

**Zeitschrift:** Schweizerische Bauzeitung  
**Herausgeber:** Verlags-AG der akademischen technischen Vereine  
**Band:** 82 (1964)  
**Heft:** 17

**Artikel:** Über die Dampfdiffusion in Kühlraumwänden  
**Autor:** Ostertag, A.  
**DOI:** <https://doi.org/10.5169/seals-67484>

#### **Nutzungsbedingungen**

Die ETH-Bibliothek ist die Anbieterin der digitalisierten Zeitschriften auf E-Periodica. Sie besitzt keine Urheberrechte an den Zeitschriften und ist nicht verantwortlich für deren Inhalte. Die Rechte liegen in der Regel bei den Herausgebern beziehungsweise den externen Rechteinhabern. Das Veröffentlichen von Bildern in Print- und Online-Publikationen sowie auf Social Media-Kanälen oder Webseiten ist nur mit vorheriger Genehmigung der Rechteinhaber erlaubt. [Mehr erfahren](#)

#### **Conditions d'utilisation**

L'ETH Library est le fournisseur des revues numérisées. Elle ne détient aucun droit d'auteur sur les revues et n'est pas responsable de leur contenu. En règle générale, les droits sont détenus par les éditeurs ou les détenteurs de droits externes. La reproduction d'images dans des publications imprimées ou en ligne ainsi que sur des canaux de médias sociaux ou des sites web n'est autorisée qu'avec l'accord préalable des détenteurs des droits. [En savoir plus](#)

#### **Terms of use**

The ETH Library is the provider of the digitised journals. It does not own any copyrights to the journals and is not responsible for their content. The rights usually lie with the publishers or the external rights holders. Publishing images in print and online publications, as well as on social media channels or websites, is only permitted with the prior consent of the rights holders. [Find out more](#)

**Download PDF:** 23.02.2026

**ETH-Bibliothek Zürich, E-Periodica, <https://www.e-periodica.ch>**

Schwer auf einen Nenner zu bringen waren in der Kommission die Ansichten über die Notwendigkeit *spezieller Schutzmassnahmen* im Interesse eines möglichst weitgehenden Gewässerschutzes. Bekanntlich ist kein technisches Werk mit einer hundertprozentigen Sicherheit zu verwirklichen. Dies gilt selbstverständlich auch für Pipelines bezüglich der Leckgefahr, für welche leicht Beispiele aufgeführt werden können. Der Gewässerschutz drang deshalb aus begreiflicher Sorge um die Folgen eines grösseren Ölaustrittes auf zusätzliche Schutzmassnahmen. Man dachte dabei für begrenzte Gebiete an einen eigentlichen Leckschutz oder doch an rasch und auf kleine Lecke bereits ansprechende Leckwarneinrichtungen.

Ganz abgesehen vom Preis wurde jedoch die Möglichkeit der Konstruktion und Bewährung der in diesem Zusammenhang propagierten Doppelrohre von den konsultierten Pipelinefachleuten in hohem Masse angezweifelt. Auch Leckwarnmassnahmen des gewünschten Typs sind heute noch ein Wunschtraum. Deshalb musste in den Vorschriften auf eine konkrete Formulierung solcher spezieller Schutzmassnahmen verzichtet werden. Der beste Schutz liegt heute in einer sorgfältigen Auswahl des Rohrmaterials, in einer strengen Ueberwachung des Fertigungsvorganges im Röhrenwerk, der möglichst weitgehenden Kontrolle der Schweißnähte und der Schutzmühllung und im permanenten kathodischen Schutz des fertigen Bauwerkes. Sollten trotzdem Lecke auftreten, so müssten sie durch eine häufige Begehung des Tra-

ces, wobei sich schon kleine Lecke durch eine Veränderung der Vegetation verraten, und z. B. periodische Dichtheitsprüfungen nach dem Druckdifferenzsystem erfasst werden.

Der Verfasser ist überzeugt, dass bei Einhaltung der nun vorliegenden Sicherheitsvorschriften auch unser Land leistungsfähige und wirtschaftlich arbeitende Erdöl- und Erdgasarbeiter zur Stillung des heute nur einmal unersättlichen Energiehunders erhalten wird, ohne dass deshalb den berechtigten und auch ihm am Herzen liegenden Belangen des Natur- und Gewässerschutzes auf untragbare Weise Abbruch getan würde.

#### Literatur:

- [1] Das Erdöl — seine wirtschaftlichen Aspekte. Shell Switzerland 1961.
- [2] Recent Development in the Economics of Petroleum Refining, Frankel P. H. and Newton W. L. Paper 20, Section VIII, 6th World Petroleum Congress 1963.
- [3] Pipeline-Gutachten des Wissenschaftlichen Beirates beim Bundesverkehrsministerium «Erdöl und Kohle», Juli 1960.
- [4] Botschaft des Schweiz. Bundesrates zum Pipelinegesetz. Sept. 1962.
- [5] Die Rohrleitungen in der Sicht des Gesetzgebers, von H. R. Siegrist, «Schweizer Archiv», April 1963.

Adresse des Verfassers: Dr. Heinrich K. Ruf, EMPA, Ueberlandstrasse 129, Dübendorf ZH.

## Über die Dampfdiffusion in Kühlraumwänden

Von A. Ostertag, dipl. Ing., Zürich

Während die Gesetze der Wärmeströmung durch Wände und Isolierungen wie auch die massgebenden Stoffwerte und Uebergangszahlen schon seit langem bekannt sind und in der Praxis auch angewendet werden, entbehrten die Vorgänge bei der Dampfströmung bis vor kurzem der notwendigen wissenschaftlichen Bearbeitung wie auch der Beachtung durch die Baufachleute. Das ist um so erstaunlicher, als immer wieder Klagen über Mängel, Schäden und kostspielige Instandstellungsarbeiten laut werden, die offensichtlich durch Feuchtigkeitsausscheidungen in Wänden verursacht worden sind und bei richtigem Aufbau der Wände hätten vermieden werden können.

Das Problem der Dampfdiffusion wurde unseres Wissens erstmals 1938 von O. Krischer [1] \*) behandelt. J. S. Cammerer greift in [2] (1954) auf den von Krischer eingeführten Diffusionswiderstandsfaktor zurück und gibt im Zusammenhang mit den dort behandelten Fragen über das Verhalten der Stoffe gegenüber flüssigem und dampfförmigem Wasser (S. 333 u. ff.) einige Zahlenwerte bekannt. Im Jahre 1947 erschien das Buch von Prof. Dr. M. Bäckström, Stockholm: «Kältetechnik» in schwedischer Sprache. Die deutsche Uebersetzung kam 1953 heraus [6]. Dort findet sich auf S. 395 u. ff. ein Abschnitt über den Feuchtigkeitsdurchgang durch Kühlraumwände, zu dem Tabellen mit Dampfleitzahlen gehören, und es wird auch ein Zahlenbeispiel durchgerechnet. Die grundlegenden Arbeiten hat Prof. Dr. H. Glaser, Göttingen, durchgeführt. Sie erschienen 1958 in einer Folge sehr bemerkenswerter Aufsätze [3], in denen nicht nur eine Theorie über die Wasserdampfdiffusion und die damit zusammenhängenden Erscheinungen gegeben, sondern auch deren Anwendung auf isolierte Kühlraumwände gezeigt wird. Die wesentlichen Ergebnisse der ausführlichen Darlegungen Glasers fasste J. S. Cammerer in der vierten Auflage seines grundlegenden Werkes über den Wärme- und Kälteschutz in der Industrie [4] zusammen. Dort sind auch die Zahlenwerte für die Diffusionswiderstandsfaktoren der verschiedenen Bau-, Isolier- und Sperrstoffe zu finden. Für Wohn- und Arbeitsräume gibt E. Rothenbach interessante Berechnungsverfahren und Anwendungsbeispiele in [5] bekannt.

\*) Die Zahlen in eckigen Klammern verweisen auf das Literaturverzeichnis am Schluss des Aufsatzes.

Trotz diesen Veröffentlichungen werden bei Neubauten die Wandkonstruktionen nur selten im Hinblick auf die zu erwartenden Diffusionsvorgänge untersucht. Meist begnügt man sich mit dem Anbringen einer Dampfsperre, ohne die erforderliche Sperrwirkung rechnerisch festzulegen. Es dürfte daher erwünscht sein, auch an dieser Stelle die Ergebnisse der theoretischen Untersuchungen bekannt zu geben und die Anwendung der Berechnungsverfahren an einigen für den Kühlhausbau typischen Beispielen zu zeigen.

Während es bei der Wärmeströmung vor allem darum geht, die Grösse des Wärmeflusses unter gegebenen Verhältnissen zu ermitteln und die Isolierstärken so zu bemessen, dass diese Strömung in vertretbaren Grenzen bleibt, sind bei der Dampfströmung die Fragen zu klären, ob es in einer hinsichtlich Wärmeströmung richtig aufgebauten Wand bei den vorkommenden klimatischen Bedingungen zu einer Feuchtigkeitsausscheidung komme, wie gross sie ist, wie stark eine allfällige nötige Dampfsperre bemessen und wo diese eingebaut werden muss, um eine solche Ausscheidung entweder ganz zu vermeiden oder auf das zulässige Mass zu verringern. Wir beschränken uns bei unseren Betrachtungen auf die Untersuchung von Beharrungszuständen, schliessen also Anwärm- bzw. Abkühlungsvorgänge aus.

Bekanntlich kondensiert aus feuchter Luft Wasserdampf aus, wenn dessen Partialdruck  $p_d$  den der Lufttemperatur  $t$  entsprechenden Sättigungsdruck  $p_s$  erreicht. Es ist somit notwendig, vorerst den Temperaturverlauf innerhalb der Wand zu ermitteln, worauf dann mit Hilfe der bekannten Tafeln für Wasserdampf der Verlauf des Sättigungsdruckes  $p_s$  aufgezeichnet werden kann. Dabei ist zu beachten, dass für Temperaturen unter  $0^\circ$  die Sättigungsdrücke über Eis zu wählen sind. Nach Beendigung dieser Vorarbeit wird der wirkliche Verlauf des Dampfdruckes  $p_d$  festgestellt, worauf dann die oben aufgeworfenen Fragen nach einer allfälligen Feuchtigkeitsausscheidung beantwortet werden können.

### 1. Das Berechnungsverfahren

Der Wärmestrom  $q$  in einem homogenen Wandausschnitt, das heisst die je  $m^2$  und Stunde durch die Wand hindurchströmende Wärmemenge in  $kcal/m^2h$ , ist dem Temperatur-

gefälle  $\Delta t/d$  proportional, das zu beiden Seiten des Ausschnittes von der Dicke  $d$  herrscht; es gilt also der Ansatz

$$(1) \quad q = \lambda \frac{\Delta t}{d},$$

wobei man den Proportionalitätsfaktor  $\lambda$  als *Wärmeleitzahl* (kcal/m h °C) bezeichnet. An den luftbespülten, äusseren und inneren Oberflächen treten infolge der isolierenden Wirkung der laminaren Grenzschichten Temperatursprünge  $\Delta t_a$  bzw.  $\Delta t_i$  auf, die sich ebenfalls proportional mit dem Wärmestrom verändern, so dass geschrieben werden kann:

$$(2) \quad q = \alpha_a \Delta t_a = \alpha_i \Delta t_i.$$

Dabei bedeuten  $\alpha_a$  und  $\alpha_i$  die *Wärmeübergangszahlen* (kcal/m² h °C).

Bei einer aus mehreren Schichten aufgebauten Kühlraumwand nach Bild 1a verteilt sich die gesamte Differenz zwischen der Lufttemperatur aussen  $t_a$  und derjenigen innen  $t_i$  auf die einzelnen Teile, was durch die Gleichung ausgedrückt wird:

$$(3) \quad t_a - t_i = \Delta t_a + \Delta t_1 + \Delta t_2 + \dots + \Delta t_i.$$

Für den Wärmestrom kann ferner gesetzt werden:

$$(4) \quad q = k (t_a - t_i),$$

wobei  $k$  als *Wärmedurchgangszahl* (kcal/m² h °C) bezeichnet wird. Löst man die Gleichungen (1), (2) und (4) nach den Temperaturdifferenzen auf und setzt diese in Gl. (3) ein, so erhält man

$$(5) \quad \frac{1}{k} = \frac{1}{\alpha_i} + \frac{\lambda_1}{d_1} + \frac{\lambda_2}{d_2} + \dots + \frac{1}{\alpha_a}$$

Mittels dieser Gleichung lässt sich die Wärmedurchgangszahl  $k$  und anschliessend mit Gl. (4) der Wärmestrom  $q$  berechnen. Mit  $k$  kann aber auch das Temperaturgefälle  $\Delta t_n$  innerhalb der  $n$ ten Schicht ermittelt werden; dieses ist:

$$(6a) \quad \Delta t_n = \frac{k}{\lambda_n/d_n} (t_a - t_i).$$

In entsprechender Weise schreibt man für den Temperatursprung an den Oberflächen

$$(6b) \quad \Delta t_i = \frac{k}{\alpha_i} (t_a - t_i) \text{ bzw. } \Delta t_a = \frac{k}{\alpha_a} (t_a - t_i).$$

Für die Berechnung des *Dampfdurchgangs* werden Formeln verwendet, die den eben genannten für den Wärmedurchgang nachgebildet sind. Dem Temperaturgefälle entspricht das *Partialdruckgefälle* des Wasserdampfes in der Luft. Für den *Dampfstrom*  $g$  in einem homogenen Wandausschnitt, also für die je  $m^2$  und Stunde hindurchströmende Dampfmenge in  $kg/m^2 h$ , setzt man in Anlehnung an Gl. (1):

$$(7) \quad g = \delta \frac{\Delta p}{d},$$

wobei  $\delta$  *Dampfleitzahl* ( $m/h \cdot kg/kp$ ) heisst.

Die Drucksprünge an den luftbespülten Oberflächen sind für die hier durchzuführenden Berechnungen vernachlässigbar klein. Für eine aus mehreren Schichten aufgebaute Wand teilt sich die gesamte Partialdruckdifferenz zwischen aussen ( $p_{da}$ ) und innen ( $p_{di}$ ), wie aus Bild 1b ersichtlich ist, auf die einzelnen Schichten auf, so dass analog zu Gl. (3) geschrieben werden kann:

$$(8) \quad p_{da} - p_{di} = \Delta p_{d1} + \Delta p_{d2} + \dots$$

Nun wird für den Dampfstrom in Anlehnung an Gl. (4) gesetzt:

$$(9) \quad g = k_d (p_a - p_i),$$

wobei  $k_d$  die *Dampfdurchgangszahl* ( $1/h \cdot kg/kp$ ) bedeutet.

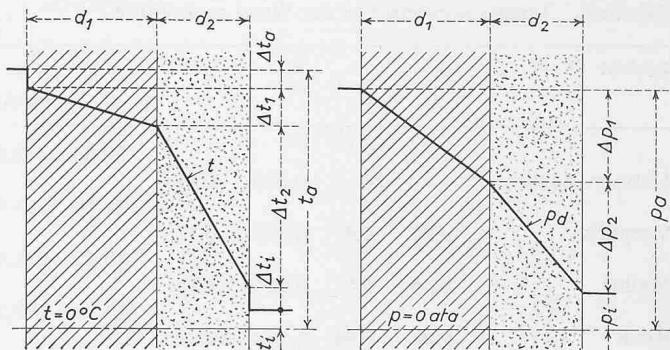


Bild 1a. Temperaturverlauf

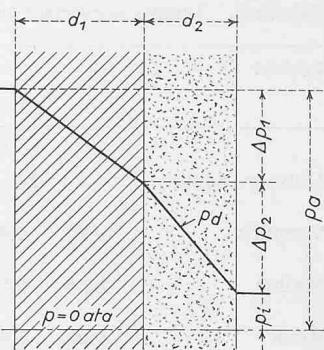


Bild 1b. Dampfdruckverlauf

Bild 1. Zur Berechnung des Wärmestroms  $g$  und des Dampfstroms  $g$  in einer isolierten Kühlraumwand

Sie berechnet sich durch Auflösen der Gleichungen (7) und (9) nach den Druckdifferenzen und Einsetzen in (8), womit man den *Diffusionswiderstand* der Wand erhält:

$$(10) \quad \frac{1}{k_d} = \frac{d_1}{\delta_1} + \frac{d_2}{\delta_2} + \dots$$

Die Dampfleitzahl  $\delta$  ist als eine der Wärmeleitzahl  $\lambda$  entsprechende Rechnungsgröße gebildet worden. In den Tabellen für die Stoffeigenschaften ist sie meist nicht zu finden. Dafür wird dort der *Diffusionswiderstandsfaktor*  $\mu$  angegeben, der allen Messungen, Berechnungen und Gütegewährleistungen als Grundlage dient.  $\mu$  gibt an, um wieviel der Widerstand eines Baustoffes grösser ist als der einer ruhenden, gleich dicken Luftsicht von gleicher Temperatur;  $\mu = 5$  heisst, dass unter gleichen Bedingungen durch den Stoff ein Fünftel derjenigen Dampfmenge diffundiert, die in einer gleich dicken ruhenden Luftsicht diffundieren würde. Für Luft von 0°, 760 mmQS beträgt die Dampfleitzahl

$$(11) \quad \delta_l = \frac{1}{160000} m/h \cdot kg/kp \text{ oder } \frac{1}{160} m/h \cdot g/kp$$

Sie kann nach [4], S. 64 für den für unsere Anwendungen in Frage kommenden Bereich als unabhängig von Druck und Temperatur betrachtet werden. Für andere Stoffe (Baumaterialien usw.) ist dann für die Diffusionswiderstände  $d/\delta$  in Gl. (10)  $160 \mu d$  zu setzen, und Gl. (9) nimmt die Form an<sup>1)</sup>

$$(9a) \quad g = \frac{p_{da} - p_{di}}{160 (\mu_1 d_1 + \mu_2 d_2 + \dots)} g/m^2 h$$

1)  $\mu$  ist definitionsgemäss eine reine Zahl,  $\mu d$  also eine Länge. Der Ausdruck  $160 \mu d$  hat nach Gl. (9a) bzw. Gl. (11) die Einheit  $h \cdot kp/g$ .

Tabelle 1. Stoffwerte einiger Bau-, Isolier- und Sperrmaterialien [1]

	$\gamma$ kg/m³	$\lambda$ kcal/m h °C	$\mu$
Beton	1300—1800	1,0—1,7	4—10
Gas- und Schaumbeton	600—800	0,20—0,25	3,5—7,5
Fichtenholz 6 % Wasser	400	0,09	160
Ziegelmauerwerk	1000—1800	0,4—0,6	7—10,0
Klinker, Fliesen	2050	0,9	390—460
Kalkputz	1750	0,6—0,8	9—10
Backkork-Platten	100—400	0,035—0,04	5—30
Pechkork-Platten	150—230	0,035—0,04	2,5—14
Styropor	10—40	0,030—0,035	15—200
Heissbitumenanstrich ( $\mu$ in 1000)	—	—	55—130
Korksteinkitt	1070—1100	—	370—460
Teer-Bitumendach- pappe	—	—	80 000
Dachhaut auf PVC-Basis	—	—	52 000
Oelfarben (0,1 mm dick) ( $\mu$ in 1000)	—	—	10—24
Chlorkautschuklacke (0,1 mm dick, $\mu$ in 1000)	—	—	24—77

Tabelle 2. Temperaturverlauf in der Wand nach Bild 2

Schicht	$d$ m	$\alpha$ bzw. $\lambda$	$d/\lambda$ bzw. $1/\alpha$	$\Delta t$ °C	$t$ °C	$p_s$ kp/m <sup>2</sup>
Ueberg. aussen	—	20	0,050	0,34	20,00	238,5
Verputz	0,02	0,8	0,025	0,17	19,66	234,0
Mauer	0,30	0,5	0,600	4,10	19,49	231,0
Kork	0,20	0,04	5,000	34,22	15,39	178,3
Verputz innen	0,02	0,7	0,029	0,20	—18,83	11,8
Ueberg. aussen	—	7	0,143	0,97	—19,03	11,6
					20,00	10,5
					5,847	40,00

Das Druckgefälle in der  $n$ ten Schicht beträgt:

$$(12) \quad \Delta p_n = \frac{\mu_n d_n}{\sum \mu d} (p_{da} - p_{di}).$$

Mit Gl. 12 lässt sich der Verlauf des Dampfdruckes  $p_d$  in Abhängigkeit von der Wandtiefe berechnen. Innerhalb der einzelnen Schichten verändert sich  $p_d$  proportional mit der Schichttiefe, sofern das Wandmaterial homogen ist. Der Berechnungsgang soll sogleich an einem Beispiel gezeigt werden. Der nach ihm ermittelte Druckverlauf stellt sich allerdings nur unter der Bedingung ein, dass es *an keiner Stelle der Wand zur Kondensation* kommt, dass also der festgestellte Dampfdruck  $p_d$  nirgends über den Sättigungsdruck  $p_s$  ansteigt.

Tabelle 1 gibt die Stoffwerte für einige Bau-, Isolier- und Sperrmaterialien nach [4]. Diese Werte streuen je nach der Beschaffenheit der untersuchten Proben in weitem Bereich, weshalb nur abgerundete Zahlen aufgeführt wurden. Die wirklichen Zahlen hängen stark von der Fabrikation und der Bauausführung ab, wobei der Wassergehalt von grossem Einfluss ist. In den nachfolgenden Anwendungsbeispielen sind

Tabelle 3. Dampfdruckverlauf in der Wand nach Bild 2 ohne und mit Dampfsperre

	$d$ m	$\mu$	$\mu d$ m	ohne Sperre		mit Sperre	
				$\Delta p$ kp/m <sup>2</sup>	$p$ kp/m <sup>2</sup>	$\Delta p$ kp/m <sup>2</sup>	$p$ kp/m <sup>2</sup>
Verputz	0,02	10	0,2	6,6	200,0	1,8	200,0
Mauer	0,30	8	2,4	79,2	193,4	21,1	198,2
Sperre				(16,0)		140,0	
Kork	0,20	15	3,0	98,6	114,2	26,3	37,1
Verputz	0,02	10	0,2	6,6	15,0	1,8	10,8
					9,0		9,0
				5,80	191,0		191,0
					(21,80)		

die verwendeten Werte angegeben. Für die Wärmeübergangszahlen wurde, wie üblich, mit  $\alpha_i = 7 \text{ kcal/m}^2 \text{ h}^{-1} \text{ °C}$  und  $\alpha_a = 20 \text{ kcal/m}^2 \text{ h}^{-1} \text{ °C}$  gerechnet.

## 2. Erstes Berechnungsbeispiel

Die Aussenwand eines Tiefkühl-Stapelraumes besteht aus einer 30 cm dicken Ziegelmauer, einer 20 cm dicken Isolierung aus Korkplatten und auf jeder Seite aus je einem 2 cm dicken Verputz. Der Zustand der Aussenluft sei  $+20^\circ$ , 84 %, der der Raumluft  $-20^\circ$ , 85 %; die Dampfdrücke sind aussen 200 kp/m<sup>2</sup>, innen 9 kp/m<sup>2</sup>, die den Temperaturen entsprechenden Sättigungsdrücke 238,5 kp/m<sup>2</sup> bzw. 10,5 kp/m<sup>2</sup>. Tabelle 2 zeigt die Berechnung der Temperaturen und der Sättigungsdrücke; Tabelle 3 die der Dampfdrücke ohne und mit Dampfsperre und Bild 2 den Verlauf dieser Größen in Abhängigkeit von der Wandtiefe.

Mit dem Wert  $1/k = 5,847$  aus Tabelle 2 ergibt sich eine Wärmedurchgangszahl  $k = 0,171 \text{ kcal/m}^2 \text{ h}^{-1} \text{ °C}$  und beim angenommenen Temperaturunterschied von  $40^\circ \text{ C}$  einen Wärmestrom  $q = 6,85 \text{ kcal/m}^2 \text{ h}$ , was üblichen Verhältnissen entspricht. Der scheinbare Dampfstrom beträgt nach Gl. (9a) für die Ausführung ohne Sperre, also für  $\sum \mu d = 5,80 \text{ m}$

$$g_s = \frac{200 - 9}{160 \cdot 5,80} = 0,206 \text{ g/m}^2 \text{ h}.$$

Wie aus Bild 2 ersichtlich, ist die  $p_s$ -Kurve im Bereich der Isolierung stark gekrümmt und unterscheidet die Linie des scheinbaren Dampfdruckes  $p_{do}$  zwischen den Punkten  $F_1$  und  $F_2$ <sup>2)</sup>. Es kommt also unter den angenommenen Verhältnissen zu einer *trächtlichen Feuchtigkeitsausscheidung*. Dieses Ergebnis ist insofern bemerkenswert, als es sich um eine Wandkonstruktion handelt, wie sie für Tiefkühlräume üblich ist. Es zeigt, dass man ohne wirksame Dampfsperre nicht auskommt. Da sich nämlich die Feuchtigkeit in Form von Reif ausscheiden würde, der sich in den Poren festsetzt, besteht nicht wie bei Wasser die Möglichkeit einer Abwanderung nach den trockenen Wandteilen und einer Verdunstung an den Oberflächen. Daher muss jegliche Ausscheidung vermieden werden, was sich durch Anbringen einer Dampfsperre erzielen lässt.

Hiezu sei die Wirkung eines Heissbitumenanstriches von 0,2 mm Dicke untersucht, der wie üblich auf der äusseren, warmen Seite der Korkisolierung angebracht werde. Dieser Anstrich ist so dünn, dass er den Temperaturverlauf nicht zu beeinflussen vermag; folglich bleiben auch die Sättigungsdrücke unverändert. Für die Sperrsicht wählen wir  $\mu = 80\,000$ ; damit wird  $\mu \cdot d = 16 \text{ m}$ , und der Diffusionswider-

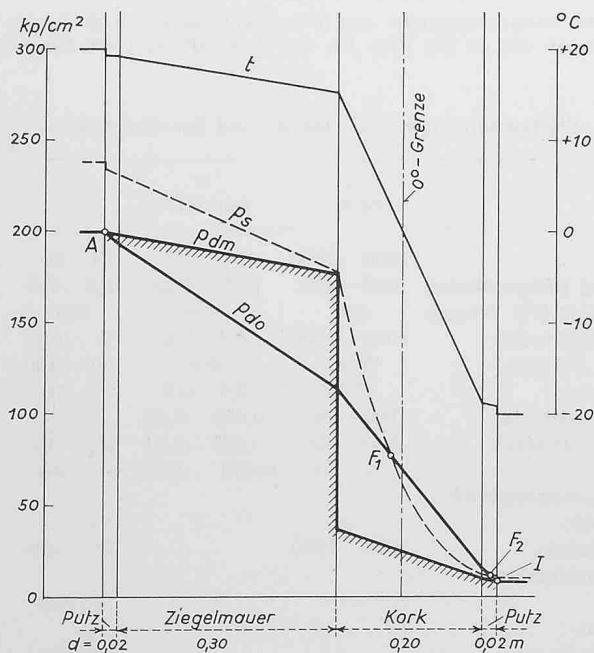


Bild 2. Verlauf der Temperatur  $t$ , des Sättigungsdruckes  $p_s$  und des Dampfdruckes  $p_d$  in der Aussenwand eines Tiefkühl-Stapelraumes ohne und mit Dampfsperre in Abhängigkeit von der Wandtiefe

2) Da eine solche Unterscheidung physikalisch nicht möglich ist, wurden die Größen  $g_s$  und  $p_{do}$  als «scheinbar» bezeichnet. Wie die wirklichen Werte zu berechnen sind, wird im nächsten Abschnitt gezeigt.

stand der ganzen Wand  $\Sigma \mu d = 21,80$  m (Tabelle 3). Der Dampfstrom verringert sich auf

$$g = 191/160 \cdot 21,8 = 0,055 \text{ g/m}^2 \text{ h},$$

und es ergeben sich die Partialdruckunterschiede sowie die Dampfdrücke  $p_{da}$ , wie sie in den beiden letzten Spalten der Tabelle 3 angegeben sind. In Bild 2 ist der Dampfdruckverlauf  $p_{dm}$  mit Sperre durch Anschraffieren hervorgehoben. Wie ersichtlich, drosselt die Sperrsicht den grössten Teil (rd. 73 %) des Partialdruckgefälles zwischen Aussen- und Innenseite ab, die  $p_{dm}$ -Linie liegt überall unter der  $p_s$ -Kurve. Es wird also nirgends Feuchtigkeit ausgeschieden. Dagegen kommt der Dampfdruck  $p_{dm}$  in der Ziegelmauer unmittelbar vor der Sperre nahe an den Sättigungsdruck heran, so dass bei gewissen Abweichungen der tatsächlichen Verhältnisse von den getroffenen Annahmen eine gewisse Feuchtigkeitsanreicherung an dieser Stelle zu erwarten ist. Sie dürfte jedoch unschädlich sein, weil allfällig gebildetes Wasser nach der trockenen Aussenseite der Wand abwandern und dort verdunsten kann.

### 3. Zweites Berechnungsbeispiel

Die Aussenwand eines Kühlraumes, der auf  $0^\circ$  80 % ( $p_{di} = 54 \text{ kp/m}^2$ ) gehalten werden soll, bestehe aus einer 30 cm dicken Ziegelmauer, einer 10 cm dicken Isolierung aus Korkplatten und beidseitigem Verputz von 2 cm. Es werden die gleichen Stoffwerte wie im ersten Beispiel angenommen, ebenso der gleiche Zustand der Aussenluft ( $20^\circ\text{C}$ ,  $200 \text{ kp/m}^2$ ). Zu untersuchen ist die Wirkung eines Fliesenbelages auf der Innenseite sowie die Dämmwirkung einer Sperrsicht, die das Ausscheiden von Feuchtigkeit auf ein zulässiges Mass verringern soll.

Die Berechnung für den Fall ohne Fliesen und ohne Dampfsperre wurde in der beim ersten Beispiel gezeigten Art durchgeführt und ergab den in Bild 3a dargestellten Verlauf der Größen  $t$ ,  $p_s$  und  $p_{do}$ , aus dem ersichtlich ist, dass keine Feuchtigkeit ausgeschieden wird. Es wurden folgende Hauptwerte gefunden:

$$1/k = 0,335; \Delta t_a - t_i = 20^\circ\text{C}; q = 6,0 \text{ kcal/m}^2 \text{ h}$$

$$\sum \mu d = 4,30; p_{da} - p_{di} = 146 \text{ kp/m}^2; g_0 = 0,212 \text{ g/m}^2 \text{ h}$$

Für Fliesen kann mit  $d = 7 \text{ mm}$  und  $\mu = 430$ , also mit  $\mu d = 3,0 \text{ m}$  gerechnet werden, wodurch sich der Wert  $\Sigma \mu d$  für die ganze Wand auf 7,3 m erhöht. Schon aus diesen Zahlen geht hervor, dass die Fliesen den Dampfstrom sehr stark

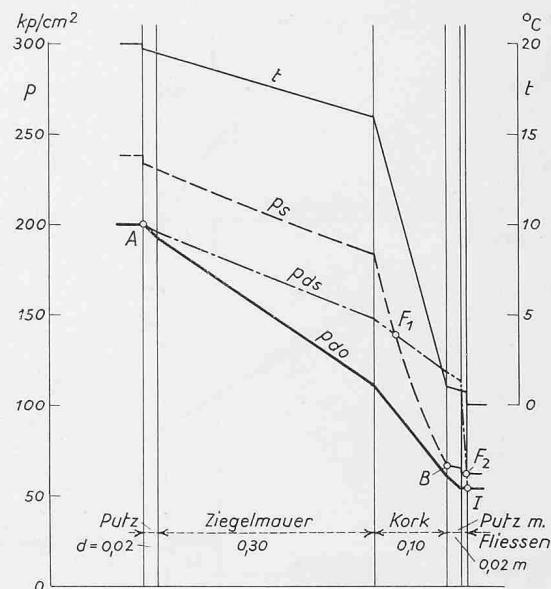


Bild 3a. Darstellung in Abhängigkeit von der Wandtiefe.  $p_{do}$  Druckverlauf ohne Fliesen,  $p_{ds}$  scheinbarer Druckverlauf mit Fliesen

abdrosseln. Und zwar geschieht das im Bereich der niedrigsten Temperaturen und damit auch der kleinsten Sättigungsdrücke, was ausgesprochen ungünstig ist. Der Temperaturverlauf erfährt eine kaum spürbare Veränderung, in dem der Temperaturabfall in den Fliesen nur  $0,047^\circ\text{C}$  beträgt. Rechnet man in der bisherigen Weise, also ohne eine Feuchtigkeitsausscheidung zu berücksichtigen, so erhält man für eine Ausführung ohne Dampfsperre den in Bild 3a durch die Linie  $p_{ds}$  dargestellten «scheinbaren» Dampfdruckverlauf. Der Wärmestrom ist mit  $q = 5,96 \text{ kcal/m}^2 \text{ h}$  fast gleich wie ohne Fliesen; der scheinbare Dampfstrom verringert sich auf  $g_s = 0,125 \text{ g/m}^2 \text{ h}$ .

Wie aus Bild 3a ersichtlich, unterschneidet die  $p_s$ -Kurve die  $p_{ds}$ -Linie zwischen den Punkten  $F_1$  und  $F_2$ . Es ist also mit einer starken Feuchtigkeitsausscheidung zu rechnen. Damit fällt eine wesentliche Voraussetzung der bisherigen Berechnungsweise dahin: Der Dampfstrom ist nämlich nicht mehr durch die ganze Wand gleich gross, sondern auf der warmen Seite der Ausscheidungszone grösser und auf der kalten klei-

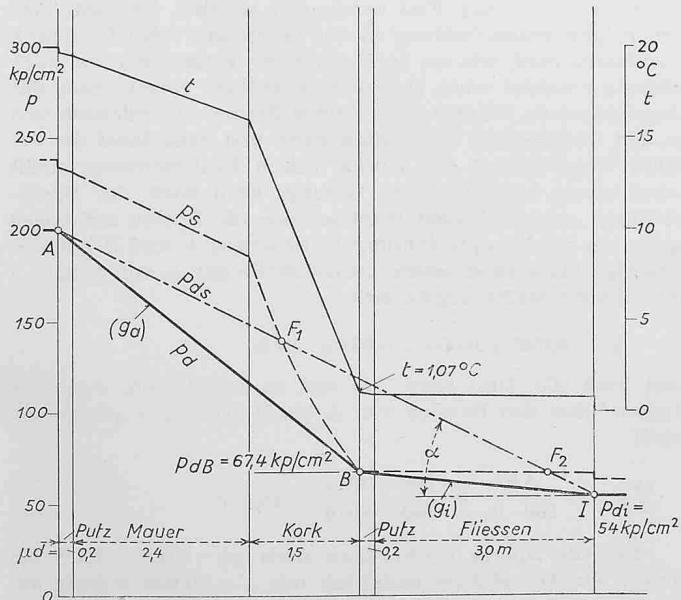


Bild 3b. Darstellung in Abhängigkeit von der Grösse  $\mu d$  bei einer Ausführung ohne Dampfsperre und mit starker Feuchtigkeitsausscheidung

Bild 3. Temperatur- und Druckverlauf in der Aussenwand eines Kühlraumes, die innen mit Fliesen belegt ist

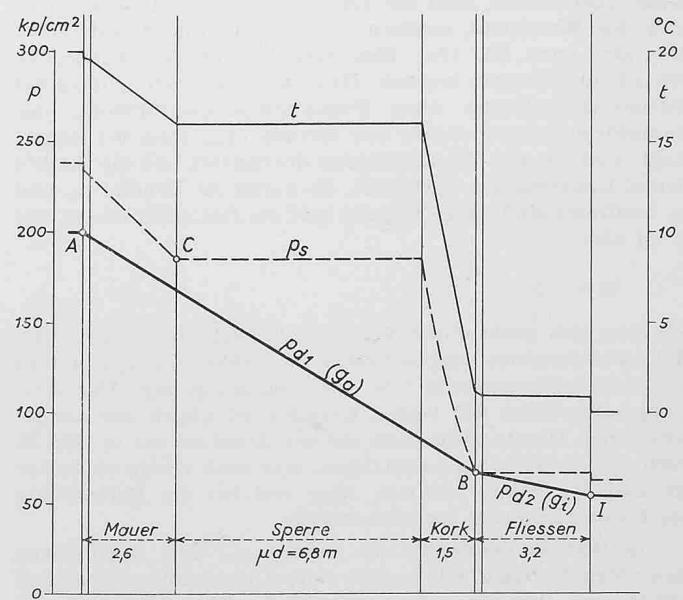


Bild 3c. Darstellung in Abhängigkeit von der Grösse  $\mu d$  bei einer Ausführung mit Dampfsperre und einer auf das zulässige Mass begrenzten Ausscheidung

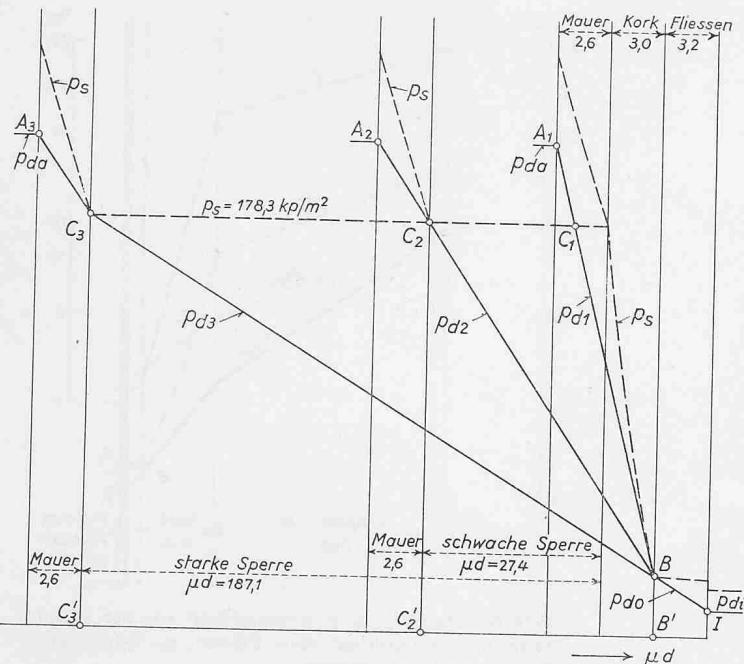


Bild 4. Prinzipieller Dampfdruckverlauf in Abhängigkeit von der Grösse  $\mu d$  der Wand nach Bild 2, jedoch mit Fliesen ohne Sperre ( $p_{d1}$ ), mit schwacher Sperre ( $p_{d2}$ ) und mit starker Sperre ( $p_{d3}$ )

ner als oben berechnet wurde. Somit ändert sich auch der Druckverlauf.

Um diesen festzustellen, ist vom physikalischen Gesetz auszugehen, dass in einem Dampf-Luftgemisch der Partialdruck des Wasserdampfes  $p_d$  nie grösser als der Sättigungsdruck  $p_s$  sein kann, der der Temperatur  $t$  an der betreffenden Stelle entspricht. Am meisten gefährdet ist im betrachteten Beispiel offensichtlich die Grenze zwischen dem Kork und dem innenseitigen Verputz, die in Bild 3a durch den Punkt B bezeichnet ist. Hier weist die  $p_s$ -Linie eine starke Knickung auf. Der Dampfdruck muss an dieser Stelle gleich  $p_s$  sein ( $t = 1,07^\circ$ ;  $p_d = p_s = 67,4 \text{ kp/m}^2$ ). Er nimmt von der warmen Aussenfläche mit  $p_{da} = 200 \text{ kp/m}^2$  stetig, entsprechend den Diffusionswiderständen der einzelnen Schichten, bis zum Punkt B ab.

Für die nähere Betrachtung der Diffusionsvorgänge mit Feuchtigkeitsausscheidung ist es vorteilhaft, die Darstellung in Anlehnung an einen Vorschlag von H. Glaser [1] in der Weise abzuändern, dass die Temperaturen und Drücke nicht über der Wandtiefe, sondern über den Diffusionswiderständen, also nach Gl. (9a) über den Werten der Ausdrücke  $160 \cdot \mu d$  aufgetragen werden. Das hat den Vorteil, dass bei Diffusionsvorgängen ohne Feuchtigkeitsausscheidung der Dampfdruckverlauf durch eine Gerade ( $p_{ds}$ , Bild 3b) dargestellt wird, die alle Wandschichten durchquert und die Punkte A und I miteinander verbindet, die durch die Drücke  $p_{da}$  und  $p_{di}$  bestimmt sind. Ihre Neigung gibt die Dampfströmung an; es ist also

$$\operatorname{tg} \alpha = g,$$

wie man sich leicht durch Vergleich mit Gl. (10a) überzeugt. Wird Feuchtigkeit ausgeschieden, so erfährt die  $p_d$ -Linie an der Ausscheidungsstelle eine Richtungsänderung. Der Neigungsunterschied der beiden Geraden ist gleich der ausgeschiedenen Menge. Man kann auf der Abszisse wie in Bild 3b auch nur die Werte  $\mu d$  auftragen, was noch etwas einfacher ist, und die Grösse  $160 \text{ h/m} \cdot \text{kp/g}$  erst bei der Berechnung der Dampfströmung berücksichtigen.

In Bild 3b bezeichnet die Gerade  $p_{ds}$  den scheinbaren Dampfdruckverlauf, wie er sich ohne Ausscheidung einstellen würde und dem der oben berechnete Dampfstrom  $g_s = 0,125 \text{ g/m}^2 \text{h}$  entspricht. Der wirkliche Verlauf wird durch den Linienzug A B I dargestellt. Mit den eingetragenen Drücken und den Werten  $\mu d$  ergeben sich die Neigungen und daraus die Dampfströme zu:

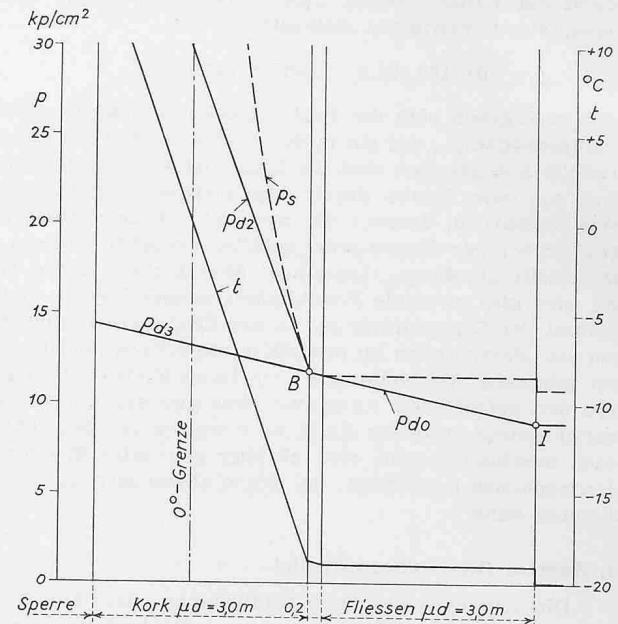


Bild 5. Masstäbliche Darstellung zu Bild 4 im kalten Wandteil

$$g_a = (200 - 67,4) / 160 \cdot 4,7 = 0,176 \text{ g/m}^2 \text{h}$$

$$g_i = (67,4 - 54) / 160 \cdot 3,2 = 0,026 \text{ g/m}^2 \text{h}$$

Da die ausgeschiedene Menge von  $0,15 \text{ g/m}^2 \text{h}$  unzulässig gross ist, muss eine Dampfsperre eingebaut werden. Man wird sie vor der Ausscheidungsstelle, jedoch so anbringen, dass zwischen ihr und den Fliesen möglichst wenig Baufeuchtigkeit eingeschlossen wird. Dieser Bedingung entspricht die Aussenseite der Korkisolierung; sie eignet sich hiefür auch mit Rücksicht auf die Bauvorgänge am besten. Es ist dabei streng darauf zu achten, dass der Kork in gut ausgetrocknetem Zustand versetzt, dass beim Anbringen des Innenverputzes und der Fliesen möglichst wenig Wasser verwendet wird, und dass die Fliesen erst nach Austrocknen des Verputzes versetzt werden. Es dürfte weiter zweckmäßig sein, die Dampfsperre so zu bemessen, dass sie noch eine gewisse Durchlässigkeit für Wasserdampf aufweist, damit die zwischen ihr und den Fliesen eingeschlossene Feuchtigkeit entweichen kann.

Es soll hier der Fall untersucht werden, bei dem eine Feuchtigkeitsausscheidung in der Isolierung von  $0,05 \text{ g/m}^2 \text{h}$  stattfinden darf, wie sie nach [4] S. 80, Fussnote 1, als noch zulässig erachtet wird. Das setzt allerdings voraus, dass das ausgeschiedene Wasser nach beiden Seiten durchsickern und an den Oberflächen verdunsten kann und dass dabei der erhöhte Wassergehalt des Korks dessen Isolierwirkung nicht nennenswert beeinträchtigt. Gefragt wird nach der Sperrwirkung, also nach dem Wert  $\mu d$ , den die Sperre aufweisen muss, um die Dampfströmung  $g_a$  zwischen A und B auf das zulässige Mass zu drosseln. Da die Strömung  $g_i$  von B nach I unverändert bleibt, ergibt sich

$$g_a = 0,026 + 0,050 = 0,076 \text{ g/m}^2 \text{h}$$

Löst man (Gl. 10a) nach  $\Sigma \mu d$  auf, so ergibt sich, wenn die Summe über den Bereich von A bis B (Bild 3b) genommen wird:

$$\sum \mu d = \frac{\Delta p}{160 \cdot g_a} = \frac{200 - 67,4}{160 \cdot 0,076} = 10,9 \text{ m}$$

Für die Sperre bleibt dann noch  $\mu d = 10,9 - 4,1 = 6,8$  Meter. Ein Heissbitumenanstrich mit  $\mu = 80000$  müsste somit nur rd. 0,08 mm dick sein. Bild 3c zeigt den Verlauf der Temperatur und der Drücke in Abhängigkeit von den Werten  $\mu d$ .

Nun ist noch zu prüfen, ob sich in der Mauer vor der Sperre, also an der Stelle C, Wasser ausscheidet. Das

ist, wie aus Bild 3c ersichtlich, nicht der Fall, da der Sättigungsdruck  $p_s$  höher liegt als der wirkliche Dampfdruck  $p_{d1}$ .

#### 4. Beläge und Dampfsperren in Gefrierräumen

Wie bereits oben bemerkt, sind Feuchtigkeitsausscheidungen bei Temperaturen unter  $0^\circ$  zu vermeiden, weil der gebildete Reif nicht abwandern kann. Wir haben weiter festgestellt, dass Wand- und Bodenbeläge wegen hohem Diffusionswiderstand solche Ausscheidungen stark begünstigen, weshalb Dampfsperren von hoher Sperrwirkung einzubauen sind. Die zwischen Sperre und Wandbelag liegenden Teile (Isolierung, Putz) sind somit weitgehend dampfdicht abgeschlossen. Sie müssen daher gut trocken sein, bevor die Räume tiefgekühlt werden. Diese Forderung ist vor allem bei der Bauausführung zu berücksichtigen. Bei der Bemessung der Sperre wird man dafür sorgen, dass diese eine gewisse zulässige Durchlässigkeit aufweist, so dass im Betrieb eine kleine Dampfströmung auftritt. Damit stellt sich die Aufgabe, diese Durchlässigkeit, also den zulässigen Wert  $\mu d$  der Sperre zu bestimmen.

Das soll an der im ersten Beispiel (Abschnitt 2) betrachteten Außenwand gezeigt werden, die auf der Innenseite mit einem Fliesenbelag mit dem Wert  $\mu d = 3,0$  überkleidet wird. Es werden die gleichen Luftzustände angenommen ( $+20^\circ\text{C}$ ,  $200 \text{ kp/m}^2$  aussen und  $-20^\circ\text{C}$ ,  $9 \text{ kp/m}^2$  innen). Der Wärmestrom wird durch die Fliesen nur unmerklich verkleinert ( $q = 6,83 \text{ kcal/m}^2 \text{ h}$ ), und auch der Temperaturverlauf ist fast gleich.

Um die Ausscheidungsvorgänge deutlich hervorzuheben, werden folgende drei Fälle betrachtet: 1. ohne Dampfsperre, also mit starker Ausscheidung in der Isolierung, 2. mit schwacher Sperre, derart, dass sich vor ihr kein Wasser ausscheidet, und 3. mit starker Sperre, derart, dass es in der Isolierung zu keiner Ausscheidung kommt. Bild 4 zeigt den grundsätzlichen (nicht den masstäblichen) Verlauf der Drücke  $p_s$  und  $p_d$  über den Werten  $\mu d$ . Für den Punkt B, der für alle drei Fälle gleich bleibt, ergibt sich eine Temperatur von  $-18,80^\circ\text{C}$  und ein Sättigungsdruck von  $11,80 \text{ kp/m}^2$ . Damit ist die Neigung der Dampfdrucklinie von I bis B und mit ihr der Dampfstrom durch die Fliesen bestimmt; er beträgt:

$$g_0 = (11,8 - 9,0) / 160 \cdot 3,2 = 0,0055 \text{ g/m}^2 \text{ h}.$$

Im Falle 1 fällt der Dampfdruck steil von A<sub>1</sub> auf B ab, und es scheidet sich im Kork viel Feuchtigkeit aus, wie aus dem Neigungsunterschied der Linien  $p_{d1}$  und  $p_{d0}$  zu ersehen ist, Tab. 4. Im Falle 2 ist die Neigung der  $p_{d2}$ -Linie zwischen A<sub>2</sub> und B durch den Sättigungsdruck im Punkte C<sub>2</sub>  $p_s = 178,3 \text{ kp/m}^2$  gegeben. Aus ihm berechnet sich der Wert  $\Sigma \mu d$  für die Mauer und die Sperre zu

$$\sum \mu d = \mu d_{\text{Mauer}} \frac{p_A - p_C}{p_A - p_B} = 2,6 \frac{200 - 178,3}{200 - 11,8} = 30,0 \text{ m},$$

woraus sich für die Sperre ein Wert  $\mu d = 27,4 \text{ m}$  ergibt. Eine Dachhaut auf PVC-Basis mit  $\mu = 52\,000$  müsste somit rund  $0,6 \text{ mm}$  dick sein. Der Dampfstrom ist  $g_2 = 0,0522 \text{ g/m}^2 \text{ h}$ . Auch hier tritt, wie aus dem Verlauf der Linie  $p_{d2}$  in Bild 4

Tabelle 4. Tiefkühlraum mit Fliesen und Dampfströme ohne und mit Sperren

Dampfsperre	ohne	schwach	stark
Wärmedurchgangszahl			
kcal/m <sup>2</sup> h °C	0,171	0,171	0,171
Grösse $\mu d$ der Sperre m	0	17	187
Wärmestr. $q$ kcal/m <sup>2</sup> h	8,8	22,9	196
Grösse $\Sigma \mu d$ der Wand m	6,83	6,83	6,83
Dampf- ( vor *) g/m <sup>2</sup> h	0,2100	0,0522	0,0522
strom ( nach *) g/m <sup>2</sup> h	0,0055	0,0055	0,0055
Ausscheidung g/m <sup>2</sup> h	0,2045 <sup>1)</sup>	0,0467 <sup>1)</sup>	0,0467 <sup>2)</sup>

\*) Ausscheidung

<sup>1)</sup> Ausscheidung bei B im kalten Teil des Korks

<sup>2)</sup> Ausscheidung bei C in der Ziegelmauer

ersichtlich ist, noch immer eine unzulässige Reifbildung in der Korkisolierung auf. Die Sperrwirkung ist somit beträchtlich zu verstärken.

Da sich bei dieser Massnahme der Verlauf der Temperatur  $t$  und des Sättigungsdruckes  $p_s$  nicht verändert, bleiben auch die Dampfströmung und der Druckverlauf  $p_{d2}$  auf der warmen Seite der Mauer bis zur Sperre gleich. Dort scheidet sich der grösste Teil des Dampfstromes als Wasser aus, und nur ein kleiner Reststrom (nämlich  $g_0 = 0,0055 \text{ g/m}^2 \text{ h}$ ) dringt als Dampf durch die kalten Wandschichten nach der Oberfläche im Kühlraum. Die Temperatur- und Drucklinien sind für diesen Teil in Bild 5 masstäblich in Abhängigkeit von den Werten  $\mu d$  aufgezeichnet. Die Gerade  $p_{d3}$  geht von I durch B nach C<sub>3</sub> (Bild 4); in B ist  $p_{d3} = p_s = 11,8 \text{ kp/m}^2$ ;  $p_{d3}$  erreicht am Ende der Sperre in C den dort herrschenden Sättigungsdruck  $p_s = 178,3 \text{ kp/m}^2$ . Hieraus ergibt sich der Wert  $\Sigma \mu d$  für die kalten Wandteile einschliesslich der Sperre zu

$$(\sum \mu d)_3 = 3,20 \frac{(178,3 - 9)}{(11,8 - 9)} = 193,3 \text{ m}$$

Ausgeschieden werden vor der Sperre  $0,0467 \text{ g/m}^2 \text{ h}$ . Da dies im warmen Teil der Mauer geschieht, und die Sickerströmung des Wassers, die in entgegengesetzter Richtung zur Dampfströmung vor sich geht, bis zur äusseren Oberfläche durch keine sperrende Schicht gehemmt ist, darf diese Ausscheidung als zulässig betrachtet werden. Für die Sperre selbst erhält man  $\mu d = 187,1 \text{ m}$ . Trotz diesem hohen Wert wird man versuchen, die Sperre aus dampfdurchlässigem Material aufzubauen, da nach Fertigstellen der Bauarbeiten zwischen ihr und den Fliesen eine geringe Menge Baufeuchtigkeit eingeschlossen bleibt, die möglichst weitgehend herausdiffundieren sollte, bevor auf tiefe Temperaturen gekühlt wird.

Ein ähnliches Problem liegt bei Böden von Kühlhäusern vor, die Räume mit stark verschiedenen Temperaturen voneinander trennen. Als Beispiel sei ein Tiefkühl-Stapelraum mit  $-22^\circ\text{C}$ , 83 %,  $p_d = 7,0 \text{ kp/m}^2$  gewählt, unter dem sich ein Obstlagerraum mit  $+4^\circ\text{C}$ , 93 %,  $p_d = 77 \text{ kp/m}^2$  befindet. Die Decke bestehe aus einer 36 cm dicken Platte aus armiertem Beton ( $\lambda = 1,2$ ,  $\mu = 10$ ), über der eine 20 cm dicke Isolierung aus Backkochplatten ( $\lambda = 0,04$ ;  $\mu = 15$ ) verlegt ist. Diese ist durch einen 10 cm dicken, armierten Betonüberzug mit abriebfester Oberfläche geschützt ( $\lambda = 0,125$ ,  $\mu = 10$ ). Um den Kork beim Verlegen dieses Ueberzuges gegen Durchnäsung zu schützen, muss eine Abdichtung zwischengelegt werden, die aber einen nur mässigen Diffusionswiderstand aufweisen darf, soll eine Feuchtigkeitsausscheidung im Kork vermieden werden. Wir wählen hiefür eine 0,5 mm dicke Kunststofffolie aus Polyester mit  $\mu = 6000$  und fragen nach der Stärke der Dampfsperre zwischen Betondecke und Kork.

Die Wärmeübergangszahlen sind verhältnismässig niedrig, da sich wegen weitgehend ausgeglichenen Temperaturen konvektive Strömungen kaum ausbilden können. Das gilt insbesondere auch für den Obstlagerraum trotz der dort vorgesehenen starken Ventilation. Angenommen wurden auf beiden Seiten  $\alpha = 5 \text{ kcal/m}^2 \text{ h } ^\circ\text{C}^3$ ). Damit ergibt sich eine Wärmedurchgangszahl von  $k = 0,173 \text{ kcal/m}^2 \text{ h } ^\circ\text{C}$  und ein Wärmestrom von  $q = 4,5 \text{ kcal/m}^2 \text{ h}$ . Bild 6 zeigt den Verlauf der Temperatur  $t$  sowie der Drücke  $p_s$  und  $p_d$  in Abhängigkeit von den Werten  $\mu d$  der einzelnen Wandschichten. Damit es im Kork zu keiner Ausscheidung kommt, muss die Dampfdruckgerade  $p_{d1}$  durch die Punkte A und B gehen, womit ihre Neigung festgelegt ist. Da diese kleiner ist, als die Neigung der Verbindungsgeraden der Punkte C und I, die den Dampfdruckverlauf  $p_{d2}$  im Beton wiedergibt, findet bei C eine Feuchtigkeitsausscheidung statt. Diese ist mit  $g_2 - g_1 = 0,0110 - 0,0044 = 0,0066 \text{ g/m}^2 \text{ h}$  sehr gering und kann vom Beton leicht aufgenommen und an die Kühlraumluft abgegeben werden, da sie im warmen Teil stattfindet. Der Wert  $\mu d$  für die Dampfsperre ergibt sich durch Verlängern der Geraden  $p_{d1}$  bis zum Punkte C zu rd. 80 m. (In Bild 6 ist die Sperre stark verkürzt dargestellt.) Er ist also

<sup>1)</sup> Vgl. hiezu die Angaben über Gesamt-Wärmeübergangszahlen an Wänden und Decken von Räumen in [4], S. 112/113, wonach Werte zwischen 4 und 5 wahrscheinlich sind.

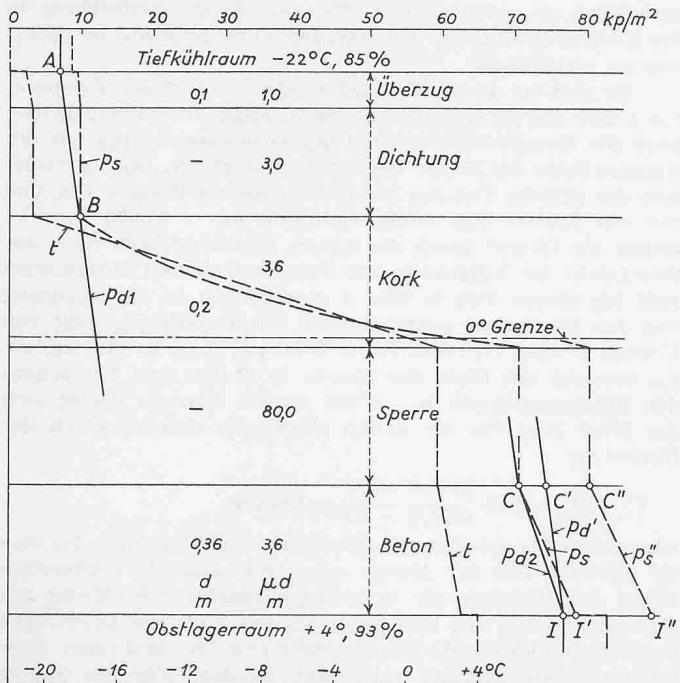


Bild 6. Temperatur- und Druckverlauf in einer Kühlhausdecke mit Dampfsperre in Abhängigkeit von den Größen  $\mu d$ . Über der Decke befindet sich ein Tiefkühl-Stapelraum mit bei  $-22^\circ\text{C}$ , 83 %, unter ihr ein Obstlagerraum mit  $+4^\circ\text{C}$ , 93 %

28 mal grösser als der entsprechende Wert für die Dichtungsschicht auf der Oberseite des Korks. Ob es gelingt, einen Heissbitumenauflag von rd. 1 mm Dicke ( $\mu = 84\,000$ ) herzustellen oder die Sperre auf andere Weise aufzubauen, bleibe dahingestellt. Das Beispiel macht deutlich, dass Dichtung und Sperre aufeinander abgestimmt werden müssen, derart, dass die Sperre gegenüber der Dichtung einen bestimmten (rd. 30fachen) Diffusionswiderstand aufweist.

In diesem Zusammenhang sei auf die Gefahr der Tropf- wasserbildung an der Decke des Obstlagerraumes hingewiesen. Tatsächlich liegt der Druck  $p_s$  an der Deckenoberfläche (Punkt I') bei den getroffenen Annahmen sehr nahe bei I. Eine geringe örtliche Erhöhung der relativen Feuchtigkeit der Raumluft oder eine kleine Senkung der Wärmeübergangszahl z. B. infolge geringerer Luftbewegung kann zur Unterschreitung des Taupunktes führen. Die Gefahr könnte durch stärkeres Isolieren verringert werden. Ein sicheres Mittel ist eine schwache elektrische Deckenheizung, derart, dass die Oberflächentemperatur der Obstrumdecke  $+5^\circ\text{C}$  beträgt. Damit rückt der Sättigungsdruck beträchtlich nach oben (Linie  $p_s''$ ), und es kommt nicht mehr zur Feuchtigkeitsausscheidung im Beton. (Der Punkt C'' liegt höher als der Punkt C', der durch die Dampfdruckgerade  $p_d'$  gegeben ist; diese ist mit der Geraden  $p_d1$  identisch.)

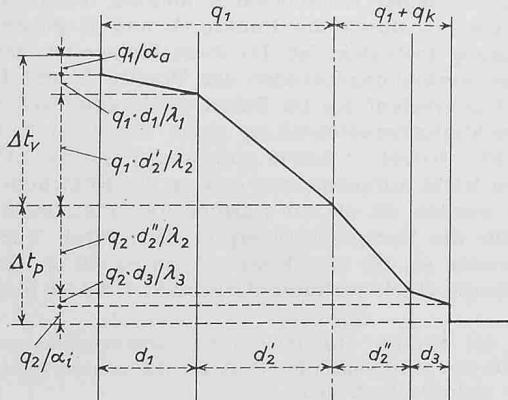


Bild 8 (links). Zur Berechnung des Temperaturverlaufs bei Anfall einer Kondensationswärme  $q_k = q_2 - q_1 \text{ cal/m}^2\text{h}$

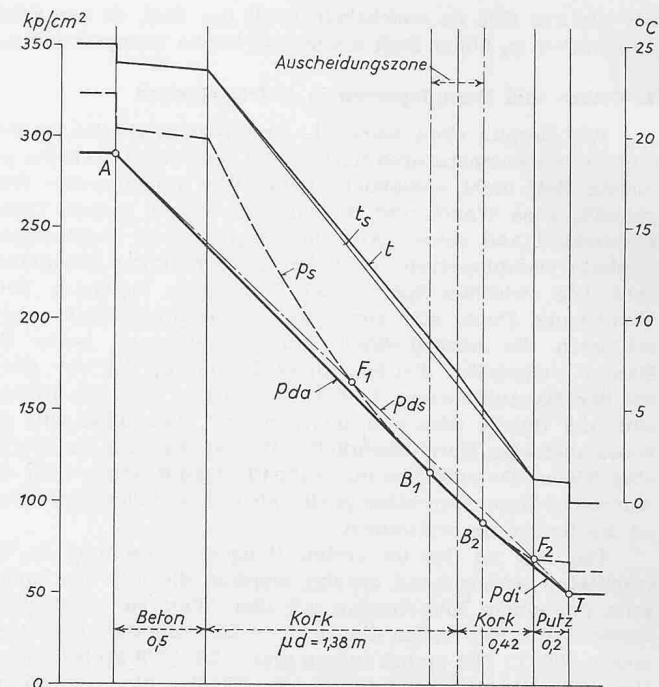


Bild 7. Bestimmung der Ausscheidungszone in der Innenwand eines Kühlraumes unter Berücksichtigung der Kondensationswärme; Darstellung in Abhängigkeit von den Größen  $\mu d$

##### 5. Die Ausscheidungszone

Bei den bisher betrachteten Fällen waren die Stellen der Feuchtigkeitsausscheidungen durch eine starke Knickung der Sättigungsdrucklinie gekennzeichnet, wobei die Dampfdrucklinien ebenfalls durch den Knickpunkt hindurchgehen (z. B. Punkt B in den Bildern 4 und 5). Es soll jetzt eine Wandkonstruktion untersucht werden, bei der das nicht mehr trifft. Es handelt sich um eine Innenwand nach Bild 7, die einen Fabrikationsraum mit  $25^\circ\text{C}$ , 90 %,  $p_{da} = 290 \text{ kp/m}^2$  von einem Kühlraum mit  $0^\circ\text{C}$ , 80 %,  $p_{di} = 50 \text{ kp/m}^2$  trennt und aus einer 6 cm dicken Betonwand ( $\lambda = 1,2$ ,  $\mu = 8$ ) und einer 12 cm dicken Korkisolierung ( $\lambda = 0,04$ ,  $\mu = 15$ ) besteht. Ein Verputz von 2 cm Dicke schützt die Isolierung.

Bei einem Temperaturgefälle von  $25^\circ\text{C}$  ergibt die Berechnung nach der bisherigen Art einen scheinbaren Wärmestrom von

$$q_s = 25/3,361 = 7,44 \text{ kcal/m}^2 \text{ h}$$

und bei einem Dampfdruckgefälle von  $240 \text{ kp/m}^2$  einen scheinbaren Dampfstrom von

$$g_s = 240/160 \cdot 2,50 = 6,00 \text{ g/m}^2 \text{ h}$$

In Bild 7 ist der Verlauf der scheinbaren Temperatur  $t_s$ , des zugehörigen Sättigungsdruckes  $p_s$  und des scheinbaren Dampfdruckes  $p_{ds}$  über den Werten  $\mu d$  aufgetragen. Wie er-

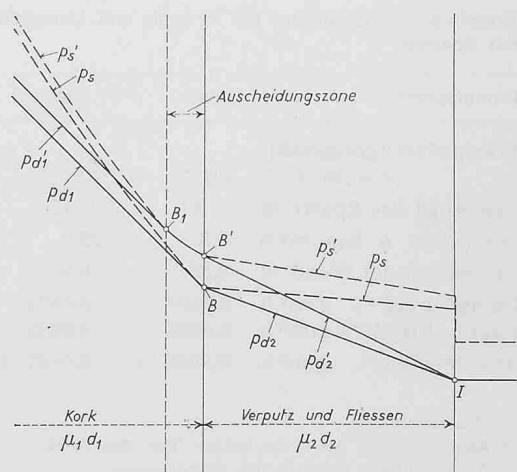


Bild 9 (rechts). Entstehung einer Ausscheidungszone bei scheinbar auf eine Ebene beschränkter Ausscheidung

sichtlich, unterschneidet die Kurve  $p_s$  die Gerade  $p_{ds}$ , welche die Punkte A und I miteinander verbindet (wie das schon im ersten Beispiel, Bild 2, festgestellt worden ist). Es wird also Feuchtigkeit ausgeschieden. Den wirklichen Verlauf des Dampfdruckes erhält man nach H. Glaser [3], indem man von den Punkten A und I die Tangenten an die  $p_s$ -Kurve legt. Die Berührungs punkte  $B_1$  und  $B_2$  begrenzen die Ausscheidungszone, und die Neigungen der beiden Tangenten geben die Dampfströmung vor und nach der Ausscheidung an. In unserem Beispiel ergeben sie sich zu

$$g_1 = 6,5 \text{ g/m}^2 \text{ h} ; g_2 = 4,9 \text{ g/m}^2 \text{ h} ; g_1 - g_2 = 1,6 \text{ g/m}^2 \text{ h}$$

Die Ausscheidung ist bei dieser stark durchlässigen Mauer verhältnismässig gross; sie übersteigt beträchtlich das zulässige Mass von etwa 0,05 g/m<sup>2</sup> h. In der Regel ist der Kork gegenüber dem Beton durch eine Bitumenschicht, die zugleich als Bindemittel dient, getrennt, wodurch eine Sperrwirkung zustandekommt, die die Ausscheidung verhindert. Dieser Fall ist im ersten Beispiel (Bild 2) untersucht worden.

Die festgestellte Ausscheidung bei der Wand ohne Sperr ist so gross, dass die Kondensationswärme nicht mehr vernachlässigt werden kann, beträgt diese doch  $q_k = 0,6 \cdot 1,6 = 0,96 \text{ kcal/m}^2 \text{ h}$  oder 13 % des oben berechneten «scheinbaren» Wärmestromes<sup>4)</sup>. Der Wärmefluss ist nach der Ausscheidung um  $q_k$  grösser als vor ihr, wodurch sich die wirkliche Temperaturlinie  $t$  nach oben ausknickt und auch die  $p_s$ -Linie eine entsprechende Abflachung erfährt. Dadurch verringert sich die wirkliche Ausscheidung.

Die Berechnung lässt sich mit einem Annäherungsverfahren in der Weise durchführen, dass zunächst die Ausscheidungszone, also die Punkte  $B_1$  und  $B_2$ , wie soeben gezeigt, ermittelt und angenommen wird, die Kondensationswärme  $q_k = 0,6 (g_1 - g_2) \text{ kcal/m}^2 \text{ h}$  werde etwa in der Mitte dieser Zone dem Wärmestrom  $q_1$  zugefügt, so dass sich dieser auf  $q_2 = q_1 + q_k$  vergrössert. Das gesamte Temperaturgefälle  $t_a - t_i$  teilt sich dann auf die einzelnen Wandteile und die Uebergänge an den Oberflächen nach Bild 8 auf. Dabei ist der Teil

$$\text{vor der Ausscheidung } \Delta t_v = q_1 \left( \frac{1}{\alpha_a} + \frac{d_1}{\lambda_1} + \frac{d_2'}{\lambda_2} \right)$$

$$\text{nach der Ausscheidung } \Delta t_n = q_2 \left( \frac{d_2''}{\lambda_2} + \frac{d_3}{\lambda_3} + \frac{1}{\alpha_i} \right)$$

Mit Hilfe dieser Ausdrücke kann der Verlauf der Temperatur und des Sättigungsdruckes ein zweites Mal genauer, d. h. unter Berücksichtigung von  $q_k$  berechnet werden. Man wählt dabei  $q_k$  etwas kleiner als nach der ersten Berechnung, weil die neue  $p_s$ -Kurve etwas flacher verläuft als die ursprüngliche. In unserem Beispiel wurde für die zweite Berechnung mit  $q_k = 0,75 \text{ kcal/m}^2 \text{ h}$  gerechnet. Damit ergaben sich folgende Zahlen:

$$k = 1/3,46 \text{ kcal/m}^2 \text{ h}^0 \text{ C} ; \quad q_1 = 7,20 \text{ kcal/m}^2 \text{ h} ;$$

$$q_2 = 7,95 \text{ kcal/m}^2 \text{ h}$$

$$g_1 = 6,25 \text{ g/m}^2 \text{ h} ; \quad g_2 = 5,00 \text{ g/m}^2 \text{ h} ;$$

$$g_1 - g_2 = 1,25 \text{ g/m}^2 \text{ h}$$

Mit der ausgeschiedenen Wassermenge von 1,25 g/m<sup>2</sup> h ergibt sich durch Multiplizieren mit der Verflüssigungs wärme von 0,6 kcal/g die Wärme  $q_k = 0,75 \text{ kcal/m}^2 \text{ h}$ , wie angenommen.

Es soll nun abschliessend noch die Frage kurz gestreift werden, wie die Ausscheidung in den früher betrachteten Fällen vor sich geht, bei denen sich die Dampfdrucklinien in einem Punkte (z. B. Punkt B in Bild 5) schneiden, wenn sie also in der durch diesen Punkt gekennzeichneten Ebene stattfinden müsste, was offenbar der Wirklichkeit nicht entspricht. In Bild 9 ist der grundsätzliche Verlauf der Drucklinien über den Werten  $\mu d$  in der Umgebung der gefährdeten Stelle dargestellt, wobei es infolge der Neigungsänderung der Geraden  $p_{d1}$  und  $p_{d2}$  zu einer örtlichen Ausscheidung

4) Die Theorie der Dampfdiffusion mit Ausscheidung unter Berücksichtigung der Kondensationswärme findet sich in [3] 1958, S. 174/179. Das hier angegebene Näherungsverfahren dürfte in den meisten Fällen genügen.

kommt. Diese bewirkt nun aber, wie vorhin gezeigt wurde, eine Vergrösserung des Wärmestromes und damit eine Verschiebung der Sättigungskurve von  $p_s$  nach  $p_s'$ , wobei sich der Kurventeil vor der verschobenen Knickstelle B' stärker krümmt. Die Dampfdrucklinie verschiebt sich dadurch von  $p_{d1}$  nach  $p_{d1}'$  und berührt im Punkte B<sub>1</sub> die Kurve  $p_s$ , von wo sie dieser bis B' folgt. Durch B<sub>1</sub> und B' ist auch der Ausscheidungsbereich festgelegt.

## Literaturverzeichnis

- [1] Krischer, O.: Grundgesetze der Feuchtigkeitsbewegung in Trockengütern. Kapillarwasserbewegung und Dampfdiffusion Z. VDI. Bd. 82 (1938) S. 373.
- [2] Plank, R.: Handbuch der Kältetechnik, erster Band. Berlin, Göttingen, Heidelberg 1954, Springer-Verlag.
- [3] Glaser, H.: Wärmeleitung und Feuchtigkeitsdurchgang durch Kühlraumisolierungen. «Kältetechnik» 10 (1958), S. 86/91. — Temperatur- und Dampfdruckverlauf in einer homogenen Wand bei Feuchtigkeitsausscheidung. «Kältetechnik» 10 (1958), S. 174/179. — Vereinfachte Berechnung der Dampfdiffusion durch geschichtete Wände bei Ausscheidung von Wasser und Eis. «Kältetechnik» 10 (1958), S. 358/364 und 386/390. — Graphisches Verfahren zur Untersuchung von Diffusionsvorgängen. «Kältetechnik» 11 (1959), S. 345/349.
- [4] Cammerer, J. S.: Der Wärme- und Kälteschutz in der Industrie, 4. Auflage. Berlin, Göttingen, Heidelberg 1962, Springer-Verlag.
- [5] Rothenbach, E.: Wechselwirkung zwischen Aussen- und Innenklima in Abhängigkeit von der Baukonstruktion. «Heiz.-Lüft.-Haustechnik» 14 (1963), Nr. 11, S. 382/392.
- [6] Bäckström, M.: Kältetechnik. Bearbeitet und ins Deutsche übertragen von Dr. E. Emblik. Karlsruhe 1953. G. Braun.

## Mitteilungen

**Heutige Architektur und die Entwicklung der Bauaufgabe des Lyceumclubs Zürich.** Das vom Architekten Carl Ferdinand von Ehrenberg (1806 bis 1841) an der Hohen Promenade in Zürich gebaute Haus «Zum Ehrenberg» wurde seinerzeit dem Lyceumclub von Maria Pfrunder als Heim und Wirkungsstätte geschenkt. Leider genügt dieser in biedermeierlicher Klassizistik gestaltete Privatbau heute den Anforderungen des Clublebens nicht mehr. Die mit der Projektierung eines Neubaus beauftragte Architektin Lisbeth Sachs trug kürzlich im Kreise der Zürcher Akademikerinnen ihre Gedanken zur Architektur von heute vor, um anschliessend ihren Entwurf für den Neubau zu erläutern. Dieser soll sich in eine Stufe des Ueberganges vom Pfauenplatz zum grünen Hügel der Hohen Promenade — von der City zur Natur — fügen und dadurch der Auffassung von Lisbeth Sachs Ausdruck geben, wonach ein Werk der Architektur die ihm innewohnende Qualität (welche nie aus einem Wollen oder gar Auffallen-Wollen bestehen darf) ausstrahlen und ein harmonisches Bild des Alten mit dem zukunftsgerichteten Neuen ergeben soll. Durch Lichtbilder und Tafelskizzen verdeutlichte die Referentin die Vielgestaltigkeit heutiger Architekturformen, der Fachleute und Publikum oft unsicher begegnen in der Meinung, die eine Richtung gegen die andere ausspielen zu müssen. Die Winkelrechte, wie auch die geschwungene Form sind aber — nach Lisbeth Sachs — beide durchaus gültige Aeusserungen für das formale Empfinden von heute. Am Beispiel des Bürohauses Alvar Aaltos am Hauptplatz in Helsinki als Abschluss einer langen Front von aufgereihten klassizistischen Bauten sieht die Architektin Sachs ihre Auffassung von zeitgenössischem baukünstlerischem Gestalten im hergebrachten Stadtbild vorbildlich realisiert.

**Abendtechnikum Zürich.** Die Diplomfeier dieses Frühlings fand zum ersten Mal in der Wasserkirche statt, was Rektor Dr. P. Schaub mit besonderer Genugtuung feststellen konnte, als er am 4. April die Diplomanden und Gäste begrüsste, welche das ehrwürdige Gotteshaus bis auf den letzten Platz füllten. Umrahmt von Musikvorträgen hörte man Ausführungen von Prof. Dr. Max Holzer, Direktor des BIGA, über die Stellung des Technikers im Rahmen des kommenden Berufsbildungsgesetzes, worauf die Diplome überreicht