterschiede stärker ausgleichen und die Rücklaufkurven über einen grösseren Abschnitt gerade verlaufen (siehe die Kurve JK in Bild II-7).

### BEREICH III

In diesem Bereich ist beim Rückgang der Belastung keine Änderung der Spalthöhe zu verzeichnen. Erst bei sehr niedriger Belastung, wenn der Kontakt zwischen den Oberflächen unterbrochen wird, macht sich eine erhebliche Zunahme der Spalthöhe bemerkbar (siehe Kurve LM in Bild II-7).

Es wird sich zeigen, dass der Verlauf der Rücklaufkurven im Bereich II mit Rücksicht auf die Dichtungscharakteristik von grosser Bedeutung ist. Wir werden deshalb das Problem der elastischen Rückfederung, die den Verlauf dieser Kurven bestimmt, an Hand des Verhaltens eines vereinfachten Leckspaltmodells näher betrachten. Wir vergleichen dazu das Verhalten der Flanschoberfläche mit dem eines elastischen Ringes der in Bild II-8 dargestellten Form, der auf einer sich nicht verfestigenden Unterschicht ruht und auf den, an

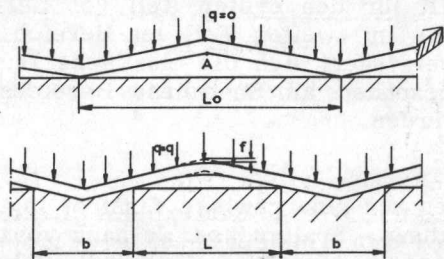


Bild II-8. Form eines vereinfachten Leckspaltmodells

der oberen Seite, eine gleichmässige Belastung  $q$  je Längeneinheit wirkt. Bei einer gewissen Belastung  $q$  ist der Ring über eine Breite  $b = L_0 - L$  in die Unterschicht eingedrungen. Ohne Berücksichtigung der Verformung von Teil  $b$  beträgt die elastische Durchbiegung von Punkt A:  $f = \frac{C_1}{EI} q L^4$ . Weiter ist  $b = L_0 - L = \frac{q L_0}{C_2}$ . Bezeichnen wir die Belastung

bei der der Ring ganz in die Unterschicht eingedrungen ist als  $q_1$ , so hat man mithin:

$$f = \frac{C_1}{EI} L_0^4 q \left(1 - \frac{q}{q_1}\right)^4 = C q \left(1 - \frac{q}{q_1}\right)^4$$

als  $q = q_1$  in  $L = 0$

$$L_0 - L = \frac{q_1 L_0}{C_2}$$

$$\left. \begin{array}{l} \\ \\ \end{array} \right\} \Rightarrow C_2 = q_1 \Rightarrow L_0 - L = \frac{q_1 L_0}{q_1}$$

$$L = L_0 \left(1 - \frac{q}{q_1}\right)$$

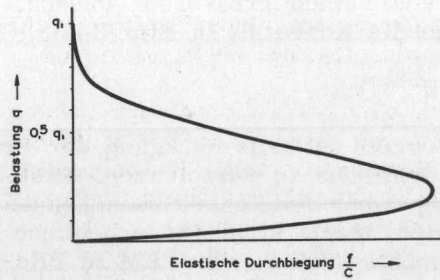


Bild II-9. Zusammenhang zwischen Belastung und elastischen Durchbiegung (Rückfederung) für vereinfachtes Leckspaltmodell nach Bild II-8.

In Bild II - 9 ist der Verlauf der Durchbiegung als Funktion der Belastung (proportional zum mittleren Dichtungsdruck) dargestellt. Wir sehen, dass die elastische Durchbiegung bereits bei sehr kleiner Eindrückung überaus gross ist. Dies gilt für den ersten Teil von Bereich II (geringe Eindrücktiefe). Im zweiten Teil von Bereich II (grosse Eindrücktiefe) verringert sich die elastische Durchbiegung sehr schnell um besonders am Ende dieses Bereichs verschwindend gering zu werden.

Wir haben nun eine gewisse Einsicht in den Verlauf der Kurve Belastung - Spaltgrösse. Je nach verschiedenen Faktoren, wie Abmessungen der Welligkeiten und Rauigkeiten, Abmessungen und Werkstoffarten von Dichtung und Flanschen, wird die Ansteigkurve mehr oder weniger steil und werden die Rücklaufkurven über einen längeren oder kürzeren Abschnitt gerade und vertikal verlaufen. Wie sich zeigt, ist der Verlauf in grossen Zügen jedoch derselbe. Es wird sich ergeben, dass der hier dargestellte Verlauf ausreicht, den Verlauf der Dichtungscharakteristik zu erklären.

Zunächst wird jetzt die Leckage betrachtet, die auftritt, wenn über die Breite des Leckspaltmodells ein Druckunterschied aufrechterhalten wird. Wir berechnen dann das Dichtungspressung - Leckstrom  $p_D - \delta_m$  - Diagramm. Diese  $p_D - \delta_m$  Kurve wird in dieser Arbeit weiter als Leckkurve bezeichnet. Die berechnete Leckkurve wird mit Leckkurven verglichen, die wir an Hand quantitativer Leckmessungen an Metalldichtungen erhalten haben.

### II.3.3. Leckage durch das Modell eines Leckspalts

Beim Aufrechterhalten eines Druckunterschieds über die Innen- und Aussenseite des Leckspaltmodells, wird es eine Leckströmung geben.

Weil es sich hier um sehr geringe Leckmengen handelt, wird eine isotherme Laminarströmung vorausgesetzt. Bei permeablen Dichtungen (z.B. It-Dichtungen bei höherer Temperatur) trifft dies öfters nicht zu und muss man mit einer Turbulenzströmung rechnen.

Wir wollen uns zunächst Bereich II zuwenden, der, wie wir sehen werden, für normale Dichtungen und für die Berechnung der Dichtungscharakteristik der weitaus wichtigste ist. In diesem Bereich II, wo  $h_1 < \delta < h_1 + h_0$ , bleibt, wie wir gesehen haben, die Spaltform bei Eindrückung ungefähr konstant.

Im Falle einer isothermen Laminarströmung gilt jetzt für Flüssigkeiten:

$$\frac{\Delta p}{b_D} = \frac{C \eta \phi_m}{\rho L h^3} \quad \text{II-1} \quad \text{oder} \quad \frac{\Delta p}{b_D} = \frac{C \eta \phi_v}{L h^3} \quad \text{II-1a}$$

und für Gase:

$$\frac{\Delta(p)^2}{b_D} = \frac{2 C \eta p_a \phi_m}{\rho_a L h^3} \quad \text{II-2} \quad \text{oder} \quad \frac{\Delta(p)^2}{b_D} = \frac{2 C \eta p_a \phi_{va}}{L h^3} \quad \text{II-2a}$$

Hierin ist:

$\Delta p = p_i - p_a$  = der Druckunterschied zwischen Innen- und Aussenseite der Dichtung [ N/m<sup>2</sup> ].

$\Delta(p)^2$  =  $p_i^2 - p_a^2$  [ (N/m<sup>2</sup>)<sup>2</sup> ].

$p_i$  = der Druck an der Innenseite der Dichtung (Innendruck) [ N/m<sup>2</sup> ].

$\rho_a$  = Dichte des Strömungsmediums unter atmosphärischen Verhältnissen [ kg/m<sup>3</sup> ].

$p_a$  = der Druck an der Aussenseite der Dichtung (normaler atmosphärischer Druck) [ N/m<sup>2</sup> ].

$\phi_m$  = Masse des durchströmenden Mediums [ kg/s ].

$\phi_v$  = Volumen des durchströmenden Mediums [ m<sup>3</sup>/s ].

$\phi_{va}$  = Volumen des durchströmenden Mediums beim Austritt in die Atmosphäre [ m<sup>3</sup>/s ].

- $\rho$  = Dichte des Strömungsmediums [ kg/m<sup>3</sup> ].  
 $\eta$  = Viskosität des Strömungsmediums N s/m<sup>2</sup>,  
 die hier als konstant gedacht wird.  
 $h$  = Spalthöhe m , siehe Bild II-4.  
 $L$  = Länge des Dreieckspaltes (Basis) [ m ],  
 siehe Bild II-4.  
 $b_D$  = Dichtungsbreite [ m ].  
 $C$  = durch die Spaltform bedingte Konstante.

Aus einer Näherungsberechnung geht hervor, dass für den Spalt im Bereich II, wo  $L \gg h$ , z.B.  $\frac{L}{h} = 1000$ ,  $C$  etwa 50 gleichkommt.  $\frac{L}{h} = \frac{L_0}{h_0} = a = \text{konstant}$ , siehe Bild II - 4.

In diesem Fall ist

$$\phi_m \approx \frac{2 \phi_{ml} \pi d_{Dm}}{L_0} = \frac{2 \phi_{ml} \pi d_{Dm} h}{L h_0} \quad \text{II-3}$$

in der  $\phi_{ml}$  = Masse des durch einen Dreiecksspalt strömenden Mediums [ kg/s ].

$d_{Dm}$  = mittlerer Dichtungsdurchmesser [ m ].

$n = \frac{2\pi d_{Dm}}{L_0}$  = Zahl der Dreiecksspalte an beide Seiten der Dichtung.

Wir finden jetzt für die Strömung von Flüssigkeiten:

$$\frac{\Delta p}{d_D} = \frac{50 \eta \phi_{ml}}{\rho L h^3} = \frac{50 \eta h_0 \phi_m}{\rho 2\pi d_{Dm} h^4} \text{II-4} \left( \Delta p = \frac{C_1 \eta \phi_m}{\rho h^4} \right) \quad \text{II-4a}$$

und für Gase:

$$\frac{\Delta(p)^2}{b_D} = \frac{50 \eta h_0 p_a \phi_m}{\rho_a \pi d_{Dm} h^4} \text{II-5} \left( \Delta(p)^2 = \frac{2 C_1 \eta \phi_m}{\rho_a h^4} \right) \quad \text{II-5a}$$

Wir werden jetzt auf Grund eines nach den Bildern II-5 und II-7 abgeschätzten Dichtungsdruck-Spalthöhe ( $p_D$ - $h$ )- Diagramms Bild II-10 das Dichtungsdruck-Leckströmungs ( $p_D$ - $\phi_m$ )-Diagr. (die Leckkurve) berechnen, das für das Modell eines Leckspaltes in einer aus Reinaluminium hergestellten zwischen feingedrehten Stahlflanschen befindlichen Dichtung

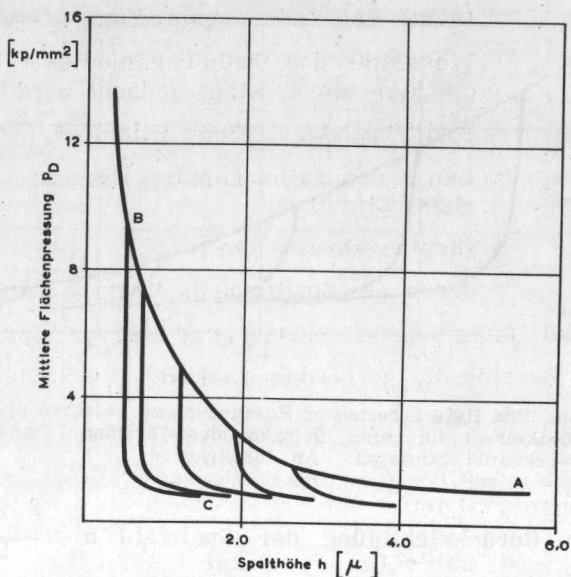


Bild II-10. Mittlere Flächenpressung-Spalthöhe-Diagramm für eine Rein-aluminium-Dichtung 75 x 55 x 2 mm, geschätzt an Hand der Bilder II-5 u. 7. AB Ansteigkurve, BC Rücklaufkurve.

mit Abmessungen von 75 x 55 x 2 mm unter Anwendung von Stickstoff mit einem Druck von 10 atü Gültigkeit hat. Wir schätzen den Wert  $h_0$  für diese Flansch- und Dichtungsflächen auf  $5\mu$ .

Die Leckströmung beim Austritt aus den Spalten beträgt:

$$\dot{\phi}_m = \frac{\Delta(p)^2 \pi d_{Dm} \rho_a h^4}{b_D 50 \eta p_a h_0}, \text{ also}$$

$$\dot{\phi}_m = \frac{(10 \cdot 10^5)^2 \cdot \pi \cdot 65 \cdot 10^{-3} \cdot 1,25 \cdot h^4}{10 \cdot 10^{-3} \cdot 50 \cdot 17 \cdot 10^{-6} \cdot 10^5 \cdot 5 \cdot 10^{-6}} = 60 \cdot 10^{-15} h^4 \text{ kg/s (h in m)}$$

$$\text{oder } \dot{\phi}_m = 60 h^4 \mu \text{ g/s (worin h in } \mu \text{).}$$

Die berechnete Leckkurve ist in Bild II-11 dargestellt. Die max. Leckströmung im Bereich II ist also  $\dot{\phi}_m = 60 h_0^4 = 60 \cdot 5^4 = 37500 \mu\text{g/s}$ .

Im Bereich III, wo  $\delta > h_1 + h_0$ , gibt es lediglich eine Strömung durch die dreieckigen "Rinnen". Für einen in Querschnitt als ein gleichschenkeliges Dreieck ausgebildeten Kanal mit Höhe  $h$  wird C ungefähr 140 sein. Annäherend gilt hier für Gase:

$$\dot{\phi}_m = \frac{\Delta(p)^2 \rho_a h^4}{b_D 2 \cdot 140 \eta p_a} \quad \text{II-6}$$



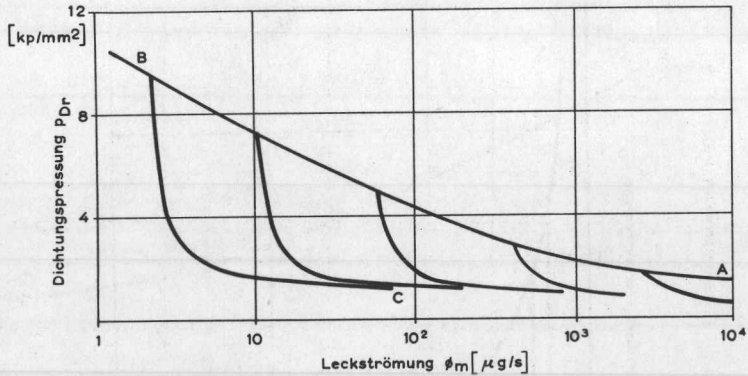


Bild II-11. Aus Bild II-10 berechneter Zusammenhang zwischen  $p_{Dr}$  und  $\phi_m$  (Leckkurve) für eine Reinaluminium-Dichtung 75 x 55 x 2 mm  
 Druckmittel: Stickstoff AB Ansteigkurve  
 $p_1 = 10$  atfl BC Rücklaufkurve

und unter Berücksichtigung der Spaltzahl  $n = \frac{2 \pi d_{Dm}}{L_o} =$   
 $= \frac{2 \pi d_{Dm}}{a h_o} :$

$$\phi_m = \frac{\Delta(p)^2 \rho_a h^4}{b_D 2 \cdot 140 \eta p_a} \cdot \frac{2 \pi d_{Dm}}{a h_o} . \quad \text{II-7}$$

Nehmen wir an, dass für obigen Fall nach Anpassung der Welligkeiten die Tiefe der Rinnen z.B.  $0,5 \mu$  und  $a = 1000$  ist, so beträgt die max. Leckströmung durch die "Rinnen":

$$\phi_m = \frac{(10 \cdot 10^5)^2 \cdot 1,25 \cdot (0,5 \cdot 10^{-6})^4 \cdot 2 \cdot 0,65 \cdot 10^{-3}}{10 \cdot 10^{-3} \cdot 2 \cdot 140 \cdot 17 \cdot 10^{-6} \cdot 10^5 \cdot 1000 \cdot 5 \cdot 10^{-6}} = 1,3 \cdot 10^{-12} \text{ kg/s}$$

$$= 1,3 \cdot 10^{-3} \mu \text{ g/s}$$

Wir sehen, dass das Gebiet der Normaldichtungen, für welche das Leck  $\phi_m > 1 \mu \text{ g/s}$  pro Meter Dichtungslänge, völlig in Bereich II fällt.

## II.4. LECKMESSUNGEN IM BEREICH II (DAMPFBEREICH)

### II.4.1 Bestimmung Zusammenhang zwischen dem Dichtungsdruck $p_D$ und der Grösse der Leckströmung $\phi_m$

Wir haben nun mit Hilfe unserer in Par. I-4 beschriebenen quantitativen Leckmessmethode für mehrere Dichtungen den Zusammenhang zwischen dem Dichtungsdruck  $p_D$  und der Grösse der Leckströmung  $\phi_m$  bei konstantgehaltenem  $p_1$  (die





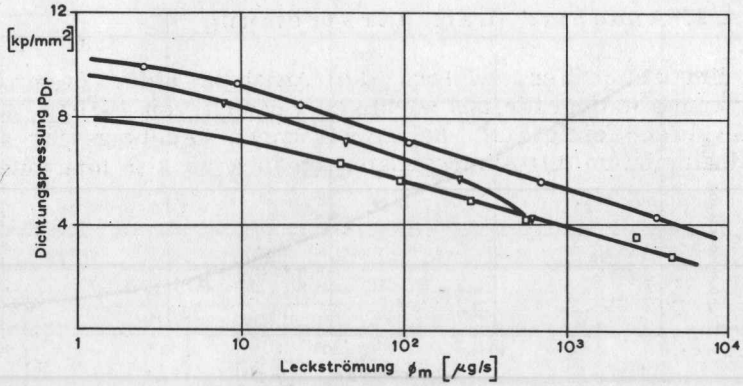


Bild II-14. Leckkurven bei zunehmender Dichtungspression  
 Dichtung: Reinaluminium 75 x 35 x 1 mm, Anzahl: 2  
 Druckmittel: Stickstoff,  $p_1 = 30 \text{ atü}$

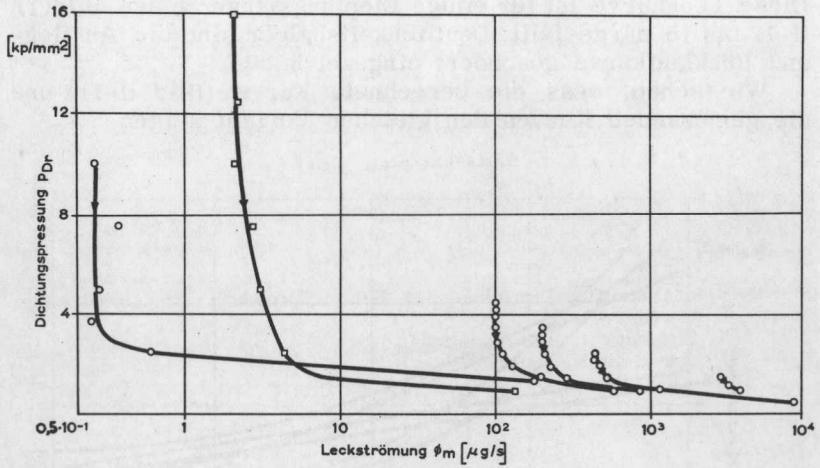


Bild II-15. Verlauf der Leckkurve bei abnehmender Dichtungspression (Rücklaufkurven).  
 Dichtung: Reinaluminium  $\circ$  75 x 55 x 2 mm  
 $\square$  75 x 55 x 1 mm  
 Druckmittel: Stickstoff  
 $p_1 = 10 \text{ atü}$

## II.4.2. Annahme Laminarströmung

Um zu prüfen, wiefern die Annahme einer Laminarströmung in dem für uns wichtigen Bereich von  $1-10^4 \mu\text{g}/\text{sek}$  gerechtfertigt ist, haben wir einen Dichtungsring aus Reinaluminium mit Abmessungen von  $75 \times 55 \times 2 \text{ mm}$  unter-

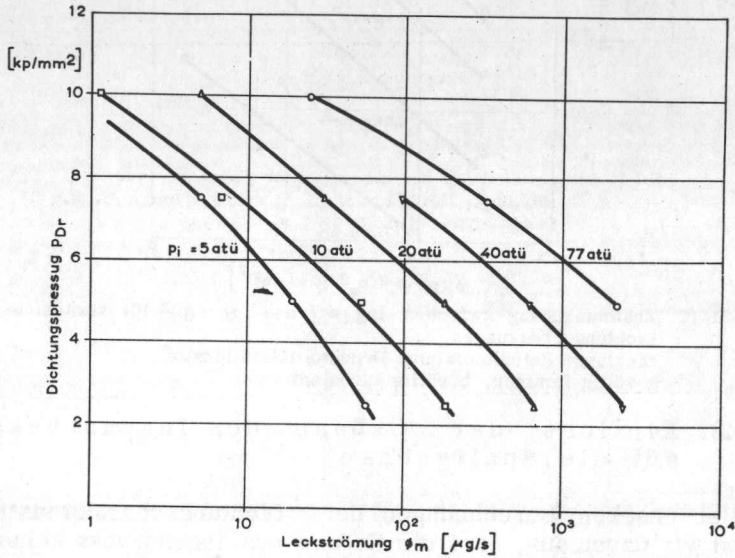


Bild II-16. Leckkurven bei zunehmender Dichtungspression, für verschiedene Innendrucke.  
 Dichtung: Reinaluminium.  
 Druckmittel: Stickstoff.

sucht. Für verschiedene Innendrucke von  $5-77 \text{ atü}$  wurde der Zusammenhang zwischen dem verbleibenden Dichtungsdruck  $p_{Dr}$  und der zugehörigen Leckströmung  $\phi_m$  gemessen. Diesen Zusammenhang zeigt Bild II-16. In Bild II-17 ist der Zusammenhang zwischen  $\log \phi_m$  und  $\log \Delta (p)^2$  für verschiedene verbleibende Dichtungsdrucke  $p_{Dr}$  dargestellt. Wir erkennen hieraus, dass in diesem Bereich tatsächlich eine nahezu vollständige Laminarströmung auftritt.

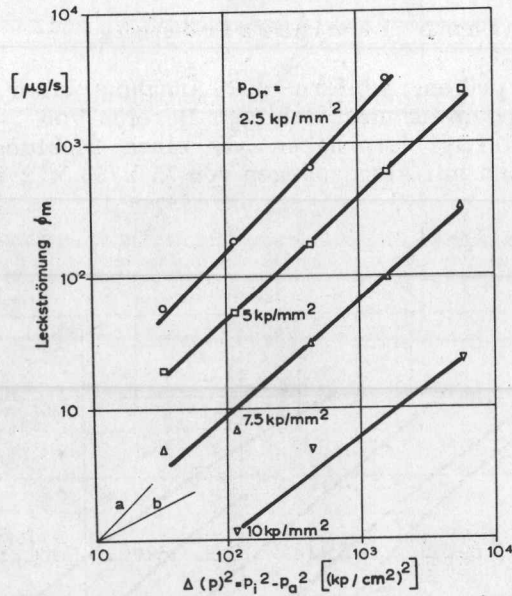


Bild II-17. Zusammenhang zwischen  $\log \phi_m$  und  $\log \Delta(p)^2$  für verschiedene Dichtungspressungen.  
Dichtung: Reinaluminium, Druckmittel: Stickstoff.  
a völlig laminar, b völlig turbulent.

#### II.4.3. Einfluss der Grösse des Innendrucks auf die Spaltgrösse

Bei unseren Berechnungen der Dichtungscharakteristik gehen wir davon aus, dass die Grösse des Innendrucks keinen Einfluss auf die Spaltgrösse ausübt, d.h. wir nehmen an, dass sich der Spalt durch die Wirkung des Innendrucks nicht verformt. Eine solche Annahme ist möglich, weil die Innendrucke im Vergleich zu den auftretenden Kontaktdrücken gewöhnlich gering sind. Dass diese Annahme begründet ist, möge aus Bild II-18 hervorgehen, wo für mehrere Innendrucke die Leckströmung  $\phi_m$ , geteilt durch  $\Delta(p)^2$ , also

$\left(\frac{\phi_m}{\Delta(p)^2}\right)$  als Funktion von  $p_{Dr}$  dargestellt ist. Ausser bei dem

niedrigsten Innendruck ( $p_i = 5 \text{ atü}$ ) ist kaum ein Einfluss des Innendrucks auf die Grösse des Lecks zu verzeichnen.

Indem man am Anfang den höchsten Innendruck ( $p = 77 \text{ atü}$ ) und den niedrigsten verbleibenden Dichtungsdruck  $p_{Dr} = 2,5 \text{ kp/mm}^2$  wählte, konnte erreicht werden, dass sich die Dichtung während einer Reihe von Messungen stets im elastischen Gebiet befand, wodurch der Einfluss der Zeit auf die Leckgrösse minimal war. Siehe nächster Par.

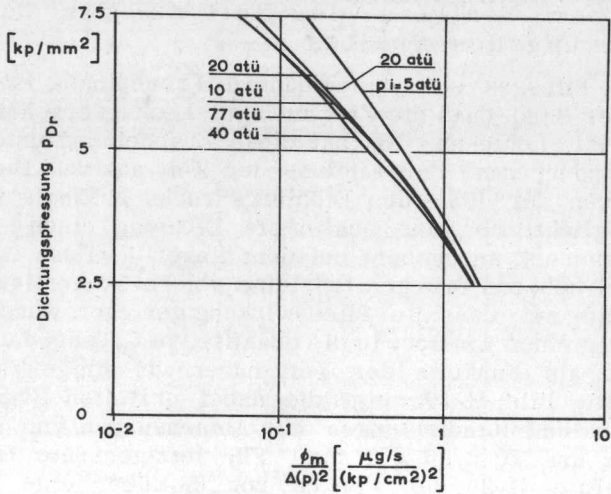


Bild II-18. Einfluss der Höhe des Innendrucks auf die Spaltgröße. Dichtung: Reinaluminium 75 x 55 x 2 mm, Druckmittel: Stickstoff.

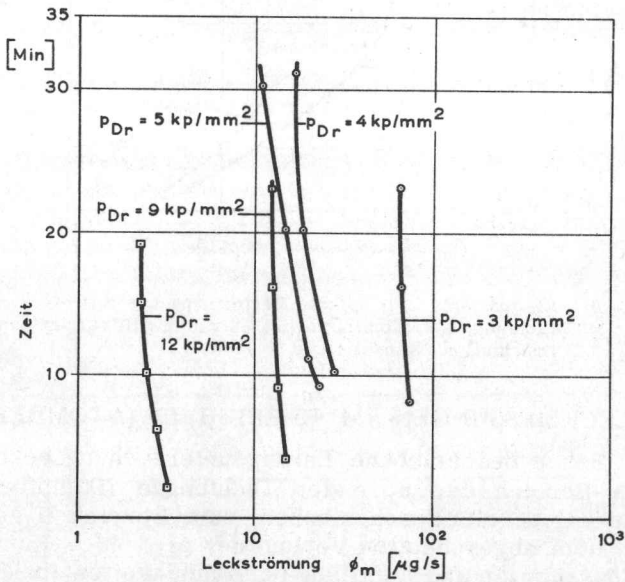


Bild II-19. Einfluss der Zeit auf die Verformung (Fließvorgang) des Spaltes. Dichtung: Reinaluminium,  $\circ$  70 x 60 x 2 mm HB=21  $\text{kp/mm}^2$   
 $\square$  75 x 55 x 3 mm  
 Druckmittel: Stickstoff  
 $p_j = 10 \text{ atü}$

#### II.4.4. Der Einfluss der Zeit auf die Verformung des Spaltes

Weil Fließen eine zeitabhängige Erscheinung ist, liegt es auf der Hand, dass die Zeit auch bei Leckageerscheinungen wichtig ist. Lehmann /16/ hat diese Erscheinung untersucht und gefunden, dass der Einfluss der Zeit auf das Dichtvermögen von der Höhe des Dichtungsdrucks abhängig ist. Es war möglich, für eine bestimmte Dichtung einengewissen Dichtungsdruck anzugeben, bei dem dieser Einfluss maximal war. Bei höheren Drucken trat eine solche Verfestigung des Werkstoffs auf, dass die Fließwirkung geringer wurde. Zur Erlangung einer Einsicht in die quantitative Grösse der Leckabnahme als Funktion der Zeit haben wir einige Versuche angestellt. Bild II-19 zeigt die dabei erzielten Ergebnisse für Reinaluminiumdichtungen mit Abmessungen von 75 x 55 x 3 mm und 70 x 60 x 2 mm. Für letztgenannte Dichtung ist in Bild II-20 der Verlauf von  $\phi_m$  über eine längere Periode dargestellt.

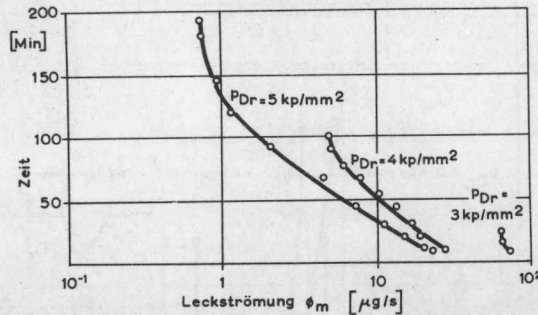


Bild II-20. Einfluss der Zeit auf die Verformung des Spaltes.  
Dichtung: Reinaluminium 75 x 55 x 3mm, HB=21 kp/mm<sup>2</sup>.  
Druckmittel: Stickstoff,  $p_1 = 10$  atü.

#### II.5. LECKMESSUNGEN IM BEREICH III (ATOMBEREICH)

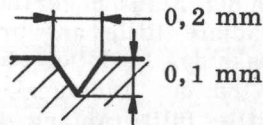
Die bisher beschriebene Leckageuntersuchung bezog sich auf den Bereich der normalen Dichtungen (Dampfbereich), die, wie wir bereits gesehen haben, zum Bereich II gehören. Gemäss dem abgeschätzten Verlauf der  $p_D - h'$  - Kurve sind zur Anpassung an und Anfüllung der Rauigkeiten im Bereich III sehr hohe Dichtungsdrucke erforderlich. Um einen Eindruck von der Grösse der dazu benötigten Drucke zu gewinnen, wurden einige Reinaluminiumdichtungen 50 x 40 x 0,5 mm zwischen fein gedrehten Flanschen mit Hilfe der in Par. I.5.2. beschriebenen Leckmessungsmethode untersucht.

In Tafel II-1 sind die Ergebnisse dieser Untersuchung aufgenommen. Wir sehen, dass für ein Leck von etwa  $10^{-4} \mu\text{g/s}$  Drucke von  $35 \text{ kp/mm}^2$  erforderlich sind, was der Brinell-Härte HB des Materials entspricht. Infolge der dabei auftretenden Fließerscheinung vergrößerte sich die Dichtungsbreite um etwa 20%.

TAFEL II-1  
Ergebnisse  $\text{NH}_3$ -Leckmessung

Dichtungspressung		Gesamtleck in $\mu\text{g/s}$
in $\text{kp/mm}^2$	in % HB	
20	57	$140 \cdot 10^{-5}$
28,5	81	$60 \cdot 10^{-5}$
35	100	$10 \cdot 10^{-5}$
35	100	$5 \cdot 10^{-5}$
35	100	$10 \cdot 10^{-5}$
35	100	$40 \cdot 10^{-5}$

Mit zwei Rillen radial über Dichtungsbreite



## II.6. SCHLUSSFOLGERUNG AUS DEN VERSUCHEN

Das Modell gibt eine gute Darstellung des Leckverhaltens im Bereich normaler Lecke und bezeichnet deutlich den Verlauf der Rücklaufkurven, die zur Berechnung der Dichtungscharakteristik von wesentlicher Bedeutung sind.

Dem geschätzten Verlauf der  $p_D - h'$  - Kurve im Bereich III entsprechend, sind zur Erreichung sehr kleiner Lecke sehr hohe Dichtungsdrucke erforderlich. Es zeigt sich, dass die Versuche eine ziemlich gute Reproduzierbarkeit aufweisen.

Die Annahme einer Laminarströmung und weiter die Annahme, dass der Innendruck eine nur sehr geringfügige oder überhaupt keine Deformation des Spaltes bewirkt, sind richtig. Dies trifft im Druckbereich von 0 - 75 atü und im Leckbereich von  $1 - 10^4 \mu\text{g/s}$  (Bereich II) zu.

Der Einfluss der Zeit auf das Fließphänomen im Spalt kann von wesentlicher Bedeutung sein. Beim Durchführen der

Versuche und bei der Beurteilung der dabei erzielten Ergebnisse hat dieser Punkt die gebührende Aufmerksamkeit zu finden. Im allgemeinen haben die Leckversuche dennoch entsprechend einem bestimmten Zeitschema zu erfolgen.

Mit Rücksicht hierauf ist es beim Abpressen von Apparaten vorteilhaft, zwischen dem Anziehen der Schrauben und dem Abpressvorgang eine gewisse Zeit, z. B. eine Nacht vergehen zu lassen, was wir wiederholte Male festgestellt haben.

## II. 7. NEUE DICHTUNGSPRÜFMETHODEN

Der Nachteil der bisher beschriebenen Leckversuche besteht darin, dass Vergleichsversuche stets mit denselben Flanschoberflächen ausgeführt werden müssen, weil zwei Oberflächen mit etwa gleichen Welligkeiten und Rauigkeiten praktisch nicht herzustellen sind. Alle zur Zeit üblichen Untersuchungsmethoden sind hiermit behaftet. Unser Ziel war, eine Methode zur Prüfung von Dichtungen zu finden, bei der dieser Nachteil vermieden wird und mit deren Hilfe es möglich ist, die Versuchsergebnisse mehrerer Forscher miteinander zu vergleichen.

### II. 7. 1. Rillenversuche

Damit der zum Anfüllen der Rauigkeiten und Rillen in der Flanschoberfläche erforderliche Druck schnell, einfach und reproduzierbar bestimmt werden kann, haben wir einen sogenannten Rillenversuch angewandt. Zu diesem Zweck wird in der Flanschoberfläche über die volle Dichtungsbreite eine radiale Rille angebracht. Eine Leckmessung ergibt jetzt, dass das Leck bei niedrigen Dichtungsdrücken sehr gross ist. Wird der Dichtungsdruck derart gesteigert, dass sich die Rille füllt (Anfang des Strangpressens), so wird die Menge der hinausleckenden Flüssigkeit abnehmen, was sich sehr gut feststellen lässt. Werden solche Abmessungen der Rille gewählt, dass sie für die auf einer bestimmten Flanschoberfläche vorkommenden Rauigkeiten oder Ritze bzw. für Beschädigungen der Flanschoberfläche repräsentativ sind, so lässt sich der benötigte Dichtungsdruck auf einfache Weise bestimmen. Wir haben eine Reihe von Leckversuchen mit und ohne Anwesenheit einer solchen Rille angestellt. Die Bilder II-21 und 22 zeigen das Verhalten einer Dichtung aus Reinaluminium mit Abmessungen von 75 x 55 x 2 mm, zusammengesprengt zwischen zwei Flanschen mit glatter Oberfläche und zwischen Flanschen mit einer Rille. Wir sehen, dass im Falle einer radialen Rille:



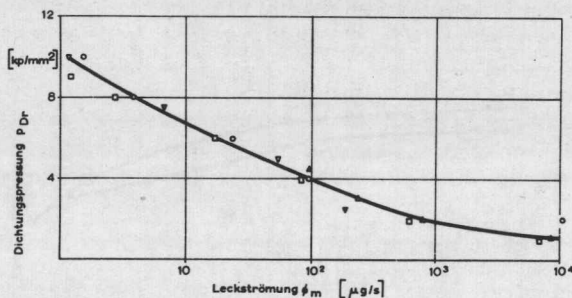


Bild II-21. Leckkurve bei zunehmender Dichtungspression mit glatter Flanschoberfläche.

Dichtung: Reinaluminium 75 x 55 x 2 mm, HB=21 kp/mm<sup>2</sup>  
 Druckmittel: Stickstoff, p<sub>1</sub> = 10 atfl.

□ Versuch A  
 ○ " B  
 ▽ " C  
 △ " D

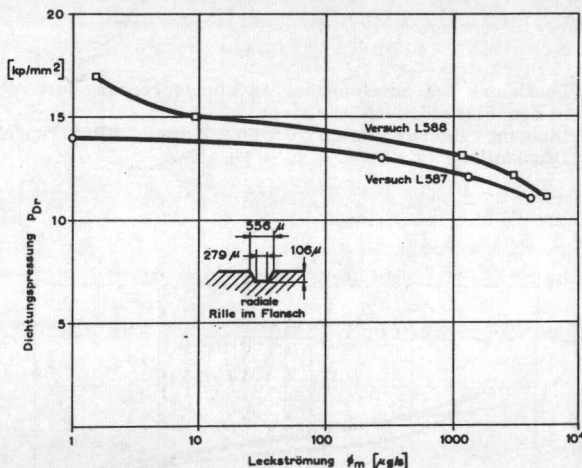


Bild II-22. Leckkurve bei zunehmender Dichtungspression mit radialer Rille in der Flanschoberfläche

Dichtung: Reinaluminium 70 x 60 x 2 mm, HB=21 kp/mm<sup>2</sup>  
 Druckmittel: Stickstoff p<sub>1</sub> = 10 atfl

1. Bei niedrigen Dichtungsdrücken ( $< \frac{1}{2}$  HB) sehr grosse Lecke zu verzeichnen sind ( $> 10^4 \mu\text{g/s}$ ).
2. Bei einem Dichtungsdruck zwischen  $\frac{1}{2}$  HB und  $1 \times$  HB die Leckage plötzlich stark nachlässt und zwar bis zu einem Wert, der unter  $1 \mu\text{g/s}$  liegt.
3. Die Versuche sich ziemlich gut reproduzieren lassen.

Um festzustellen, in wiefern die Abmessungen der Rille das Dichtverhalten beeinflussen, haben wir obengenannten Versuch mit drei verschiedenen Rillen durchgeführt, deren

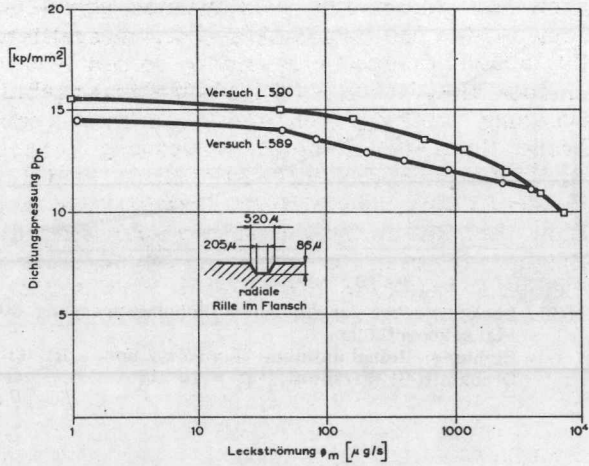


Bild II-23. Leckkurve bei zunehmender Dichtungsdruckung mit radialer Rille in der Flanschoberfläche.  
 Dichtung: Reinaluminium  $70 \times 60 \times 2 \text{ mm}$ ,  $\text{HB}=21 \text{ kp/mm}^2$   
 Druckmittel: Stickstoff  $p_1 = 10 \text{ atf}$

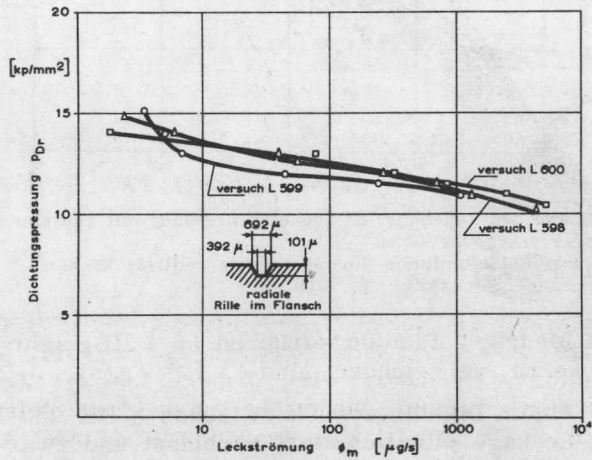


Bild II-24. Leckkurve bei zunehmender Dichtungsdruckung mit radialer Rille in der Flanschoberfläche.  
 Dichtung: Reinaluminium  $70 \times 60 \times 2 \text{ mm}$ ,  $\text{HB}=21 \text{ kp/mm}^2$   
 Druckmittel: Stickstoff  $p_1 = 10 \text{ atf}$

Abmessungen nur geringfügig voneinander abweichen. Wie sich aus den in den Bildern II-23 bis 24 dargestellten Resultaten ergibt, haben geringe Unterschiede in den Abmessungen der Rille keinen merklichen Einfluss auf das Ergebnis. Dies ist von Bedeutung, weil dadurch die Möglichkeit gegeben ist, dass mehrere Untersucher unter Anwendung verschiedener Versuchsapparatur vergleichbare Ergebnisse erzielen.

Werden die Flanschoberflächen exzentrisch abgedreht, wobei mithin die Rillen örtlich etwa radial über die Dichtungsoberfläche verlaufen, so erhalten wir ungefähr dasselbe Bild wie bei einer radialen Rille (siehe Bild II-25).

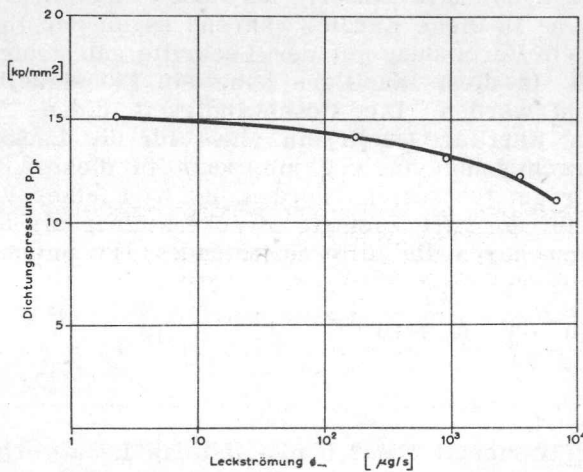


Bild II-25. Leckkurve bei zunehmender Dichtungsdruckung.  
 Flanschoberflächen: exzentrisch abgedreht, Vorschub etwa 0,8 mm/u., Rillentiefe etwa 0,4 mm.  
 Dichtung: Reinaluminium 70 x 60 x 2 mm, HB=21 kp/mm.  
 Druckmittel: Stickstoff  $p_1 = 10 \text{ atü}$ .

### II.7.2. Spezielle Rillenleckmessung

Ein Nachteil sämtlicher Leckversuche, bei denen sich zwischen den Flanschen ein Dichtungsring befindet, besteht darin, dass die Abmessungen der Dichtung und die Zahl der geeigneten Werkstoffe mit Rücksicht auf die maximale Kraft der verfügbaren hydraulischen Presse und die auftretenden Verformungen der Flansche beschränkt sind. Für einen verhältnismässig niedrigen Dichtungsdruck von 25 kp/mm<sup>2</sup> und eine Dichtung mit einem Durchmesser von 200 mm und einer Breite von 20 mm ist schon eine Kraft von 310 t erforderlich.

Mit Rücksicht hierauf wurde für die Untersuchung auf diesem Gebiete nachfolgende Methode und Apparatur angewandt.

Es wurde in einer Flanschoberfläche eine Rille mit den von uns festgelegten Abmessungen angebracht. Die Rille hatte eine Länge von 4,5 mm und wurde am Anfang und Ende angebohrt (Durchmesser der Bohrung 0,1 mm). Einer dieser Bohrungen wurde Stickstoff unter Druck zugeführt während die andere Bohrung mit einer Glaskapillare (Durchmesser 0,3 mm) in Verbindung gebracht wurde. Neben jeder Bohrung wurde an der Aussenseite eine zweite blinde Bohrung angebracht, in die ein Stahldrähtchen von 0,1 mm Durchmesser eingebracht wurde. Das eine Ende dieses Stahldrahts war über etwa 0,5 mm ein wenig geplättet und anschliessend umgebogen. Dieses abgeplättete Ende bedeckte die Zu- und Abfuhröffnungen und verhinderte auf diese Weise ein Eindringen der Dichtung in diese Kanäle, während es an der Unterseite trotzdem eine Verbindung mit der Leckrille gab. Obiges zeigt Bild II-26. In diese Kapillare kann ein Flüssigkeitstropfen eingebracht werden. Die Geschwindigkeit dieses Tropfens durch die Kapillare stellt ein Mass für die Leckage dar. Eine Verschiebung von 0,2 mm kann in dieser Kapillare schon sehr gut festgestellt werden. Ist nach einer Wartezeit von 15 min. die zurückgelegte Strecke kleiner als 0,2 mm, so liegt das durch die Rille auftretende Leck unter:

$$\frac{1,16 \cdot 0,2 \cdot 10^{-3} \cdot \frac{\pi}{4} \cdot (0,3 \cdot 10^{-3})^2}{15 \cdot 60} = 1,8 \cdot 10^{-14} \text{ kg/s} = 1,8 \cdot 10^{-5} \text{ } \mu\text{g/s}$$

Bei einer Wartezeit von 2,5 min. ist das Leck geringer als  $10^{-4} \mu\text{g/s}$ . Die zu prüfenden Dichtungstreifen wurden auf die Rille gelegt und einem Flächendruck unterzogen. An die Zuleitung der Rille wurde eine Stickstoffflasche angeschlossen.

Bei niedrigen Flächendrücken tritt zwischen Dichtung und Flanschoberfläche Leckage auf. Diese Leckage lässt jedoch bei Zunahme des Flächendrucks nach, während die Leckage durch die Rille zunimmt. Wird der Dichtungsdruck derart gesteigert, dass das Dichtungsmaterial in die Rille eindringt, so nimmt die Leckage wieder ab, wobei in diesem Falle die auftretende Leckage ein Mass für die Anfüllung der Rille darstellt.

Die Untersuchungen betrafen nachfolgende Materialien und Abmessungen, welche in Tafel II-2 angegeben sind. Sämtliche Versuche wurden doppelt ausgeführt. Die Ergebnisse sind in den Tafeln II-3 und II-4 erwähnt.

Bei Herabsetzung des Dichtungsdrucks unter Aufrechterhaltung des Stickstoffdrucks ging der Leckwert nicht über  $10^{-4} \mu\text{g/s}$  hinaus, bis bei einem Dichtungsdruck von  $\sim 0,1 \text{ kp/mm}^2$  sich plötzlich ein grosses Leck einstellte ( $> 25$

$\mu\text{g/s}$ ). Bei der Untersuchung von It-Dichtungen wurde festgestellt, dass falls sich an Ort und Stelle der Rille eine in der Dichtungsoberfläche sichtbare Asbestfaser befand, ein unverkennbar höherer Dichtungsdruck erforderlich war (siehe die Versuche no 33 und 34).

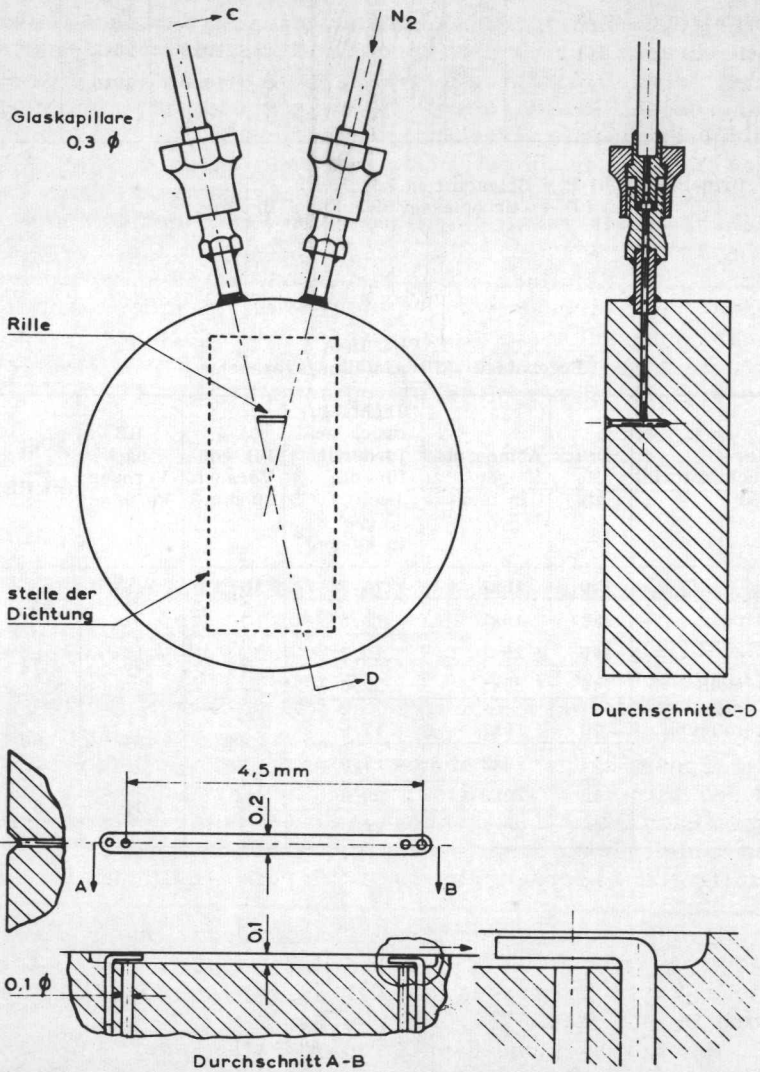


Bild II-26. Spezielle Rillenleckmessungsvorrichtung.

TAFEL II-2  
Untersuchte Materialien und Abmessungen

Materialien	Mittlere HB am Anfang kp/mm <sup>2</sup>	Abmessungen Querschnitt in mm					*) P/D <sup>2</sup>
		10x1	20x1	10x2	20x2		
Rein Al.	29	x	x	x	x		5
Rein Cu.	46	x	x	x	x	15x1	5
Weicheisen	95	x					10
Blei	3,3					10x3 20x3	5
It-E		x	x	x	x	10x0,5 20x0,5	
It-F						10x0,5	

\*) Brinellversuch: P = Belastung in kp  
D = Durchmesser der Kugel in mm

TAFEL II-3  
Ergebnisse Rillenanfüllungsversuche

Ver- such Nr	Material	Druck N <sub>2</sub> atfi	Abmessun- gen in mm	Dichtungs- druck er- forderlich für ein Leck < 10 <sup>-4</sup> μg/s in kp/mm <sup>2</sup>	HB vor Versuch kp/mm <sup>2</sup>	HB nach Versuch kp/mm <sup>2</sup>	P <sub>Dik</sub> in % HB
1	Rein- alu- minium	130	10x1	19,5	28	31	70
2		130	10x1	19,5			
3		140	20x1	19,5	28	29	74
4		140	20x1	22,0			
5		20	10x2	17,5	29	34	60
6		140	10x2	17,0			
7		140	20x2	20,0	31	34	65
8		140	20x2	20,0			

TAFEL II-3 (Fortsetzung)

Ver- such Nr	Material	Druck N <sub>2</sub> atü	Abmessun- gen in mm	Dichtungs- druck er- forderlich für ein Leck < 10 <sup>-4</sup> μg/s in kp/mm <sup>2</sup>	HB vor Versuch kp/mm <sup>2</sup>	HB nach Versuch kp/mm <sup>2</sup>	P <sub>Dik</sub> in % HB
9	Rein- Kupfer	125	10x1	26,2	44	60	60
10		125	10x1	27,6			
11		125	10x1	24,7			
12		125	10x1	26,5			
13		125	15x1	20,0	44	58	49
14		125	15x1	22,8			
15		120	20x1	25,0	46	51	53
16		120	20x1	24,0			
17		130	10x2	23,8	47	67	48
18		130	10x2	21,7			
19		130	20x2	20,0	47	54	41
20		130	20x2	18,0			
21	Weich- Eisen	105	10x1	60,0	95	111	59
22		105	10x1	51,0			
23	Blei	105	10x3	2,4	3,3	2,9*)	76
24		105	10x3	2,7			
25		105	20x3	2,5	3,3	2,9*)	67
26		105	20x3	2,9			

\*) Der Rückgang der Brinellhärte nach dem Versuch beruht wahrscheinlich auf Messfehlern, welche auf die sehr niedrigen HB-Werte zurückzuführen sind.

TAFEL II-4  
 Ergebnisse Rillenanfüllungsversuche (Siehe auch Bild II-27)

Ver- such Nr	Werkstoff	Druck N <sub>2</sub> atü	Abmessungen in mm	Dichtungsdruck erforderlich für ein Leck < 10 <sup>-4</sup> µg/s in kp/mm <sup>2</sup>
27	It-E	110	10x0,5	1100
28		110	10x0,5	900
29		110	20x0,5	1250
30		110	20x0,5	2150
31		120	10x1	300
32		120	10x1	300
33		120	10x1	520
34		120	10x1	800
35		110	20x1	1100
36		110	20x1	900
37		120	10x2	440
38		120	10x2	200
39		110	20x2	520
40		110	20x2	540
41		It-F	110	10x0,5
42	110		10x0,5	440

Asbestfaser in  
Dichtungsober-  
fläche auf Rille.

Asbestfaser in  
Dichtungsober-  
fläche auf Rille.



### II.7.3. Die sich aus der Untersuchung ergebenden Schlussfolgerungen

a) Die wichtigste Schlussfolgerung ist wohl diese, dass im Einklang mit der Theorie der guten Dichtwirkung, also des grossen Dichtvermögens, sehr hohe Dichtungsdrucke erforderlich sind.

b) Beim Rückgang des Dichtungsdrucks bis unter einen gewissen Wert, bleibt die Leckgrösse konstant bis das Leck bei einem bestimmten Dichtungsdruck plötzlich grösser wird. Je nachdem der Dichtungsdruck einen höheren Wert erreicht hat, lässt der Dichtungsdruck, bei dem bei Verringerung der Belastung Leckage auftritt, nach. Dies gilt sehr deutlich für It-Werkstoffe. Besonders wenn der Dichtung eine solche Belastung ausgesetzt wurde, dass eine sehr gute Anpassung (Leckgrösse  $< 10^{-4} \mu\text{g/s}$ ) stattgefunden hat, kann der Dichtungsdruck ohne Leckvergrösserung bis zu einem sehr niedrigen Wert herabgesetzt werden. Dies entspricht mithin völlig dem an Hand des Modells des Leckspalts in Par. II. 3.2. erwarteten Verhalten.

c) Bei It-Dichtungen ist es von grosser Bedeutung, dass keine Asbestfasern zum Teile aus der Oberfläche hinausragen. Mit Rücksicht hierauf hat das Zerfasern des Asbests mit grosser Sorgfalt zu geschehen.

d) Der Einfluss der Breite einer It-Dichtung auf das Dichtvermögen ist sehr gross (siehe Bild II-27).

e) Mit dieser Methode lassen sich Dichtungswerkstoffe sehr schnell und mit Hilfe möglichst weniger Apparatur auf ihre Dichteigenschaften prüfen.

f) Für wichtige Zwecke, z. B. für Dichtungen an Kernreaktoren, bietet diese Methode die Möglichkeit einen Dichtungsstreifen der anzuwendenden Abmessungen zwischen Druckplatten, welche die anzuwendende Oberflächenbearbeitung der Flanche erfahren haben, unter Betriebsverhältnissen zu prüfen. Eine Erhitzung ist einfach durchzuführen.

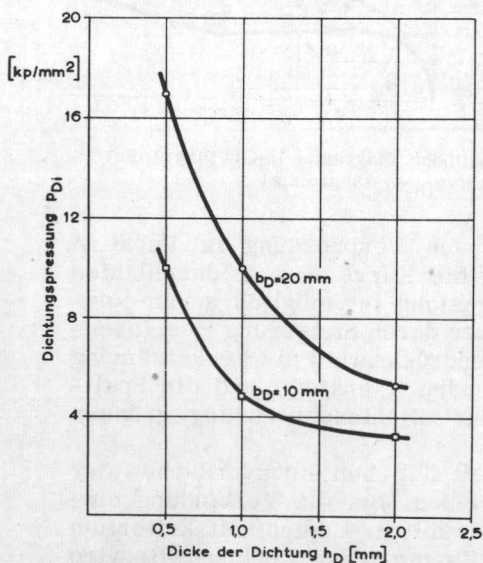


Bild II-27. Einfluss der Dichtungsdicke und Dichtungsweite auf das Dichtvermögen einer It-Dichtung.

### III. DICHTUNGSSCHARAKTERISTIK

#### III.1. VORGANG DES UNDICHTWERDENS

Wir werden nun den Vorgang des Undichtwerdens einer Dichtung betrachten, die unter einem bestimmten Druck zwischen Flanschen in eine hydraulische Presse eingespannt wird und wobei man den Innendruck bis zum Undichtwerden steigert, wie dies bei den bestehenden Undichtheitsversuchen üblich ist /14/. Wir nehmen hierbei an, dass der Innendruck nur auf die Innenoberfläche  $A_i$  der Dichtung wirkt, so dass die die Dichtung entlastende und sich aus dem Innendruck ergebende Axialkraft  $P_i = p_i A_i$  gross ist.

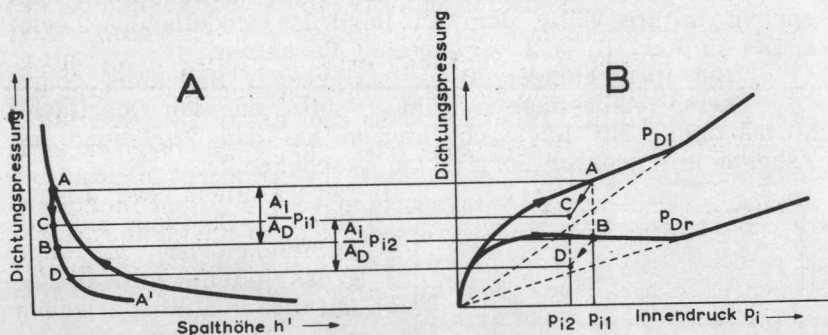


Bild III-1. A Dichtungspressung-Spalthöhe Diagramm ( $p_D$ - $h$ -Diagramm)  
B Dichtungscharakteristik ( $p_{Di}$ - $p_i$ -Diagramm)

Wenn die Dichtung sich nach Vorpressung in Punkt A befindet, wird bei Entlastung die Kurve A - A' durchlaufen (siehe Bild III-1). Diese Entlastung ist möglich durch Verringerung der Pressenkraft oder durch Steigerung des Innendruckes. Bei Steigerung des Innendruckes wird die Leckströmung stets grösser, weil der Innendruck ansteigt und die Spalthöhe infolge der Abnahme der Dichtungspressung grösser wird.

Nun wird bei den zur Zeit üblichen Leckversuchen der Innendruck so weit hinaufgetrieben, bis die Verbindung entsprechend einem vorher gewählten Undichtheitskriterium undicht geworden ist. Dieser Zustand (der Leckpunkt B) wird durch einen Punkt der Dichtungscharakteristik (Undichtheitskurve) eines normalen  $p_{Di}$  -  $p_i$  - Diagramms dargestellt (siehe Bild III - 1B).

Die Kurve A-B des  $p_D - h$  - Diagramms tritt also im  $p_D - p_i$  - Diagramm nicht in Erscheinung.

Was geschieht nun, wenn wir eine sogenannte Rücklaufkurve aufnehmen? Hierbei wird zuerst bei konstanter Pressenkraft der Innendruck abgelassen und dann die Pressenkraft bis zu gewisser Höhe herabgesetzt, worauf der Innendruck wieder bis zum Undichtwerden gesteigert wird.

Gesetzt den Fall, die Pressenkraft wird von A bis C herabgesetzt, worauf man den Innendruck wieder zunehmen lässt. Bei einem bestimmten Innendruck erreichen wir Punkt B in Bild III-1 A; die Dichtung befindet sich hier also in demselben Zustand (gleicher Spalthöhe), wie beim obenbeschriebenen Versuch. Nur der Innendruck ist jetzt niedriger. Dieser Zustand lässt sich in Bild III-1 B nicht darstellen. Bei weiterer Erhöhung des Innendrucks wird anschliessend in D das Undichtheitskriterium erreicht. Hier ist ersichtlich, dass die Kurve C - D im  $p_D - p_i$  - Diagramm nicht in Erscheinung tritt.

Der erste Teil der Rücklaufkurve ist beim Studium des Abdichtungsverhaltens von Dichtungen von Bedeutung. Wir haben in Abschnitt II gesehen, dass je steiler diese Rücklaufkurve verläuft, um so besser die Anpassung der Dichtung ist. Weiter hat die Tatsache, dass der erste Teil der Rücklaufkurve nicht in Erscheinung tritt, zur Folge, dass es nicht möglich ist, an Hand einer für ein bestimmtes Druckmittel, Leckkriterium und Dichtungsdurchmesser gültigen Dichtungscharakteristik ein Urteil über den Verlauf der Dichtungscharakteristiken von Druckmitteln mit niedrigen Viskositäten, schärferen Leckkriterien und kleineren Durchmessern auszusprechen.

### III. 2. BERECHNUNG DER DICHTUNGSSCHARAKTERISTIK

Die Dichtungscharakteristik zeigt, wie schon erwähnt, den Zusammenhang zwischen dem Dichtungsdruck und dem zugehörigen Leckdruck, wobei der Leckdruck derjenige Innendruck ist, für den die Grösse der auftretenden Leckage einem bestimmten Wert, dem Leckkriterium, gleich ist.

An Hand des  $p_D - h_D$  - Diagramms einer Dichtung sind wir in der Lage, die Form der Dichtungscharakteristik zu berechnen. Für eine Reinaluminiumdichtung mit Abmessungen von 120 x 100 x 2 mm lassen wir an Hand der bei Prüfung einer 10 mm breiten und 2 mm dicken Dichtung erzielten Ergebnisse ein  $p_D - h$  - Diagramm gelten, wie in Bild III-2 dargestellt ist. Wir berechnen für diese Dichtung die Dichtungscharakteristik mit Luft als Druckmittel,  $\eta = 20 \cdot 10^{-6}$  N s/m<sup>2</sup>,  $\rho_a = 1,19$  kg/m<sup>3</sup> und nehmen ein Leckkriterium von 100  $\mu$ g/s an. Für den Wert  $h_0$  wird hier 10  $\mu$  angenommen.

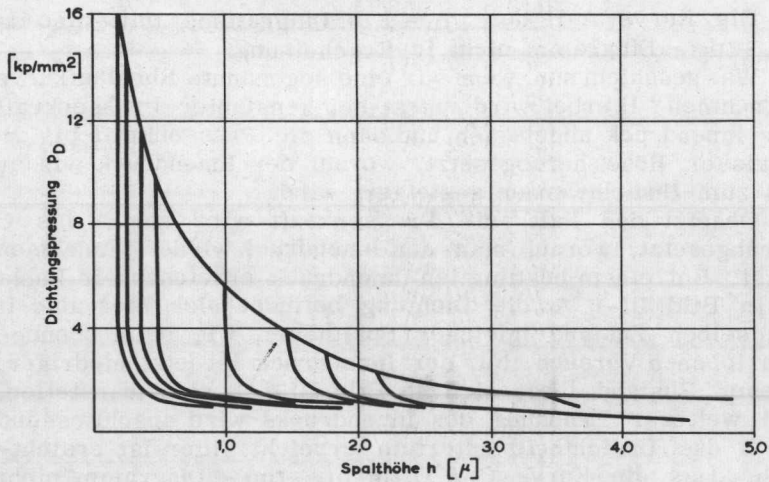


Bild III-2. Zusammenhang zwischen mittlerer Dichtungspressung und Spalthöhe auf Grund der Ergebnisse von Par. II.4, für eine Reinaluminium-Dichtung: 120 x 100 x 2 mm.

Gemäss der Gleichung II-5 ist;

$$\frac{\Delta(p)^2 \cdot 10^5}{b_D} = \frac{50 \eta h_o p_a \phi_m}{\rho_a \pi d_{Dm} h^4}$$

Für  $p_i > 5$  atü können wir in sehr guter Annäherung schreiben:

$$\Delta p = \sqrt{\frac{10 \cdot 10^{-3} \cdot 50 \cdot 20 \cdot 10^{-6} \cdot 10 \cdot 10^{-6} \cdot 10^5 \cdot 100 \cdot 10^{-9}}{1,19 \cdot \pi \cdot 110 \cdot 10^{-3}}} \cdot \frac{1}{h^2} =$$

$$1,56 \cdot 10^{-6} \cdot \frac{1}{h^2}$$

oder:  $\Delta p = \frac{15,6}{h^2}$ , in der  $\Delta p$  in  $\text{kp/cm}^2$  und  $h$  in  $\mu$  ausgedrückt wird.

Für jeden Dichtungsdruck kann hiermit der zugehörige Leckdruck berechnet werden. Auf diese Weise wird Bild III-3 erhalten. Es zeigt die Dichtungscharakteristik in dem Fall, dass die entlastende Kraft durch den Innendruck gleich



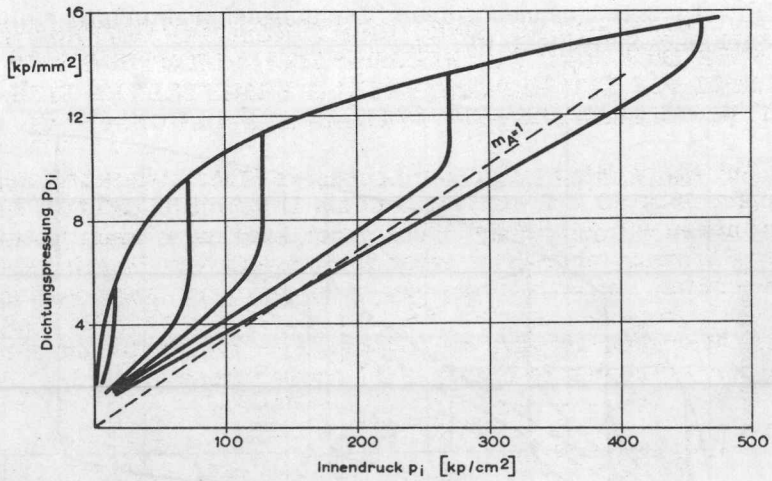
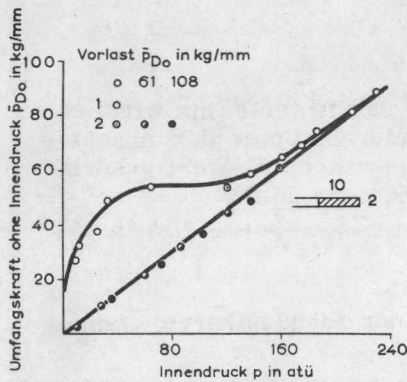
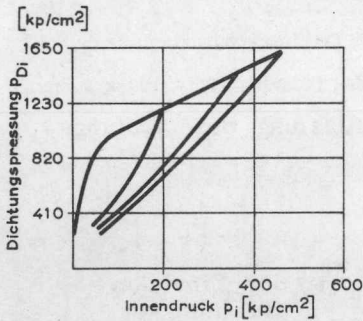


Bild 1-4. Dichtungscharakteristik berechnet an Hand von Bild III-2, für eine Reinaluminium-Dichtung: 120 x 100 x 2 mm. Druckmittel: Luft.



Für obenerwähnte Dichtung ist das Ergebnis in Bild III-4 dargestellt. Zum Vergleich siehe Bild III-5, das eine durch Krägeloh /13/ und eine durch Lehmann /16/ ermittelte Dichtungscharakteristik enthält. Wie man sieht, gibt es zwischen der Form der berechneten Charakteristik und den von beiden Forschern aufgestellten Kurven eine grosse Übereinstimmung. Besonders die Rücklaufkurven der berechneten und der von Lehmann ermittelten Charakteristik zeigen denselben Verlauf.

Bild III-5. Oben: Dichtungscharakteristik nach Lehmann/16, Bild 46/. Dichtung: Al 99, 60x50x2mm. Druckmittel: Luft. Unten: Dichtungscharakteristik nach Krägeloh/13, Bild 4/. Dichtung: Rein-Aluminium.

### III. 3. BERECHNUNG DER DICHTUNGSSCHARAKTERISTIK EINER DICHTUNG BEI FLÜSSIGKEITSABDICHTUNG AUF GRUNDLAGE DER EXPERIMENTELL ERMITTELTEN DICHTUNGSSCHARAKTERISTIK MIT GAS ALS DRUCKMITTEL

Auf Basis einer normalen Leckkurve einer Metalldichtung (Kupfer 50 x 60 x 2 mm) mit Luft als Druckmittel (Bild III-6) bestimmen wir jetzt einige Punkte der Leckkurve einer gleichen Dichtung, aber jetzt unter Verwendung von Wasser als Druckmittel. In Anbetracht der von Lehmann angewandten Versuchsmethode nehmen wir als Leckkriterium für Luft einen Wert von 10  $\mu\text{g/s}$  an, während als Leckkriterium für Wasser 1 Tropfen je Stunde  $\approx 17 \mu\text{g/s}$  angesetzt wird.

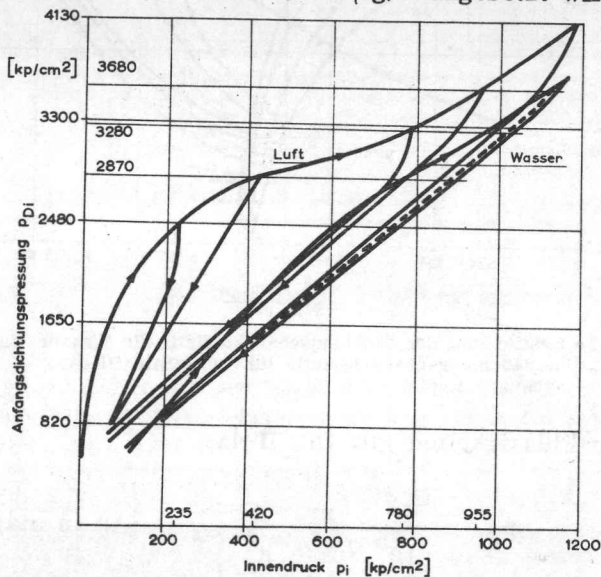


Bild III-6. Dichtungscharakteristiken für Luft und Wasser nach Lehmann /16/.  
Dichtung: Kupfer 60 x 50 x 2 mm.

Für Luft gilt nachstehende Gleichung: II-5a

$$\Delta(p)_{\text{Luft}}^2 = \frac{2 C_1 \eta \varnothing_m}{\rho_a h^4} \rightarrow \frac{1}{h^4} = \frac{\Delta(p)_{\text{Luft}}^2 \rho_a 10^5}{2 C_1 \eta \varnothing_m} \quad (\Delta p \text{ in ata})$$

Mit  $\eta = 1,7 \cdot 10^{-5} \text{ N s/m}^2$ ,  $\rho_a = 1,19 \text{ kg/m}^3$  und  $\varnothing_m = 10^{-8} \text{ kg/s}$  erhalten wir:

$$\frac{1}{h^4} = \frac{0,35 \cdot 10^{18}}{C_1} \Delta(p)_{\text{Luft}}^2$$

Mit Hilfe der für Luft bestimmten Dichtungscharakteristik (Bild III-6) können wir jetzt den im Bild III-7 dargestellten Zusammenhang  $p_D - \frac{1}{h^4}$  ermitteln.

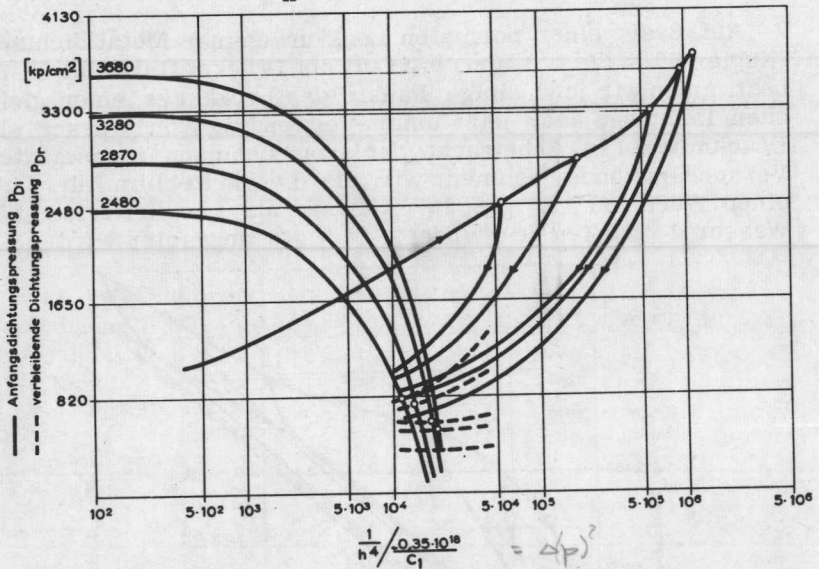


Bild III-7. Bestimmung der Dichtungscharakteristik für Wasser auf Grundlage der Dichtungscharakteristik für Luft (Bild III-6).  
Dichtung: Kupfer 60 x 50 x 2 mm.

Für Flüssigkeiten gilt Gl. II-4a:

$$\Delta p_{Fl} = \frac{C_1 \eta \phi_m}{10^5 \rho} \frac{1}{h^4} \quad (\Delta p \text{ in ata}),$$

für Wasser ist  $\eta_{\text{Wasser}} = 10^{-3} \text{ N s/m}^2$  und  $\rho_{\text{Wasser}} = 10^3 \text{ kg/m}^3$ ; mit  $\phi_m = 17 \cdot 10^{-8} \text{ kg/s}$  erhalten wir:

$$\frac{1}{h^4} = \frac{0,59 \cdot 10^{19}}{C_1} \Delta p_{\text{Wasser}}$$

Die verbleibende Dichtungsdruck beträgt:

$$p_{Dr} = p_{Di} - \frac{A_i}{A_D} p_i$$



Für eine richtige Berechnung wäre es notwendig, den Wert  $A_i$ , d.h. die Oberfläche, auf die der Innendruck wirksam ist, genau zu kennen. Bei unserer Untersuchung des Einsickervorganges (siehe Abschnitt V) werden wir sehen, dass das Druckmittel an dem Augenblick, wo die Leckage auftritt, je nach dem Masse der Vorpressung mehr oder weniger gleichmässig bis zu einer gewissen Tiefe eingedrungen ist. Wir nehmen hierbei an, dass das Druckmittel beim Erreichen des Leckkriteriums über  $\approx 1/3$  der Dichtungsbreite eingedrungen ist, so dass  $A_i = \frac{\pi}{4} (50 + \frac{2}{3} \cdot 5)$  und

$$\frac{A_i}{A_D} = \frac{\frac{\pi}{4} (53,4)^2}{\pi \cdot 55 \cdot 5} = 2,6, \text{ so dass mithin } p_{Dr} = p_{Di} - 2,6 p_i.$$

Ausgehend von einem gewissen Dichtungsdruck  $p_{Di}$  wird mithin durch Steigerung des Innendruckes der Dichtungsdruck verringert und zwar gemäss  $p_{Dr} = p_{Di} - 2,6 p_i$ . Für die ziemlich hohen Innendrucke, mit denen wir hier arbeiten, können wir ansetzen:  $p_{Dr} = p_{Di} - 2,6 \Delta p$ .  
Nun gilt für Wasser:

$$\Delta p_{\text{Wasser}} = \frac{\frac{1}{h^4}}{\frac{0,59 \cdot 10^{19}}{C_1}}, \text{ also } p_{Dr \text{ Wasser}} = p_{Di} -$$

$$- \frac{2,6}{0,59 \cdot 10^{19}} \frac{C_1}{h^4}, \text{ und weil } \frac{1}{h^4} = \frac{0,35 \cdot 10^{18}}{C_1} \Delta(p)^2_{\text{Luft}}$$

erhält man:

$$p_{Dr \text{ Wasser}} = p_{Di} - \frac{2,6}{0,59 \cdot 10^{19}} C_1 \frac{0,35 \cdot 10^{18}}{C_1} \Delta(p)^2_{\text{Luft}}$$

$$p_{Dr \text{ Wasser}} = p_{Di} - 0,154 \Delta(p)^2_{\text{Luft}}$$

Diese Kurve schneidet im  $p_D - \frac{1}{h^4}$  - Diagramm, Bild III-7 die Rücklaufkurve von  $p_{Di}$  im sogenannten Leckpunkt für Wasser, wodurch also  $p_{Dr \text{ Wasser}}$  bekannt ist. Weiter ist also

$$p_i \text{ Wasser} = \frac{p_{Dr \text{ Wasser}} - p_{Di}}{2,6}.$$

Für obenerwähnte Dichtung haben wir folgendes berechnet (siehe Bild III-6).

TAFEL III-1

	$P_{Di}$ kp/cm <sup>2</sup>	$P_i$ (Luft) kp/cm <sup>2</sup>	Schnittpunkt $P_{Dr}$ (Wasser) kp/cm <sup>2</sup>	$P_i$ (Wasser) berechnet kp/cm <sup>2</sup>	$P_i$ (Wasser) nach Versuch kp/cm <sup>2</sup>
An- steig- kurve	2480	235	820	640	610
	2870	420	760	810	770
	3280	780	615	1025	965
	3680	955	545	1210	1120
Rück- lauf- kurve	3280	895	545	1050	1020
	2870	770	545	890	870
	2480	640	545	735	730

Die Übereinstimmung zwischen den so berechneten und den von Lehmann experimentell bestimmten Werten ist wie ersichtlich ziemlich gut.

#### III. 4. DAS AUFTRETEN VON STREUUNGEN AM ANFANG DER DICHTUNGSSCHARAKTERISTIK UND DER EINFLUSS DER GRÖSSE DES LECKKRITERIUMS AUF DIE FORM DER DICHTUNGSSCHARAKTERISTIK

Bei der Beschreibung seiner Versuchsergebnisse hat Krägeloh /13/ das Auftreten grosser Streuungen am Anfang der mit Hilfe der sogenannten Blasenmethode zusammengesetzten Dichtungscharakteristik erwähnt. Auch wir haben diese Erscheinung feststellen können. Um dieses Phänomen zu erklären, lohnt es sich, festzustellen, wie sich die Dichtungscharakteristik ändert, wenn zugleich Änderungen in der Grösse des Leckkriteriums vorgenommen werden. Dazu betrachten wir Fall 1 mit  $p_{Di}$ ,  $p_{Dr}$ ,  $p_i$  und  $\phi_{m1}$  und fragen uns, bei welchem  $p_i$ -Wert ein Leckstrom  $\phi_{m2}$  auftritt, der grösser ist als  $\phi_{m1}$ . Bei Steigerung des Innendruckes nimmt auch die die Dichtung entlastende Kraft zu, wodurch sich Form und Grösse des Leckspalts, mithin des  $h$ -Wertes ändert. Dies kann am besten mit Hilfe des  $p_{Di}$  - Diagramms geprüft werden.

Für Gase gilt die Gleichung II - 5a:

$$\Delta(p)^2 = \frac{2 C_1 \eta \phi_m}{\rho_a h^4}$$

Für eine bestimmte Grösse des Leckkriteriums  $\phi_{ml}$  haben wir mithin:

$$\Delta(p)^2 = \frac{2 C_1 \eta \phi_{ml}}{\rho_a h^4} \rightarrow \Delta p_i = \frac{1}{h^2} \sqrt{\frac{2 C_1 \eta}{\rho_a}} \sqrt{\phi_{ml}}.$$

Zu jedem Wert von  $h$  gehört also ein gewisser  $p_i$  ( $\Delta p$ ) - Wert, der eine Leakage zur Grösse von  $\phi_{ml}$  verursachen wird. Wir können jetzt mit Hilfe des  $p_D - h$  - Diagramms die sogenannte O-Dichtungscharakteristik bestimmen, siehe Paragraph III. 2. In diesem  $p_{Di} - p_i$  - Diagramm können wir jetzt auf die Weise verfahren, wie in Bild III - 8 dargestellt ist.

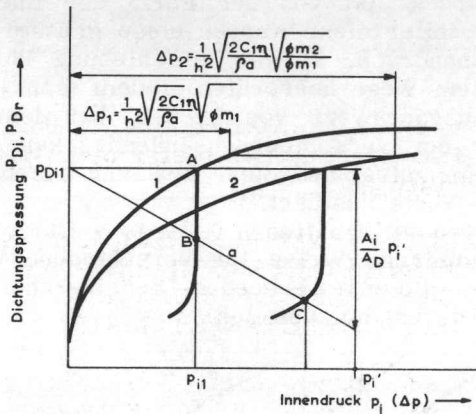


Bild III-8. Einfluss des Leckkriteriums auf die Form der Dichtungscharakteristik.

Ausgehend von  $p_{Di1}$  auf der senkrechten  $p_{Di}$  - Achse kann jetzt die Gerade  $a$  eingetragen werden, wobei der senkrechte Abstand zwischen der Horizontalen durch  $p_{Di1}$  und der Geraden  $b$  der Verringerung des auf die Dichtung wirkenden Drucks infolge des Innendrucks gleichkommt, also

$$\frac{\Delta p A_i}{A_D} = \frac{A_i}{A_D} \frac{1}{h^2} \sqrt{\frac{2 C_1 \eta}{\rho_a}} \sqrt{\phi_m}.$$

Der Schnittpunkt der Geraden  $a$  mit der von  $A$  ausgehenden Rücklaufkurve ist der Leckpunkt  $B$ . So lässt sich für jeden  $p_{Di}$ -Wert der Leckpunkt bestimmen und erhalten wir die normale Dichtungscharakteristik, siehe z.B. Bild III - 3 und 4.

Für eine Leckage zur Grösse von  $\phi_{m2}$  wird

$$\Delta p_2 = \frac{1}{h^2} \sqrt{\frac{2 C_1 \eta}{\rho_a}} \sqrt{\frac{\phi_{m2}}{\phi_{m1}}}. \text{ Hiermit erhalten wir die}$$

O-Dichtungscharakteristik 2, siehe Bild III-8. Wir sehen, dass der Schnittpunkt mit der Geraden a (der Leckpunkt C) mehr nach rechts liegt und dass der zum Auftreten von Leckage erforderliche Innendruck jetzt grösser ist. Im  $p_{Di} - p_i$  - Diagramm verschiebt sich die Ansteigkurve weiter nach rechts, so dass die Oberfläche zwischen der Ansteigkurve und der durch O gehenden optimalen Geraden kleiner wird. Der Grad der Steigerung des zum Auftreten von Leckage erforderlichen Innendrucks ist von der Form der Rücklaufkurven abhängig. Je steiler diese Kurven umso grösser der Unterschied in Innendruck. Diese Verschiebung lässt sich auf experimentellem Wege überprüfen, indem man jedesmal bei demselben Ausgangswert von h, d.h. bei demselben  $p_{Di}$ -Wert, jedoch bei verschiedenen Innendrucken, die Grösse des Leckstroms misst und diese Messung anschliessend für mehrere  $p_{Di}$ -Werte ausführt.

Mit Hilfe des so erhaltenen  $\phi_m - p_i$  - Diagramms ist es möglich auf einfache Weise für verschiedene Grössen des Leckkriteriums die entsprechenden Dichtungscharakteristiken ( $p_{Di} - p_i$  - Kurven) aufzustellen.

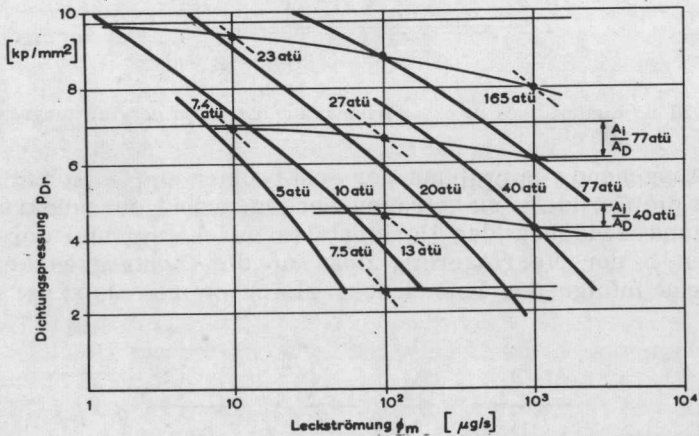


Bild III-9. Zusammenhang zwischen  $p_{Di}$  bzw.  $p_{Dr}$  und  $\phi_m$  für verschiedene Innendrücke (siehe Bild II-16).

Dichtung: Reinaluminium 75 x 55 x 2 mm.

Druckmittel: Stickstoff.

Wir haben eine solche Versuchsreihe durchgeführt. Die Ergebnisse sind in Bild III - 9 zusammengetragen. Wenn wir auf Basis dieser Resultate die Dichtungscharakteristiken

für drei verschiedene Grössen des Leckkriteriums bestimmen, und zwar  $\vartheta_{m1} = 10 \mu\text{g/s}$ ,  $\vartheta_{m2} = 10^2 \mu\text{g/s}$  und  $\vartheta_{m3} = 10^3 \mu\text{g/s}$ , so erhalten wir die in Bild III-10 dargestellten Dichtungscharakteristiken.

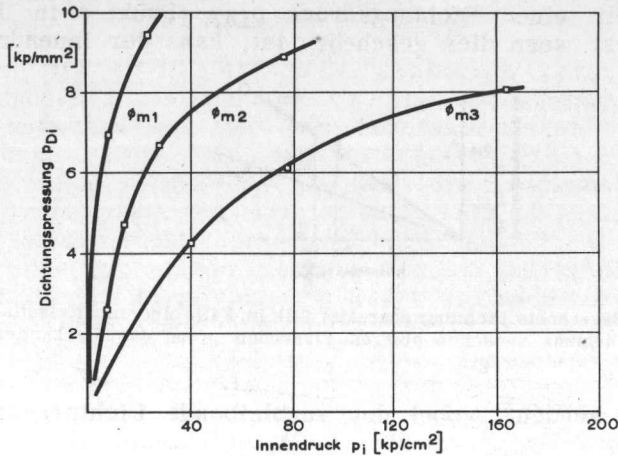


Bild III-10. Änderung der Dichtungscharakteristik bei Änderung der Grösse des Leckkriteriums.

Wir haben bereits gesehen, dass die Grösse des Leckkriteriums bestimmend ist für die Form der Dichtungscharakteristik. Mit Hilfe einer quantitativen Leckmessung haben wir die Grösse eines Lecks gemessen, das nach der Blasenmethode in der Dichtung festgestellt wurde. Hierbei wurde gefunden, dass die Leckgrösse im Augenblick, wo die Leckage in Erscheinung trat, d.h. wenn sich Blasen in dem die Dichtung umgebenden Wassermantel bildeten, nicht stets dieselbe war. Es verhielt sich nämlich so, dass mehrere Personen zu anderen Ergebnissen gelangten und auch die bei verschiedenen Drucken angestellten Versuche gaben kein einheitliches Bild. Für Stickstoff wurden Leckgrössen festgestellt, die zwischen 1 und 1000  $\mu\text{g/s m}$  schwankten. Wird nun z.B. bei einem  $p_{Di}$  - Wert von 5  $\text{kp/mm}^2$  Leckage bei einer Leckgrösse von 50  $\mu\text{g/s m}$  und bei einem  $p_{Di}$  - Wert von 6  $\text{kp/mm}^2$  Leckage bei einer Leckgrösse von 100  $\mu\text{g/s m}$  festgestellt, so leuchtet es ein, dass man grössere Streuungen erhält. Die ermittelten Punkte liegen nämlich in beiden Fällen auf verschiedenen Ansteigkurven.

Um den Einfluss der Grösse des Leckkriteriums auf die Form der Dichtungscharakteristik deutlich hervortreten zu lassen, wollen wir den Verlauf der Dichtungscharakteristik betrachten, wenn bei einer Leckage, gleichgültig wie gering auch, die Dichtung als undicht bezeichnet wird, d.h. wenn das Leckkriterium  $\vartheta_m = 0$  beträgt. Wir betrachten dazu den

Fall einer nicht elastischen Dichtung zwischen starren Flanschen. Um die Dichtung derart an die Unregelmässigkeiten der Flanschoberfläche anpassen zu können, dass sich über den Umfang ein geschlossenes Band bildet (siehe Bild II-1) brachen wir einen Dichtungsdruck  $p_{DiA}$  (Punkt A in Bild III-11). Erst wenn dies geschehen ist, kann der Innendruck

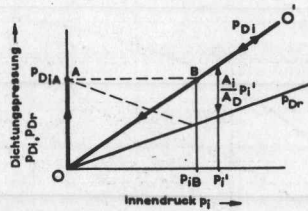


Bild III-11. Berechnete Dichtungscharakteristik im Falle einer nicht elastischen Dichtung zwischen starren Flanschen, wenn das Leckkriterium  $\beta_m = 0$  beträgt.

gesteigert werden, wobei der verbleibende Dichtungsdruck  $p_{Dr}$ , gemäss  $p_{Dr} = p_{DiA} - p_i \frac{A_i}{A_D}$  absinkt, bis bei einem gewissen  $p_{Dr}$  - Wert Leckage auftritt. Das Verhältnis  $\frac{p_{Dr}}{p_i}$

beim Auftreten von Leckage wird als  $m$  bezeichnet. Dieses  $m$  ist u. a. von der Spaltform und der Druckverteilung über die Dichtungsbreite abhängig. Für parallele Spaltwände kann z. B.  $m = 0,5$  sein (siehe Abschnitt V). Wir nehmen hier an, dass dieser Punkt bei B erreicht wird. Bei der Betrachtung der zurückgelegten Strecke O A B bemerkten wir, dass nur die Linie O A (Leckdruck  $p_i = 0$ ) und Punkt B (Leckdruck  $p_{iB}$ ), und nicht die zwischen A und B liegenden Punkte zur Dichtungscharakteristik gehören, weil es zwischen A und B keine Leckage gibt. Von B aus verhält sich die Dichtung optimal und folgt die Dichtungscharakteristik der Geraden O C in beiden Richtungen.

### III. 5. EINFLUSS DES DURCHMESSERS DER DICHTUNG AUF DEN VERLAUF DER DICHTUNGSSCHARAKTERISTIK

Die Methode, das Verhalten von Dichtungen mittels einer Dichtungscharakteristik in dem Dichtungspressung-Innendruck-Diagramm darzustellen, gibt sehr irreführende Resultate, wenn man Dichtungen mit verschiedenen Durchmessern miteinander vergleichen will. Betrachten wir hierzu z. B. die von Siebel - Krägeloh /26, Tabelle 4/ untersuchten Dichtungen

aus Asbestgummi Güte It-B mit Durchmessern von 135 und 235 mm, mit einer Breite von 20 mm und einer Dicke von 1 mm. Die sogenannte kritische Vorpressung  $p_{Dik}$ , bei der die Ansteigkurve in die durch den Nullpunkt gehende Gerade übergeht, die in diesem Fall eine Neigung  $m = 1$  aufweist, beträgt für beide Durchmesser 250 kg/cm<sup>2</sup>. Siehe Bild III-12.

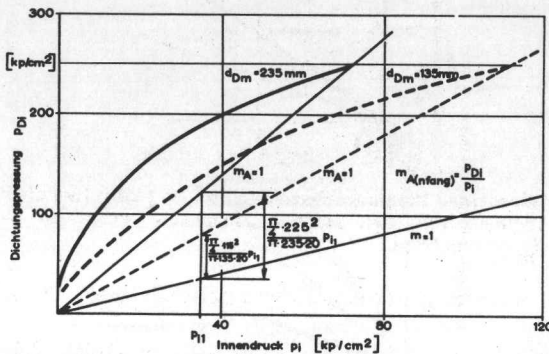


Bild III-12. Einfluss des Durchmessers  $d_{Dm}$  der Dichtung auf den Verlauf der Dichtungscharakteristik.

Für die Dichtung mit kleinem Durchmesser sind zur Erreichung des Punktes  $m = 1$  weit höhere Innendrucke notwendig. Das gerade hier auch die Fachleute in der Dichtungstechnik auf Schwierigkeiten stossen, ist deutlich, wenn man Vollbrecht und Lehmann /32, Bild 18, S. 756/ betrachtet. Diese Forscher vergleichen im  $p_{Di} - p_i$  - Diagramm die Dichtungscharakteristiken von Lehmann /16/ mit denen von Siebel-Krägeloh /26/, wobei sie bemerken, dass die Dichtungspressung beim Einbau nach den Versuchen von Siebel und Mitarbeitern auffallend hoch ist, was nach ihrer Auffassung wahrscheinlich auf die Wirkung des von Lehmann bei seinen Versuchen angewandten Halterings um die Dichtung zurückzuführen ist, wodurch ein Hinausfließen der Dichtung vermieden wird. Die wirkliche Ursache liegt jedoch in der unterschiedlichen Grösse der Durchmesser bei den untersuchten Dichtungen. Bei ausreichender Vorpressung der Dichtung fallen die  $p_{Dr} - p_i$  - Kurven der verbleibenden Dichtungspressung fast alle zusammen, was aus Bild III-13 zu

entnehmen ist. Der Wert  $\frac{p_{Dik} \cdot b_D}{p_i}$  ist mithin für beide gleich.

In diesem Fall ist der Neigungswinkel der  $p_{Di} - p_i$  - Geraden ( $m_A$ ) für die Dichtung mit 108 mm Innendurchmesser nach Siebel

$$m_A = \frac{p_{Dr} + \frac{\pi}{4} d_i^2 p_i}{d_{Dm} b_D p_i} = \frac{p_{Dr}}{p_i} + \frac{108^2}{4 \cdot 113 \cdot 5} = m + 5,2,$$

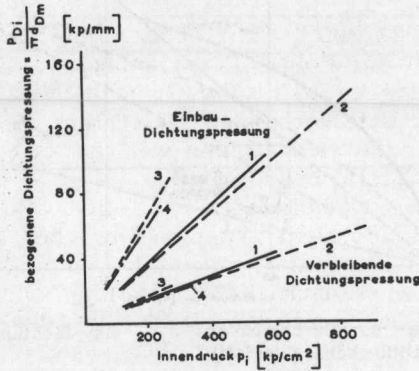


Bild III-13. Dichtungscharakteristiken von Lehmann (1 u. 2) und Siebel-Krängeloh (3 u. 4) nach Vollbrecht u. Lehmann /32, Bild 18/.

oder unter Berücksichtigung der in /26/ üblichen Aufzeichnung  $m b_D + 5,2 b_D = k_1 + 25,8 \text{ mm}$ , während der Neigungswinkel  $m_A$  der Dichtung mit einem Innendurchmesser von 50 mm nach Lehmann

$$m_A = \frac{p_{Dr}}{p_i} + \frac{50^2}{4 \cdot 55 \cdot 5} = m + 2,27 \text{ oder}$$

$$m_A = k_1 + 11,4 \text{ mm}$$

beträgt.

### III. 6. WARUM EIN DRUCKUNTERSCHIED BIE EINEM ENDLICHEN LECKSPALT NICHT IMMER STRÖMUNG HERBEIFÜHRT

Mehrere Forscher /33, 53/ haben nachgewiesen, dass eine Verbindung flüssigkeitsdicht sein kann, obwohl sie nicht gasdicht ist. Es werden hierfür verschiedene Belege angeführt. Siehe z.B. /24/.

So werden bei Flüssigkeiten Molekülschichten an der Wand des Spaltes adsorbiert. Zur Überwindung der auftretenden Adsorptionskräfte ist ein zusätzlicher Druckunterschied notwendig.



Auch die Oberflächenspannung  $\gamma$  kann einen Strömungswiderstand hervorrufen. Hier ist der maximale Druckunterschied  $\Delta p$  der Spalthöhe  $h$  umgekehrt proportional nach:  $2 \gamma \cos \alpha = \Delta p h$ , worin:  $\alpha =$  Randwinkel.

Eine Spalthöhe von  $0,01 \mu$  ergibt für Wasser (Oberflächenspannung  $7,4 \cdot 10^{-2} \text{ N/m}$ ) mit  $\alpha = 0$  ein Druckunterschied

$$\Delta p = \frac{2 \cdot 7,4 \cdot 10^{-2}}{10^{-8}} = 15 \cdot 10^6 \text{ N/m}^2 = 150 \text{ atm.}$$

Eine Spalthöhe von  $1 \mu$  hat aber einen Druckunterschied von nur  $1,5 \text{ atm}$  zur Folge. Dabei gehen wir also davon aus, dass in dem engen Spalt eine Grenzfläche zwischen Leckflüssigkeit und Luft vorhanden ist. Öfters ist die Spalthöhe an Ort und Stelle der Grenzfläche weit grösser als an irgendeiner anderen Stelle des Spaltes.

Obwohl diese Erscheinungen zweifellos von Einfluss sind, gibt es eine bisher nicht genannte Ursache, welche meines Erachtens im Gebiete der normalen Dichtungen wichtig ist.

Wir vergleichen dazu die durch eine Dichtung gehende Strömung eines Gases mit der einer Flüssigkeit bei gleicher Dichtungspressung und gleichem Innendruck. Die Dichtung befindet sich in beiden Fällen in demselben Zustand, so dass Form und Grösse der Strömungskanäle (Spalte) einander ent-

sprechen und für beide derselbe Wert  $\frac{1}{h^4}$  anzusetzen ist.

Für Gase gilt nach Gl. II - 5a:

$$\frac{1}{h^4} = \frac{\Delta(p)^2_{\text{Gas}} \rho_{\text{a Gas}}}{2 C_1 \eta_{\text{Gas}} \phi_{\text{m Gas}}}$$

und für Flüssigkeiten Gl. II - 4a:  $\frac{1}{h^4} = \frac{\Delta p_{\text{Fl}} \rho_{\text{Fl}}}{C_1 \eta_{\text{Fl}} \phi_{\text{mFl}}}$ ,

$$\text{so dass } \phi_{\text{mFl}} = \frac{2 \Delta p_{\text{Fl}} \rho_{\text{Fl}} \eta_{\text{Gas}}}{\Delta(p)^2_{\text{Gas}} \rho_{\text{a Gas}} \eta_{\text{Fl}}} \phi_{\text{m Gas}} \dots \text{III-1}$$

Wenn für  $\text{N}_2$  ein Leckstrom von  $50 \mu\text{g/s}$  auftritt, was nach der Blasenmethode festzustellen ist, so würde der aus tretende Leckstrom für Wasser bei  $p_i = 100 \text{ atü}$  betragen:

$$\phi_{\text{m Wasser}} = 2 \frac{100}{100^2} \cdot \frac{1000}{1,16} \cdot \frac{17 \cdot 10^{-6}}{10^{-3}} \cdot 50 = 15 \mu\text{g/s}$$

= 1 Tropfen pro Stunde. Im vorliegenden Fall wird die Dichtung als vollkommen dicht betrachtet.

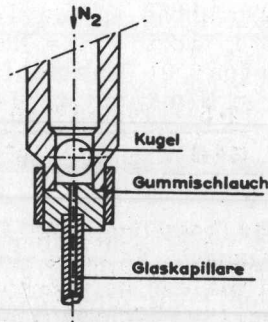


Bild III-14. Prüfgerät zur Bestimmung des Unterschieds zwischen Gas- und Flüssigkeitsleckage.

Folgender Versuch wurde ausgeführt. Siehe Bild III-14. Eine Kugel von 3/8" Durchmesser wurde in einem Loch mit einem etwas kleineren Durchmesser gepresst, wie z. B. beim Kugelkalibrieren vorkommt. An der Oberseite der Kugel wurde Stickstoff unter einem bestimmten Druck aufgegeben und an der Unterseite wurde die Größe des längs der Kugel auftretenden Lecks gemessen und zwar in der im Par. II. 7.2 angegebenen Weise. Hiernach wurde an der Oberseite der Kugel eine Wasserschicht angebracht und wieder Stickstoff unter demselben Druck zugeführt, worauf jetzt die Größe des Wasserlecks gemessen wurde.

Versuchsergebnisse:

Versuch Nr. 1  $p_i = 20$  ata Leck  $N_2$  : 0,58  $\mu\text{g/s}$   
 Leck  $H_2O$ : 0,6  $\mu\text{g/s}$

so dass  $\frac{\delta_m H_2O}{\delta_m N_2} = 1$ . Nach Gl. III-1 soll  $\frac{\delta_m H_2O}{\delta_m N_2} =$

$$\frac{2 \cdot 20 \cdot 1000 \cdot 17 \cdot 10^{-6}}{(20^2 - 1) 1,16 \cdot 10^{-3}} = 1,5.$$

Versuch Nr. 2.  $p_i = 5$  ata Leck  $N_2$  : 2,3  $\mu\text{g/s}$   
 Leck  $H_2O$  : 5  $\mu\text{g/s}$

so dass  $\frac{\delta_m \text{H}_2\text{O}}{\delta_m \text{N}_2} = 2,2$ . Nach Gl. III-1 soll  $\frac{\delta_m \text{H}_2\text{O}}{\delta_m \text{N}_2} =$

$$\frac{2 \cdot 5 \cdot 1000 \cdot 17 \cdot 10^{-6}}{(5^2 - 1) \cdot 1,16 \cdot 10^{-3}} = 5,3.$$

Diese Versuche bestätigen die Richtigkeit des obenerwähnten Gedankenganges. Es zeigt sich, dass das auftretende Leck geringer ist als das berechnete, was der Wirkung von Adsorptionskräften, Oberflächenspannung, u. s. w. zuzuschreiben ist.

## IV. BEDINGUNGEN FÜR ABDICHTUNG

### IV.1. EINLEITUNG

Wie wir in Abschnitt II gesehen haben, wird das Dichtverhalten einer Dichtung durch die Eigenschaften der Dichtung und durch die Form der Flanschoberflächen, insbesondere durch die Welligkeiten und Rauigkeiten dieser Oberflächen bedingt. Zur Erprobung einer Dichtung auf ihre Dichtfähigkeit brauchen wir nur zu ermitteln, unter welchen Bedingungen eine bestimmte Anpassung an die Welligkeiten und Rauigkeiten erfolgt. Diese Anpassung soll in der Weise verwirklicht werden, dass über den Umfang der Dichtung ein in sich geschlossenes Band angelegt wird, wie in Bild II-1 dargestellt ist.

In diesem Abschnitt werden wir prüfen, unter welchen Bedingungen eine gewünschte Anpassung der Dichtung an die Welligkeiten und Rauigkeiten der Flanschoberfläche stattfindet.

### IV. 2. DIE WELLIGKEITEN

#### IV. 2.1. Das allgemeine Problem der ebenen Deformation

Weil der Durchmesser von Dichtungen für Apparateflansche im Vergleich zu den übrigen Abmessungen sehr gross ist, betrachten wir eine Dichtung zwischen Flanschen als einen langen Streifen mit Breite  $b_D$  und Dicke  $h_D$ , der sich zwischen zwei flachen parallelen Druckplatten in einem Zustand ebener Dehnung befindet.

Das Problem der Zusammenpressung eines Metalls zwischen Platten hat besonders in der Walztechnik immer starkes Interesse erregt und viele Forscher haben sich damit beschäftigt.

Bereits 1923 veröffentlichte Hencky /35/ eine Abhandlung "Über einige statisch bestimmte Fälle des Gleichgewichts in plastischen Körpern". Anlässlich dieses Aufsatzes löste Prandtl /36/ das Problem des "ebenen Fließens eines plastischen Körpers, der mehr breit als hoch ist und zwischen harten Druckplatten gepresst wird". Es wird dabei angenommen, dass die Platten derart rau sind, dass es zwischen der Streifenoberfläche und der Oberfläche der Druckplatte keinen Schlupf geben kann und die Reibungskraft je Ober-

flächeneinheit der Fließschubspannung  $k$  mithin gleichkommt. Dies wird eine perfekt raue Oberfläche genannt.

Für diejenigen Teile des Streifens, die sich in solcher Entfernung von der Symmetrieebene und den Endflächen be-

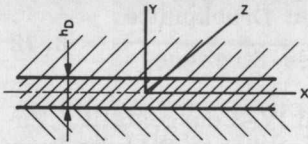


Bild IV-1. Angabe Koordinatensystem.

finden, dass ihre Wirkung nicht mehr spürbar ist, hat Prandtl nachfolgende Spannungskomponenten gefunden (x-Achse mit der positiven Richtung nach der Mitte der Streifenbreite, siehe auch Bild IV-1):

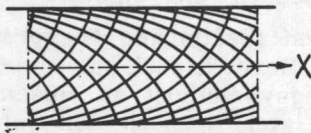
$$\sigma_x = k \left( -\frac{x}{\frac{1}{2}h_D} + c + 2 \sqrt{1 - \left(\frac{y}{\frac{1}{2}h_D}\right)^2} \right) \dots\dots\dots IV-1$$

$$\sigma_y = k \left( -\frac{x}{\frac{1}{2}h_D} + c \right) \dots\dots\dots IV-2$$

$$\tau_{xy} = k \frac{y}{\frac{1}{2}h_D} \dots\dots\dots IV-3$$

Die maximale Schubspannung  $\tau_{max} =$

$$= \sqrt{\left( \frac{\sigma_y - \sigma_x}{2} \right)^2 + \tau_{xy}^2} = k \dots\dots\dots IV-4$$



Hierin ist  $h_D$  die Streifen-  
dicke und  $c$  eine beliebige  
Konstante.

Das Gleitliniensystem für  
dieses Problem ist in Bild  
IV-2 dargestellt.

Bild IV-2. Gleitliniensystem  
nach Prandtl.

Hill /37/ entwickelte eine numerische Methode zur Ermittlung von Spannungs- und Geschwindigkeitsverteilungen im Falle einer Zusammenpressung eines Streifens zwischen rauhen parallelen Platten, wobei die Breite des Streifens diejenige der Platte übersteigt. Er hat nachgewiesen, dass die Form dieses Gleitliniensystems bei Zunahme der Zusammenpressung keine Änderung erfährt, so dass die Lösung

auch bei starkem Fließen zutrifft. Die von Hill berechnete Spannungsverteilung  $\sigma_y$  bei einem Verhältnis,

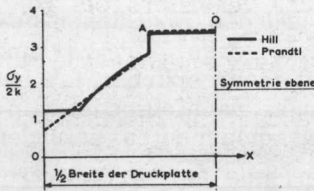


Bild IV-3. Druckverteilung über die Breite eines zwischen Druckplatten gepressten Streifens.

$$\frac{\text{Breite der Druckplatte}}{\text{Dicke des Streifens}} = 6,72$$

ist in Bild IV-3 dargestellt. Zugleich zeigt dieses Bild die Spannungsverteilung  $\sigma_y$  nach Prandtl.

Wir sehen, dass die Prandtl'sche Lösung eine sehr gute An-

näherung gibt, wobei sich nur an den Rändern eine Abweichung von grösserer Bedeutung einstellt.

#### DER BEREICH IN DER NÄHE DER SYMMETRIEACHSE

Aus Gründen der Symmetrie muss die Reibung an der Druckoberfläche entlang in der Mitte der Streifenbreite O sein. Von dieser Mitte aus in Richtung auf die Seitenränder wird die Reibung zunehmen, bis der Höchstwert  $\tau_{\max} = k$  erreicht ist und werden die Schubspannungen konstant bleiben.

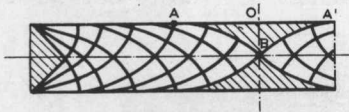


Bild IV-4. Gleitlinienfeld nach Hill /37/

In diesem Bereich AOA', wo  $\tau < k$  (im Bild IV-4 schraffiert angegeben) wird die Fließgrenze nicht erreicht und dieser Bereich verhält sich mithin elastisch. Weil jedoch die elastischen Ver-

formungen im Vergleich zu den plastischen äusserst gering sind, darf man diesen Bereich auch als starr bezeichnen. Wiewohl die Spannungsverteilung in diesem Bereich nicht bekannt ist, lässt sich dennoch der mittlere Druck über AOA' aus der Summe der senkrechten Komponenten der bekannten an ABA' entlang auftretenden Spannungen errechnen (siehe in Bild IV-3 AO).

#### IV. 2.2. Näherungslösung

Bei glatten Plattenoberflächen mit einer Reibungszahl  $f = 0$  ist die Druckung in dem Fall, dass der Streifen breiter ist als die Druckplatten, wohl sehr einfach:  $\sigma_y = \text{konstant} = 2k$ . Die Gleitlinien verlaufen hier gerade und bilden einen Winkel von  $45^\circ$  mit den Oberflächen.

Für die zwischen 0 und dem Höchstwert befindlichen Reibungszahlen wird die Sache allerdings sehr kompliziert. Es ist jedoch möglich in diesem Bereich, besonders bei geringer Reibungszahl, mit einer für unsere Zwecke ausreichenden Genauigkeit die Spannungsverteilung annähernd zu berechnen (siehe z.B. Hill /38/, /52/, /53/). Dazu wird davon ausgegangen, dass im Fließkriterium die Spannungen  $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$  und  $\sigma_z$  die Hauptspannungen darstellen. Der Einfluss von  $\tau_{xy}$  wird hier mithin vernachlässigt, was bei grösserer Reibungszahl  $f$  eine grössere Ungenauigkeit ergibt. Das Fließkriterium wird jetzt:

$$\sigma_y - \sigma_x = 2 k \dots\dots\dots IV-5$$

Für das Gestaltänderungsenergie-Fließkriterium von von Mises beträgt  $k = \frac{s_0}{\sqrt{3}}$ . Für das Maximalschubspannungs-Fließkriterium von Tresca beträgt  $k = \frac{s_0}{2}$ . Hierin ist  $s_0$

die Fließgrenze in einachsigen Zug oder Druck. Für trockene Reibung zwischen Dichtung und Flansch mit konstanter Reibungszahl  $f$  finden wir jetzt für die Druckspannung  $\sigma_y$ , hier weiter  $p(x)$  genannt, in einer Entfernung  $x$  von der Symmetrieebene (die  $y$ -Achse ist hier durch die Mitte der Streifenbreite gelegt):

$$p(x) = 2 k \exp \left( \frac{f b_D}{h_D} - \frac{2 f x}{h_D} \right) \dots\dots\dots IV-6$$

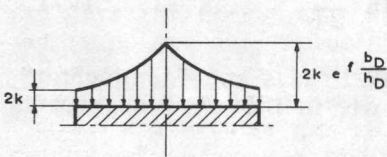


Bild IV-5. Spannungsverteilung über die Breite einer Dichtung unter Annahme trockener Reibung ( $f = \text{konstant}$ ).

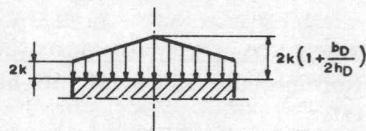


Bild IV-6. Spannungsverteilung über die Breite einer Dichtung unter Annahme konstanter Reibung (perfekt raue Oberflächen).

(siehe Bild IV-5).

Der mittlere Druck  $p_m$  ist:

$$p_m = 2 k \frac{h_D}{b_D f} \left[ \exp \left( \frac{f b_D}{h_D} \right) - 1 \right] \dots \dots \dots \text{IV-7}$$

Wenn wir annehmen, dass die Platten perfekt rauh sind, so dass es zwischen der Streifen- und der Druckplattenoberflächen keinen Schlupf gibt (nachgewiesen kann werden dass  $f$  hier max. 0,5 beträgt) finden wir für die Druckverteilung über die Breite für positives  $x$ :

$$p(x) = 2 k \left( 1 + \frac{b_D - 2 x}{2 h_D} \right) \dots \dots \dots \text{IV-8}$$

(siehe Bild IV-6), und für den mittleren Druck  $p_m$ :

$$p_m = 2 k \left( 1 + \frac{b_D}{4 h_D} \right) - \dots \dots \dots \text{IV-9}$$

In dem Fall, wo trockne Reibung vorliegt, ist an den Berührungsflächen  $y = \pm \frac{1}{2} h_D$  die Reibungskraft  $\tau_{xy}$  je  $\text{cm}^2$ :  $f p(x)$ . Dieser  $\tau_{xy}$  - Wert kann nicht über die Fließschubspannung  $k$  hinausgehen. Von der Stelle ( $x_u$ ) an, wo  $f p(x) = k$ , haben wir es mithin mit perfekt rauhen Oberflächen zu tun. Die Übergangsstelle  $x_u$  ist aus

$$f p(x_u) = f 2 k \exp \left( \frac{f b_D}{h_D} - 2 \frac{f x_u}{h_D} \right) = k$$

abzuleiten. Hieraus ergibt sich

$$x_u = \frac{b_D}{2} - \frac{h_D}{2f} \ln \frac{1}{2f} - \dots \dots \dots \text{IV-10}$$

Die Druckverteilung im dem Fall, dass von "gemischter" Reibung die Rede ist, sieht aus wie in Bild IV-7 angegeben ist.

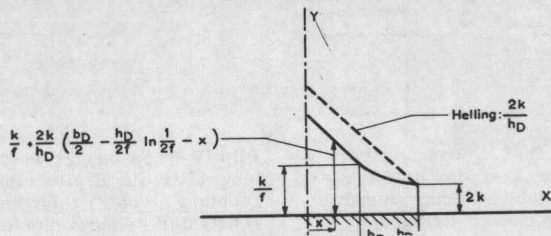


Bild IV-7. Druckverteilung für den Fall von "gemischter" Reibung.



IV. 2.3. Vergleichung zwischen der Lösungen von Hill und Prandtl und der Näherungslösung, angewandt auf Dichtungen

Der mittlere Druck  $p_m$  lässt sich nun ganz einfach für mehrere Reibungszahlen und  $\frac{b_D}{h_D}$  - Verhältnisse berechnen.

In Bild VI-8 ist der Zusammenhang zwischen  $p_m$  und  $f$  für mehrere  $\frac{b_D}{h_D}$  - Verhältnisse dargestellt. Links von A-A liegt

der Bereich der Flansche mit trockner Reibung  $f = c$ , während man rechts von B-B den Bereich der perfekt rauhen Flansche mit  $f = 0,5$  zu suchen hat. Zwischen A-A und B-B gibt es den Bereich mit "gemischter" Reibung.

Nun ist für normale Apparateflanschdichtungen  $\frac{b_D}{h_D} > 5$

während die Reibungszahl zwischen Flansch und Dichtungsoberfläche für normale Flanschoberflächen  $> 0,2$  ist. In

Bild IV-8 ist ersichtlich dass wir bei Dichtungen für normale Flansche in sehr guter Annäherung dieselbe Berechnung einhalten können als wenn wir es mit perfekt rauhen Flanschoberflächen zu tun hätten. Vergleichen wir die obenerwähnte Näherungsberechnung mit der Lösung von Prandtl und Hill in

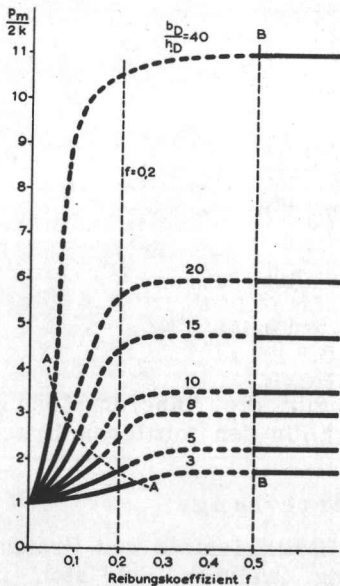


Bild IV-8. Zusammenhang zwischen  $\frac{p_m}{2k}$  und  $f$  für verschiedene Verhältnisse  $\frac{b_D}{h_D}$  nach der Näherungsberechnung.

dem Fall, dass  $\frac{b_D}{h_D} = 6,72$ . Die Näherungslösung ergibt für positives  $x$ :

$$p(x) = 2k \left( 1 + \frac{b_D}{2h_D} - \frac{x}{h_D} \right) \quad (\text{Gl. IV-8})$$

$$= 2k \left( 4,36 - \frac{x}{h_D} \right).$$

In Bild IV-9 sind die Näherungslösung, die cycloidische Lösung von Prandtl /36/ und die numerische Lösung von Hill /37/ dargestellt, Hieraus ist zu entnehmen, dass für die Apparateflansche mit  $\frac{b_D}{h_D} > 5$  die einfache Lösung gemäss Gl. IV-8 eine sehr gute Annäherung bedeutet. Nur im Bereich in der Nähe der Symmetrie-Achse treten grössere Abweichungen auf. Wir werden jedoch sehen, dass der Verlauf des Dichtungsdrucks entsprechend der Näherungslösung der Wirklichkeit mehr nähert als die Lösung von Hill.

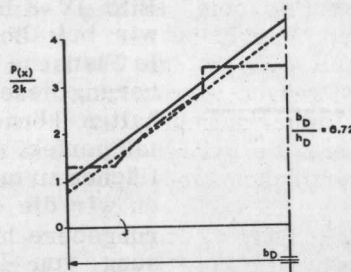


Bild IV-9. Darstellung verschiedener Lösungen  
 — a. Näherungslösung gemäss Gl. IV-8  
 - - - b. Cycloidische Lösung von Prandtl /36/  
 - · - c. Numerische Lösung von Hill /37/

In dem obenerwähnten Fall ergibt die Näherungslösung einen um etwa 10% höheren Wert für den mittleren Druck als die Lösung von Hill.

#### IV. 2.4. Geschwindigkeitsverteilung

Wir betrachten jetzt die zum Gleitlinienfeld von Prandtl gehörige Geschwindigkeitsverteilung, welches Feld sich in genügender Entfernung von den Rändern und der Symmetrieachse befindet.

Von Nadai sind folgende Geschwindigkeitskomponenten bekannt (siehe z.B. Hill /57, S. 233/:

$$\frac{v_x}{U} = C + \frac{2x}{h_D} + 2 \sqrt{1 - \frac{4y^2}{h_D^2}} - \dots \text{IV-11}$$

$$\frac{v_y}{U} = -\frac{2y}{h_D} \dots \text{IV-12}$$

in denen U die Näherungsgeschwindigkeit der Platten darstellt.

Nun beträgt die spezifische Winkeländerungsgeschwindigkeit  $\dot{\gamma}_{xy}$ :

$$\dot{\gamma}_{xy} = \frac{\partial v_x}{\partial y} + \frac{\partial v_y}{\partial x} = \frac{8y}{h_D^2} \sqrt{\frac{U}{1 - \frac{4y^2}{h_D^2}}} \dots \text{IV-13}$$

Hieraus ergibt sich, dass je nachdem y grösser wird auch  $\dot{\gamma}_{xy}$  zunimmt, um bei  $y = \pm \frac{1}{2} h_D$ , also an der Oberfläche des Streifens  $\infty$  gross zu werden. Dies kann in Wirklichkeit nicht der Fall sein, so dass wir annehmen müssen, dass sich an der Oberfläche eine Art Übergangsschicht befindet. Für Dichtungen ist das Verhalten an der Oberfläche oder in deren Nähe von wesentlicher Bedeutung.

Aus obigen Bemerkungen kann die Schlussfolgerung gezogen werden, dass die auftretende Verfestigung in der Nähe der Dichtungsoberflächen einen Maximalwert erreichen wird.

#### IV. 2.5. Schlussfolgerungen in bezug auf das Fliessverhalten von Dichtungen, welche aus den vorhergehenden theoretischen Betrachtungen gezogen werden können

a) Die Reibungszahl für Weichmetalldichtungen ist im Vergleich zu Dichtungen mit normalen trocknen Flanschoberflächen (gedreht) grösser als 0,2. Aus Bild IV-8 geht hervor, dass wir bei normalen Metalldichtungen für Apparateflansche immer mit "perfekt" rauhen Flanschen rechnen können, wobei die sehr einfache Näherungsgleichung II-9 :

$$p_m = 2 k \left( 1 + \frac{b_D}{4 h_D} \right), \text{ eine hinreichende Genauigkeit gibt.}$$

b) Es zeigt sich, dass der Einfluss der Reibungszahl im Bereich  $f = 0 - 0,2$  sehr gross ist, besonders bei grossen  $\frac{b_D}{h_D}$  - Verhältnissen. So ist z.B. bei einem  $\frac{b_D}{h_D}$  - Verhältnis

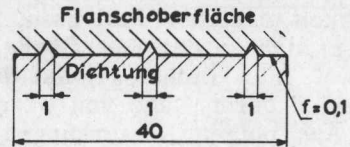
von 10 für  $f = 0,2$  ein um etwa zweimal höherer Dichtungsdruck erforderlich als für  $f = 0,1$ .

In dem Bereich  $f = 0,05 - 0,2$  liegen die genau bearbeiteten Flanschoberflächen. Bei breiten dünnen Dichtungen kann hier durch Anwendung eines guten Schmiermittels der zur Erreichung eines bestimmten Fließens erforderliche Dichtungsdruck auf einen Bruchteil des ohne Schmiermittel notwendigen Dichtungsdrucks herabgesetzt werden. So ist

z.B. bei  $\frac{b_D}{h_D} = 40$  der erforderliche Dichtungsdruck für  $f = 0,05$  weniger als  $1/3$  des für  $f = 0,2$  benötigten Drucks.

c) Die vorherrschende Meinung, als sollten einige konzentrische Rillen in der Flanschoberfläche das Fließen der Dichtung einschränken, trifft bei normal bearbeiteten Flanschoberflächen gar nicht zu, während dieser Effekt bei sehr glatten Oberflächen nur sehr gering ist, weil bloss der Oberflächenteil an Ort und Stelle der Rillen die maximale Schubspannung des Materials zu übermitteln vermag.

Für nebenstehenden Fall z.B. beträgt die Vergrößerung der Schubkraft über eine glatte Oberfläche bei einem gleichmässigen Dichtungsdruck:




$$\frac{1 \cdot 0,5 + 19 \cdot 0,1 - 20 \cdot 0,1}{20 \cdot 0,1} 100 \% = 20 \%$$

d) Die elastische Verformung der Flansche kann für breite dünne Weichmetalldichtungen, bei denen hohe Dichtungsdrucke auftreten können, sehr beträchtlich sein, was der Elastizität der Verbindung sehr förderlich ist. Je stärker die Elastizität der Verbindung umso weniger verringert sich die Spannung infolge Kriech-Relaxation. Die schmalen hohen Flansche des "Boon"-Typus /5, 6/ sind in dieser Hinsicht besonders vorteilhaft.

e) Mit Rücksicht auf den für die Anpassung an die Rauigkeiten der Flanschoberfläche benötigten Dichtungsdruck ( $0,5 - 1$  HB; siehe Par. II-3) ist für jedes Material und jede Flanschoberfläche ein bestimmtes minimales  $\frac{b_D}{h_D}$  - Verhältnis anzugeben. Hiervon wird in Par. IV.3.3. noch die Rede sein.

f) Sogar wenn der Dichtungsdruck über die Breite der Dichtung gleichmässig verteilt sein sollte, wird die Flanschoberfläche an Ort und Stelle der Dichtung eine Eindrückung aufweisen, welche in der Mitte der Dichtungsbreite am grössten ist. Da nun der Dichtungsdruck über die Dichtungsbreite in der Mitte einen Maximalwert aufweist, wird sich diese Form der Eindrückung der Flanschoberfläche noch stärker ausprägen. Weil die Dichtung fliesst, wird sie einen

tonnenförmigen Querschnitt erhalten , der auch nach

Druckentlastung bestehen bleiben muss. Diese Erscheinung ist von Bedeutung mit Rücksicht auf die Verteilung des Dichtungsdrucks über die Dichtungsbreite, nach teilweiser Druckentlastung, mit der man es zu tun hat, wenn nach Montage der Innendruck gesteigert wird. Die Druckverteilung ist wichtig beim Stabilitätsproblem.

g) Aus Gleichung IV-13 ergibt sich, dass die spezifische Winkeländerungsgeschwindigkeit  $\dot{\gamma}_{xy}$  an den Dichtungsflächen einen Höchstwert erreicht und sogar unendlich gross wird. Die auftretende Verfestigung wird mithin auch in der Nähe der Oberfläche am grössten sein, während gerade dort ein leichtes und gutes Fliessen gewünscht ist, und zwar mit Rücksicht auf die Anpassung an die Unregelmässigkeiten der Flanschoberfläche und die Anfüllung der Rauigkeiten. Der mittlere nicht verfestigte Teil der Dichtung zeigt im Betrieb die ungewünschte Kriecherscheinung. Hieraus ergibt sich, dass dicke Dichtungen ungünstig sind.

#### IV. 2.6. Versuche

Es wurde eine Reihe von Versuchen durchgeführt und zwar in der Absicht:

- a) zu prüfen, ob die obengenannte Näherungstheorie sich in ausreichendem Masse auf Dichtungen aus sich verfestigendem Material und mit grossen

Breite - Verhältnis anwenden lässt;  
Dicke

- b) zu prüfen, ob die Reibungszahl zwischen Dichtung und normal bearbeiteten Flanschoberflächen tatsächlich grösser ist als 0,2, so dass die einfache Näherungs-

formel  $\frac{p_m}{2k} = \left(1 + \frac{b_D}{4h_D}\right)$  brauchbar ist;

- c) zu prüfen, ob die Möglichkeit vorliegt, auf einfache Weise die für die Berechnung benötigten Unterlagen zu sammeln, d.h. die Stauchkurve eines Dichtungswerkstoffes und die Reibungszahl der Flanschoberfläche für diejenigen Fälle, bei denen  $f < 0,2$ .

Zu b)

Es wurden zwei Arten von Oberflächen untersucht und zwar die feingeschliffenen Flächen, die für die untere Rauheitsgrenze normal bearbeiteter Oberflächen repräsentativ sind, und die glattpolierten Flächen, welche für diejenigen Fälle repräsentativ sind, wo die Glätte der Oberfläche Gegenstand besonderer Aufmerksamkeit ist, z.B. bei Kernreaktoren.

Aus Versuchen an Oberflächen mit niedriger Reibungszahl lässt sich auch mit grosser Genauigkeit die Fließgrenze ermitteln.

Als Dichtungswerkstoff wurde Reinaluminium (99,5%) von 1 mm Dicke geprüft, weil dieses Material von solcher Dicke nach unserer Meinung im Apparatebau am meisten Anwendung finden kann.

Dichtungsstreifen zur Länge von 50 mm wurden in einer hydraulischen Presse zwischen zwei aus Hartstahl hergestellten Druckstücken von 60 mm Durchmesser zusammengespreßt, wobei die Dickeverringerng der Dichtung und die elastische Eindrückung der Druckstücke mit Hilfe von drei über den Umkreis der Druckstücke verteilten Messuhren als Funktion der Belastung ermittelt wurden. Die endliche Länge (50 mm) dieser Dichtungsstreifen wird sich bei zunehmender Breite ungünstiger auswirken und zu einer immer grösseren Ungenauigkeit Anlass geben. Für Breiten  $< 10$  mm wird der auf diese Weise eingeführte Fehler nur gering sein (siehe z.B. /39/).

Zur Ermittlung der Fließgrenze bei verschiedenen Stauchprozentensätzen, also beim Aufstellen der Stauchkurve bedienen wir uns der Extrapolationsmethode van Cooke und Larke /40/. Wo jedoch Cooke und Larke Zylinder mit gleichem Durchmesser aber von verschiedener Länge (Dicke) zusammenpressten, benutzten wir Probestreifen mit gleicher Dicke und verschiedener Breite. Gleiches wurde auch von Watts und Ford /35/ gemacht, allerdings mit dem Unterschied, dass sie mit Stempeln arbeiteten, die schmäler waren als die Streifen. Für glattpolierte Druckstücke wurde bei drei verschiedenen Breiten des Dichtungsstreifens der Zusammenhang zwischen dem Dichtungsdruck und der Eindrückung ermittelt (siehe Bild IV-10), während ausserdem

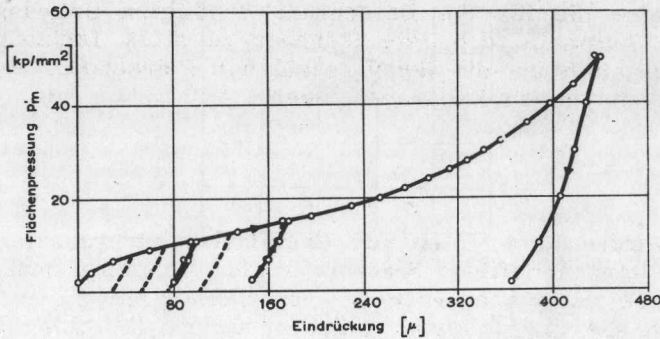


Bild IV-10. Stauchkurve für Reinaluminium Streifen zwischen glatten polierten Druckflächen.  
 $(p'_m$  bezogen auf die ursprüngliche Dichtungsoberfläche)  
 $b_{Do} = 10$  mm  
 $h_{Do} = 1$  mm

die für die verschiedenen Stauchungen (2,5, 5, 7,5 und 10%) benötigten Dichtungsdrucke in Bild IV-11 als Funktion von  $\frac{b_D}{h_D}$  eingetragen wurden. Durch Extrapolation nach  $\frac{b_D}{h_D} = 0$ , also im Falle einer unendlich dicken Dichtung kann dann die

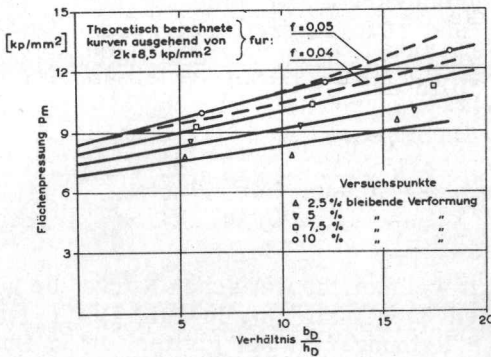
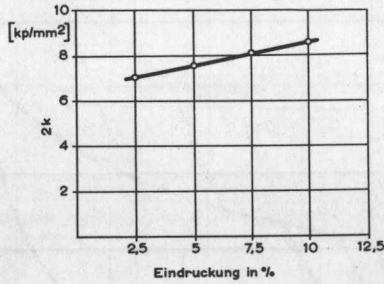


Bild IV-11. Zusammenhang zwischen  $p_m$  und  $\frac{b_D}{h_D}$  für Reinaluminium-Dichtungstreifen Dicke 1 mm zwischen glatten polierten Flanschen.

zugehörige Fließgrenze (2 k) festgelegt werden, wie in Bild IV-11 dargestellt ist. Der auf diese Weise bestimmte Abschnitt der Stauchkurve wird in Bild IV-12 gezeigt.

Die in den Bildern IV-10 und IV-13 aufgestellten Kurven zeigen den Zusammenhang zwischen dem Dichtungsdruck  $p'_m$  und der Eindrückung. Dieser  $p'_m$ -Wert bezieht sich



Extrapolation nach  $\frac{b_D}{h_D} = 0$ .

auf die ursprüngliche Dichtungsoberfläche. Zur Ermittlung des wirklichen Dichtungsdrucks ist eine diesbezügliche Berichtigung vorzunehmen. Wir haben bis jetzt einfachheitshalber angenommen, dass ein bestimmter Prozentsatz bleibender Dickeverringerng einen entsprechenden Prozentsatz Oberflächenvergrößerung zur Folge hat.

In das Diagramm für die Stauchkurven wurden auch einige Rücklaufkurven aufgenommen, so dass mit ausreichender Genauigkeit Rücklaufkurven für eine bleibende Verformung von 2,5 5, 7,5 und 10% eingezeichnet werden konnten.

Wir können einen Eindruck von der Reibungszahl gewinnen, wenn mit Hilfe der Gleichung IV-7:

$$p_m = 2 k \frac{h_D}{f b_D} \left[ \exp \left( \frac{b_D f}{h_D} \right) - 1 \right]$$

geprüft wird, mit welcher theoretischen Kurve die gemessene Kurve am meisten übereinstimmt. In Bild IV-11 ist ersichtlich, dass diese Reibungszahl bei glattpolierten Oberflächen zwischen 0,04 und 0,05 liegt.

Ferner wurde für verschiedene Breiten zwischen 5 - 20 mm und feingeschliffene Oberfläche der Zusammenhang zwischen dem Dichtungsdruck  $p'_m$  und der Eindrückung ermittelt (siehe z.B. Bild IV-13). Mit Hilfe der bestimmten Stauchkurve konnte in Bild IV-14 für verschiedene bleibende Verformungen (2,5, 5, 7,5 und 10%) der Zusammenhang

zwischen  $\frac{p_m}{2k}$  und dem Verhältnis  $\frac{b_D}{h_D}$  dargestellt werden.



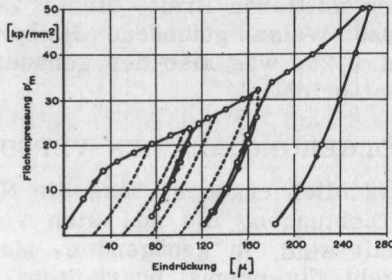


Bild IV-13. Stauchkurve für Reinaluminium-Dichtung zwischen geschliffenen Druckflächen

$b_{D0} = 10 \text{ mm}$

$h_{D0} = 1 \text{ mm}$

$p'_m$  bezogen auf die ursprüngliche Dichtungsoberfläche.

Zugleich zeigt dieses Bild einige theoretisch berechnete Kurven für eine Anzahl Reibungszahlen, aus denen hervorgeht, dass die Reibungszahl in diesem Falle  $\approx 0,2$  beträgt. Auf dem Probestreifen ist die schlupffreie Zone deutlich zu erkennen. Diese schlupffreie Zone zeichnet sich auch auf den Flanschoberflächen deutlich ab, weil sich nur an den Stellen, wo Schlupf aufgetreten ist, eine dünne Aluminiumschicht abgelagert hat. Die Reibungszahl lässt sich nun annähernd mit Hilfe der Gleichung IV-10:

$$x_u = \frac{b_D}{2} - \frac{h_D}{2f} \ln \frac{1}{2f}$$

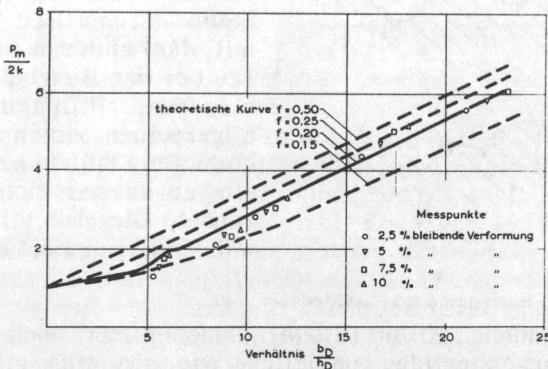


Bild IV-14. Zusammenhang zwischen  $\frac{p_m}{2k}$  und  $\frac{b_D}{h_D}$  für Reinaluminium von 1 mm

Dicke zwischen geschliffenen Flanschen, Schleifrichtung // Streifenlänge.

und der gemessenen mittleren Breite dieser Zonen bestimmen. Die auf diese Weise gefundene Reibungszahl liegt zwischen 0,15 und 0,25, was also der genauer bestimmten Reibungszahl gut entspricht.

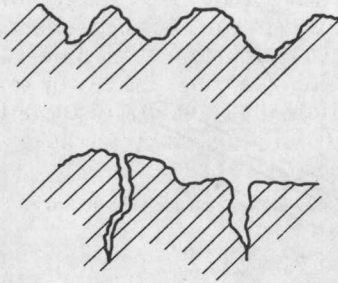
#### SCHLUSSFOLGERUNG AUS DEN VERSUCHEN

Es hat sich tatsächlich ergeben, dass die Näherungstheorie für dünne Dichtungen, die aus sich verfestigendem Werkstoff hergestellt sind, in genügendem Masse geeignet ist. Die Reibungszahl für normal bearbeitete Flanschoberflächen ist  $> 0,2$  und die einfache Näherungsformel ist ausreichend genau. Die Reibungszahl für glattpolierte Oberflächen ist sehr niedrig  $\approx 0,05$ , so dass hier ein starkes Fließen eintreten kann (siehe z.B. den Unterschied zwischen den Bildern IV-10 und IV-13). Es hat sich herausgestellt, dass auf die angegebene Weise sehr einfach ein Eindruck von der Reibungszahl bestimmter Flanschoberflächen gewonnen werden kann und sich die reine Stauchkurve bestimmen lässt.

#### IV. 3. DIE RAUHIGKEITEN DER FLANSCHOBERFLÄCHEN

##### IV. 3.1. Einleitung und Problemstellung

Die auf Flanschoberflächen vorkommenden Rauigkeiten sind verschiedener Art (siehe z.B. Bild IV-15). Sie bilden kleine Kanäle, durch die eine Strömung stattfinden kann. Für das Auftreten von Leckage sind diejenigen Rillen von Bedeutung, die sich über die volle Breite der Dichtung er-



strecken oder eine "schwache" Stelle (siehe Par.V. 2.3.) mit der anderen verbinden. Die bei der Bearbeitung entstandenen Rillen haben im allgemeinen einen ziemlich stumpfen Spitzenwinkel und sind ausserdem meistens gerundet. Gleiches gilt für die während Transport und Mon-

Bild IV-15. Rauigkeiten verschiedener Art.

tage entstandenen Rillen (Risse). Daneben sind noch Risse in der Dichtungsoberfläche möglich, wie sie sich z.B. beim Aufschweißen von Stellite (Ventilsitze), Rissbildung als Folge von Temperaturspannungen, Spannungskorrosion von Stellite, bilden können. Diese Risse weisen einen sehr scharfen Spitzenwinkel auf.

Bei Dichtungen haben wir es mithin mit dem in Bild IV-16 dargestellten Problem zu tun, wobei als Forderung gestellt wird, dass die Rille bis zu einer Tiefe  $y_0$  (Breite  $b_0$ ) angefüllt wird, welche Breite und Tiefe durch die gewünschte maximal zulässige Leckgrösse bedingt werden. Bei Dichtungen ist die Breite der Rille im Vergleich zu deren Länge sehr gering, so dass hier ein Fall von ebener Dehnung vorliegt. Weiter sind die Wände der Spalte dermassen rau, dass wir bei der Berechnung mit perfekt rauhen Oberflächen, also  $\tau = k$ , rechnen können.

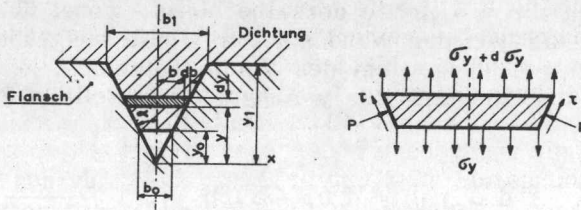


Bild IV-16. Rille mit Koordinatensystem und Volumenelement

Um zu erkennen, welche Bedingungen an eine solche Anfüllung der Rillen zu stellen sind, vergleichen wir dieses Problem mit einer Strangpressung in ebener Dehnung von Breite  $b_1$  auf Breite  $b_0$  durch eine keilförmige Düse mit rauhen Wänden und halbem Spitzenwinkel  $\alpha$ , nach Bild IV-17.

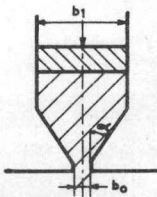


Bild IV-17. Anfüllung der Rille verglichen mit dem Strangpressverfahren

Wir nehmen bei diesen Betrachtungen an, dass sich der Werkstoff nicht verfestigt und dass der für die Strangpressung benötigte Druck dem zum Anfüllen der Rille bis zur Höhe  $y_0$  erforderlichen Druck gleichkommt. Hierauf wird später zurückgekommen.

#### IV. 3.2. Theoretische Betrachtungen

Das Strangpressen, das für die Metallbearbeitung von wesentlicher Bedeutung ist, hat die Aufmerksamkeit vieler Forscher auf sich gelenkt. Besonders Hill /38/ hat wesentlich zu der theoretischen Behandlung dieser Probleme beigetragen. Mit Hilfe der Gleitlinienfeldtheorie können wir für ein "ebene Dehnung" - Verfahren den Mechanismus des Strangpressens untersuchen und den benötigten Druck berechnen.

Für unseres Problem ist jedoch eine sehr genaue Berechnung des erforderlichen Drucks überflüssig. Annäherend lässt sich der zum Strangpressen erforderliche Druck auf folgende Weise einfach berechnen.

Wir betrachten dazu das Problem des Verhaltens eines Metalls, das in einer keilförmigen Düse mit rauhen Wänden unter Aufrechterhaltung von ebener Dehnung in Richtung auf die Verengung strömt. Das Koordinatensystem entspricht dem in Bild IV-16 angegebenen System und wir nehmen hierbei an, dass die Spannung  $\sigma_x$  und  $\sigma_y$  die Hauptspannungen darstellen und der Spannungszustand in jedem Querschnitt senkrecht auf die  $y$ -Achse derselbe bleibt, wobei überall  $\sigma_x = -p'$  = der von der Wand auf das Metall ausgeübte Druck.

Für das Gleichgewicht des Volumenelements je Einheitslänge in der Richtung der  $y$ -Achse, dargestellt in Bild IV-16, gilt:

$$(\sigma_y + d\sigma_y)(b + db) - \sigma_y b + 2\tau \frac{dy \cos \alpha}{\cos \alpha} + 2p' \frac{dy \sin \alpha}{\cos \alpha} = 0 \dots \dots \dots \text{IV-14,}$$

$$\text{oder: } b d\sigma_y + db(\sigma_y + p' + \frac{\tau}{\text{tg}\alpha}) = 0. \quad (db=2\text{tg}\alpha dy)$$

Das Fließkriterium für diesen Zustand von ebener Dehnung lautet:

$$\sigma_y - \sigma_x = 2k \dots \dots \dots \text{IV-15}$$

$$\text{oder } \sigma_y + p' = 2k,$$

so dass  $b d\sigma_y + db(2k + \frac{\tau}{\text{tg}\alpha}) = 0$ , und weil  $\tau = k$  bekommen wir:

$$d\sigma_y = -\frac{db}{b} 2k \left(1 + \frac{1}{2\text{tg}\alpha}\right)$$

$$\text{und } \sigma_y = -2k \left(1 + \frac{1}{2\text{tg}\alpha}\right) \ln b + c.$$

Mit Rücksicht auf die gewünschte Dichte, d.h. die zulässige Leckage, ist es von Bedeutung den Druck zu wissen, der zur Anfüllung der Rille bis zu einer gewissen Tiefe, wo

$y = y_0$ , erforderlich ist. Die zugehörige Breite bezeichnen wir als  $b_0$ .

Die Randbedingung ist mithin:

für  $y = y_0$  ( $b = b_0$ ) ist  $\sigma_y = 0$ , so dass

$$\sigma_y = -2k \left(1 + \frac{1}{2 \operatorname{tg} \alpha}\right) \ln \frac{b}{b_0} .$$

Am Eintritt des Spaltes beträgt die Breite  $b_1$ ; der hier zum Anfüllen des Spaltes bis zur Tiefe  $b_0$  erforderliche Druck beträgt nun:

$$p = 2k \left(1 + \frac{1}{2 \operatorname{tg} \alpha}\right) \ln \frac{b_1}{b_0} \dots \dots \dots \text{IV-16.}$$

Wir sehen nun, dass für einen konstanten  $\alpha$ -Wert der Druck bei Zunahme von  $\frac{b_1}{b_0}$  ansteigt und sogar für vollständige

Anfüllung unendlich gross sein muss. Weil hier jedoch eine logarithmische Beziehung vorliegt, behauptet sich sogar für ziemlich grosse  $\frac{b_1}{b_0}$ -Verhältnisse der Druck auf einem ziemlich geringen Wert (Bild IV-18).

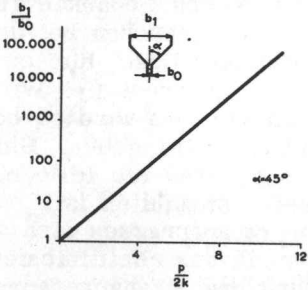
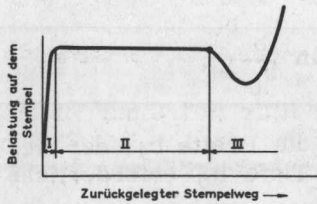


Bild IV-18. Zusammenhang zwischen dem Verhältnis  $\frac{b_1}{b_0}$  und dem zur Anfüllung der Rille bis  $b=b_0$ , erforderlichen Druck

Vergleichen wir das Anfüllen einer Rille von Breite  $b_1$  zu gewisser Tiefe  $y_0$  (Breite  $b_0$ ) mit einem Strangpressvorgang durch eine Düse von Breite  $b_1$  bis zu Breite  $b_0$ , so sehen wir, dass beim Dichtungsproblem:

- a) das Strangpressen nur im Anfangsstadium auftritt;
- b) das Strangpressverhältnis  $\frac{b_1}{b_0}$  für eine gewünschte grosse Dichte der Dichtung beträchtlich ist.

Wenn wir beim Strangpressen die auf den Stempel wirkende Belastung als Funktion des zurückgelegten Stempelweges graphisch eintragen, erhält man das in Bild IV-19 dargestellte Diagramm.



Die Kurve besteht aus drei Abschnitten:

1. Anlaufphase ("coining phase").
2. Stationäre Phase ("steady state phase").
3. Endphase.

Bild IV-19. Zusammenhang zwischen der auf den Stempel wirkenden Belastung und dem Stempelweg, siehe z.B. /44/.

In der Anlaufphase steigt der Druck sehr schnell an, bis er dem für ein Strangpressen in stationärer Phase benötigten Druck gleichkommt oder diesen leicht übersteigt. Den zum Anfüllen der Rille bis zu  $b = b_0$  benötigten Druck können wir mithin dem Druck beim Strangpressen in stationärer Phase gleichsetzen, was durch nachstehenden Gedankenversuch bestätigt wird: Gesetzt den Fall, wir brauchen bei der in Bild IV-17 dargestellten keilförmigen Düse für eine Strangpressung in stationäre Phase einen Druck  $p_1$ . Wird die Endbreite des Spaltes  $b_0$  etwas kleiner, so wird es bei  $p_1$  keine Strangpressung in stat. Phase mehr geben. Eine kleinere Endbreite bedeutet hier einfach, dass die Rille bei Verringerung der Breite  $b_0$  etwas tiefer anzufüllen ist.

Wenn die Länge des Blocks beim Strangpressen sich so weit verringert hat, dass der Stempel in das Gleitlinienfeld gelangt, ändert sich bei Weiterführung des Strangpressprozesses das Spannungs- und Geschwindigkeitsfeld fortwährend und tritt eine Strangpressung in nicht stationärem Zustand auf. In dieser Phase tritt das sogenannte "piping" auf.

Es entstehen zu beiden Seiten der Symmetrieachse Räume, wobei sich das Material von dem Stempel löst. Für eine weit vorgeschrittene Strangpressung sind sehr hohe Drucke erforderlich. Diese Erscheinung ist von Bedeutung, wenn die Rillen bei sehr dünnen Dichtungen (Folien) anzufüllen sind. Je nach der Grösse der Rille wird nämlich die Folie bei einer bestimmten Dicke sich von der Flanschoberfläche gegenüber der Rille lösen und auf diese Weise einen Leckkanal bilden. Sollten Rillen in den Flansch gedreht werden, so kann ein solches Loslösen auch bei dickeren Dichtungen vorkommen. Dies führt hier jedoch nicht unmittelbar zu einer Leakage. Johnson geht in /41/ auf dieses "piping" näher ein.

Gl. IV-16 bezeichnet, dass bei Zunahme des  $\frac{b_0}{b_1}$  - Verhältnisses, mithin bei vollständiger Anfüllung der Rille ein stets höherer Druck benötigt ist. Dort wo hohe Anforderungen an das Dichtvermögen gestellt werden, sind die Rillen sehr tief anzufüllen und stellen sich sehr hohe  $\frac{b_1}{b_0}$  - Verhältnisse ein.

Gesetzt den Fall wir haben eine Rille mit einer Breite  $b_1 = 0,2 \text{ mm}$ ,  $\alpha = 45^\circ$  und einer Länge, welche der Breite der Dichtung von  $10 \text{ mm}$  gleichkommt. Nach Anfüllung dieser Rille bis zu  $b_0 = 0,2 \mu$ , so dass  $\frac{b_1}{b_0} = 1000$ , beläuft sich die Leckage durch den verbleibenden Kanal von dreieckigem Querschnitt für Stickstoff mit einem Druck von  $100 \text{ atü}$  nach Gl. II-6:

$$\begin{aligned} \delta_m &\approx \frac{\Delta(p)^2 h^4 \rho_a}{b_D \eta \cdot 2 \cdot 140 \cdot p_a} = \\ &= \frac{100^2 \cdot (10^5)^2 \cdot (0,1 \cdot 10^{-6})^4 \cdot 1,16}{10 \cdot 10^{-3} \cdot 17 \cdot 10^{-6} \cdot 2 \cdot 140 \cdot 10^5} = 2 \cdot 10^{-15} \text{ kg/s} \\ &= 2 \cdot 10^{-6} \text{ } \mu\text{g/s} \end{aligned}$$

Mehrere Forscher (siehe z.B. /42 und 43/) haben an Hand des Gleitlinienfeldes genaue Berechnungen durchgeführt, deren Ergebnisse durch eine Formel der nachstehenden Form:

$$\frac{p}{2k} = A + B \ln \frac{b_1}{b_0} \dots\dots\dots \text{IV-17}$$

annäherend zum Ausdruck gebracht werden können, in welcher Formel A für grössere  $\frac{b_1}{b_0}$  - Verhältnisse im Vergleich zu  $B \ln \frac{b_1}{b_0}$  vernachlässigt werden darf, so dass wir eine Art Gleichung haben, welche der Gleichung IV-16 entspricht. Die Formel IV-17 hat jedoch einen beschränkten Gültigkeitsbereich.

Johnson /42/ berechnet für eine winkelrechte rauhwandige Matrize mit glatten Behälterwänden:

$$\frac{p}{2k} = 0,37 + 1,24 \ln \frac{b_1}{b_0} \text{ für } \frac{b_1}{b_0} < 30.$$

Pearson /44/ gibt auf Seite 120 beim Strangpressen von Blei für ein winkelrechtes Gesenk eine experimentell bestimmte Kurve, aus der hervorgeht, dass die logarithmische Beziehung bis zu  $\frac{b_1}{b_0} = 112$  nach wie vor Gültigkeit hat. Es ist anzunehmen, dass diese Beziehung auch für grössere  $\frac{b_1}{b_0}$  - Verhältnisse, z.B. bis zu 1000, stimmt.

#### IV. 3.3. Bedingungen für mögliche Anfüllung der Rauigkeiten

Bei einer radialen Rille, für die wir uns am meisten interessieren, wird das in einer konzentrischen Ebene befindliche Material zunächst nach der Oberfläche und in die Rille fließen. Auf Grund der geringen Rillenabmessungen und des überall in der Dichtung auftretenden Fließens, können wir annehmen, dass sich die Drucke örtlich nicht oder nur kaum ändern. Nun ist der Druck in tangentialer Richtung

$$\sigma_t = \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2}. \text{ Wegen des geringen Einflussbereichs der}$$

Rille, siehe Par. IV. 3.7, betrachten wir den Druck in der Nähe der Dichtungsoberfläche, wo  $\sigma_x \approx \sigma_y$ , so dass  $\sigma_t \approx \sigma_x$ .

Der zur Anfüllung der Rille benötigte Druck in der Nähe der Rille ist nach Gl. IV-16:

$$\frac{p}{2k} = \left(1 + \frac{1}{2 \operatorname{tg} \alpha}\right) \ln \frac{b_1}{b_0}.$$

In Par. IV. 2 haben wir gesehen, dass sich der Druckverlauf über die Dichtungsbreite für normale Flanschoberflächen annähernd mit Gl. IV-8:

$$\frac{p(x)}{2k} = \left(1 + \frac{b_D - 2x}{2h_D}\right) \text{ berechnen lässt.}$$

Der Maximaldruck in der Mitte der Breite beträgt:

$$\frac{p_{\max}}{2k} = 1 + \frac{b_D}{4h_D}.$$

Für die Dichtwirkung genügt es, wenn eine Rille nur über



einen Teil der Länge angefüllt ist. Das  $\frac{b_D}{h_D}$  - Verhältnis, erforderlich zur Anfüllung einer Rille bis zu gewisser Tiefe, lässt sich nun berechnen aus:

$$\left(1 + \frac{b_D}{2h_D}\right) = \left(1 + \frac{1}{2 \operatorname{tg} \alpha}\right) \ln \frac{b_1}{b_0},$$

$$\text{oder aber } \frac{b_D}{h_D} = \left(2 + \frac{1}{\operatorname{tg} \alpha}\right) \ln \frac{b_1}{b_0} - 2 \dots \dots \text{V-18.}$$

#### IV. 3.4. Annahmen und Vorschläge über Rillen in Flanschoberflächen und ihre erforderliche Anfüllung

Für Dichtungen im Dampfbereich wird eine, über die Dichtungsbreite verlaufende, rauhwandige Standardrille von 0,1 mm Tiefe mit einem Spitzenwinkel  $2\alpha$  von  $90^\circ$ , für die hier in Flanschen und Dichtungen vorkommenden Rillen und Rauigkeiten als repräsentativ erachtet. Wir schlagen für diese Dichtungen eine erforderliche Anfüllung der Rillen  $\frac{b_1}{b_0} > 10$  vor.

Die bei einem Innendruck von 100 atü und einer Dichtungsbreite von 10 mm durch die Rille hinaustretende Stickstoffmenge ist in diesem Falle  $2 \cdot 10^{-2} \mu\text{g/s}$ .

Für Dichtungen im Atombereich wird eine, über die Dichtungsbreite verlaufende, rauhwandige Standardrille von 0,01 mm Tiefe mit  $2\alpha = 90^\circ$  für die hier in Flanschen und Dichtungen vorkommenden Rillen und Rauigkeiten als repräsentativ betrachtet.

Für diese Dichtungen schlagen wir eine erforderliche Anfüllung von  $\frac{b_1}{b_0} > 500$  vor.

Die bei einem Innendruck von 100 atü und einer Dichtungsbreite von 10 mm hinaussickernde Stickstoffmenge ist dann  $3 \cdot 10^{-9} \mu\text{g/s}$ .

Für Dichtungen im Dampfbereich soll hiermit  $\frac{b_D}{h_D} > 5$  und  $\frac{p_m}{2k} > 2,25$  und für Dichtungen im Atombereich soll  $\frac{b_D}{h_D} > 16$  und  $\frac{p_m}{2k} > 5$ .

Für eine Dichtung im Atombereich wäre eine Reinaluminiumdichtung mit  $2 k \approx 5 - 6 \text{ kp/mm}^2$  mit Abmessungen von  $25 \times 1 \text{ mm}$ , mithin bei einem Dichtungsdruck von  $25 - 30 \text{ kp/mm}^2$  ausreichend. Dies entspricht etwa der Brinellhärte.

#### IV. 3.5. Methoden zur Erreichung einer grossen Dichtwirkung

Eine einwandfreie Anpassung des Dichtungswerkstoffes an die Rauigkeiten der Flanschoberfläche bedingt, wie wir gesehen haben, sehr hohe Dichtungsdrucke, die allerdings nur örtlichen Charakter zu haben brauchen. Theoretisch ist für eine vollständige Anpassung, also Anfüllung der Rille, ein unendlich hoher örtlicher Dichtungsdruck erforderlich. Bei einer frei zwischen den Flanschen liegenden Dichtung wird der maximal erreichbare Dichtungsdruck durch ein Fließen in der Breiterichtung der Dichtung eingeschränkt. Breite dünne Dichtungen mit rauhen Flanschoberflächen sind hier sehr vorteilhaft.

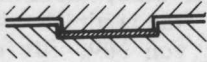


Bild IV-20. Nut- und Federkonstruktion.

Eine auf der Hand liegende Methode zur Einschränkung des Fließens in der Breiterichtung, welche auch häufig Anwendung findet, ist das Einschliessen der Dichtung in einer Rille in der Flanschoberfläche, die sogenannte in Bild IV-20 dargestellte Nut- und Federkonstruktion. Wir können hier

das Verhalten der Dichtung mit dem sog. seitlichen Strangpressen vergleichen. Hierbei findet das Strangpressen durch eine Öffnung in der Behälterwand statt, wie in Bild IV-21 zu erkennen ist. Dieses Verfahren, das beim Spritzen von Bleirohren und bei Seilauskleidungen angewandt wird, ist schon alt. Hill und Green /43/ haben sich mit diesem Problem befasst. Hill vergleicht dieses Problem im Falle glat-

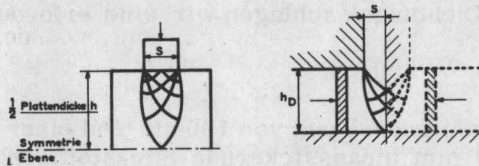


Bild IV-21

a. Eindrückung Stempel in Platte. Verlauf des Gleit-

b. Seitliche Strangpressung.

linienfelds für  $1 < \frac{h}{s} < \frac{8,7}{2}$

ter Behälterwände mit der Eindrückung von zwei gegenüber-  
einander liegenden Stempeln in einer Platte im Zustande von  
ebener Dehnung (Bild IV-21a). Der Verlauf des Gleitlinien-  
feldes wird dabei durch das Verhältnis

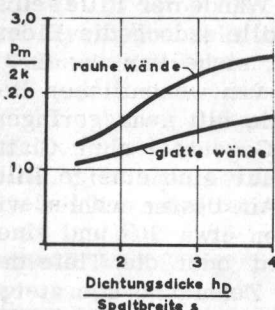
Plattendicke  $h$  bedingt. Gleiches gilt für das seitliche  
Stempelbreite  $s$   
Strangpressen mit Verhältnis  $\frac{\text{Dichtungsdicke } h_D}{\text{Spiel } s}$  (siehe Bild

IV-21). Der Schneidwiderstand und auch der zum seitlichen

Strangpressen erforderliche Druck erstreckt sich von  $\frac{p}{2k} = 1$

für  $\frac{h}{s} \left(\frac{h_D}{s}\right) = 1$  bis  $\frac{p}{2k} = 1 + \frac{\pi}{2}$  für  $\frac{h}{s} \left(\frac{h_D}{s}\right) > \frac{8,7}{2}$ , so

dass die Zunahme des möglichen Dichtungsdrucks, bedingt  
durch den für das seitliche Strangpressen erforderlichen  
Druck, beschränkt ist.



I Für raue Wände liegt der  
Druck merklich höher. Bild IV-22  
steilt den von Green /45/ be-  
rechneten Druck als Funktion des  
obengenannten Verhältnisses dar.  
Für raue Wände kommt hier  
ausserdem noch der Reibungs-  
widerstand des "Ausströmungs-  
kanals" hinzu. Doch bleibt auch  
hier die Zunahme des möglichen  
Dichtungsdrucks relativ gering.

Bild IV-22. Steigerung der möglichen Dichtungspressung bei Nut- und Feder-  
konstruktion.

Eine weitere naheliegende Methode ist das Anbringen einer  
konzentrischen Profilierung auf die Flanschoberfläche, wo-  
durch sehr hohe Drucke zu erreichen sind. Ein Nachteil hier-  
bei ist die starke Kriechwirkung bei höherer Temperatur,  
die gesteigerten Bearbeitungskosten und besonders die An-  
fälligkeit der Profilierung. Das Anbringen einer konzentri-  
schen Profilierung auf die Dichtungsoberfläche ist nicht sehr  
wirkungsvoll, weil die erreichbaren Drucke, wie sich aus  
der Theorie der Keilverformung ergibt, beschränkt sind.

Welches ist jedoch die Wirkung einer konzentrischen Rille  
in der Flanschoberfläche? Wir betrachten dazu eine glatt-  
wandige konzentrische Rille in einer Flanschoberfläche (Quer-  
schnitt A - B von Bild IV-23). Wir sehen, dass die aus-  
wärtsgerichteten Kanäle an die Rillenwand enden ähnlich wie  
in einem Polder die Wasserfurchen in den Graben münden.

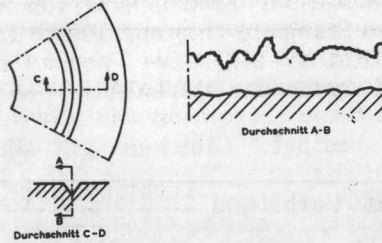


Bild IV-23. Konzentrische Dichtheitsrinne in der Flanschoberfläche

Beim Zusammenpressen der Dichtung wird bei einem gewissen Dichtungsdruck eine teilweise Anfüllung dieser konzentrischen Rinne erfolgen, wobei die Leckkanäle gesperrt werden. Der erforderliche Dichtungsdruck hängt von der Tiefe der Leckkanäle (nicht mehr von der Form) und von der Form der konzentrischen Rillen ab. Wenn die Wände der Rinne selbst rau sind, beeinträchtigt eine solche Rinne jedoch die Dichtwirkung (Verbindung schwacher Stellen, siehe Par. V. 2.3). Eine glattwandige Rinne ist hierbei also von wesentlicher Bedeutung. Zu diesem Zweck soll die Rinne mit sehr geringem Vorschub geschnitten werden, was im Gegensatz zum Glatt-drehen der ganzen Flanschoberfläche für eine einzige Rinne nicht viel Zeit in Anspruch nimmt. Am besten wählen wir eine Rinne mit einem Spitzenwinkel von etwa  $90^\circ$  und einer Tiefe, welche die maximale Rauigkeit oder die Tiefe der vorkommenden Ritze um das Fünf- bis Zehnfache übersteigt. Weil der Dichtungsdruck in der Mitte am höchsten ist, können die Stellen der Rillen im Ober- und Unterflansch am besten entsprechend der in Bild IV-24 angegebenen Situation gewählt werden. Es könnte eine zu grösse örtliche Störung des Dichtungsdrucks ergeben wenn man die Rillen gegenübereinander anordnet.

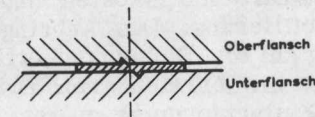


Bild IV-24. Anordnung "Dichtheitsrillen"

Es ist eine alte Gewohnheit in den Flanschen mehrere Rillen anzubringen. Dies geschieht, soweit wir haben feststellen können, lediglich mit dem Zweck ein Ausblasen der Dichtung zu vermeiden. Die Rillen, von denen hier die Rede ist, sind weit kleiner bemessen als die normal üblichen Rillen. Letztere sind z. B. 1 mm tief, während die von uns vorgeschlagenen Rillen eine Tiefe von z. B.  $(5-10) \times 20 \mu = 0,1-0,2$  mm aufweisen. Auch sind die normal üblichen Rillen nicht glattwandig genug.

Durch diese Methode ist es besonders für geschliffene Dichtungsflächen z. B. bei Zylinderköpfen von Motoren möglich, den erforderlichen Dichtungsdruck weitgehend zu verringern.

### Flüssige Dichtung

Eine an der Flanschoberfläche angebrachte flüssige Dichtung ist beim Anfüllen der Rillen sehr effektiv. Sie dringt nämlich leicht tief in die Rillen vor. Zur Erreichung einer grossen Dichtwirkung und bei tiefen Rillen empfiehlt es sich, die Verbindung nach der ersten Montage, wobei die flüssige Dichtung die Rillen z. B. zum Teile angefüllt hat, zu lösen um aufs neue eine dünne Schicht flüssiger Dichtung einzubringen. Bei niedrigen Temperaturen kann statt flüssiger Dichtung auch Fett oder dickflüssiges Öl benutzt werden.

### IV. 3.6. Schlussfolgerungen

1. Der Dichtungsdruck, erforderlich zum Anfüllen einer Rille, entsprechend Bild IV-17, bis zu einer Tiefe, wo die Breite der Rille  $b_0$  beträgt, ist für normale Flanschoberflächen:

$$\frac{p}{2k} = \left(1 + \frac{1}{2 \operatorname{tg} \alpha}\right) \ln \frac{b_1}{b_0},$$

wobei mithin  $\frac{b_D}{h_D} \geq \left(2 + \frac{1}{\operatorname{tg} \alpha}\right) \ln \frac{b_1}{b_0} - 2$

2. Es wird vorgeschlagen, dass für Dichtungen im Dampfbereich die erforderliche Anfüllung der Rillen  $\frac{b_1}{b_0} > 10$  und für Dichtungen im Atombereich  $\frac{b_1}{b_0} > 500$  betragen soll. Eine rauhwandige Standardrille mit Spitzenwinkel

$2\alpha = 90^\circ$  und mit Tiefen von 0,1 und 0,01 mm, wird für Rillen und Rauigkeiten von Flansch- und Dichtungs-oberflächen im Dampf- resp. Atombereich als repräsentativ betrachtet. Hieraus ergibt sich, dass für

Dichtungen im Dampfbereich  $\frac{b_D}{h_D} > 5$  und  $\frac{p_m}{2k} > 2,25$   
und für Dichtungen im Atombereich  $\frac{b_D}{h_D} > 16$  und  $\frac{p_m}{2k} > 5$ .

3. Weichmetallfolien sind auf Grund ihrer guten Dichtwirkung sehr empfehlenswert. Für diese Dichtungen ist nur wenig Material erforderlich, was mit Rücksicht auf die Verwendung von Edelmetallen günstig ist.
4. Das Einschliessen der Dichtung in eine Rille ermöglicht eine Steigerung des Dichtungsdrucks. Allerdings ist der Effekt einer solchen Steigerung nur beschränkt. Gleiches gilt für eine konzentrische Profilierung in der Dichtungsoberfläche.
5. Das Anbringen einer konzentrischen Profilierung auf die Flanschoberfläche ist mit Rücksicht auf die Dichtwirkung als günstig, mit Rücksicht auf die Kriecherscheinung bei gesteigerter Temperatur jedoch als ungünstig zu betrachten.
6. Das Einschmieren der Dichtungsoberfläche mit flüssiger Dichtung, Fett oder dickflüssigen Ölen fördert die Dichtwirkung. Bei rauhen Oberflächen (tiefen Rillen) empfiehlt es sich, die Dichtung nach der ersten Montage auseinanderzunehmen und eine neue Schicht solcher Stoffe anzubringen.
7. Das Anbringen einer konzentrischen Rille in der Flanschoberfläche in der Mitte der Dichtungsbreite ist mit Rücksicht auf das Dichtvermögen als sehr günstig zu betrachten. Diese Rille mit einem Spitzenwinkel von z.B.  $90^\circ$  ist sehr glattwandig zu drehen (mit sehr kleinem Vorschub) und darf ausserdem nicht tief sein (das Fünf- bis Zehnfache der maximalen Rauigkeit).

#### IV. 3.7. Druckverlaufmessung

Mit Rücksicht auf Probleme verschiedener Art (Einsickervorgang, Stabilitätsfrage, die hier angewandte Berechnung der

benötigten  $\frac{b_D}{h_D}$  - Verhältnisses, usw.) ist er gewünscht, den

Verlauf des Dichtungsdrucks in der Nähe der Symmetrieachse zu kennen. Bis jetzt ist es noch nicht gelungen, diesen Verlauf zu berechnen. Wie wir in Par. IV. 2.1 gesehen haben, ist hier nur eine Berechnung des mittleren Drucks möglich. Hill /37/ erwähnt denauch in Bild IV-3 nur diesen Mittelwert. Bei der Näherungsberechnung wurde dieses "starre" Gebiet vernachlässigt, wodurch der maximale Druck in der Mitte der Dichtung liegt.

Siebel und Fangmeyer /51/ haben den Druckverlauf in dem Spalt zwischen den beiden Walzen beim Plätten von Blech geprüft, wobei sie sich von Druckaufnehmern bedienten, die in den Walzen angebracht waren. Wegen der relativ grossen Abmessungen dieser Druckaufnehmer liess sich über den Druckverlauf in der Nähe der Symmetrieachse nur wenig aussagen.

Zur Messung dieses Druckverlaufs haben wir nachfolgendes Prüfverfahren angewandt. Über die Breite der Dichtung wird in der Flanschoberfläche ein schmaler Spalt mit parallel verlaufenden rauhen Wänden angebracht. Nach Aufbringen einer Belastung wird nun der Dichtungswerkstoff je nach der örtlich herrschenden Dichtungspressung  $p(x)$  mehr oder weniger tief in den Spalt eindringen. Weil, wie wir in Par. IV. 3.3 gesehen haben, ein schmaler Spalt in der Flanschoberfläche das Fliessbild nur in beschränkter Masse zu stören vermag (siehe auch die Plastizinversuche), wird nach Anfüllen des Spaltes über eine Tiefe  $x$ , der Druck an Ort und Stelle des Spaltes dem an dieser Stelle vorherrschenden Druck gleich sein, wenn dort kein Spalt anwesend war.

Für einen rauhwandigen Spalt entsprechend Bild IV-25 ist  $p_{b_s} = 2 \tau x$ , worin  $b_s =$  die Spaltbreite und  $x =$  die Penetrationstiefe, so dass

$$p = \frac{2 \tau}{b_s} x = C x.$$

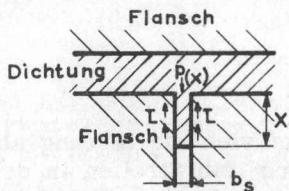


Bild IV-25. Eindringung Dichtung in Spalt.

## Versuche

Die Untersuchung hat sich hier auf die Ermittlung des Dichtungsdrucksverlaufs in der Mitte der Dichtungsbreite beschränkt. Es erwies sich zugleich als möglich zu prüfen inwiefern die elastische Verformung der Flanschoberflächen die Druckverteilung beeinflussen.

## Versuche mit Plastizin

Bild IV-26 zeigt die diesbezügliche Prüfvorrichtung. Die Würfel A und B werden mit Bolzen gegeneinander gezogen, wobei eine gewünschte Spaltbreite von 1 mm mit Hilfe von zwei Streifen aufrechterhalten wird. Um dafür zu sorgen, dass die Oberflächen perfekt rau waren, wurden die Würfel mit Schmirgelleinen überzogen. Durch Reibung der Oberflächen mit Molykotpulver wird die Reibungszahl wesentlich herabgesetzt. Ein Plastizinstreifen mit Abmessungen 250 x 80 x 10 mm wurde zwischen den perfekt rauhen Oberflächen zusammengepresst. Der Druckverlauf über die Breite des Streifens ist in

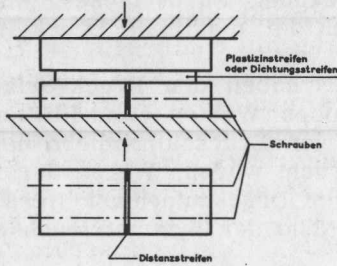


Bild IV-26. Prüfvorrichtung zur Bestimmung des Druckverlaufs über die Dichtungsbreite.

Bild IV-27 dargestellt. Wir sehen, dass der Druck in der Mitte mehr oder weniger abgerundet verläuft, jedoch in der Mitte eindeutig am höchsten ist.

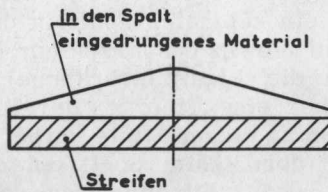


Bild IV-27. Gemessener Druckverlauf.

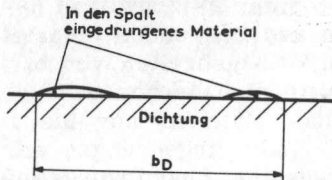
Um feststellen zu können, wie tief sich die Störung als Folge der Spaltwirkung erstreckt, wird ein Streifen in der Längsrichtung entzweigeschnitten, worauf in einer der Schnittflächen ein Gittermuster angebracht wird. Diese Schnittflächen werden mit Molykotpulver bestrichen, wobei das Molykot die Rillen des Musters anfüllt. Die Teile werden in der ursprünglichen Weise gegeneinander geschoben und zwischen den Druckflächen montiert, worauf die Belastung aufgebracht wird. Auf diese Weise kann festgestellt werden, dass der Einflussbereich der Rille entsprechend der Theorie sehr beschränkt ist. Bei einer Rillenbreite von 1 mm zeigte sich, dass sich die Störung des Gittermusters bis auf ein



Gebiet von etwa 4 x 4 mm beschränkte.

### Versuche mit Aluminium, Kupfer und Silber

Hier benutzten wir 3 Hartstahlwürfel  $HB = 700 \text{ kp/mm}^2$  mit dazwischenliegenden Distanzstreifen aus Messingfolie. Die Oberflächen dieser Würfel waren feingeschliffen. Die Reibungszahl zwischen Würfeloberfläche und Dichtung betrug hier etwa 0,2. Wir untersuchten Spaltbreiten von  $10\text{--}20 \mu$ ,  $60 \mu$  und  $100 \mu$  (nachdem die Würfel ohne Distanzstreifen aneinander gepresst wurden, betrug die Spaltbreite  $10\text{--}20 \mu$ ). Der Einfluss der Unregelmässigkeiten der Spaltwände war bei  $10\text{--}20 \mu$  jedoch sehr gross und nach Entfernung der Streifen konnte es leicht geschehen, dass Materialteilchen im Spalt zurückblieben. Es zeigte sich, dass eine Spaltbreite von  $60 \mu$  gute Resultate ergab. Es wurden Streifen von 45 mm Länge  $5 \times 1$ ,  $10 \times 1$ ,  $20 \times 1$ ,  $5 \times 2$ ,  $10 \times 2$  und  $20 \times 2$  mm und Silber  $10 \times (2 \times 0,2)$  untersucht. Auch hier fand sich in der Mitte der Dichtungsbreite ein einigermaßen abgerundeter Spitzenwert. Bei der Dichtung  $20 \times 1$  und  $10 \times (2 \times 0,2)$  mm wurde jedoch ein abweichendes Bild



gefunden wie in Bild IV-28 dargestellt ist. Dies war der Fall bei einem Dichtungsdruck von 1 HB. Bei Steigerung des Dichtungsdrucks bis zu 2 HB, wobei ein deutliches Fliessen eintritt, stellt sich wieder das Normalbild ein.

Bild IV-28. Abweichendes Eindringungsbild bei grossen  $\frac{b_D}{h_D}$  - Verhältnisse.

Diese Erscheinung ist auf die elastische Verformung der Flanschoberflächen zurückzuführen. Bei grossen  $\frac{b_D}{h_D}$  - Ver-

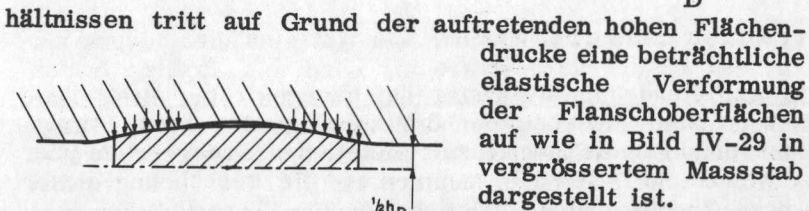


Bild IV-29. In vergrösserten Massstab dargestellte elastische Verformung der Flanschoberflächen bei grossen  $\frac{b_D}{h_D}$  - Verhältnisse.

## Kammprofilierte Dichtung

Das Verhalten kammprofilierter Dichtungen ist aus verschiedenen Gründen interessant. Bei dieser Dichtung findet schon bei geringer Belastung Fließen der Kammspitzen statt wodurch sich das Material örtlich sehr verfestigt. Abhängig von der Grösse des in der Kontaktfläche vorhandenen Druckes wird eine gewisse Anfüllung der Rauigkeiten erfolgen. Die Grösse der auf die Dichtung wirkenden Belastung übt auf die Grösse des Kontaktdruckes nur geringen Einfluss aus, da im Falle einer Steigerung der Belastung ein Fließen des sich noch nicht verfestigten untenliegenden Materials ("Bulkmaterial") auftreten wird (siehe auch Par. II. 3.2.). Auch die dichtende Wirkung wird mithin von der Grösse der Belastung nahezu unabhängig sein. Der auftretende Deformationsvorgang lässt sich für ein sich verfestigendes Material äusserst schwierig berechnen.

Von einer kammprofilierten Messingdichtung wurde mit Hilfe der obengenannten Spaltprobe, der in der Kontaktfläche auftretenden Drucke als Funktion der Belastung untersucht.

Ein Dichtungsstreifen von 45 mm Länge und mit 4 dreieckigen Kammern (gegenseitiger Abstand 2,5 mm, Spitzenwinkel  $60^\circ$ ) wurde nacheinander mit 2,5, 5, 10 und 20 Tonnen belastet. Diesen Belastungen entsprachen Abplattungsbreiten von bzw. 0,4, 0,8, 1,6 und 2,3 mm. Es stellte sich heraus dass bei einer Belastung von 2,5 Tonnen das Material nur bis zu einer sehr geringen Tiefe in den Spalt eingedrungen war. Bei 5, 10 und 20 Tonnen jedoch war die Eindringungstiefe um ein beträchtliches grösser, wobei der Unterschied besonders bei 10 und 20 Tonnen sehr gering war. Dies entspricht also obengenannten Gedankengang.

Aus dieser Untersuchung hat sich herausgestellt dass mit Hilfe dieser Methode das Verhalten aller Dichtungsarten hinsichtlich der abdichtenden Wirkung, auf schnelle und einfache Weise geprüft werden kann.

## Strangpressverfahren

Ein einleitende Untersuchung hat nachgewiesen, dass diese Methode zum Messung der örtlichen Drucke, beim Strangpressverfahren die Möglichkeit bietet, den Druckverlauf über die Wände und Düse zu bestimmen und die Berechnung dieser Drucke (insofern diese möglich ist) zu überprüfen.

Genaue Kenntnisse des Verlaufs dieser Drucke sind zur Erlangung einer guten Einsicht in das Strangpressverfahren von wesentlicher Bedeutung, während ferner die Möglichkeit zur Verbesserung der Apparatur gegeben ist. Dies fällt besonders ins Gewicht beim immer mehr angewandten Strangpressen von Metallen, wo sehr hohe Drucke auftreten können.

## V. DER VORGANG DES UNDICHTWERDENS UND DIE STABILITÄT VON DICHTUNGEN

### V. 1. DER VORGANG DES UNDICHTWERDENS

#### V. 1.1. Einleitung

Bei unseren normalen Undichtheitsversuchen können wir entweder feststellen, ob eine bestimmte Undichtheit auftritt, oder die gesamte Leckmenge messen.

In Abschnitt IV wurde für Metalldichtungen und hohe Dichtungsdrucke angegeben, wie der Druck über die Dichtungsbreite verläuft und was bei Druckentlastung und beim Einsickern geschieht. Bei It-Material und niedrigen Dichtungsdrucken, wie diese in der ASME-Kode /34/ angegeben sind, ist über die eigentliche Leckbildung sehr wenig bekannt.

Eine bessere Kenntnis dieses Undichtwerdens könnte über Stabilitätsfragen von Dichtungen, günstige Abdichtungsstrukturen, z.B. den Einfluss nicht paralleler Flansche, den Einfluss konzentrischer Rillen in den Flanschoberflächen, u.s.w. Auskunft erteilen.

So weit mir bekannt ist, hat nur Lehmann /16/ eine Untersuchung über das Einsickern des Druckmittels in den Dichtungsspalt veröffentlicht. Er verwendete für seine Untersuchung eine Perspex-Platte, an die die zu untersuchende Dichtung mittels eines stählernen Flansches angepresst wurde. Er konnte auf diese Weise durch die Perspex-Platte hindurch den Vorgang des Einsickerns beobachten. Nun hat Perspex aber einen sehr niedrigen Elastizitätsmodul und zwar 250 - 300 kp/mm<sup>2</sup>. Unter der Belastung können erhebliche Verformungen der Perspex-Dichtfläche auftreten, was in Wirklichkeit bei Stahlflanschen nicht der Fall ist. Es liegt auf der Hand, anzunehmen, dass die Druckverteilung über die Dichtungsoberfläche im Falle von Perspex-Platten gleichmäßiger ist als bei Stahlflanschen, wodurch man eine falsche Vorstellung bekommen kann. Weil die Perspex-Platte einseitig beansprucht wurde, trat eine Verbiegung auf, wodurch die Flanschoberflächen nicht mehr parallel liefen.

Weiter hat Lehmann Metalldichtungen untersucht, die zwischen Stahlflanschen montiert waren und deren Druckflächen mit konzentrisch angebrachten Rillen versehen waren. Diese Rillen waren an eine Messvorrichtung angeschlossen, so dass die Anwesenheit von Druckmittel in einer bestimmten Rille gleich festgestellt werden konnte. Erfolgt das Einsickern

konzentrisch, so ist es tatsächlich möglich, die Stelle der Einsickerfront auf diese Weise zu ermitteln. Sollten jedoch Ausstülpungen des Druckmittels auftreten so gewinnt man ein falsches Bild. Die Versuchseinrichtung und die auftretenden Kräfte waren bei Lehmann solcher Art, dass eine Verformung (Schrägstellung) des Flansches auftrat. Bei schrägen Flanschen wird man es wahrscheinlich mit einem anderen Einsickerbild zu tun haben als bei parallelen Flanschen.

Um das Verhalten bei Flanschen von höherem Elastizitätsmodul zu prüfen, bedienten wir uns einer Beobachtungs-  
 vorrichtung mit einer Glasplatte, deren Elastizitätsmodul etwa  $7000 \text{ kp/mm}^2$  beträgt, siehe Bild V-1 und 2.

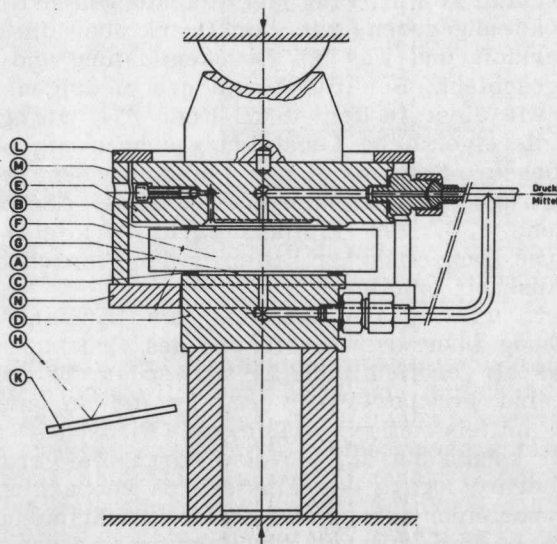


Bild V-1. Einsickerbeobachtungsvorrichtung.

Zu beiden Seiten der Glasplatte A wurde eine Dichtung B und C angebracht, welche mittels einer hydraulischen Presse über Stahlplatten D und E angepresst werden kann. Die Hohlräume F und G, welche auf diese Weise entstehen, werden gleichzeitig unter gleichen Druck gebracht, so dass die Glasplatte nicht auf Biegung beansprucht wird. Es ist nun möglich über H die Dichtungsoberfläche (den Spalt) zu beobachten. Zu diesem Zweck sind eine Beleuchtung und die

Spiegel K vorgesehen. Weil Glas ein sehr unzuverlässiger Werkstoff ist, ist eine aus Stahl hergestellte Abschirmung L und M angebracht. Weiter befindet sich an der Unterseite eine starke Perspex-Platte N, und wurde die ganze Vorrichtung möglichst tief in die Presse eingebaut. Siehe Bild V-2.

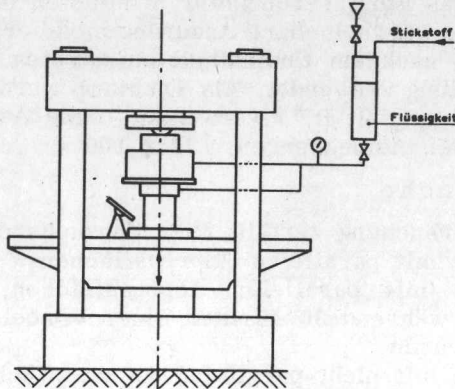


Bild V-2. Aufstellung Einsickerbeobachtungsvorrichtung.

Um den Einfluss der Schrägstellung der Flansche prüfen zu können, bedienten wir uns einer Druckplatte, deren sich mit der Dichtung berührender Oberflächenteil um  $2^\circ$  geneigt war.

Weil die auftretenden Spalthöhen sehr klein sind, erwies es sich als unmöglich, das Einsickern mittels normaler Färbung des flüssigen Druckmittels besser beobachten zu können. Nur stark konzentrierte Farblösungen zeigten noch etwas Farbe in diesen dünnen Flüssigkeitsschichten. Diese Lösungen sind vielfach korrosiv und bei Leck tritt starke Verschmutzung auf. Eine Lösung von Fluorescien in Wasser zeigt bei diesen dünnen Schichten keine oder kaum irgendwelche Aufleuchtung unter Ultraviolettbestrahlung.

Es erwies sich aber als möglich, mit Dichtungen ohne Aufdruck oder Erkennungsfarbe zu arbeiten. Die hier verwendeten It-Dichtungen von guter Qualität hatten eine schmutzige bis sehr hellbraune Farbe. Die oberen Fasern der Dichtung, welche mit der eingesickerten Flüssigkeit in Kontakt treten, werden etwas dunkler gefärbt. Auf diese Weise war sehr deutlich die Begrenzung der Einsickerung festzustellen, wobei Wasser als Druckmittel verwendet wurde.

Die Versuche wurden auf folgende Weise durchgeführt.

Nach Reinigung und Entfettung der Dichtungen und Stahlplatten mit Trichloroäthylen und der Glasplatte mit Aceton wurden die Dichtungen und Platten in die hydraulische Presse

eingebaut und die gewünschte Flächenpressung aufgebracht. Nach Öffnung der Entlüftungsventile wurden die Räume F und G mit Wasser gefüllt und kann der Versuch anfangen.

Die Flüssigkeitspressung wurde in Stufen von 2 bis 3 At. gesteigert. Die Zeit zwischen den einzelnen Stufen betrug 5 bis 10 Minuten. Aus Langzeitversuchen wurde nämlich festgestellt, dass das Einsickerungsbild 5 Minuten nach Drucksteigerung keine wahrnehmbare Änderung mehr erfährt. Nach jedem Versuch, nachdem Undichtheit aufgetreten war, wurde eine neue Dichtung verwendet. Als Dichtung wurde eine gute Qualität It-Dichtung (It B)\*) verwendet, ohne Aufdruck oder Erkennungsfarbe. Abmessungen: 120 x 100 x 1,5 mm.

### V. 1.2. Versuche

Die Untersuchung zerfällt in 3 Versuchsreihen:

- a) Versuche mit parallelen Anpressflächen;
- b) Versuche mit parallelen Anpressflächen, wobei die Dichtung während 30 Minuten einer Vorbelastung ausgesetzt wurde;
- c) Versuche mit nicht-parallelen Anpressflächen.

#### a) Versuche mit parallelen Anpressflächen

Bei niedrigen Dichtungspressungen zeigten sich bei niedrigem Innendruck schon bald, sehr unregelmässig über den Umfang verteilt, die ersten Einsickererscheinungen. Das

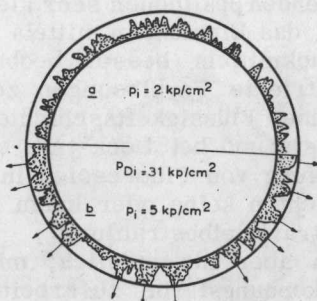


Bild V-3. Einsickervorgang

Druckmittel drang hierbei sehr tief in den Spalt hinein, siehe Bild V-3a. Bei Erhöhung der Innenpressung sickerte an vielen Stellen des Umfanges Druckmittel hinaus, siehe Bild V-3b.

Bei höheren Dichtungspressungen sind die ersten Einsickererscheinungen regelmässiger über den Umfang verteilt, siehe Bilder V-4a und 5a. Bei Erhöhung des Innendruckes

\* )Die It-Qualitäten habe ich mit Buchstaben angegeben. Siehe auch /8/.

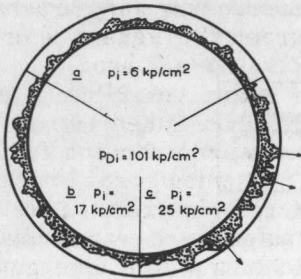


Bild V-4. Einsickervorgang

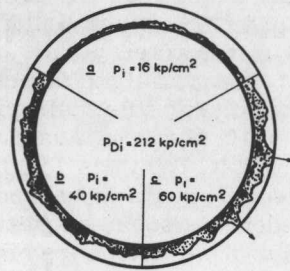


Bild V-5. Einsickervorgang

traten wieder Ausstülpungen auf, welche hier aber breiter und geringer an der Zahl waren (Bilder V-4b, c und 5b, c). Bei noch höheren Dichtungspressungen trat das Druckmittel an noch weniger Stellen hinaus, und war die radiale Einsickerung noch gleichmässiger, siehe Bild V-6a, b, c.

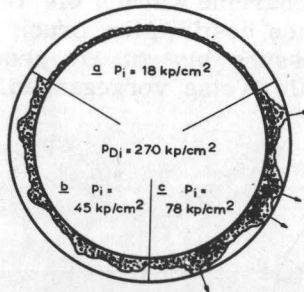


Bild V-6. Einsickervorgang

Im Bild V-7 ist der Zusammenhang zwischen  $p_{Di}$  und  $p_i$  beim ersten Einsickern und zwischen  $p_{Di}$  und  $p_i$  bei Undichtheit dargestellt. Das Bild zeigt ebenfalls den Zusammenhang zwischen der verbleibenden Dichtungspressung  $p_{Dr}$  und  $p_i$  bei Undichtheit, wobei  $p_{Dr}$  aus  $p_{Dr} = p_{Di} - p_i \frac{A_i}{A_D}$  berechnet ist.

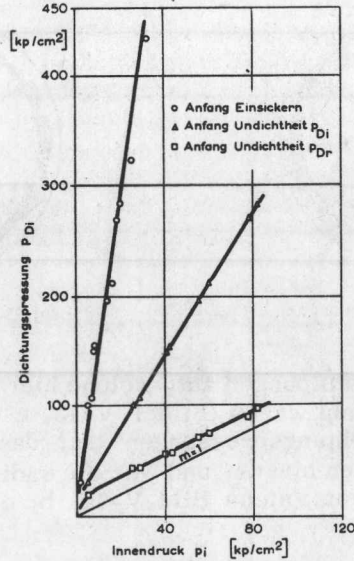


Bild V-7. Zusammenhang zwischen  $p_{Di}$  und  $p_i$  beim ersten Einsickern und zwischen  $p_{Di}$ ,  $p_{Dr}$  und  $p_i$  bei Undichtheit.

b) Versuche mit parallelen Anpressflächen bei Vorpressung der Dichtung

Bei dieser Versuchsreihe wurden die Dichtungen während 30 Minuten unter einen bestimmten Druck gebracht, wonach man die Flächenpressung bis zu  $1/3$  reduzierte. Hiernach wurde auf die normale Weise vorgegangen.

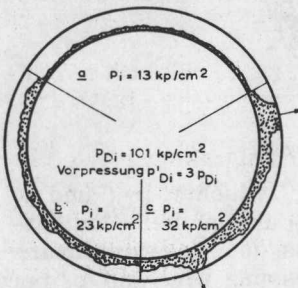


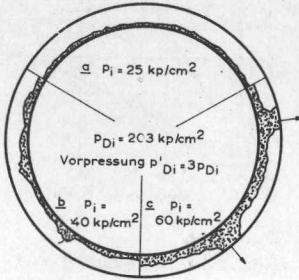
Bild V-8. Einsickervorgang bei Vorpressung der Dichtung.

Wie aus den Bildern V-8a und 9a ersichtlich, fand das erste radiale Einsickern sehr gleichmässig und nur über eine



geringe Tiefe statt. Auch das weitere Einsickern bei erhöhtem Innendruck erfolgte ziemlich gleichmässig, bis zu einem bestimmten Moment, bei einer Eindringtiefe unter  $\frac{1}{2}b_D$ , an einigen Stellen ein sehr rasches Einsickern über die ganze Breite stattfand und Undichtheit auftratt, siehe Bild V-8c und 9c.

In Bild V-10 ist der Zusammenhang:



$p_{D1} - p_i$  beim ersten Einsickern  
 $p_{D1} - p_i$  bei Undichtheit  
 $p_{Dr} - p_i$  bei Undichtheit  
 angeben.

Bild V-9. Einsickervorgang bei Vorspannung der Dichtung.

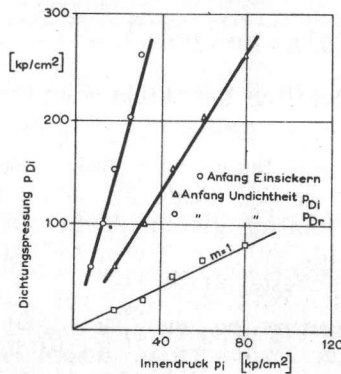


Bild V-10. Zusammenhang zwischen  $p_{D1}$  und  $p_i$  beim ersten Einsickern und zwischen  $p_{D1}$ ,  $p_{Dr}$  und  $p_i$  bei Undichtheit, Dichtungen während 30 Minuten vorgepresst mit dem betreffenden um 3x grösseren  $p_{D1}$ .

c) Versuche mit Anpressflächen, welche einen Winkel von  $2^\circ$  mit einander bilden

Hier war schon bei sehr niedriger Innenpressung ein Einsickern über  $\approx 0,7$ ten Teil der Breite zu verzeichnen. Bei Steigerung des Innendruckes erreichte die Einsickermenge bei bestimmten  $p_i$  - Wert den äusseren Dichtungsrand an verschiedenen Stellen des Umfangs. Es trat aber noch keine Undichtheit auf. Der Innendruck konnte, ehe das Druckmittel hinaustrat, noch um das Zweifache erhöht werden, siehe Bild V-11 und V-12.

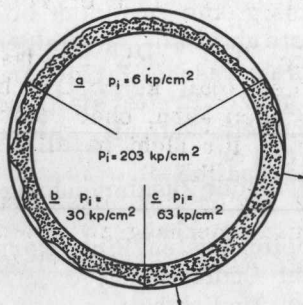


Bild V-11. Einsickervorgang bei einer Schiefstellung der Anpressflächen von  $2^\circ$ .

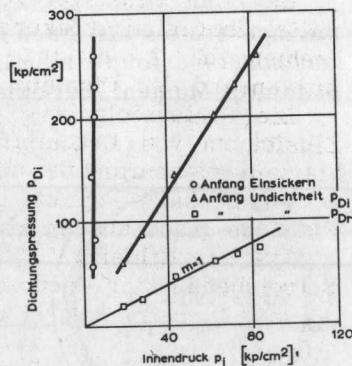


Bild V-12. Zusammenhang zwischen  $p_{Di}$  und  $p_i$  beim ersten Einsickern und zwischen  $p_{Di}$ ,  $p_{Dr}$  und  $p_i$  bei Undichtheit, bei einer Schiefstellung der Anpressflächen von  $2^\circ$ .

### V. 1.3. Schlussfolgerung

Wir können hinsichtlich des Einsickervorganges bei nicht zu niedrigen Dichtungspressungen 2 Stadien unterscheiden:

1. Bei bestimmtem Innendruck fängt das Einsickern des Druckmittels in den Spalt an, um mit zunehmendem Innendruck ziemlich gleichmässig weiter in den Spalt einzudringen bis zu einer Tiefe, welche unter der halben Dichtungsbreite bleibt.
2. Bei einem bestimmten Innendruck geht dieses ziemlich gleichmässige Einsickern in die Bildung einer Anzahl Ausstülpungen über, welche bei Steigerung des Innendruckes bis zum Aussenrand der Dichtung vorschiesen und bei parallelen Flanschen gleich zu Leakage führen.

Wichtig ist, dass das Druckmittel bis maximal die halbe Dichtungsbreite gleichmässig einsickerte, was darauf hinweist, dass der höchste Dichtungsdruck in der Mitte der Breite auftritt. Die niedrige Reibungszahl zwischen Glasplatte und Dichtung wird zur Folge haben, dass der Druckverlauf über die Breite nur gering ist. Wie sich zeigte, war dies dennoch zureichend, den obengenannten Effekt hervorzurufen, so dass wir diese Erscheinung bei Metalldichtungen mit höheren Drucken und Reibungszahlen bestimmt erwarten können.

Bei einer Winkelverdrehung der Flansche kann das Druckmittel über eine grössere Tiefe einsickern. Bei einer Verdrehung von  $2^\circ$  sickerte das Druckmittel praktisch bis zum Aussenrand der Dichtung ein.

Die Schlussfolgerung von Lehmann /16/, nach der das Einsickern von Druckmittel in den Leckspalt konzentrisch bis zum Aussenrand der Dichtung stattfinden kann, ohne dass es zu Leckage kommt, gilt mithin nur für nicht parallele Flansche (nach aussen hin abnehmende Spalthöhe).

Aus den Bildern V - 7, 10 und 12 ergibt sich, dass bei ausreichend hoher Vorpressung der Zusammenhang zwischen  $p_{Di}$  und  $p_i$  beim Auftreten von Leckage linear ist, wobei  $m$

$$= \frac{p_{Dr}}{p_i} = 1. \text{ Auch der Zusammenhang zwischen } p_{Di} \text{ und } p_i$$

am Anfang des Einsickervorgangs ist linear. Das Verhältnis

$$K = \frac{p_i \text{ (Einsickeranfang)}}{p_i \text{ (Undichtheit)}} \text{ ist hier mithin konstant.}$$

Bei sehr niedrigen initialen Dichtungspressungen ist  $m \gg 1$ ;  $m$  nimmt jedoch ab je nachdem  $p_{Di}$  grösser wird,

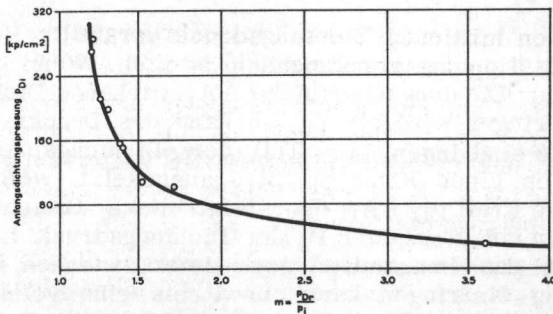


Bild V-13. Zusammenhang zwischen  $p_{Di}$  und  $m$

siehe Bild V - 13. Der Zusammenhang zwischen  $p_{Di}$  und  $p_i$  (Einsickeranfang) ist aber nahezu konstant. Je nachdem die Dichtung einer höheren Vorpressung ausgesetzt wurde, verringerte sich das Verhältnis  $K$ . Bei Verwendung nicht paralleler Flansche ist  $m \approx 1$  und  $K$  sehr gross.

Bei den niedrigen Dichtungsdrücken, wie diese in der ASME-Kode /34/ vorgeschrieben sind, findet nur eine geringe Anpassung der Dichtung an die Unregelmässigkeiten der Flanschoberfläche statt und gestaltet sich die Einsickerfront sehr unregelmässig. Konzentrische Nuten in Flanschoberflächen sind darum der Dichtwirkung abträglich. Diese Nuten

ermöglichen es, dass das Druckmittel sich einen Weg von einer "schwachen" Stelle zur anderen bahnt, siehe Par. V. 2.3, wobei der Aussenrand der Dichtung auf diese Weise schneller erreicht wird.

## V.2. Stabilität von Dichtungen

### V. 2.1. Einleitung

Bei theoretischen Betrachtungen über das Verhalten von Dichtungen macht sich immer wieder die Frage der Stabilität geltend. Soweit uns bekannt, hat nur Roberts /33/ einiges über dieses Thema veröffentlicht. Nach seiner Auffassung

ist eine Verbindung stabil, wenn  $m = \frac{p_{Dr}}{p_i} > 1$ . Er gibt hier-

für nachfolgende Erklärung.

Wenn die Pressenkraft  $P_s$  für eine Dichtung in einer hydraulischen Presse dem Wert  $p_{Di} \cdot A_D$  gleichkommt, wobei  $p_{Di}$  = der mittlere Anfangsdruck der Dichtung, so gilt bei Aufgabe des Innendrucks nachfolgende Beziehung:

$$p_D A_D = P_s - p_i A_i \dots\dots\dots V-1$$

in der  $p_D$  den mittleren Dichtungsdruck darstellt. Bei konstanter  $P_s$  lässt  $p_D$  bei zunehmendem  $p_i$  nach. Wenn der auf einem Teil der Dichtungsoberfläche  $\Delta A_D$  wirkende Dichtungsdruck  $p_D$  geringer wird als  $p_i$ , so kann das Druckmittel an dieser Stelle eindringen. Der Teil der Dichtungsoberfläche  $\Delta A_D$  ist dann einer Kraft  $p_i \Delta A_D$  ausgesetzt welche die ursprüngliche Kraft  $p_D \Delta A_D$  übersteigt. Nach Gleichung V-1 wird mithin bei konstanter  $P_s$  der Dichtungsdruck nachlassen wodurch das Druckmittel noch tiefer zwischen Flansch und Dichtung eindringen kann, usw. bis eine vollständige Trennung stattfindet, oder anders ausgedrückt: die Bedingung  $p_D = p_i$  ist als eine kritische zu betrachten, wobei eine geringe Steigerung von  $p_i$  Instabilität zur Folge hat.

Roberts kommt also zu nachstehender Schlussfolgerung:

eine Dichtung ist instabil für  $\frac{p_{Dr}}{p_i} = m < 1$ , weil dies eine vollständige Trennung von Flansch und Dichtung ergibt.

### V. 2.2. Idealfall; Stabilität und Dichtheit im Falle gleichmässig belasteter Dichtungen

Wir wollen diese Trennung zwischen Flansch und Dichtung näher betrachten. Bei  $p_{Dr} < p_i$  ist es möglich, dass

Druckmittel zwischen Flansch und Dichtung einsickert. Solange es noch keine nach auswärts tretende Leckströmung gibt, beträgt der Druck dieses Druckmittels  $p_i$ . Erreicht jedoch das Druckmittel den Aussenrand der Dichtung, wo der atmosphärische Druck  $p_a$  herrscht, so kommt es wohl zu einer Leckströmung, bei der der durch das Druckmittel auf Dichtung und Flansch ausgeübte Druck beträchtlich abnehmen wird. Für ein Leck mit parallelen Wänden beträgt der mittlere Druck für Flüssigkeit  $0,5 (p_i - p_a)$  und für Gas als Druckmittel  $0,66 (p_i - p_a) \cdot /24/$ . Sobald mithin Strömung auftritt, gibt es kein Gleichgewicht mehr und wird der Spalt sich schliessen, worauf aufs neue ein Einsickern des Druckmittels erfolgt, usw. Zum Auftreten vollständiger Trennung hätte der Dichtungsdruck bei parallelen Flanschen und Flüssigkeiten  $\frac{1}{2} p_i$  gleichkommen müssen, während es für eine progressive Trennung erforderlich ist, dass  $p_{Dr} < \frac{1}{2} p_i$ . Dies stimmt nicht mehr für einen Spalt mit nicht-parallelen Wänden. Wir dürfen jedoch für die bei Flanschen auftretenden kleinen Winkelverdrehungen annehmen, dass obiges annäherend zutrifft. Im Falle einer Flüssigkeit wird bei  $\frac{1}{2} < m < 1$  eine gewisse Leckströmung stattfinden. Diese wird umso geringer sein, je nachdem  $m$  dem Wert 1 immer mehr näherkommt. Es ist möglich, dass diese austretende Flüssigkeitsmenge so gering ist, dass wir die Dichtung dennoch als "dicht" bezeichnen. Dies hängt von dem gewählten Leckkriterium ab. Wenn wir als Leckkriterium den Austritt einer Druckmittelmenge - wie gering auch - gelten lassen, so wird die Bedingung  $m = 1$  in dem Idealfall, wo eine gleichmässige Verteilung des Dichtungsdrucks angenommen wird, tatsächlich kritisch für die Dichtheit sein.

### V. 2.3. Wirklicher Zustand

Zur weiteren Untersuchung des Stabilitätsproblems haben wir uns zunächst ein Urteil über die mögliche Druckverteilung in einer Dichtung zu bilden. Bei seiner Stabilitätsbetrachtung ging Roberts von einem gleichmässig verteilten Dichtungsdruck aus, was die Aufgabe wesentlich erleichterte.

Wie wir in Abschnitt IV gesehen haben, haben wir in Wirklichkeit:

- a) einen Druckverlauf über die Dichtungsbreite, wobei es in der Mitte der Breite ein Maximum gibt;
- b) Druckunterschiede infolge der Rauigkeiten und Welligkeiten von Dichtung und Flanschoberflächen.

Wir werden die Stellen, wo der Dichtungsdruck infolge der in b) genannten Unterschiede niedriger ist als der Druck,

der bei einer ideal flachen Dichtung auftritt, als "schwache" Stellen bezeichnen. Bei einer ideal flachen Dichtung wird die Steigerung des Innendruckes eine Entlastung der Dichtung zur Folge haben. Nachdem ein gewisser Innendruck erreicht ist, wird Druckmittel in den Spalt einsickern können. Es tritt eine weitere Entlastung auf, was ein neues Einsickern von Druckmittel nach sich zieht bis eine gewisse Gleichgewichtslage erreicht ist, wobei das Druckmittel, da es sich hier um eine ideal flache Dichtung handelt, konzentrisch in den Spalt eingedrungen ist. In Wirklichkeit jedoch werden die auf die Einsickerungsfront liegenden oder mit der Front in Verbindungen stehenden "schwachen" Stellen, wo der Dichtungsdruck niedriger ist als  $p_i$ , gleichfalls mit Druckmittel gefüllt sein, wodurch diese Front unregelmässig verläuft. Je nachdem die Vorpressung der Dichtung höher war, werden Zahl und Grösse dieser "schwachen" Stellen abnehmen und wird die Front eine regelmässiger Form haben. In der in Par. V-1 beschriebenen Untersuchung haben wir dies im Falle einer It-Dichtung sehr deutlich feststellen können. So zeigt Bild V-4 z.B. das Einsickerbild einer Dichtung bei einer Vorpressung von  $101 \text{ kp/cm}^2$ , während in Bild V-9 ein Einsickerbild dargestellt ist, das für denselben  $p_{Dr}$ -Wert jedoch für eine Vorpressung von  $303 \text{ kp/cm}^2$  gilt.

Sinkt nun die Dichtungspressung an einer oder mehreren "schwachen" Stellen, die sich über die Breite des Hochdruckbandes erstrecken, bis unter den Wert  $p_i$  und zwar durch Entlastung infolge Steigerung des Innendruckes, so wird in diese "schwachen" Stellen Druckmittel einsickern können. Hat das Druckmittel das Hochdruckband passiert, so wird es immer tiefer eindringen können, weil der dort vorherrschende Dichtungsdruck geringer ist als  $p_i$ . Stellenweise tritt hier Leakage auf, was auch von uns deutlich festgestellt werden konnte (siehe Bild V-4c). Je nachdem die Vorpressung der Dichtung höher ist, wird auch die Zahl der Leckstellen abnehmen (vergl. z.B. Bild V-9c mit Bild V-4c). Es ist unmöglich, dass der Einsickerungsweg des konzentrisch eingedrungenen Druckmittels sich bis über das Hochdruckband hinaus erstreckt (siehe Bild V-9b). Es ist deutlich, dass bei einem ungleichmässigen Dichtungsdruck im Falle einer Leakage  $m < 1$  sein kann und zwar umso geringer je nachdem die Spannungsspitze in der Mitte höher ist. Wir nehmen an, dass der Druckverlauf über die Breite einer Metaldichtung, nach teilweiser Entlastung als Folge des Aufbringens des Innendruckes, aussieht wie in Bild V-14 angegeben ist. Aus diesem Bild geht hervor, dass das Druckmaximum nicht auf die Mitte der Breite, sondern in einem Abstand  $x_{bD}$  von der Innenseite der Dichtung wirkt, siehe auch Par. IV. 2.5. Der mittlere verbleibende Dich-

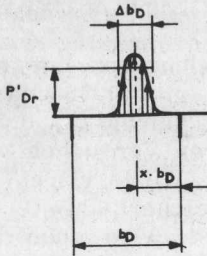


Bild V-14. Möglicher Druckverlauf über die Breite einer Metaldichtung.

des Aufbringens des Innendrucks, aussieht wie in Bild V-14 angegeben ist, Aus diesem Bild geht hervor, dass das Druckmaximum nicht auf die Mitte der Breite, sondern in einem Abstand  $x b_D$  von der Innenseite der

Dichtung wirkt, siehe auch Par. IV. 2.5. Der mittlere ver-

bleibende Dichtungsdruck ist  $p_{Dr}$ , wobei  $p_{Dr} = p_{Di} - p_i \frac{A_1}{A_D}$ ,

und weil der Kontakt nur über einen Teil  $\Delta b_D$  der Breite erfolgt, beträgt der (als gleichmässig angenommene) wirklich verbleibende Kontaktdruck  $p'_{Dr}$ . Das Druckmittel mit einem Druck  $p_i$  kann über  $x b_D - \frac{1}{2} \Delta b_D$  einsickern und hat mithin eine druckentlastende Kraft  $(x b_D - \frac{1}{2} \Delta b_D) p_i$  zur Folge.

Der wirkliche Kontaktdruck ist also:

$$p'_{Dr} = \frac{b_D p_{Dr} - (x b_D - \frac{1}{2} \Delta b_D) p_i}{\Delta b_D}.$$

Die Leckage kann stattfinden, wenn  $p'_{Dr} = p_i$ , mithin wenn

$$m = \frac{p_{Dr}}{p_i} = x + \frac{1}{2} \frac{\Delta b_D}{b_D} \dots \dots \dots V-3$$

Dies ist für einen bestimmten  $x$ -Wert minimal, wenn  $\Delta b_D \rightarrow 0$ , so dass also für eine Verbindung stets gilt, dass

$m = \frac{p_{Dr}}{p_i} > x$ . Dies ist demnach der Fall, wenn der Kontakt

nur über  $\Delta b_D$  erfolgt und  $\Delta b_D \rightarrow 0$ . Wenn  $x = 0$  (nur bei Kontakt am Innenrand der Dichtung) kann also  $m$  für eine dichte Verbindung theoretisch gleich 0 sein. Bei  $x = \frac{1}{2}$  (parallele Flansche) soll  $m > \frac{1}{2}$ . Für einen Kontakt am Außenrand der Dichtung (Flansche bei grosser Winkelverdrehung, siehe auch Par. V. 1.2c und Abschnitt VI) soll  $m > 1$ .

So haben Siebel, Herring und Raible /8/ für Piskatorit Werte von  $m < 0,2$ , für Leder und Fiber Werte von  $m < 0,5$  und für Blei Werte von  $m < 0,9$  gefunden.

Schwaigerer und Seufert /12/ fanden bei hinreichend hoher Vorpressung für Dichtleisten (Stahl gegen Stahl) mit polierten

Dichtungsflächen Werte von  $m < 0,5$  mit Öl und  $m < 1$  mit Luft als Druckmittel.

Krägeloh /13, S. 18/ fand bei Verwendung von Luft als Druckmittel als Mindestwerte für Kupfer  $m = 0,78$  und  $m = 0,86$ , und für It-Werkstoffe  $m = 0,3, 0,36, 0,375, 0,39, 0,6$  und  $0,67$ . Auch wir fanden bei unseren Versuchen mit Stickstoff als Druckmittel für It-Werkstoffe Werte von  $m < 1$ , z.B.  $m = 0,60, 0,61, 0,67, 0,86$  und  $0,87$  (Reichert /54/).

Je nachdem die Reibung geringer wird, wird auch der Dichtungsdruck über die Breite der Dichtung gleichmässiger verteilt sein. Unter der Annahme, dass eine Verbindung undicht ist, wenn das Druckmittel den Aussenrand erreichen kann, wird mithin der zugehörige  $m$ -Wert bei stets geringerer Reibung dem Wert 1 immer mehr näherkommen. Dies ergibt sich auch aus den von dem ASME-Unterausschuss angestellten Versuchen /45/. Es wurde für eine normale aus Gummi bestehende Dichtung, die mit einer Suspension aus Graphit und Öl eingeschmiert worden war, wodurch die Reibung sehr klein wurde, ein  $m$ -Wert von  $0,86$  gefunden, während ohne Schmierung, unter denselben Bedingungen, ein  $m$ -Wert von  $0,43$  gefunden wurde. Die Leckage war im letzteren Fall explosiver Art, was bei normalen parallelen Flanschen mit  $m$ -Werten  $< \frac{1}{2}$  der Fall sein muss.

Beim Vergleich mehrerer  $m$ -Werte haben wir uns zu vergegenwärtigen, dass wir es hier mit einer Kombination von zwei Effekten zu tun haben. Wie wir bereits gesehen haben, ergibt eine hohe Reibungszahl einen Spannungsverlauf mit hohem Maximalwert in der Mitte und somit einem niedrigen  $m$ -Wert. Diese hohe Reibungszahl wird durch eine raue Oberfläche hervorgerufen. Eine raue Oberfläche bedeutet jedoch im allgemeinen die Anwesenheit grosser Leckkanäle und Unebenheiten, die wiederum zur Erreichung einer vollständigen Anpassung grosser Dichtungsdrucke bedürfen.

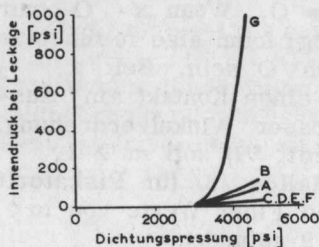


Bild V-15. Einfluss Oberflächenbeschaffenheit auf das Dichtvermögen einer Kupferdichtung nach Johns Manville Research Laboratorium /48, Bild /3

Flanschoberflächenrauigkeit in Mikro-Inches:

- A 80
- B 200
- C 425
- D 600
- E 800
- F rohe Spirale
- G konzentrisch





$$m_A > m_1 + \frac{A_1}{A_D} \dots\dots\dots V-4.$$

Für eine Flanschverbindung gilt bei Vernachlässigung der Flanschverdrehung (siehe Bild V-16):

$$p_{Dr} = p_{Di} - C_D \Delta h_D \text{ oder } \frac{p_{Dr}}{p_i} = \frac{p_{Di}}{p_i} - \frac{C_D \Delta h_D}{p_i A_D} \dots\dots V-5$$

Hierin ist:

$C_D$  = Federkennwert der Dichtung.

$\Delta h_D$  = durch Entlastung verursachte Änderung der Ein-drückung der Dichtung.

Für eine dichte Verbindung soll wieder  $m > m_1$ , so dass:

$$\frac{p_{Di}}{p_i} = m_A > m_1 + \frac{C_D \Delta h_D}{p_i A_D} .$$

Nun ist  $p_i A_i = (C_D + C_{SF}) \Delta h_D$ , in der  $C_{SF}$  = Federkennwert von Flanschen und Schrauben, so dass

$$m_A > m_1 + \frac{C_D}{C_D + C_{SF}} \frac{A_i}{A_D} \dots\dots\dots V-6.$$

Je nachdem  $C_D$  im Vergleich zu  $C_{SF}$  geringer ist, kann mithin auch  $m_A$  für die Flanschverbindung geringer sein als für die hydraulische Presse. Bei  $C_{SF} = 0$  (hydraulische Presse) wird

$$m_A > m_1 + \frac{A_i}{A_D} , \text{ wie wir bereits festgestellt}$$

haben (Gl. V-4).

### V. 2.5. Schlussfolgerung

Beim Studium der Dichtungen ist zwischen Instabilität und Undichtheit ein deutlicher Unterschied zu machen.

Die Stabilität einer Verbindung soll folgendermassen definiert werden. Eine Verbindung ist stabil, wenn eine Schwingung, eine Entlastung von kurzer Dauer oder etwas ähnliches, wobei sich die Verbindung öffnet, das Kräftegleichgewicht eine Schliessung herbeiführt. Bewirkt das Kräftegleichgewicht eine weitere Öffnung, so ist die Verbindung labil. Für eine stabile Verbindung hat im Falle paralleler Spaltwände für Flüssigkeiten  $m > \frac{1}{2}$  und für Gase  $m > 0,66$  zu sein. Hinsichtlich der Undichtheit lautet das Kriterium: Eine Verbindung ist undicht, wenn eine bestimmte Grösse des Leckstroms zu verzeichnen ist. Die Grösse von  $m$  für eine dichte

Verbindung wird u.a. durch die Form des Spaltes und die Art und Weise des Kontaktes bedingt. Für Dichtigkeit hat für parallele Spaltwände  $m > \frac{1}{2}$  zu sein.

Schrägstellung der Flansche mit einem sich nach aussen hin verengenden Spalt führt zu einer Zunahme von  $m$ , während ein sich nach aussen hin erweiternder Spalt das Gegenteil zur Folge hat.

Für eine Dichtung in einer idealisierten Prüfvorrichtung mit einer hydraulischen Presse gilt, dass

$$m_A > m_1 + \frac{A_i}{A_D}$$

während für eine Dichtung zwischen zwei Flanschen, wenn die auftretende Winkelverdrehung ausreichend klein ist, folgende Beziehung zutrifft:

$$m_A > m_1 + \frac{C_D}{C_D + C_{SF}} \frac{A_i}{A_D}$$

wobei bei  $m_A = \frac{p_{Di}}{p_i}$  und bei  $m_1 = \frac{p_{Dr}}{p_i}$  Leckage auftritt.

## VI. EINFLUSS DER RELATIVEN SCHRÄGSTELLUNG DER FLANSCHES AUF DAS DICHTVERMÖGEN DER DICHTUNG UND AUF DIE STELLE DER REAKTIONSRÉSULTANTE DES DICHTUNGSDRUCKS

### VI. 1. EINFLUSS DER RELATIVEN SCHRÄGSTELLUNG DER FLANSCHES AUF DAS DICHTVERMÖGEN DER DICHTUNG

#### VI. 1.1. Einleitung

Alle uns bekannten veröffentlichten Undichtheitsversuche wurden mit Dichtungen zwischen parallelen Flanschen ausgeführt (idealisierte Prüfvorrichtung). In jeder Flanschverbindung tritt aber beim Einbau und im Betrieb eine bestimmte relative Schrägstellung der Flansche auf. Um deren Einfluss auf das Dichtverhalten zu untersuchen, wurden einige Reihen Undichtheitsversuche mit Flanschen verschiedener relativer Schrägstellung (weiter Verdrehung genannt) angestellt.

Es sind hier folgende Versuche zu unterscheiden:

- Versuche mit einer guten Qualität It-Dichtung - It B;
- Versuche mit einer ~~niedrigen Druck-Dampfdichtung-It U;~~
- Versuche mit harten und weichen Aluminium-Folien.

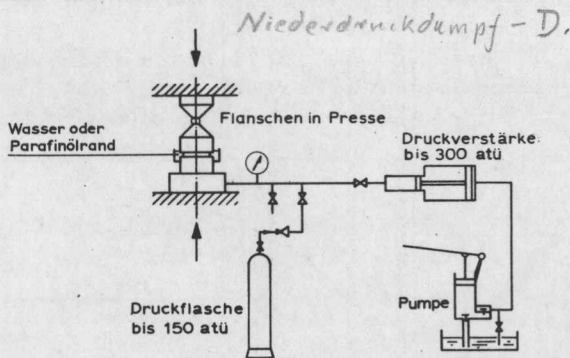


Bild VI-1. Schema Leckversuchanlage.

Diese Versuche wurden in einer normalen Versuchseinrichtung nach der sog. Blasen-Methode ausgeführt, wobei um den Aussenrand der Dichtung ein Paraffinölmantel angebracht ist. Das Schema der Anlage zeigt Bild VI-1.

Es wurden nun auswechselbare lose Oberflansche verwendet, deren sich mit der Dichtung berührender Oberflächenteil verschiedene Schiefstellungen hatte, siehe Bild VI-2. Die Flanschoberflächen waren feingedreht. Als Druckmittel wurde Stickstoff verwendet.

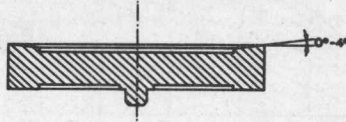


Bild VI-2. Auswechselbarer loser Oberflansch.

## VI. 1.2. Versuchsergebnisse

### a) Versuche mit Dichtungswerkstoff It B

In den Bildern VI-3, 4 und 5 sind die Ansteigkurven für verschiedene Flanschdrehungen und Dichtungsdicken dargestellt. Jede Kurve ist der Mittelwert von mindestens 2 Versuchsreihen. Wie ersichtlich, wird die Dichtwirkung bei kleinen Flanschdrehungen anfangs schlechter, worauf sie bei grösseren Verdrehungen wieder besser wird.

Merkwürdig ist, dass die Dichtwirkung für Dichtungen von 0,5 mm und 1 mm Dicke bei 1,5° Verdrehung besser ist als bei 2° Verdrehung. In den Bildern ist auch die Gerade

$m = 1$  angegeben.  $p_{Di} = p_{Dr} + p_i \frac{A_i}{A_D}$ . Für  $m = 1$  wird  $p_{Di}$

$= p_i + 2,27 p_i = 3,27 p_i$ . Für 0,5 mm Dicke bei  $\phi = 3^\circ$  ist  $m \approx 1$ . Eine grössere Verdrehung gibt keine Verbesserung mehr, was aus der Kurve für 4° deutlich zu sehen ist.

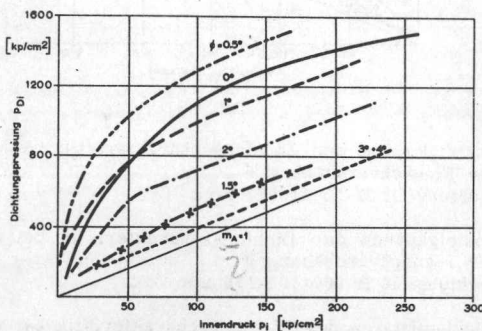


Bild VI-3. Ansteigkurven der Dichtungscharakteristik bei verschiedener Flanschverdrehung  $\phi$   
 Dichtung: It B 120x100x0,5 mm.  
 Druckmittel: Stickstoff

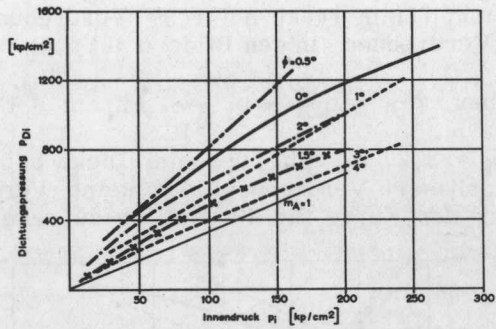
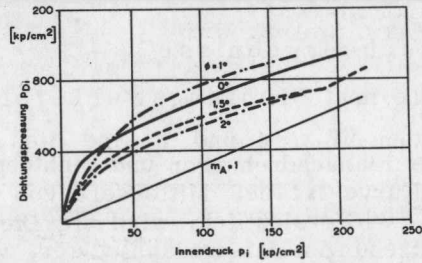
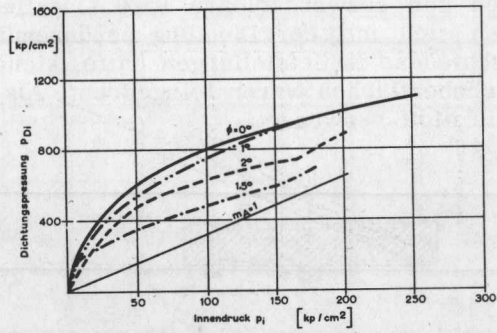


Bild VI-4. Ansteigkurven der Dichtungscharakteristik bei verschieden grosser Flanschverdrehung  $\phi$   
Dichtung: It B 120x100x1 mm.

Bild VI-5. Ansteigkurven der Dichtungscharakteristik bei verschieden grosser Flanschverdrehung  $\phi$   
Dichtung: It B 120x100x1,5 mm.

Bild VI-6. Rücklaufkurven der Dichtungscharakteristik bei verschieden grosser Flanschverdrehung  $\phi$   
Dichtung: It B 120x100x0,5 mm.

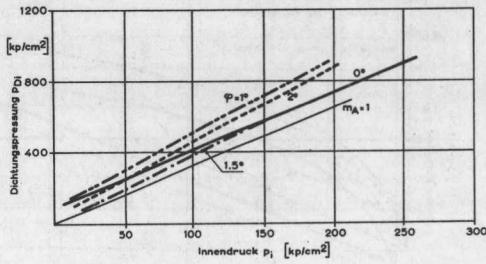


Bild VI-7. Rücklaufkurven der Dichtungscharakteristik bei verschieden grosser Flanschverdrehung  $\beta$   
Dichtung: It B 120x100x1 mm.

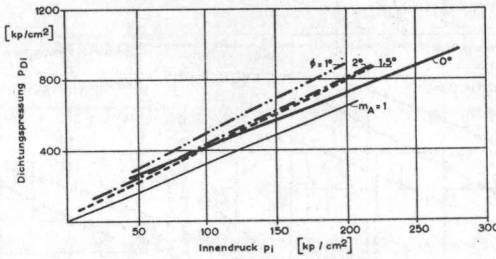


Bild VI-8. Rücklaufkurven der Dichtungscharakteristik bei verschieden grosser Flanschverdrehung  $\beta$   
Dichtung: It B 120x100x1,5 mm.

Der Verlauf der Rücklaufkurven geht aus den Bildern VI -6, 7 und 8 hervor. Im Falle einer dünnen (0,5 mm) Dichtung, brauchen wir zur Erreichung einer guten Dichtwirkung für kleine Verdrehungen sehr hohe Pressungen. Viel günstiger verhalten sich die dickeren (1 und 1,5 mm) Dichtungen.

Um einen Eindruck von der Lage der aufgenommenen Versuchspunkte zu ermitteln, wurde für einige Versuche in den Bildern VI-9, 10 und 11, das vollständige Undichtheitsdiagramm dargestellt. Wie ersichtlich, nimmt mit zunehmender Flanschdrehung die Streuung der Versuchspunkte ab und die Reproduzierbarkeit der Versuche zu. Bei  $3^\circ$  und  $4^\circ$  fallen die Ansteig- und Rücklaufkurven fast völlig zusammen!

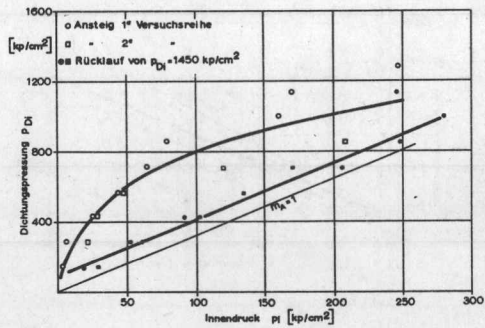


Bild VI-9. Dichtungscharakteristik bei einer Flanschverdrehung  $\theta = 0^\circ$ .  
Dichtung: It B 120x100x1 mm.

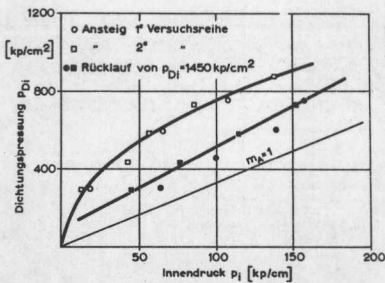


Bild VI-10. Dichtungscharakteristik bei einer Flanschverdrehung  $\theta = 1^\circ$ .

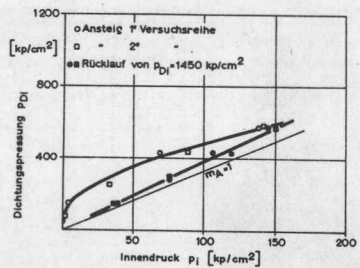


Bild VI-11. Dichtungscharakteristik bei einer Flanschverdrehung  $\theta = 1,5^\circ$ .

### Niederdruckdampf-D.

#### b) Niedrige Druck-Dampfdichtung It U

Die Unterschiede der Kurven für verschiedene Flanschverdrehungen sind hier sehr gering. Speziell die Rücklaufkurven fallen fast alle zusammen und haben einen Steigungswinkel  $m \approx 1$  (siehe die Bilder VI-12 und VI-13).

Weil diese Dichtung ziemlich viel Gummi enthält, findet schon bei niedrigen Dichtungspressungen ein völliges Anpassen an die Dichtungsoberflächen statt. Die Anstiegskurven für  $1,5^\circ$  liegen hier höher als die für  $0^\circ$ .



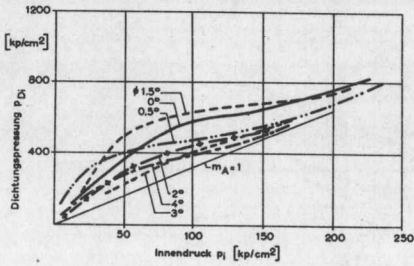


Bild VI-12. Ansteigkurven der Dichtungscharakteristik bei verschiedenen grosser Flanschverdrehung  $\phi$   
Dichtung: It U 120x100x1,5 mm

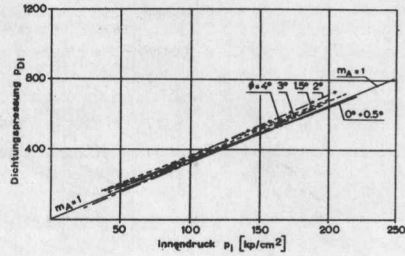


Bild VI-13. Rücklaufkurven der Dichtungscharakteristik bei verschiedenen grosser Flanschverdrehung  $\phi$   
Dichtung: It U 120x100x1,5 mm

### c) Untersuchung mit Aluminiumfolien

Bei dieser Untersuchung wurde für zwei Breiten (5 und 10 mm), zwei Dicken (0,05 und 0,1 mm) und zwei Härten der Folie der Einfluss der relativen Winkelverdrehung der Flanschverdrehungen von 0,5° und 2°. Bei grösseren Verdrehungen bestand die Gefahr, dass die Folie durchgeschnitten wurde.

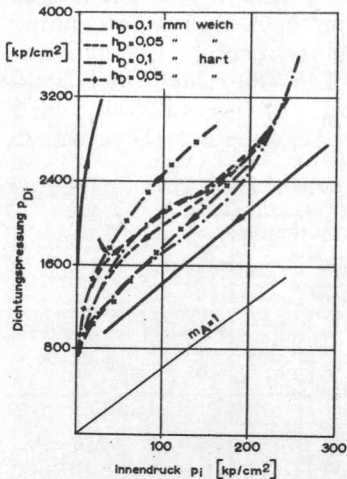


Bild VI-14. Dichtungscharakteristiken verschiedener Aluminium Folien bei 0° Flanschverdrehung  
Dichtung: Reinaluminium  
120x110 mm.

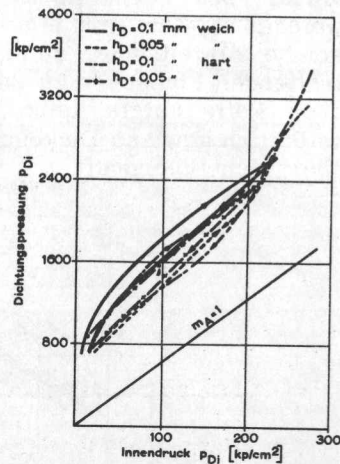


Bild VI-15. Dichtungscharakteristiken verschiedener Aluminium Folien bei 0,5° Flanschverdrehung  
Dichtung: Reinaluminium  
120x110 mm.

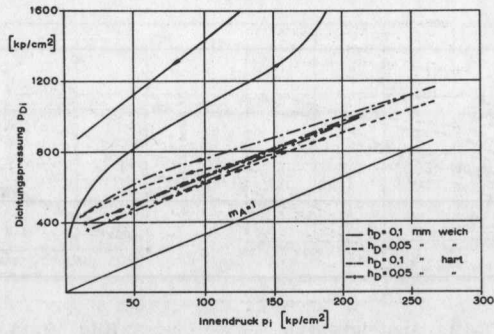


Bild VI-16. Dichtungscharakteristiken verschiedener Aluminium Folien bei 0° Flanschverdrehung  
Dichtung: Reinaluminium 120x100 mm.

Betrachten wir die Ergebnisse (Bilder VI-14 bis 18), so ist zunächst zu bemerken, dass sich weiches Aluminium mit einer Dicke von 0,1 mm bei 0° Winkelverdrehung abweichend verhielt. Zur Erreichung einer guten Abdichtung waren hier hohe Dichtungspressungen notwendig. Dies machte sich sowohl bei 5 mm wie bei 10 mm breiten Dichtungen bemerkbar (siehe Bilder VI-14, und 16). Die Versuche wurden dreimal wiederholt, wobei stets dasselbe Ergebnis vorlag. Das Verhalten harter Folien von 0,1 mm Dicke und weicher Folien mit einer Dicke von 0,05 mm zeigte keine solche Abweichung, so dass die Ursache nicht bei den betreffenden Flanschen zu suchen ist. Die Oberfläche der weichen Folie zeigte keine Abweichung. Es ist möglich, dass es örtlich gewisse Dickeunterschiede gegeben hat. Dies wurde aber nicht überprüft.

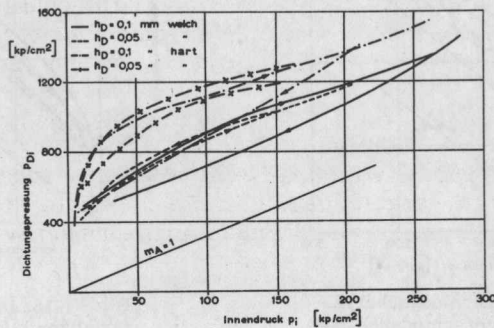
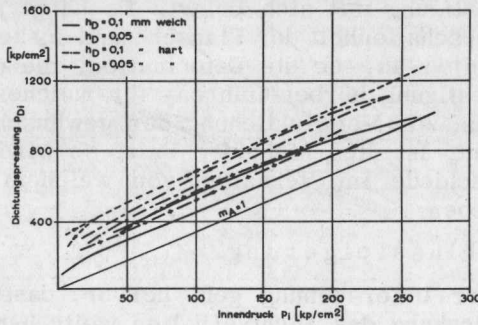


Bild VI-17. Dichtungscharakteristiken verschiedener Aluminium Folien bei 0,5° Flanschverdrehung  
Dichtung: Reinaluminium 120x100 mm.



Dichtungscharakteristiken verschiedener Aluminium Folien bei 2° Flanschverdrehung  
Dichtung: Reinaluminium 120x100 mm.

Weiter war es bemerkenswert, dass die Rücklaufkurve in bestimmten Fällen über die Ansteigkurve hinausstieg. Dies war der Fall bei sämtlichen Versuchen mit  $b_D = 10$  mm und 0° Winkelverdrehung (siehe Bild VI-16) und bei  $b_D = 10$  mm mit 0,5° Winkelverdrehung, hier aber nur bei weichem Al mit einer Dicke von 0,05 mm (siehe Bild VI-17).

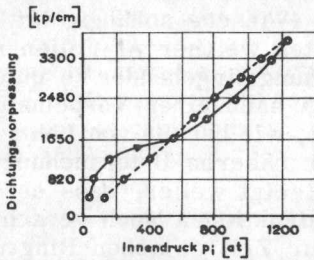


Bild VI-19. Ablasedruck nach Lehman /16/ für eine St. 00-Dichtung mit metallischer Sperrschicht.

Eine solche Erscheinung wurde auch von Lehman /16/ an Dichtungen mit einer durch Verbleiung der Dichtungsflächen in Dicken von 5 bis 10  $\mu$  erzeugten metallischen Sperrschicht festgestellt. Siehe Bild VI-19.

Bei der 10 mm breiten Folie ist wiederum bei geringen Winkelverdrehungen (0,5°) eine Verschlechterung und bei grösserer Winkelverdrehung (2°) eine Verbesserung des Dichtvermögens festzustellen.

Bei der 5 mm breiten Folie ist jedoch bereits bei einer Winkelverdrehung von 0,5° eine Verbesserung des Dichtvermögens zu verzeichnen. Für die 5 mm breite Folie wurden keine Versuche mit Winkelverdrehungen von über 0,5° durchgeführt.

Im allgemeinen gibt eine weiche Folie eine bessere Abdichtung als eine harte, obwohl die Unterschiede manchmal nur sehr gering sind. Dies ist verständlich, wenn man überlegt, dass bereits eine sehr geringe absolute Dickeverringern bei diesen dünnen Dichtungen eine sehr grosse relative Verformung zur Folge hat, was für Aluminium eine sehr

starke Verfestigung mit sich bringt. Es hängt jetzt von der Oberflächenbeschaffenheit der Flansche und insbesondere von den Welligkeiten ab, ob die Deformation, die ohne eine zu starke Verfestigung herbeizuführen- für weiches Aluminium auftreten kann, zur Verwirklichung der gewünschten Abdichtung ausreicht. Ist dies nicht der Fall, so wird es nur geringe Unterschiede im Verhalten von weichem und hartem Aluminium geben.

### VI. 1.3. Schlussfolgerung.

Aus dieser Untersuchung geht hervor, dass die Grösse der Flanschdrehung das Dichtverhalten weitgehend beeinflussen kann. Es zeigt sich, dass der Einfluss der Winkelverdrehung durch die Dicke und die Güte der angewandten Dichtung bedingt wird. Bei Al-Folie wurde festgestellt, dass die Breite der Dichtung eine Rolle spielt. Im allgemeinen lässt bei zunehmender Winkelverdrehung das Dichtvermögen zunächst nach, nimmt aber anschliessend wieder zu, um für It-Dichtungen It B mit 0,5 mm Dicke bei  $\approx 3^\circ$  einen Optimalwert zu erreichen. Es liegt auf der Hand anzunehmen, dass es auch für andere Dicken von It-Dichtungen und für Al-Folien eine Winkelverdrehung mit optimaler Dichtwirkung gibt. Es unterliegt keinem Zweifel, dass dieser Optimalwert auch von der Oberflächenbeschaffenheit der Flansche abhängig ist.

Es empfiehlt sich, das Verhalten weicher Al-Folien mit 0,1 mm Dicke bei  $0^\circ$  Winkelverdrehung eingehender zu untersuchen. Auch die Erscheinung, dass nach einer Vorbelastung eine schlechtere Abdichtung auftritt, wie bereits von Lehmann /16/ gefunden wurde, bedarf einer näheren Untersuchung.

Die vorliegende Untersuchung zeigt weiter, dass es auf dem Gebiete der Abdichtungskonstruktionen noch verschiedene Möglichkeiten gibt. So wird zur Zeit zwischen Ring und Berührungsfläche von Hochdruck-Deltadichtungen im allgemeinen ein Winkelunterschied  $\approx 4^\circ$  angesetzt. Es würde sich bestimmt lohnen, die Grösse des Winkelunterschieds für eine optimale Abdichtung näher zu untersuchen.

Die Reproduzierbarkeit der Versuche, besonders in bezug auf die Ansteigkurve der Dichtungscharakteristik für It-Dichtungen nimmt bei grösseren Winkelverdrehungen der Flansche beträchtlich zu.

### VI.2. EINFLUSS DER RELATIVEN SCHRÄGSTELLUNG DER FLANSCHES AUF DIE STELLE DER REAKTIONSERGEBNISSE DES DICHTUNGSDRUCKS.

Die Einsickerversuche mit It-Dichtung haben ergeben, dass bei einer Winkelverdrehung von  $2^\circ$  ein konzentrisches Einsickern praktisch bis zum Aussenrand der Dichtung er-

folgt. Dies würde bedeuten, dass die Belastung hauptsächlich von dem Aussenrand der Dichtung getragen wird. Weil zur Berechnung von Flanschverbindungen die Stelle der Reaktionsresultante des Dichtungsdrucks mit Rücksicht auf die Grösse des Hebelarmes des flanschbelastenden Moments und die Grösse des hydrostatischen Enddrucks (Durchmesser, über den das Druckmittel wirkt) von Bedeutung ist, wurde eine orientierende Untersuchung angestellt.

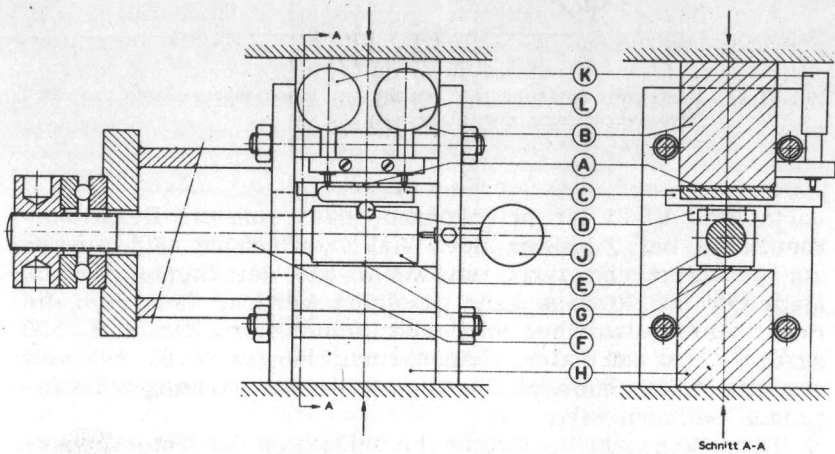


Bild VI-20. Apparat zur Messung der Stelle der Reaktionsresultante des Dichtungsdrucks.

Bild VI - 20 zeigt ein Schema der Prüfapparatur. Ein Dichtungsstreifen A zur Länge von 50 mm wird zwischen den festen Flansch B und eine aus Hartstahl angefertigte Druckplatte C geschoben. Diese Platte wird von einer Reihe Hartstahlrollen D angedrückt, so dass die Belastung über eine Linie angreift. Diese Rollen sind seitlich in einem beweglichen Zwischenstück E eingeschlossen, das mittels einer Schraubenspindel F verstellt werden kann. Die Dichtung wird einer gewissen Belastung ausgesetzt. Je nach der Stelle der Rollen hinsichtlich der Dichtung, welche mit einer Messuhr J ermittelt wird, stellt sich eine bestimmte Winkelverdrehung ein, die mit den Messuhren K und L gemessen wird. In Bild VI - 21 ist die Beziehung zwischen der Stelle der Reaktionsresultante und der Winkelverdrehung für eine It-Dichtung mit einer Breite von 10 mm und einer Dicke von 1,5 mm und für verschiedene Dichtungsdrucke dargestellt.

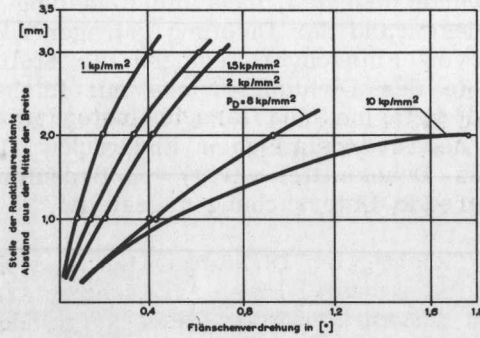


Bild VI-21. Beziehung zwischen der Stelle der Reaktionsresultante und der Winkelverdrehung der Flansche  
 Dichtung: It B  $b_D=10$  mm.,  $h_D=1,5$  mm.

In Bild VI-21 ist zu erkennen, dass sich die Reaktionsresultante bei Zunahme der Winkelverdrehung nach aussen hin verlagert und zwar umso mehr als der Dichtungsdruck niedriger ist. Hieraus kann gefolgert werden, dass sich die Reaktionsresultante bei mittleren Dichtungsdrücken (z.B.  $500 \text{ kg/cm}^2$ ) und normalen Flanschverdrehungen (z.B.  $1^\circ$ ) weit von der Mitte entfernt, in der Nähe des Dichtungsaussenrandes befinden wird.

Diese Versuche bestätigen die anlässlich der Untersuchung in Par. V.1.3 gezogene Schlussfolgerung, dass im Falle einer Winkelverdrehung von  $2^\circ$  und bei mittleren Dichtungsdrücken ein gleichmässiges Einsickern praktisch bis zum Aussenrand der Dichtung eintreten kann, ohne dass es zu einer Leckage kommt. Als Schwierigkeit bei dieser Untersuchung hat sich herausgestellt, dass die Wirkung der Schraubenspindel nicht doppelseitig war, was keine genaue Einstellung der Mittelebene ermöglichte.

## VII. GASDURCHLÄSSIGKEIT VON DICHTUNGEN AUF ASBESTBASIS

### VII. 1. EINLEITUNG

Eine der wichtigsten Dichtungsarten ist wohl die Weichdichtung auf Asbestbasis. Diese Art Dichtung wird in weitaus den meisten Fällen (90% der Flanschverbindungen) in der chemischen Industrie angewandt. Dieses grosse Anwendungsgebiet hat die It-Dichtung besonders dem Umstand zu verdanken, dass sie sich leicht den ungleichmässigen Flanschoberflächen anzupassen vermag und nach verhältnismässig geringen Anpresskräften bereits eine gute Abdichtung gegen Flüssigkeiten ergibt. Diese Dichtungsplatten wurden am Ende des vorigen Jahrhunderts von Richard Klinger in Gumpoldskirchen in Österreich in Form von "Klingerit" hergestellt und in den Handel gebracht. Zur Zeit befassen sich viele Firmen mit der Herstellung dieses Werkstoffs, der unter ihrem eigenen Name nach Anhängung von -it vertrieben wird. In der Fachliteratur findet sich allgemein die Bezeichnung It-Platten. Diese It-Platten enthalten als wichtigste Bestandteile asbestfasern und Kautschuk. Bei der Herstellung dieser It-Platten wurde eigentlich beabsichtigt, die günstigen Abdichtungseigenschaften von Gummi und die gute Temperaturbeständigkeit und hohe Druckstandfestigkeit von Asbest miteinander zu kombinieren. Diesem Asbest und Kautschuk wurden noch weitere Stoffe wie Füllstoffe, Farbstoffe, Aktivatoren usw. zugesetzt.

In Anbetracht dieser Zusammensetzung ist zu erwarten, dass sich in dem Werkstoff Kanäle befinden, in die das Druckmittel eintreten kann. Auf diese Weise kann durch die Dichtung hindurch Leckage stattfinden. Diese Leckage durch die inneren Kanäle einer Dichtung wird Gasdurchlässigkeit oder Permeabilität genannt. Die Gasdurchlässigkeit von It-Dichtungen ist besonder bei höherer Temperatur von grosser Bedeutung. Bei der Herstellung einer It-Platte auf dem Kalander findet eine gewisse Vulkanisierung des Kautschuks statt. Wird eine Dichtung später zwischen Flanschen erhitzt, so erfolgt bei Temperaturen über 120 °C eine Nachvulkanisation. Bei etwa 200 °C tritt eine Erweichung des Bindemittels auf, während dieses Bindemittel bei noch höheren Temperaturen von über 250°C in Zersetzung übergeht. Hierbei bilden sich flüchtige Stoffe und Hochmolekularprodukte wie Teer, und manchmal auch Kohlenstoff in feinverteiltem

Zustand. Die flüchtigen Stoffe und ein Teil der Hochmolekularprodukte verdampfen und verschwinden aus der Dichtung. Die verbleibenden Hochmolekularprodukte nun können gegebenenfalls eine Verstopfung der Poren herbeiführen. Je nach dem Verstopfungsgrad wird die Dichtung mehr oder weniger permeabel sein. Ein besonders wichtiger Faktor ist hierbei die Temperatur. Über 300°C tritt im allgemeinen eine derart starke Zersetzung des Bindemittels auf, dass die Gasdurchlässigkeit beträchtlich werden kann. Weil diese Zersetzung mit der Zeit fortschreitet, wird auch die Gasdurchlässigkeit nach und nach zunehmen. Je nachdem die Dichtung mehr Gummiteile enthält, wird sie besonders bei Zimmertemperatur weniger gasdurchlässig sein. Mit Rücksicht auf die gewünschte hohe Druckstandfestigkeit soll eine Dichtung jedoch möglich wenig Gummi enthalten.

Die Grösse der inneren Kanäle, also die Gasdurchlässigkeit wird, solange die Dichtung geschmeidig ist, von dem Dichtungsdruck abhängen, während bei hohen Innendrucken auch das Druckmittel selbst eine Rolle spielen kann. Für Dichtungen, an die hohe Anforderungen in bezug auf das Dichtvermögen gestellt werden, ist es von Bedeutung, die Grössenordnung der Gasdurchlässigkeit als Funktion des Dichtungsdrucks, der Temperatur und der Zeit zu kennen.

## VII. 2. GASDURCHLÄSSIGKEIT BEI ZIMMERTEMPORATUR

### VII. 2.1. Schon ausgeführte Untersuchungen

Soviel wir wissen, hat nur Krägeloh /15/ sich mit der Gasdurchlässigkeit von It-Dichtungen bei Zimmertemperatur beschäftigt.

Er hat eine Weichdichtung bei Zimmertemperatur einer starken Vorpressung unterzogen, worauf er die Dichtung demontierte, anschliessend aufs neue zusammensetzte, aber jetzt in einem anderen Stand und schliesslich einer neuen Belastung aussetzte, welche jetzt aber etwa 12% der erstgenannten betrug. Es wurde jetzt eine fast optimale Dichtwirkung erzielt, wiewohl die zweite Belastung weit unter der kritischen Vorpressung lag.

Bei der ersten Belastung hatten sich offenbar die inneren Kanäle geschlossen, während für die Anpassung an die Flanschoberflächen die genannte niedere Belastung ausreichend war. Er zog hieraus die Schlussfolgerung, dass für It-Dichtungen eine gasdichte Abdichtung möglich ist, wenn bei Gasen eine beträchtliche kritische Vorpressung angewandt wird. Über die Leckgrösse ist nichts bekannt.



## VII. 2.2. Eigene Forschungsarbeit

### Optische Untersuchung

Gemäss den heutigen amerikanischen Vorschriften (ASME-Kode), ist für eine It-Dichtung von  $\frac{1}{16}$ " Dicke ein Initialdruck  $p_{Di}$  von  $130 \text{ kp/cm}^2$  und für eine Dichtung zur Dicke von  $\frac{1}{8}$ " ein  $p_{Di}$  von  $60 \text{ kp/cm}^2$  erforderlich.

Im Zusammenhang damit haben wir für einen Dichtungsdruck  $p_{Di} = 150 \text{ kp/cm}^2$  das Verhalten mehrerer Arten von It-Dichtungen (Abm.  $75 \times 55 \times 2 \pm 3 \text{ mm}$ ) unter dem Einfluss von Stickstoff bei niedrigen Innendruck von  $5 - 15 \text{ atü}$  geprüft. Hierzu wurde die Dichtung zwischen zwei Flanschen in einer Presse montiert und anschliessend zusammengepresst, wobei um den äusseren Dichtungsrand ein mit Wasser gefüllter Rand aus Perspex angebracht wurde. Der Innenseite der Dichtung konnte Druckmittel zugeführt werden. Mit Hilfe eines Mikroskops konnte in vierzigfacher Vergrösserung durch den Perspexrand und den Wassermantel hindurch der Aussenrand der Dichtung untersucht werden. Auf der Okularlinse des Mikroskops war eine Skalenteilung angebracht, auf der die Grösse der Blasen abgelesen werden konnte.

Nach Anbringen des Innendrucks wurde zunächst nur ein Austritt von Blasen aus dem Spalt zwischen Dichtung und Flanschen festgestellt. Nach einiger Zeit aber (etwa 5 Minuten) dehnte sich das Leck über die ganze äussere Oberfläche der Dichtung aus. Die Blasen hatten eine verschiedene Grösse, sie variierte von  $0,03 - 0,12 \text{ mm}$ . Bei Steigerung des Innendrucks nahm je Zeiteinheit die Zahl der von derselben Leckstelle kommenden Blasen zu. Es gab Leckstellen mit einer grossen und solche mit einer geringen Anzahl Blasen je Zeiteinheit. Bei zunehmender Dicke der Dichtung wurde auch die Zahl der Blasen grösser. Wird statt Wasser Paraffinöl in den Mantel eingebracht, so weichen die Blasen was ihre Grösse betrifft weniger von einander ab. Der Blasendurchmesser schwankte hier von  $0,03 - 0,07 \text{ mm}$ . Die Anwendung von Paraffinöl als Flüssigkeitsschluss um die Dichtung hat bei der Blasenmethode im Vergleich zu der Anwendung von Wasser dies voraus, dass nach Emporsteigen der Blasen weniger Schaumbildung an der Oberfläche auftritt. Hierdurch ist eine viel genauere Beobachtung einer Leckage möglich.

Bei Belastung einer Dichtung ohne Innendruck waren keine Blasen zu erkennen, woraus hervorgeht, dass diese Art von Dichtungen fast keine Luft enthalten. Dies ist mit Rücksicht auf die Durchführung von Leckversuchen gemäss der Blasenmethode von wesentlicher Bedeutung.

Die untersuchten Dichtungsarten (4) zeigten alle obiges Bild. Ferner wurde bei einem Dichtungsdruck von  $150 \text{ kp/cm}^2$  und einem Innendruck von  $15 \text{ atü}$  mit  $\text{KMnO}_4$  gefärbtes Wasser als Druckmittel verwendet. Hier sickerte bei einer guten Qualität It-Dichtung sowohl durch die Dichtung als zwischen Flanschen und Dichtung das Druckmittel in Form winziger Tropfen hinaus, die sich bald zu grösseren Tropfen vereinten.

### Quantitative Messungen

Mit Hilfe unserer quantitativen Leckmessmethode wurde bei einem Innendruck  $p_i = 50 \text{ atü}$  und Stickstoff als Druckmittel für einige Dichtungen It-A mit Abmessungen  $120 \times 100 \times 2 \text{ mm}$  der Zusammenhang zwischen dem Dichtungsdruck und der Leckgrösse ermittelt. Bild VII-1 zeigt die Punkte

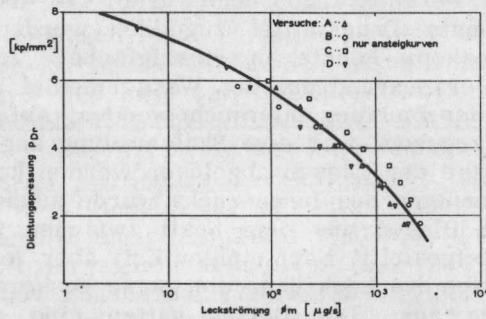


Bild VII-1. Zusammenhang zwischen  $p_{Dr}$  und  $\phi_m$   
 Dichtung: It A  $120 \times 100 \times 2 \text{ mm}$ .  
 $p_i = 50 \text{ atü}$  Stickstoff

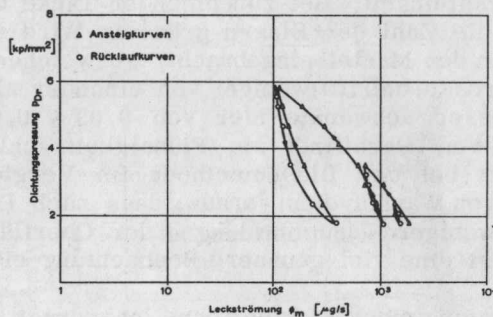


Bild VII. Leckkurve  
 Dichtung: It A  $120 \times 100 \times 2 \text{ mm}$ .  
 $p_i = 50 \text{ atü}$  Stickstoff

der Ansteigkurve, während in Bild VII-2 eine vollständige Kurve mit einigen Rücklaufkurven dargestellt ist. In Anbetracht der zu erwartenden Unterschiede hinsichtlich Zusammensetzung und Struktur ist die Reproduzierbarkeit der Messung als sehr gut zu bezeichnen.

Es wurde nach Einstellung eines neuen Dichtungsdrucks solange mit der Bestimmung der Punkte der Kurve gewartet, bis sich die Leckgrösse nicht über 5% je Minute änderte. Hierfür waren lange Wartezeiten erforderlich. Die mittlere Wartezeit zwischen zwei Messungen der Ansteigkurve belief sich auf etwa 25 Minuten, was zum Teile auch auf die Aufnahme der Rücklaufkurven zurückzuführen ist.

Entsprechend den deutschen Vorschriften (VGB Merkblatt Nr. 4) /49/ benötigt eine It-Dichtung mit einer Breite von 10 mm und einer Dicke von 2 mm einen Initialdichtungsdruck von  $p_{Di} = (2,5 - 3,5) \frac{4 \text{ mm}}{h_D}$ , d.h. im Durchschnitt  $6 \text{ kp/mm}^2$ .

Aus obigen Messungen geht hervor, dass bei  $p_1 = 50 \text{ atü}$  die auftretende Leckage in der Grössenordnung von  $100 \mu\text{g/s}$  je 40 cm Dichtungslänge, also etwa  $250 \mu\text{g/s m}$  liegt. Gemäss der ASME-Kode ist für eine It-Dichtung zur Dicke von  $1/8''$   $56 \text{ kp/cm}^2$  und von  $1/16''$   $130 \text{ kp/cm}^2$  an Initialdichtungsdruck erforderlich. Es zeigt sich, dass die Leckgrösse bei einem Druck von  $130 \text{ kp/cm}^2$  etwa  $5000 \mu\text{g/s}$  je 40 cm Dichtungslänge beträgt. Ferner wurde bei einem Dichtungswerkstoff It-B für einige Dichtungen mit Abmessungen  $120 \times 100 \times 1,5 \text{ mm}$  bei einem Innendruck von  $5 \text{ atü}$  die Beziehung  $p_D - \phi_m$  ermittelt (siehe Bild VII-3). Die Zeit

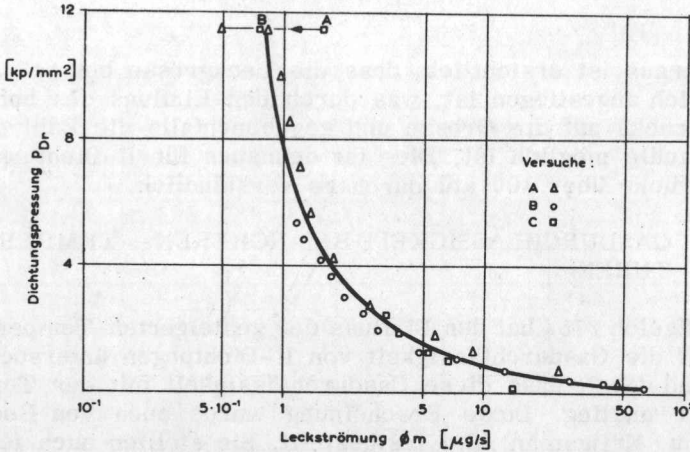


Bild VII-3. Zusammenhang zwischen  $p_{Dr}$  und  $\phi_m$   
 Dichtung: It B  $120 \times 100 \times 1,5 \text{ mm}$   
 $p_1 = 6 \text{ atü}$  Stickstoff

zwischen den verschiedenen Punkten der Ansteigkurve betrug hier nur 5 Minuten. Es hat sich gezeigt, dass auch die Reproduzierbarkeit dieser Messungen sehr gut war. Nachweislich verringerte sich das Leck bei einer konstanten Belastung von  $11,5 \text{ kp/mm}^2$  während einer Stunde um 50% (A  $\rightarrow$  B).

Um einen Eindruck von dem Einfluss des Innendrucks zu gewinnen, wurde jetzt das bei einer Dichtung It A mit Abmessungen  $120 \times 100 \times 1,0$  auftretende Leck bei  $p_1 = 10$ ,  $p_2 = 50$  und  $p_3 = 147$  atü gemessen. Dieses Leck betrug bei einem verbleibenden Dichtungsdruck von  $8,2 \text{ kp/mm}^2$  bzw. 1,2; 3,4 und  $6500 \mu\text{g/s}$ . Bei gleicher Grösse der Kanäle ergibt sich aus der Theorie der Strömung durch porösen Medien (siehe z.B. /50/):

$$\Delta(p)^2 = C_1 \delta_m + C_2 \delta_m^2 \dots\dots\dots \text{VII-1}$$

Für laminare Strömung, die bei niedrigen Drucken zu erwarten ist, ist  $C_2 = 0$  und  $\frac{\Delta(p)^2}{\delta_m} = C_1$ .

Wir fanden:

$$\frac{\Delta(p_1)^2}{\delta_{m1}} = 83,5; \quad \frac{\Delta(p_2)^2}{\delta_{m2}} = 73,5; \quad \frac{\Delta(p_3)^2}{\delta_{m3}} = 3,3.$$

Hieraus ist ersichtlich, dass die Leckgrösse bei 147 atü erheblich angestiegen ist, was durch den Einfluss des hohen Innendrucks auf die Grösse und gegebenenfalls die Zahl der Leckkanäle möglich ist. Dies ist dennoch für It-Dichtungen und Drucke über 100 atü durchaus verständlich.

### VII.3. GASDURCHLÄSSIGKEIT BEI HÖHEREN TEMPERATUREN

Krägeloh /15/ hat den Einfluss der gesteigerten Temperatur auf die Gasdurchlässigkeit von It-Dichtungen untersucht, und fand dabei, dass diese Gasdurchlässigkeit mit der Temperatur anstieg. Diese Erscheinung wurde auch von Boon, Ester u. Krijgsman /20/ festgestellt. Sie stellten auch fest, dass die Gasdurchlässigkeit etwa proportional mit der Dichtungsdicke grösser und bei zunehmendem Dichtungsdruck geringer wurde.

Wir haben gesehen, dass sich bei höherer Temperatur eine Zersetzung des Bindemittels einstellt, wobei die gebildeten Stoffe zum Teile aus der Dichtung verdampfen und zum anderen Teile zurückbleiben und eine Verstopfung der Poren veranlassen können. Eine ununterbrochene Leckströmung vermag diese Verstopfung durch das Wegspülen der Produkte aufzuheben, so dass man schliesslich ein poröses Skelett erhält, das aus Asbestfaser und Kohlenstoff besteht. In diesem Zusammenhang sind besonders zwei Fragen von grosser Bedeutung:

- a) Wenn durch die hohe Temperatur ein mehr oder weniger hartes Skelett entstanden ist, wie verhält es sich dann mit dem Einfluss des Dichtungsdrucks auf die Grösse der Gasdurchlässigkeit? Nach unserer Ansicht wäre hier nur ein geringer Einfluss zu erwarten. Kann ein solches Skelett bei hohen Dichtungsdrücken zerdrückt werden und wie wirkt sich dies auf die Leckgrösse aus? Dieses Problem ist wichtig, weil im Betrieb die Bolzen der Flanschen nach etwa 24 Stunden bei Betriebstemperatur aufs neue angezogen werden.
- b) Wie hoch ist die Zunahme der Gasdurchlässigkeit mit der Zeit? Wir dürfen durch das Wegspülen der Produkte, wobei die Verstopfung aufgehoben wird, eine hohe Zunahme erwarten.

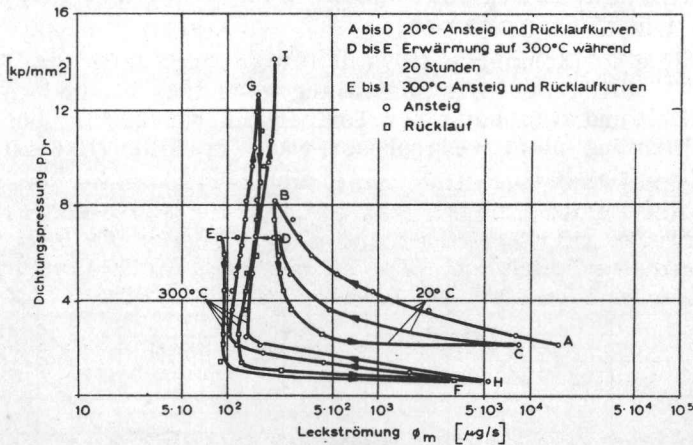


Bild VII-4. Leckkurven bei 20° und 300°C  
 Dichtung: It B 95x75x3 mm. 2 Dichtungen mit Zwischenscheibe  
 Geriebene Flänschoberflächen,  $p_1 = 50 \text{ atf}$  Stickstoff

a) Einfluss des Dichtungsdrucks auf die Grösse der Gasdurchlässigkeit bei erhöhter Temperatur

Es wurden zwei Dichtungsringe aus It-Werkstoff-B mit Abm. 95 x 75 x 1,5 mm mit dazwischenliegendem Stahlring zwischen zwei Flanschen montiert, worauf wir bei Zimmertemperatur die Beziehung  $p_D - \delta_m$  bei  $p_i = 50$  atü ermittelten. Anschliessend wurde die Dichtung während 20 Stunden auf 300°C bei einem Dichtungsdruck von etwa 6,5 kp/mm<sup>2</sup> erhitzt, wonach aufs neue die Beziehung  $p_D - \delta_m$  bestimmt wurde (einige Ansteig- und Rücklaufkurven). Die Ergebnisse sind in Bild VII-4 dargestellt. Es ist deutlich zu erkennen, dass der Dichtungsdruck nach Überschreitung eines gewissen Wertes keinen Einfluss mehr auf die Gasdurchlässigkeit ausübt.

Bei Unter diesem Wert zeigt die  $p_D - \delta_m$  - Kurve einen scharfen Knick und nimmt das Leck bei Verringerung des Dichtungsdrucks wieder schnell zu, was der bei niedrigem Dichtungsdruck auftretenden Leckage zwischen Flansch und Dichtung zuzuschreiben ist. Das Skelett wird sogar bei hohen Dichtungsdrucken nicht zerdrückt. Die Dichtung war nach Ablauf des Versuchs sehr hart.

b) Untersuchung nach dem Verlauf der Gasdurchlässigkeit mit der Zeit bei erhöhter Temperatur

Für eine Dichtungsplatte mit Drahteinlage It-H zur Dicke 0,050" wurde der Zusammenhang zwischen  $\delta_m$  und  $\Delta(p)^2$  ermittelt und zwar bei einer Temperatur von 200°C, bei der die Dichtung nicht vorgepresst war. In Bild VII-5 ist die Kurve dargestellt.

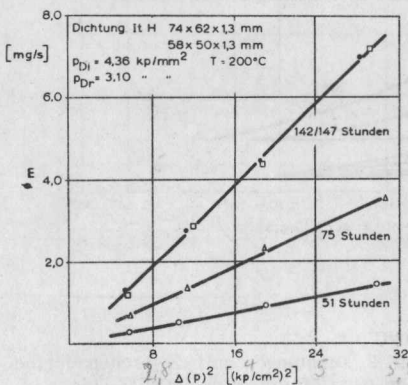


Bild VII-5. Gasdurchlässigkeitsprüfung in MPA-Gerät.

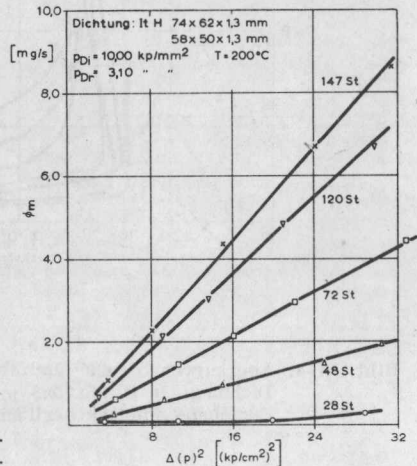
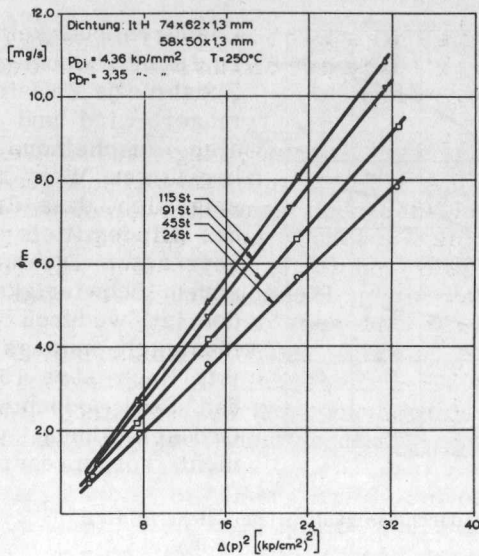


Bild VII-6. Gasdurchlässigkeitsprüfung in MPA-Gerät

*a. Vpr*

*m. y. Vpr.*



200/250°  
 2 2/2  
 e. h. f.  
 1 2 6 200

Bild VII-7. Gasdurchlässigkeitsprüfung in MPA-Gerät

Für eine Vorpressung dieser Dichtung in Höhe von 1000 kp/cm<sup>2</sup> gilt Bild VII-6. Das Verhalten bei 250°C zeigt Bild VII-7. Wir sehen, dass diese Strömung laminarer Art ist (siehe Par. VII. 2.2). In den Bildern VII-8 bis 10 ist der Verlauf der Gasdurchlässigkeit mit der Zeit für die drei genannten Fälle angegeben. In Bild VII-4 haben wir gesehen, dass bei Temperaturanstieg, wahrscheinlich infolge des Fließens der Dichtung, die Gasdurchlässigkeit zunächst abnimmt. Hier sehen wir, dass nach Verlauf einiger Zeit die

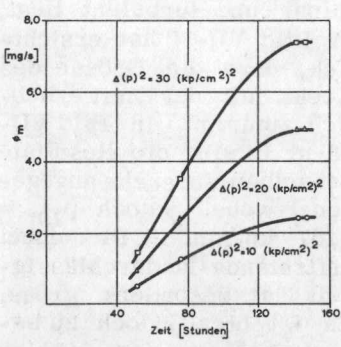


Bild VII-8. Gasdurchlässigkeitsprüfung, siehe Bild VII-5

o. Vpr

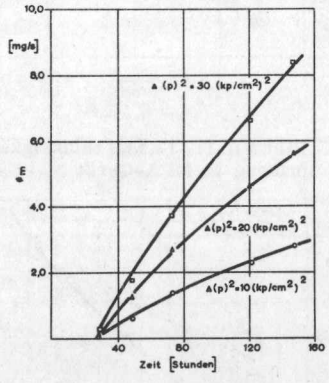
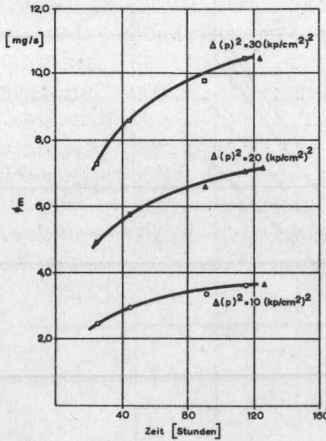


Bild VII-9. Gasdurchlässigkeitsprüfung, siehe Bild VII-6

m. h. Vpr.

250°



Gasdurchlässigkeit mit der Zeit zunimmt, wobei jedoch diese Zunahme je Zeiteinheit stets geringer wird und die Leakage sich anscheinend auf einem konstanten Wert behauptet. Es zeigt sich, dass die Zersetzung des Bindemittels bei der vorgepressten Dichtung mit grösseren Schwierigkeiten verbunden ist, wodurch die Gasdurchlässigkeit anfangs sehr gering ist. Nach etwa 150 Stunden ist das Leck jedoch von derselben Größenordnung wie bei der nicht vorgepressten Dichtung.

Bild VII-10. Gasdurchlässigkeitsprüfung siehe Bild VII-7

Bei höherer Temperatur (250°C) ist die Leakage wesentlich höher als bei 200°C.

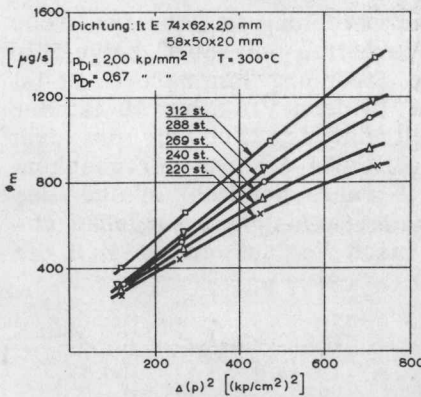
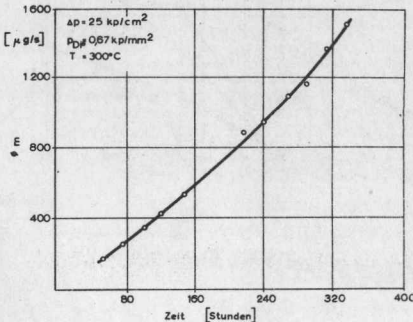


Bild VII-11. Gasdurchlässigkeitsprüfung in MPA-Gerät



Weiter wurde für einen It-Werkstoff E der Verlauf der Gasdurchlässigkeit mit der Zeit untersucht. In Bild VII-11 ist der Zusammenhang  $\Delta(p)^2 - \phi_m$  für  $p_{Di} = 2 \text{ kp/mm}^2$  und  $p_{Dr} = 0,67 \text{ kp/mm}^2$  bei  $300^\circ\text{C}$  angegeben. Aus Gleichung VII-1 ist ersichtlich, dass die Strömung zwischen laminar und turbulent liegt. In Bild VII-12 ist ersichtlich, dass die Grösse des Lecks mit der Zeit erheblich zunimmt. In Bild VII-13 u. 14 sind die Resultate desselben Versuchs angegeben, wobei jedoch  $p_{Dr} = 0,87 \text{ kp/mm}^2$ . Die dabei auftretende Gasdurchlässigkeit ist besonders gross. Es ist hier jedoch zu berücksichtigen, dass es hier

Bild VII-12. Zunahme der Gasdurchlässigkeit mit der Zeit, siehe Bild VII-11



Dichtungsringe mit sehr geringer Breite betrifft. Diese Breite ist von derselben Grössenordnung wie die Länge der Asbestfasern. Trotzdem darf aus diesen Ergebnissen gefolgert werden, dass es in wichtigen Fällen bei höheren Temperaturen unbedingt notwendig ist, ausser Durchführung des Leckversuchs auch die Zunahme des Lecks mit der Zeit unter Betriebstemperatur zu messen. So war der Dichtungswerkstoff It-H mit Drahteinlage als Dichtungswerkstoff für die Hauptdichtung eines Kernreaktors vorgesehen, wofür er jedoch, wie sich aus dieser Untersuchung ergab, völlig ungeeignet war.

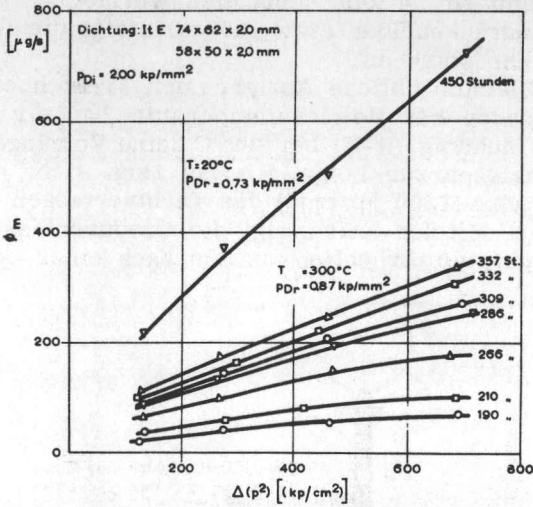


Bild VII-13. Gasdurchlässigkeitsprüfung in MPA-Gerät

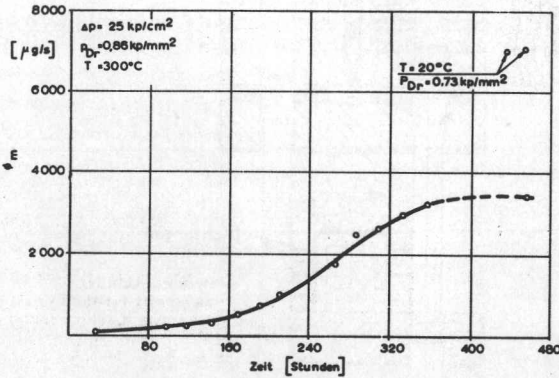


Bild VII-14. Zunahme der Gasdurchlässigkeit mit der Zeit, siehe Bild VII-13

## VII.4. SCHLUSSFOLGERUNGEN

Die Gasdurchlässigkeit von It-Dichtungen bei Zimmer-temperatur kann beträchtlich sein. Zur Hervorrufung eines Lecks von unter  $1 \mu \text{ g/s}$  je Meter Dichtungslänge sind für gute It-Dichtungen (mit hoher Druckstandfestigkeit) hohe Dichtungsdrucke erforderlich, die für Dichtungen zur Dicke von  $1/16''$ , welche am meisten Anwendung finden, in der Größenordnung von  $1200 \text{ kp/cm}^2$  liegen. Dieser Druck übersteigt bei weitem die in der ASME-Kode /34/ und dem VGB-Merkblatt Nr. 4 /49/ genannten Werte.

Bei Innendrucken über etwa  $100 \text{ atü}$  steigt die Gasdurchlässigkeit sehr stark an.

Das im Betrieb übliche Anziehen der Flanschbolzen nach etwa 24 Stunden bei Betriebstemperatur hat für eine gute Qualität It-Dichtung (It-B) bei  $300^\circ\text{C}$  keine Verringerung der Gasdurchlässigkeit zur Folge. Hierbei zeigt sich, dass hohe Dichtungsdrucke ( $1200 \text{ kp/cm}^2$ ) das Dichtvermögen nicht beeinträchtigen. Mit der Zeit steigt die Gasdurchlässigkeit bei hoher Temperatur erheblich an um nach einer bestimmten

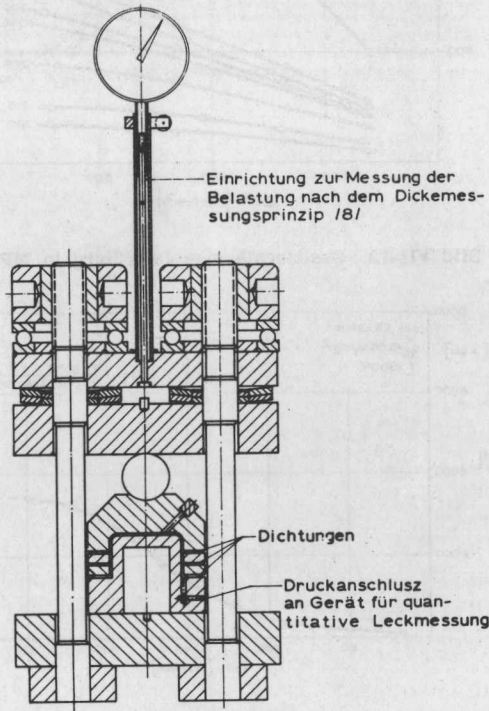


Bild VII-15. Gerät zur Prüfung des Einflusses dichtungsgreifender Medien

Zeit einen annähernd konstanten Wert zu erreichen. Durch diese Eigenschaften kann die It-Dichtung für einige Anwendungen, bei denen eine konstante hohe Dichte erforderlich ist, ungeeignet sein. Es ist in diesen Fällen notwendig, die Dichtungen auf ihre Gasdurchlässigkeit zu prüfen, wobei besonders der Einfluss der Zeit bei der betreffenden Betriebstemperatur und dem betreffenden Druck zu untersuchen ist. Diese Untersuchung lässt sich ganz einfach mit Hilfe der Apparatur von Bild VII-15 durchführen. Diese Apparatur wurde von uns zur Prüfung des Einflusses dichtungangreifender Medien entwickelt. Es können 3 Dichtungen mit zwischenliegenden Scheiben montiert werden. Mit Hilfe der Bolzen kann eine Belastung aufgebracht werden, die mittels der von uns bei der Kriech-Relaxations-Prüfung angewandten sog. Dickemessung /8/, auch bei erhöhter Temperatur und während Anheizung zu ermitteln ist. Das Ganze wird in einen Ofen eingebracht, wobei mit Hilfe der quantitativen Leckmessungsmethode die Leckgrösse als Funktion von Temperatur und Zeit bestimmt werden kann.

dient man sich statt eines Wasserrandes vorzugsweise eines Paraffinölrandes um die Dichtung.

Es empfiehlt sich, die Überprüfung von Flanschverbindungen mit It-Dichtung auf ihr Dichtvermögen zuerst geraume Zeit, z.B. mehrere Stunden nach Montage, durchzuführen.

## ZUSAMMENFASSUNG .

In dieser Dissertation werden die Ergebnisse einer Untersuchung über das Verhalten flacher Flanschdichtungen mitgeteilt. Es handelt sich dabei um einen Teil einer von mir angestellten ausgedehnten Untersuchung bezüglich des Verhaltens von Flanschverbindungen in ihren Ganzen.

Die Dichtwirkung dieser Verbindungen wird durch die Flansche, Bolzen und die Dichtung bedingt.

Die Ergebnisse der Untersuchung in bezug auf komplette Flanschverbindungen, Flanschmodelle, Kriechrelaxation von Flanschverbindungen mit Asbest-Gummi-Dichtung und die Resultate einer Flanschberechnung habe ich in /5, 6, 7, 8/ veröffentlicht. In dieser Dissertation wird eine Untersuchung des Verhaltens flacher Flanschdichtungen beschrieben. Die Untersuchung bezog sich auf: Leckmessung, Leckkriterium, Leckkurve, Fliessen von Metaldichtung, Eindringen des Druckmittels in den Leckspalt, Einfluss der Winkelverdrehung der Flansche, Stabilität und Gasdurchlässigkeit von Asbestgummi-Dichtung.

Je nach der Dichtigkeit werden bei den Dichtungen zwei Bereiche unterschieden:

- a) Dampfbereich : Normaldichtungen, bei denen das Gasleck  $1 \mu\text{g}/\text{sec}$  je Meter Dichtungsumkreis übersteigt, und
- b) Atombereich : Dichtungen, an die sehr hohe Anforderungen zu stellen sind, z.B. ein Gasleck in der Grössenordnung von  $10^{-5} \mu\text{g}/\text{sec}$  je Meter Dichtungsumfang.

Weil sich die bestehenden Leckmessungen für den grössten Teil dieser Untersuchung als ungeeignet erwiesen haben, habe ich zwei neue Leckmessmethoden entwickelt und zwar eine für quantitative Leckmessungen im Dampfbereich, geeignet für Messungen bei hoher Temperatur und für Dauer- versuche und eine für quantitative Leckmessungen im Atom- bereich unter Verwendung von Ammoniak (Abschnitt I).

An Hand einer Betrachtung über die Oberflächengestalt und die Deformation von Oberflächen habe ich ein Leckspalt- modell aufgestellt, dessen von der Belastung abhängiger De- formationsverhalten geschätzt und dessen Leckverhalten be- rechnet wurde. Aus quantitativen Leckmessungen an Alumi- niumdichtungen ergab sich, dass dieses Modell ein gutes Bild des Leckverhaltens dieser Dichtungen zeigt. (Abschnitt II).

Die übliche Abdichtungsuntersuchung besteht aus der Bestimmung der Kurve, die den Zusammenhang zwischen dem Dichtungsdruck und dem zugehörigen Leckdruck des Druckmittels ermittelt. Diese Kurve zeigt für alle Dichtungsarten denselben charakteristischen Verlauf. Es hat sich als möglich erwiesen, diese Kurve an Hand des Leckspaltmodells zu berechnen und ihren charakteristischen Verlauf zu erklären. Gleichfalls können der Unterschied zwischen den Kurven für Flüssigkeit und Gas, das Auftreten von Streuungen und der Einfluss des Durchmessers auf die Kurvenform erklärt werden. Es zeigt sich, dass das sog. Leckkriterium, d.h. die Leckgrösse bei der eine Dichtung als undicht bezeichnet wird, in der Abdichtungsuntersuchung von wesentlicher Bedeutung ist. So hat das Leckkriterium u.a. einen weitgehenden Einfluss auf den Zusammenhang zwischen Dichtungs- und Leckdruck. (Abschnitt III).

Eine Untersuchung über das Verhalten von Dichtungen im Atombereich hat ergeben, dass hier sehr hohe Dichtungsdrucke in der Nähe der Brinellhärte notwendig sind (Par. II . 5).

Es wird eine neue Methode zur Prüfung von Dichtungen auf ihre Dichtwirkung angegeben. Hierbei wird über die Breite der Dichtung eine 0,1 mm tiefe radiale Rille angebracht. Auf diese Weise hat sich eine genauere Prüfung der Dichteigenschaften als möglich erwiesen (Par. II. 7.1). Um lose Streifen Dichtungswerkstoff auf ihre Eignung als Dichtungswerkstoff prüfen zu können, bediente ich mich eines speziellen Leckrillenversuchs. Diese Methode schafft die Möglichkeit, mit beschränkter Pressenkapazität die Dichteigenschaften breiter und harter Dichtungen zu untersuchen (Par. II. 7.2).

Die Leckage wird u.a. durch den Grad der Anpassung an:

- a) die Makroabweichungen, und
- b) die Mikroabweichungen von der flachen Ebene bedingt.

Für diese Anpassung ist ein plastisches Fliessen der Dichtung und gegebenenfalls der Flanschoberflächen notwendig.

Die Verformungszustand a) lässt sich mit einem Zustand ebener Dehnung vergleichen, wodurch diese Verformung der Berechnung gut zugänglich ist. Es wird nachgewiesen, dass die Reibungszahl  $f$  für normale Flanschoberflächen über 0,2 liegt, und dass sich, für einen nicht verfestigenden Werkstoff mit Fliessschubspannung  $k$ , der erforderliche Dichtungsdruck  $p_m$  mit ausreichender Genauigkeit mit Hilfe der Formel für perfekt rauhe Flanschoberflächen berechnen lässt:

$$\frac{p_m}{2k} = 1 + \frac{b_D}{4 h_D}, \text{ in der } b_D \text{ und } h_D \text{ bzw. die Breite und Dicke}$$

der Dichtung darstellen. (Par. IV. 2).

Die für b) benötigte Verformung ist mit einem Strangpressverfahren zu vergleichen. Für das Modell einer Rille mit Spitzenwinkel  $90^\circ$  und perfekt rauhen Wänden kann der für eine bestimmte Anfüllung der Rille erforderliche Druck  $p$  annähernd durch nachstehende Formel berechnet werden:

$$\frac{p}{2k} = 1,5 \ln \frac{b_1}{b_0}, \text{ in welcher Formel } b_1 = \text{Rillenbreite an der}$$

Oberfläche und  $b_0 = \text{Rillenbreite nach Anfüllung der Rille. Um eine Anfüllung bis zu } b_0 \text{ zu ermöglichen, hat für eine frei zwischen den Flanschen liegende Dichtung}$

$$\frac{b_D}{h_D} > 3 \ln \frac{b_1}{b_0} - 2 \text{ zu sein (Par. IV. 3). Für Dichtungen im}$$

Dampfbereich schlage ich als erforderliche Anfüllung  $\frac{b_1}{b_0} = 10$  vor, so dass hier  $\frac{b_D}{h_D}$  etwa dem Wert 5 und  $\frac{p_m}{2k}$  dem Wert

2 - 2,5 gleichkommen muss. Für Dichtungen im Atombereich

schlage ich als erforderlich Anfüllung der Rille  $\frac{b_1}{b_0} = 500$

vor, so dass hier  $\frac{b_D}{h_D}$  über 15 - 20 und  $\frac{p_m}{2k}$  auf 5 - 6 anzusetzen ist.

Aus meiner Untersuchung ergibt sich, dass die Reibungszahl zwischen einer normalen Aluminiumdichtung und gelappeten Flanschoberflächen etwa 0,05 beträgt (Par. IV. 2.6). Die dabei auftretenden Anfüllung der Rauigkeiten und Kratze ist sehr gering. Die gerade bei wichtigen Dichtungen oft übliche Glättung der Flanschoberfläche ist dennoch nicht empfehlenswert. Wie sich zeigt, hat das Anbringen von Rillen in der Flanschoberfläche in der Absicht, das Fließen der Dichtung einzuschränken, kaum irgendwelchen Zweck.

Es wird nachgewiesen, dass das Einschliessen der Dichtung in eine Rille der Flanschoberfläche mit Rücksicht auf die Erzielung eines besseren Dichtvermögens nur eine beschränkte Wirkung aufweist (Par. IV. 3.5). Das Anbringen einer konzentrischen Profilierung auf die Flanschoberfläche ergibt dahingegen eine gute Dichtwirkung. Nachteilig dabei ist ein zunehmendes Kriechen bei hoher Temperatur. Das Anbringen einer konzentrischen Profilierung auf die Dichtungsoberfläche ist zur Erreichung einer besseren Dichtwirkung

nur in beschränkter Masse effektiv. Es erweist sich als möglich, mit einer in der Flanschoberfläche angebrachten sehr glatten konzentrischen Rille von bestimmter Form und Abmessungen eine überaus hohe Dichtheit zu erzielen (Par. IV. 3.5).

Der Druckverlauf über die Dichtungsbreite habe ich mit Hilfe einer neuen Messmethode untersucht (Par. IV.4). Bei dieser Methode wird die Eindringung des Dichtungswerkstoffes in einen über die Breite der Dichtung in dem Flansch angebrachten sehr schmalen Spalt gemessen. Die Eindringtiefe stellt ein Mass für den örtlichen Dichtungsdruck dar. Es hat sich herausgestellt, dass der Druckverlauf in der Mitte der Breite einen Maximalwert aufweist, so dass die Annahme einer linearen Spannungsverteilung bei perfekt rauhen Oberflächen für die Abdichtungsberechnung ausreichend genau ist.

Für hohe  $\frac{b_D}{h_D}$  - Verhältnisse, z.B. über 20, hat die elas-

tische Verformung von Flanschen nachweislich einen wichtigen Einfluss auf die Druckverteilung und ist die Annahme starrer Flansche auch bei weichen Metalldichtungen nicht mehr erlaubt.

Ich habe die Art und Weise, wie das Druckmittel (Wasser) bei einer Asbestgummi-Dichtung in den Leckspalt eindringt, untersucht (Par. V.1). Diese Untersuchung, bei der die Dichtung an eine Glasplatte angepresst wurde, ergab, dass zwei Phasen unterschieden werden können, die bei zunehmendem Druck des Mediums nacheinander auftreten:

- a) ein mehr oder weniger gleichmässiges Eindringen maximal bis zur Mitte der Dichtungsbreite;
- b) Bildung von Ausstülpungen, die bis zum Aussenrand der Dichtung vorragen und zu Leakage führen.

Für verdrehte Flansche ist ein gleichmässiges Eindringen bis über die Hälfte der Dichtung zu verzeichnen. Bereits eine Winkelverdrehung von  $2^\circ$  hat für eine gute Dichtungsqualität ein Eindringen fast bis zum Aussenrand der Dichtung zur Folge. Es hat sich erwiesen, dass konzentrische Rillen in der Flanschoberfläche bei niedrigen Dichtungsdrucken die Dichtwirkung beeinträchtigen.

Roberts /19/ erwähnt, dass für eine stabile Verbindung

$m = \frac{p_{Dr}}{p_i} > 1$  sein soll. Es zeigt sich aber, dass hier

zwischen Instabilität und Undichtheit zu unterscheiden ist. Für eine stabile Verbindung gilt, dass im Falle paralleler Spaltwände  $m$  für Flüssigkeiten über 0,5 und für Gase über 0,66 liegen soll. Der für eine dichte Verbindung erforderliche  $m$ -Wert wird durch die Verteilung des Dichtungsdrucks bestimmt. Für parallele Spaltwände gilt jetzt, dass  $m > 0,5$ .

Handelt es sich um eine Flanschverbindung, so ist dieser zur Erreichung eines guten Dichtvermögens benötigte  $m$ -Wert auch von der Elastizität von Dichtung, Flanschen und Schrauben abhängig (Par. V.2).

Die von mir angestellte Flanschuntersuchung hat ergeben, dass bei Apparateflanschen beträchtliche Winkelverdrehungen auftreten können /6,7/. Winkelverdrehungen von mehreren Graden bilden keine Ausnahme. Aus diesem Grunde ist es u. a. beim Entwurf von Flanschen von Bedeutung, den Einfluss dieser Winkelverdrehungen auf das Dichtvermögen und die Stelle der Dichtungsdruckresultante zu kennen. Für zwei Arten von Asbestgummi-Dichtung und für Aluminiumfolien haben einige Studenten unter meiner Aufsicht den Einfluss der Flanschverdrehung auf das Dichtvermögen untersucht (Par. VI.1). Es zeigte sich, dass bei zunehmender Winkelverdrehung das Dichtvermögen zunächst nachlässt um anschliessend, besonders für eine gute Qualität Asbestgummi-Dichtung stark anzusteigen, wobei bei einer gewissen Winkelverdrehung ein Optimalwert erreicht wird. Die Reproduzierbarkeit der Versuche wird bei Zunahme der Winkelverdrehung gleichfalls grösser. Es wurde ferner mit Hilfe eines eigens dafür konstruierten Geräts eine orientierende Untersuchung nach der Stelle der Dichtungsdruckresultante angestellt (Par. VI.2).

Es zeigte sich, dass für niedere und mittlere Dichtungsdrucke, bereits bei kleinen Flanschverdrehungen, eine grosse Verschiebung der Reaktionsresultante zur Aussenseite der Dichtung hin eintritt. Die bei den Penetrationsversuchen beobachtete Erscheinung, dass schon bei einer Winkelverdrehung von  $20^\circ$  das Druckmittel praktisch bis zum Aussenrand der Dichtung vordringt, ohne eine Leckage herbeizuführen, wird dadurch bestätigt.

Die Gasdurchlässigkeit von Asbestgummi-Dichtungen wurde geprüft (Abschnitt VII). Wie sich ergab waren diese Dichtungen bei Zimmertemperatur gasdurchlässig. Es zeigte sich, dass für eine gute Qualität Dichtung zur Breite von 10 mm und zur Dicke von 1,5 mm ein Dichtungsdruck von etwa 1200  $\text{kp}/\text{cm}^2$  erforderlich ist, um bei einem Innendruck von 5 atü eine Leckage von unter 1  $\mu$  g/sec je Meter Dichtungslänge zu erhalten. Dieser Druck ist um viele Male höher als in der ASME-Kode/34/ und dem VGB-Merkblatt Nr.4 /49/ angegeben wurde. Eine Untersuchung hat nachgewiesen, dass die Gasdurchlässigkeit besonders bei hoher Temperatur mit der Zeit zunimmt, um nach einer bestimmten Zeit einen konstanten Wert zu erreichen (Par. VII.3). Bei Innendruck über 100 atü nimmt die Gasdurchlässigkeit stark zu. Eine Untersuchung bei einer Temperatur von  $400^\circ\text{C}$  hat ergeben, dass das im Betrieb übliche Anziehen der Schrauben nach



24 Stunden bei Betriebstemperatur keine Verringerung der Gasdurchlässigkeit zur Folge hat. Es empfiehlt sich, die Erprobung oder die Inbetriebnahme von Druckgefäßen mit Asbestgummi-Dichtung zuerst nach Verlauf einiger Zeit, z. B. nach 24 Stunden, nach Montage der Dichtung stattfinden zu lassen.

## Samenvatting.

In dit proefschrift worden de resultaten meegedeeld van een onderzoek naar het gedrag van vlakke flenspakkingen. Het beschrijft daarmee een gedeelte van een groter onderzoek, door mij ingesteld naar het gedrag van flensverbindingen in hun geheel. De afdichtende werking van deze verbindingen wordt bepaald door de flenzen, de bouten en de pakking.

Resultaten van het onderzoek van complete flensverbindingen, flensmodellen, kruip-relaxatie van flensverbindingen met asbestrubber pakking en een flensberekening publiceerde ik in /5, 6, 7, 8/. Voor het hier beschreven onderzoek naar het gedrag van vlakke flenspakkingen werden onderzocht: Lekmeting, lekkriterium, lekkurve, vloeï van metaalpakking, binnendringing van het drukmedium in de lekspleet, invloed van de hoekverdraaiing van de flenzen, stabiliteit en gasdoorlaatbaarheid van asbestrubber pakking.

Afhankelijk van de dichtheid worden hier de afdichtingen verdeeld in twee klassen:

- a) stoomklasse : normale afdichtingen, waarbij de gaslek  $> 1 \mu\text{g}/\text{sec}$  per meter pakkingomtrek, en
- b) atoomklasse : afdichtingen waaraan zeer hoge eisen worden gesteld, bv. een gaslek in de orde van grootte van  $10^{-5} \mu\text{g}/\text{sec}$  per meter pakkingomtrek.

Omdat de bestaande lekmetingen voor het grootste deel van dit onderzoek niet geschikt bleken, ontwikkelde ik twee nieuwe lekmeetmethodes: één voor kwantitatieve lekmetingen in de stoomklasse, geschikt voor metingen bij hoge temperatuur en langeduurproeven, en één voor kwantitatieve lekmetingen in de atoomklasse met ammoniak (Hfst. I).

Aan de hand van een beschouwing over de vorm en deformatie van oppervlakken heb ik een model van een lekspleet opgesteld, waarvoor het vervormingsgedrag wordt afgeschat en het lekgedrag berekend. Uit kwantitatieve lekmetingen aan aluminium pakkingen blijkt, dat dit model het lekgedrag van deze pakkingen goed weergeeft (Hfst. II).

Het gebruikelijke afdichtingsonderzoek bestaat uit het bepalen van de kurve, die het verband aangeeft tussen de pakkingdruk en de bijbehorende lekdruk van het drukmedium.

Deze kurve vertoont voor alle pakkingsoorten eenzelfde typische vorm. Het blijkt mogelijk, aan de hand van het lek-spleetmodel deze kurve te berekenen en de typische vorm te verklaren. Eveneens kunnen worden verklaard: het verschil tussen de kurven voor vloeistof en gas, het optreden van strooiingen en de invloed van de diameter op de vorm van de kurve. Van groot belang in het afdichtingsonderzoek blijkt het z.g. lekkriterium, d.i. de lekgrootte waarbij een afdichting lek wordt genoemd. Zo heeft het lekkriterium o.a. een grote invloed op het verband tussen de pakkingdruk en de lekdruk (Hfst. III).

Een onderzoek naar het gedrag van afdichtingen van de atoomklasse toont aan, dat hier zeer hoge pakkingdrukken, in de buurt van de brinellhardheid, nodig zijn. (Par. II. 5)

Voor het keuren van pakkingen op hun afdichtend vermogen wordt een nieuwe keuringsmethode aangegeven. Hierbij wordt over de breedte van de pakking een 0,1 mm diepe radiale groef aangebracht. Op deze manier blijkt een scherpere keuring op de werkelijke afdichtende eigenschappen mogelijk (Par. II. 7.1). Om losse stroken pakkingmateriaal op hun geschiktheid als afdichtingsmateriaal te keuren, paste ik een speciale lekgroefproef toe. Deze methode biedt de mogelijkheid om met een beperkte bankkracht de afdichtende eigenschappen van brede en harde pakkingen te onderzoeken (Par. II. 7.2.).

De lekkage wordt o.m. bepaald door de mate van aanpassing van de pakking aan:

- a) de macroafwijkingen, en
- b) de microafwijkingen van het platte vlak

Voor deze aanpassing is een plastisch vloeien van de pakking en eventueel van de flensoppervlakken noodzakelijk.

De vervormingstoestand in geval a) laat zich vergelijken met een vlakvervormingstoestand, waardoor deze vervorming voor berekening goed toegankelijk is. Aangetoond wordt, dat voor normale flensoppervlakken de wrijvingscoëfficiënt  $f > 0,2$  is en dat voor een niet verstevigend materiaal met vloeischiifspanning  $k$  de benodigde pakkingdruk  $p_m$  zich voldoende nauwkeurig laat berekenen met de formule voor perfect ruwe flensoppervlakken:

$$\frac{p_m}{2k} = 1 + \frac{b_D}{4h_D}, \text{ waarin } b_D \text{ en } h_D \text{ resp. breedte en dikte}$$

van de pakking (Par. IV. 2).

De vervorming benodigd voor b) laat zich vergelijken met een extrusieproces. Voor een model van een groef met top-hoek  $90^\circ$  en perfect ruwe wanden kan de, voor een bepaalde opvulling van de groef benodigde, druk  $p$  bij benadering berekend worden met:

$$\frac{p}{2k} = 1,5 \ln \frac{b_1}{b_0}, \text{ waarin } b_1 = \text{groefbreedte aan oppervlak}$$

en  $b_0 = \text{groefbreedte aan eind opvulling}$ . Voor vrij tussen de flenzen liggende pakking moet, wil een opvulling tot  $b_0$  mogelijk zijn:

$$\frac{b_D}{h_D} > 3 \ln \frac{b_1}{b_0} - 2 \text{ (Par. IV. 3.)}$$

Voor afdichtingen in de stoomklasse stel ik een benodigde opvulling  $\frac{b_1}{b_0} = 10$  voor, zodat hier  $\frac{b_D}{h_D} \approx 5$  en  $\frac{p_m}{2k} = 2 - 2,5$  moet zijn. Voor afdichtingen in de atoomklasse stel ik een benodigde opvulling van de groef  $\frac{b_1}{b_0} = 500$  voor, zodat hier  $\frac{b_D}{h_D} > 15 - 20$  en  $\frac{p_m}{2k} = 5 - 6$  moet zijn.

Uit mijn onderzoek blijkt, dat de wrijvingscoëfficiënt tussen normale aluminium pakking en gelepte flensoppervlakken ongeveer 0,05 bedraagt (Par. IV. 2.6). De hierbij optredende opvulling van ruwheden en krassen is zeer gering. Het verdient dan ook geen aanbeveling om, zoals juist bij belangrijke afdichtingen vaak gebeurt, het flensoppervlak glad te maken. Het aanbrengen van groeven in het flensoppervlak, met de bedoeling het vloeien van de pakking te beperken, blijkt weinig zin te hebben.

Aangetoond wordt, dat het opsluiten van de pakking in een groef in het flensoppervlak, met het oog op een betere afdichtende werking en een verhindering van het vloeien, slechts een gering effect heeft (Par. IV. 3.5). Het aanbrengen van een concentrische profilering op het flensoppervlak geeft een goede afdichtende werking. Dit verhoogt echter de kruip bij hoge temperatuur. Het aanbrengen van een concentrische profilering op het pakkingoppervlak verbetert de afdichtende werking slechts in beperkte mate. Het blijkt met een, in het flensoppervlak aangebrachte, zeer gladde concentrische groef van bepaalde vorm en afmetingen mogelijk, een zeer grote dichtheid te bereiken (Par. IV. 3.5).

Het drukverloop over de breedte van de pakking heb ik

onderzocht met behulp van een nieuwe meetmethode (Par. IV. 4). Bij deze methode wordt gemeten, hoe diep het pakkingmateriaal indringt in een zeer smalle spleet, over de breedte van de pakking in de flens aangebracht. De indringingsdiepte is een maat voor de plaatselijke pakkingdruk. Het drukverloop blijkt in het midden van de breedte een maximum te vertonen, zodat het voor de afdichtingsberekening voldoende nauwkeurig is, in het geval van perfect ruwe oppervlakken, een lineaire spanningsverdeling aan te nemen.

Voor grote  $\frac{bD}{hD}$  - verhoudingen, bijvoorbeeld  $> 20$ , blijkt de elastische vervorming van de flenzen een belangrijke invloed op de drukverdeling te verkrijgen en is de aanname van starre flenzen niet meer geoorloofd, ook niet bij zachte metalen pakkingen.

De wijze waarop het lekmedium (water) binnendringt in de lekspleet, heb ik onderzocht voor asbest-rubber pakking. Bij dit onderzoek werd de pakking tegen een glazen plaat gedrukt. Vastgesteld kon worden, dat bij toenemende druk van het medium achtereenvolgens de volgende verschijnselen optreden:

- a) min of meer gelijkmatige binnendringing tot maximaal het midden van de breedte van de pakking;
- b) vorming van uitstulpingen, welke tot aan de buitenrand van de pakking uitschieten, waarbij lekkage optreedt.

Voor verdraaide flenzen treedt een gelijkmatige binnendringing tot over de helft van de pakking op. Reeds bij een hoekverdraaiing van  $2^\circ$  treedt voor een goede kwaliteit pakking binnendringing tot praktisch aan de buitenrand van de pakking op.

Bij lage pakkingdrukken blijken concentrische groeven in het flensoppervlak nadelig te zijn voor de afdichtende werking.

Roberts /19/ geeft aan, dat voor een stabiele verbinding de verhouding tussen residuale pakkingdruk en binnendruk  $m = \frac{P_{Dr}}{P_i} > 1$  moet zijn. Er blijkt echter onderscheid te moeten worden gemaakt tussen instabiliteit en ondichtheid. Voor een stabiele verbinding is, in het geval van evenwijdige spleetwanden,  $m > 0,5$  voor vloeistoffen en  $m > 0,66$  voor gassen. De voor een dichte verbinding benodigde  $m$  wordt bepaald door de pakkingdrukverdeling. Voor evenwijdige spleetwanden moet hier  $m > 0,5$ . In het geval van een flensverbinding is de voor dichtheid benodigde  $m$  ook van de elasticiteit van pakking, flenzen en bouten afhankelijk (Par. V. 2).

Uit mijn flensonderzoek is gebleken, dat er bij apparatenflenzen aanzienlijke hoekverdraaiingen kunnen optreden /6, 7/. Hoekverdraaiingen van enkele graden zijn geen uitzondering. Het is daarom van belang, o. a. voor het ontwerpen van flenzen, de invloed van deze hoekverdraaiing op het afdichtend vermogen en op de plaats van de pakkingdrukresultante te kennen. Voor twee soorten asbest-rubber pakking en voor aluminiumfoliën onderzochten enige studenten onder mijn leiding de invloed van de flensverdraaiing op het afdichtend vermogen (Par. VI. 1). Uit dit onderzoek is gebleken, dat bij toenemende hoekverdraaiing het afdichtend vermogen eerst afneemt om daarna, in het bijzonder bij goede kwaliteit asbest-rubber pakking, sterk toe te nemen. Hierbij wordt bij een bepaalde hoekverdraaiing een optimum bereikt. Ook de reproduceerbaarheid van de proeven neemt toe met toenemende hoekverdraaiing.

Een oriënterend onderzoek werd uitgevoerd naar de plaats van de pakkingdrukresultante, met een speciaal hiervoor ontworpen apparaat (Par. VI. 2). Hierbij is gebleken dat, voor lage en middelmatige pakkingdrukken, de reactieresultante reeds bij kleine flensverdraaiingen een grote verschuiving ondergaat naar de buitenzijde van de pakking. Het bij de binnendringingsproeven waargenomen verschijnsel, dat reeds bij een hoekverdraaiing van  $2^{\circ}$  een binnendringing tot praktisch aan de buitenrand van de pakking zonder lekkage optreedt, wordt hierdoor bevestigd.

De gasdoorlaatbaarheid van asbest-rubber pakkingen heb ik aan een onderzoek onderworpen (Hfst. VII). Deze pakkingen blijken bij kamertemperatuur gasdoorlaatbaar te zijn. Voor een goede kwaliteit pakking van 10 mm breed en 1,5 mm dik blijkt een pakkingdruk van ca.  $1200 \text{ kg/cm}^2$  nodig te zijn om een lekkage te verkrijgen die kleiner is dan  $1 \mu\text{g/sec}$  per meter pakkinglengte bij een binnendruk van 5 ato. Deze pakkingdruk is vele malen groter dan die, aangegeven in de ASME-code /34/ en VGB-Merkblatt nr. 4 /49/. Een onderzoek toont aan, dat de gasdoorlaatbaarheid vooral bij hoge temperatuur toeneemt met de tijd, om na een bepaalde tijd een constante waarde te bereiken (Par. VII. 3). Bij binnendrukken boven 100 ato neemt de gasdoorlaatbaarheid sterk toe. Uit een onderzoek bij een temperatuur van  $400^{\circ}\text{C}$  bleek, dat het in het bedrijf gebruikelijke na 24 uur nahalen van de bouten bij bedrijfstemperatuur, geen vermindering van de gasdoorlaatbaarheid tot gevolg had.

Het verdient aanbeveling het beproeven of het ingebruik nemen van drukvaten met asbest-rubber pakking eerst enige tijd, bv. 24 uur, na montage van de pakking uit te voeren.

## SUMMARY

The present thesis deals with the results of an investigation instituted into the behaviour of flat flange gaskets. The description presented forms part of a greater study on the behaviour of flanged joints as a whole.

The sealing capacity of these joints is determined by the flanges, the bolts and the gasket.

Results of the investigation of complete flanged joints, flange models, creep-relaxation of flanged joints with rubber-asbestos gaskets and a flange calculation were published by the present author in /5, 6, 7, 8/.

For the purpose of the study on the behaviour of flat flange gaskets presented in this thesis the following points were investigated: leakage measurements, leakage criterion, leakage curve, yield of the metallic gasket, penetration of the pressure medium into the leakage gap, effect of flange rotation, stability and permeability of rubber-asbestos gaskets to gas.

Depending on the tightness, the joints are divided into two categories:

- (a) steam category: normal joints—amount of leakage gas  $> 1 \mu\text{g}/\text{sec}$  per meter of gasket length,
- (b) atom category : joints that have to satisfy very high demands—amount of leakage gas of the order of  $10^{-5} \mu\text{g}/\text{sec}$  per meter of gasket length.

As the existing leakage measurements proved unsuitable for the present investigation, the author developed two new methods: one for quantitative leakage measurements in the steam category suited for measurements at high temperatures and for long-term experiments, and one for quantitative leakage measurements in the atom category with ammonia (Ch. I).

Starting from a consideration on the shape and deformation of surfaces, the author designs a leakage gap model, determines its deformation behaviour and calculates its sealing behaviour.

Quantitative leakage measurements on aluminium gaskets have shown that this model adequately represents the behaviour of the gaskets during leakage (Ch. II).

The customary examination of gaskets comprises the plotting of the curve which gives the relationship between the gasket pressure and the corresponding leakage pressure of the pressure medium. This curve shows the same typical shape for all types of gaskets. It has been found possible to calculate this curve and explain its typical shape with the aid of the leakage gap model. The model also permits explanation of: the difference between the curves for liquid and gas and the influence of the diameter on the shape of the curve. A very important point in the study of gaskets is the so-called leakage criterion, i.e. the amount of leakage at which a joint is considered to be leaking. For example, the leakage criterion has a great influence on the relationship between gasket pressure and leakage pressure (Ch. III).

An investigation into the behaviour of gaskets of the steam category shows that very high gasket pressures, not far removed from the brinell hardness, are required here (Par. II. 5).

A new method is presented for the testing of gaskets as regards their sealing capacity. With this method an 0.1 mm deep radial groove is made across the gasket. It has appeared that this method permits of a more exact evaluation of the actual sealing properties (Par. II. 7.1).

To check the suitability of loose strips of gasket material for sealing purposes the author used a special leakage groove test. This method offered the possibility of examining the properties of wide and hard gaskets by means of a limited bench force (Par. II. 7.2).

The amount of leakage is determined i.a. by the degree of adaptation of the gasket to:

- (a) macro-deviations and
- (b) micro-deviations of the flat surface.

Plastic yielding of the gasket and, in some cases, also of the flange surfaces is essential for realizing this adaptation. The amount of deformation needed for (a) may be calculated by comparing state (a) with a state of plain strain. It is shown that the friction coefficient for normal flange surfaces  $f$  is  $> 0.2$  and that for a non-strainhardening material having a yield shear stress  $k$ , the necessary gasket pressure  $p_m$  can be calculated with sufficient accuracy by means of the formula for perfectly rough flange surfaces:

$$\frac{p_m}{2k} = 1 + \frac{bD}{4hD}$$



where  $b_D$  and  $h_D$  denote the width and thickness of the gasket respectively (Par. IV.2).

The deformation needed for (b) may be compared with an extrusion process. The pressure  $p$  required for achieving a given degree of filling in a model groove with a  $90^\circ$  apex angle and perfectly rough walls can be approximated by the formula:

$$\frac{p}{2k} = 1,5 \ln \frac{b_1}{b_0} \text{ where } b_1 = \text{width of the}$$

groove at the surface and  $b_0$  = width of the groove at the base of the unfilled section. To achieve a degree of filling of  $b_0$  with gaskets capable of unhindered lateral expansion:

$$\frac{b_D}{h_D} = 3 \ln \frac{b_1}{b_0} - 2 \text{ (Par. IV.3)}$$

For joints in the steam category the author suggests a degree of filling of  $\frac{b_1}{b_0} = 10$ , so that there  $\frac{b_D}{h_D} \approx 5$  and  $\frac{p_m}{2k} = 2-2.5$ .

For joints in the atom category the author suggests a degree of filling of  $\frac{b_1}{b_0} = 500$ , so that there  $\frac{b_D}{h_D} > 15-20$  and  $\frac{p_m}{2k} = 5-6$ .

The investigation has shown that the friction coefficient between normal aluminium gaskets and lapped flanged surfaces amounts to appr. 0.05 (Par. IV. 2.6). The degree to which irregularities and scratches are filled up in this case is very low. It is not recommendable therefore to polish the flange surface as is often done with important joints. The provision of grooves in the flange surface, to limit yielding of the gasket has proved to serve little purpose. It is demonstrated that the practice of locking the gasket in a groove provided in the flange surface (tongue and groove joint) to improve the sealing action and prevent yield of the material, has only a very slight effect (Par. IV. 3.5). The provision of concentric annular ridges on the flange surface gives a good sealing effect. On the other hand, however, the creep at high temperatures is increased. The provision of similar concentric annular ridges on the surface of the gasket has only a limited effect. It has been found that a very smooth concentric groove of a given shape and given dimensions machined in the flange surface ensures an extremely high degree of tightness (Par. IV. 3.5).

The pressure variation across the width of the gasket was examined by means of a new measuring technique (Par. IV.

4). With this method the depth is measured to which the gasket material penetrates into a very narrow gap extending in the flange across the width of the gasket. The depth of penetration is a measure of the local gasket pressure. The pressure distribution shows a maximum in the centre of the width so that for the purpose of calculating the sealing action in the case of perfectly rough surfaces it suffices to assume a linear strain distribution.

It has been found that in the case of large  $\frac{b_D}{h_D}$  ratios (e.g.

$\frac{b_D}{h_D} = 20$ ) the effect of the elastic deformation of the flanges on the pressure distribution, becomes considerable and that it is no longer permissible then to assume the flanges to be rigid, even if soft metal gaskets are used.

The way in which the leakage medium (water) penetrates into the leakage gap was examined on rubber asbestos gaskets. In this investigation the gasket was pressed against a glass plate. It appeared that as the pressure of the medium increases the following two phenomena occur successively:

- (a) more or less constant penetration up to the centre of the gasket width;
- (b) penetration surges reaching as far as the outer periphery of the gasket and thus causing leakage.

In the case of flange rotation the medium penetrates at a constant rate to a point beyond the center of the gasket width. At 2° angular rotation of the flanges the penetration in good quality gaskets reaches already to the outer periphery of the gasket. It was found that when low gasket pressures are applied, the presence of concentric grooves in the flange surface has an adverse effect on the sealing capacity.

Roberts, /19/ states that the ratio between residual gasket pressure and inner pressure in stable joints must amount to  $m = \frac{P_{Dr}}{P_i} = 1$ . It has appeared, however, that a distinction

should be made between instability and untightness. In the case of a stable joint and a leakage gap with parallel walls the values of  $m$  for liquids and gases amount to 0.5 and 0.66 respectively. The  $m$ -value required for a tight joint is determined by the pressure distribution in the gasket. When the gap walls are parallel,  $m$  must in this case equal 0.5. The value of  $m$  required to ensure tightness of a flanged joint also depends on the elasticity of the gasket, the flanges and the bolts (Par. V.2).

From measurements on flanges the author has found that large diameter flanges are liable to considerable rotation /6,7/.

Rotations through angles of several degrees are not exceptional. Consequently, it is very important, i. a. for the design of flanges, to know the effect of this rotation on the sealing capacity and on the position of the gasket pressure resultant. The degree to which the sealing capacity is influenced by the flange rotation was studied on two kinds of rubber-asbestos material and on aluminium foils by some students working under the author's supervision (Par. VI.1).

This study has shown that as the angle of rotation increases the sealing capacity decreases to rise sharply again afterwards. This rise was noted especially with good-quality rubber-asbestos gaskets.

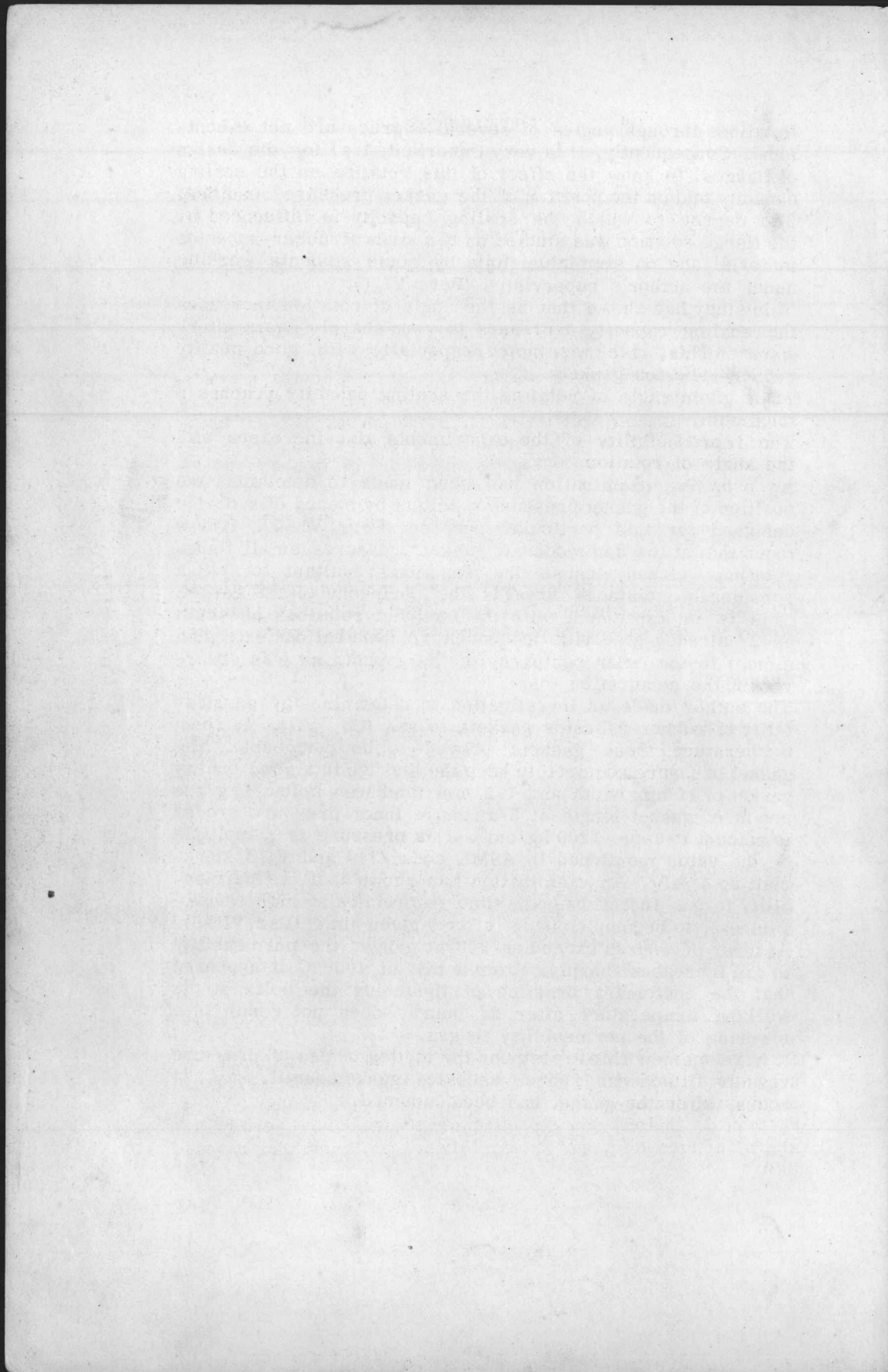
At a given angle of rotation the sealing capacity reaches a maximum.

The reproducibility of the experiments also increases with the angle of rotation.

An orienting examination has been made to determine the position of the gasket pressure resultant by means of a device designed for this particular purpose (Par. VI. 2). It was found that at low and moderate gasket pressures small flange rotations already cause the reaction resultant to shift a considerable distance towards the periphery of the gasket. This is in agreement with the fact that rotations as small as  $2^{\circ}$  already give rise to concentric penetrations extending almost to the outer periphery of the gasket, as was observed in the penetration tests.

The author made an investigation to determine the permeability of rubber-asbestos gaskets to gas (Ch. VII). At room temperature these gaskets proved to be permeable. The gasket pressure required to keep the leakage in a good quality gasket of 10 mm width and 1.5 mm thickness below  $1\mu\text{g}/\text{sec}$  per m of gasket length at 5 at gauge inner pressure proved to amount to appr.  $1200\text{ kg}/\text{cm}^2$ . This pressure is a multiple of the value mentioned in ASME code /34/ and VGB Merkblatt no 4 /49/. An examination has shown that the permeability to gas increases with time (especially at high temperatures), to become constant after a given time (Par. VII. 3). At inner pressures exceeding 100 at gauge, the permeability to gas increases sharply. From a test at  $400^{\circ}\text{C}$  it appeared that the customary practice of tightening the bolts at the working temperature after 24 hours, does not result in a lowering of the permeability to gas.

It is recommendable to postpone the testing or use of pressure vessels fitted with rubber asbestos gaskets until, say, 24 hours, after the gasket has been mounted.



## STELLINGEN

### I

Ten onrechte laat het stoomwezen toe, dat bij het afpersen van drukvaten andere pakkingen en bouten worden gebruikt dan die men in bedrijf toepast.

Stoomwet 1953, Stb. 587, Art. 12 t/m 20.

### II

Doordat men in de ASME-code enerzijds met te lage benodigde montage-pakkingdrukken en anderzijds met te lage aangenomen boutspanningen werkt, kan men hiermee bevredigende afdichtingen verkrijgen. Wanneer men echter, zoals bij grote drukvaten wel voorkomt, met gecontroleerde boutspanningen werkt en in de berekening der verbinding pakkingdrukken volgens de ASME-code aanhoudt, blijken grote lekages op te treden.

Lit. /34, p. UA-47.2 en table UCS-23/.

### III

Indien men in het flensoppervlak een ondiepe, zeer gladde groef aanbrengt, kan men met een betrekkelijk lage pakkingdruk een zeer goede afdichtende werking verkrijgen.

Dit proefschrift, par. IV. 3.5.

### IV

Het toepassen van lage boutspanningen in de berekening van flensverbindingen leidt bij montage met normaal gereedschap tot overbelasting van de flenzen.

Lit. /34/, /49/.

### V

Met behulp van een hoekverdraaiingsmeting van de flenschotels kan het gedrag van lekkende flensverbindingen grondig worden geanalyseerd. Bij het afpersen kunnen hiermee in de verbinding optredende plastische vervormingen worden geconstateerd.

Lit. /6/, /7/.

### VI

De wijze waarop Siebel en Krägeloh bij flensverbindingen het kruip-relaxatiegedrag van de pakking in rekening brengen, is onjuist. Hun bewering, dat boven een stijfheid van 30.000 kg/mm de invloed van de stijfheids grootte der verbinding niet meer toeneemt, wordt door eigen onderzoek niet bevestigd.

Lit. /8/, /26, p. 193/, /33, p. 78/.

## VII

De opstellers van de Amerikaanse flensberekenningsmethode (Waters c.s.), welke wordt toegepast in de ASME-code, beweren ten onrechte, dat hun methode voor alle flenstypen geldig is.

Lit. /4/.

## VIII

Het modelonderzoek van apparatenflenzen biedt voordelen boven het onderzoek van flenzen op ware grootte.

Lit. /6/, /7/.

## IX

Het door Schwaigerer, Haenle, Bailey en Kerkhof aangenomen plastische bezwijkmechanisme van flenzen met één plastisch scharnier is onjuist.

Lit. /17/.

Schwaigerer, S.: Z. VDI 96 (1954) S.7/12.

Bailey, R.W.: Voorstel Engelse flensberekening op vergadering van ISO-TC5-SC8 (1959).

Kerkhof, W.P.: De Ingenieur (1957) p. W.147.

## X

Het heeft voor een bedrijf weinig zin procédés en constructies streng geheim te houden, indien deze gegevens via octrooliteratuur en toeleveringsbedrijven voor derden toegankelijk zijn.

## XI

Het is mogelijk een apparaat te construeren, dat het oplossen van stikstof in en het ontwijken daarvan uit delen van het menselijk lichaam imiteert. Een dergelijk apparaat zou duikers in staat stellen de maximaal toelaatbare stijgsnelheid aan te houden, waardoor speciaal bij het duiken op grote diepten de nuttige werktijd aanzienlijk vergroot kan worden.

## XII

Voor het beoordelen van de in het menselijk lichaam optredende fysisch-chemische processen is een goed gefundeerde kennis van natuur- en scheikunde onmisbaar. Daarom is het te betreuren, dat het diploma gymnasium  $\alpha$  tegenwoordig toegang verleent tot de universitaire examens in de geneeskunde.

### XIII

Een toestel waarmee men zich kan oefenen in het verlaten van een te water geraakte automobiel, moet in ons waterrijke land tot de normale uitrustingsstukken van zwembaden behoren.

### XIV

In het door Woodcock c.s. gebruikte elektrische analogon van de bij de mens in lichaam en kleding optredende dynamische warmtetransportverschijnselen ontbreken de van de huidtemperatuur afhankelijke weerstand en capaciteit van de periferie van het lichaam.

Lit. Woodcock, A.H. c.s.: Mech. Engg.  
81 (1959) p. 71/74.