

174003024

Anlage 1

zur Niederschrift über die fünfte Besprechung zum I.G.-Wärmeatlas
am 25.3.1941 im Techn.Prüfstand Oppau

Dr.Ing.Kießkalt Höchst:

Betreff: Hochschularbeiten.

1.) Rückblick auf Sitzung 1938 - erledigte und nichterledigte Arbeiten -
Erweiterung des Atlases trotz starker Inanspruchnahme und Ausscheiden
von L e h m a n n, insbesondere Blätter über Vorgänge mit Änderung des
Aggregatzustandes.

Stark gehemmt war die kritische Weiterführung des Oppauer Fragebogens
für Trockner - ganz liegen blieb die Weiterentwicklung der Strahlapparate,
für die aber ausserhalb der I.G. wertvolle Arbeit geleistet wurde.

Auf dem Gebiet der Stoffwertesammlung erschien die grosse Arbeit von
P f a f f - heute Mitarbeiter der I.G. - als Karlsruher Dissertation, die
zusammen mit der Arbeit von E u c k e n wertvollste Hilfe bedeutet, da
die wichtigen Anhaltspunkte oder über Analogien die wichtigsten praktischen
Daten mit hinreichender Genauigkeit ermittelt werden können.

2.) 1938 war festgelegt worden, dass folgende Arbeiten IG-mässig
zentralisiert werden:

Wärmeleitfähigkeit fester und flüssiger Stoffe
bestimmen Ludwigshafen und Leverkusen.

Dampfdrücke bis 1 at und Verdampfungswärmen bestimmt
Leverkusen.

Siede-, Kondensations- und Gleichgewichtskurven
bearbeitet Leuna.

p-v-Kurven (Kompressibilität) misst Leuna.

Explosionsdrücke und -grenzen misst Wolfen-Film.

Sind die Zentralstellen arbeitsfähig?

3.) Der dritte Band sollte auch alle wesentliche i-x- und sonstigen Mollier-Diagramme umfassen, insbesondere von technisch wichtigen Kohlenwasserstoffen, wie sie laufend an amerikanischen Hochschulen veröffentlicht werden. Professor W i l k e wollte die Umrechnung dieser Diagramme in deutsche Maßstäbe übernehmen, wie bereits kurz vor dem Kriege für Höchster Kältemittel. Ein Verzeichnis der inzwischen herausgekommenen einschlägigen amerikanischen Arbeiten wird verteilt.

4.) Versuchsaufträge für Hochschulen.

Beschluss der Teko und bisherige Ergebnisse, im wesentlichen Professor A c k e r m a n n für fraktionierte Kondensationen, dann Vorschläge aus den ingenieurtechnischen Versuchen 1941, der destilliertentechnischen Arbeitsgemeinschaft und der Endstufenverfahren (Ende des Trockenvorganges). Es werden jetzt die Vorschläge der Wärmeingenieure erbeten.

Vorschlag: Nach Sichtung der Arbeit in die engere Auswahl in der Teko rundzuschreiben und dann eine Auswahl von Professoren zu einer gemeinsamen Besprechung im engeren Kreis zu einem I.G.-Werk mit Besichtigung einzuladen.

Anlage 2

zur Niederschrift über die fünfte Besprechung zum I.G.-Wärmeatlas
am 25.3.1941 im Techn.Prüfstand Oppau

Dr. Ing. Kling Oppau

Bericht über den Fortgang der Arbeiten am Wärmeatlas.

Die letzte Wärmeatlas-Tagung hatte am 4./5. Februar 1938 in Oppau stattgefunden. Für den Herbst 1939 war die 5. Tagung geplant, die jedoch wegen des Kriegsausbruchs verschoben wurde. Ich selbst wurde damals zum Heeresdienst einberufen, sodass die Arbeiten noch eine einjährige Unterbrechung erfuhren. Der heutige Rechenschaftsbericht wird daher die Wärmeatlasarbeiten zweier Jahre umfassen.

Vor einigen Tagen sind den Wärmeatlasbesitzern 12 neue Arbeitsblätter zum I. und II. Band zugesandt worden.

Im I. Wärmeatlasband sind auf Seite 5 die Formeln für den Wärmedurchgang durch Wände und Rohre angegeben. Um nun praktische Berechnungen zu erleichtern, sind die Blätter 5a "Wärmeleitzahlen von Isolierstoffen" und Seite 5b "Wärmeleitzahlen von feuerfesten Steinen" herausgegeben worden. Andere Blätter über die Wärmeleitzahlen von Baustoffen, Metallen und Kunststoffen sind teils im Druck, teils in Bearbeitung.

Der häufige Gebrauch dimensionsloser Kenngrößen wird erleichtert durch Blatt 9b "Ermittlung der Prandtl'schen Zahl" und Blatt 9c "Ermittlung der Grashof'schen Zahl".

Das Gebiet der Strahlung hat eine kleine Erweiterung erfahren durch Blatt 10b "Wirksame Strahlungszahl von umhüllenden Flächen und parallelen Wänden" und durch Blatt 10c über "Strahlungszahlen". Die Strahlungsberechnungen waren bisher im Wärmeatlas kaum berücksichtigt worden. Im Ausbau der Blattreihe 10 soll nunmehr das Strahlungsgebiet als eine der vordringlichsten Aufgaben am Wärmeatlas bearbeitet werden.

In gleicher Weise wird die Blattrihe 15 für Druckverlustbe-
rechnungen ausgebaut werden. Das neue Blatt 15a stellt die "Allgemeine
Gleichung des Strömungswiderstandes für Gase und Flüssigkeiten" dar.

Der Widerstandsbeiwert ξ wird dann jeweils für verschiedene An-
ordnungen in den folgenden Blättern gegeben. So stellt Blatt 15b den
"Widerstandsbeiwert von Kugelschüttungen" dar, Blatt 15c den "Widerstands-
beiwert bei Querströmung zu Rohrbündeln". In Fortsetzung der Reihe sind
Schüttstoffe, Kontakte, Rohrleitungen, Armaturen usw. in Bearbeitung.

Die natürliche Konvektion war bisher im Wärmetlas überhaupt noch
nicht behandelt. Blatt 16a stellt daher den "Wärmeübergang bei freier Strömung
an senkrechten ebenen Wänden und senkrechten Rohren" dar. - Das Blatt 16b
"Wärmeübergang bei freier Strömung um horizontale Rohre und Drähte" ist z.Zt.
im Druck. Die natürliche Konvektion in Gas- und Flüssigkeitsschichten ist in Be-
arbeitung.

Einen Übergang vom theoretischen zum praktischen Teil des Wärmet-
lasses stellt Blatt 17 dar, das den "Wärmeübergang im Rührkessel mit Blatt-
rührer und Schnellrührer" nach den Versuchen von Höchst behandelt. - Ebenso
ist auch der Merseburger Einheitskühler als Arbeitsblatt vorgesehen.

An Betriebsbeispielen sind 11 neue Blätter fertiggestellt und in Druck
gegeben.

Der II. Band des Wärmetlasses ist um das Blatt 9 "Wärmeübergang an
siedendes Wasser über waagrechten Platten, in Gefäßen und Pfannen" erweitert
worden. In Ergänzung zum Gebiet der Verdampfung ist noch beabsichtigt, den
Wärmeübergang am senkrechten Verdampferrohr zu bearbeiten, während das Gebiet
der Kondensation durch den Wärmeübergang bei der Kondensation von Gas- und
Dampfgemischen vervollständigt werden soll.

Die eben erwähnten Arbeiten haben den vollständigen Ausbau der bisher
bestehenden beiden Wärmetlasbände zum Ziel. Von der Ausarbeitung des 3. Bandes
hatten wir bis jetzt Abstand genommen, wengleich schon wesentliche Vorarbeiten
getan sind und umfangreiches Material gesammelt wurde. Auch hoffen wir noch in
diesem Jahr mit den Arbeiten zum 3. Band zu beginnen, der ja bekanntlich die

Gebiete der Destillation und Rektifikation, Absorption, Trocknung usw. umfassen wird.

Inzwischen hatten wir jedoch eine andere, uns wesentlich dringlicher erscheinende Aufgabe in Angriff genommen, nämlich eine Sammlung von Stoffgrößen für wärmetechnische Berechnungen. Zuerst war nur eine Ergänzung der im 1. Wärmetlasband vorhandenen 10 Stoffwerte-Blätter beabsichtigt. Es sammelte sich aber bald derart viel wertvolles Material an, dass wir uns zur Herausgabe einer gesonderten Stoffgrössensammlung entschlossen. Diese umfasst nicht nur Stoffgrößen für Berechnungen des Wärmeüberganges, wie es für den 1. und 2. Atlasband erforderlich wäre, sondern auch allgemein thermodynamisch wichtige Stoffeigenschaften. Damit wird gleichzeitig auch eine wertvolle Grundlage für den Ausbau und den Gebrauch des geplanten 3. Wärmetlasbandes geschaffen. Vor allem wurden die Stoffgrößen bei hohen Drücken bearbeitet, denn es ist ja heutzutage beinahe ~~anormal~~, in den chemischen Betrieben der I.G., dass sich ein Stoff unter normalem Druck befindet. Bekanntlich ändern sich die Stoffeigenschaften teilweise sehr stark mit erhöhtem Druck. Hierüber möchte ich ausführlicher in meinem nachherigen Vortrag sprechen.

Jetzt sei noch einiges gesagt über Aufbau und Einteilung der Stoffwertesammlung.

In der Darstellungsform war zwischen zwei Arten zu wählen, entweder Tabellen oder Diagramme. Eine tabellarische Zusammenstellung hätte den Vorteil grösserer Genauigkeit der Angaben gehabt, würde aber allmählich darauf hinauslaufen, den Landolt-Börnstein abzuschreiben. Ich wählte daher die Darstellungsform von Diagrammblättern:

1. wegen der bequemen Art, gleichzeitig mehrere Einflüsse, z.B. Druck und Temperatur auf eine Stoffgrösse darzustellen,
2. wegen der leichten Extrapolationsmöglichkeit und
3. wegen des heuristischen Wertes dieser Darstellungsart.

Gerade der letzte Punkt erlaubt es, eine Darstellung von vielen Stoffen zu vermeiden und dafür eine Auswahl der wichtigsten oder aber charakteristischsten Stoffe in einem Blatt zu geben. Beispielsweise sei hier

die Zusammenstellung der dynamischen Zähigkeit von Gasen bei 1 at abs. abhängig von der Temperatur gezeigt (Abb.1). Es ist klar, dass für einen hier nicht aufgeführten Stoff, dessen Zähigkeit bei Normalzustand bekannt sei, eine bequeme Extrapolation möglich ist. Man kann mit so einer Bleistiftmessung immerhin über den Bereich von 1000°C η -Werte gewinnen, deren Genauigkeit mit etwa 10% für praktische Berechnungen vollauf genügen wird.

Es sei noch erwähnt, dass in fast allen Diagrammblättern die Temperatur als Abszisse gewählt ist. Unter Kenntnis der kritischen Temperatur weiss man dann, dass in den Diagrammen alles rechts von $t_{\text{krit.}}$ nur gasförmig, alles links von $t_{\text{krit.}}$ jedoch gasförmig, dampfförmig, flüssig oder fest sein kann.

Der ganze Stoffatlas ist in einen ersten und einen zweiten Teil (Abb.2) unterteilt. Im ersten Teil sind die Eigenschaften einfacher Stoffe in allen drei Aggregatzuständen behandelt, im zweiten Teil sollen die Eigenschaften von Stoffmischungen und die Vorgänge bei Stoffumwandlungen bearbeitet werden.

Das Inhaltsverzeichnis zeigt Ihnen die Einteilung. Hierin umfassen Punkt A bis F alle Stoffgrössen, die für reine Wärmeübergangsberechnungen benötigt werden, während Punkt G bis K die für die thermodynamische Beurteilung der Stoffe oder wärmebilanzmässige Berechnung wichtigen Angaben enthält.

Die einzelnen Blätter erhalten die Buchstabenbezeichnung mit fortlaufenden Nummern, wodurch jede Gruppe für sich ergänzt werden kann, ohne die Reihenfolge des Ganzen zu stören (wie es ja leider beim Wärmeatlas der Fall ist).

Besondere Textblätter mit Beschreibungen sind für den 1. Teil nicht vorgesehen. Die Blätter sollen durch klaren übersichtlichen Aufbau und Bezeichnungen für sich sprechen.

Die Gruppen A, B und C sind für Gase und für die in der Literatur bekannten Hochdruckmessungen fertiggestellt. Die Zusammenstellungen für Flüssigkeiten sind in Arbeit. - Gruppe D und E wurden noch nicht bearbeitet, zumal die Wärmeausdehnung für Gase stets $1/T$ ist und die Kompressibilitäten im Arbeitsblatt 9 der VDI-Regeln für Durchflussmessung leicht erreichbar sind. - Die Gruppen F bis K sind zum grössten Teil fertiggestellt.

Bis jetzt umfasst die Stoffwertesammlung etwa 30 fertige Blätter, die in einigen Wochen an alle Wärmetlasbenützer versandt werden sollen.

Wir haben demnach in zwei Jahren etwa 50 Diagrammblätter für den Wärme- und Stoffatlas zusammen fertiggestellt, eine Arbeit, die wir immer nur neben unserer laufenden Prüfstandstätigkeit erledigen konnten. Nun hat Herr Prof. Wilke, der ja an den Arbeiten stets grossen Anteil nahm, kürzlich einen Zeichner speziell für den Wärmetlas zur Verfügung gestellt, womit ich auch unser restliches Programm bald zu beenden hoffe.

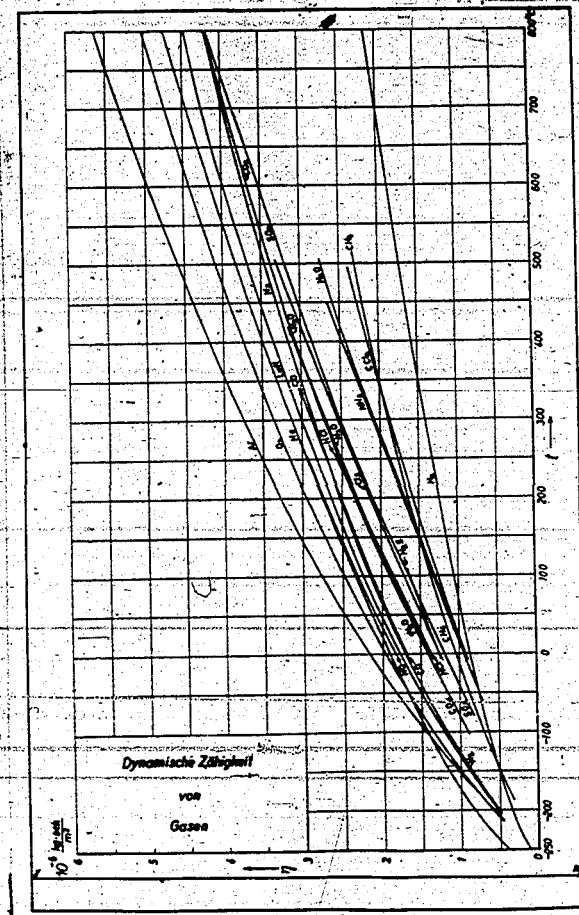


Bild 1

Stoffwertesammlung.

1 Teil: Einfache Stoffe in festem, flüssigem und gasförmigem

Zustand.

- A. Wärmeleitzahl.
- B. Zähigkeit.
- C. — Spezifische Wärme.
- D. Wärmeausdehnung.
- E. Spezifisches Gewicht. [Kompressibilität]
- F. Verdampfungswärme.
- G. Dampfdruckkurven.
- H. Kritische Daten.
- J. Zustandsdiagramme.
- K. Dampftabellen.

2 Teil: Stoffgemische aus zwei und mehr Komponenten
und Stoffumwandlungen

Bild 2

Anlage 3

zur Niederschrift über die fünfte Besprechung zum I.G.-Wärmeatlas
am 25.3.1941 im Techn.Prüfstand Oppau

Dipl.-Ing.Matz, Höchst:

"Ähnlichkeit von Wärme- und Stoffübergang".

Ähnlichkeit von Wärme- und Stoffübergang.

Von

Dipl.-Ing. W. Matz

Zusammenfassung

Für den Gegenstrom-Wärmeaustauscher werden die Temperatur-Wegkurven $T = f(x)$ für die heisse Flüssigkeit und $T' = f(x)$ für die kalte Flüssigkeit entwickelt und ihre Eigenschaft als Exponentialkurven nachgewiesen, aus dem Temperaturunterschied $(T - T')$ wird ein "Umkehrbarkeitsmass" φ abgeleitet und die beiden Grenzfälle unendlich grosser kalter und unendlich grosser warmer Flüssigkeitsmenge besprochen. Der Exponent von e wird dann durch dimensionslose Aehnlichkeits-Kenngrössen dargestellt. In ähnlicher Weise werden aus dem Konzentrationsunterschied $(c - c')$ bzw. aus dem Teildruckunterschied $(P - P')$ die Teildruck-Weg-Kurven $P = f(x)$ für die stoffabgebende Phase und $P' = f(x)$ für die stoffaufnehmende Phase beim Stoffaustausch ebenfalls als e -Kurven gefunden und erörtert. Aus Betrachtungen über Entropieveränderung wird festgestellt, dass der Verlauf der Exponentialkurven mit konstanter Subtangente einem Prozessablauf im gleichzeitig quellenfreien und wirbelfreien Laplace'schen Vektorfeld entspricht. Die Untersuchung der allgemeinen Exponentialkurve zeigt, dass das Temperatur- (für den Wärmevergange) bzw. Teildruck- (für den Stoffaustausch) Aufteilungsverhältnis $y_1 : y_2$, den integrierenden Nenner $e^{-f(x)}$ zum "unvollständigen Differential" der Subtangengleichung darstellt. In Betrachtungen über die thermodynamische Wahrscheinlichkeit wird darauf hingewiesen, dass der "integrierende Nenner" zu der Grösstwahrscheinlichkeit der Maxwell-Boltzmannschen Aufteilung in einfacher Beziehung steht.

Ueber die Aehnlichkeit von Wärme- und Stoffübergang ist im Schrifttum sowohl in Deutschland als auch in Amerika viel gesprochen worden. In den letzten Jahren haben sich insbesondere Busemann, Ackermann, Bosnjakovic bei uns, Lewis, Chilton und Colburn in Amerika eingehend mit diesem Problem befasst. Für uns Chemie-Ingenieure traten neuerdings solche Aehnlichkeitsbetrachtungen in den engeren Gesichtskreis, da wir erhofften, aus dem Vergleich von Wärme- und Stoffübergang Modellähnlichkeits-Kenngrössen für den praktischen Gebrauch bei Rektifikations-, Absorptions- und Extraktionsaufgaben ableiten zu können. Ich möchte heute nur in grossen Umrissen unsere auf dem Nichtumkehrbarkeitsgrundsatz des zweiten Hauptsatzes beruhende Auffassung darlegen und zunächst über den Wärmeübergang beim Röhren-Wärmeaustauscher, dann über den Stoffaustausch im allgemeinen und zum Schluss über die beide Vorgänge gemeinsam beherrschende Grundlage sprechen. Hierbei sollen aber die Vorgänge mit chemischen Umsetzungen unter Wärmeentwicklung und Wärmeabgabe von grösserem Ausmasse nicht berücksichtigt werden.

1. Der Gegenstrom-Röhren-Wärmeaustauscher.

a) $m_1 - m_2 > 0$

In Bild 1 ist das Schema des Wärmeaustauschers und der Temperaturverlauf im Austausch gezeichnet. An heisser Flüssigkeit mögen q_1 [m^3/h] vom spezifischen Gewicht γ_1 [kg/m^3], der spezifischen Wärme c_1 [$kcal/kg\ grad$] und der Anfangstemperatur T_1 von links nach rechts durch die Röhre strömen, an kalter Flüssigkeit mögen q_2 [m^3/h] vom spezifischen Gewicht γ_2 [kg/m^3], der spezifischen Wärme c_2 [$kcal/kg\ grad$] und der Anfangstemperatur T_2 von rechts nach links um die Röhre strömen. Die Temperatur der heissen Flüssigkeit werde mit T ,

die der kalten mit T' bezeichnet. Zwischen heisser und kalter Seite besteht dann der Temperaturunterschied $(T-T')$. Die Länge x werde von der linken Seite aus gerechnet. Durch die Elementarheizfläche

$$\frac{H}{1} \cdot dx = h \cdot dx \text{ von der Länge } dx$$

wird die Wärmemenge $hk_1(T-T') \cdot dx$ übertragen, wenn k_1 [kcal/m²h grad] die Wärmedurchgangszahl ist. Hierbei kühlt sich die heisse Flüssigkeit um dT ab, sodass mit den Bezeichnungen des Bildes 1 gilt:

$$q_1 \gamma_1 c_1 dT = -hk_1(T-T')dx \dots\dots\dots 1$$

Das Minuszeichen muss stehen, da mit zunehmendem x T abnimmt.

Eine ähnliche Gleichung kann man für die kalte Flüssigkeit anschreiben, nämlich

$$q_2 \gamma_2 c_2 dT' = -hk_2(T-T')dx \dots\dots\dots 2$$

Wegen der infolge Temperaturgefälles $(T-T')$ auftretenden Nichtumkehrbarkeit muss $k_1 > k_2$ sein. Zunächst soll angenommen werden, dass der aus Geschwindigkeit, Zähigkeit und Wärmeleitung sich ergebende Wert k_1 , ebenso k_2 , konstant sein soll. Bezeichnet man:

$$\frac{hk_1}{q_1 \gamma_1 c_1} = m_1 \dots\dots\dots 3$$

$$\frac{hk_2}{q_2 \gamma_2 c_2} = m_2 \dots\dots\dots 4$$

so kann der Temperaturverlauf für $(m_1 - m_2) > 0$ dargestellt werden durch Bild 2:

$$\text{für heisse Flüssigkeit: } \frac{T - T_c}{T_1 - T_c} = e^{-m_0 x} = e^{-(m_1 - m_2)x} \dots 5$$

$$\text{für kalte Flüssigkeit: } \frac{T' - T_c}{T_1' - T_c} = e^{-m_0 x} = e^{-(m_1 - m_2)x} \dots 6$$

Hierbei ist noch das Temperaturverhältnis

$$\frac{T' - T_c}{T - T_c} = \frac{T_1' - T_c}{T_1 - T_c} = \frac{m_2}{m_1} = \varphi = \text{konstant} \dots\dots\dots 7$$

Die beiden Temperaturkurven nähern sich der Asymptotentemperatur:

$$T_{\infty} = T_c = T_1 - \frac{m_1}{m_0} (T_1 - T_1') \dots\dots\dots 8$$

Der Fall unendlich grosser Flüssigkeitsmenge ist gekennzeichnet durch $q_2 = \infty$ oder $m_2 = 0$ und $T' = T_c = T_1' = \text{konstant}$. Die T' -kurve artet in eine gerade Linie T_c aus, die T -Kurve erhält hierbei ihr stärkstes Gefälle und die kleinste Subtangente $s = \frac{1}{m_1}$. Im übrigen sind die beiden T und T' -Kurven Exponentialkurven mit konstanter Subtangente $s = \frac{1}{m_1 - m_2}$ über die ganze Kurve. Dies liegt daran, dass m_1 und m_2 als konstant angesehen wurden. Für Punkte mit gleichem x gehen die Tangenten an die T und T' -Kurve durch einen gemeinsamen Punkt der T_c -Geraden.

b) $m_1 = m_2$

Für den Sonderfall $m_1 = m_2$ wird $T = T_1$ und $T' = T_1'$ für alle x -Wert und ausserdem $T = T'$, d.h. es geht gar keine Wärmemenge über, weil kein Temperaturgefälle besteht. Dies stellt also den nach dem 2. Hauptsatz in Wirklichkeit nicht möglichen Fall vollkommener Umkehrbarkeit dar. Für diesen ist $k_1 = 0$ und $k_2 = 0$.

c) $m_2 - m_1 > 0$

Auch wenn $k_1 > k_2$ ist, kann m_2 doch grösser als m_1 werden, nämlich dann, wenn q_1 erheblich grösser als q_2 wird, wenn also die heisse Flüssigkeit in grösserer Menge vorhanden ist als die kalte. Dieser Fall ist in Bild 3 dargestellt für $(m_2 - m_1) > 0$. Die T - und T' -Kurven sind jetzt hohl nach unten und haben die Temperatur T_1 der heissen Flüssigkeit zur Asymptoten-Temperatur. Die Exponentialkurven werden

dargestellt durch die Gleichungen:

für die heisse Flüssigkeit:

$$\frac{T_1 - T}{T_1 - T_c} = e^{-(m_2 - m_1)x'} \dots\dots\dots 9$$

für die kalte Flüssigkeit:

$$\frac{T_1 - T'}{T_1 - T_c'} = e^{-(m_2 - m_1)x'} \dots\dots\dots 10$$

x' wird aber hier von der kalten Seite aus gerechnet.

Das Temperaturverhältnis ergibt sich hier zu:

$$\frac{T_1 - T}{T_1 - T'} = \frac{T_1 - T_c}{T_1 - T_c'} = \frac{m_1}{m_2} = \varphi' \dots\dots\dots 11$$

Die Asymptotentemperatur ist gegeben durch:

$$T_{\infty} = T_1 = T_c + \frac{m_1}{m_2 - m_1} (T_c - T_c') \dots\dots\dots 12$$

Wenn also m₁, m₂, T₁ und T_c' gegeben sind, kann aus 12 ohne weiteres T_c errechnet werden. Für unendlich grosse heisse Flüssigkeitsmenge q₁ = ∞ wird m₁ = 0 und bleibt T_c = T₁ = konstant, die T'-Kurve hat ihren stärksten Anstieg. Bild 2 und 3 stellen demnach vollkommen duale Fälle vor. Deshalb sollen alle weiteren Betrachtungen nur noch an Bild 2 geknüpft werden.

d) Erörterung des Exponenten m₀x = (m₁ - m₂)x und des Verhältnisses φ

Nach Bild 2 ist $\frac{T_1' - T_c}{T_1 - T_c} = \frac{m_2}{m_1} = \varphi$. Durch dieses Temperaturverhältnis ist die Nichtumkehrbarkeit des Wärmedurchganges gekennzeichnet. Für φ = 1 wird T₁' = T₁ und ist der Vorgang vollkommen umkehrbar, für φ = 0 und m₂ = 0, also für unendlich grosse Kühlmenge, besteht die grösste Nichtumkehrbarkeit. φ soll deshalb "Umkehrbarkeitsmass" heissen und (1 - φ) gleich "Nichtumkehrbarkeitsmass". Mit dieser Grösse φ kann der Exponent von e dargestellt werden als:

$$(m_1 - m_2)x = m_1 \left(1 - \frac{m_2}{m_1}\right)x = m_1(1 - \phi)x.$$

Setzt man noch für $m_1 = \frac{hk_1}{q_1 \gamma_1 c_1}$ ein, so wird:

$$(m_1 - m_2)x = \frac{hk_1}{q_1 \gamma_1 c_1} (1 - \phi)x \dots\dots\dots 13.$$

Da später für den Stoffaustausch die auf 1 m³ Füllraum bezogene Austauschfläche verwendet wird, soll auch hier diese Grösse eingeführt werden und mit $a \left[\frac{m^2}{m^3} \right]$ bezeichnet werden. Es ist also:

$$a_1 = \frac{H}{l \cdot f_1} = \frac{h}{f_1} \dots\dots\dots 14.$$

Setzt man in Gleichung 13 noch $q_1 = w_1 \cdot f_1$ ein, so wird:

$$(m_1 - m_2)x = \frac{hk_1 x}{w_1 f_1 \gamma_1 c_1} (1 - \phi) = (a_1 x) \left(\frac{k_1}{\gamma_1 c_1 w_1} \right) (1 - \phi) \dots\dots 15.$$

Hiermit lauten dann die Gleichungen 5 und 6 für T und T' (Bild 2)

$$\frac{T - T_c}{T_1 - T_c} = e^{- (a_1 x) \left(\frac{k_1}{\gamma_1 c_1 w_1} \right) (1 - \phi)} \dots\dots\dots 5a.$$

$$\frac{T' - T_c}{T_1 - T_c} = e^{- (a_1 x) \left(\frac{k_1}{\gamma_1 c_1 w_1} \right) (1 - \phi)} \dots\dots\dots 6a.$$

Der Exponent von e besteht nun aus drei den Wärmedurchgang kennzeichnenden, dimensionslosen Grössen:

- 1.) die auf den Durchflussquerschnitt f_1 bezogene Austauschfläche $(a_1 x)$,
- 2.) die auf die Durchflussgeschwindigkeit w_1 bezogene Wärmedurchgangsgeschwindigkeit $\left(\frac{k_1}{\gamma_1 c_1} \right)$
- 3.) Nichtumkehrbarkeitsmass $(1 - \phi)$.

Da $\frac{m_2}{m_1} = \varphi$ ist, kann der Exponent auch noch geschrieben werden:

$$m_2 \cdot x \frac{(1-\varphi)}{\varphi} = (a_2 x) \left(\frac{k_2}{c_2 \gamma_2} \right) \frac{1-\varphi}{\varphi} \dots\dots\dots 16$$

Der Exponent kann aber auch noch durch das Verhältnis von Energien ausgedrückt werden.

Nach Gleichung 13 ist nämlich:

$$m_0 = (m_1 - m_2) = \frac{hk_1}{q_1 \gamma_1 c_1} (1-\varphi) = \frac{hk_1}{q_1 \gamma_1 c_1} \cdot \frac{T - T^*}{T - T_c}$$

und da $\frac{hk_1}{q_1 \gamma_1 c_1} (T - T^*) = - \frac{dT}{dx}$ ist, wird

$$m_1 - m_2 = \frac{- \frac{dT}{dx}}{T - T_c} = \frac{- c_1 \frac{dT}{dx}}{(T - T_c) c_1} = \frac{- \frac{di_t}{dx}}{i_t - i_c} \dots\dots\dots 17$$

Hierbei bedeutet i_t den Wärmehalt von 1 kg der heissen Flüssigkeit an der Stelle x mit der Temperatur T und i_c den Wärmehalt von 1 kg der auf T_c am Ende des Austauschers abgekühlten heissen Flüssigkeit. $(i_t - i_c)$ stellt die von der Stelle x an überhaupt noch mögliche Wärmehaltsabnahme dar. di_t/dx stellt die Abnahme des Wärmehaltes pro Längeneinheit an der Stelle x vor. Hiernach ist:

$$(m_1 - m_2) = \frac{- \frac{di_t}{dx}}{i_t - i_c} = \frac{\text{Wärmehaltsabnahme pro Längeneinheit}}{\text{mögliche Wärmehaltsabnahme zwischen } T \text{ und } T_c} \quad (1)$$

2. Der Gegenstrom-Stoffaustausch zwischen zwei flüssigen Phasen bei konstanter Temperatur.

Im Anschluss an den Wärmeaustausch soll nun der Stoffaustausch bei gleicher Temperatur betrachtet werden. Man denke etwa an den Stoffaustausch zwischen den beiden flüssigen Phasen einer Gegenstrom-

Extraktionssäule. Hier ist ein Arbeitsaufwand bei gleicher Temperatur zur Ueberwindung der dem Stoffaustausch sich entgegensetzend Widerstände erforderlich. Deshalb muss in einem Querschnitt der Säule der Teildruck P des übergehenden Stoffes in der abgebenden Phase grösser sein als in der aufnehmenden Phase. An Stelle der Temperatur T , die ja konstant sein soll, tritt hier der Teildruck P oder die Konzentration c . In Bild 4 ist das Schema des Stoffaustausches und Teildruckverlaufes von Phase I und Phase II gezeichnet. Bezeichnet man die in der Zeiteinheit $[h]$ strömende Menge der Phase I mit $q_1 [m^3/h]$ und die Abnahme der Konzentration c mit dc , den Konzentrationsunterschied zwischen Phase I und II mit $(c-c')$, die Austauschfläche pro Längeneinheit mit h und die Stoffübergangsgeschwindigkeit mit K_1 , so ist:

$$q_1 \cdot dc = -h \cdot dx \cdot K_1 (c-c') \dots\dots\dots 19$$

Da man unter der Konzentration c eines Stoffes die Anzahl der Gewichtseinheiten dieses Stoffes in der Volumeneinheit eines Gemisches versteht, so muss sein

$$c = \frac{P}{RT} [kg/m^3]$$

mit P in $[kg/m^3]$, R in $\left[\frac{mkg}{kg \text{ grad}} \right]$, T in $[^{\circ}K]$

Hiermit lautet dann Gleichung 19:

$$q_1 dP = -h dx \cdot K_1 (P-P') \dots\dots\dots 20$$

Aehnlich für Phase II:

$$q_2 dP' = -h dx \cdot K_2 (P-P') \dots\dots\dots 21$$

Auch hier muss wie beim Wärmedurchgang $q_1 dP > q_2 dP'$ sein. Auch hier muss $K_1 > K_2$ sein. In K_1 steckt hier ausser der Stoffgeschwindigkeit

K_2 , mit der der Stoff durch die gemeinsame Grenzfläche hindurchtritt, noch eine Zusatzgeschwindigkeit K_0 , die zur Überwindung der Widerstände und der Nichtumkehrbarkeiten dient. Deshalb soll sein:

$$K_1 = K_2 + K_0 = K_2 \left(1 + \frac{K_0}{K_2} \right) = K \cdot c_0$$

$$c_0 = 1 + \frac{K_0}{K_2} > 1 \dots \dots \dots 22.$$

Die obigen Stoffaustauschgleichungen 20 und 21 lauten mit diesen

Bezeichnungen:

$$\frac{dp}{p-p_1} = - \frac{h \cdot K \cdot c_0}{q_1} \cdot dx = -m_1 dx \dots \dots \dots 23$$

$$\frac{dp_1}{p-p_1} = - \frac{h \cdot K}{q_2} \cdot dx = -m_2 dx \dots \dots \dots 24$$

Diese beiden Gleichungen stimmen nun genau überein mit Gl. 1 und 2 für den Wärmedurchgang. m_1 und m_2 haben hier die Werte:

$$m_1 = \frac{q_1}{h \cdot K \cdot c_0} \dots \dots \dots 25$$

$$\text{und } m_2 = \frac{q_2}{h \cdot K} \dots \dots \dots 26$$

T und T_1 sind einfach durch p und p_1 ersetzt. Vor allem gelten auch alle obigen mathematischen Ableitungen. In Bild 5 ist der Teildruckverlauf der beiden flüssigen Phasen für $m_1 - m_2 = m_0 > 0$ gezeichnet. Die Teildrücke der beiden Phasenkurven werden dargestellt durch:

$$\frac{p_1}{p} = e^{-(m_1 - m_2) x} \text{ für Phase I } \dots \dots \dots 27$$

$$\frac{p_1}{p_1'} = e^{-(m_1 - m_2) x} \text{ für Phase II } \dots \dots \dots 28$$

Ähnlich Gleichungen g_a und g_b kann man die Exponenten von e ebenfalls durch kennzeichnende dimensionslose Ähnlichkeits-Kenngrößen darstellen und findet dann:

$$\frac{p}{P_1} = e^{-(ax) \left(\frac{M_1}{K}\right) c_0 (1-\phi)}$$

Der Exponent von e besteht nun aus drei den Stoffdurchgang kennzeichnende, dimensionslose Größen, von denen (ax) die auf den

Durchflussquerschnitt bezogene Austauschfläche, $\left(\frac{M_1}{K}\right)$ die auf die

Durchflussgeschwindigkeit w_1 bezogene Stoffdurchgangsgeschwindigkeit

keit und $c_0(1-\phi)$ die von der Nichtumkehrbarkeit des Vorganges her-

führende Kenngröße ist. Da beim Stoffaustausch fast immer die

Lösungsmittelmengen q_2 erheblich grösser als q_1 ist, so kommt im

allgemeinen der zu Bild 3 ähnliche Fall beim Stoffaustausch nicht

vor, es ist immer $(m_1 - m_2) > 0$. Der Exponent von e kann hier ebenfalls

durch das Verhältnis von Energien dargestellt werden:

$$(m_1 - m_2) = m_1 \left(1 - \frac{m_2}{m_1}\right) = \frac{h_{Kc_0}}{h_{Kc_0}} (1 - \phi) = \frac{q_1}{h_{Kc_0}} \cdot \frac{p}{p - p_1}$$

und da $\frac{dq_1}{h_{Kc_0}} (p - p_1) = - \frac{dp}{dx}$ ist, wird

$$-\frac{dp}{dx} = \frac{p}{(m_1 - m_2)}$$

Nun ist die partielle molare freie Enthalpie oder das partielle molare Gibbs'sche Potential bekanntlich:

$$\bar{g} = MRT \cdot \ln p$$

und $\frac{d\bar{g}}{dx} = -MRT \cdot \frac{p \cdot dx}{dp}$

$$k_1 = k_2 \left(1 + \frac{1}{1 - T_1} \right) \dots \dots \dots 32$$

über die ganze Kurve. Nun hat aber zum Beispiel beim Wärmestauscher die heisse Flüssigkeit zur Überwindung der Nichtumkehrbarkeit mehr Wärme mitzubringen als in der kalten Flüssigkeit an Temperaturerhöhung gemessen wird. Deshalb muss, wie die Betrachtung von G.1 und 2 lehrt, k_1 grösser als k_2 sein. Eine einfache Berechnung der Entropievergrößerung zeigt, dass

$$s = \frac{1}{m_1 - m_2}$$

Nach den bisherigen Überlegungen mit konstantem k_1 für den Wärmeübergang und konstantem c_0 für den Stoffübergang ergeben sich in Bild 2 und 5 Exponentialkurven mit konstanter Subtangente

3. Betrachtungen über Entropieveränderungen.

Dies wäre dann das Verhältnis der Entropieabnahme pro Längeneinheit zur spez. Molwärme $M_1 c_1$.

$$\frac{ds}{dx} = \frac{-M_1 c_1 \frac{dT}{dx}}{M_1 c_1} = \frac{-M_1 c_1 \frac{dT}{dx}}{M_1 c_1} = \frac{-ds}{dx} \dots \dots \dots 31$$

pro Längeneinheit dar und MRT die Molekulararbeit PV , um bei konstantem Druck ein Mol (Mkg) des Dampfes auf T_0 zu erwärmen. Vergleicht man Gleichung 17 mit Gleichung 30, so erkennt man einen gewissen Unterschied. Würde aber in Gleichung 17 die Kühlwasser-temperatur $T_0 = 0$, absolut 0, sein so wäre

$$\text{somit } (m_1 - m_2) = \frac{P}{\frac{ds}{dx}} = \frac{P}{MRT} \dots \dots \dots 30$$

$\frac{dg}{dx}$ stellt hier die Abnahme der partiellen molaren freien Enthalpie

Ist, dass sich also k_1 mit $\frac{1}{T-1}$ verändert und bei $x = \infty$ der Wert

$k_1 = k_2 = 0$ wird. In den T-Kurven in Bild 2 und 3 äussert sich

diese Veränderung von k_1 darin, dass die Subtangente s nicht über

die ganze Kurve hin konstant ist, sondern sich vergrössert.

Dasselbe gilt natürlich auch für Bild 5 des Stoffaustausches. Für

diesen heisst dies nach Gleichung 30, dass $\frac{dg}{dx}$ nicht konstant ist,

sondern sich mit wachsendem x verkleinert. Man kann dies auch so

ausdrücken: Für die Exponentialkurve mit konstanter Subtangente

Ist

$$\frac{d^2g}{dx^2} = 0 \dots \dots \dots 33$$

g ist nun das thermodynamische Potential, g ist also eine Poten-

tialfunktion ϕ und

$$\frac{d^2g}{dx^2}$$

kann, da im vorliegenden Fall in den zu x senkrechten Koordinaten,

also im Säulenquerschnitt, keine Veränderungen stattfinden, durch

$$\Delta^2 \phi = 0 \dots \dots \dots 34$$

dargestellt werden. Dies ist die Laplacesche Differentialgleichung

für ein gleichzeitig quellentretes und wirbeltreies Vektorfeld.

Ein solches Feld ist z.B. das Schwerfeld der Erde. In der Barome-

trischen Höhenformel, die die Abnahme des Luftdruckes mit zunehmende

Höhe lehrt, ist auch $\Delta^2 \phi = 0$, und die Exponentialkurve des Luft-

druckes $p = r(h)$ hat eine konstante Subtangente. Für den Stoffaus-

tausch ist $\frac{dg}{dx}$ ein Gradient der skalaren Ortsfunktion $\phi = G$, des

thermodynamischen Potentials, stellt also zwar ein wirbeltreies

Feld dar, ist aber kein quellentretes. Je kleiner nun die Nicht-

umkehrbarkeiten werden, je kleiner also beim Wärmeaustausch (I-II)

und beim Stoffaustausch (P-P1) wird, umso mehr gleicht das Feld dem

Laplaceschen quellentreten, umso weniger weichen die Subtangenten

zu verschiedenen Stellen der Exponentialkurve voneinander ab.

Dies tritt z.B. zu bei der Extraktion von verdünnten Lösungen.

4. Betrachtungen über die allgemeine Exponentialkurve.

Diese Überlegungen und Bestätigungen durch praktische Prozessver-

lauskurven führen dazu, die allgemeine Kurve für die Abnahme einer

Intensitätsgrösse (Temperatur, Felddruck, Konzentration) näher zu

untersuchen. Zur Klärung der Verhältnisse sind in Bild 6 vier

Kurven $y = f(x)$, I, II, III und IV gezeichnet, bei denen y mit

wachsendem x monoton, d.h. physikalisch durch keinerlei Hemmungen

und stagnierende Wirbelungen beeinflusst, abnimmt. Im Punkt P der

Kurve I ist die Tangente P_1 und die Subtangente $R_1 = s$ gezeichnet.

Für die Subtangente gilt, wie aus Dreieck PR_1 hervorgeht,

$$\frac{dy}{dx} = - \frac{s}{y} \dots \dots \dots 35$$

$$\text{oder } dy + \frac{s}{y} \cdot dx = 0 \dots \dots \dots 36$$

Integriert man diese Gleichung, so erhält man mit y_1 für $x = 0$

als Integrationskonstante:

$$y = y_1 \cdot e^{-\frac{s}{x}}$$

$$\text{oder } y_1 = y \cdot e^{+\frac{s}{x}} \dots \dots \dots 37$$

Für die Kurven II, III, IV erhält man ebenso

$$y_2 = y \cdot e^{+\frac{s}{x}} + \frac{s}{x}, \quad y_3 = y \cdot e^{+\frac{s}{x}}, \quad y_4 = y \cdot e^{+\frac{s}{x}} \dots \dots \dots 37a$$

Setzt man für y_1, y_2, y_3, y_4 die veränderliche Grösse u , so lautet

Gleichung 37:

$$u = y \cdot e^{+\frac{s}{x}} \dots \dots \dots 38$$

Differenziert man diese Gleichung, so erhält man:

$$du = d \left(y \cdot e^{\frac{s}{x}} + \frac{s}{x} \right) = e^{\frac{s}{x}} \cdot \left(dy + \frac{s}{y} \cdot dx \right) =$$

$$dy + \frac{s}{y} \cdot dx$$

..... 39.

Vergleicht man Gleichung 39 mit Gleichung 36, so erkennt man, dass Gleichung 39 das "vollständige Differential" von

$$\left(y \cdot e^{\frac{s}{x}} + \frac{s}{x} \right)$$

ist und den gleichen Zähler $(dy + \frac{s}{y} \cdot dx)$ besitzt wie Gleichung 36.

Man stellt, dass das "unvollständige Differential" der Gleichung 36 durch Division mit dem "integrierenden Nenner" $e^{\frac{s}{x}}$ zum voll-

ständigen Differential wird. Die Gleichung 38, dessen du das voll-

ständige Differential ergibt, stellt eine krumme Oberfläche im rechtwinkligen Koordinatensystem x-y-u dar. Die Kurven I, II, III,

IV in Bild 6 sind Schnittkurven der Ebenen $u_1 = y_1 = \text{konst.}$, $u_2 = y_2 = \text{konst.}$ usw mit dieser krummen Oberfläche. Diese Oberfläche

wird gekennzeichnet durch den integrierenden Nenner $e^{\frac{s}{x}}$. Er gibt das Aufteilungsverhältnis $\frac{V}{V_1}$ für alle möglichen Anfangswerte y_1

an. Hat ein Prozess einmal auf einer Kurve, etwa III, begonnen, so bleibt er auf dieser Kurve. Von Kurve III auf Kurve II kann man

nur gelangen durch Hinzufügung von Wärme, falls $y = 1$ bedeutet, oder von Stoff, falls $y = P$ bedeutet, für $du = 0$ verläuft der Pro-

zess auf der Kurve. Das heißt: In beliebiger Nähe jedes Zustandspunktes der Kurve gibt es Nachbarpunkte, die von ihm nicht auf

adabatisch umkehrbarem Wege erreichbar sind (Deutung des 2. Hauptsatzes nach Carathéodory). Diese kann deshalb natürlich nicht für

Irgend welche chemischen Wärmetönungen während des Prozesses gelten.

Es ist nicht nötig, dass s = eine konstante Subtangente ist. Auch

für veränderliche Subtangente gelten die Überlegungen. Hierfür

wird nur das Aufteilungsverhältnis und der integrierende Nenner

$e^{-f(x)}$. Für den Fall, dass $f(x)$ die Form $f(x) = \ln(1 + \frac{x}{x_0})$ hat,

geht die Kurve in eine gleichseitige Hyperbel über. Wie weit die

Exponentialsurve von der reinen Exponentialsurve mit konstanter

Subtangente abweicht, ist ein Mass für die Nichtumkehrbarkeit:

Je umkehrbarer der Prozess verläuft, destomehr nähert sich der

Verlauf der e-Kurve der mit konstanter Subtangente. Es wird nun

auch klar, warum die Kurven beiderlei Art, für Wärme- und Stoff-

austausch, die gleiche Gestalt haben müssen. Beide lassen sich

zurückführen auf die Entropie, deren Veränderung mit x im Exponen-

ten von e enthalten ist. Für den Stoffaustausch bestimmend ist be-

kannlich die partielle molare freie Enthalpie (das partielle

molare Gibbs'sche thermodynamische Potential):

$$G = I - T \cdot S \dots \dots \dots 40$$

Bei konstanter Temperatur T und konstanter Enthalpie I wird:

$$dG = -T dS$$

$$\text{oder } \frac{dG}{I} = -dS \dots \dots \dots 41$$

Die Abnahme der freien Enthalpie, dividiert durch I, entspricht der

Zunahme der Entropie; und die Zunahme der freien Enthalpie, divi-

diert durch I, entspricht der Abnahme der Entropie. Nach Gleichung

30 ist $\frac{dG \cdot x}{MRT}$ der Exponent von e.

5. Betrachtungen über die thermodynamische Wahrscheinlichkeit.

Die Gleichung 37 $\frac{y}{y^2} = e^{-\frac{s}{x}}$ oder $e^{-I(x)}$

die die Aufteilung der Werte y bestimmt, hat aber auch einen tieferen Sinn, wenn man die Vorgänge vom Standpunkte der thermodynamischen Wahrscheinlichkeit aus betrachtet. Weil es einfacher und übersichtlicher wird, will ich an die Darstellung des Teil-

druckes P für den Stoffaustausch anknüpfen, also an Gleichung 27

und Gleichung 30

$\frac{dG}{dx} \cdot x = \frac{P}{P_1} = e^{-\frac{MRT}{MRT}}$

.....42.

Nach der Auffassung von L. Boltzmann und M. Planck besteht zwischen Entropie S und thermodynamischer Wahrscheinlichkeit W die universelle Beziehung

$S = K \ln W$ 43

mit $K = \frac{N}{MH}$ (N = Loschmidt'sche Zahl, Anzahl der Moleküle in einem Mol) als Boltzmann-Planckscher Konstanten. Bezeichnet man die

thermodynamische Wahrscheinlichkeit für den Beginn der Extraktion in Bild 5, also für $x = 0$ mit $P = P_1$ mit W_1 , an einer beliebigen

Stelle x mit W , so stellt sich die Veränderung von S dar durch

Gleichung 43:

$S_1 - S = K \cdot \ln \frac{W}{W_1}$ 44

Beachtet man, dass $G = I \cdot S$ ist, so kann für $(S_1 - S)$ bei konstan-

tem I auch gesetzt werden:

$S_1 - S = \frac{G_1 - G}{I}$

also nach einfacher Umgestaltung

$\frac{dG}{dx} \cdot x = \frac{G_1 - G}{I \cdot K} = e^{-\frac{M}{W_1}}$

In Bild 7 ist der Verlauf einer Essigsäure-Extraktion eines 3,7 Gew.-%igen Essigsäure-Wasser-Gemisches dargestellt. Kurve I gibt die nach-unten strömende gemessene Phase I, Kurve II die nach oben strömende nicht gemessene Phase II an. Die Tropfenextraktion fand statt in einer Säule von 44 mm Ø und 1470 mm Höhe. Bei den kleinen

beiden Phasen zeigen:

An zwei Beispielen aus der Praxis möchte ich den Kurvenverlauf der

6. Zwei Beispiele aus der Praxis.

Potentiales G annimmt.

Mit verträglichen Wert des partiellen thermodynamischen Gibbs'schen der Stelle x mit den Energiebedingungen für die N -Moleküle eines

leicht dafür, dass die Maxwell-Boltzmannsche Aufteilung den an

Dies ist das "totale Differential" von $\ln W$, der Grössenwahrschein-

$$\frac{1}{N} d(\ln W) = \frac{\partial G}{\partial x} \cdot dx + \frac{1}{MRT} \dots \dots \dots 47$$

noch anschreiben:

Ist. Man kann nach einigen leichten Umformungen von Gleichung 46

$$w_1 P_1^N = w_2 P_2^N \dots \dots \dots 46$$

bezeichnet oder auch, dass

der Anfangswahrscheinlichkeit zur Wahrscheinlichkeit an der Stelle x

der integrierende Nenner, zur N ten Potenz erhoben, das Verhältnis

$$\frac{dG}{dx} \cdot x - \frac{dG}{dx} \cdot x \dots \dots \dots$$

Die Gleichung 45 besagt, dass die die Stelle x der Extraktionssäule

$$\text{oder } \frac{w_1}{w_2} = \left(\frac{dG}{dx} \cdot x \right)^N \cdot \left(\frac{P_1}{P_2} \right)^N \dots \dots \dots 45$$

Geschwindigkeiten von $w_1 = 0,13 \text{ [m/h]}$ und von $w_2 = 0,162 \text{ [m/h]}$ ist einmal der Faktor $\phi = 0,73$ und die Subtangente $s = 0,795 \text{ [m]}$ praktisch konstant über die ganze Kurve. Die Kurven sind reine Exponentialkurven.

In Bild 8 ist der Konzentrationsverlauf in der Schkepperer Butol-Kolonne in Abhängigkeit von der Bodenzahl abgetragen. Die aus dem Vortrag stammende Kurve der Bodenflusstigkeit (Phase II) zeigt hier nur über die ersten zehn Böden eine nahezu konstante Subtangente, beim weiteren Fortschreiten der Rektifikation werden dann die Subtangenten grösser, auf dem 15. Boden ist $s_3 = 8$ Böden.

Man sieht aber, dass es auch bei den Rektifikationsanlagen Grundsätzlich möglich ist, Konzentrationsverlauskurven zu messen und durch Auswertung solcher Kurven Modellähnlichkeitsgrössen zu finden

7. Folgerungen und Schlussbetrachtungen.

Die Ausführungen über Ähnlichkeit zwischen Wärmeübergang und Stoffübergang lassen erkennen, dass sich beide auf den zweiten Hauptsaatz zurückführen lassen und dass immer zwei durch die Grösse der Nichtumkehrbarkeiten gegebene Kurven betrachtet werden müssen. Es ist dann möglich, durch Messung des oder der Exponenten von e Modellähnlichkeits-Kenngrössen für gewisse Gebiete des Prozessverlaufs festzustellen und praktisch zu benutzen. Gleichzeitig erhält man hiermit auch ein Urteil über die durch Nichtumkehrbarkeiten entstehenden Entropieverluste.

Neuring May

8 Bilder,

4 Formelzeichen.

Formeltafel 1.

1. $q_1 \delta_1 c_1 dT = -h k_1 dx (T - T')$
2. $q_2 \delta_2 c_2 dT' = -h k_2 dx (T - T')$
3. $\frac{h k_1}{q_1 \delta_1 c_1} = m_1$
4. $\frac{h k_2}{q_2 \delta_2 c_2} = m_2$
5. $\frac{T - T_c}{T_1 - T_c} = e^{-m_0 x} = e^{-(m_1 - m_2)x}$
heiße Flüssigkeit
6. $\frac{T' - T_c}{T_1 - T_c} = e^{-m_0 x} = e^{-(m_1 - m_2)x}$
kälte Flüssigkeit
7. $\frac{T' - T_c}{T - T_c} = \frac{T_1 - T_c}{T_1 - T_c} = \frac{m_2}{m_1} = \varphi = \text{konstant}$
8. $T_\infty = T_c = T_1 - \frac{m_1}{m_0} (T_1 - T_1')$
9. $\frac{T_1 - T}{T_1 - T_c} = e^{-(m_2 - m_1)x}$
10. $\frac{T_1 - T'}{T_1 - T_c} = e^{-(m_2 - m_1)x}$
11. $\frac{T_1 - T}{T_1 - T'} = \frac{T_1 - T_c}{T_1 - T_c} = \frac{m_1}{m_2} = \varphi'$
12. $T_\infty = T_1 = T_c + \frac{m_1}{m_2 - m_1} (T_c - T_1')$

13. $(m_1 - m_2)x = \frac{h k_1}{q_1 \delta_1 c_1} (1 - \varphi) \cdot x$
14. $a_1 = \frac{H}{T_1} = \frac{h}{f_1}$
15. $(m_1 - m_2)x = (a_1 x) \left(\frac{\frac{K_1}{\delta_1 c_1}}{w_1} \right) (1 - \varphi)$
- 5a. $\frac{T - T_c}{T_1 - T_c} = e^{-a_1 x} \left(\frac{K_2}{\delta_2 c_2} \right) (1 - \varphi)$
- 6a. $\frac{T' - T_c}{T_1 - T_c} = e^{-a_1 x} \left(\frac{K_1}{\delta_1 c_1} \right) (1 - \varphi)$
16. $m_2 \cdot x \left(\frac{1 - \varphi}{\varphi} \right) = (a_2 x) \left(\frac{K_2}{\delta_2 c_2} \right) \frac{1 - \varphi}{\varphi}$
- 17 u. 18. $m_1 - m_2 = \frac{\frac{dT}{dx} - c_1 \frac{dT}{dx}}{T - T_c} = \frac{c_1 (T - T_c)}{T - T_c} = \frac{dT}{dx} - \frac{dT}{dx} = \frac{dT}{dx} - \frac{dT}{dx}$
19. $q_1 dc = -h dx K_1 (c - c')$
20. $q_1 dP = -h dx K_1 (P - P')$
21. $q_2 dP' = -h dx K_2 (P - P')$
22. $c_0 = 1 + \frac{K_0}{K} > 1$

Formeltafel 2:

23. $\frac{dP}{P \cdot P_1} = -\frac{h K c_0}{q_1} \cdot dx = -m_1 dx$

24. $\frac{dP'}{P' \cdot P_1'} = -\frac{h K}{q_2} \cdot dx = -m_2 dx$

25. $\frac{h K c_0}{q_1} = m_1$

26. $\frac{h K}{q_2} = m_2$

$-(m_1 - m_2) x$

27. $\frac{P}{P_1} = e$ für Phase I

$-(m_1 - m_2) x$

28. $\frac{P'}{P_1'} = e$ für Phase II

29. $\frac{P}{P_1} = e^{-(\alpha x) \left(\frac{K}{w_1}\right) c_0 (1 - \beta)}$

30. $(m_1 - m_2) = -\frac{dP}{dx} \frac{d\bar{G}}{dx} = \frac{d\bar{G}}{MRT}$

31. für $T_c = 0: (m_1 - m_2) = \frac{-M_1 c_1 \frac{dT}{dx}}{T M_1 c_1} = \frac{d\bar{P}}{M_1 c_1}$

32. $K_1 = K_2 \left(1 + \frac{T - T_c}{T}\right)$

33. $\frac{d^2 \bar{G}}{dx^2} = 0$

34. $\nabla^2 \varphi = 0$

35. $\frac{dy}{dx} = -\frac{y}{s}$

36. $dy + \frac{y}{s} dx = 0$

37. $y_1 = y e^{\frac{x}{s}}$

37a. $y_2 = y e^{\frac{x}{s}}, y_3 = y e^{\frac{x}{s}}, y_4 = y e^{\frac{x}{s}}$ u.s.w.

38. $u = y e^{\frac{x}{s}}$

39. $du = d\left(y e^{\frac{x}{s}}\right) = e^{\frac{x}{s}} \left(dy + \frac{y}{s} dx\right) = \frac{dy + \frac{y}{s} dx}{e^{-\frac{x}{s}}}$

40. $\bar{G} = \bar{J} - T \cdot \bar{S}$

41. $\frac{d\bar{G}}{T} = -d\bar{S} - \frac{d\bar{G}}{MRT} \cdot x$

42. $\frac{P}{P_1} = e$

43. $\bar{S} = K \ln W$

$K = \frac{MR}{N}$

44. $S_1 - S = K \ln \frac{W_1}{W}$

45. $\frac{W_1}{W} = \left(e^{-\frac{d\bar{G}}{MRT} x}\right)^N = \left(\frac{P}{P_1}\right)^N$

46. $W_1 P_1^N = W P^N$

47. $\frac{1}{N} d(\ln W) = \frac{\partial \bar{G}}{\partial x} dx \frac{1}{MRT}$

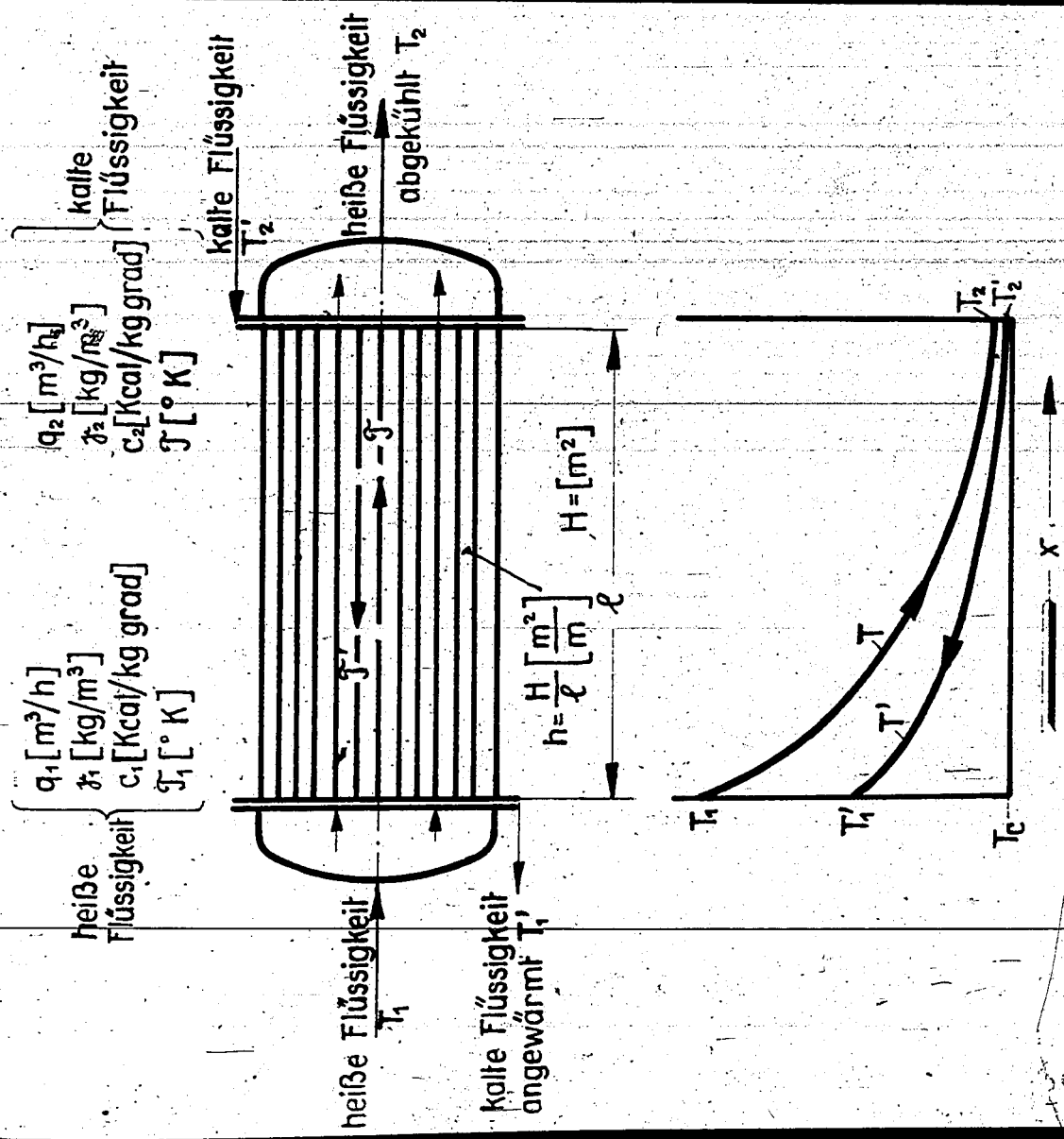


Bild 1. Schema des Wärmeaustauschers und Temperaturverlauf der heißen und kalten Flüssigkeit.

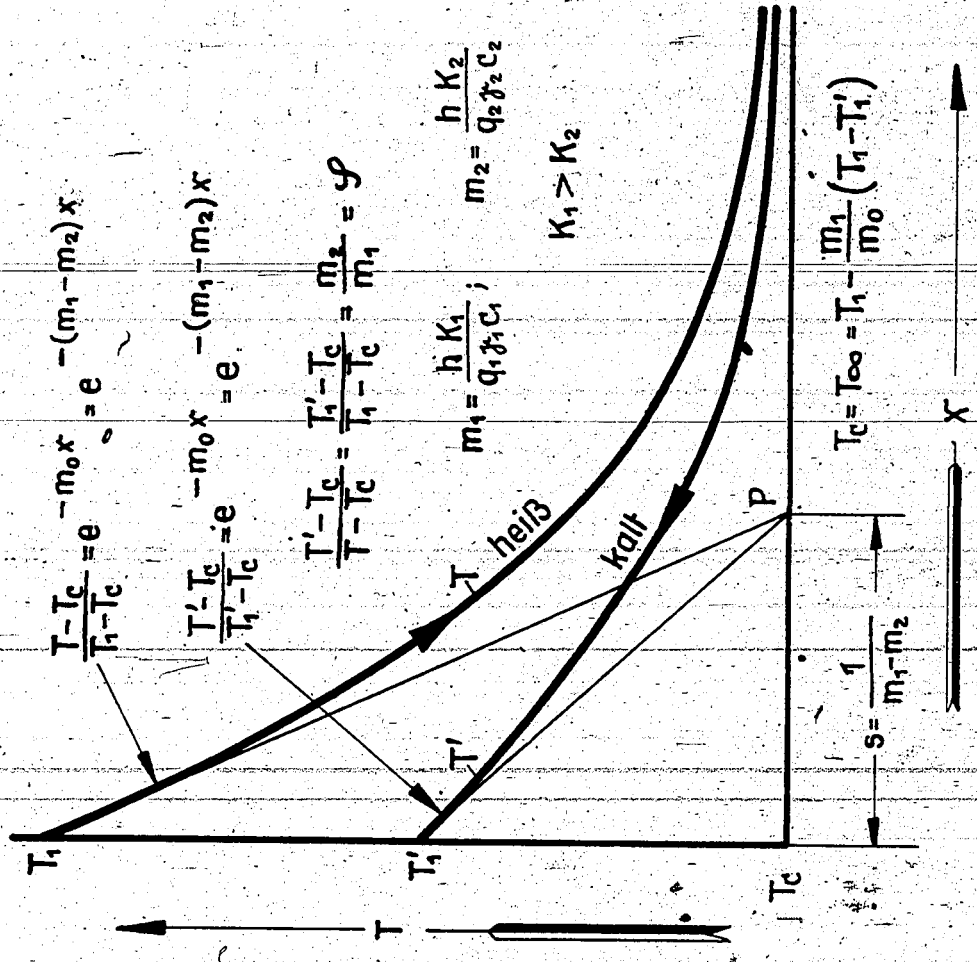


Bild 2. Temperaturverlauf beider Flüssigkeiten für $m_1 - m_2 = m_0 > 0$.

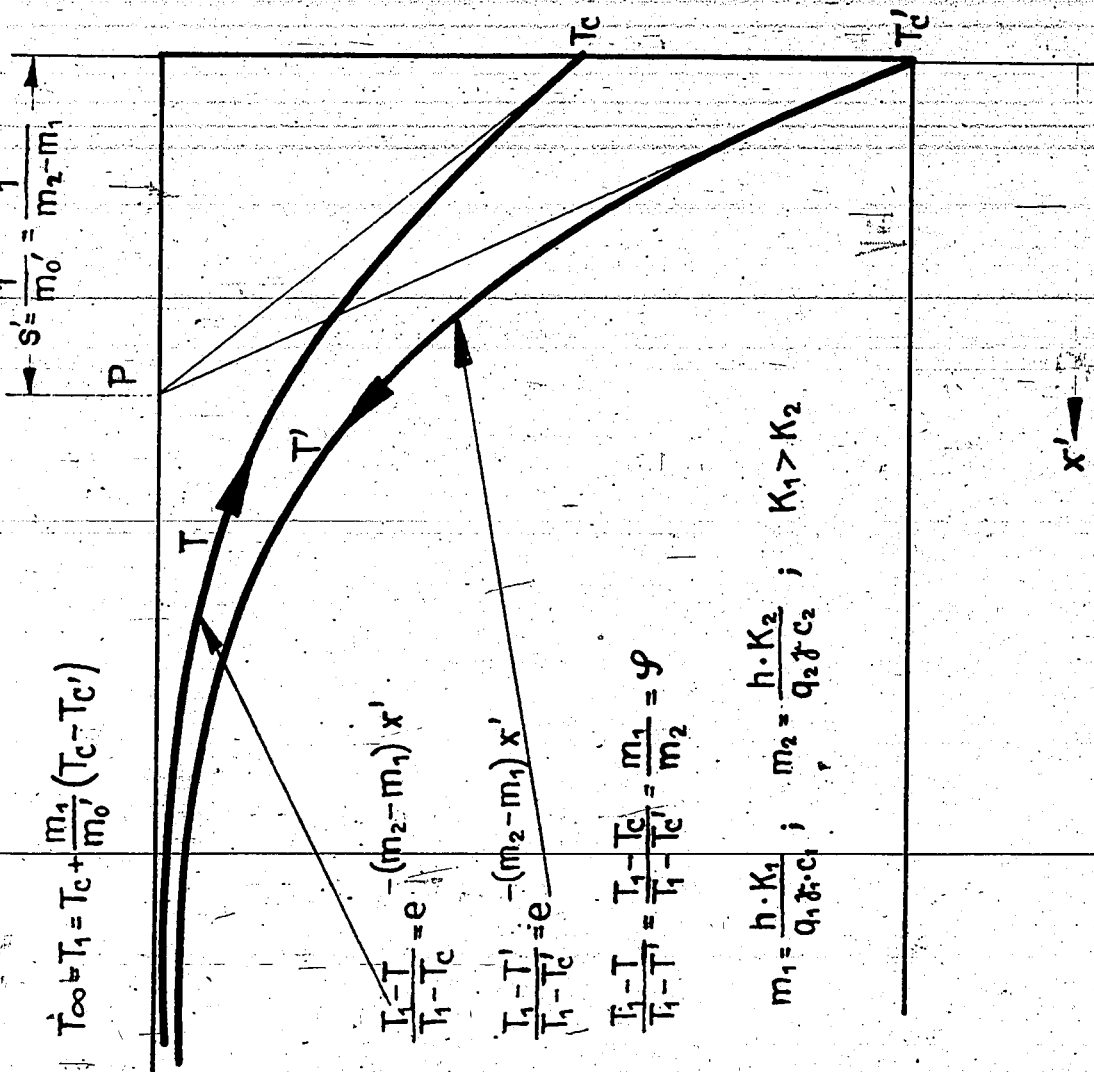


Bild 3. Temperaturverlauf beider Flüssigkeiten für $m_2 - m_1 = m_0' > 0$.

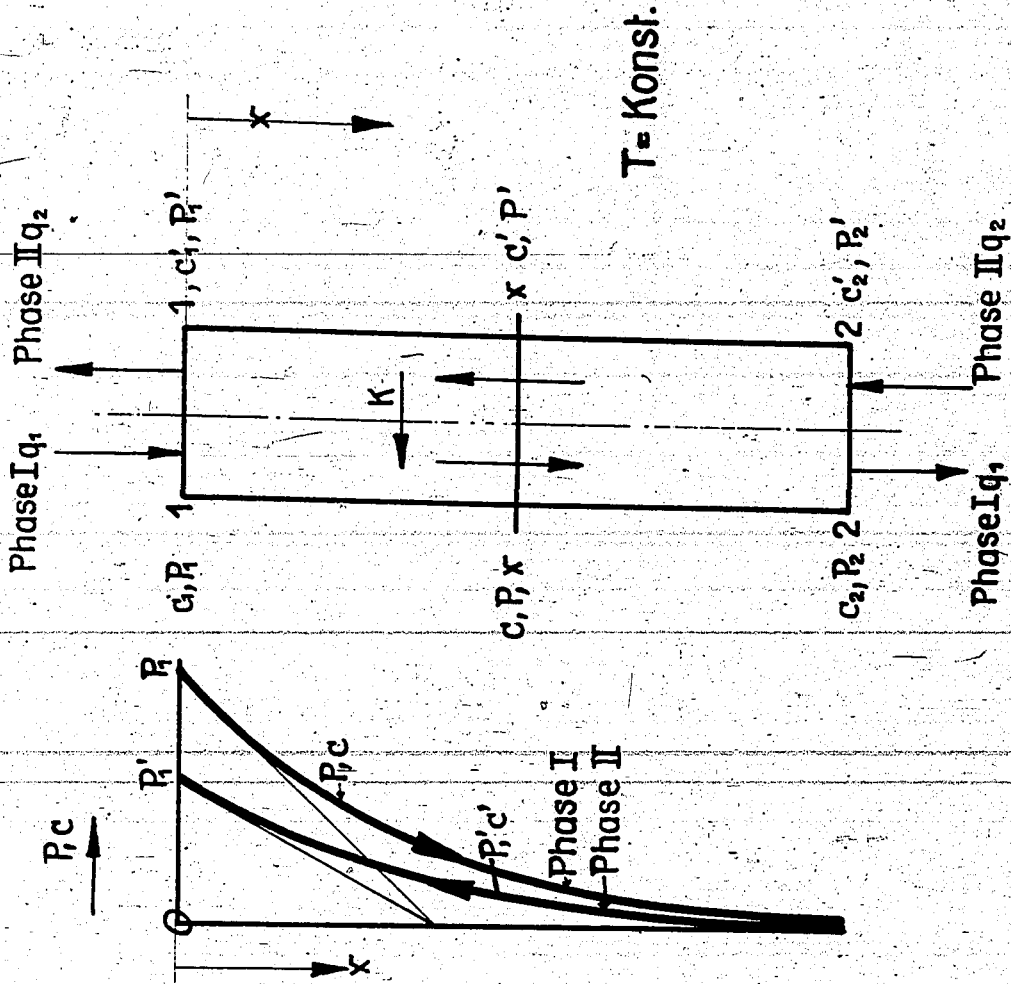


Bild 4. Schema des Stoffaustausches und Teildruckverlauf von Phase I und Phase II.

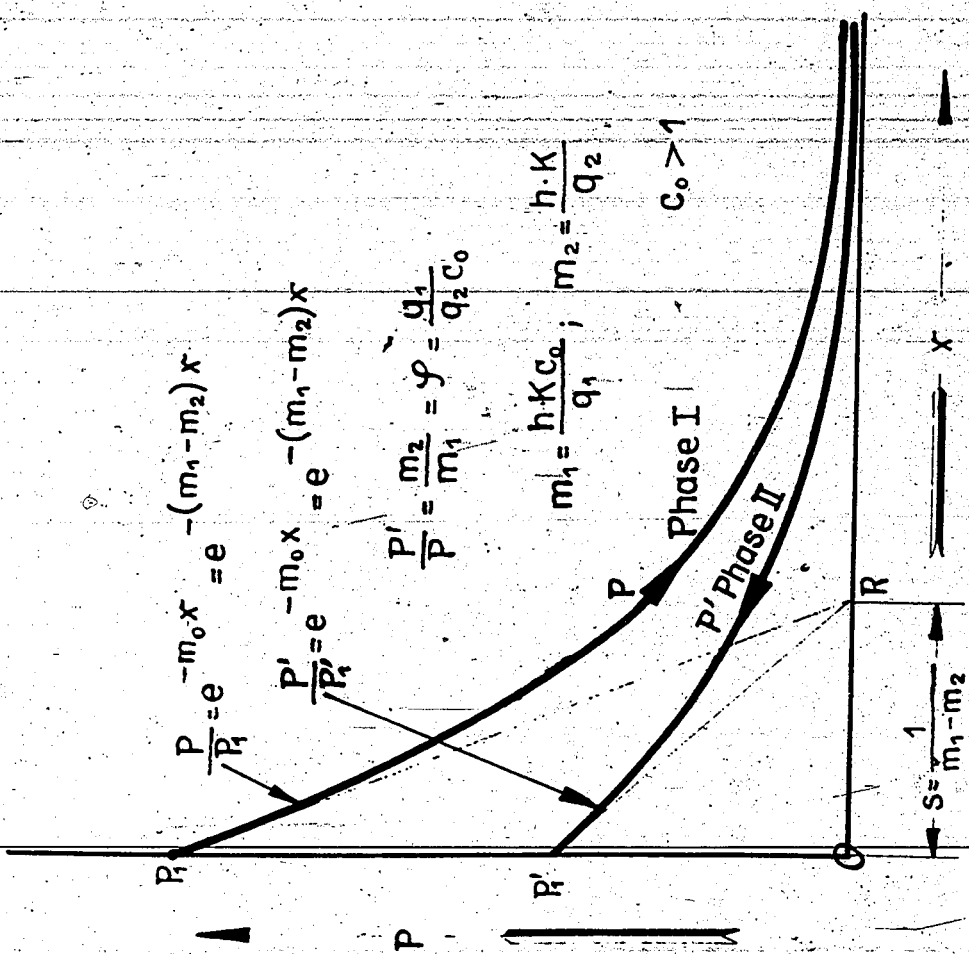


Bild 5. Teildruckverlauf beider Phasen für $m_1 - m_2 = m_0 > 0$

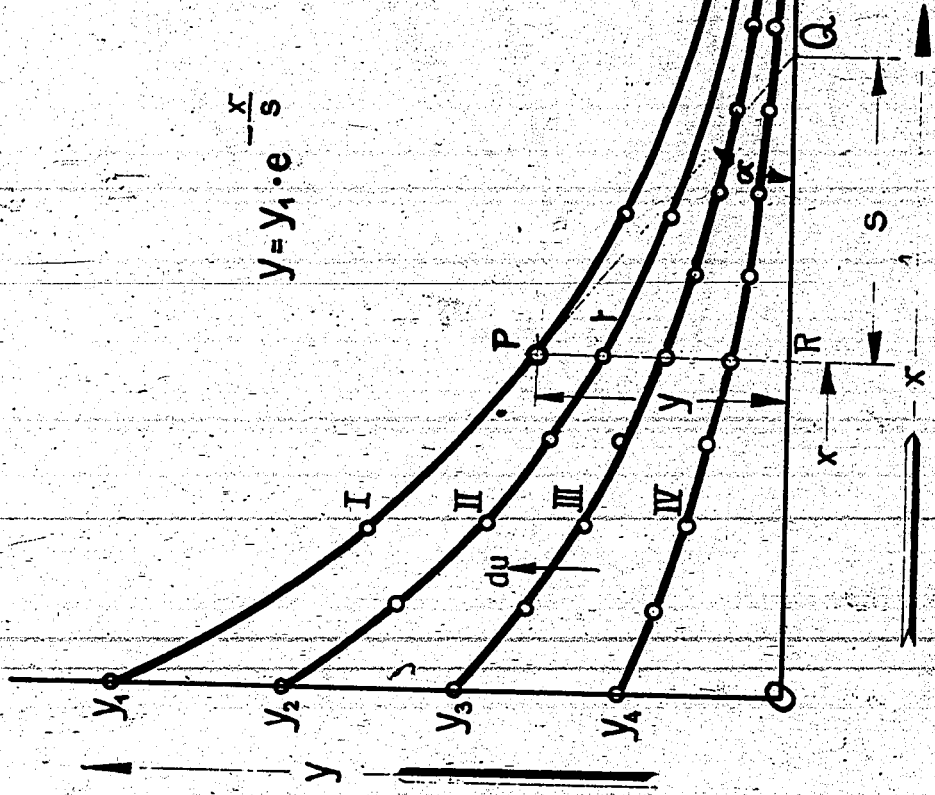


Bild.6. Verlauf der Intensitätsgröße y bei verschiedenen Anfangswerten. Topografische Darstellung der Fläche $u = y \cdot e^{-\frac{x}{s}}$

174003055

Essigsäure-Extraktion durch Benzol.
(nach Ind. Eng. Chem. 1939, S. 1146-1147)

Phase I: Ausgangs-Gemisch: 37 Gew. % Essigsäure
im Wasser:

Phase II: Benzol-Gemisch: 0,37 Gew. % Essigsäure
im Benzol (Eingang)

Tropfen-Extraktion bei 25°C.

Säulenhöhe: 1470 mm; Säulendurchm.: 44 mm

$a = 0,777 \text{ [m}^2/\text{m}^3]$
 $w_1 = 0,13 \text{ [m/h]}$
 $w_2 = 0,162 \text{ [m/h]}$
 $K = 0,715 \text{ [m/h]}$
 $y = 0,73$
 $C_0 = 1,1$

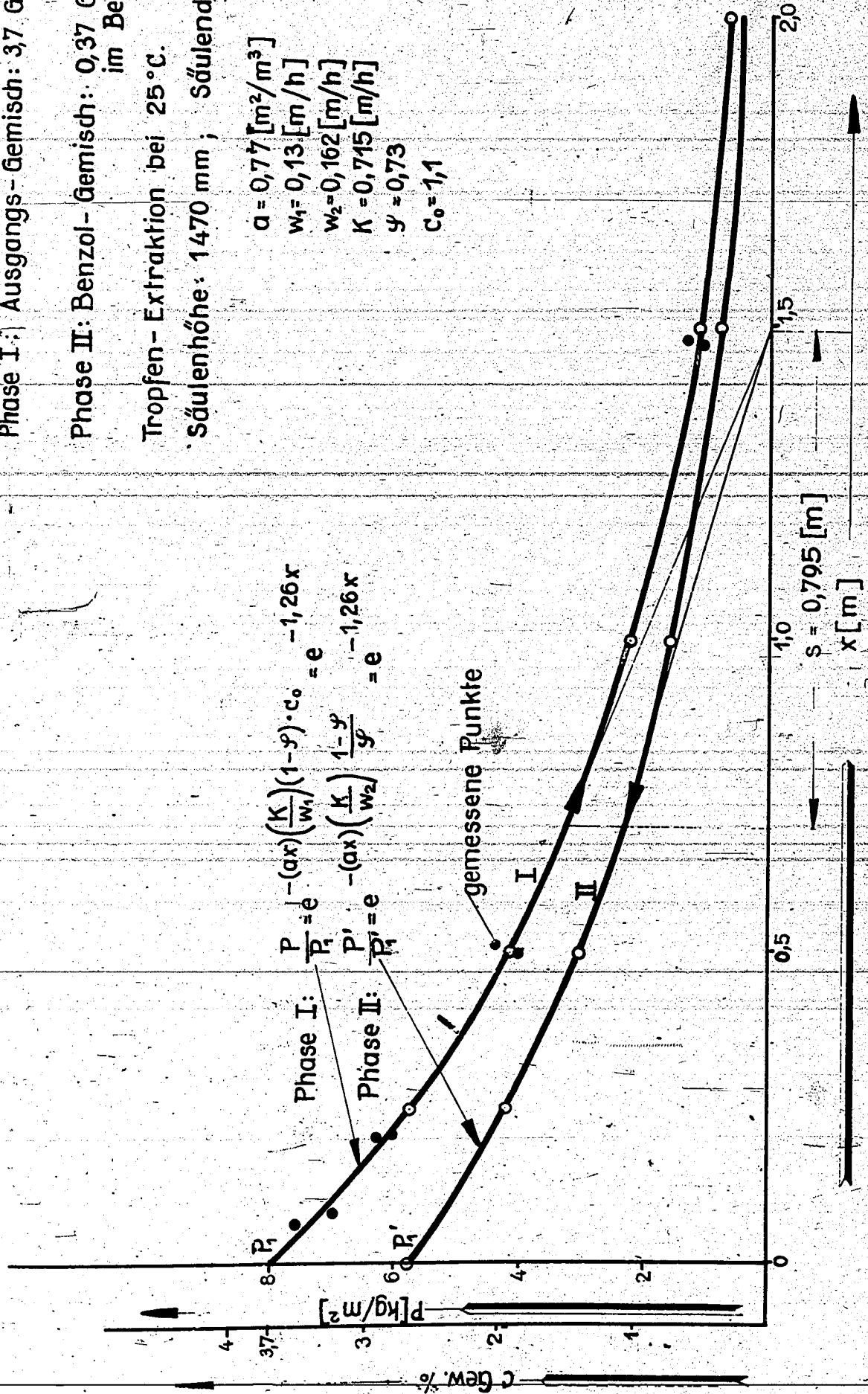


Bild 7. Essigsäure-Extraktion durch Benzol.

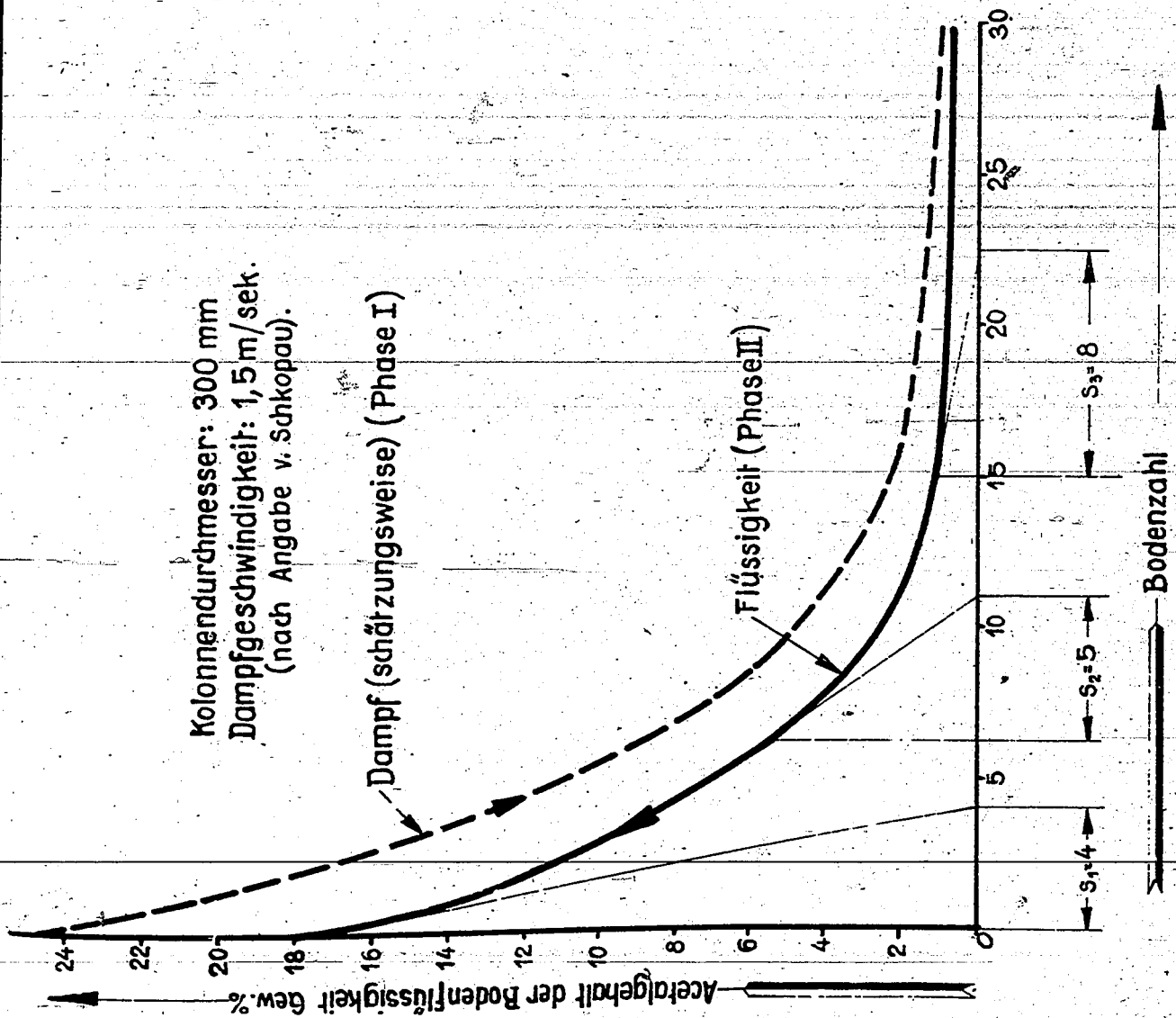


Bild 8. Konzentrationsverlauf in Butolkolonne Schkopau.

zur Niederschrift über die fünfte Besprechung zum I.G.-Wärmetas
am 25.3.1941 im Techn.-Prüfstand Oppau

Dr. Ing.-Kling Oppau

"Über das charakteristische Verhalten einiger Stoffgrößen bei
hohen Drücken und die Methoden ihrer Messung"

Kurzansatz:

Bei der Zusammenstellung unserer Stoffwertesammlung galt es als
wichtigste Aufgabe, das Verhalten bei hohen Drücken über ein weites Tempe-
raturgebiet graphisch darzustellen. Die Diagrammblätter beginnen daher meist
links im Gebiet tieferer Temperaturen und umfassen nach rechts hin die Ge-
biete des festen, flüssigen und gasförmigen Aggregatzustandes. Der Benutzer
des Stofftlasses wird dabei feststellen, dass das charakteristische Verhal-
ten bei allen Stoffen ähnlich ist, eine Tatsache, die ja die Physik schon
längst in den verschiedensten Gesetzmässigkeiten der korrespondierenden Zu-
stände mathematisch festlegte.

Über die Wärmelitzahl liegen umfassende Messungen unter hohen
Drücken nur bei Wasser und Kohlensäure vor. Das in Bild 1 gezeigte η -t-Dia-
gramm von Wasser gibt dabei ganz allgemein das charakteristische Verhalten
der Wärmelitzahl irgend eines Stoffes an. Als Messmethode wurde bisher nur
die Zylindermethode bei **Hochdruck angewandt**, wobei allerdings infolge der
Konvektionsstörungen vor allem im kritischen Gebiet erhebliche Fehler auf-
treten können. Im kritischen Punkt selbst ist eine Wärmelitzahlmessung kaum
durchführbar, da die natürliche Konvektion proportional der spezifischen Wärme
ist, die wiederum bei t_{krit} und p_{krit} unendlich wird.

Die Zähigkeit ist sehr viel häufiger bei hohen Drücken gemessen
worden. Ein umfassendes η -t-Diagramm ist das des Propan's (Bild 2), das vor
allem das abweichende Verhalten im kritischen Gebiet zeigt. Weitere Messungen
sind an CO_2 , NH_3 , SO_2 , CH_3Cl , H_2 , N_2 , Luft, CH_4 , C_4H_{10} , C_5H_{12} in grösseren

Bereichen durchgeführt worden. Als Messmethode wurde zumeist die Kapillarmethode benutzt, die allein Absolutwerte zu bestimmen erlaubt, während die Apparaturen mit Fallkörper, rollender Kugel, Zylinderbewegung oder mittels Düsen nur Relativwerte ergeben und daher vorher mit Stoffen bekannter Zähigkeit, d. l. Luft oder Wasser, geeicht werden müssen.

Das Verhalten der spezifischen Wärme ist vor allem durch die Unendlichkeitsstelle im kritischen Zustand charakterisiert, wie dies in Bild 3 für Luft gezeigt ist. Derartige c_p -Diagramme sind allerdings bisher nur für N_2 , CO_2 , NH_3 , H_2O , CH_4 in grösseren Bereichen entworfen worden. - Die einfachste Messung ist mittels des Durchflusskalorimeters gegeben. Von den Drosselmethoden wird die des isenthalpischen und die des isothermen Drosseloeffektes benutzt. Häufig wird auch die statische Methode der Isothermenmessung angewandt; c_p kann dann nach der Clausius'schen Differentialgleichung berechnet werden.

Aus den c_p -Messungen lassen sich die abgeleiteten Zustandsgrößen Enthalpie h und Entropie s errechnen, die in Mollierdiagrammen dargestellt werden. Ein sehr umfassendes Diagramm dieser Art ist das h - s -Diagramm von Luft (Bild 4).

Bild 4

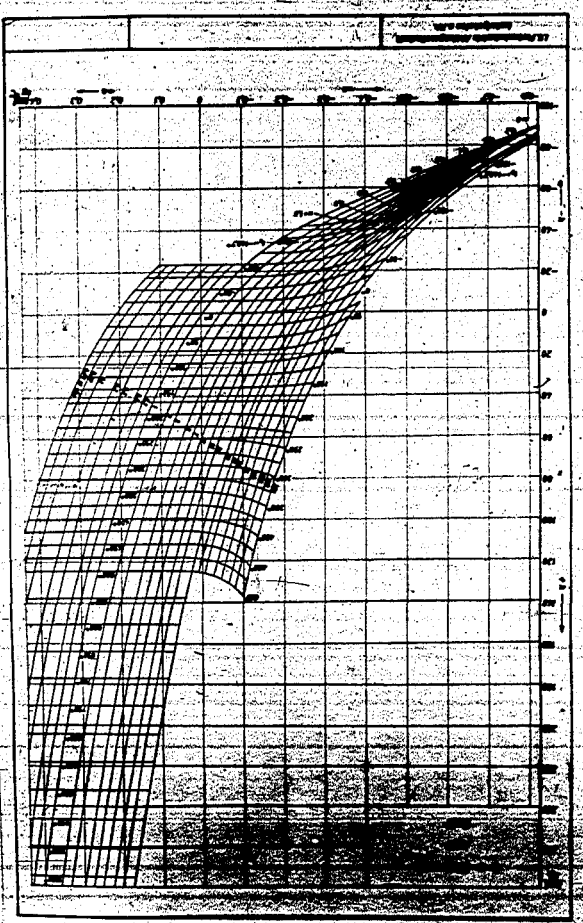


Bild 3

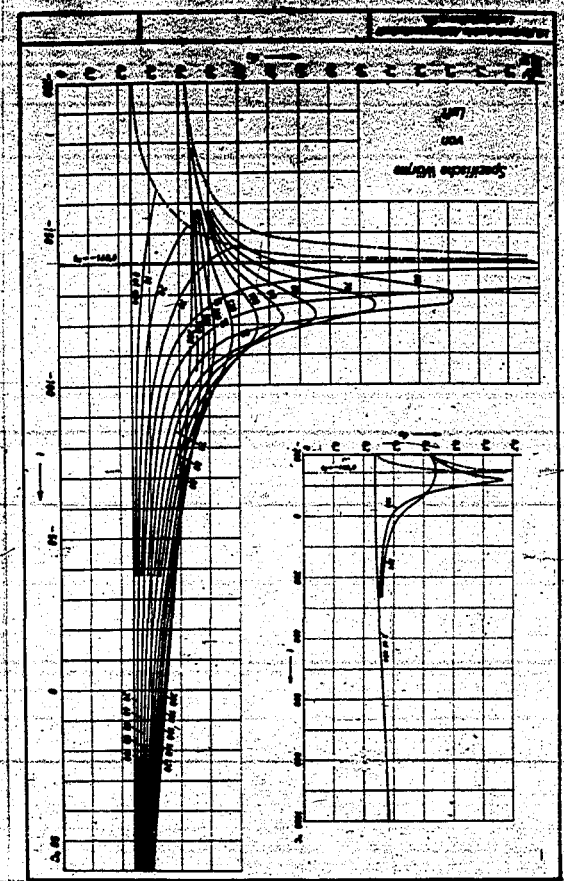


Bild 2

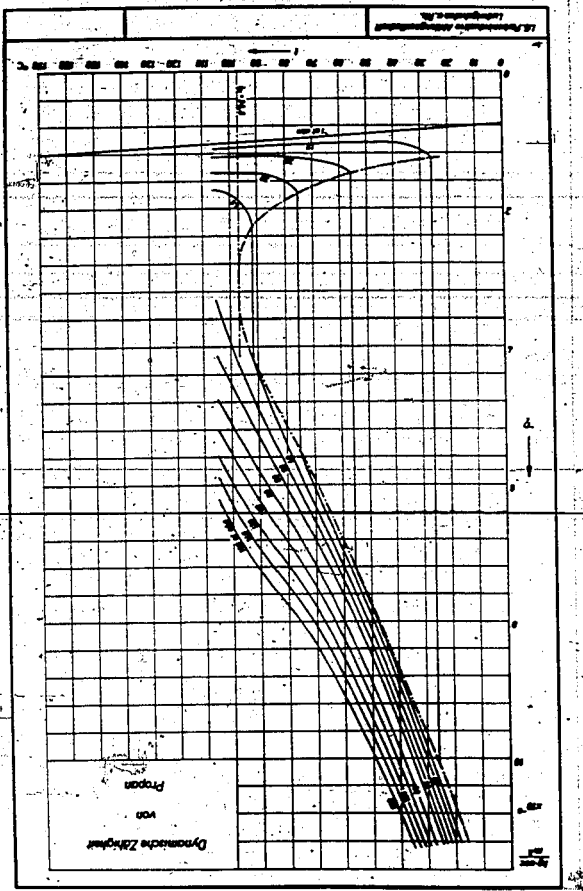
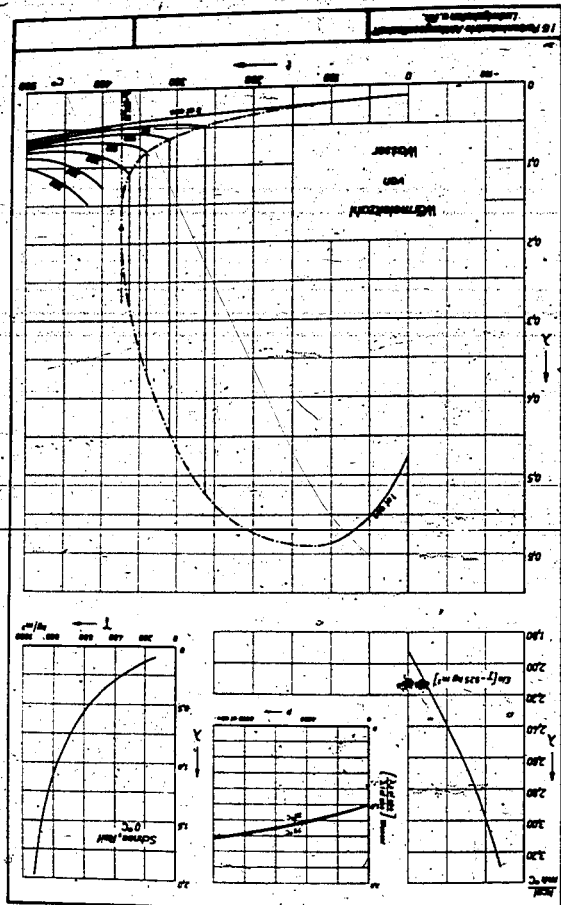


Bild 1



174003060

□
"Sonder-Wärmeaustauscher, insbesondere aus Kunststoffen":

Dr.-Ing. Behringer, Höchst;

zur Niederschrift über die fünfte Besprechung zum I.G.-Wärmeatlas
am am 25.3.1941 im Techn.Prüfstand Oppau

Anlage 5

1941

in Oppau am 25. März 1941.

Dr.-Ing. H. Behringer

von

Vortrag

Sonder-Wärmeaustauscher, insbesondere aus Kunststoffen.

Erfahrungsaustausch

I. d. Höchst

174003062

staltet werden kann, als dies bei dünnen Metallblechen der Fall ist.
Abdichtung bei Kunststoff durch Klebung u. dgl. vollkommener ge-
schehen können auch für Flüssigkeiten in Frage, weil die Rand-
teile ausserordentlich weit getrieben werden kann. Solche Anstau-
erwünschte Verringerung der Wandstärke, die ohne mechanische Nach-
besondere Vorteile bietet hier die aus wärmetechnischen Gründen
seit kurzem wird die gleiche Bauart auch in Kunststoff ausgeführt.
In einem Fall verwendet.

wurde er für den Austausch zwischen Flüssigkeiten bisher erst
eine Austauscher schon umfangreiche Anwendung gefunden, dagegen
für gewisse einfache chemische Prozesse. Hierfür hat der beschrie-
ne und Verbrennungsluft, für Gastrennung durch Tieftemperatur und selbst
auf technischen Anwendungen, für die Vorwärmung von Trocknungsluft
Allen gar nicht erforderlich ist. Dies gilt z. B. für fast alle
anz leicht zu erreichen, was auch in vielen praktischen Bedarfs-
beiden Strömungswege gegeneinander ist hierbei allerdings nicht
(starke) Blechen oder Folien auf. Die vollkommene Abdichtung der
er neue Austauscher baut sich aus sehr dünnen (noch unter 0,1 mm

lass verringert.
erkstoffgewicht und der Preis pro Oberflächeinheit im selben
untergebracht werden kann als bisher, wobei sich gleichzeitig das
inem gegebenen Rauminhalt leicht zehnmal mehr Austauschfläche
er Taschenluftzerstörer dagegen lässt sich so umgestalten, dass in
luftzerstörer sind in dieser Richtung kaum noch entwicklungsfähig.
igkeit und Dichtigkeit zu genügen braucht. Röhrenbündel- und Nadel-
für aber auch keinen hohen Ansprüchen hinsichtlich Druckbestän-
en heutigen Bauarten um ein Vielfaches leichter und billiger ist,
s besteht ein Bedürfnis nach einem Wärmetauscher, der gegenüber

Z u s a m m e n f a s s u n g

den Anstoss zur Entwicklung von Austauschern mit neuartigen Eigenschaften gab ein Bedürfnis der Klimatechnik. Dort werden grosse Luftmengen verarbeitet, die Träger von meist geringwertiger Wärmeenergie sind. Es ist von Bedeutung, diese Wärme mit kleinen Temperaturunterschieden auf andere Luftströme übertragen zu können, wobei man auf beiden Seiten der Austauschfläche mit ungünstigen Übergangswerten zu rechnen hat. Die Aufgabe erfordert also sehr grosse Flächen und grosse Durchgangsquerschnitte und ist mit den heute verfügbaren Bauarten kaum oder überhaupt nicht zu bewältigen.

Dies erkennt man sofort, wenn man die gebräuchlichen Gas-Wärmeaustauscher auf ihre Eignung für unseren Fall prüft. Verwendet man z.B. Rohre als Austauschflächen, so muss man wegen der erforderlichen grossen Strömungsquerschnitte stets ein Bündel parallel schalten (Bild 1).

Die Rohrenden müssen daher entweder in einer Kammer mit Rohrboden oder in Verteil- und Sammelstücke münden. Zu Vergleichszwecken wollen wir nun einmal annehmen, dass ein würfelförmiger Raum von 1 m Kantenlänge durch Austauschelemente der jeweiligen Bauart gerade angefüllt wird. Unter der Voraussetzung, dass Rohre 16/18 Ø verwendet werden, kann ein solcher Würfel dann etwa 1800 Rohre mit insgesamt rund 100 m² Oberfläche aufnehmen. Das Werkstoffgewicht unter Einrechnung eines Anteils des Rohrbodens usw. beträgt etwa 800 kg, also rund 8 kg/m². Dies entspricht auch ungefähr der Rohrwandstärke von 1 mm.

Eine andere für den Wärmeaustausch zwischen Gasströmen viel verwendete Bauart besitzt mit Nadeln oder Rippen besetzte Platten als Austauschflächen (Bild 2).

Nach hier wollen wir einen würfelförmigen Körper mit 1 m Kantenlänge zu Grunde legen, was eine Plattengrösse von 1 x 1 m ergibt. Wird eine solche Platte beiderseits mit Nadeln üblicher Abmessung versehen, so vergrössert sich ihre wirksame Oberfläche von 1 m² auf 2,8 m². In 1 m³ Raum können insgesamt etwa 20 m² Oberfläche untergebracht werden.

Das Werkstoffgewicht pro m³ liegt etwa bei 600 kg, was einem Platingewicht von 30 kg/m² entspricht. Nun ist allerdings beim

Nadel-Luftfilter die Wärmeübergangszahl an das strömende Gas besser als bei anderen Austauschern, sodass die Fläche hier anders bewertet werden muss. Dies wird dann nachher noch beim Vergleich der Zahlen untereinander berücksichtigt werden.

Schlüsslich ist als dritte marktängige Bauart noch der Taschen-Platten-Luftfilter zu nennen. Hier kann bei 20 mm Platten-Abstand eine Austauschfläche von $50 \text{ m}^2/\text{m}^3$ untergebracht werden, wobei das gesamte Gewicht $750 \text{ kg}/\text{m}^3$ und das Flächengewicht $15 \text{ kg}/\text{m}^2$ beträgt, wenn freistehende Blechtafeln von 2 mm Stärke verwendet werden (Bild 3).

Man kann nun die ermittelten Zahlenwerte für diese drei Bauarten einmal nebeneinander stellen (Bild 4).

Einen wahren Vergleich erhält man aber erst, wenn man die von Fall zu Fall verschiedenen Wärmeübergangszahlen mit berücksichtigt. Wir wollen einmal ganz roh annehmen, dass die Durchgangszahl beim Röhrenbündel-Austauscher doppelt so hoch und beim Nadel-Luftfilter dreimal so hoch ist als beim Austauscher mit ebenen Platten. 1 m^2 der Oberfläche des Nadel-Luftfilters wäre nach dieser Annahme ebenso wirksam, wie 2 m^2 des Röhrenausstauschers oder 3 m^2 des Platten-Luftfilters. Zum Vergleich der Wärmeleistung pro 1 m^3 Raum darf also die tatsächliche Oberfläche des Röhrenbündels nur zur Hälfte und die des Taschenluftfilters nur zu einem Drittel veranschlagt werden, während umgekehrt der Werkstoffwand entsprechend verdoppelt und verdreifacht werden muss.

Im Bild 4 sind nun gleich auch die Zahlen für die neuentwickelte vier-

te Bauart mit aufgenommen, der wir uns jetzt zuwenden wollen. Die Kennwerte für die drei ersten Bauformen sind nämlich so ungünstig,

dass ihre Verwendung etwa für Zwecke der Klimatechnik nicht in Frage kommt. Dies hat jeder schon erfahren, der einmal versucht hat, etwa einen Röhrenbündelaustauscher für Gase mit einem Temperaturunterschied von, sagen wir, 5°C zu berechnen. Es ergeben sich dabei Abmessungen und Preise, die nicht um einige Prozent, sondern um eine Größenordnung zu hoch sind. Tragbare Verhältnisse sind nur zu erreichen durch ein-

schneidende Herabsetzung aller Querschnitte und Abmessungen einschliess-

lich der Wandstärken. Diese Forderung lässt sich aber leider gerade bei den hier recht günstig erscheinenden Austauschern nicht verwirklichen. Der Anschluss der parallelen Röhre an den Rohrboden oder an Verteil-

stücke verlangt eine gewisse Mindest-Rohrwandstärke, die kaum

unter 1 mm liegen dort. Auch die Abmessungen der Gussteile

Nadel- oder Rippenplatten sind aus Herstellungsgründen an die heutigen Werte gebunden. Die Taschenbauart dagegen lässt sich unserer Forderung anpassen, man muss dazu allerdings einen Weg beschreiten, der zunächst vom Ziel wegzuführen scheint. Verringt man nämlich die Dicke der einzelnen Teile, so verlieren sie ihre Steifigkeit und ihre Eigenschaft des Freitragens. Sie müssen daher jetzt auf ihrer ganzen Fläche durch zusätzliche Mittel unterstützt werden, was einen Teil des Werkstoffgewinnes wieder aufzehrt (Bild 5). Diese Unterstützung kann im Grenzfall zu einem vollständigen Rost werden (Bild 6), was hinsichtlich der Werkstoffersparnis auf den ersten Blick völlig abwegig erscheint. Nun bringen aber diese kreuzweise liegenden Roste in das ganze Gebilde eine solche unerwartete Festigkeit und Widerstandsfähigkeit hinein, dass man jetzt mit den Wandstärken auf unwar-scheinlich niedrige Werte herabgehen darf. Wir kamen schließlich zu Blechstärken von $\frac{1}{10}$ mm, ohne dass die Standfestigkeit des ganzen Gefährdet worden wäre, wobei die Zwischenlagen aus Gewellten, ebenfalls sehr dünnen Folien bestehen (Bild 7). An solche Wandstärken muss sich der Apparatebauer allerdings erst gewöhnen, was seine Zeit braucht. Dann aber wird er einsehen, dass auf einem weiten Anwendungsfeld solche dünnwandigen Vorrichtungen durchaus ihren Zweck erfüllen können. Auch der Maschinenbauer hat sich ja daran gewöhnt, im Flugzeugbau mit Blechstärken zu arbeiten, die ihm früher als Einwickelrollen erschienen wären, und er hat gelernt, dass solche Werkstoffe zwar auf ihre eigene Weise behandelt werden wollen, dann aber den Beanspruchungen voll gewachsen sind.

Beim Aufbau eines Wärmeaustauschers aus so dünnem Material wird jetzt die Frage der Abdichtung entscheidend. Ein gegenseitiges Verschweißen oder Verlöten der einzelnen Teile kommt hier nicht mehr in Betracht, sodass man auf eine Art Falzdichtung angewiesen ist. Eine recht gut bewährte Bauart ist das Umfalten der glatten Blätter oder das Auflegen eines Band-Dichtungsstreifens (Bild 7), wobei die endgültige Abdichtung erst im Paket selbst unter der Einwirkung des Stapeldrucks zustande kommt. Diese Ausführung ermöglicht gleichzeitig einen gusserst einfachen Zusammenbau, da die erforderliche Anzahl von Blättern, die unter sich völlig gleich sind, lediglich zusammengesetzt zu werden braucht.

Es sei zugegeben, dass diese einfache Formschlussdichtung höheren Ansprüchen nicht mehr genügt. Es lohnt sich aber, hier einmal kurz einzuhalten, um die Anforderungen, die beispielsweise die Lüftungstechnik an die Dichtigkeit eines Austauschers stellen muss, näher zu überprüfen.

Soll etwa bei der Lüftung eines geheizten oder gekühlten Raumes die in der Abluft steckende Wärme oder Kälte zur Vorwärmung oder Vorkühlung der Frischluft nutzbar gemacht werden, so kommt es offenbar auf eine geringe Lässigkeit überhaupt nicht an, da ja der Wert keines der beiden Luftströme durch die Anwesenheit von Spuren des anderen irgendwie beeinträchtigt wird. Auch wenn etwa Heissluft für eine Trockenanlage in einem Gas- oder Ölgereinigten Lüfterhitzer hergestellt wird, so spielt in der Regel eine scharfe Trennung des Heissluftstromes vom Strom der Verbrennungsgase ebenfalls keine ausschlaggebende Rolle. Das Eindringen von Abgasen in den Trockner lässt sich übrigens erfordernfalls leicht dadurch verhindern, dass man auf der Luftseite des Austauschers einen kleinen Überdruck unterhält. Dann kann allenfalls ein Teil der Umluft in den Kamin entweichen, was aber beim Trocknen ja sowieso stets erfolgen muss, sodass diese Austauschbauart hier ebenso gut brauchbar ist, wie jede andere. Bei der Vorwärmung von Verbrennungsluft durch Feuertage ist eine mässige Undichtheit ebenfalls bedeutungslos, zumal ja ein völlig dichter Lüfterhitzer in der Praxis bekanntlich so selten ist, wie etwa eine völlig dichte Pumpenstoptbüchse. Viele Feuerungen werden mit stark angegriffenen Luftvorwärmlächen jahrelang ohne jeden Nachteil betrieben.

Selbst bei den meisten Anwendungen von Gas-Wärmeaustauschern in der chemischen Industrie, wie z.B. Gas-Fliehkühlung oder Gasreaktionen bei hohen Temperaturen, ist ein Übertritt von Spuren aus dem einen zur Behandlung gehenden in den anderen von dort kommenden Strom, oder umgekehrt, ganz unbedenklich.

Auch hier kann durch entsprechende Wahl der Druckverhältnisse eine Verunreinigung der empfindlicheren Strömung ohne Schwierigkeit vermeiden werden. In der Regel wird dieser Kunstgriff aus Sicherheitsgründen ohnedies angewendet, auch wo man damit rechnet, dass die Austauschereichte halten. Wer Betriebe dieser Art kennt, weiss dortgens, dass mancher vermeintlich dichte Austauscher in Wirklich-

keit erheblich leckt, ohne dass dies im Betrieb überhaupt bemerkt wird, weil eben der Leckstrom nach der unschädlichen Seite hin geht. Es erscheint daher oft von fragwürdigem Nutzen, der Illusion der völligen Dichtigkeit zuzuliebe einen hohen Preis für eine teurere Austauscherbauart zu bezahlen.

Nachdem wir also jetzt festgestellt haben, dass ein leichter und billiger Wärmeaustauscher auch bei nicht idealer Dichtigkeit durchaus seine verfahrenstechnische Daseinsberechtigung hat, kehren wir wieder zur Betrachtung seiner Besonderheiten zurück. Die beschriebene Bauart mit Blättern aus dünnen Metallkollern erwies sich zunächst für klimatische Bedürfnisse als so hervorragend brauchbar, dass zur Herstellung im Serienbau geschritten werden konnte (Bild 8).

Als Baustoff wurde vorzugsweise Aluminiumfolie in einer Stärke von 0,06 bis 0,08 mm verwendet. Der normale Würfel enthält 17 m² Oberfläche und wiegt 6,5 kg. Ausser diesem wird noch ein kleineres Element von 2 m² und ein grösseres von 4 m² hergestellt. Der Preis lag in der Grössenordnung von 4-6 RM/m², Raumbedarf und Gewicht betragen, wie vorhin schon gezeigt, weniger als 1/10 der Werte der sonst in Frage kommenden Bauarten. So viel über den aus Metallfolien hergestellten Austauscherelementen, der bisher mit einziger Ausnahme nur für Gas- und Luftstromanwendung gefunden hat.

Es dürfte nun interessieren, dass seit einiger Zeit gleichartige Austauscherelemente auch aus Kunststoff hergestellt worden sind (Bild 9). Verlockend ist dabei namentlich die Aussicht, den schlecht wärmeleitenden Kunststoff in ausserst dünnen Wandstärken verwenden zu können. Bekanntlich führt es zu grossen Enttäuschungen, wenn eine für Metall bewährte Bauweise einfach in Kunststoff nachgebaut wird, da sowohl die mechanischen wie ganz besonders auch die wärmetechnischen Verhältnisse sich dabei ausserordentlich verschlechtern. Versucht man die Bauart so abzuändern, dass sie der einen Forderung besser genügt, so kommt man zwangsläufig mit der anderen in Konflikt, denn die beiden Aufgaben stellen entgegengesetzte Ansprüche.

Hier liegt nun aber eine Bauform vor, die es gestattet, mechanische und wärmetechnische Funktionen voneinander zu trennen und jeweils

solchen Organen zuzureisen, die gerade nur für diesen einen Zweck

gebaut sind. Die eigentlichen Austauschgänge, die der Wärmefluss

durchdringen muss, können, wie vorhin gezeigt, hier mechanisch so

weitgehend entlastet werden, dass selbst dünne membranartige Häutchen

noch verwendbar werden. Andererseits haben die Zwischenlagen, die ja

das eigentliche tragende Gerüst des ganzen Körpers bilden, keine

entscheidende wärmetechnische Funktionen; man kann also dem schlecht-

leitenden Baustoff hier auch grössere Wandstärken geben, ohne damit

die Wärmeleistung des ganzen Austauschers zu beeinträchtigen. Es ist

hier von Wärmeaustauscher fast nur noch die abstrakte Idee übrig

geblieben, nämlich eine ausschliesslich der Übertragung dienende

Trennwand zwischen den beiden Medien einerseits und ein bis zur aus-

sersten Knappheit vereinfachtes statisches Skelett andererseits. Für

Kunststoff ist diese Bauart wie geschafften, denn solche dünnen Wand-

stärken müssten wohl in jeder anderen Gestalt irgendwelche mechanische

Nachteile zur Folge haben.

Der geringe Baustoffaufwand führt übrigens auch zu nicht unerhebli-

chen Kostenersparnissen. Der Würfel, der in Bild 9 dargestellt ist,

und der 10,3 m² Oberfläche hat, ersetzt an seinem augenblicklichen

Verwendungsort eine Rohrschlinge aus rostfreiem Stahl von etwa 90 kg

Werkstoffgewicht. Der Kunststoffwärmeaustauscher wiegt dagegen nur

16 kg; die Werkstoffkosten verhalten sich also hier etwa wie 10:1.

Beim Kunststoffwärmeaustauscher der beschriebenen Bauart müssen

folgende Punkte zur Zeit als noch offene Fragen gelten:

Temperaturbeständigkeit,

Druckfestigkeit,

Dichtigkeit,

Verwendbarkeit für Flüssigkeiten.

Für die drei letzten Punkte ist es entscheidend, wie die Randlich-

tung letzten Endes gelöst werden wird. Dafür kommt in Frage sowohl

ein Ankleben von Dichtungselementen als auch eine Schweissverbindung

und schliesslich die Verwendung besonders ausgebildeter, gepresster

Formstücke. Verschiedene Muster befinden sich zur Zeit in der Erpro-

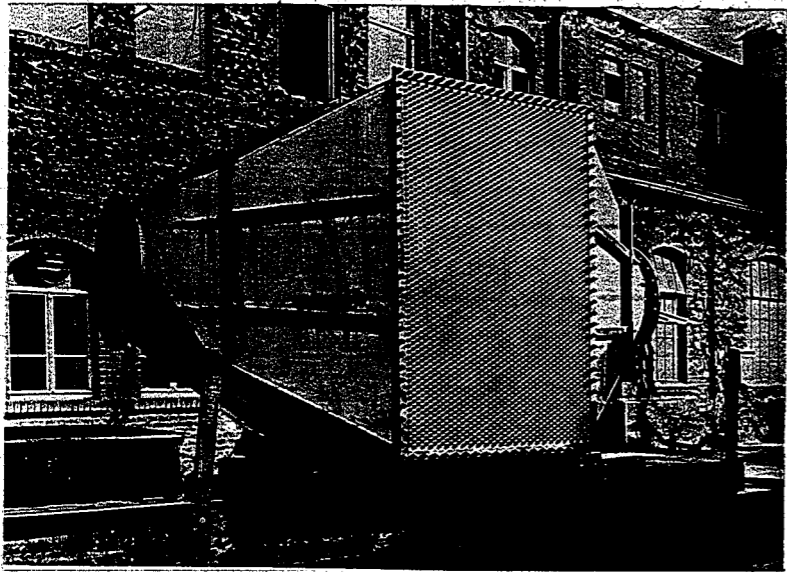
bung, sodass ein endgültiges Urteil heute noch nicht möglich ist.

Bei der grossen Vielfalt der Verarbeitungsmöglichkeiten von Kunst-

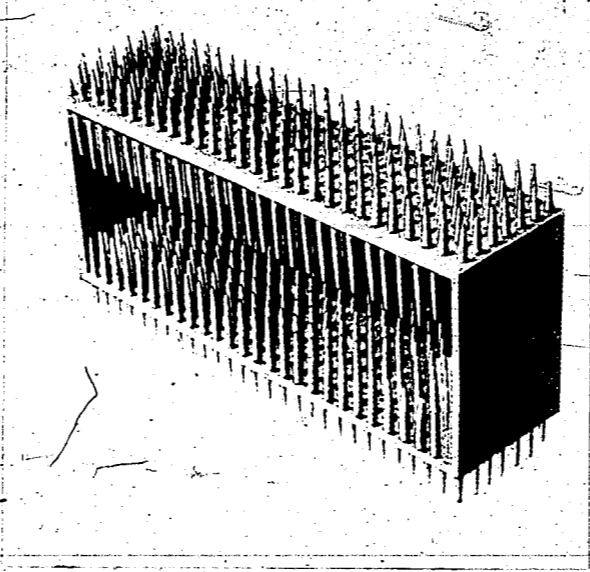
stoffen steht es jedoch ausser Zweifel, dass durch plausibles

Vorgehen eine betrübende Dichtungsweise gefunden werden kann.

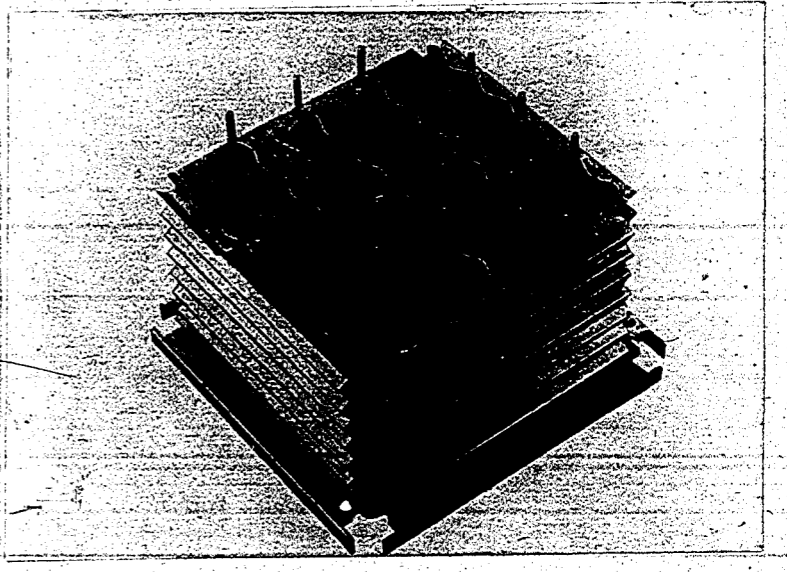
Be. 9.5.1941



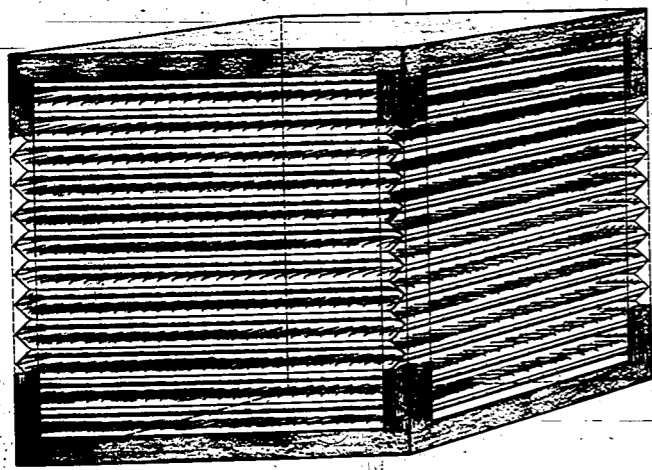
1



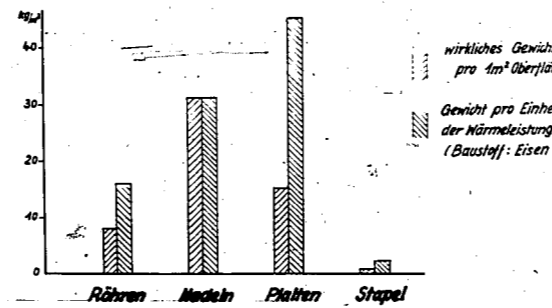
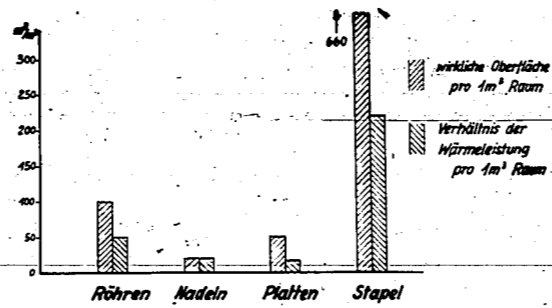
2



5



3



4

FIG:10

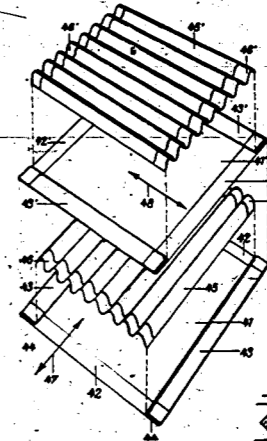


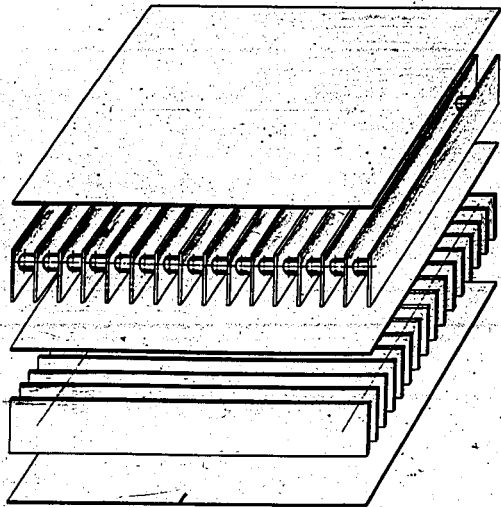
FIG:13

FIG:14

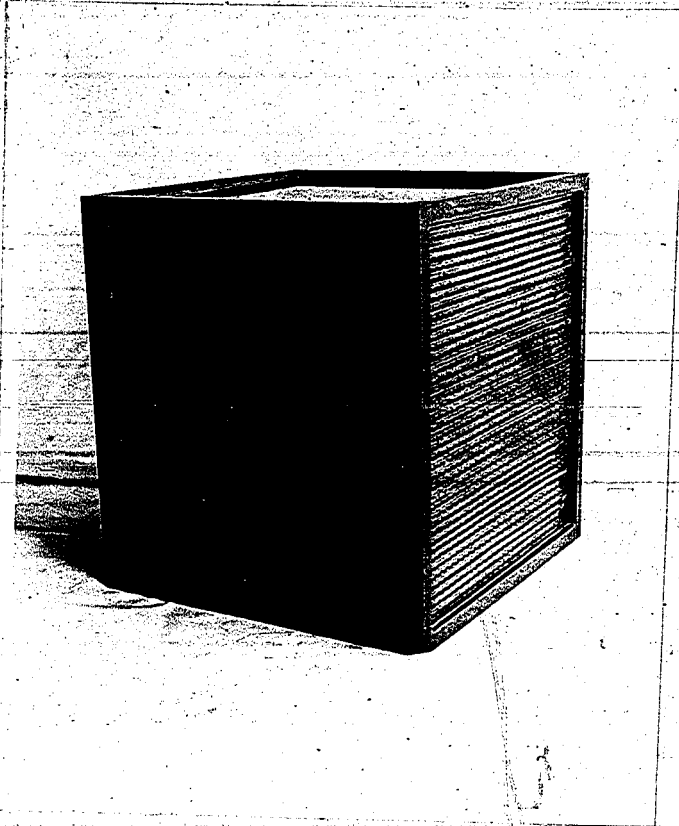
FIG:15

7

174003070



6



9



8

zur Niederschrift über die fünfte Besprechung zum I.G.-Wärmetas
am 25.3.41 im Techn.-Prüfstand Oppen

Dr. Ing. Spengler Höchst:

"Der industrielle Einsatz von Diphenyl-Mischung II"

Kurzansatz:

Als Badflüssigkeit zum Füllen von Kochbädern wurde früher prak-
tisch nur Glycerin verwendet. Die Glycerinverknappung vor Ausbruch dieses
Krieges zwang dazu, hierfür verschiedene Austauschstoffe einzusetzen. Da
in den ersten fünf Kriegsmonaten sämtliche Austauschstoffe kontingentiert
und für Badfüllungen nicht mehr freigegeben wurden, war man gezwungen,
Diphenylmischung I zu versuchen.

Die bei den Firmen Senking, Hildesheim,

Junker und Ruh, Karlsruhe und

Röder, Darmstadt

durchgeführten Versuche mit Diphenylmischung I an fahrbaren und stationären,
drucklosen Kochanlagen führten zu folgenden Ergebnissen:

- 1) Zum Kochen von Speisen genügen bei Diphenylmischung I
Temperaturen von 110 bis 130°C. Temperaturen von 200°C kommen
bei Diphenylmischung I nur bei sehr raschem Anheizen bei
relativ grosser Rostfläche und langlamigen Brennstoffen vor.
- 2) Die Verluste bei Diphenylmischung I durch Verdunsten sind
klein, nicht grösser als bei Glycerin und für den Dauerbe-
trieb durchaus tragbar.
- 3) Bei im Freien aufgestellten Kochanlagen tritt eine Geruchs-
belästigung nicht auf. Bei stationären Kochanlagen in geschlos-
senen Räumen ist eine Geruchsbelästigung kaum wahrnehmbar.
Wird aber die Entlüftung des Bades mit einem Rohr in das
Freie geführt, was auch bei Glycerin schon zu empfehlen ist,
so ist kein unangenehmer Geruch feststellbar. Die leichte
Anspruchung des Bades auch bei Diphenylmischung I für die
Abdichtung ausreichend.

4) Zersetzungen, wie sie bei Glycerin schon nach kurzer Zeit vorkommen, und ein Verkusten der Bezugsflächen konnten bei DMI nicht festgestellt werden.

5) Aus einem Liter des Bades in die Feuerung austretendes DMI verbrennt ebenso wie Glycerin und die Verbrennungsprodukte stehen mit den Rauchgasen der Feuerung ab.

Im ersten Jahre, im Jahre der Einführung, wurden zum Füllen von Kochbädern 65 Tonnen Diphenylmischung I verkauft. Schwierigkeiten mit

Reklamationen oder Unfällen sind nicht vorgekommen. Kochbadhersteller und Verbraucher beurteilen DMI als geeignete Kochbadflüssigkeit.

Trotz dieses Erfolges als Kochbadflüssigkeit ist heute noch im

Gegensatz zu Amerika in Deutschland die Verwendung von Diphenylmischung I als Wärmeübertragungsmittel für technische Zwecke unbedeutend. Nachdem

Dichtungsschwierigkeiten mittels Flaschverbindungen mit Linsendichtungen und stopfbüchellosen Absperrorganen zu beheben sind, müsste zunächst wenig-

stens innerhalb der einzelnen I.G.-Werke Diphenylmischung I als ausgie-

zeichnetes Wärmeübertragungsmittel im technischen Massstab viel stärker als bisher verwendet werden.

"Ein Beitrag zur näherungsweise Berechnung der Konzentrationsänderung
bei partieller Verflüssigung von Kohlenwasserstoffgemisch mit vielen
Komponenten".

Dr.-Ing. Hegelmann, Oppau;

zur Niederschrift über die fünfte Besprechung zum I.G.-Wärmetlas
am 25.3.1941 im Techn. Prüfstand Oppau

Anlage 7

174003073

Anlage 7

Dr. E. Hegelmann

Büro Sparte I Oppau

25. März 1941

Ein Beitrag zur näherungsweise Berechnung der

Konzentrationsänderungen bei partieller Verflüssigung

von Kohlenwasserstoffgemischen mit vielen Komponenten. +)

Bezeichnungen

$a_1, a_2, a_3 \dots a_n$ Volumen- bzw. Molanteile der Komponenten im Ausgangsgas.

$z_1, z_2, z_3 \dots z_n$ Volumen- bzw. Molanteile der Komponenten

im Gasraum während der Verflüssigung.

$x_1, x_2, x_3 \dots x_n$ Molanteile der Komponenten im Kondensat.

Molanteile des Kondensates bzw. Restgases.

p Gesamtdruck in ata bei der isothermen Verflüssigung.

$(p_g$ beim Beginn, p_f bei beendeter Verflüssigung).

$p_1, p_2, p_3 \dots p_n$ Teildrücke der einzelnen Komponenten

der Mischung im Gasraum und an der

Phasengrenze.

$\pi_1, \pi_2, \pi_3 \dots \pi_n$ Dampfdrücke der reinen Komponenten nach

der Dampfdruckkurve bei der jeweiligen

Verflüssigungstemperatur t .

Vorbemerkungen

Im Zusammenhang mit der Entwicklung des Polymerbenzylver-

fahrens (Ammonlabor. Op), bei der Gewinnung ölhaltiger Kondens-

ate aus Krackgasen und ähnlichen Aufgaben kam es häufig darauf an,

über die Zusammensetzung von Kondensaten und Restgasen und die da-

durch bedingten Ausbeuten zur Ergänzung der eigentlichen Versuchs-

+) Nach einem Vortrag bei der Besprechung zum I. G. -Wärmetages am 25 März 1941 (Techn. Prüfstand Oppau).

arbeiten rasch ein Bild zu gewinnen. Gelegentlich der Beantwortung solcher Fragen wurde in den letzten beiden Jahren ein Verfahren entwickelt, das neben den experimentell bekannten Dampfdruckkurven in der Hauptsache die Gesetze von Dalton und Raoult benutzt und demnach streng nur in den Grenzen gelten kann, in welchen die be-

den Gesetze erfüllt sind. Dies ist bei den Kohlenwasserstoffen, die z. Tl. überideale Löslichkeit zeigen, nur annähernd der Fall. Der Überblick über das ganze Schien uns aber bei einer solchen rech-

nerischen Vorarbeit wichtiger, als die Berücksichtigung einer ver-

trühten übertriebenen Genauigkeit, umso mehr als im Entwicklungs-

stadium die Zusammensetzung der in Betracht kommenden Gase oft

wechselt. Trotz der Abweichungen vom Raoultschen Gesetz zeigten die

erzielten Ergebnisse bei den bisherigen Anwendungen eine gute prak-

tische Brauchbarkeit des Verfahrens. Überdies können weitergehende

Ansprüche an die Genauigkeit durch Nacharbeit rechnerischer oder

experimenteller Art meist erfüllt werden.

A. Erläuterung des Verfahrens.

I.

Wenn wir ein Gasgemisch isotherm komprimieren, dann fallen

bekanntlich die am schwersten siedenden Anteile am leichtesten aus.

Bei partieller Verflüssigung eines Gasgemisches ist also der

flüssige Anteil reicher an schwer siedenden Komponenten, der gas-

förmige Anteil reicher an leicht siedenden oder inert Bestandteilen.

Versucht man diese Erscheinungen präziser zu beschreiben, so

daß man Gesetzmäßigkeiten erkennen kann, so kann man, ausgehend von

der Betrachtung des Zustandes im Gasraum sagen: Beim Komprimieren

oder Abkühlen eines Gasgemisches setzt die Verflüssigung irgend

einer Komponente bei jenem Gesamtdruck P_g ein, mit welchem der

Verflüssigungsdampfdruck p_1 der betreffenden Komponente gerade er-

reicht bzw. überschritten wird. Dies kommt durch das DALTON'sche

Gesetz für den Gasraum zum Ausdruck:

$$P = p_1 + p_2 + \dots + p_n \quad (1)$$

Hierin sind die Verflüssigungsdampfdrucke p_i durch die Mol-
anteile z_i bestimmt, die im gasförmigen Zustand mit den Volumen-
teilen $\frac{V_i}{V}$ übereinstimmen:

$$p_1 = z_1 \cdot P; \quad p_2 = z_2 \cdot P; \quad p_i = z_i \cdot P \text{ usw.} \quad (1a)$$

Die Konzentrationen z_i sind gegeben durch

$$z_i = \frac{V_i}{V} = \frac{p_i}{P}$$

(1b)

worin V_i das Gasvolumen der betreffenden Komponente, V das Gasvo-
lumen der Mischung bei einem beliebigen, aber für beide gleichen
Gasdrucke, z.B. bei P ist.

Sofern der Gesamtdruck P bzw. P_g in Gleichung 1 noch nicht
erreicht ist, also noch kein Kondensat ausgefallen ist, sind die
Gaskonzentrationen durch die Ausgangsgaskonzentrationen

$$g_1, g_2, \dots, g_i, \dots \text{ usw. bestimmt.}$$

Der Zusammenhang in Gleichung 1 wird sehr einfach, wenn nur
allein eine Komponente i unter den erreichbaren Bedingungen ver-
flüchtigbar ist und alle übrigen Komponenten von 1 bis n (ohne i)

sich wie inerte Gase verhalten. Dann erreicht die verflüchtigbare
Komponente i beim Komprimieren oder Abkühlen allein ihren Ver-
flüssigungsdampfdruck p_i , der in diesem Fall durch die Dampfdruck-

kurve II der reinen Substanz i gegeben ist. Eine Tafel solcher
Dampfdruckkurven ist in Bild 1 wiedergegeben. Es sei hier auch
auf die neuere Tafel I G 2 in der Stoffwertesammlung des Wärme-
atlas (techn. Prüfstand Oppau) hingewiesen.

Man muß also in diesem Fall außer dem Dalton'schen Gesetz
nur noch den Zusammenhang des Verflüssigungsdampfdruckes p_i der
reinen Substanz i mit der Temperatur t kennen und bezeichnen:

$$p_i = f(t) = II_i \quad (2)$$

Die Kennzeichnung durch das Zeichen II_i ist zur Unterschei-
dung von dem Dampfdruck in Gemischen notwendig. Der Dampfdruck II_i

Kann sich hier in seiner ganzen Größe als "freier Dampfdruck" im Gasraum auswirken und wird nicht durch die Löslichkeit in den anderen Komponenten in seiner Größe herabgesetzt. Die Gleichung 2 verliert im Zusammenhang mit Gleichung 1 ihren Sinn, wenn keine flüssige Phase unter dem Gasraum vorhanden ist, d.h. wenn keine "Sättigung" eintreten kann.

Der besprochene einfache Fall liegt z.B. bei der Wasserdampfsättigung der Luft vor oder bei Dampfgemischen über nicht mischbaren Flüssigkeiten, z.B. Wasser und Benzol.

II.

Diese vereinfachte Betrachtung gilt nicht mehr für Dampfgemische, die in flüssiger Phase ineinander löslich sind. Hier können die auf den Gasraum ausgeübten Teildrücke der einzelnen Komponenten nicht mehr frei in der Größe wirken, wie sie aus der Dampfdruckkurve der reinen Substanzen (Gleichung 2) entnommen werden. Eine bereits teilweise auskondensierte schwere Komponente löst einen Teil der übrigen Komponenten. Die Summiphase enthält also alle Anteile der Gasphase, nur in anderer Konzentration, und jede in der flüssigen Phase befindliche Komponente beeinflusst den freien Dampfdruck der übrigen Komponenten. An die Stelle der Gleichung 2 für den freien Dampfdruck muß eine andere Beziehung treten. Bei idealer Löslichkeit, wie sie bei Kohlenwasserstoffen untereinander und auch gegenüber CO_2 und CO weitgehend verliert, (Vgl. Literaturverzeichnis, Nr. 1 am Schluß dieses Berichtes) liefert eine solche Beziehung das RAULT'sche Gesetz. Es sagt aus, daß der Teilampfdruck jeder Komponente proportional der Mol-Konzentration x_1 der betreffenden Komponente in der flüssigen Phase ist. Da bei einer Mol-Konzentration von $x = 1$ (100%) der Teilampfdruck der betreffenden Komponente dem Dampfdruck p_1^0 der reinen Substanz erreicht, läßt sich das RAULT'sche Gesetz für jede Komponente zum Ausdruck bringen durch :

Raoult'sches Gesetz

(3)

$$\begin{aligned}
 p_1 &= x_1 \cdot \pi_1 \\
 p_2 &= x_2 \cdot \pi_2 \\
 &\dots \\
 p_i &= x_i \cdot \pi_i \\
 &\dots \\
 p_n &= x_n \cdot \pi_n
 \end{aligned}$$

Hierin bedeuten π_1, π_2, π_i usw., wie schon erwähnt, die Dampfdrucke der reinen Substanzen bei der Temperatur, mit welcher die Mischung vorliegt. Der Gesamtdruck einer Mischung, die das Raoult'sche Gesetz befolgt, ist nach Vorstehendem stets kleiner als die Summe der Dampfdrucke der einzelnen reinen Komponenten.

III.

Da im Gasraum das Dalton'sche, an der Phasengrenze aber das Raoult'sche Gesetz gilt, so müßen für das Gleichgewicht zwischen der gasförmigen und flüssigen Phase beide Gesetze gleichzeitig gelten. Das kombinierte Raoult - Dalton'sche Gesetz hat zwei Aus-

druckformen. Die erste bezieht sich auf den Gesamtdruck P , den wir - bevor nennenswerte Teile der zunächst als flüssig angenommenen Mischung verdampft sind - mit P_f bezeichnen. Er läßt sich durch Einsetzen von Gleichung 3 in Gleichung 1 schreiben:

$$P_f = x_1 \pi_1 + x_2 \pi_2 + \dots + x_n \pi_n \quad (4)$$

Nach der späteren Bezeichnungsweise ist hierbei $f=1$ und $g=0$. Diese Form des Raoult - Dalton'schen Gesetzes sagt also aus, daß der Gesamtdruck eines Flüssigkeitsgemisches, das die Gesetze der idealen Löslichkeit befolgt, der Mischungsregel folgt, sofern in Gleichung 4 die Konzentrationen x_i in Molanteilen gegeben sind.

Ein zweiter Ausdruck für das kombinierte Raoult - Dalton'sche Gesetz folgt aus den Gleichungen 1 a und 3. Er kann z.B. in der Form einer Proportion geschrieben werden:

$$z_1 : x_1 = \pi_1 : P \quad (5)$$

Die Konzentration einer Komponente in der Gasphase, verhält sich zu der damit im Gleichgewicht stehenden flüssigen Phase wie

der Dampfdruck der reinen Komponente zum Gesamtdruck des Gemisches.

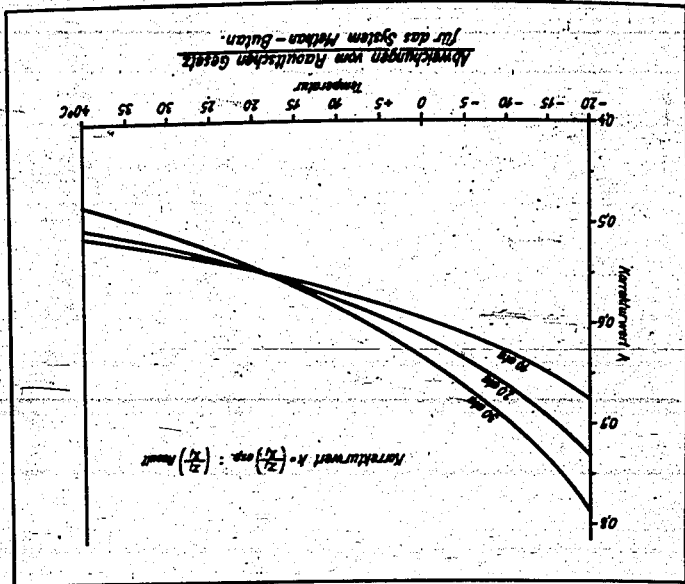
IV.

Abweichungen vom Raoult'schen Gesetz.

Man bezeichnet besonders in der amerikanischen Literatur das Verhältnis z_1/x_1 als Gleichgewichtskonstante, die also bei strenger Gültigkeit des Raoult'schen Gesetzes nach Gleichung 5 errechnet werden kann. Weicht das Gleichgewicht, wie z.B. beim System Methan Butan von Norderst (Lit. Verz. Nr. 3) untersucht, ist, im Sinne überidealer Löslichkeit von Gleichung 5 ab, so kann man statt π einen Dampfdruck π' einsetzen, wobei π kleiner als π' ist.

(π' ist jedoch wie Bild 2 zeigt von der Temperatur und dem Druck abhängig.)

Verändert sich die Abweichung vom Raoult'schen Gesetz im Sinne der Verminderung der Löslichkeit, so wird der Faktor π größer als 1, wie es z.B. bei den Kohlenwasserstoffen zugemischten Inerten Gasbestandteilen sein wird. Bei vollkommener Unlöslichkeit müsste π unendlich groß werden, d.h. die entsprechende Komponente x in der flüssigen Phase wird zu Null.



Den Bedingungen der Thermodynamik trägt die Duhem-Margules'sche Gleichung (s. Lit. Verz. Nr. 4) Rechnung, die anstelle der Gleichung 3 einführt:

$$p_1 = x_1^n \cdot p_1^{nsw}$$

(3a)

Das Raoult'sche Gesetz ist ein Spezialfall dieser Gleichung mit $n = 1$. Aus den genannten Niederbragtschen Versuchen ergibt sich für das 2-Stoffsystem Methan-Buten bei $P = 10 \text{ ata}$ und 0°C $n = 1,184$ und bei $P = 30 \text{ ata}$ und 0°C $n = 1,268$, d.h. n ist anscheinend ebenfalls bei realen Systemen keine konstante. Hierauf soll bei anderer Gelegenheit noch eingegangen werden.

Korrekturen lassen sich auch in der Weise anbringen, daß man nach dem Vorgang von Lewis und anderen amerikanischen Autoren die "Flüchtigkeit" (Fugazität) an Stelle der Raoult'schen Partialdrucke einführt, wie es von Gerlach aufgrund amerikanischer Quellen im Anhang eines Merseburger Berichtes (1936) besprochen ist. (Vgl. Lit. Verz. Nr. 5)

In der Nähe des kritischen Zustandes sind naturgemäß besonders große Abweichungen von der Rechnung zu erwarten. Die kritischen Drücke von Mischungen haben, wie u.a. von Kay am Beispiel Athan- n -Heptan gezeigt wurde (Vgl. Lit. Verz. Nr. 6) ein Maximum, das über dem der beiden Komponenten liegt. Auch die kritische Temperatur geht über den nach der Mischungsregel errechneten Wert hinaus. Da z.Zt. für die Berechnung kritischer Daten von Gemischen keine ausreichenden Unterlagen zur Verfügung stehen, wurden im folgenden als Anhaltspunkt eine nach der Mischungsregel (nach Molanteilen) errechnete "fingierte" kritische Temperatur angegeben.

+) In der Aussprache wiesen die Herren Dr. Kiebkalt und Dipl.-Ing. Metz darauf hin, daß für das System $\text{H}_2\text{O} - \text{NH}_3$ ein ähnliches Verhalten im kritischen Gebiet (retrograde Kondensation) beobachtet ist.

Kondensationsbeginn

Wenn die Konzentrationen einer der beiden Phasen, der flüchtigen oder der gasförmigen, (- und selbstverständlich die Dampfdrucke // der reinen Substanzen -) gegeben sind, so lassen sich der Gesamt- druck und die Konzentrationen der anderen Phase berechnen.

Sind die Konzentrationen der flüchtigen Phase gegeben, so lassen sich die übrigen Größen durch unmittelbare Anwendung der Gleichungen 4 und 5 ermitteln. Sind die Konzentrationen der gasförmigen Phase gegeben, so ergibt sich durch Einsetzen von x_1 aus Gleichung 5 in die selbstverständliche Beziehung 6 :

$$(6) \quad x_1 + x_2 + x_3 + \dots + x_n = 1$$

der Ausdruck:

$$(6a) \quad z_1 \cdot \frac{p}{P} + z_2 \frac{p}{P} + \dots + z_n \frac{p}{P} = 1$$

Und für den Gesamtdruck P , den wir - bevor nennenswerte Teile der zunächst als gasförmig angenommenen Mischung auskondensiert sind - mit P_g bezeichnen ergibt sich:

$$(7) \quad P_g = p \left(\frac{z_1}{z_1} + \frac{z_2}{z_2} + \dots + \frac{z_n}{z_n} \right)$$

(Nach der späteren Bezeichnungswaise ist hierbei $g = 1$ und $f = 0$)
Aus dem bisher gewonnenen zeigen sich bereits einige für die praktische Anwendung wichtige Hinweise.

Wenn eine gasförmige Mischung von Kohlenwasserstoffen mit den

Aufgabenkonzentrationen $a_1, a_2, a_3, \dots, a_n$ vorliegt, so kann sie durch Nachlassen des Druckes zwar proportional dem Gesamtdruck P ihre Teil-

drucke $p_1, p_2, p_3, \dots, p_n$ usw. verringern und dementsprechend ihr Volumen

vergrößern, aber ihre Konzentrationen a_i - wir nennen in Zukunft nur

die Größe mit dem Index i als Repräsentant für alle Größen von 1 bis n -

stimmten Grenzen eingeschlossen. Man erhält diese Grenzen aus der für ein gegebenes Gasgemisch, also gegebenen a_1 , zwischen ganz be- und z_1 können nicht jeden beliebigen Wert annehmen, sondern sind Die sich zwischen P_g und P_f einstellenden Konzentrationen x_1 (21) zu betrachten.

nicht der Flüssigkeit (x_1) mit der letzten verschwindenden Gasblase Betracht kommt, so ist beim Kondensationsende (P_f) das Gleichge- (P_g) das Gleichgewicht des Gases mit den ersten Nebeltropfen in Druckbereiches von P_g bis P_f . Ebenso wie beim Kondensationsbeginn jede partielle Verflüssigung vollzieht sich innerhalb des

Ende der Kondensation $x_1 = a_1$ (8a)

trationen a_1 der Gas Mischung. dann die Konzentrationen x_1 in der Flüssigkeit die Ausgangskonzen- Druck P_f ist durch Gleichung 4 bereits bestimmt und zwar erreichen vollständige Kondensation der ganzen Gasmenge erreicht ist. Dieser Schließlich wird ein Druck P_f erreicht, bei dem gerade eben die

Vollständige Kondensation.

VI.

Gänge. übersteigt der Druck P die Größe von P_g , dann ist die Kondensation im Dies geschieht bei einem Druck P_g , der durch Gleichung 7 gegeben ist. und den Konzentrationen x_1 der ersten ausfallenden Nebeltropfen. Es herrscht Gleichgewicht zwischen den Konzentrationen $a_1 = z_1$

Kondensationsbeginn $z_1 = a_1$ (8)

tionen a_1 werden mit den Sättigungskonzentrationen z_1 identisch. also der Beginn einer flüssigen Phase auf. D.h. die Gaskonzentration tritt bei einem bestimmten Druck P_g die erste Spur von Kondensat die wir bei diesen Betrachtungen stets isotherm vollzogen denken, Anders ist es bei Erhöhung des Druckes. Bei der Kompression, liegt, sind die Drücke P_f praktisch von der Sättigungsgrenze entfernt bleiben unverändert. Da aber das Gas dann ohne flüssige Phase vor-

Form 5 des Raoult - Dalton'schen Gesetzes.
 Für die flüchtige Phase gilt bei beginnender Verflüssigung
 (erstes Nebeltropchen) nach Gleichung 5

$$(x_1)_0 = a_1 \frac{P_g}{P} \quad \text{(Großwert für das Schwersiedende)}$$

$$\frac{P_g}{P} \quad \text{Kleinwert " Leichtsiedende" (5a)}$$

beim Ende der Kondensation ist:

$$(x_1)_1 = a_1$$

Im Gasraum ist bei beginnender Kondensation:

$$(z_1)_0 = a_1$$

Für die letzte Gasphase beim Kondensationsende gilt:

$$(z_1)_1 = a_1 \frac{P}{P_g}$$

Die zwischen den leichten und schweren Bestandteilen liegenden
 mittleren Anteile können allerdings diese Grenze zeitweilig über-
 schreiten, wie aus Bild 9 und 10 hervorgeht.

Sehr einfach läßt sich das Ge-
 sagte bei einem 2 - Stoffgemisch
 in Bild 3 veranschaulichen.

Entsprechende Darstellungen
 gelten aber auch für Mehrstoff-
 systeme in höheren Koordinaten-
 systemen.

Das Raoult - Dalton'sche Ge-
 setz ist wie ersichtlich durch
 gerade Linien über der flüchtig-
 keitskonzentration darstellbar.

Die Linien zeigen die Proportio-
 nalität der Konzentration bzw.

der Partialdrucke im Gasraum mit der Konzentration der entsprechenden

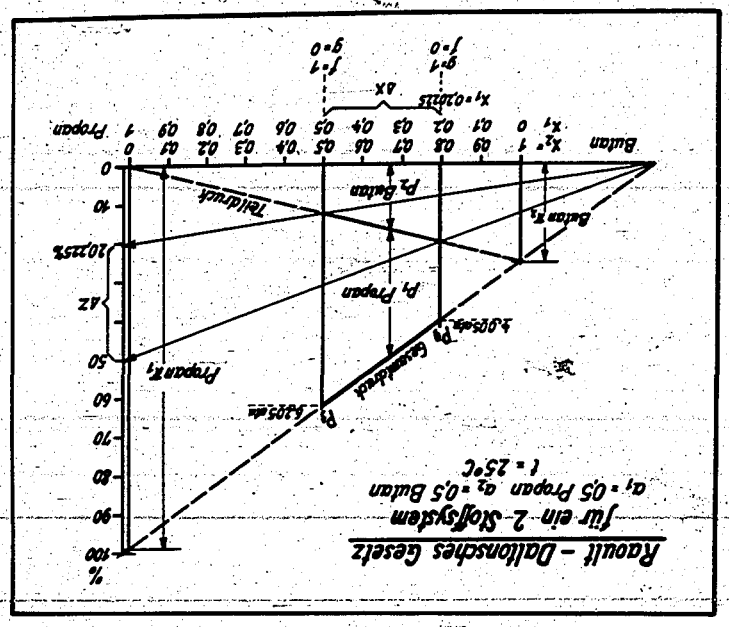


Bild 3

Komponenten in der Richtigkeit und die Ordinaten der Teildrucke addieren sich zum Gesamtdruck P . Es sei darauf hingewiesen, daß bei überidealer Löslichkeit die Linien für den Gesamtdruck und den Teildruck in Bild 3 nach unten durchhängen.

VII.

Gleichungssystem für die Schmelzkurve.

Wie geht man nun zweckmäßig bei der Lösung praktischer Aufgaben über die Verflüchtigung von Kohlenwasserstoffgemischen mit vielen Komponenten vor?

In den meisten praktisch wichtigen Fällen ist nur die Anfangsgasanalyse a_1, a_2, \dots, a_n einer Mischung gegeben. Gefragt ist in der Regel bei welchem Druck P sich ein möglichst großer Teil bestimmter Komponenten verflüchtigen läßt, ferner die Zusammensetzung des Kondensates und des Restgases. Häufig genügt es nicht die Untersuchung nur für einen Verflüchtigungsgrad durchzuführen sondern man will einen Überblick über einen ganzen Bereich gewinnen.

Zur Lösung der Aufgabe ver-

gegenwärtigen mit uns den Vor-

gang bei der Verflüchtigung an-

hand von Bild 4. Wir betrachten

gerade den Anteil von 1 Mol des

Ausgangsgemisches. Nach der

Definition der Anfangsanalyse

ist dann $\sum a_i = 1$

Ebenso gilt natürlich bei in

gang gekommener Verflüchtigung

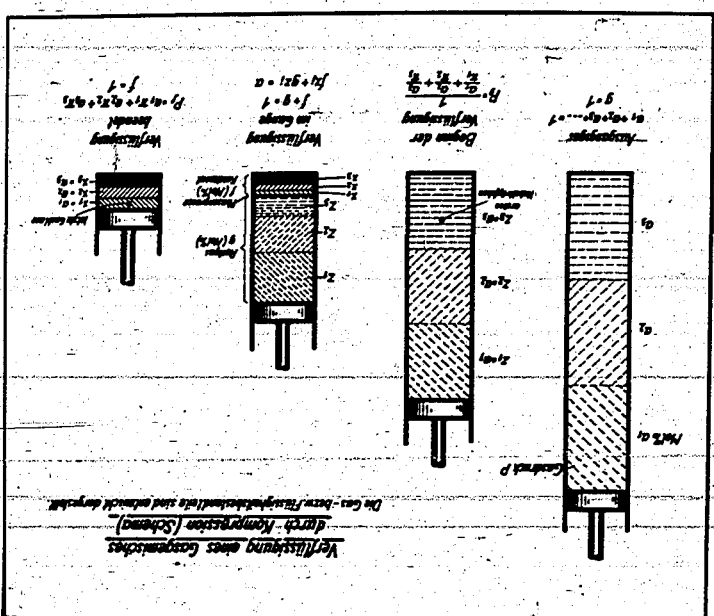
$$\sum x_i = 1$$

$$\sum y_i = 1$$

und

Bei einem bestimmten Gesamtdruck P , der durch Gleichung 7 gegeben ist,

Bild 4



beginnt die Verflüssigung mit dem Auftreten des ersten Nebeltröpfchens. Steigt der Gasdruck über P_g , so ist die Verflüssigung im Gange. Es ist dann ein Teil g (in Molen) gasförmig und der übrige Teil f flüssig. Stets muß für beide Anteile gelten:

$$g + f = 1 \quad (9)$$

Dementsprechend gilt aber auch für jede einzelne Komponente i

$$g_i + f_i = x_i \quad (10)$$

Die Gleichungen 9 und 10 treten als neue Bedingungen zum Dalton-Raoult'schen Gesetz hinzu. Beim Druck P_g nach Gleichung 4 ist die Verflüssigung beendet und es ist $f = 1$, während beim Druck P_g der gasförmige Anteil $g = z = z_i = 1$ war. Bei Beendigung der Kondensation gilt das entsprechende für f .

Es gilt ferner für alle

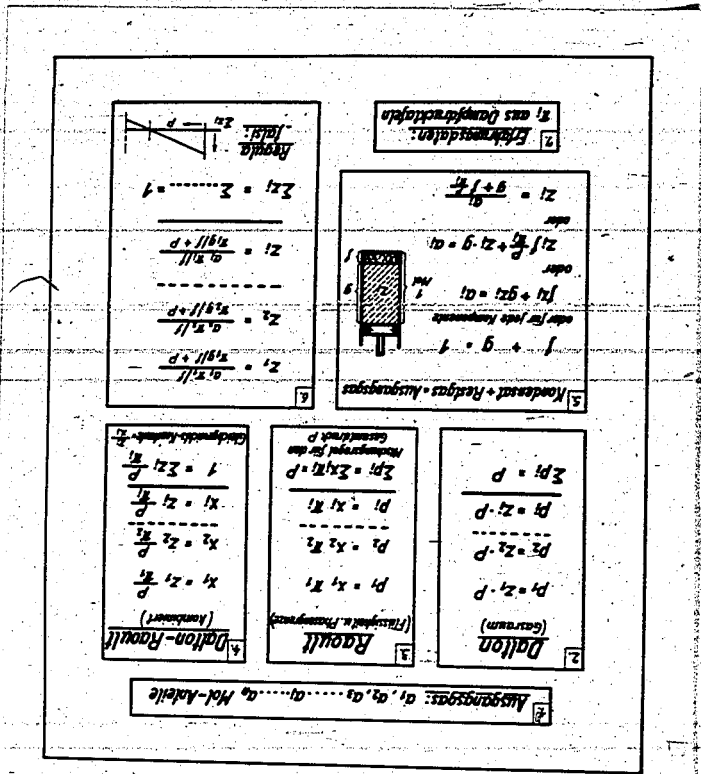
g_i, z_i bzw. x_i beim Kondensationsbeginn $z_i = g_i$

-ende $x_i = g_i$

Durch Einsetzen von x_i aus Gleichung 5 in Gleichung 10 ergibt sich

$$g_i + f_i x_i = x_i \quad (11)$$

Zusammenfassung Bild 5



oder

$$z_i = \frac{g + f_i x_i}{g} \quad (12)$$

+ Herr Dipl.-Ing. Metz machte in der Aussprache darauf aufmerksam, daß es in der Destillationstechnik beim Gebrauch der Siede- und Teilanteils üblich sei, die Gleichung 10 durch das Hebelgesetz zu veranschaulichen.

Für die numerische Rechnung empfiehlt sich den Gesamtdruck P , der die Rolle eines Schlüsselwertes für die weitere Rechnung spielt, herauszutrennen und man erhält die Schlüsselgleichung:

$$z_1 = \frac{a_1 \cdot \pi^1 / f}{\pi^1 g / f + P} \quad (12a)$$

Wird in alle n Gleichungen 12a der richtige, jedoch vorerst noch unbekannt Wert von P eingesetzt, so muß sich ergeben:

$$z_1 = z_1 + z_2 + z_3 + \dots + z_n = 1 \quad (13)$$

Der Übersicht halber sind in Bild 5 die wesentlichsten Gleichungen nochmals zusammengefasst.

Ermittlung der Schlüsselkurve $P = \varphi(f)$

Da das Gleichungssystem 12 a für P von n -ten Grade und auf einfache Weise nicht zu lösen ist, handelt es sich nun darum die P -Kurve, von der wir bereits die Endpunkte P_g und P_f kennen, in Abhängigkeit vom Verflüssigungsgrad f zu zeichnen. Leider genügt die gerade Verbindungslinie $P_g - P_f$, die meist zu hoch liegt, nie, jedoch ist oft die Kenntnis von f weiteren Punkten z.B.

$f = 0,25, 0,5$ und $0,75$ ausreichend. Durch die Annahme eines Wertes von f sind in den n Gleichungen 12 a alle Größen mit Ausnahme von P bekannt. Zur Ermittlung von P kann man nun die regula falsi anwenden und zunächst einen falschen Wert von P in der Nähe des erwarteten Druckes annehmen. Die damit gebildete Summe von z_1 nach Gleichung 13 wird dann natürlich im allgemeinen noch nicht den

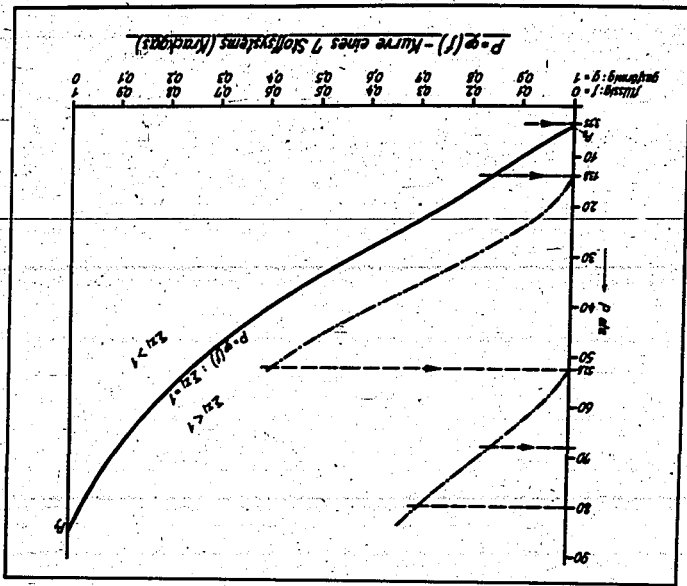


Bild 5

richtigen Wert = 1 ergeben. Beträgt z.B. diese Summe weniger als 1, setzt nun Versuchsweise für P einen kleineren Wert in die Gleichungen 12 a ein, wodurch sich z_1 vergrößert. (Alle Punkte mit zu niedrigem P ergeben $z_1 > 1$) Durch rechnerisches oder graphisches interpolieren - (Vgl. Bild 5 unten rechts), das gegebenenfalls bei zu großen Abweichungen mit einem besseren Wert von P zu wiederholen ist, ergibt sich P zu jedem angenommenen I mit ausreichender Genauigkeit, so daß die P-Kurve für eine gegebene Temperatur als Isotherme gezeichnet werden kann (Vgl. Bild 6 und 7). Auch das Newton'sche Näherungsverfahren kann angewendet werden, dasselbe ergab aber bei der Ausrechnung keine Ersparnis an Rechenarbeit. Die P - Kurve spielt die Rolle einer Schlüsselkurve, da durch Einsetzen von P in irgendeine der Gleichungen 12 a jeder Wert der Konzentration z_1 im

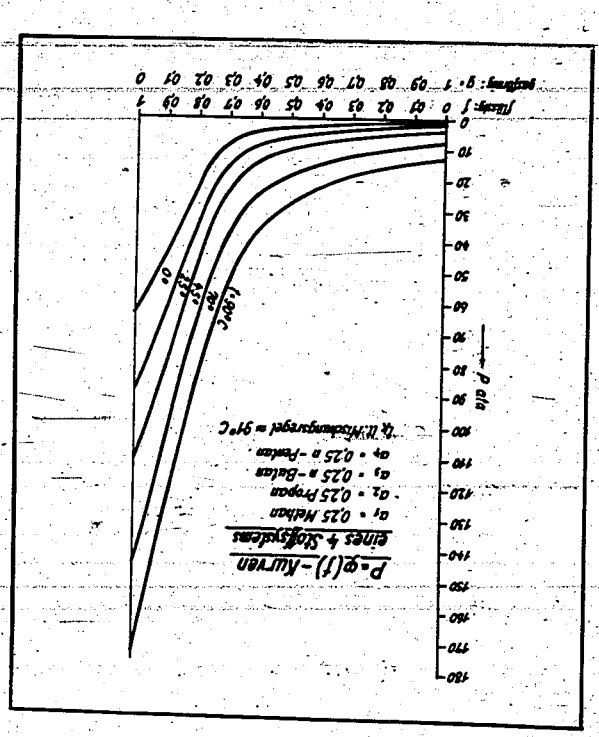


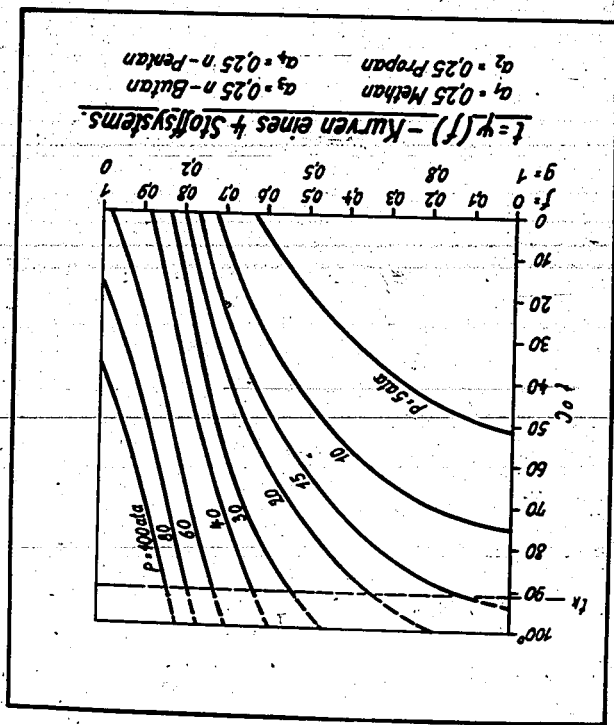
Bild 7

Gastraum zu einem zugehörigen Verflüssigungsgrad I ermittelt werden kann. Durch Anwendung der Gleichung 5 ist damit auch die Konzentration jeder Komponente x_1 im Kondensat gegeben.

In analoger Weise kann natürlich auch eine Isopare, $t = \psi(I)$ als Schlüsselkurve verwendet werden, wie dies für dasselbe Vierstoffsystem beispielsweise in Bild 8 durchgeführt ist. Falls das Kondensat, z.B. hinter jeder Kompressorstufe entleert wird, hat man nicht einen einzigen Kurvenzug für die P-Kurve, sondern das hinter der jeweiligen Kompressorstufe mit den Konzentrationen z_1 abziehende Gas ist wie ein neues Ausgangsgas mit

$z_1 = z_2$ rechnerisch zu behandeln. Dadurch ergibt sich für die P - Kurve z.B. der in Bild 6 stichpunktartig eingezeichnete Treppenzug für die P - Kurve. Es ist noch darauf aufmerksam zu machen, daß häufig für die leichtstehenden Anteile die π - Werte in das kritische Gebiet hinein fallen. Sofern sich das ganze Gemisch noch nicht über der kritischen Temperatur befindet, kann man für die leichtstehenden Komponenten unbedingt π - Werte aus der in Bild 1 erheblich über den kritischen Zustand hinaus verläuferen Dampfkurven in die Gleichungen einsetzen.

Bild 8



B. Anwendungen.

Für das als Beispiel gewählte 4 Stoffgemisch (gleiche Molanteile Methan, Propan, Butan, Pentan) zeigt Bild 9 den Verlauf der Konzentrationen im Gasraum mit fortschreitender isothermer Verflüssigung bei 25° C. Die flüssigste kritische Temperatur dieses Gemisches liegt bei rund 91° C. Der errechnete Verlauf der Schubkurven gibt keinen Anhalt dafür, daß im kritischen Gebiet andere Verhältnisse auftreten, sondern allein das Experiment.

Bild 9

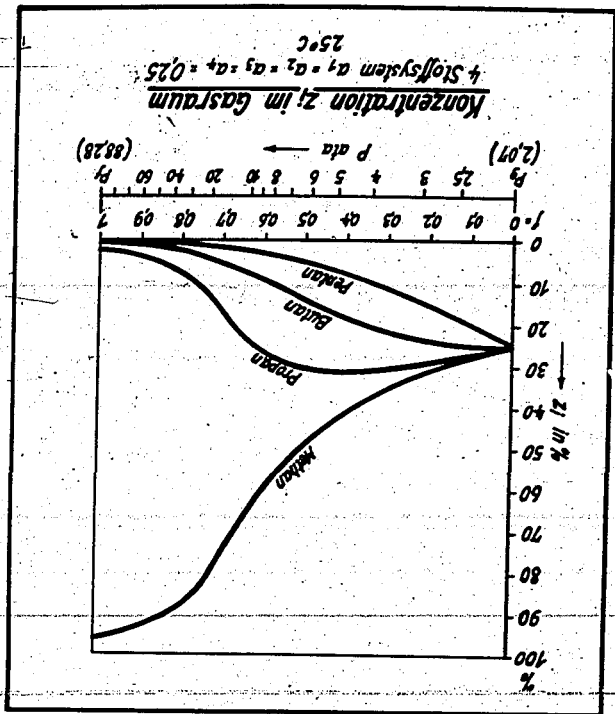


Bild 11

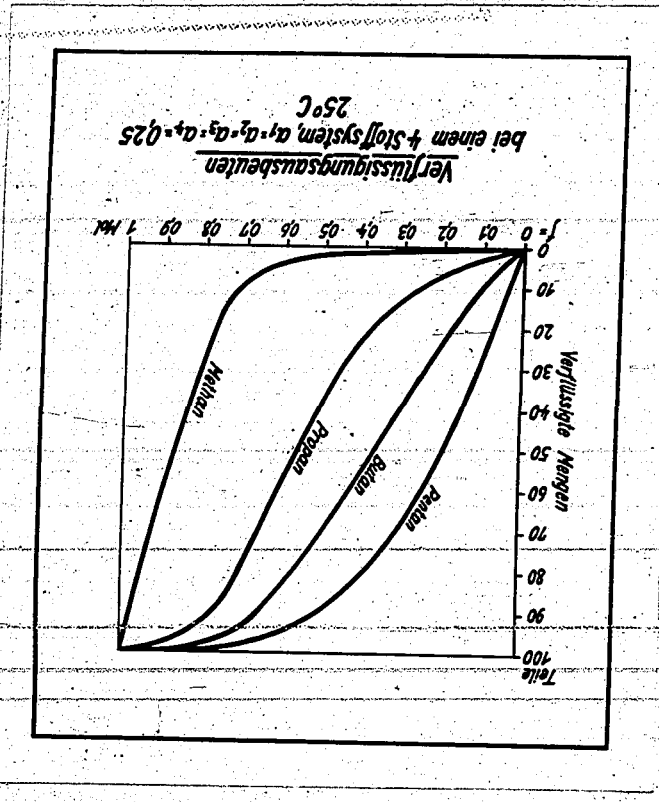
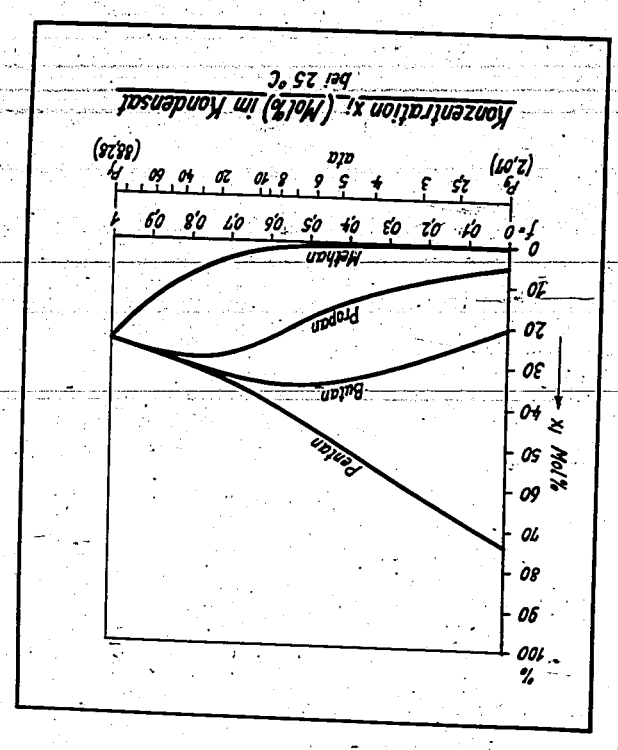


Bild 11 zeigt die Verflüchtigungsausbeuten bei dem genannten 4-Stoffsystem, die durch isotherme Kompression zu erhalten sind. Die Verflüssigungsausbeute einer Komponente gibt an, welcher Teil der im angewandten Gas enthaltenen Komponente in das Kondensat übergegangen ist. Sie ist also bestimmt durch die Beziehung:

$$\text{Ausbeute} = 100 \cdot \frac{f \cdot x_1}{a_1}$$

wenn man die Ausbeute in Prozenten angibt.

Bild 10



Bei den aus Bild 10 ersichtlichen Kondensatzkonzentrationen ist ebenso wie bei Bild 9 zu beachten, daß die Restgasmenge g mit fortschreitender Kondensation abnimmt.

Bild 12 gibt einen Überblick über die Verflüchtigungsausbeuten zu diesem 4-Stoffsystem bei Abkühlung unter konstantem Druck von 10 ata. (Isobare)

Bei der mit Bild 13 behandelten Aufgabe sollte festgestellt werden, ob es sich lohnt die C₃-bis C₇-Olefine durch Kom-

pression aus einem Krackgas mit

genügender Konzentration im Kondensat zu gewinnen. Das Gas enthielt 12 Bestandteile, von denen einige in so geringen Mengen vorhanden waren, bzw. ihre Dampfdruckkurven nicht bekannt waren, daß sie mit den nächstverwandten Komponenten zusammengefasst wurden. Ebenso wurde zur Verminderung der Rechenarbeit Propylen und Butylen behan-

delt. Die auf diese Weise vereinfachte Zusammensetzung war folgende:

Mol %	Mol %	Inerte Restgase, gerechnet als Stickstoff
6,0	6,0	2,1
6,6	6,6	
25,0	25,0	
6,0	6,0	
14,0	14,0	
30,0	30,0	
16,3	16,3	

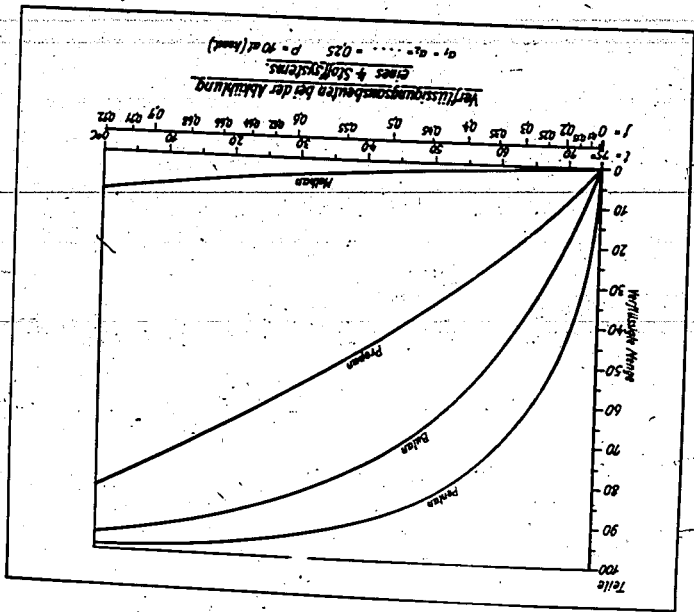


Bild 12

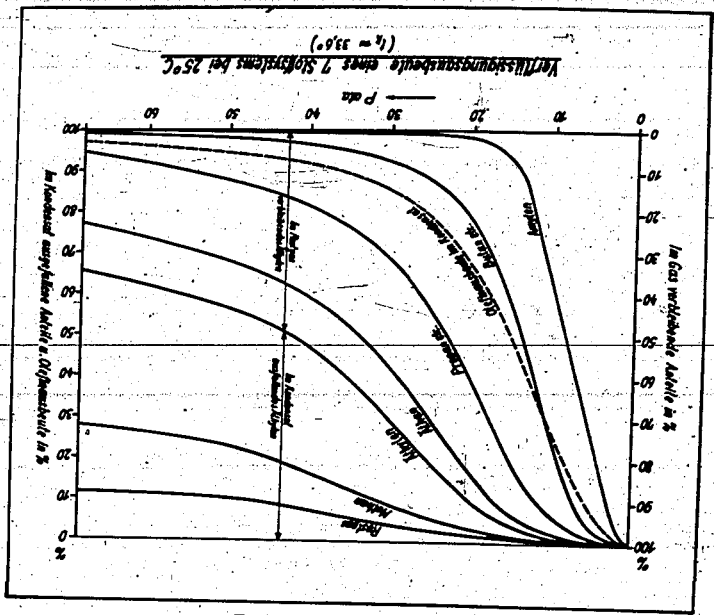


Bild 13

Die Rechnung wurde für

eine Kompression bis auf 68 ata

unter Abkühlung der Zwischen-

kondensate und - ebenso wie bei den

besprochenen 4 - Stoffsystem -

ohne Korrekturen für das

Raoult'sche Gesetz durchgeführt.

Ein Verflüssigungsversuch

mit einem Kleinkompressor mit

einer Leistung von $2\frac{3}{4}$ m³/h angesaugtem Gas ergab eine Kondensatmenge von ca 80 Gew.-% gegenüber 80,9 Gew.-% nach der Rechnung. Dieses Ergebnis wurde jedoch erst bei 80 ata statt bei dem errechneten Druck von 68 ata erzielt. Die Olefinausbeute (ohne Äthylen) betrug durchschnittlich nur 89 = 90% statt der errechneten 97%. An den erhaltenen unterschiedlichen sind außer den Abweichungen von den zugrundgelegten Gesetzen auch die Rechnervereinfachungen sowie Stopfbüchsen-Verluste und Meßgenauigkeiten der kleinen Apparatur mitbeteiligt. Die Analyse des Kondensates stimmte bis auf den zu hohen Methanengehalt (10,6% statt 6,6%) zufriedenstellend mit der Rechnung überein. Dementsprechend war das Restgas laut Analyse ärmer an Methan als der errechnete 2₁ Wert, wie es auch aus der bei Bild 2 besprochenen Abweichung vom Raoult'schen Gesetz nicht anders zu erwarten war. Durch die daselbst erläuterte Korrektur hätte der Fehler verringert werden können.

Zum Schluß ist noch auf die Anwendung in der Destillationstechnik hinzuweisen. Bei einer gegebenen Flüssigkeitszusammensetzung eines Stoffgemisches läßt sich die Zusammensetzung des damit im Gleichgewicht stehende Gasgemisches ermitteln und umgekehrt. Ein bestimmter Verflüchtigungsgrad z.B. $F = 0,5$ läßt sich wie aus Bild 6, 7 und 14 ersichtlich ist auf mehrfache Weise, z. B. bei hohem Druck und hoher Temperatur oder bei niederem Druck und niederer Temperatur erreichen. Wie Bild 14 zeigt, sind beide Zustände nicht gleichwertig. Bei niederem Druck und niederer Temperatur ist die Gasphase derer Temperatur ist die Gasphase

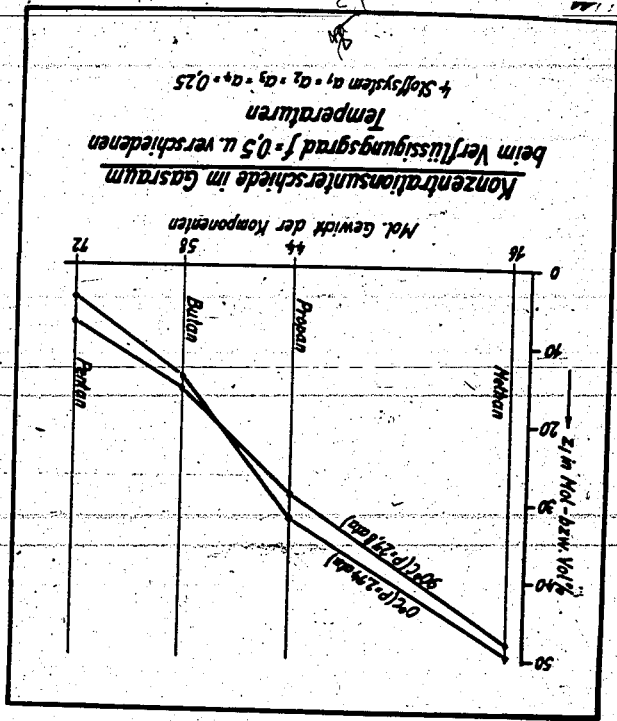


Bild 14

(+) und in der Gaswaschung (Ölwäsche)

einer Leistung von $2\frac{1}{2}$ m³/h angesaugtem Gas ergab eine Kondensatmenge von ca 80 Gew.-% gegenüber 80,9 Gew.-% nach der Rechnung. Dieses Ergebnis wurde jedoch erst bei 80 ata statt bei dem errechneten Druck von 68 ata erzielt. Die Olefinausbeute (ohne Äthylen) betrug durchschnittlich nur 89 - 90 % statt der errechneten 97%. An den erhaltenen Unterschieden sind außer den Abweichungen von den zugrundgelegten Gesetzen auch die Rechnungsvereinfachungen sowie Stopfbuchsen-Verluste und Meßgenauigkeiten der kleinen Apparatur mitbeteiligt. Die Analyse des Kondensates stimmte bis auf den zu hohen Methanengehalt (10,6 % statt 6,6 %) zufriedenstellend mit der Rechnung überein. Dementsprechend war das Restgas laut Analyse ärmer an Methan als der errechnete Wert, wie es auch aus der bei Bild 2 besprochenen Abweichung vom Raoult'schen Gesetz nicht anders zu erwarten war. Durch die daselbst erläuterte Korrektur hätte der Fehler verringert werden können.

Zum Schluß ist noch auf die Anwendung in der Destillationstechnik hinzuweisen. Bei einer gegebenen Flüssigkeitszusammensetzung eines Stoffgemisches läßt sich die Zusammensetzung des damit im Gleichgewicht stehende Gasmisches ermitteln und umgekehrt. Ein bestimmter Verflüchtigungsgrad z.B. $f = 0,5$ läßt sich wie aus Bild 6, 7 und 14 ersichtlich ist auf mehrfache Weise, z. B. bei hohem Druck und hoher Temperatur oder bei niederem Druck und niederer Temperatur erreichen. Wie Bild 14 zeigt, sind beide Zustände nicht gleichwertig. Bei niederem Druck und niederer Temperatur ist die Gasphase derer Temperatur ist die Gasphase

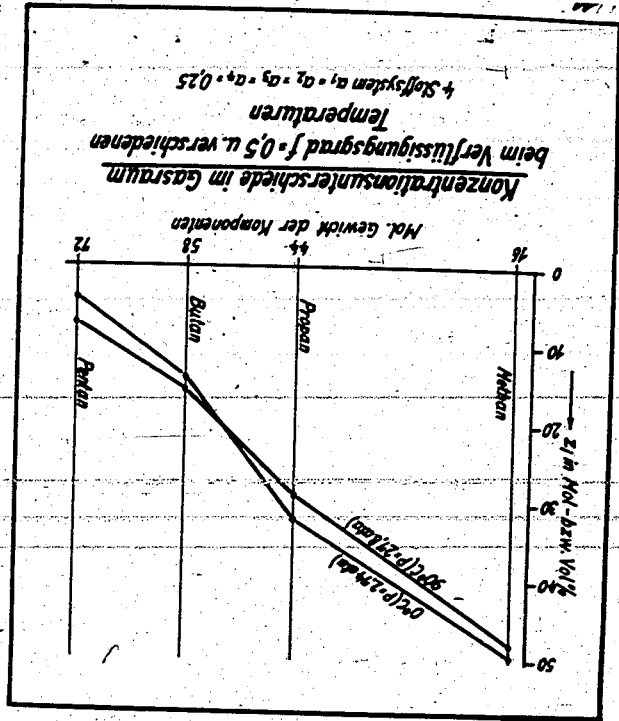


Bild 14

(+) und in der Gaswaschung (Ölwäsche)

reicher an leichtstiedendem, was z. B. beim "Stabilisieren" von praktischer Bedeutung ist.

Zusammenfassung.

Es wurde ein einfaches Berechnungsverfahren abgeleitet, das nur auf dem Dalton'schen und Raoult'schen Gesetz mit Verwendung der bekanntesten Dampfdruckkurven der reinen Komponenten aufgebaut ist. Das Verfahren eignet sich besonders zur Berechnung von Verflüchtigungs- ausbeuten und zur rechnerischen Ermittlung der Konzentrationen von Kondensaten und Restgasen durch Kompression oder Tiefrückführung. Seine praktische Verwendbarkeit wurde an einigen Beispielen nachgewiesen. Mit Hilfe des Verfahrens können auch Abweichungen von den genannten Gesetzen aus gemessenen Dampfdrücken von Kohlenwasserstoffgemischen nachgewiesen und entsprechende Rückschlüsse gezogen werden.

Literatur.

Stylianou

1 W. Grimme

2 V. Fischer

3 G.W. Niederbragt

4 H. Hausen

5 Dipl. Ing. Gerlach

6 W.B. Kay

" Über Gewinnung und Eigenschaften von flüchtigen Gasen und ihre Verwendung als Treibstoff " in Zeitschr. Angewandte Chemie 61. S 265 (1938)

" Die Kondensation von Dampfgemischen " Annalen der Physik Bd. 37. S 63, 1940

" Gas-Flüchtigkeits-Gleichgewicht für das System Methan - Butan. " Industr. Engng. Chem. 30 S. 587. (1938)

" Materialtrennung durch Destillation und Rektifikation " in Eucken - Jakob Chem. Ing. Bd. I Anhang zum Vortrag über Berechnung von Destillationskolonnen " von 2-Stoffgemischen vom 7. II. 1936 (hr)

" Phasengleichgewicht + Flüchtigkeit-Dampf im System Athan - n - Heptan. " Industr. Engng. Chem. 30 S. 459. (1938)

zur Niederschrift über die fünfte Besprechung zum I.G.-Wärmetlas am 25.3.1941 im Techn.-Prüfstand Oppau

Dr.-Ing. Halmeyer, Leverkusen:

"Versuche über die Abkühlung feuchter Luft an berieselten Füllkörpern".

1.) Einleitung.

Die Abkühlung feuchter Luft an berieselten Füllkörpern wird in ausgedehntem Masse im Nassluftkühler technisch durchgeführt. Infolge des gleichzeitigen Auftretens von Stoff- und Wärmeübertragung, wobei der Stoffübergang mit der Kondensationswärme des übergehenden Wasserdampfes wesentlich am Wärmeaustausch beteiligt ist, erscheint die rechnerische Behandlung des Vorganges zunächst recht kompliziert. Wie Merkel¹⁾ gezeigt hat, gelingt es jedoch durch Einführung des Unterschiedes der Wärmeinhalte als treibende Ursache die kalorischen Wirkungen der Stoff- und der Wärmeaustauschvorgänge zu-

sammengefasst zu behandeln. Wenn auch die Voraussetzungen der Merkel'schen Darstellung nicht in allen denkbaren Fällen erfüllt sind, so bleibt doch ihr Wert für praktische Rechnungen unbestritten.

Von Versuchsarbeiten, welche die Abkühlung feuchter Luft an be-

rieselten Füllkörpern zum Gegenstand haben, seien erwähnt die Arbeiten von Whitman und Keats²⁾, Merkel¹⁾, Haas³⁾ und Pletsch⁴⁾. Whitman und Keats be-

nutzten Koksstücke von etwa 7,5 cm Korngrösse als Füllkörper. Die angegebenen Wärmeübergangszahlen, welche nur die fühlbare Wärme enthalten, sind auf die

Einheit des Füllungsvolumens bezogen. Merkes Versuche behandeln allerdings nicht die Abkühlung, sondern die Erwärmung von feuchter Luft; als Füllung wur-

den dabei Raschigringe der Grösse 15/15 mm aus Eisen verwendet. Haas und Pletsch untersuchten die Vorgänge im Nassluftkühler; beide Forscher verwendeten Raschig-

- 1) Merkel, Verdunstungskühlung, Forschungsheft 275,
- 2) Whitman and Keats, Ind. and Engg. Chem 1922, S. 186,
- 3) Haas, Z. Ges. Kältetechnik 1934, S. 7
- 4) Pletsch, Dissertation Karlsruhe 1937

Ringe 25/25 mm aus Porzellan. Als Rieselrüttelbarkeit diente bei Haan nicht Wasser, sondern gekühlte Sole von der Wichte 1,12 bzw. 1,16.

Die Ergebnisse der bisherigen Versuche werden vergleichend behandelt in einer Arbeit von Sprenger⁵⁾, sowie in der schon erwähnten von Pletsch. Bei der kritischen Durchsicht der vorhandenen Daten kommt man mit Sprenger zu dem Ergebnis, dass es schwer ist, aus diesen Werten einwandfreie Schlüsse zu ziehen und unerlässlich, weitere Versuche zu unternehmen.

2.) Versuchsdurchführung.

Die Versuche, über die hier zu berichten ist, erstreckten sich auf die in Abb. 1 dargestellten Füllkörper:

Füllringe aus Steinzeug	50 x 50 x 5 mm
" aus Porzellan	35 x 35 x 4 mm
" aus Porzellan	25 x 25 x 3 mm
Füllringe aus Eisen	50 x 50 x 1 mm
Faltenkörper aus Eisen	50 mm
Beri-Sattelkörper aus Porzellan	50 mm
Beri-Sattelkörper aus Porzellan	50 mm
Beri-Sattelkörper aus Porzellan	25 mm
Rollen aus Porzellan	50 x 45 mm
Rollen aus Porzellan	25 x 25 mm

Die Körper wurden beim Einfüllen in den Kühler gezählt und die Füllhöhe gemessen bzw. so genau als möglich abgeschätzt. Jede Füllung wurde bei 4 verschiedenen Wassermengen und 4 verschiedenen Luftmengen durchgemessen. Da ausserdem eine Anzahl von Versuchen an verschiedenen Tagen wiederholt wurden, ergibt sich insgesamt eine recht stattliche Menge von Versuchsdaten, die ausgewertet und dargestellt werden mussten. Die bei den Versuchen benutzte Apparatur ist in Abb. 2 schematisch wiedergegeben. In einem senkrecht stehenden Rohr von 1 m Durchmesser war die zu untersuchende Füllung F untergebracht.

Sie wurde mit Wasser berieselt, welches von der Düse D einer I.G.-Streuöse von 1/2" Anschlusweite, die 500 mm über der Füllungsobersfläche sass, geliefert

5) Sprenger, Gesundheitsingenieur 1935, S. 428

wurde. Die Wassereintrittstemperatur t_w , die hinter einem Mischer M gemessen wurde, schwankte in Abhängigkeit von der Jahreszeit zwischen etwa 8 und 16 Grad. Dem in der Füllung herabrieselnden Wasser strömte feuchte Luft entgegen, deren mit dem trockenen (t_e) und feuchten (t_e) Thermometer gemessene Eintrittstemperatur 40 bzw. 30° betrug. Mitgerissene Wassertropfen wurden durch eine Abstreifschicht A aus kleinen Füllringen 10/10 mm zurückgehalten. Zur Konditionierung der eintretenden Luft diente das Heizregister H mit der Befuchungsdüse X, überbrückt von der Umgehungsleitung U. Die von dem Ventilator V geförderte Luft wurde nach Verlassen der Konditioniereinrichtung in einem vor den Eintritts-Messstellen t_e und t_e angeordneten Mischer M gut durchmischt. Ein gleichartiger Mischer sass vor den Austrittsmessstellen t_a und t_a . Zur Messung der Luftmenge diente eine in das Austrittsrohr R eingebaute Blende B_L mit dem Miniskop M_L (Fabrikat Debro). Ein ebensolches Miniskop M_F diente zur Messung des Druckverlustes der Luft in der Füllung F. Das Herausfordern des Wassers aus der Apparatur besorgte die Pumpe P. Die Wassermenge wurde mit der Wasserblende B_H und dem Hg-Differentialmanometer M^W gemessen und ausserdem durch den Trommelzähler T (Fabrikat Eckardt) gezählt. Das austretende Wasser, dessen Standhöhe im Kühler konstant gehalten wurde, durchströmte vor der Temperaturmessstelle t_a einen Mischer M. Sämtliche Mischer erwiesen sich als notwendig. Ihre Wirksamkeit wurde in Sonderversuchen erprobt.

3.) Auswertung der Versuchsergebnisse.

Als Mass für den Wärmeaustausch wurde die auf die Einheit des Unterschiedes der Wärmeinhalte bezogene Wärmemenge $Q/\Delta t_m$

gewählt, wobei Q als Wärmeaufnahme der sich von t_e auf t_a erwärmenden Wassermenge G^W

$$Q = G^W (t_a - t_e),$$

sowie zur Kontrolle als Wärmeabgabe der sich von t_a auf t_e abkühlenden Luftmenge G^L ,

$$Q = G^L (t_e - t_a),$$

bestimmt wurde.

174003097

Die Wärmeinhalte i der Luft wurden vereinfacht (nach Merkel) in der Form

$$i = 0,24 t + 595 x$$

berechnet.

Als mittlere Differenz der Wärmeinhalte wurde der logarithmische Mittelwert

(nach Steinbach)

$$\Delta i_m = \frac{(i_{te} - i_{ta}) \cdot (i_{te} - i_{ta})}{(i_{te} - i_{ta}) - (i_{te} - i_{ta})}$$

$$\ln \frac{i_{te} - i_{ta}}{i_{te} - i_{ta}}$$

$$i_{te} - i_{ta}$$

eingesetzt. Die in dieser Weise aus den bei den Versuchen abgelesenen Größen

berechneten Δi_m -Werte sind in den Abbildungen 3 bis 10 über den geometrischen

Oberflächen F (m^2) der Packungen aufgetragen. Als Parameter erscheinen die Was-

sermengen G in kg/h und die Luftmengen G_L (trockene Luftgewichte in kg/h).

Ausser den Verbindungslinien der Versuchspunkte enthalten die Abbildungen 3-10

noch dicker ausgezogene Gerade Linien. Diese entsprechen der empirischen Formel

$$\frac{0,25 \Delta i_m}{W + L}$$

$$K_1 = 35 (WL)$$

Hierin bedeutet

$$K_1 = G / F \Delta i_m$$

Q (kg/h) die in der Packung übertragene Wärmemenge,

F (m^2) die geometrische Oberfläche der Packung,

Δi_m (kg/kg) die logarithmische mittlere Differenz der Wärmeinhalte,

W (t/h) die stündliche Wasserbeaufschlagung und

L (t/h) die stündliche Luftbeaufschlagung (trocken)

der in dem Versuchrohr von $1 m$ angeordneten Packung. Wie die Abb. 3-10 er-

kennen lassen, gruppieren sich die Versuchspunkte nicht regellos um die durch

die Formel ausgedrückten geraden Linien. Die Füllhöhe 50, 55 und 25 liegen

durchweg über den ausgezogenen Geraden, während die Sättel und Rollen meist

darunter liegen. Man kann dieses Verhalten so berücksichtigen, dass man den

Der Strömungswiderstand ist jedoch besonders klein, sodass sich ein günstigeres Verhältnis von Wärmeübertragung zu Druckverlust ergibt.

4.) Zusammenfassung und Ergebnis.

Es wird über Abkühlungsversuche mit feuchter Luft an wasserberieselten Füllkörpern verschiedener Art und Grösse (s. Abb. 1) berichtet. Stoffübertragung und Übergang von fühlbarer Wärme werden nach Merkel als Wärmeübertragung infolge von Unterschieden des Wärmehaltes zusammengefasst behandelt. In den beigehefteten Kurventafeln, welche die Versuchsergebnisse enthalten, lassen sich folgende Feststellungen treffen:

1. Gleichartige Füllkörper verschiedener Grösse liefern bei gleicher Packungsfläche und gleicher Beaufschlagung gleiche Wärmeübertragung $Q/\Delta t^m$; die zugehörigen Druckverluste sind nicht gleich, sondern bei kleinen Füllkörpern höher als bei grossen.

2. Verschiedenartige Füllkörper ergeben bei gleicher Packungsfläche und gleicher Beaufschlagung $Q/\Delta t^m$ -Werte innerhalb eines Bereiches von etwa 30-40% (bez. a. Mittelwert); die zugehörigen Druckverluste zeigen eine starke Abhängigkeit von der Füllkörperart.

3. Ringe haben bei gleicher Packungsfläche und gleicher Beaufschlagung höhere Wärmeübertragung und höheren Druckverlust, als alle anderen untersuchten Füllkörper; das Verhältnis Wärmeübertragung zu Druckverlust besitzt jedoch für Ringe den niedrigsten Wert (für Rollen den höchsten).

4. Bei gleichartigen Füllkörpern gleicher oder verschiedener Grösse ist die Wärmeübertragung in der Packung proportional der Packungsfläche.

5. Die gefundenen $Q/\Delta t^m$ -Werte streuen bei kleiner Wasserbeaufschlagung stärker als bei grosser.

6. Bei Steigerung der Wasserbeaufschlagung erhöht sich der Druckverlust wenig, die Wärmeübertragung erheblich.

7. Die gemessene Wärmeübertragung in den untersuchten Packungen kann durch die empirische Formel

$$Q/\Delta t^m = c (wL) \frac{1/w + 1/L}{0.25}$$

deren Bezeichnungen auf S. 3 und 4 angegeben sind, dargestellt werden; die Konstante C kann für Ringe mit 40, für Faltenkörper mit 35, und für Sattel und Rollen mit 30 eingesetzt werden.

Die Abbildungen wurden den Teilnehmern auf der Tagung überreicht.

174003100

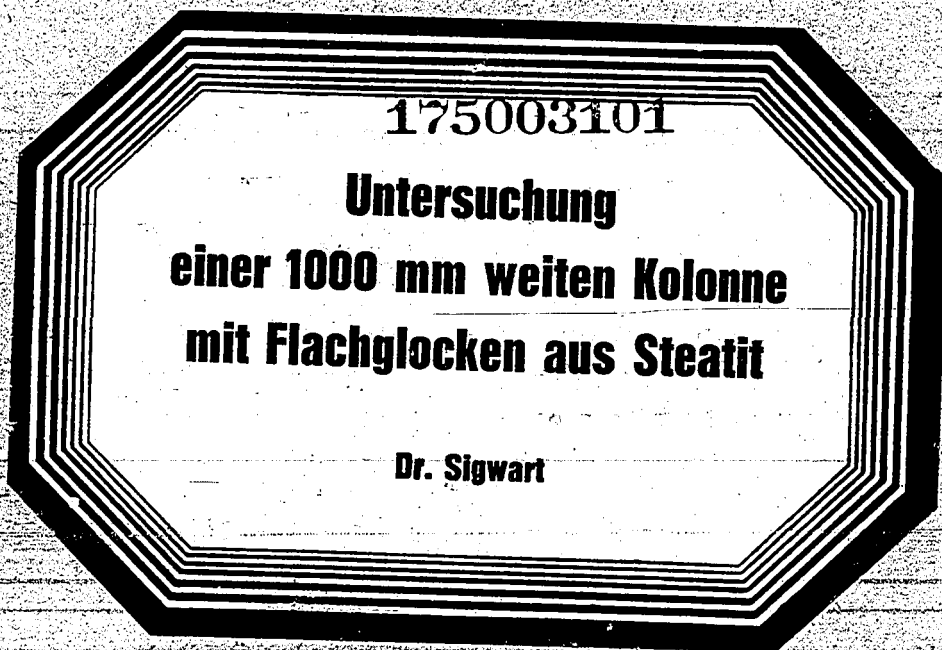
3042-175

ENG

30/4.02

30/402

№ 398



**Untersuchung einer 1000 mm weiten Kolonne mit
Flachglocken aus Steatit im Rd - Betrieb.**

1. Einleitung

2. Destillation von Äthanol-Wasser

- a) Rektifizierkraft der Kolonne
- b) Belastbarkeit
- c) Druckverlust
- d) Betriebsfahrweise

3. Destillation von Rohmethanol

4. Zusammenfassung

Einleitung.

auf Wunsch von Herrn Dr. Casper wurde ein Flachglockenboden (Steatitglocken auf 1 mm hohen Klingeritscheiben) von 1000 mm ϕ dimensioniert ¹⁾, Bild 1, der bis zu 1,0 m/s großen Geschwindigkeiten eines 1,2 kg/m³ schweren Dampfes und bis zu Rücklaufverhältnissen von 5:1 (entspr. 2,8 m³/h Rücklauf) gute Verstärkungsverhältnisse haben sollte. 43 dieser Böden wurden in eine Kolonne für die Trennung von Waschbenzin, Cyclohexanol und Cyclohexanon eingebaut. Die Kolonne wurde vor der Inbetriebnahme mit einem Gemisch aus vergälltem Sprit und Wasser und mit Rohmethanol geprüft.

2. Destillation von Äthanol-Wasser.

Es wurden 7 Versuche mit totalem Rücklauf bei Belastungen von 1,1 - 5,0 m³/h Rücklauf, entsprechend Dampfgeschwindigkeiten von 0,17 bis 0,79 m/s ausgeführt. Dabei wurden aus dem Kessel und vom 3., 9., 15. und 21. Boden Proben entnommen, deren Wichte und Konzentrationen bestimmt wurden. Die Ergebnisse für den 21. Boden sind in Zahlentafel 1 angegeben. Daraus geht hervor, daß die höchste auf dem 21. Boden erreichte Konzentration 95,15 Gew.% Äthanol war. Die Wichten wurden mit Hilfe einer analytischen Waage bestimmt; die hiermit erzielte Genauigkeit der Konzentrationswerte ist größer als 0,02 Gew.%. Mit neuen von Siebert u. Kühn gelieferten Labor-Spindeln ergab sich 95,2 Gew.% als höchste auf dem 21. Boden erreichte Konzentration.

Nr.	Rücklauf-Menge	Dampfgeschwindigkeit	Druckverlust	Äthanol-Konzentr.		s _m	Bemerkung
				im Kessel	im Zulauf 21. Boden		
-	l/h	m/s	mm WS	Gew. %		-	-
1	1100	0,17	17	6,9	94,57	0,71	-
2	1500	0,24	22	5,7	94,75	0,74	-
3	1800	0,29	25	1,7	94,90	0,80	sehr wenig Äthanol in der Blase
4	2200	0,35	28	5,2	95,00	0,87	-
5	3500	0,55	34	5,05	95,15	0,94	-
6	4300	0,68	43	4,7	95,05	0,90	Beharrungszustand noch nicht erreicht
7	5000	0,79	51	0,0	94,96	0,90	zu wenig Äthanol in der Blase

Zahlentafel 1. Destillation von Äthanol-Wasser bei totalem Rücklauf; Belastung, Druckverlust, Konzentrationsänderung zwischen Kessel und 21. Boden und mittleres Verstärkungsverhältnis s_m für den 4. bis 15. Boden.

- 2 -

1) K. Sigwart, Dimensionierung einer Flachglockenbodenkolonne von 1000 mm ϕ , Le, 5.7.40; Konstr. Zeichg. 103107 von D. I. Krüger, Co.

a) Rektifizierkraft der Kolonne.

Aus den Konzentrationen wurden die mittleren Verstärkungsverhältnisse s_m für den 4. bis 15. Boden bestimmt. Unter s_m ist dabei der Wert verstanden, mit dem man jede einzelne Stufe zwischen der 45-Grad-Gerade und Gleichgewichtskurve multiplizieren muß, wenn man zwischen den im Zulauf zum 4. und 15. Boden gemessenen Konzentrationen gerade die der Bodenzahl entsprechende Stufenzahl erhalten will. Zahlentafel 1 zeigt, daß s_m zwischen 1100 und 2200 l/h sich verhältnismäßig stark von 0,71 auf 0,87 ^{*)} ändert. Zwischen 2200 und 5000 l/h ist s_m etwa 0,90. Der höchste Wert wurde mit $s_m = 0,94$ bei 3500 l/h erreicht. Die geringfügige Abnahme von s_m bei höheren Belastungen als 3500 l/h liegt sehr wahrscheinlich nicht an der geringeren Rektifizierkraft der Kolonne, sondern daran, daß beim Versuch mit 4300 l/h noch kein Beharrungszustand erreicht und daß bei 5000 l/h nicht mehr genügend Athanol (Kesselkonzentration 0,0%) vorhanden war; wegen der Geringfügigkeit der Änderung von s_m wurden die beiden letzten Versuche nicht wiederholt. Die kleineren s_m -Werte zwischen 1100 und 2200 l/h haben ihre Ursache darin, daß die Kolonne schon etwas leerläuft und daß der Flüssigkeitsstand der Kolonne verhältnismäßig niedrig ist (s.a. Angaben über den Druckverlust in Z.T.1), da die geometrische Eintauchtiefe nur 11 mm beträgt, während wir sonst 15 mm wählten. Gerade bei den kleinen Belastungen, wo der zusätzliche Flüssigkeitsstand durch die Wehrüberhöhung sehr gering ist, macht sich die kleine geometrische Eintauchtiefe besonders bemerkbar. Im ganzen genommen, ist aber das Verstärkungsverhältnis s_m gut und auch der Bereich, in dem s_m groß ist, ist ziemlich breit. Die mittleren Verstärkungsverhältnisse wurden für den 4. bis 15. und nicht für den 1. bis 21. Boden bestimmt, weil beim letzten Versuch kein Alkohol mehr im Kessel war, und man daher nicht wußte, welche Konzentrationen auf dem 1. bis 3. Boden vorhanden waren, und weil die Verstärkungsverhältnisse für Konzentrationen, wie sie auf dem 16. bis 21. Boden vorhanden sind, ungewöhnlich hoch werden. Die Ursachen für dieses Verhalten sind noch ungeklärt; entweder ist die Gleichgewichtskurve unsicher, oder infolge noch unbekannter Austauschwirkungen ergeben sich bei sehr kleinen Konzentrationsverhältnissen tatsächlich so hohe Werte. Für die ersten 21 Böden ergibt sich beim 3500 l/h Versuch $s_m = 1,10$. Für die ersten 3 Böden ist hierbei $s_m = 0,90$ (Kesselkonzentration 5,05 Gew.%; im Zulauf zum 3. Boden 85,97 Gew.%; für die ersten 9 Böden ist $s_m = 0,89$ (93,05 Gew.% im Zulauf zum 9. Boden) und für die ersten 15 Böden ist $s_m = 0,92$ (94,53 Gew.% im Zulauf zum 15. Boden). Für den 4. bis 15. Boden war $s_m = 0,94$. Man sieht, zwischen den ersten 15 Böden ist es ziemlich gleichgültig, für welche Bodenzahl man das mittlere Verstärkungsverhältnis s_m bestimmt. Bei der Beurteilung der Rektifizierkraft ist auch noch zu berücksichtigen, daß etwas Vergällungsmittel im Sprit war, wodurch - vor allem bei kleineren Belastungen (hierbei befindet sich weniger Flüssigkeit auf den Böden) - die möglichen Konzentrationsänderungen etwas verringert werden.

b) Belastbarkeit.

Die in Z.T.1 angegebene Belastung von 5000 l/h (entspr. 0,79 m/s Dampfgeschwindigkeit, Wichte von 95,5 Gew.% Athanoldampf = 1,49 kg/m³) lag kurz vor der Grenzbelastung, bei der der Rücklauf nicht mehr ablief. Die Grenze ist durch die Schluckfähigkeit der Ablaufrohre und nicht durch den Druckverlust gegeben. Die Kolonne könnte also noch mehr Dampf durchlassen.

^{*)} Kirschbaum gibt für gute Böden 80 % Verstärkungsverhältnis an.

Die Ablaufrohre wurden mit 70 mm verhältnismäßig eng gewählt (sie waren nur für 2,8 m³/h Rücklauf gedacht) und sind nicht isoliert; es hätte also durch Erweiterung der Ablaufrohre oder durch deren Isolation auch noch eine größere Belastung erzielt werden können. Die erreichte Belastung ist aber auch so schon ganz beachtlich; nach Kirschbaum ist die zulässige Dampfgeschwindigkeit 0,61 m/s, die also um 30 % überschritten wurde.

c) Druckverlust.

Der Druckverlust, Z.T.1, ist sehr niedrig. Bei 3500 l/h (0,55 m/s) ist der mittlere Druckverlust eines Bodens 34 mm WS; die ganze Kolonne hat hierbei 108 mm QS Druckverlust.

d) Betriebsfahrweise.

Die Kolonne ließ sich leicht anfahren und in Betrieb halten. Irgendwelche - insbesondere durch die Flachglocke verursachte - Schwierigkeiten waren nicht vorhanden.

3. Destillation von Rohmethanol.

In den Kessel wurden 16 m³ Rohmethanol ^{†)} aus Leuna eingesetzt, die Herr Dr. Lang, A-Fabrik, freundlicherweise zur Verfügung gestellt hatte. Da nur ein Versuch ausgeführt werden sollte, so wurde eine Belastung gewählt, die verhältnismäßig sehr groß war, aber doch genügend weit von der oberen Belastungsgrenze entfernt lag. Zunächst wurde mehrere Stunden mit 4,5 m³/h totalem Rücklauf gefahren, wobei sich in der Kolonne die Konzentrationen nach Z.T.2 einstellten. Darauf wurde auf ein Rücklaufverhältnis 1:1 umgestellt und 2 1/2 h lang 2,25 m³/h Destillat, im ganzen 5,6 m³ oder etwa 30 % des Einsatzes abgenommen. Während der Destillatabnahme wurden wieder Proben an den Entnahmestellen der Kolonne gezogen.

Die Destillatproben ergaben die Siededifferenzen nach Zahlentafel 3 ³⁺⁺⁾. Danach ist es möglich, bei $v = 1:1$ reinstes Methanol mit 0,2 Grad Siededifferenz zu destillieren. Beim Probenehmen wurde nicht mit der allerletzten Sorgfalt hinsichtlich Wasserrfreiheit vorgegangen; die Flaschen wurden zwar getrocknet, aber nicht mit dem Produkt selbst gespült.

Die B e l a s t u n g von 4500 l/h (bei 64 °C gemessen: $\gamma_p = 750$ kg/m³) entspricht einer Dampfgeschwindigkeit von 1,05 m/s (die Wichte des Methanoldampfes ist 1,16 kg/m³). Nach Kirschbaum ist die zulässige Dampfgeschwindigkeit $w_z = 0,695$ m/s, die hier um 57 % überschritten wurde. Der D r u c k v e r l u s t der ganzen Kolonne war bei $v \rightarrow \infty$ 158 mm QS und bei $v = 1:1$ nur 145 mm QS. 1 Boden hat also bei 1,05 m/s im Mittel 50,0 mm WS Druckverlust bei $v \rightarrow \infty$ und 45,5 mm WS bei $v = 1:1$.

^{†)} Rohmethanol besteht etwa aus 30 % Wasser, 70 % Methanol, etwas Fettkohlenwasserstoffen, die als Vorlauf abgenommen werden und etwas Isobutylalkohol.

⁺⁺⁾ Die Siedeanalysen ließ freundlicherweise Herr Dr. Klamroth ausführen.

Meßstelle	Wichte	Methanol-Konzentration nach Wichte	Siedebereich
	g/cm ³	Gew. %	°C
Kessel	0,87659	69,3	-
Zulauf 3. Boden	0,79813	99,2	-
Zulauf 9. Boden	0,79125	100 1)	64,6-65,9
" 15. Boden	0,79095	100	64,6-64,8
" 21. Boden	0,79091	100	64,6-64,85
Rücklaufrohr (Destillat) oben	0,79149	100	64,5-65,05

Zahlentafel 2. Destillation von Rohmethanol bei 4500 l/h totalem Rücklauf, bei 64 °C gemessen.

1) Die aus den Wichten ermittelten Konzentrationen setzen ein Gemisch nur aus Wasser und Methanol voraus.

Zahlentafel 3.

Destillation von Rohmethanol bei einem Rücklaufverhältnis 1 : 1; 2250 l/h Destillat.

Nach Umstellung von $v \rightarrow \infty$ auf $v = 1:1$ vergangene Zeit	Siedebereich
Min.	°C
0	64,5 - 65,05
10	64,65 - 64,85
20	64,6 - 64,9
50	64,4 - 64,6
80	64,4 - 64,85
110	64,4 - 64,8
140	64,7 - 65,1
1 h nach Umstellg. auf $v \rightarrow \infty$	64,35 - 64,6

Bei etwa 1,5 % Vorlauf kann man annehmen, daß bei totalem Rücklauf der ganze Vorlauf sich auf den oberen 10 Böden befindet. Weiter kann man annehmen, daß der Isobutylalkohol bei $v \rightarrow \infty$ noch in der Blase sich aufhält. Auf den unteren 20 Böden ist also ein Austausch nur zwischen Wasser und Methanol vorhanden, so daß man aus den Wichten die Konzentrationen entnehmen (Z.T.2) und mit den Konzentrationen den Verlauf im Gleichgewichtsdigramm verfolgen kann.

Hierbei ergibt sich nun, daß die Rektifikation zwischen 69,3 Gew. % im Kessel und 99,2 Gew. % im Zulauf zum 3. Boden gerade einem mittleren Verstärkungsverhältnis von 100 % entspricht.

4. Zusammenfassung.

Eine für die Destillation von Waschbenzin, Cyclohexanol und Cyclohexanon gedachte, mit 43 Böden versehene Steatit-Flachglocken-Boden-Kolonnen von 1000 mm lichter Weite wurde mit einem Gemisch aus vergälltem Athanol und Wasser und mit Rohmethanol geprüft.

Die Destillation von Athanol-Wasser ergab bei 3500 l/h totalem Rücklauf auf 21 Böden eine Anreicherung von 5,05 auf 95,15 Gew. %, was einem mittleren Verstärkungsverhältnis der 21 Böden von $s_m = 1,10$ entspricht. Bei demselben Versuch ergaben die ersten 3 Böden $s_m = 0,90$, die ersten 9 Böden $s_m = 0,89$ und die ersten 15 Böden $s_m = 0,92$. Für den 4. bis 15. Boden ist $s_m = 0,94$.

Die Belastung wurde zwischen 1,1 und 5,0 m³/h totalem Rücklauf (entsprechend 0,17-0,79 m/s Geschwindigkeit des 1,49 kg/m³ schweren Dampfes) variiert. Die obere Belastungsgrenze wurde durch die Schluckfähigkeit der nur 70 mm weiten und nicht isolierten Ablaufrohre bestimmt. Die zulässige Dampfgeschwindigkeit nach Kirschbaum wurde trotzdem um 30 % überschritten. Zwischen 1,1 und 2,2 m³/h totalem Rücklauf änderte sich s_m (für den 4. bis 15. Boden) von 0,71 bis 0,87, was außer an der Durchlässigkeit der Flachglocken noch an der niedrigen geometrischen Eintauchtiefe von 11 mm und wahrscheinlich noch am Vergällungsmittel lag. Zwischen 2,2 und 5,0 m³/h war s_m für den 4. bis 15. Boden mit 0,90 etwa konstant.

Der Druckverlust mit 17 mm WS bei 1,1 m³/h, 28 mm WS bei 2,2 m³/h, 34 mm WS bei 3,5 m³/h (0,55 m/s) und 51 mm WS bei 5,0 m³/h (0,79 m/s) totalem Rücklauf war gering.

Die Destillation von Rohmethanol ergab bei 4500 l/h totalem Rücklauf (1,05 m/s des 1,16 kg/m³ schweren Dampfes, Überschreitung der zulässigen Belastung nach Kirschbaum um 50 %, 50 mm WS Druckverlust je Boden) auf den ersten 3 Böden eine Konzentrationsänderung von 69,3 Gew. % auf 99,2 Gew. %, was einem mittleren Verstärkungsverhältnis von 1,00 entspricht. Bei derselben Gesamtverdampfung (4500 l/h Gesamtkondensat) aber einem Rücklaufverhältnis von 1:1 (Rücklauf lief mit Siedetemperatur der Kolonne zu) wurde reinstes Methanol mit einer Siedetemperatur-Differenz von 0,2 Grad erhalten. Der Druckverlust je Boden war bei 1,05 m/s nur 45,5 mm WS.

Die Betriebsfahrweise zeigte keine Schwierigkeiten.

Leverkusen, den 11.8.1942
Th.

higra

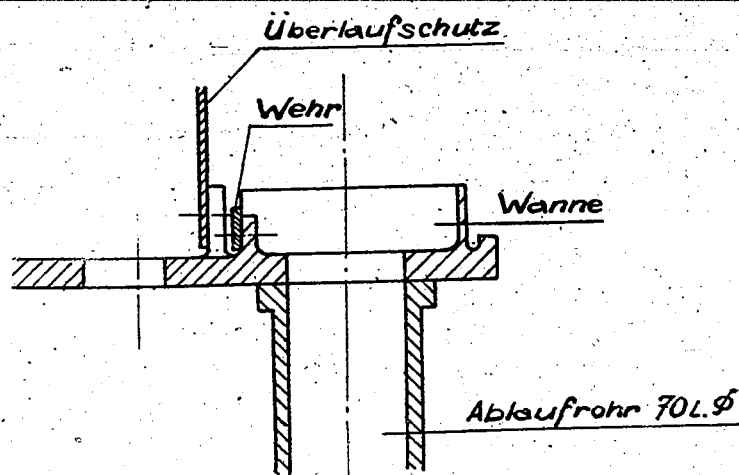
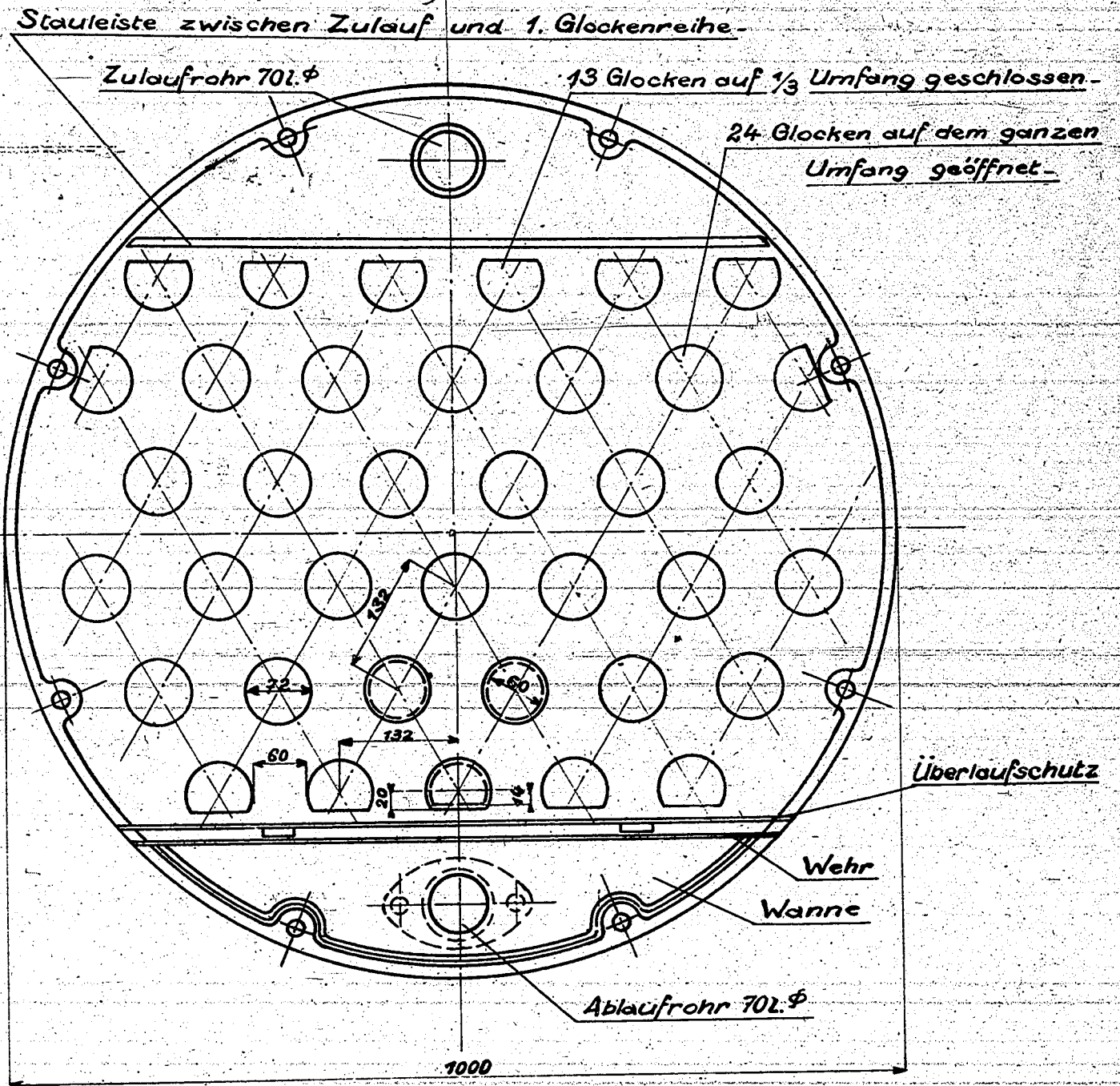


Bild 1

Flachglockenboden von 1000 φ

3042-176

30/402

Me 399

176003109

**Erfahrungen
mit Flachglockenböden**

Dr. Sigwart

176003110

Erfahrungen mit Flachglockenböden. +)

- A Die charakteristischen Eigenschaften eines Glockenbodens.
1. Mengenleistung, 2. Rektifizierkraft, 3. Belastungsbereich,
 4. Druckverlust, 5. Konstruktion und Herstellung, 6. Material-
 - aufwand, 7. Bauvolumen, 8. Verschmutzungsbereitschaft,
 9. Anwendbarkeit auf verschiedenartige Stoffgemische,
 10. Bedienungsaufwand.
- B Der Flachglockenboden.
- C Erfahrungen mit Flachglockenböden.
- D Mißerfolge.
- E Weiterentwicklung der Flachglocke aus keramischem Material.
- F Zusammenfassung.

+) Erweiterte Fassung eines Referates der Destillier-
technischen Tagung am 2. und 3. Mai 44 in Schkopau.

A Die charakteristischen Eigenschaften eines Glockenbodens.

In den letzten Jahren wurden zahlreiche Versuche unternommen, die B o d e n kolonnen durch Konstruktionsänderungen zu verbessern, d.h., die charakteristischen Eigenschaften so zu entwickeln, daß die Wirtschaftlichkeit oder die Herstellungsmöglichkeiten in Krisenzeiten steigen. Die charakteristischen Eigenschaften sind:

1. Mengenleistung; Ziel Vergrößerung,
2. Rektifizierkraft; Ziel Vergrößerung,
3. Belastungsbereich; Ziel Vergrößerung,
4. Druckverlust; Ziel Verkleinerung,
5. Konstruktion und Herstellung, Ziel Vereinfachung,
6. Materialaufwand; Ziel Verkleinerung,
7. Bauvolumen, Bodenabstand; Ziel Verkleinerung,
8. Verschmutzungsbereitschaft (Verstopfung); Ziel Verkleinerung,
9. Anwendbarkeit auf verschiedenartige Stoffgemische; Ziel Verbreiterung,
10. Bedienungsaufwand, Regelung; Ziel Verkleinerung.

Wie jede andere technische Konstruktion ist auch die Bodenkolonne eine Kompromißlösung zwischen den verschiedenen Entwicklungszielen. Wenn alle Entwicklungsziele in der Verbesserungsrichtung verfolgt werden müßten, so würde man wahrscheinlich überhaupt nicht weiterkommen, weil ein Teil der Eigenschaften anscheinend nur v e r b e s s e r t werden kann, wenn ein anderer Teil v e r s c h l e c h t e r t wird. Man kann anscheinend Mengenleistung, Rektifizierkraft, Konstruktion und Herstellung, Materialaufwand und Bauvolumen nur dann in ihrer Zielrichtung entwickeln, wenn man eine oder alle übrigen Eigenschaften: Belastungsbereich, Druckverlust (wenigstens in gewissen Belastungsbereichen) und Verschmutzungsbereitschaft entgegen ihrer Zielrichtung entwickelt. Die Entwicklung muß daher zur mehr oder weniger ausgeprägten S o n d e r b a u a r t führen, die nicht mehr für alle Fälle gleich gut brauchbar ist. Natürlich wird sich der Konstrukteur bemühen, durch die Neukonstruktion möglichst viele verschiedenartige Fälle zu umfassen, er muß aber auch den Mut haben, im Interesse der Verbesserung bestimmter Eigenschaften Zugeständnisse an andere Eigenschaften zu machen und es mit in Kauf nehmen, daß der Benutzer seine Angriffe gerade auf den Schwächen dieser Eigenschaften aufbaut. Derartige Schwierigkeiten sind auf allen technischen Gebieten beim Durchsetzen einer Neukonstruktion vorhanden. Immerhin hat man sonst meistens einwandfreie Vergleichsgrundlagen und leicht anwendbare Maßstäbe, um zu einer gerechten Beurteilung zu gelangen. Auch auf dem Kolonnengebiet gibt es grundsätzlich derartige Vergleichsbasen und Maßstäbe, aber sie sind verhältnismäßig schwer anwendbar und was noch schlimmer ist, sie sind nicht allgemein anerkannt. Sowohl die Konstrukteure wie auch die Benutzer einer neuen Kolonnenbauart ziehen es häufig vor, sich die Vergleichsbasis selbst zu wählen und nur diejenigen Maßstäbe anzulegen, die ihnen passen. Zur vollständigen wissenschaftlichen Klarstellung der einzelnen Maßstäbe und der Vergleichsbasen muß sicher noch einige Arbeit geleistet werden; zur Beurteilung neuer Kolonnenkonstruktionen in der jetzigen Situation, in der es auf einige Prozent Sicherheit im Urteil noch nicht ankommt, sind sie aber wohl genügend geklärt. Über die Maßstäbe und die Ver-

gleichsgrundlagen bei der Beurteilung der vorhin aufgezählten Eigenschaften einer Bodenkolonne läßt sich etwa folgendes sagen.

1. Mengenleistung: Die Mengenleistung eines Bodens wird durch die Dampfgeschwindigkeit, bezogen auf den freien Kolonnenquerschnitt, angegeben; meistens wird der oberste Boden betrachtet. Gute Belastungen werden bei Böden ohne Einbauten zum Zurückhalten des Mitgerissenen durch die Kirschbaum'schen zulässigen Dampfgeschwindigkeiten ¹⁾, im Mittel durch die Formel

$$w_z \text{ (m/s)} = 0,055 \sqrt{H \text{ (mm Bodenabstand)} \cdot v_D \text{ (m}^3\text{/kg)}}$$

festgelegt, wenn die Grenzbelastung durch die Menge des Mitgerissenen verursacht ist. Sehr oft wird die Belastungsgrenze durch die Widerstände im Rücklaufstrom (Ablaufrohr, Wehr, Glocken) bedingt, was besonders untersucht werden muß; das Kirschbaum'sche w_z ist dann bei der Beurteilung kein sicherer Vergleichswert, da es immer über der Schluckfähigkeitsbelastung liegt, wenn es nicht zufällig damit zusammenfällt. Will man also ein Urteil über die Mengenleistung eines neuartigen Bodens abgeben, so braucht man nur zu sagen, um wieviel die erreichte Dampfgeschwindigkeit kleiner oder größer als das Kirschbaum'sche w_z ist und ergänzend hinzuzufügen, daß die obere Belastungsgrenze durch die Widerstände im Rücklaufstrom oder durch die Verschlechterung der Austauschwirkung unter einen bestimmten Wert bedingt ist.

2. Rektifizierkraft. Die Rektifizierkraft eines Bodens wird durch das Verstärkungsverhältnis s gemessen. Zur einwandfreien Beurteilung sollte immer ein einzelner Boden untersucht werden, der inmitten anderer Böden angeordnet ist (mindestens 2 darüber, 1 darunter). Ein einzelner Boden allein wird zu stark vom Vorgang im Kessel und vom Rücklauf aus dem Kondensator beeinflusst. Bei der Bestimmung der mittleren Verstärkungswirkung mehrerer Böden gleichzeitig muß man vorsichtig sein ²⁾. Bei guten Böden ist das Verstärkungsverhältnis $s \sim 0,80$, bei Betriebsböden häufig nur 0,60. Die durch das „Mitgerissene“ festgelegte Grenze der Belastung ist erreicht, wenn das Verstärkungsverhältnis zu klein wird, d.h., beispielsweise bei Überdimensionierung der Rektifizierkraft der ganzen Kolonne um 20 %, wenn das Verstärkungsverhältnis um mehr als 20 % unter den Höchstwert sinkt.

3. Belastungsbereich. Der Kolonnenbenutzer fordert oft einen Belastungsbereich von wenigstens 1 : 5, ein Spielraum, der nur ganz selten wirklich ausgenutzt wird. Meistens genügt es, wenn die untere und die obere Belastungsgrenze sich wie 2 : 3 verhalten. Abgesehen von den sehr seltenen Ausnahmefällen sollte man nicht mehr als 1:2 bis 1:3 fordern, da sonst andere Eigenschaften des Bodens nicht genügend verbessert werden können. Als Belastungsbereich ist dabei der Bereich mit guten Verstärkungsverhältnissen zu verstehen; es ist gleichgültig, ob der Boden dabei zum Teil leer

1) E.Kirschbaum, Destillier- und Rektifizierteknik, Berlin 1940.
 2) K.Sigwart, Untersuchung einer 1000 mm weiten Kolonne mit Flachglocken aus Steatit im Rd-Betrieb; Le, 11.8.42.
 Die Verteilung innerhalb der Destico erfolgt zusammen mit dem vorliegenden Bericht.

läuft („tropft“) oder nicht. Das sorgfältige Suchen nach Flüssigkeitströpfen unter dem Boden hat daher wenig Sinn.

4. Druckverlust. Der Druckverlust eines Bodens ist für den ganzen Belastungsbereich durch die Druckverlustziffer ζ_{wz} des trockenen Bodens und den Flüssigkeitsstand h_f angebar ³⁾. ζ_{wz} liegt üblicherweise zwischen 100 und 1500, h_f zwischen 10 und 50 mm. ζ_{wz} ist für jeden Boden im ganzen Belastungsbereich konstant, bei entsprechend konstruierten Böden auch h_f ; bei solchen Böden sind dann der trockene Druckverlust und $\gamma_f \cdot h_f$ einfach zu addieren. Da aus dem Verlauf von h_f Schlüsse auf die Wirksamkeit gezogen werden können, so ist eine Angabe von h_f für den ganzen Belastungsbereich erwünscht. Kommt es auf kleinen Druckverlust der ganzen Kolonne an, so ist es besser, bei jedem Boden mit einem etwas kleineren Verstärkungsverhältnis vorliebzunehmen und den Flüssigkeitsstand sehr klein zu machen. ⁴⁾ Ein sehr einfaches Mittel den Druckverlust klein zu halten ist die notwendige Bodenzahl nicht um 50 bis 300 %, sondern vielleicht nur um 5 bis 10 % zu vermehren. Es werden dann häufig auch Bodenkonstruktionen möglich, die an sich nicht druckverlustschwach sind.

5. Konstruktion und Herstellung. Die Einfachheit der Konstruktion und der Herstellung wird im allgemeinen durch die Preise für Montage und Herstellung ausgedrückt. Durch eine einzige Zahl (beispielsweise $x \text{ RM/m}^2$ Boden) ist diese Eigenschaft eines Bodens nicht ausdrückbar, da es dabei auf die Größe des Bodens, die Gesamtzahl der Böden in einer Kolonne und auf die verschiedenen Werkstoffe: Stahl, Gußeisen, Sonderstahl, Steingut oder Porzellan und auf die Druckbeanspruchung ankommt. Aber es lassen sich für jede Gruppe Vergleichspreise nennen, die vielleicht im Rahmen der in der IG beabsichtigten Normung an Hand des hierbei gesammelten Materials zusammengestellt werden könnten. Beim Vergleich der Preise ist auch zu berücksichtigen, ob die Kolonne aus Verschmutzungs- oder ähnlichen Gründen häufiger auseinandergebaut werden muß.

6. Materialaufwand. Auch der Materialaufwand, insbesondere die Menge von Sonderstählen muß - besonders heute - zur Beurteilung herangezogen werden; für die Aufstellung von Vergleichszahlen gilt dasselbe wie für Konstruktion und Herstellung. Einwandfreie Vergleichsunterlagen sind noch nicht bekannt geworden; auch sie könnten im Rahmen der Kolonnen-Normung zusammengestellt werden.

7. Bauvolumen, Bodenabstand. In der Größe des Bauvolumens drücken sich auch die Mengenleistung und die Rektifizierkraft aus. Bei der Beurteilung ist nicht nur an den Materialaufwand, sondern auch an die Montage- und Gebäudekosten zu denken. Auch die Wärmeverluste sind zu berücksichtigen. Es bringt keinen Gewinn, den inneren Aufbau einer Kolonne so zu vereinfachen, daß 1/3 des Baustoffes eingespart werden kann, aber dafür die Kolonne um 100-200 % höher auszuführen. Bei einer 1000 mm weiten Kolonne beispielsweise können dadurch die Wärmeverluste von 10 % der Heizdampfwärme auf 30 % steigen, wodurch fortlaufende Kosten und Kohlevergeudung entstehen. Über die notwendigen Höhen läßt sich sagen, daß in 600 mm weiten Kolonnen

3) K.Sigwart, Der Druckverlust auf Glockenböden, 4.Beitrag, Teil 1, Le, 30.12.38.
 4) K.Sigwart, Versuche über die Austauschfähigkeit von Glockenböden mit Überlaufschutz, Le, 15.12.39.

120 mm in 1000 mm weiten 150 mm und in 2000 mm weiten 180 mm Bodenabstand ausreichen, wenn geeignete Abscheidevorrichtungen für das Mitgerissene angeordnet werden. Bei der Beurteilung der im allgemeinen teureren Abscheidevorrichtungen ist zu berücksichtigen, daß sie bei geeigneter Wahl der übrigen konstruktiven Elemente die Belastung etwa verdoppeln lassen, was ohne Abscheidevorrichtung nur durch Vervielfachung des Bodenabstandes möglich ist.

8. Verschmutzungsbereitschaft (Verstopfung). Ein Boden wird im allgemeinen weniger an den Dampfdurchtrittsöffnungen als an den Austrittsstellen des Rücklaufs aus den Ablaufrohren verstopft. Sehr enge Schlitzte in den Glocken sind daher häufig weniger gefährdet als un-zweckmäßig konstruierte Tauchverschlüsse der Ablaufrohre, es sei denn, die Böden werden mit dem berühmten Karlsruher Leitungswasser betrieben. Da die Böden häufig durch abgeblätterten Rost verstopft werden, so ist auch die Frage nach der Herkunft und der Vermeidbarkeit des Rostes zu prüfen.

9. Anwendbarkeit auf verschiedene artige Stoffgemische.

Für den rein mechanischen Mischbetrieb auf einen Boden und damit für die Leistungsfähigkeit sind diejenigen physikalischen Flüssigkeitseigenschaften maßgebend, die die Tropfen- und die Schaumbildungsfähigkeit beeinflussen. Durch bestimmte konstruktive Maßnahmen 5) kann man den starken Einfluß dieser physikalischen Eigenschaften auf den Mischbetrieb und damit auf Belastbarkeit und Rektifizierkraft herabmindern oder ganz beseitigen. Die häufig geäußerte Meinung, daß ein und derselbe Boden das eine Stoffgemisch mit großem Verstärkungsverhältnis und ein anderes nur mit kleinem trennt, beruht wahrscheinlich nur auf dem verschiedenartigen Mischbetrieb. Böden, bei denen diese Erkenntnisse berücksichtigt sind, haben daher bei den verschiedensten Gemischen praktisch dieselbe Rektifizierkraft. Besonders wichtig ist diese Frage für die Prüfung eines Bodens mit einem Standardgemisch und für die anschließende Übertragung der Ergebnisse auf Betriebsgemische.

10. Bedienungsaufwand, Regelung.

Bei kontinuierlichen Rektifikationen spielen die Standhaftigkeit gegen Störungen und die Regelfähigkeit eine große Rolle. Der Vorteil eines kleinen Betriebsinhaltes in gewissen Sonderfällen wird dann zu einem Nachteil. Der genaue Zusammenhang zwischen Regelfähigkeit und Betriebsinhalt ist noch nicht genügend geklärt. Das Leerlaufen eines Bodens ist in vielen Fällen ein Vorteil, in manchen Fällen ein Nachteil. Der Nachteil wird häufig überschätzt. Beispielsweise wird oft angeführt, daß bei Heizdampfstörungen die Kolonne leerlaufen kann, so daß durch das neue Anfahren Zeitverlust entsteht. Aber auch ein mit hohen Kaminen und Glocken ausgerüsteter Boden kann bei Heizdampfstörungen leerlaufen, abgesehen davon, daß solche Heizdampfstörungen sehr selten sind. Bei der Beurteilung des Leerlaufens müssen eines Bodens denke man auch an die Leerlaufflächen an die Ablaufspindeln, die bei Böden mit hohen Kaminen ver-

Häufig wird dadurch eine ziemlich große Mindestbelastung verursacht, von der man aber im allgemeinen nichts weiß, da im Betrieb ja nur äußerst selten Belastungen unter dem Höchstwert gefahren werden.

B Der Flachglockenboden.

Die Ausgangsbasis für den Flachglockenboden war der allgemein als sehr wirksam bekannte Griesheimer Glockenboden 6), bei dem zur Erzielung einer großen Rektifizierkraft verhältnismäßig enge und kurze Dampfaustrittsschlitzte gewählt wurden. Es zeigte sich, daß derartige Schlitzte von nur 2 mm Außenbreite und 15 mm Höhe schon bei sehr kleinen Dampfgeschwindigkeiten (bei Luft und Wasser 0,1 m/s) frei abblase werden, so daß oberhalb dieser Geschwindigkeiten der Kamin überflüssig wird.

Von der Griesheimer Schlitzform ausgehend, brauchte keine charakteristische Eigenschaft eines Glockenbodens entgegen ihrer Entwicklungsrichtung verändert zu werden, wenn man durch Fortlassen des Kamins und Verkürzung der Glocke Konstruktion und Herstellung vereinfachte, den Materialaufwand verringerte, den Bodenabstand und das Bauvolumen verkleinerte und auch den Druckverlust niedriger hielt. Von den übrigen charakteristischen Eigenschaften durften außerdem - immer verglichen mit der Griesheimer Engschlitzglocke - Mengenleistung, Rektifizierkraft und Verschmutzungsbereitschaft noch kleine Verbesserungen erwarten lassen; die Anwendbarkeit auf verschiedene Stoffgemische und der Bedienungsaufwand mußten unverändert bleiben. Auch beim Belastungsbereich (Wiederholung: bei Wasser und Luft 0,1 m/s) brauchte keine bemerkbare Änderung befürchtet zu werden. Gegenüber anderen Glockenbodenbauarten, bei denen diese oder jene charakteristische Eigenschaft besser ist als bei der Griesheimer Bauart, war diese einheitliche Entwicklungsrichtung aller Eigenschaften natürlich nicht zu erwarten. Beispielsweise mußte ein Boden mit sehr weiten (5mm) und hohen (30-50 mm) Schlitzten oder mit nicht aufsitzenden Zacken hinsichtlich Belastungsbereich, Druckverlust und Verschmutzungsbereitschaft besser bleiben als der Flachglockenboden. Kam es im speziellen Fall beim Flachglockenboden nicht auf den Druckverlust an, so war auch der Belastungsbereich wettbewerbsfähig zu gestalten und es blieb nur noch die Verschmutzungsbereitschaft als unterlegene Eigenschaft übrig. Von besonderem Vorteil mußte die Flachglocke in Kolonnen für sehr hohe spezifische Mengenleistung werden, eine Aufgabe, die bisher praktisch noch nicht genügend behandelt wurde.

Schon bei den ersten Flachglockenausführungen wurde nicht beim Griesheimer 2-mm-Schlitz geblieben; im Interesse von Herstellung, Druckverlust und Verschmutzungsbereitschaft wurden Zugeständnisse an den Belastungsbereich (teilweise ziemlich große), und wahrscheinlich auch an die Rektifizierkraft gemacht: die Schlitzbreite wurde auf durchschnittlich 3 mm vergrößert und zwischen Glocke und Boden ein schmaler ringförmiger Schlitz für einen zusätzlichen Dampfdurchtritt frei gelassen.

C Erfahrungen mit Flachglockenböden.

Über Erfahrungen an Flachglockenböden soll in folgendem zusammenfassend berichtet werden, nachdem schon seit längerem einige Einzeluntersuchungen vorliegen.

6) Dr. Trebitz, Innere Ausrüstung von Glockenbodenkolonnen, 3 Beiträge, Griesheim, Juni 36, September 36 und Januar 37.

5) K. Sigwart, Der Flüssigkeitsstand auf Glockenböden, Le, 20.11.38.

In einer umfangreichen Arbeit ⁷⁾ wurde an 7 Bodenmodellen verschiedener Durchmesser zwischen 50 und 800 mm die Dichtigkeit gegen Flüssigkeit bei kleinen Belastungen, das Aussehen des Mischbetriebes bei kleinen bis zu sehr großen Belastungen, der Druckverlust in einem großen Belastungsbereich und an 2 Glockenmodellen in einer kleinen Kolonne von 185 mm Durchmesser auch die Austauschfähigkeit an Äthanol-Wasser-Gemischen geprüft. In derselben Arbeit wurde die Mindestbelastung eines Flachglockenbodens **b e r e c h n e t**, eine Aufgabe, die bei Böden mit nicht schaukelnder oder blubbernder Flüssigkeit dieselben Ergebnisse wie der Versuch liefert.

In einer anderen Arbeit wurde über eine 800 mm weite, mit 30 Flachglockenböden ausgerüstete Betriebskolonne berichtet ⁸⁾; es wurden Einzelheiten der Bauweise, die Preise, die strömungstechnischen Eigenschaften, die Austauschwirkung bei Äthanol-Wasser-Gemischen und Betriebsergebnisse für die unter Vakuum vorgenommene Trennung von Phenol und Diphenyläther mitgeteilt.

Eine 3. Untersuchung ⁹⁾ galt einer 1000 weiten Flachglockenboden-Kolonne mit 43 Böden, die mit einem Gemisch aus vergälltem Äthanol und Wasser und mit Rohmethanol geprüft wurde, ehe sie der Betrieb zur diskontinuierlichen Rektifikation eines Gemisches aus Waschbenzin, Cyclohexanol und Cyclohexanon übernahm.

In einer 4. Arbeit wurde die Übertragbarkeit von Rektifikationsergebnissen aus dem Technikumsmaßstab ins Große am Beispiel der Flachglocke behandelt ¹⁰⁾

Eine Anzahl weiterer in Leverkusen betriebener Flachglockenboden-Kolonnen wurden vor ihrer Übergabe an den Betrieb nicht mit einem Testgemisch geprüft. Bei ihnen und bei weiteren Flachglockenboden-Kolonnen von zum Teil 2000 mm ϕ , die im Bau sind, wurden die Rohprodukte im Laboratorium in kleinen 5-fach Kolonnenschüssen aus Glas ¹¹⁾ rektifiziert und aus den erhaltenen Ergebnissen die Großausführung dimensioniert, was im Grunde einer Testung gleich kommt.

Von den seit 1 bis 4 Jahren in der Fabrikation betriebenen Flachglockenkolonnen sind einige Daten in der Zahlentafel 1 zusammengestellt. Alle haben sich bewährt; Einzelheiten werden in folgendem der Reihe nach behandelt.

1. Mengenleistung. Die untersuchten Kolonnen von 800 und 1000 mm ϕ waren für Vakuumbetrieb, also für relativ kleine Flüssigkeitsbelastungen gedacht. Die Prüfung erfolgte mit Sprit-Wasser oder mit Rohmethanol bei Atmosphärendruck. Die Belastungsgrenze war deshalb nicht durch den zu starken Einfluß des Mitgerissenen, sondern durch die Schluckfähigkeit der Ablaufrohre gegeben. Trotzdem lag die Belastungsgrenze bis zu 50% über den Kirschbaum'schen zulässigen Werten

Zahl	Gemisch	Geb.	Fahrweise	ϕ , mm	Boden-zahl	Glocken	Anfahrzeit
1	Wasser, Phenol, Oxydiphenyl	U9	Vak., diskont.	800	30	Guß Eisen	Sommer 40
1	Phenol, ortho- und para-Oxydiphenyl	U9	"	800	20	"	Sommer 41
1	Aceton-Wasser-Methyläthylketon	N14	1 ata, diskont.	500	30	"	Herbst 41
1	Pyridin-Wasser	B1	1 ata, kontin.	250	10	Steatit	Sommer 42
1	Aceton-Wasser	B1	1 ata, diskont.	500	8	"	Sommer 42
1	Waschbenzin, Cyclohexanol, Cyclohexanon	N12	Vak. u. 1 ata diskont.	1000	43	"	Sommer 42
1	Methanol-Wasser	Elbf	1 ata, diskont.	400	10	"	Frühj. 43
1	Alkohol aus Luft mit Wasser	N8	1 ata, kontin.	200	6	Schm. Eis.	Frühj. 40
2	"	N8	1 ata, kontin.	275	6	"	Frühj. 40

Zahlentafel 1. Flachglocken-Boden-Kolonnen, bis heute (15.7.44) ununterbrochen in Betrieb.

Die Steigerung über das Kirschbaum'sche w_z kommt natürlich nicht allein auf die Flachglocken, sondern auch auf die Abscheideroste für das Mitgerissene. Man kann aber auch nicht sagen, daß die Steigerung auf die Abscheidevorrichtungen allein kommt, was beispielsweise durch die Bestrebungen der Fa. Canzler bestätigt wird, die für ihre Hochleistungskolonnen einen flachen Glockentyp entwickelt.

Die bisherigen Erfahrungen lassen erwarten, daß mit Flachglocke und Abscheidevorrichtung für das Mitgerissene die Grenzbelastung über das Doppelte des Kirschbaum'schen w_z gesteigert werden kann; eine systematische Untersuchung dieser Frage liegt noch nicht vor.

2. Rektifizierkraft. Das Verstärkungsverhältnis der untersuchten einzelnen Glocken und der Böden liegt im Hauptbelastungsbereich zwischen 90 und 100 %.

3. Belastungsbereich. Der Belastungsbereich ist mit dem Druckverlust gekoppelt. Die 800 ϕ -Kolonne hat $\zeta_{wz} = 645$ und h_f etwa 30 mm. Der untersuchte Belastungsbereich mit gleichmäßig hohen Verstärkungsverhältnissen ist 1:3,5. Dabei ist zu beachten, daß weder die gemessene obere noch die gemessene untere Grenze durch Abfallen der Rektifizierkraft bedingt sind; bei Wasser und Luft wurde ein Belastungsbereich 1:7 ohne Leerlaufen (untere Grenze) und ohne Mitreißen über die Roste (obere Grenze) gefahren.

Die 1000 ϕ -Kolonne hat $\zeta_{wz} = 525$ und $h_f = 27$ mm; der untersuchte Bereich mit etwa gleichmäßig hohen Verstärkungsverhältnissen ist 1:2,3, wobei wieder zu beachten ist, daß die Grenze des starken Abfalles der Rektifizierkraft bei der Prüfung noch nicht erreicht wurde. Begnügt

7) K. Sigwart, Flachglockenböden, Le, 10.5.40.

8) K. Sigwart, Bau und Prüfung einer Flachglockenbodenkolonne von 800 mm ϕ , Le, 27.12.40.

9) K. Sigwart, Untersuchung einer 1000 mm weiten Kolonne mit Flachglocke aus Steatit im Rd-Betrieb, Le, 11.8.42. Die Verteilung innerhalb der Destico erfolgt zusammen mit dem vorliegenden Bericht.

10) K. Sigwart, Die Übertragbarkeit von Rektifikationsergebnissen aus dem Technikumsmaßstab ins Große, Le, 11.12.40.

11) K. Sigwart, Trennwirkung von Laboratoriumskolonnen, Teil 1 und 2, Le, 5.12.40 und 19.12.42. Die 5-fach-Kolonnenschüsse sind aus denselben Überlegungen entstanden wie die Flachglocke.

man sich mit Verstärkungsverhältnissen von 75 %, so ist der ausgemessene Belastungsbereich 1:3,3. Die untere Grenze des Belastungsbereiches wird durch Schaukeln, Schwingungen oder Blubbern der Flüssigkeit auf dem Boden erheblich nach oben verschoben. Insbesondere auf Prüfständen treten diese rhythmischen Bewegungen fast immer auf, im allgemeinen unabhängig von der Ausrüstungsart des Bodens. Auch in einer mit Wasser und Luft betriebenen Kolonne von 30 Böden wurde von uns Blubbern der Bodenflüssigkeit und Verschieben der Leerlaufbelastung von 0,13 auf 0,30 m/s beobachtet; die Luft wurde dabei nicht von einem Ventilator, sondern aus der Preßluftleitung entnommen. Das Blubbern wurde beim 800 ϕ Boden auf dem Prüfstand durch sorgfältige Verteilung der Luft vor dem Eintritt in den Boden verhindert; auch in der Kolonne konnte dieser Einfluß der Luftverteilung beobachtet werden. Bei einem 2 m-Boden wurde das Blubbern durch die angewandten Luftverteilungsmaßnahmen nicht beseitigt.

Bei den beiden im Rektifizierbetrieb untersuchten Kolonnen wird vermutet, daß der 1000 ϕ -Boden blubberte, der 800 ϕ -Boden dagegen nicht; beobachtet wurde nichts.

Bei der Beurteilung des Flachglockenbodens als Leerlaufboden ist das Blubbern natürlich besonders zu beachten.

4. Druckverlust. Bei der Behandlung des Belastungsbereiches wurde schon für den 800 ϕ -Boden $\zeta_{wz} = 645$ und $h_F = 30$ mm und für den 1000 ϕ -Boden $\zeta_{wz} = 525$ und $h_F = 27$ mm angegeben. Übereinstimmend damit wurde bei einer Dampfgeschwindigkeit von 0,55 m/s (= 90 % des Kirschbaum'schen w_2) bei der 800 ϕ -Kolonne (aufsitzende, gußeiserne Glocken mit 3×15 mm² Schlitzen) 41 mm WS Druckverlust gemessen. Bei der 1000 ϕ -Kolonne (Steatitglocken mit $2,8 \times 15$ mm Schlitze und 1 mm Spalt zwischen Glocke und Boden) waren es 34 mm WS. Bei der 1,3 fachen Kirschbaum'schen Belastung und totalem Rücklauf war für die Athanol-Wasser-Rektifikation der Druckverlust je Boden 51 mm WS. Bei der 1,5 fachen Kirschbaum'schen Belastung und R/D = 1:1 hatte ein Boden 45,5 mm WS Druckverlust (Rohmethanol).

Der Druckverlust läßt sich bei der Flachglocke konstruktiv sehr einfach in weiten Grenzen variieren, wenn man Zugeständnisse an die untere Belastungsgrenze macht.¹²⁾ Für Kolonnen mit sehr hoher Belastung wird das von Bedeutung werden.

5 und 6. Konstruktion, Herstellung und Materialaufwand. Für den gußeisernen 800 ϕ -Boden wurden im Bericht⁸⁾ Preise angegeben. Auf weitere Mitteilungen soll verzichtet werden, bis durch die IG-Normen genügend Vergleichsmaterial vorliegt. Allgemein läßt sich wohl sagen, daß die Flachglockenbodenkolonnen um 30 % billiger sein können und etwa auch 30 % weniger Baustoff verbrauchen; insbesondere sei auf die einfachen und sehr billigen Flachglocken aus Steatit und Porzellan hingewiesen.

7. Bauvolumen, Bodenabstand. Die 800- und die 1000 ϕ -Kolonne hatten 180 mm lichten Bodenabstand; es hätten auch 150 mm genügt. Alle bisherigen Versuche zeigen, daß die Flachglocke die Bauhöhe um etwa ein Drittel, vielleicht sogar um die Hälfte, zu verringern erlaubt; systematisch wurde diese Frage noch nicht untersucht.

¹²⁾ K. Sigwart, Zur Berechnung von Glockenböden, Lb, 3.11.42.

8. Verschmutzungsbereitschaft (Verstopfung). Die untersuchten und die übrigen in Zahlentafel 1 beschriebenen Kolonnen sind seit 1 bis 4 Jahren in Betrieb. Die 800- und die 1000 ϕ -Kolonne haben bisher noch keine Zunahme des Druckverlustes, also auch keine Änderungen in den Dampfaustrittsquerschnitten gezeigt. Von den übrigen in Z. T. 1 aufgeführten Kolonnen ist die 500 mm weite Kolonne für Aceton-Wasser-Methyläthylketon nach 2 Jahren wegen Verstopfung auseinandergenommen worden; verstopft waren die Ablaufrohre durch Rost, der anscheinend im wesentlichen aus dem Kondensator kam. Weiter wurde die 250 mm weite Pyridin-Wasser-Kolonne mehrfach auseinandergebaut, zuerst wegen Kalkausfall aus der Pyridinbrühe und später wegen eines Harzes, das nach Entfernung des Pyridins unlöslich wurde. Der Kalk hatte die Glockenschlitze verstopft, das Harz die Ablaufrohre. Da es sich um eine kleine Kolonne handelte, so dauerte Abbau, Reinigung und Zusammenbau nur 1 Tag. Durch Anwendung von keramischen Flachglocken kann bei manchen Stoffgemischen die Verschmutzungsbereitschaft des Flachglockenbodens geringer gehalten werden als die des gewöhnlichen Glockenbodens.

9. Anwendung auf verschiedenartige Stoffgemische. Nach den bisherigen Erfahrungen sind alle Stoffgemische, die in der gewöhnlichen Glockenbodenkolonne rektifiziert werden können, auch in der Flachglockenbodenkolonne trennbar. Unterschiede können nur durch die Verschmutzungsbereitschaft gegeben sein.

10. Bedienungsaufwand, Regelung. Die untersuchten Betriebskolonnen erforderten keinen größeren Bedienungsaufwand als eine gewöhnliche Glockenbodenkolonne. Leerlaufschwierigkeiten traten nicht auf. Beim Wechseln des Produktes war das Leerlaufen können natürlich ein Vorteil. Auch beim „Leerddestillieren“ der Blase war das langsame Leerlaufen des Bodens vorteilhaft.

Regelungsfragen wurden nicht untersucht; es liegt aber kein Grund für eine schlechtere Regelungsfähigkeit vor, da die Betriebsinhalte im wesentlichen denjenigen von gewöhnlichen Glockenbodenkolonnen entsprechen.

D Mißerfolge.

Alle im vorigen Abschnitt behandelten Kolonnen entsprachen den Erwartungen; man würde sie auch heute wieder in Flachglockenbauweise ausführen.

Es sind aber auch einige Mißerfolge zu erwähnen. Eine 800 mm weite Flachglockenbodenkolonne mit 30 Böden wurde als Waschkolonne in der Acrylnitrilsynthese eingesetzt. Die Kolonne verstopfte durch Polymerisat nach einigen Monaten Betriebsdauer und wurde durch eine Raschigringkolonne ersetzt.

Eine zweite Kolonne von 1200 und 1400 mm Bodenweite wurde von Schkopau zur Aldolkondensation und Rektifikation benutzt und versagte. Obwohl angenommen werden kann, daß die Unterlagem zur Vorabsberechnung nicht ausreichten (wahrscheinlich braucht die Kolonne nicht aus 2 verschieden weiten Teilen zu bestehen), daß vielleicht die Schlitze falsch dimensioniert und daß rhythmische Flüssigkeitsbewegungen vorhanden waren, werden vom Benutzer nicht das Leerlaufen, der Druckverlust und die Verschmutzung, also die möglichen Schwächen der Flachglocke bemängelt, sondern die Kondensations- und Trennfähigkeit der Kolonne. Die Ursachen wurden nicht aufgeklärt.

Als weiterer Mißerfolg könnte der Bau eines 1400 mm weiten Bodens gerechnet werden, bei dem zwischen Boden und Flachglocke der relativ sehr weite Spalt von 3 mm vorgesehen wurde und bei dem irrtümlicherweise die Ablaufvorrichtungen den Flüssigkeitsbelastungen nicht angepasst worden waren. Der Boden wurde freundlicherweise von Herrn

- 10 -

Dr. Trebitz in Griesheim mit einem Benzol-Toluolgemisch geprüft und ergab erst von 0,5 m/s an brauchbare Verstärkungsverhältnisse. Der Mißerfolg kann in dieser hohen Mindestbelastung gesehen werden und darin, daß die Verstärkungsverhältnisse eines ebenfalls von Dr. Trebitz untersuchten Glockenbodens üblicher Bauart nach Bamag-Leuna um im Mittel 10 % und die Verstärkungsverhältnisse des Griesheimer Engschlitzbodens sogar um 15-20 % größer waren als die des Flachglockenbodens. Der Flachglockenboden hatte zwar trotz eines ungewöhnlich hohen Flüssigkeitsstandes (infolge der falsch bemessenen Ablaufvorrichtungen) ⁺ einen kleineren Druckverlust als der Bamag-Leunaboden und erst recht als der Griesheimer Boden, aber es war mit einem noch kleineren Druckverlust gerechnet worden (durch Wehrrerniedrigung zu erreichen). Bei der höchsten Belastung von 1,27 m/s (= 1,9-fache des Kirschbaum'schen w_z bei 400 mm Bodenabstand) und $R/D \rightarrow \infty$ hatte der Griesheimer Boden das Verstärkungsverhältnis $s = 99\%$, der Bamag-Leuna-Boden 91 % und der Flachglockenboden 85 %. Die Druckverluste hierbei waren bei Griesheim 182, bei Bamag-Leuna 96 und beim Flachglockenboden 82 mm WS.

Es ist schade, daß nicht alle Fragen geklärt werden konnten, da Blase und Kondensator des Versuchsstandes für eine Betriebsapparat verwendet werden mußten. Es zeigte sich dabei wieder einmal, wie sehr innerhalb der IG ein Versuchsstand für größere Rektifikationsböden fehlt. Als überraschend an den Ergebnissen wäre noch zu erwähnen, daß alle 3 Bodentypen die Kirschbaum'sche Grenzbelastung um 90 % überschritten, ohne daß die Rektifizierkraft abnahm.

E. Weiterentwicklung der Flachglocke aus keramischem Material.

Zusammen mit den Herrn Dipl.-Ing. Scholderer und Dipl.-Ing. Christinnecke wurde die Befestigung der Flachglocke aus Steatit oder Hescho-Porzellan vereinfacht. Bild 1 zeigt, daß die Glocke nur noch aus einer 7 mm dicken Platte a mit 15 mm langen und etwa 7 mm dicken Stiften b besteht, von denen 3 um 1 mm vorstehen. Zur Befestigung der Glocke auf dem Boden ist auf der Oberseite der Platte eine Vertiefung c vorgesehen, in die eine Kappe d greift. Die Kappe d wird mit der im Bügel e geführten Schraube f auf den Boden gedrückt und so gehalten. Der Bügel e wird von den Stiftschrauben g getragen. Bild 2 ist ein Photo dieser Anordnung. Die neue Ausführung läßt sich auch sehr leicht herstellen; Steatit-Magnesia, Berlin-Pankow, und Hescho, Hermsdorf konnten daher die Preise stark herabsetzen. Bei einer Lieferung von 10.000 Stück kostet eine Glocke nur noch etwa 0,50 RM.

F. Zusammenfassung.

Nach einer Aufzählung der charakteristischen Eigenschaften eines Glockenbodens und Besprechung der dafür heute gültigen Vergleichsgrundlagen und Maßstäbe wird über die bisherigen bis zu 4 Jahre alten Erfahrungen mit Flachglockenböden auf Grund einiger Einzeluntersuchungen berichtet.

- 11 -

⁺) Da keine Abscheidevorrichtungen für das Mitgerissene vorhanden waren, kommt ein Teil der Rektifizierkraftverringerung auch auf den ungewöhnlich hohen Flüssigkeitsstand.

Es ergab sich dabei, daß die Vorteile der einfacheren Konstruktion und Herstellung, des geringeren Materialaufwandes und des kleineren Bauvolumens nicht durch entscheidende Nachteile bei den übrigen charakteristischen Eigenschaften erkauft werden mußten. Mengeneleistung und Rektifizierkraft blieben wenigstens ebenso groß wie bei guten normalen Glockenböden. Die miteinander gekoppelten Eigenschaften Druckverlust und Belastungsbereich sind so aufeinander abstimmbare, daß nur in Ausnahmefällen Schwierigkeiten zu erwarten sind. Auch die Verschmutzungsbereitschaft erwies sich bis auf einen Fall, dem aber auch die Kinderkrankheiten des allgemeinen Verfahrens noch anhafteten, als nicht entscheidend. Auch die Anwendbarkeit auf verschiedenartige Stoffgemische und der Bedienungsaufwand sind die gleichen wie bei normalen Glockenböden. Die Ursachen für einige Mißerfolge sind entweder nicht geklärt oder liegen in nicht ausreichender Erforschung der Verhältnisse in der Kolonne vor der Konstruktion und Anwendung. Nicht anwendbar ist der Flachglockenboden bei nicht von vornherein übersehbaren Belastungsverhältnissen, insbesondere bei Einschaltung in eine Reihe von kontinuierlich arbeitenden Kolonnen, bei denen die Zusammensetzung des Rohproduktes sich sehr stark ändern kann.

Leverkusen, den 20.7.1944

Th.

176003117

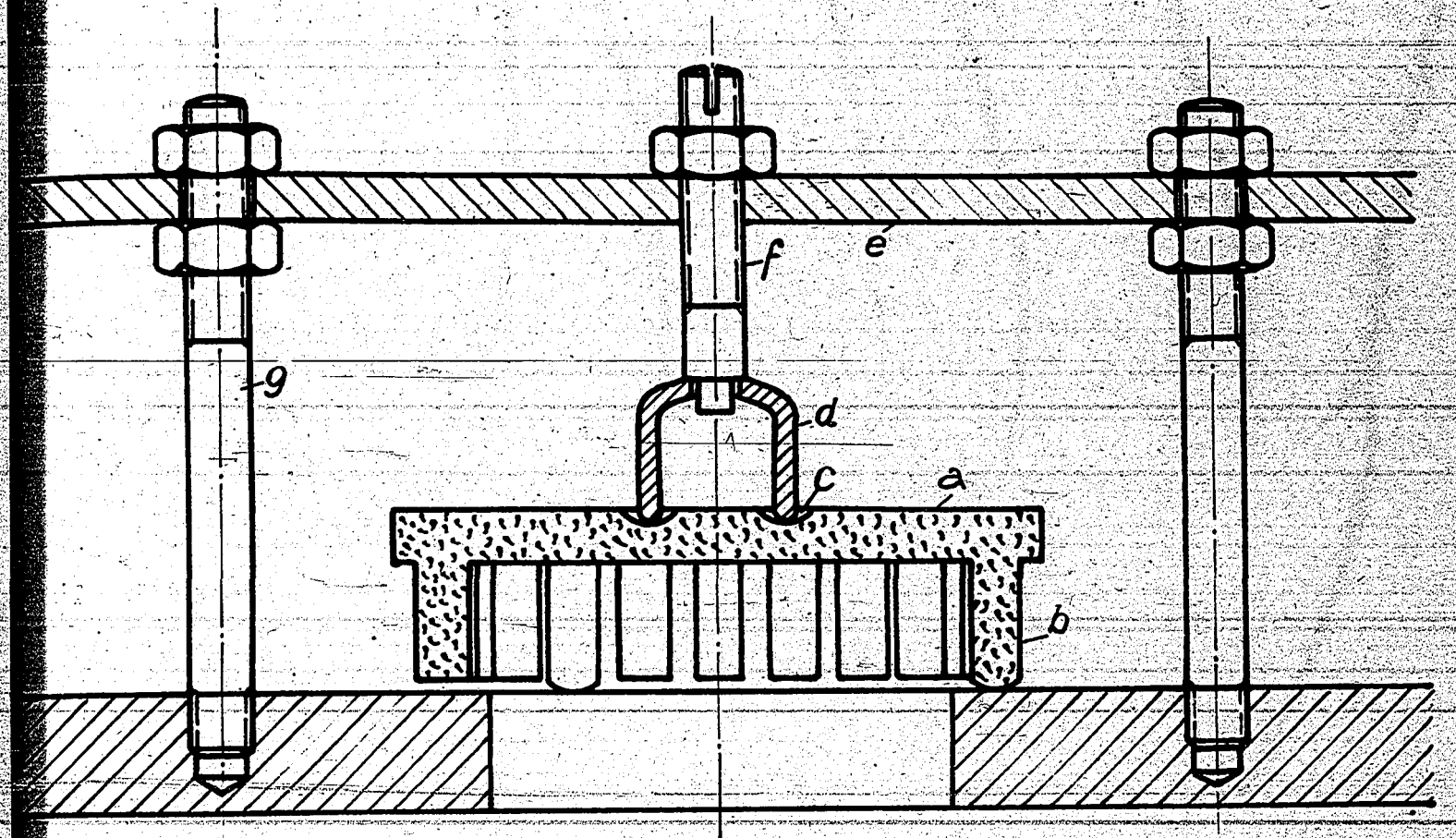


Bild 1
Befestigung von Flachglocken aus Steatit oder Hescho-Porzellan.

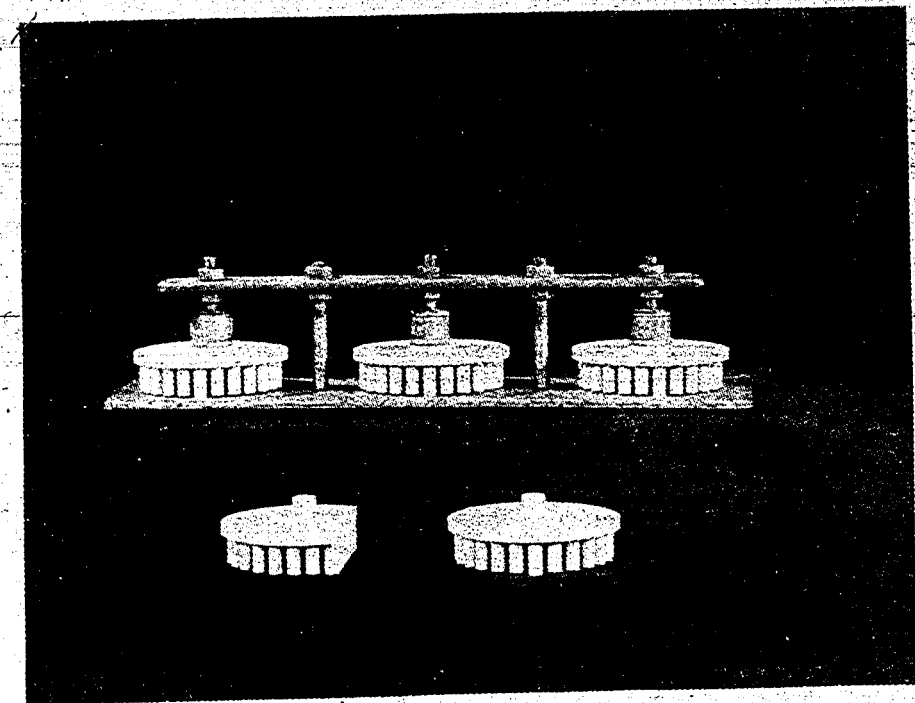


Bild 2
Befestigung von Flachglocken aus Hescho-Porzellan.

3046-177

ENG

30/4.02

30/4.02

177003118

367

Röcke

Über den Einfluss der Strömungs-
lenkung und der Flüssigkeits-
Abscheidung auf Kolonnen-
Böden.

L 1191 8380-50000-4123 DinA7

D. Müller

Kolonne 7090 23

AVNGSDOM

177003119

Me 367

Über den Einfluß der Strömungslenkung
und der Flüssigkeits-Abscheidung auf Kolonnen-Böden.

.....

Obering. Fr. Röcke, Bitterfeld

April 1941.

Über den Einfluß der Strömungslenkung und der Flüssigkeitsabscheidung auf Kolonnenböden.

Bei der Aufstellung der theoretischen Grundlagen zur Berechnung einer Kolonne hat sich seit einigen Jahren die Erkenntnis durchgesetzt, daß die Verstärkungsfähigkeit eines Kolonnenbodens nicht nur von den örtlichen Austauschvorgängen zwischen Flüssigkeit und Dampf abhängig ist, sondern in starkem Maße auch von der gegenseitigen Flüssigkeits- und Dampfführung beeinflußt wird.

Wenn trotzdem häufig ein Mißverhältnis zwischen der theoretisch berechneten Bodenzahl und der tatsächlichen Ausführung einer Kolonne mit doppelter und dreifacher Bodenzahl besteht, so kann dies nur daran liegen, daß die der Theorie zu Grunde liegenden Annahmen bei den bisher üblichen Konstruktionen in bezug auf Austausch und Strömung in Wirklichkeit nicht erfüllt werden.

1) Für den Austausch zwischen Flüssigkeit und Dampf sind nach der Veröffentlichung von Kirschbaum und Quade vom April 1937 folgende vier Fälle möglich:

- 1) die Flüssigkeitsdurchmischung
- 2) die Dampfdurchmischung
- 3) die gegensinnige Flüssigkeitsführung
- 4) die gleichsinnige Flüssigkeitsführung.

Die Karlsruher Untersuchungen sind an einem Aethylalkohol-Wassergemisch bei einem Rücklaufverhältnis von $v = 4$ ausgeführt worden.

2) Trägt man aus diesen Kurven den Alkoholgehalt der Rücklauf- flüssigkeit als Funktion des Gesamtweges bzw. der Bodenzahl auf, so erhält man eine übersichtliche vergleichende Darstellung der Verstärkungsfähigkeit der vier Strömungszustände.

Hierbei veranschaulicht die Treppenlinie die früher als äußerst erreichbar angenommene Grenzfunktion der Verstärkung. Nach der heutigen Auffassung gilt dies nur noch für den Fall der

Flüssigkeitsdurchmischung

Flüssigkeitsdurchmischung auf den einzelnen Böden. Das beste Ergebnis liefert der geschlossene Linienzug der gleichsinnigen Flüssigkeitsführung bei reinem Querstromprinzip unter der Voraussetzung vollkommener Ausschaltung aller Mischungsvorgänge innerhalb der Flüssigkeit und des Dampfes. Wir wollen daher diese Kurve unseren weiteren Überlegungen zu Grunde legen. Dazwischen liegen die Kurven der gegensinnigen Flüssigkeitsführung und der Dampfmischung.

Man müßte nun erwarten, daß der Lindesche Ringboden, welcher nach der bisherigen Auffassung die technisch günstigste Form zur Erreichung der gleichsinnigen Flüssigkeits- und Dampf-führung darstellt, eine Kurve liefern würde, die in der Nähe der obersten Grenzkurve liegt. In Wirklichkeit ist dies jedoch nicht der Fall. Die Ergebnisse an einer Versuchskolonne nach Linde in technischen Ausmaßen, die unter den gleichen Bedingungen mit Aethylalkohol und Wasser durchgeführt wurden, liefert die im Bild gestrichelt wiedergegebene Kurve, die weit unter der für gleichsinnige Flüssigkeitsführung theoretisch erreichbaren liegt.

Besonders auffallend ist der Unterschied zwischen der geringen theoretischen Bodenzahl von nicht ganz sechs Böden zur Erreichung von 85 Mol-Prozentem Alkohol gegenüber der praktisch notwendigen Zahl von 18 - 20 Böden für den gleichen Alkoholgehalt.

Man muß sich einmal klar machen, was diese Ergebnisse für den praktischen Kolonnenbau bedeuten, nämlich nichts anderes, als daß die meisten Kolonnen zu viel Böden enthalten, dagegen mit der Hälfte oder dem dritten Teil der Böden auskommen würden, wenn es gelingt, die Dampf- und Flüssigkeitsführung auch praktisch so zu bewerkstelligen, daß sie den theoretischen Voraussetzungen entspricht.

Bild 3) Die hauptsächliche Voraussetzung bei der schematischen Darstellung der Aufteilung des Säulenquerschnittes, die als Grundlage für die Berechnung nach Kirschbaum und Quade dient, ist die Annahme

Annahme, daß der gesamte Durchsatz in eine genügende Anzahl paralleler und gleichlaufender Vorgänge aufgeteilt wird. Das lokale Austauschfeld zwischen Flüssigkeit und Dampf wird somit ein-dimensional unter Annahme einer gleichmäßigen statistischen Verteilung über den k -ten Teil behandelt, während technisch bei der Konzentration Verschiedenheiten im Zwei- bzw. Drei-Dimensionalen berücksichtigt werden müßten. Das zu betrachtende Flüssigkeitselement hat dann die Größe $Q \cdot ds$ und bewegt sich als Linie über die rechteckig dargestellte Austauschfläche derart, daß jeder Punkt $dQ \cdot ds$ zeitlich in gleicher Weise von s abhängig ist. Die örtliche Geschwindigkeitsverteilung und der Flüssigkeitweg stehen somit in unmittelbarem Zusammenhang, wobei das Wesentliche ist, daß sie rektifiziertechisch einer anderen Gesetzmäßigkeit unterliegen als strömungstechnisch.

Jede Störung der gegenseitigen Verhältnisse muß zu einer Verschlechterung des Austausches bzw. zu einer Nichterfüllung der für den Idealfall des vollkommenen Austausches bei gleichsinniger Flüssigkeitsführung und Querstromprinzip aufgestellten Gleichung führen.

Diese Verschlechterung hängt nun ab von dem Grad der Störung der parallel und gleichlaufenden Vorgänge, die bei den technischen Durchsatzmengen einer Kolonne durch Verlagerung der Strömung stets vorhanden ist. Es handelt sich hier um einen der vielen lokalen Einzelwirkungsgrade, der ausschließlich von der Flüssigkeits- und Dampfverteilung abhängt.

- 4) Betrachten wir zunächst den Strömungsverlauf der Flüssigkeit auf einem Ringboden und deren Verhältnis zu dem durchströmenden Dampf, wie es in der oberen Abbildung dargestellt ist, so kommt man zu folgendem Ergebnis:

Bei gleichem Anfangsgefälle über den gesamten Querschnitt des Bodens ist die Strömungsgeschwindigkeit der Flüssigkeit in der Nähe des inneren Ringes infolge der kürzeren Wege und des geringeren Widerstandes wesentlich größer als an der äußeren Peripherie. Es fließt demnach längs des inneren Ringes eine weitaus größere Flüssigkeitsmenge und verläßt auch den Boden wesentlich früher als die an der Peripherie langsam strömenden Flüssigkeitsteile.

Da aber andererseits die entstehende Dampfmenge proportional mit dem Radius ist, so durchdringt die größere Dampfmenge den Boden in den äußeren Zonen.

Die Austauschbedingungen sind demnach innen und außen sowohl quantitativ als auch qualitativ im Widerspruch zu den Erfordernissen der Rektifikation und bedeuten eine grobe Abweichung von der algebraischen Formalisierung zur Bestimmung des Grenzverlaufes.

Hierin liegt bei den Ringböden die Hauptursache für die Nichterreicherung der theoretisch möglichen Grenzkarve.

Diese Verhältnisse werden günstiger, wenn die Fläche des Ringbodens im Verhältnis zum Durchmesser sehr schmal gehalten wird.

Das Idealbild der Strömungsführung der Flüssigkeit auf einem Ringboden unter Berücksichtigung der Rektifikationsgesetze ist in der unteren Abbildung wiedergegeben. Das Grundprinzip ist, daß sich die Flüssigkeitsteile mit gleicher Winkelgeschwindigkeit bewegen, den Boden also auch gleichzeitig verlassen. Die örtliche Geschwindigkeit muß daher proportional mit dem Radius vom Strömungsmittelpunkt steigen, gleichzeitig wird die Hauptflüssigkeitsmenge von innen nach außen verlegt, wie es auf dem Bilde durch die größere Dichte der äußeren Strömungslinien dargestellt ist.

Die Hauptbedingung ist aber, daß alle Flüssigkeitsteilchen auf ihrem Wege vom Zulauf zum Ablauf mit den der Gleichgewichtslage entsprechenden Dampfteilchen ohne Mischungserscheinungen in der Flüssigkeits- und Dampfphase und ohne wesentlichen Anstau in der Flüssigkeit zum Austausch kommen.

- 5) Um dies zu erreichen, muß die Flüssigkeitsströmung auf dem Boden gesteuert werden. Es geschieht dies durch verstellbare Leitflächen, die sowohl in der Flüssigkeit stehen als auch in die Schaumschicht hineinragen und auf Grund eines Vorversuches unter vorwiegend spitzen Winkeln zur Strömungsrichtung so eingestellt sind, daß mit Hilfe der entstehenden verschiedenen Strömungsquerschnitte gleiche Flüssigkeitsmengen auf ihrem