

Wärmetechnisches Verhalten von Glasschmelzwannenöfen

VON WOLFGANG TRIER UND HANS-JÖRG VOSS, Frankfurt (Main)

(Mitteilung aus der Hüttentechnischen Vereinigung der Deutschen Glasindustrie, Frankfurt (Main))

(Eingegangen am 6. Mai 1968)

Mit wenigen und gut begründeten Annahmen wird ein Gleichungssystem entwickelt, welches das Zusammenspiel der wichtigsten Größen eines Wannenofens aus wärmetechnischer Sicht heraus erlaubt. Als besonderes Unterscheidungsmerkmal zu bisherigen ähnlichen Versuchen wird die Wanne in zwei Bereiche, den Schmelz- und Läuterteil, unterteilt, und es werden für beide Abschnitte getrennte Wärmebilanzen und Wärmeübertragungsgleichungen aufgestellt. Ferner wird die Badbedeckung mit Gemenge berücksichtigt und in Anlehnung an in der Praxis durchgeführte Messungen der Oberflächentemperaturverlauf der mit Gemenge bedeckten und der gemengefreien Badfläche in Richtung der Wannenlängsachse in die Rechnungen eingeführt. Der Begriff der Glasqualität erfährt über die Glasendtemperatur und die Aufenthaltszeit des Glases im Läuterbereich ebenfalls Berücksichtigung in den Gleichungen. Die über das Gleichungssystem errechneten Werte stimmen gut mit den entsprechenden in der Praxis empirisch gewonnenen Daten überein. Es zeigt sich ganz deutlich, daß der Badbedeckung mit Gemenge für die wärmetechnischen Vorgänge im Wannenofen besonders große Bedeutung zukommt.

Die Wärmetechnik eines Glasschmelzofens beeinflusst die Schmelzkosten vor allem beim Behälterglas außerordentlich stark. Genaue Zahlen sind schwer erhältlich und auch von Fall zu Fall schwankend. Im Mittel kann jedoch der Brennstoffanteil auf die Schmelzkosten mit 60% und mehr angenommen werden. Es lohnt sich somit, die Schmelzkosten und damit das wärmetechnische Verhalten der Glasschmelzwannen immer wieder zu überprüfen, um Verbesserungen vornehmen zu können.

1. Problemstellung

1.1. Dimensionierung nach Kennzahlen

Unser Wissensstand über die Wärmetechnik der Wannenöfen muß trotz aller Erfolge als unbefriedigend bezeichnet werden. Die jahrzehntelange Erfahrung mit diesen Öfen hat zwar dazu geführt, daß verlässliche Kennziffern, wie spezifische Schmelzleistung, spezifischer Wärmeverbrauch, Badtiefe, Längen-Breitenverhältnis und konstruktive Daten für die Brenner und dergleichen, zur Verfügung stehen, eine ausreichende, wissenschaftlich unterbaute Kenntnis der Zusammenhänge zwischen den einzelnen Größen steht jedoch leider immer noch aus. Es ist heute nach den vorhandenen Kenndaten ohne weiteres möglich, einen Ofen zu bauen, der Glas der notwendigen Qualität schmilzt und betrieblich befriedigend arbeitet, eine zielsichere Optimierung der einzelnen Größen und Konstruktionsdaten ist jedoch noch nicht möglich. Die zunehmende Dauer der Ofenreisen einerseits, die Steigerung der Schmelzleistung andererseits führen jedoch dazu, daß immer seltener die Möglichkeit besteht, neue Ideen zu verwirklichen und gezielte Experimente am Objekt selbst durchzuführen. Hinzu kommt, daß die Kapitalinvestitionen für eine Schmelzofenanlage stark angestiegen sind, was das Risiko einer Änderung, deren Tragweite nicht abgeschätzt werden kann, außerordentlich erhöht. Im Endeffekt kommt es zu einer starken Verlangsamung der technischen Ent-

wicklung. Es ist daher notwendig, von der wissenschaftlichen Seite her nicht nur Detailprobleme, sondern den Gesamtkomplex zu erfassen.

1.2. Betriebliches Verhalten bei Änderung der Eingangsgrößen

Aus dem sich angesammelten Erfahrungsmaterial und mehr plausiblen als wissenschaftlichen Überlegungen wurde bereits frühzeitig ein linearer Zusammenhang zwischen Brennstoffverbrauch und Schmelzleistung einer Wanne gemäß der Beziehung

$$Q = A + BS$$

postuliert, wobei Q der Gesamtbrennstoffverbrauch, S die Gesamtschmelzleistung und A und B entsprechend zu wählende Konstanten sind. Ähnliche Versuche wurden für den Zusammenhang Oberofentemperatur und Schmelzleistung aufgestellt und mehr oder weniger gut fundiert mit empirischen Daten belegt. Ohne solchen Versuchen den Wert abzuspüren, liegt es auf der Hand, daß man damit von einer Erfassung der Zusammenhänge weit entfernt ist.

1.3. Vergleich verschiedener Öfen

Es ist für viele Zwecke wünschenswert, Öfen verschiedener Art und Betriebsweise nach wärmetechnischen Gesichtspunkten miteinander vergleichen zu können. Für diesen Zweck reichen die unter 1.1. erwähnten Kennziffern nicht aus, und man versuchte, umfassendere Kennziffern zu entwickeln. Das klassische und sicher auch am besten ausgebaute Beispiel ist die „Performance-Formel“ von HAMPTON. Auf Grund einer eingehenden wärmetechnischen Analyse des Wannenofens entstand eine Formel, welche die Brennstoffmenge G , die Schmelzleistung S , den theoretischen Wärmebedarf c und die Herdfläche F des Ofens miteinander verknüpft. Zur besseren Anpassung an die verschiedenen Bedingungen werden Korrekturwerte für die Ofengröße

(k_F) und die Ofentemperatur (k_T) eingeführt. Es wurde ein mit p bezeichneter und mit „Performance“ benannter Wert gemäß der Gleichung

$$p = \frac{1}{Fk_F} \left[\frac{GH_u}{k_T} - c \cdot S \right]$$

definiert, der eine Maßzahl für den sog. Leerverbrauch des Ofens liefern soll. Die Praxis hat gezeigt, daß diese Beziehung und der Wert p zum Vergleich von Öfen geeignet ist, die sich betriebs- und konstruktionsmäßig nicht stark unterscheiden. Für einen allgemeinen Vergleich erwies sie sich als weniger brauchbar. Da für einen engeren Vergleich die einfacher definierten Kennziffern nach 1.1. den gleichen Dienst leisten, hat sich die Performance-Formel nicht durchsetzen können.

2. Instationäres, dynamisches Verhalten eines Schmelzofens

Das Beispiel der Performance-Formel zeigt deutlich, daß man mit einfachen statischen Betrachtungen und Beschränkung auf wenige Eingangsgrößen nicht auskommt. Es ist eine umfassende Analyse der Vorgänge im Ofen notwendig, die nicht nur wärmetechnisch fundiert ist, sondern auch das Zeitverhalten der Schmelz- und Läuterreaktionen mit berücksichtigt.

Als erstes ist die bisherige stationäre Betrachtungsweise des Wärmeaustausches und der Erhitzungsvorgänge zu bemängeln. Vom schmelzenden Gemenge und läuternden Glas her sind die Vorgänge eindeutig instationär. Bei der Vorgabe von Temperaturen, wie z. B. der Oberofentemperatur, gilt es zu beachten, daß Temperaturen nie direkt wählbar, sondern immer nur indirekt beeinflussbare Größen sind. Es handelt sich hier eindeutig um abhängige Größen, was beim Aufbau von Gleichungen berücksichtigt werden muß. Die Flammenlage und der Ausbrand und damit die Wärmeübergangsverhältnisse sind zu berücksichtigen. Ein weiterer wichtiger Punkt, der jedem Praktiker geläufig, in allen bisherigen „Ofenformeln“ aber unberücksichtigt blieb, ist die Art des Einlegens und die Gemengelage im Ofen. Weiterhin gilt es, die notwendige Läutertemperatur und Läuterzeit zu berücksichtigen. Die Temperatur allein genügt nicht, um ein gutes, für die steigenden Anforderungen der Verarbeitungsmaschinen geeignetes Glas zu liefern. Die

Wirkungsweise des Unterofens oder der Wärmerückgewinn hat auf den Wärmeverbrauch einen nachhaltigen Einfluß. Er ist, gemessen am Oberofen, zwar nur von sekundärer Bedeutung, erfordert aber trotzdem Beachtung und Berücksichtigung.

3. Entwicklung eines mathematischen Modells eines Wannensofens

Die Entwicklung von mathematischen Modellen für verfahrenstechnische Vorgänge hat sich in den vergangenen Jahren sehr gut bewährt, und es ist an der Zeit, einen entsprechenden gut fundierten Versuch beim Wannensofen zu unternehmen. Dazu ist es notwendig, die grundlegenden physikalischen Vorgänge zu erkennen und mathematisch zu formulieren. Die Hauptschwierigkeit ist dabei, die für das Verfahren wesentlichen Vorgänge zu erfassen und nur die unwesentlichen zu vernachlässigen.

3.1. Erwärmung der Gemengesicht

Ein primärer, für die Arbeitsweise des Ofens außerordentlich wichtiger Vorgang ist ohne Zweifel die Erwärmung und das Einschmelzen der Gemengesicht oder des Gemengehaufens. Beschränkt man sich vorerst auf die Gemengesicht, was bei der mehr und mehr sich einführenden Dünnschichteinlage gerechtfertigt ist, dann läßt sich der Erwärmungsvorgang des Gemenges eindimensional betrachten, und es gilt die bekannte lineare partielle Differentialgleichung

$$\frac{\partial \vartheta}{\partial t} = \frac{\partial^2 (a \vartheta)}{\partial x^2}, \tag{I}$$

wobei a die Temperaturleitfähigkeit des Gemenges bedeutet. Als Randbedingung zum Flammenraum gilt

$$\lambda \left(\frac{\partial \vartheta}{\partial x} \right)_{x=0} = k (T_F^4 - T_{G,0}^4). \tag{II}$$

T_F bedeutet dabei die „Flammentemperatur“, $T_{G,0}$ die Oberflächentemperatur der Gemengesicht und k der globale Wärmeaustauschkoeffizient. Die Größe T_F bedarf einer näheren Erläuterung. Sie ist eine abhängige Größe und muß im weiteren Verlauf der Rechnung durch die Eingangsgrößen Brennstoffzufuhr, Ausbrand, Wärmewiderstand des Gewölbes und dergleichen ersetzt

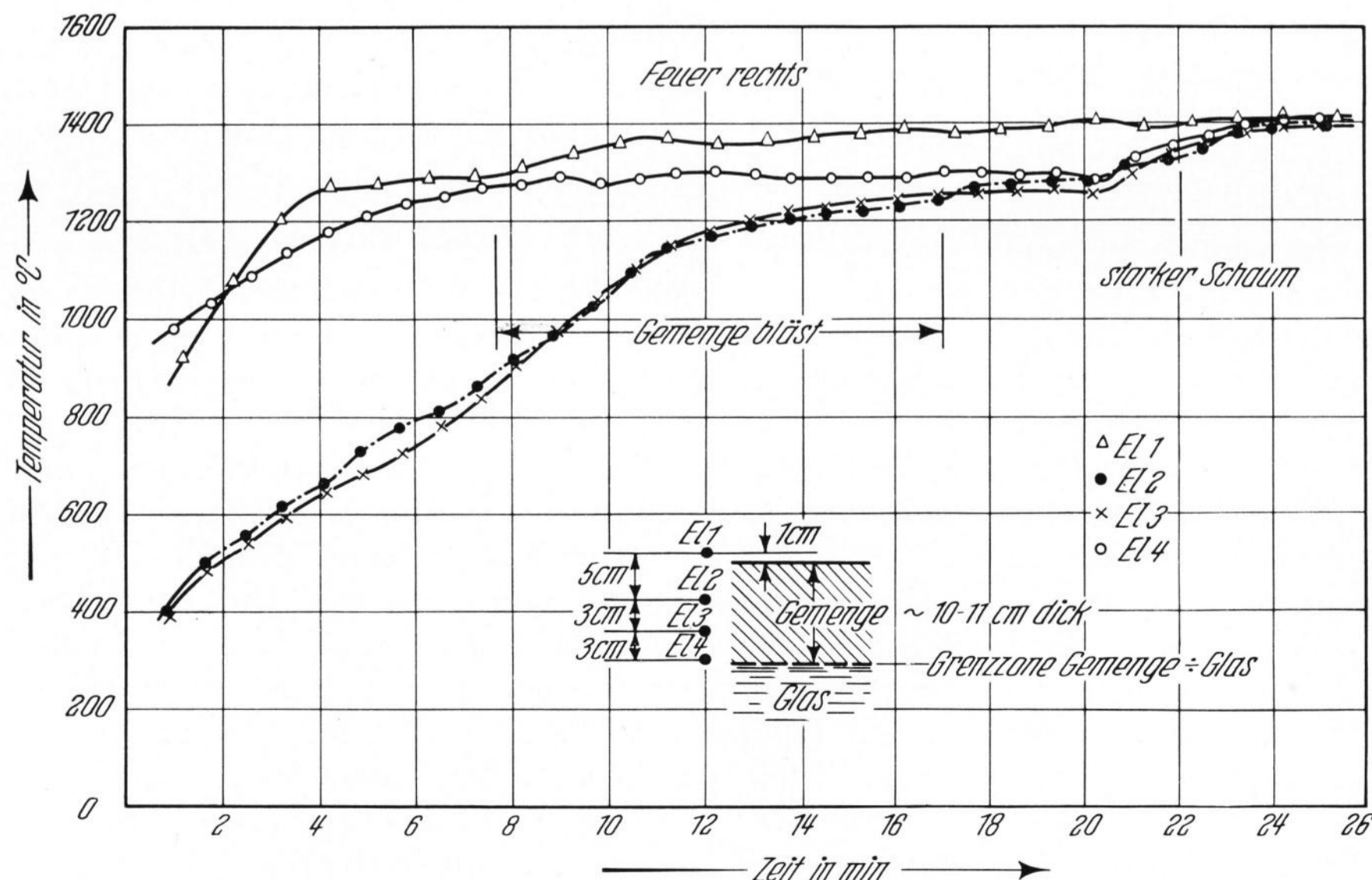


Bild 1. Temperaturanstieg im einschmelzenden Gemenge.

werden. Dies ist prinzipiell möglich. Für den linearen Fall ($k'(T_F - T_{G,0})$) ist die Lösung relativ leicht und liegt bereits vor, für $k(T_F^4 - T_{G,0}^4)$ jedoch bedeutend schwieriger. Für die dem Glasbad zugekehrte Seite der Gemengeschicht gilt in erster Näherung eine der Gleichung (II) entsprechende Beziehung.

Die Hauptschwierigkeit für eine weitere analytische Behandlung bietet die zu erwartende starke Temperaturabhängigkeit von a (Gleichung (I)). Beschränkt man sich auf den Erwärmungsvorgang des Gemenges unterhalb des Einschmelzbereichs, dann kann a als Konstante betrachtet werden, und es wird

$$\frac{\partial \vartheta}{\partial t} = a \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial x^2}. \quad (\text{Ia})$$

Eine Lösung mit der Randbedingung (II) ist möglich. Die sich ergebenden Reihen sind allerdings schwerfällig und als Baustein für die angestrebte Ofenformel wenig angenehm.

Eine fühlbare Vereinfachung ergibt sich, wenn man während des gesamten Erhitzungsvorgangs der Gemengeschicht die Oberflächentemperatur der Schicht als konstant annimmt. Der in der Praxis beobachtete steile Anstieg der Oberflächentemperatur des Gemenges beim Einlegen und der sicherlich gute Wärmekontakt Gemenge—Glasbad berechtigen zu der Annahme. Nimmt man die Oberflächentemperatur der Gemengeschicht als konstant an und bezeichnet sie mit ϑ_0 , dann ergibt sich für die Gemengeschichtdicke d und die Temperatur ϑ_G in der Mitte der Gemengeschicht der Zusammenhang

$$1 - \frac{\vartheta_G}{\vartheta_0} = \Phi \left(\frac{d}{4a\sqrt{t}} \right), \quad (\text{III})$$

wenn mit Φ das GAUSSsche Fehlerintegral bezeichnet wird.

Definiert man die Länge l der Gemengeschicht im Ofen mit $l = vt_s$ und die Schmelzleistung mit $G = vbd\gamma$, dann ergibt sich nach entsprechenden Umformungen die Beziehung

$$\Phi \left(\frac{1}{4a} \sqrt{\frac{Gd}{b\gamma l}} \right) = \text{const.} \quad (\text{IV})$$

und damit

$$\left(\frac{Gd}{bl} \right) = \text{const.} \quad (\text{V})$$

Unter den getroffenen Voraussetzungen bringt eine Verminderung der Schichtdicke d bei gleicher Breite und Länge der Gemengedecke eine Erhöhung der Erwärmungs- und damit wohl auch Abschmelzleistung.

So interessant die Gleichung (V) auch ist, bieten sich damit keine rechten Ansatzpunkte, das Gesamtgeschehen im Ofen zu erfassen, da über die Konstanz von a die Gültigkeit auf die reine Erwärmungsphase des Gemenges unter Ausschluß der Schmelzreaktionen beschränkt ist.

Temperaturmessungen im einschmelzenden Gemenge deuten darauf hin, daß die Oberflächentemperatur des Gemenges nach dem Eintritt in den Ofen rasch ansteigt, dann aber über längere Zeit sich nicht mehr sehr stark ändert. Nach einer gewissen Zeit ist dann ein zeitlich und räumlich gut erkennbarer zweiter, exponentiell verlaufender Temperaturanstieg zu beobachten (Bild 1). Man kann sich diese Beobachtung so vorstellen, daß mit dem Einsetzen der Schmelzreaktionen im Gemenge die Wärmeleitfähigkeit λ stark ansteigt. Da die Wärmeleitfähigkeit des Glases und damit auch der entstehenden Primärschmelzen ein Mehrfaches von dem des körnigen

Gemenges beträgt, bilden sich in einer einschmelzenden Gemengeschicht zwei stark voneinander abweichende Temperaturprofile aus. Nimmt man als Grenzfall für das Glas eine Wärmeleitfähigkeit $\lambda \rightarrow \infty$ an, dann müßte während des Einschmelzens die Oberflächentemperatur der „Gemengeschicht“ praktisch konstant bleiben. Der in Bild 1 wiedergegebene Temperaturverlauf deutet in diese Richtung. Ist das Gemenge dann bis in den Kern hinein durchgeschmolzen, steigt die Temperatur der ganzen Schicht rasch wieder an, wie dies in Bild 1 gut erkennbar ist. Die rein visuelle Beobachtung einschmelzenden Gemenges stützt diese Auffassung. Die einschmelzenden Gemengebereiche sind unabhängig von ihrem Ort und damit ihrer Aufenthaltsdauer im Ofen nahezu gleich dunkel, was in erster Näherung einer konstanten Temperatur gleichgesetzt werden kann. Das besonders bei Gemengehaufen zu beobachtende Abfließen von Primärschmelzen unterstützt diese Erscheinung. Die in Gleichung (IV) und (V) wiedergegebenen Zusammenhänge sind somit nur für die allererste Erwärmungsphase gültig, der weitere Verlauf kann damit nicht mehr beschrieben werden.

Folgt man den geschilderten Überlegungen, dann kann der Verlauf der Oberflächentemperatur im Gemengebereich einer Wanne nach der in Bild 2 mit g angegebenen Kurve gekennzeichnet werden.

3.2. Aufbau eines den gesamten Ofen umfassenden Gleichungssystems

Mit dem in Bild 2 eingetragenen Temperaturverlauf g läßt sich ein Ansatzpunkt für ein umfassendes Gleichungssystem für den Ofen finden. Da es aus verschiedenen Gründen nicht zweckmäßig ist, die gesamte Wannbreite mit Gemenge zu bedecken, sind zur Aufstellung des Gleichungssystems noch Annahmen über den Temperaturverlauf der freien, nicht mit Gemenge bedeckten Badoberfläche notwendig. Man kommt hier leider nicht ohne eine gewisse Willkür aus. Als Fixpunkt dient lediglich, daß, bedingt durch interne Misch- und Austauschvorgänge, diese für L_2 gleich $\vartheta_{G,2}$ ist. Zur Erleichterung der Rechnung werde die Temperatur für $L = 0$ ebenfalls gleich $\vartheta_{G,1}$ gesetzt und zwischen 0 und L_1 ein linearer Anstieg und zwischen L_1 und L_2 Temperaturkonstanz angenommen.

Diese Temperaturannahmen widersprechen den Angaben in Abschnitt 2., daß Temperaturen nicht willkürlich gewählt werden dürfen, nicht. Der Temperatur $\vartheta_{G,1}$ kommt der Charakter eines Haltepunktes beispielsweise der Oberflächentemperatur schmelzenden Eises gleich. $\vartheta_{G,2}$ ist ein technologisch bedingter Wert; er kennzeichnet die Temperatur, die zum Erreichen einer ausreichend homogenen Glasschmelze in Verbindung mit der Schmelzzeit t_s , über die noch gesprochen wird, notwendig ist. Der zeitliche und örtliche Verlauf der Temperatur zwischen den Grenzen $\vartheta_{G,1}$ und $\vartheta_{G,2}$ ergibt sich aus den Gesetzen des instationären Wärmeübergangs. Der Temperaturverlauf 0 ist weniger präzise definiert und ergibt sich in Anlehnung an g in Verbindung mit plausiblen Annahmen.

Was die Oberofen- bzw. Flammentemperatur anbelangt, so werden in erster Näherung ein linearer Ausbrand und bei über der Wannbreite konstanten Wärmeübergangsbedingungen eine daraus resultierende konstante Temperatur der Flammengase angenommen

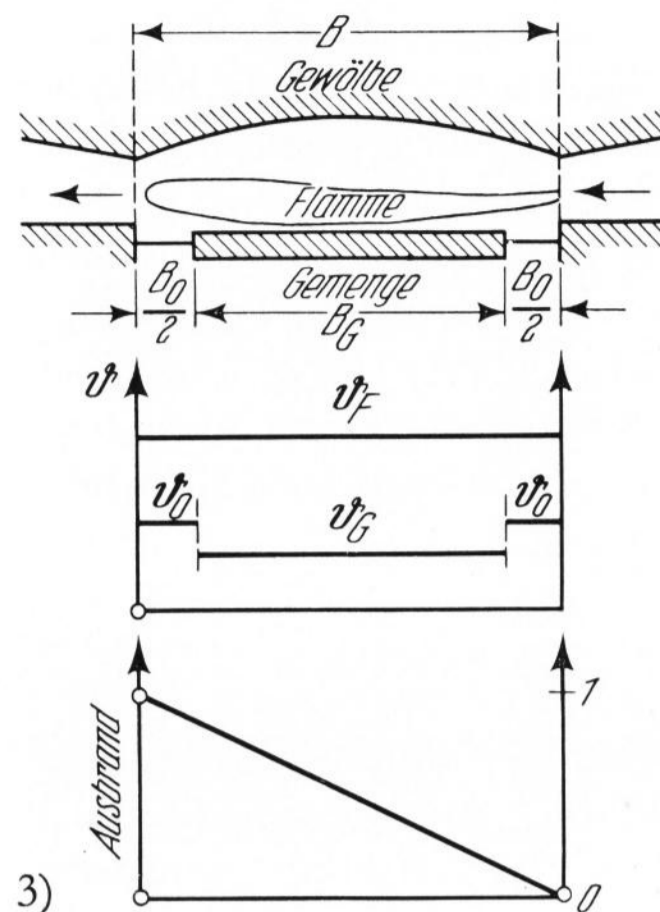
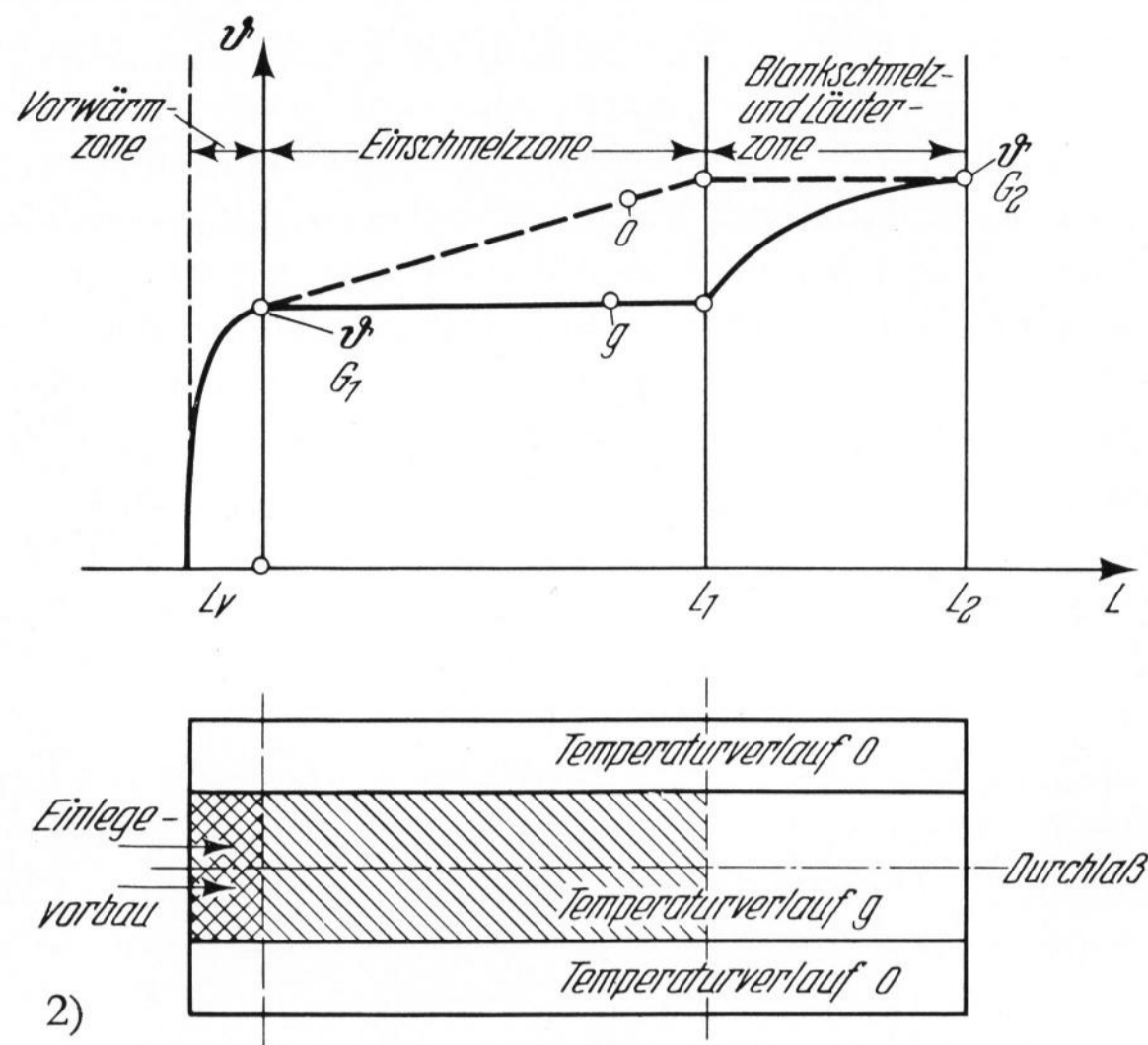


Bild 2. Angenommene Oberflächentemperaturverteilung über der Längsachse der Schmelzwanne.

Bild 3. Temperatur- und Ausbrandverlauf über der Wannbreite.

(Bild 3). Die Flamme soll die Bad- und Gemengeoberfläche völlig abdecken und einen direkten Wärmeaustausch zwischen Gewölbe und Glasbad verhindern. Diese und die folgenden Annahmen werden getroffen, um die Rechnung zu erleichtern. Sie sind nicht prinzipieller Natur und können jederzeit verfeinert werden. Das gilt auch für die Ausbrandkurve der Flamme.

Nimmt man für den Wärmeübergang Flamme – Gemenge einen auf die lineare Temperaturdifferenz bezogenen Austauschkoefizienten k an, dann kann man für einen 1 m breiten, über die Breite der Wanne reichenden Streifen im Einschmelzbereich folgende Wärmebilanz aufstellen:

$$\begin{aligned}
 \underbrace{q_B + q_L}_{\text{Zugeführt über Brennstoff und Verbrennungsluft in kcal/m} \cdot \text{h}} &= \underbrace{V_A \vartheta_F}_{\text{mit den Abgasen im Unterofen}} + \underbrace{(\vartheta_F - \vartheta_{G,1}) B_G k}_{\text{an das Gemenge}} \\
 &+ \underbrace{\left[\vartheta_F - \left(\frac{\vartheta_{G,2} + \vartheta_{G,1}}{2} \right) B_0 k \right]}_{\text{an freie Oberfläche zwischen den Gemengestreifen}} + \underbrace{a B}_{\text{Gewölbeverluste}} \\
 &+ \underbrace{2 b}_{\text{Verluste der Seitenwände}} + \underbrace{\frac{2 b' B}{L_1}}_{\text{Verluste der beiden Stirnwände}}. \quad (1)^1
 \end{aligned}$$

Für die im Einschmelzbereich ($0 - L_1$) insgesamt in der Zeiteinheit an das Gemenge abgegebene Wärme gilt

$$G \vartheta_{G,1} \varphi = (\vartheta_F - \vartheta_{G,1}) B_G k L_1 \text{ in kcal/h.} \quad (2)$$

Der Faktor φ berücksichtigt dabei, daß das Gemenge nur zum Teil von oben, zum Teil aber auch von unten abgeschmolzen wird. Da durch das einschmelzende Gemenge keine Wärme nach unten in das Glasbad abgegeben werden kann, soll im Bereich ($L_1 \rightarrow L_2$) mehr Wärme eingestrahlt werden, als zur Erwärmung des Glases von $\vartheta_{G,1}$ auf $\vartheta_{G,2}$ notwendig ist. Der Überschuss entspreche dem Anteil $(1 - \varphi)$ des Bereiches ($0 \rightarrow L_1$). Diese Annahme ist nicht so willkürlich, wie sie im ersten Moment erscheint. In der Wirklichkeit sind es die Glasströmungen, die vom Läuterbereich aus die Wärme unter die Gemengedecke tragen. Die durch die freien Flächen B_0 einstrahlende Wärme soll die Verlustwärme

¹⁾ Die Numerierung der Gleichungen wird analog zur Numerierung im Anhang (Abschnitt 7.) vorgenommen.

des Wannenbeckens decken. Diese Annahme ist einseitig, da aus diesem Bereich Wärme sicher auch direkt in das einschmelzende Gemenge fließt. Einer späteren feineren Aufteilung dieses Betrages steht jedoch grundsätzlich nichts im Wege.

Für den Blankschmelz- und Läuterbereich läßt sich ganz analog die Wärmebilanz (5) und die Wärmeaustauschgleichung (6) aufstellen. Hier muß allerdings die Veränderlichkeit von ϑ_G beachtet werden.

$$\begin{aligned}
 \underbrace{q_B + q_L}_{\text{Zugeführt über Brennstoff und Verbrennungsluft in kcal/m} \cdot \text{h}} &= \underbrace{V_A \vartheta_F}_{\text{mit den Abgasen in Unterofen}} + \underbrace{(\vartheta_F - \vartheta_G) B_G k}_{\text{an das Gemenge}} \\
 &+ \underbrace{(\vartheta_F - \vartheta_{G,2}) B_0 k}_{\text{an freie Oberfläche zwischen den Gemengestreifen}} + \underbrace{a B}_{\text{Gewölbeverluste}} + \underbrace{2 b}_{\text{Verluste der Seitenwände}} \quad (5)
 \end{aligned}$$

$$\xi G \frac{d\vartheta_G}{dL} = \underbrace{(\vartheta_F - \vartheta_G) B_G k}_{\text{im Läuterbereich an das Gemenge abgegebene Wärme in der Zeiteinheit in kcal/h}} \quad (6)$$

Aus den Gleichungen (1), (2), (5) und (6) läßt sich durch Eliminieren und Zusammenfassen die folgende Gleichung (11) gewinnen:

$$\begin{aligned}
 \frac{G}{Fk} &\left\{ \xi \left[\frac{q_B}{B} \cdot \frac{K_1 (1 - \eta_k)}{(1 - C)} + \frac{k}{(1 - C)} \right] \right. \\
 &\cdot \ln \left(\frac{\frac{q_B}{B} [1 - K_1 (1 - \eta_k) \vartheta_{G,1}] + kC (\vartheta_{G,2} - \vartheta_{G,1}) - a - \frac{2b}{B}}{\frac{q_B}{B} [1 - K_1 (1 - \eta_k) \vartheta_{G,2}] - a - \frac{2b}{B}} \right) \\
 &+ \left. \frac{\varphi}{(1 - C)} \vartheta_{G,1} \left[\frac{q_B}{B} K_1 (1 - \eta_k) + k \right] + \frac{2 b' F k}{L_2 G} \right\} \\
 &+ \frac{q_B}{B} [1 - K_1 \vartheta_{G,1} (1 - \eta_k)] - \frac{kC}{2} (\vartheta_{G,1} - \vartheta_{G,2}) - a - \frac{2b}{B} = 1. \quad (11)
 \end{aligned}$$

Einzelheiten des Rechnungsganges finden sich im Abschnitt 7. dieser Arbeit.

Bisher wurde noch nicht berücksichtigt, daß zum Erschmelzen eines guten Glases nicht nur eine bestimmte Temperatur $\vartheta_{G,2}$ notwendig ist, sondern auch eine bestimmte Schmelzzeit. Um diesen Einfluß zu berücksichtigen, werde die Bedingung eingeführt, daß die notwendige Zeit für die Erwärmung des eingeschmolzenen Gemenges von $\vartheta_{G,1}$ auf $\vartheta_{G,2}$ t_s beträgt, wobei für t_s eine beliebig wählbare Zeit, z. B. 1 h, eingesetzt werden kann. Aus dieser Bedingung resultieren die Beziehungen (14) und (15).

$$t_s = \frac{dB(1-C)(L_2-L_1)}{G'} \text{ in h,} \quad (14)$$

$$\frac{t_s}{d} = \frac{\xi(\gamma \cdot c)_{\text{Glas}}}{k} \cdot \frac{\frac{q_B}{B} \cdot K_1(1-\eta_k) + \frac{k}{(1-C)}}{\frac{q_B}{B} K_1(1-\eta_k) + kC} \cdot (1-C) \cdot \ln \left(\frac{\frac{q_B}{B} [1 - K_1(1-\eta_k)\vartheta_{G,1}] + kC(\vartheta_{G,2} - \vartheta_{G,1}) - a - \frac{2b}{B}}{\frac{q_B}{B} [1 - K_1(1-\eta_k)\vartheta_{G,2}] - a - \frac{2b}{B}} \right). \quad (15)$$

Da die notwendige Schmelzzeit t_s in erster Linie auch von $\vartheta_{G,2}$ abhängt, liegt es nahe, beide Größen funktionell miteinander zu verbinden und entsprechend in die Gleichungen einzuführen. Das ist prinzipiell möglich. Es soll hier aber davon abgesehen werden, da möglichst übersichtliche Gleichungen angestrebt werden und es schwer fällt, eine die Wirklichkeit richtig wiedergebende Gleichung zu finden. Hier wäre aber die Stelle, wo Gemengeart (Körnung) und Glasqualität (Gispengehalt) in die Gleichung eingeführt werden könnten.

Zur Berechnung der Gewölbeinnentemperatur $\vartheta_{s,i}$ müssen die Gleichungen dahingehend modifiziert werden, daß an Stelle der bisher eingeführten Gesamt-Oberofenverluste a jetzt der Wärmestrom q_s durch das Gewölbe und zusätzlich noch die Seitenwandverluste berücksichtigt werden, da die Oberofenverluste nur zum Teil auf das Gewölbe entfallen. Man erhält für die Gewölbeinnentemperatur im Bereich $0 \rightarrow L_1$ eines isolierten Gewölbes die Gleichung (24).

$$\vartheta_{s,i} = \vartheta_F \left(1 - \frac{1}{1 + \frac{\alpha_0 d_1}{\lambda_1} + \frac{\alpha_0 d_2}{\lambda_2} + \frac{\alpha_0}{\alpha_u}} \right), \quad (24)$$

wobei ϑ_F aus Gleichung (25) ermittelt wird:

$$\vartheta_F = \frac{\frac{q_B}{B} + k(1-C)\vartheta_{G,1} + \frac{1}{2}kC(\vartheta_{G,1} + \vartheta_{G,2}) - \frac{2b}{B}}{\frac{q_B}{B} K_1(1-\eta_k) + k + \frac{1}{\frac{1}{\alpha_0} + \frac{d_1}{\lambda_1} + \frac{d_2}{\lambda_2} + \frac{1}{\alpha_u}}}. \quad (25)$$

Im Läuterbereich $L_1 \rightarrow L_2$ wird sich rechnerisch die höchste Temperatur bei $L = L_2$ einstellen, wo die Temperatur im Bad definitionsgemäß einheitlich $\vartheta_{G,2}$ sein soll. Die Gewölbeinnentemperatur an der Stelle $L = L_2$ erhält man ebenfalls aus Gleichung (24), wobei für ϑ_F der Wert an der Stelle L_2 eingesetzt werden muß, der seinerseits aus dem modifizierten Gleichungssystem zu berechnen ist.

Bei dieser vereinfachten Rechnung geht man davon aus, daß ein unmittelbarer Wärmeaustausch Gewölbe—Glasbad durch eine dichte Flammendecke verhindert wird. Außerdem ist der räumlich diffuse Charakter des Strahlungswärmeaustausches unberücksichtigt geblieben. Es wird nur der Wärmeaustausch senkrecht zur Badfläche berücksichtigt. Die unter den vereinfachten Bedingungen errechnete Gewölbetemperatur stellt daher mehr eine Rechengröße als eine wirkliche Temperatur dar. Es muß weiteren Arbeiten vorbehalten bleiben, die Gleichungen so weit zu ergänzen, daß genauere Werte erhalten werden.

Für das Bereichslängenverhältnis L_1/L_2 ergibt sich in Abhängigkeit von Läuterzeit, Gemengebedeckung, spezifischer Schmelzleistung und Schichtdicke die Beziehung (17):

$$\frac{L_1}{L_2} = 1 - \frac{s}{(1-C)} \cdot \frac{t_s}{d} \cdot \frac{1}{24 \gamma_{\text{Glas}}}. \quad (17)$$

Mit überraschend wenig und gut begründbaren Annahmen ist es somit möglich, ein einfaches Gleichungssystem zu entwickeln, welches das Zusammenspiel der wichtigsten Größen eines Wannenofens aus wärmetechnischer Sicht heraus erlaubt und in erster Näherung das darstellt, was man als mathematisches Modell des Wannenofens bezeichnen kann.

4. Ergebnisse und Folgerungen

4.1. Allgemeine Diskussion

Überprüft man die erhaltenen Beziehungen (11) und (15) auf ihren Aufbau, dann fallen als erstes die Größen $\frac{G}{Fk}$ und $\frac{q_B}{B}$ ins Auge. Bei $\frac{G}{Fk}$ handelt es sich um eine dimensionslose Wärmeaustauschgröße, die für alle instationären Temperaturengleichvorgänge typisch ist. G hat dabei den Charakter eines „Wasserwertes“. Es besteht eine gewisse Verwandtschaft mit der spezifischen Schmelzleistung $\frac{G}{F}$, die eine der wichtigsten Kenngrößen für die Wannendimensionierung ist. Für die wärmetechnische Kennzeichnung ist $\frac{G}{Fk}$ auf Grund seines dimensionslosen Charakters und der Einbeziehung der Wärmeaustauschgröße k aber besser geeignet. Gewisse Schwierigkeiten bereitet hier ohne Zweifel die Bestimmung von k . Über die Gleichung (11) ist die Berechnung aber ohne weiteres möglich. Die zweite wichtige Größe ist $\frac{q_B}{B}$, also die spezifische Wärmeenergiebelastung der Anlage. Diese Größe ist sinnfällig und wird eigenartigerweise in der Praxis wenig verwendet. Indirekt wird sie durch Kombination der Größen spezifischer Wärmeverbrauch in kcal/kg Glas und spezifische Schmelzleistung in kg Glas/m² 24 h verwendet.

Überraschen mag, daß die Oberofentemperatur, eine Größe, die bekanntlich sehr komplex ist und schwer definiert werden kann, in den Endgleichungen nicht vorkommt. Die Temperaturen $\vartheta_{G,1}$ und $\vartheta_{G,2}$ sind keine Oberofentemperaturen, sie sind technologische Größen, wobei vor allem $\vartheta_{G,2}$ die Glasqualität und die notwendige Aufenthaltszeit t_s mit beeinflußt. Es ist möglich, über ϑ_F die „Flammgas“temperatur aus den Ausgangsgleichungen zu gewinnen, eine Größe, welche dem alten

Begriff „Oberofentemperatur“ nahe kommt. Um auf die Gewölbtemperatur zu kommen, die den Vorzug hat, klar definiert und auch meßbar zu sein, wurden die Ausgangsgleichungen durch Einführung des Gewölbewiderstandes modifiziert.

Wichtig für den Betrieb ist auch ohne Zweifel die Schichtdicke d des Glases bzw. des Gemenges, die Einschub- oder Vorschubgeschwindigkeit v und der Anteil der nicht gemengebedeckten Herdfläche C .

Von Bedeutung für den spezifischen Wärmeverbrauch sind ebenfalls der Gesamtwärmeverbrauch für das Einschmelzen des Gemenges und die Läuterung des Glases, die Oberofenverluste a (ohne Wärmeverluste des Wannenbeckens) und der Kammerwirkungsgrad η_k .

4.2. Ergebnisse an Hand ausgewählter Beispiele

Um die Leistungsfähigkeit der Gleichungen (11) und (15) beurteilen zu können, sollen im folgenden einige Beispiele gerechnet und grafisch dargestellt werden. Es sind dabei folgende der Praxis entsprechende Parameter gewählt worden:

$\vartheta_{G,1} = 1000 \text{ }^\circ\text{C}$, $\vartheta_{G,2} = 1500 \text{ }^\circ\text{C}$, $k = \frac{10^3}{6} \text{ kcal/m}^2 \text{ h grad}$,
 $K_1 = 0,43 \cdot 10^{-3} \text{ 1/grad}$, $\eta_k = 0,65$, $\varphi = 0,5$ bzw. $\xi = 2$,
 $t_s = 60 \text{ min}$ und $c_{m \text{ Glas}} = 0,4 \text{ kcal/kg grad}$
 (einschließlich Reaktionswärmen und Enthalpie der Gemengegase).

In den Gleichungen (11) und (15) tritt immer wieder das Glied $K_1(1 - \eta_k)$ auf, in keinem Fall erscheinen K_1

und η_k als allein stehende Größen. Es kommt also vor allem dem Produkt $K_1(1 - \eta_k)$ ausschlaggebende Bedeutung zu. Die für eine normale stöchiometrische Verbrennung ($K_1 = 0,43 \cdot 10^{-3}$) bei einem Kammerwirkungsgrad von $\eta_k = 0,65$ errechneten Ergebnisse gelten also gleichermaßen für eine Verbrennung mit auf 30% Sauerstoff angereicherter Verbrennungsluft ($K_1 = 0,302 \cdot 10^{-3}$) bei einem Kammerwirkungsgrad von $\eta_k = 0,5$, da für beide Fälle $K_1(1 - \eta_k)$ den gleichen Wert hat. Bei der Sauerstoffanreicherung der Verbrennungsluft ist hierbei nur die dadurch bedingte Verminderung der Abgasmenge bei gleicher Brennstoffenergiedichte berücksichtigt.

In der Literatur findet sich häufig der Zusammenhang Wärmezufuhr zu Schmelzleistung entsprechend den Angaben im Abschnitt 1.2. Wählt man hier die Größen $\frac{Q_B}{B}$ und $\frac{G}{F}$, was für diesen Zusammenhang nur eine Maßstabsänderung gegenüber der Beziehung $Q = A + BS$ bedeutet, dann erhält man aus Gleichung (11) und (15) unter Variation weiterer Parameter die Darstellungen in den Bildern 4 und 5. Es ergeben sich leicht nach oben gekrümmte Kurven, die sich unter analogen Bedingungen gut mit den empirisch gewonnenen decken. Während eine Änderung der Oberofenverluste a eine Parallelverschiebung hervorruft (gleich bleibender Einfluß von a bei wachsender spezifischer Schmelzleistung), wirkt sich die Veränderung des Gemengebedeckungsgrades C oder des Kammerwirkungsgrades η_k als eine Drehung aus (mit wachsender spezifischer Schmelzleistung größer werdender Einfluß von C und η_k).

Wie aus Bild 5 hervorgeht, macht sich eine Vergrößerung des Kammerwirkungsgrades im gleichen Sinn bemerkbar wie eine Erhöhung der prozentualen Gemengebedeckung. Die in Klammern gesetzten Zahlen beziehen sich auf eine O_2 -Anreicherung der Verbrennungsluft auf 30% ($K_1 = 0,302 \cdot 10^{-3}$).

Beliebt ist auch die Darstellung des Zusammenhangs zwischen spezifischer Brennstoffwärme (spezifischer Wärmeverbrauch) und spezifischer Schmelzleistung (Bild 6). Es ergibt sich hier der bekannte hyperbolische Zusammenhang. Einen Vergleich mit allerdings älteren empirisch gewonnenen entsprechenden Daten erlaubt Bild 7. Die empirischen Werte liegen allgemein etwas höher als die errechneten. Dies ist jedoch verständlich, wenn man

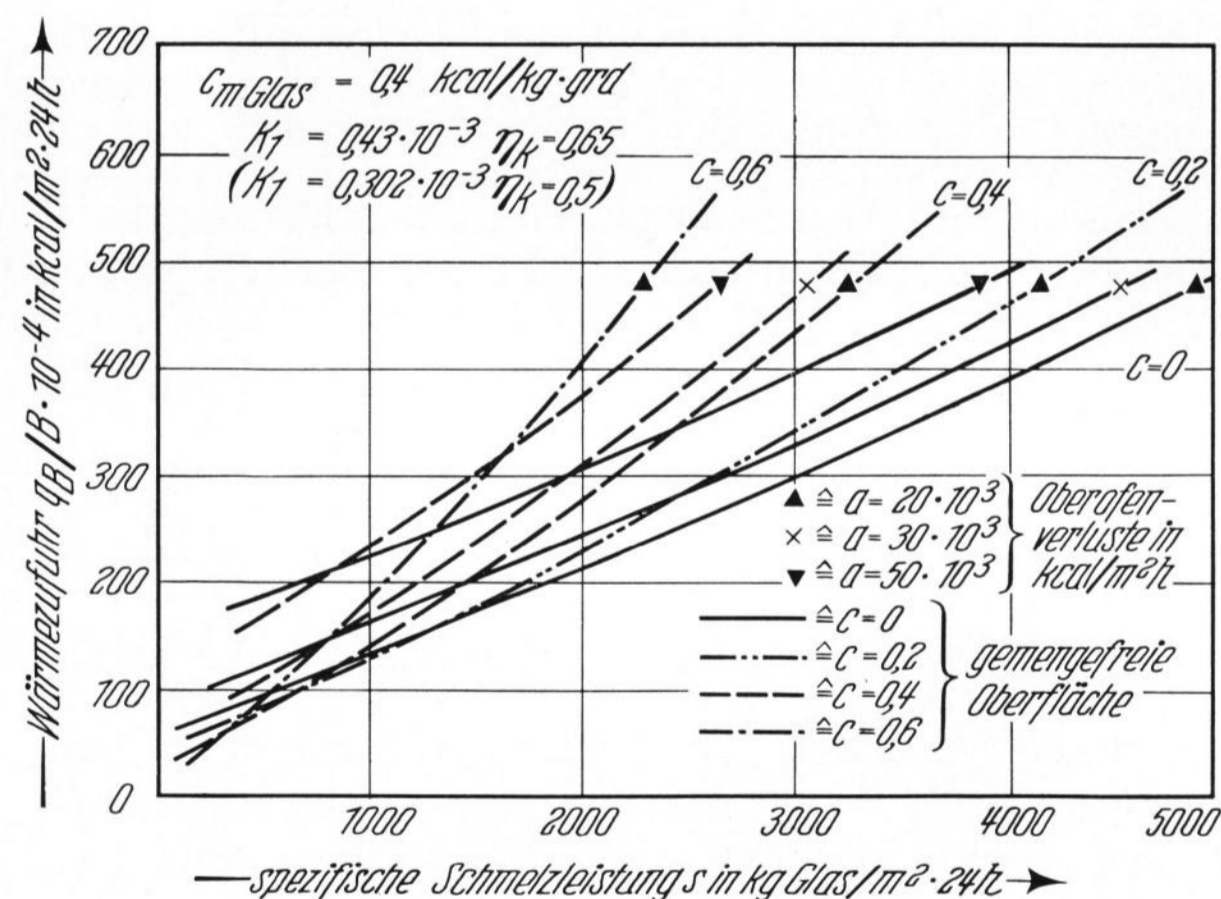


Bild 4. Brennstoffwärmezufuhr.

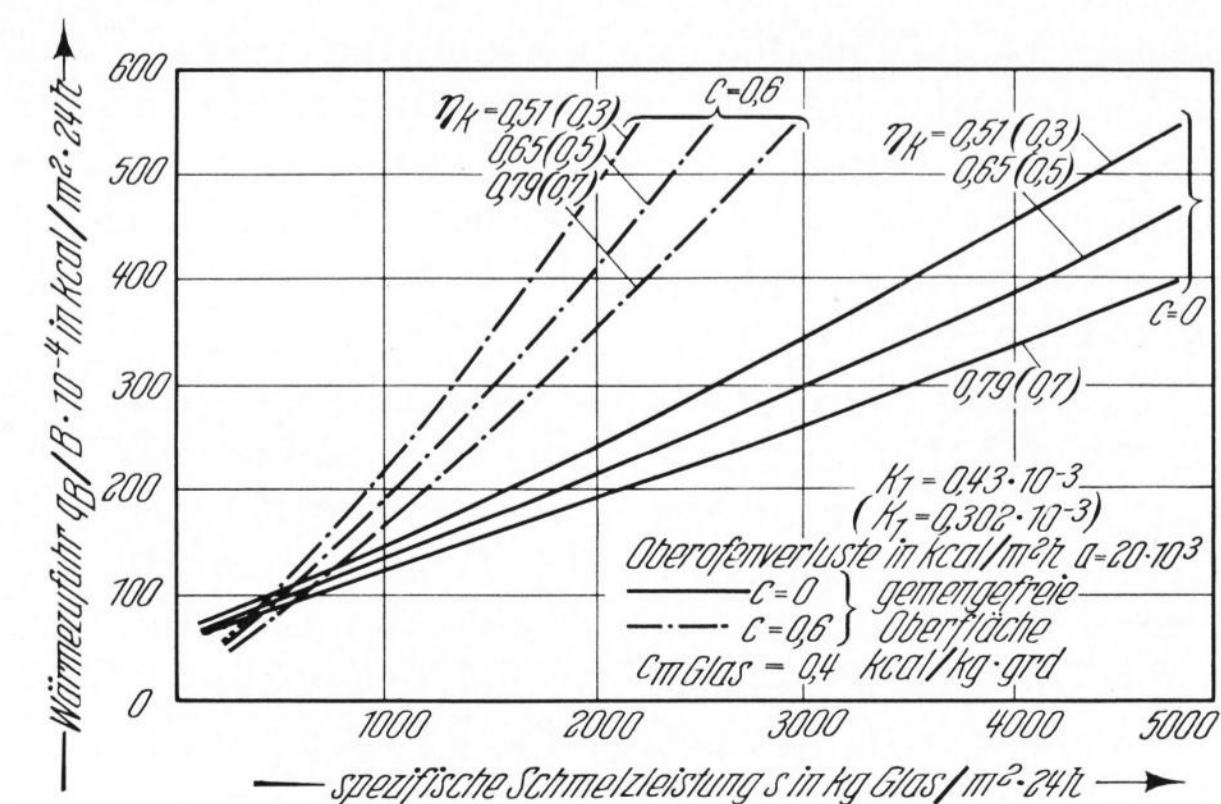


Bild 5. Brennstoffenergiedichte.

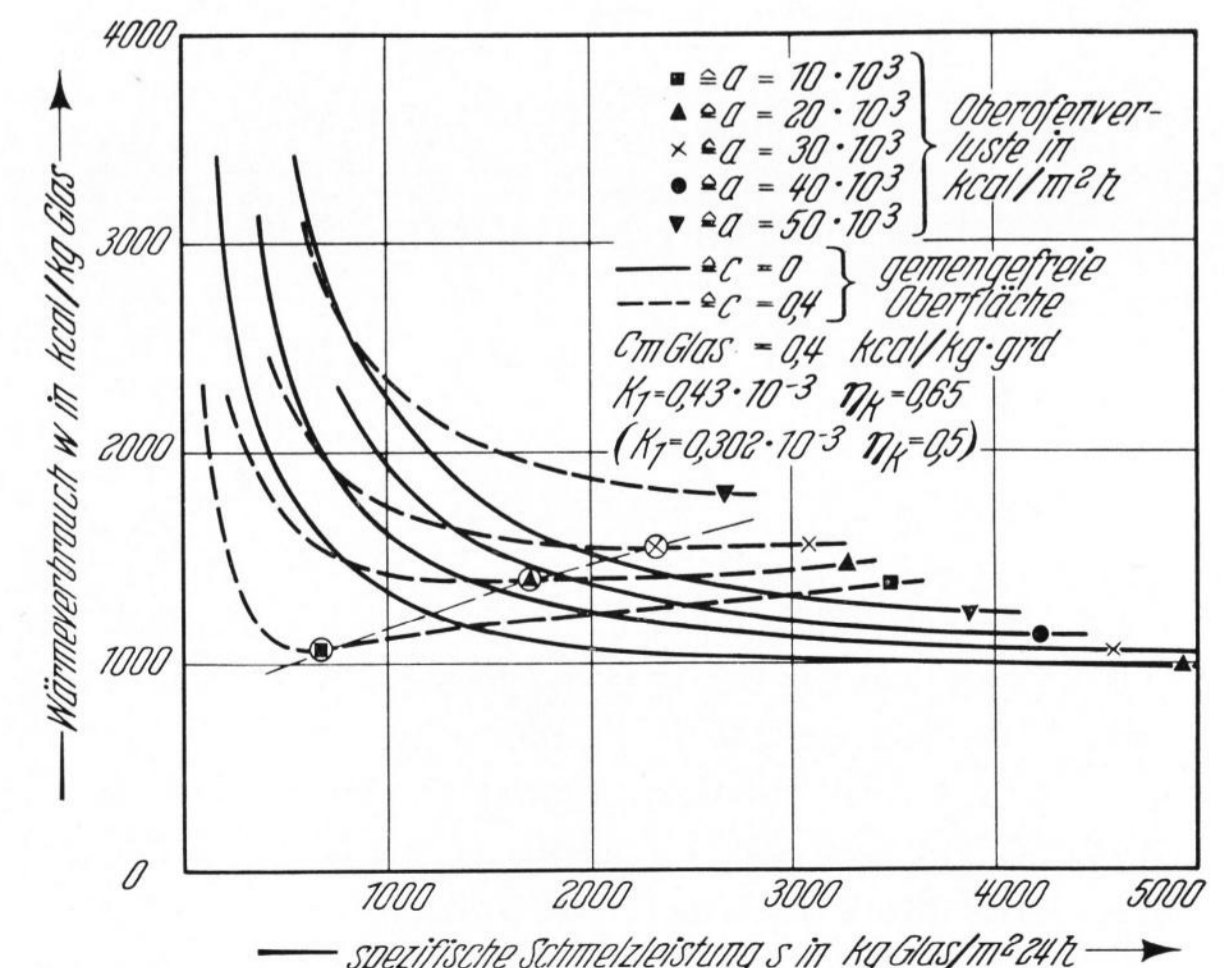


Bild 6. Spezifischer Wärmeverbrauch.

berücksichtigt, daß sich die Daten im Bild 7 auf die gesamte Anlage einschließlich Arbeitswanne und Vorwärmzone beziehen, während die Rechnung nur die sogenannte Schmelzwanne unter Ausschluß der allerdings kleinen Vorwärmzone berücksichtigt. Interessant und bisher noch nicht theoretisch fundiert nachgewiesen ist die Ausbildung eines Minimums für den spezifischen Wärmeverbrauch. Dieses Minimum prägt sich vor allem bei niedrig belasteten, gut isolierten und mit geringer Gemengebedeckung arbeitenden Anlagen aus.

Eine physikalische Erklärung dieser Erscheinung läßt sich jedoch unter Berücksichtigung der Verminderung des spezifischen Wärmeverbrauches mit zunehmender spezifischer Schmelzleistung und der lokalen Schmelzleistungssteigerung im Gemengebereich der mäßig bedeckten Anlage gegenüber der einer ideal bedeckten Anlage finden und wird weiter hinten dargelegt.

Der Einfluß der Badbedeckung mit Gemenge auf den spezifischen Wärmeverbrauch der Anlage geht besonders deutlich aus Bild 8 hervor. Bedenkt man, daß eine schon gute Haufeneinlage bei $C = 0,6$ (40% der Schmelzfläche ist mit Gemenge bedeckt) liegt und eine ausgefeilte Dünnschichteinlage auf $C = 0,2$ kommt, dann erkennt man besonders bei höherer spezifischer Schmelzleistung den günstigen Einfluß einer guten Gemengebedeckung auf den spezifischen Brennstoffverbrauch. Überraschend ist, daß bei spezifischen Schmelzleistungen unter $1 \text{ t Glas/m}^2 \text{ 24 h}$ die weniger gut bedeckten Anlagen besser abschneiden als die ideal bedeckte.

Wie wichtig gerade bei mit schlechter Gemengebedeckung ($C = 0,6$) arbeitenden Wannen ein guter Kammerwirkungsgrad ist, läßt sich aus Bild 9 abschätzen. Während bei idealer Bedeckung und einer spezifischen Schmelzleistung von z. B. $2 \text{ t Glas/m}^2 \text{ 24 h}$ eine Verbesserung des Kammerwirkungsgrades von 0,51 auf 0,79 eine Verringerung des spezifischen Wärmeverbrauches um 260 kcal/kg Glas bringt, beträgt bei $C = 0,6$ die Verminderung 600 kcal/kg Glas . Gute Wärmeverbrauchswerte lassen sich bei größer werdender spezifischer Schmelzleistung überhaupt nur bei guter Gemengebedeckung erreichen.

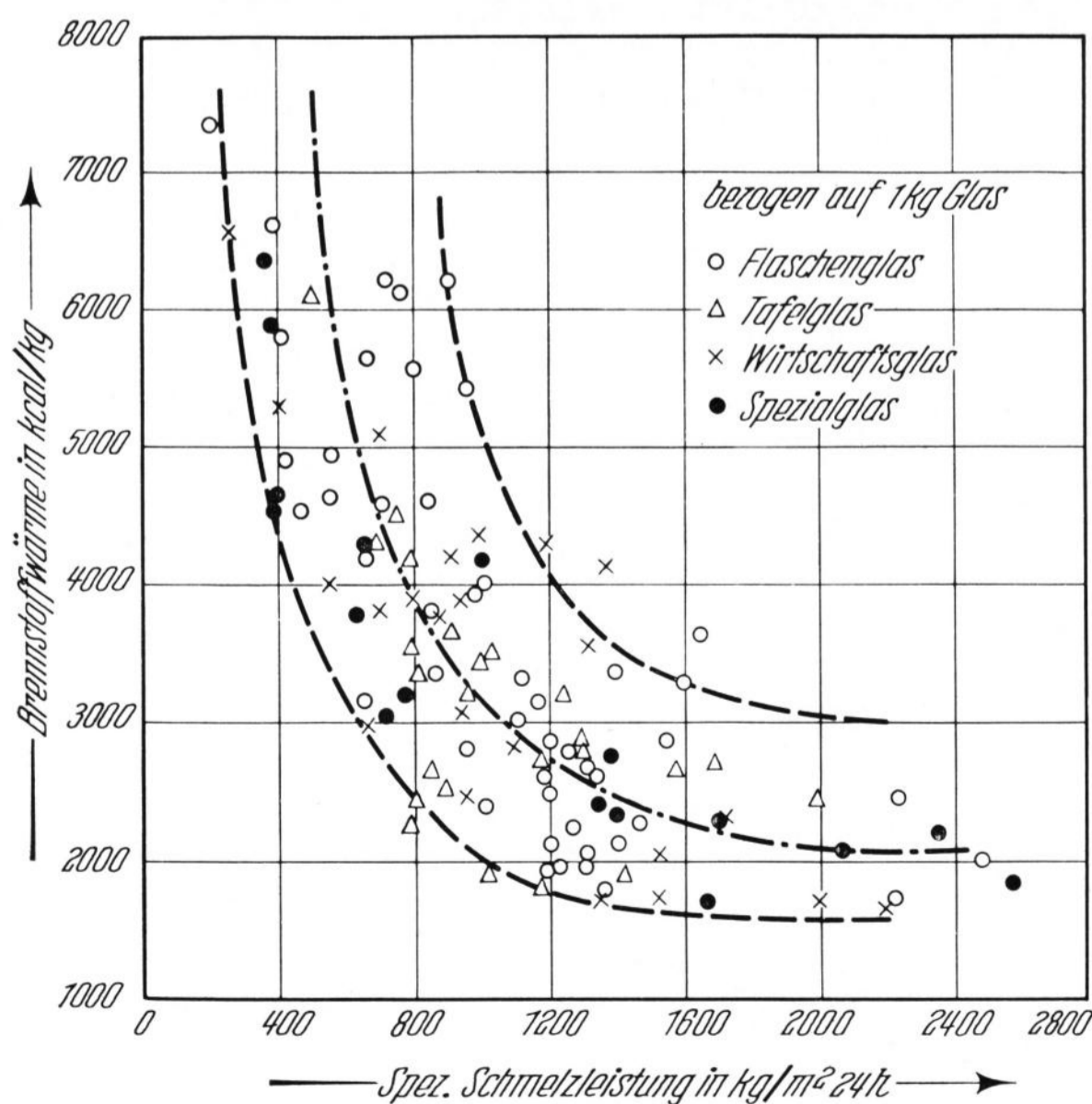


Bild 7. Spezifischer Wärmeverbrauch.

Der Einfluß der Art des erschmolzenen Glases auf den spezifischen Wärmeverbrauch und die spezifische Schmelzleistung läßt sich über die unterschiedlichen spezifischen Wärmen c_m der entsprechenden Gläser erfassen und ist in Bild 10 dargestellt. c_m charakterisiert den Gesamtwärmeverbrauch (einschließlich Reaktionswärmen und Enthalpie der Gemengegase) während des Einschmelzens des Gemenges und der anschließenden Läuterung und Erhitzung des Glases auf 1500°C . $c_m = 0,45 \text{ kcal/kg grad}$ entspricht einem Tafelglas, der Wert 0,40 einem normalen Wirtschaftsglas, bei Geräteglas und Bleikristallglas ist für c_m der Wert 0,35 einzusetzen. Erst bei größeren spezifischen Schmelzleistungen fallen die unterschiedlichen Werte c_m stark ins Gewicht. Durch sein großes spezifisches Gewicht schneidet Bleikristallglas im spezifischen Wärmeverbrauch (auf 1 kg Glas bezogen) besonders gut ab, was eine nicht ganz objektive Beurteilung in sich schließt, da bei kaufmännischen Überlegungen meist nicht das Gewicht, sondern das Volumen des Glases eine Rolle spielt.

Von Interesse ist auch die unter den gegebenen Umständen sich ergebende Teppichdicke (Bilder 11 und 12). Mit steigender Wärmezufuhr nimmt die Schichtdicke d in schwach gekrümmten Kurven fast linear zu. Unter

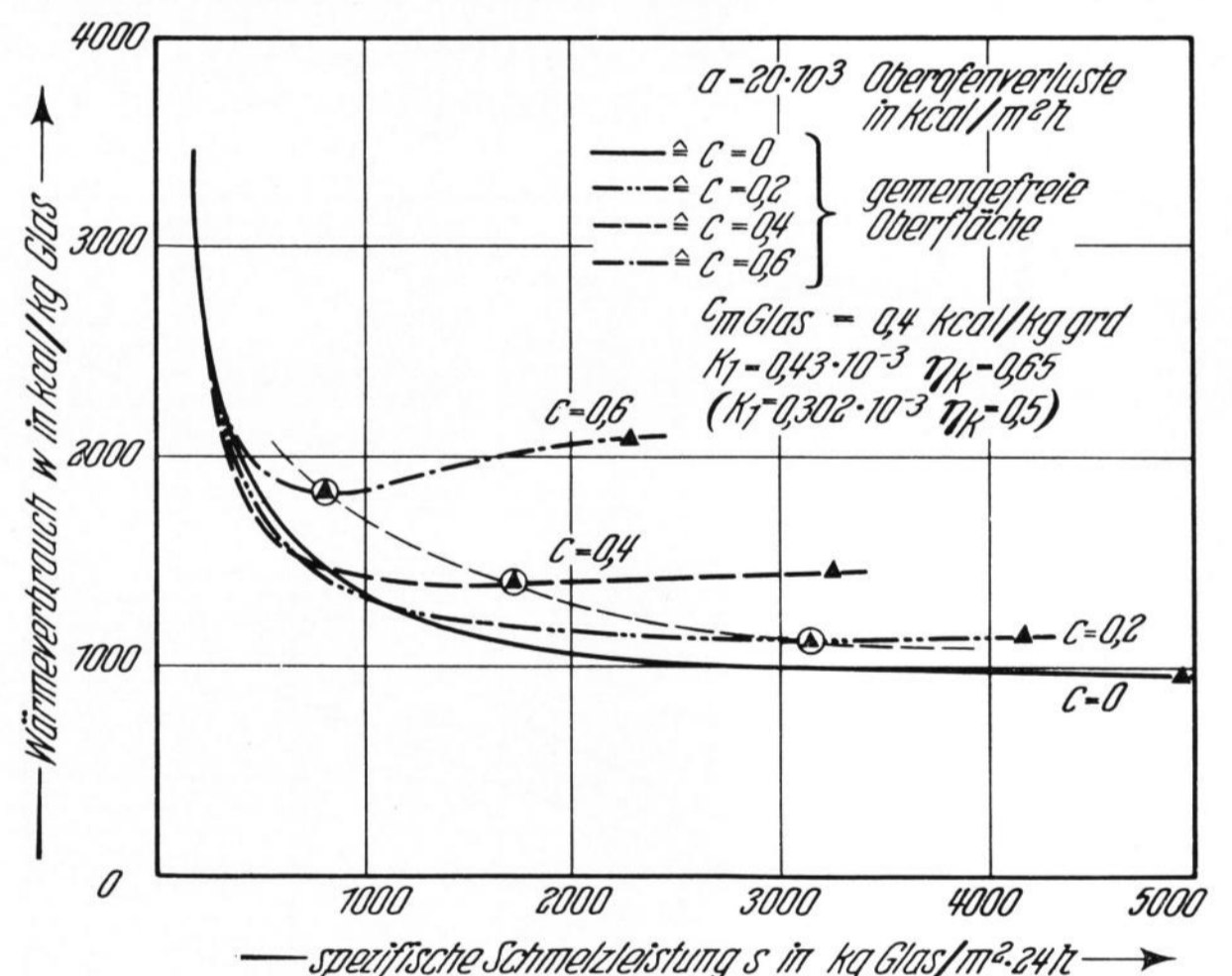


Bild 8. Spezifischer Wärmeverbrauch (konstante Oberofenverluste).

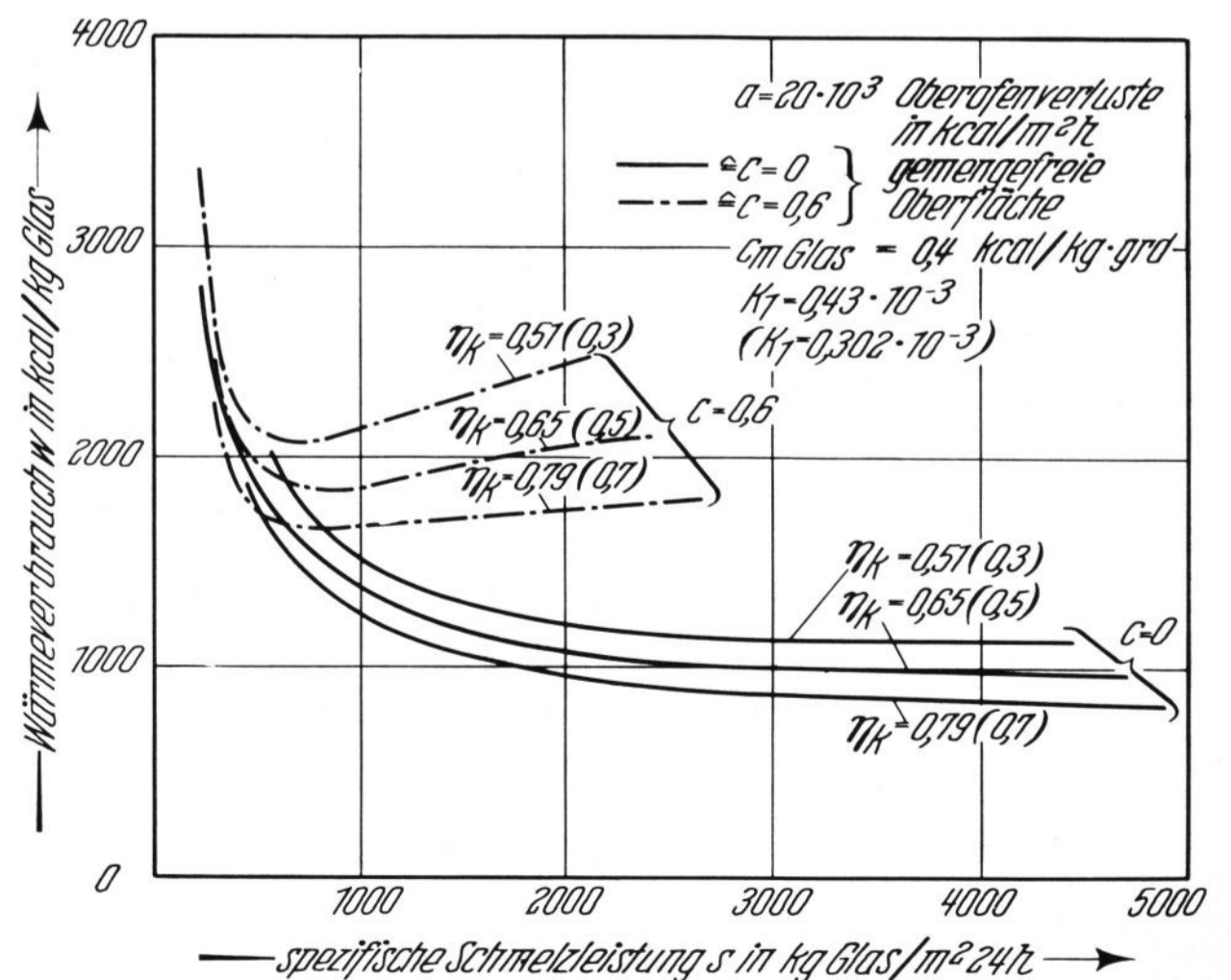


Bild 9. Spezifischer Wärmeverbrauch (Einfluß des Kammerwirkungsgrades η_K).

Schichtdicke ist hier die Dicke der Glasschicht zu verstehen, die wirkliche Gemengeschiedtke ist unter Berücksichtigung der Änderung des spezifischen Gewichtes und des Schmelzverlustes größer. Man muß sich im klaren sein, daß die errechnete, in Bild 11 eingetragene Schichtdicke nur im Bereich des Einlegens direkt beeinflußt werden kann, im Schmelz- und Läuterbereich sind es vor allem die Temperaturverteilung im Glasbad und die sich ausbildenden Glasströmungen, die auf d Einfluß nehmen. Dünne, und damit rasch strömende Oberflächenschichten (eisengrüne Gläser!) erlauben, wie aus Bild 12 klar hervorgeht, keine hohe Schmelzleistung und damit Wärmezufuhr, da dann die Zeitbedingung (Aufenthaltszeit t_s) nicht mehr eingehalten werden kann, was sich in einer schlechten Glasqualität (Blasen und Gispfen) äußert.

Im Hinblick auf die spezifische Schmelzleistung hat die Gemengebedeckung einen deutlichen Einfluß auf die Schichtdicke d (Bild 12), während der Kammerwirkungsgrad diese nur in geringem Maße beeinflußt. Die Steigung der Geraden in Bild 12 ist unabhängig von der Größe der Oberofenverluste a und der mittleren spezifischen Wärme c_m . Die in Bild 12 eingetragenen Teppichdicken für $\eta_k = 0,79$ und $\eta_k = 0,51$ gelten für eine Brennstoffenergiedichte von $150 \cdot 10^3$ kcal/m²h.

Für den Praktiker bedeutungsvoll ist auch die notwendige Gemenge- bzw. Glasvorschubgeschwindigkeit v. Für verschiedene Gemengebedeckungen und eine

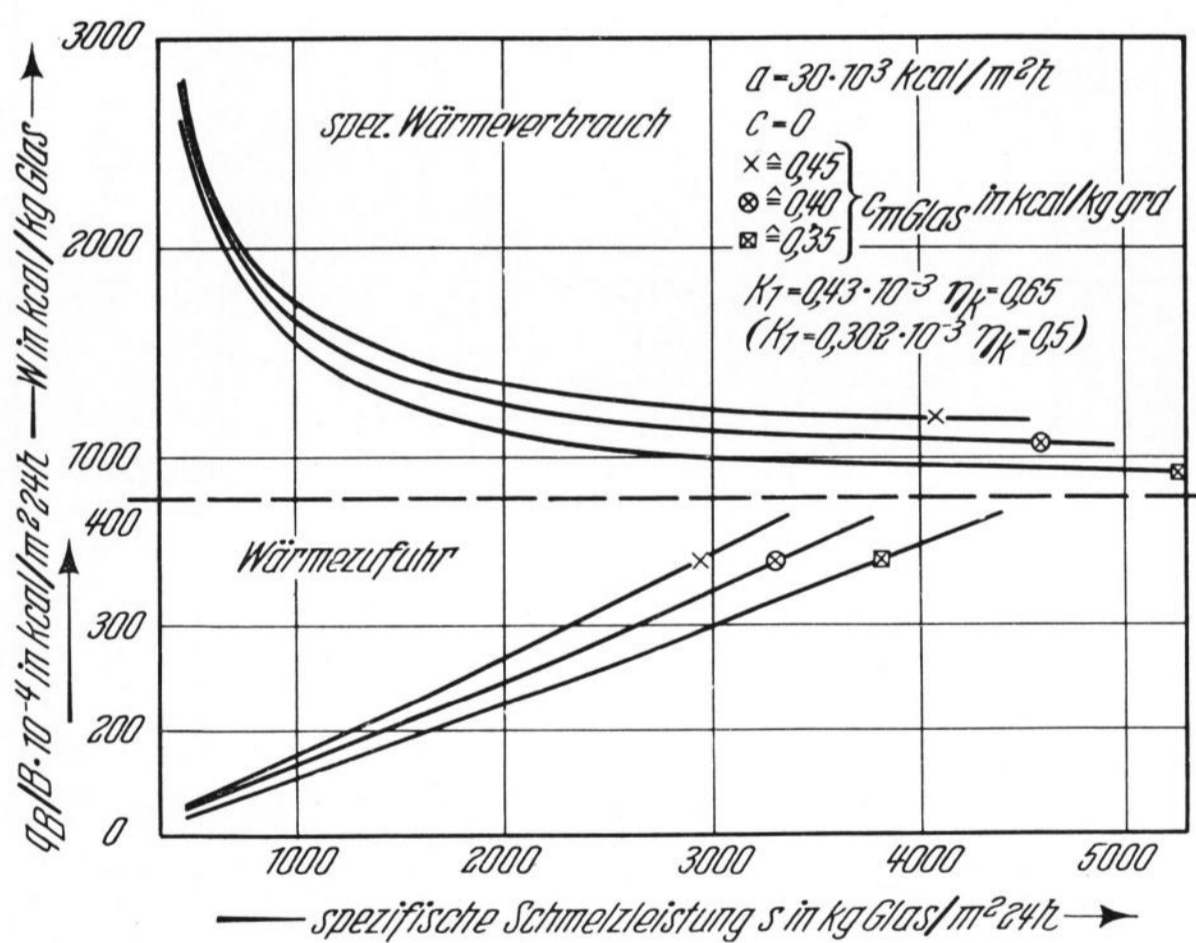


Bild 10. Spezifischer Wärmeverbrauch und Wärmezufuhr.

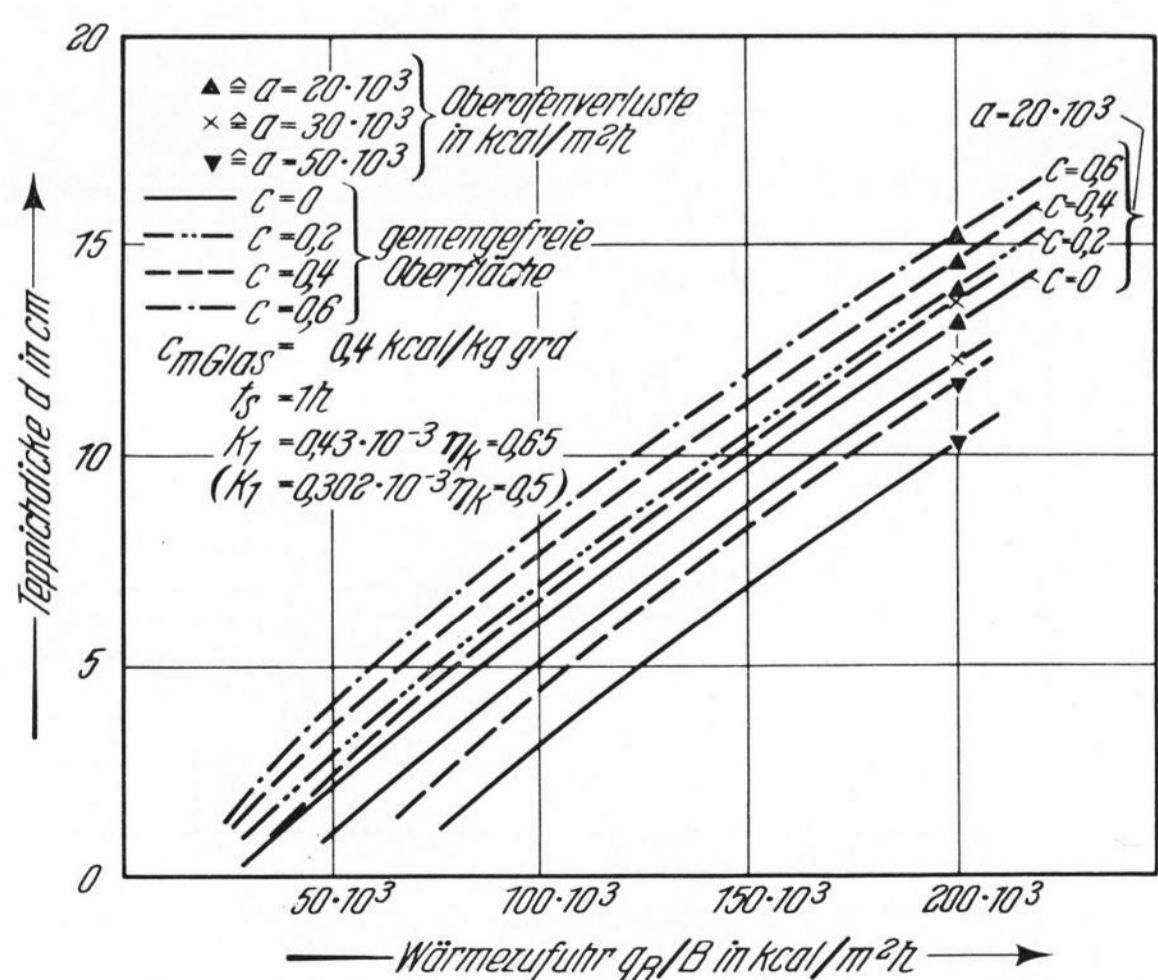


Bild 11. Teppichdicke.

Wannenlänge von $L_2 = 10$ m ist sie aus Bild 13 zu entnehmen. Bemerkenswert ist der Anstieg bei geringer Belastung und die nur geringe Abhängigkeit von der Badbedeckung. Die Geschwindigkeit ist proportional der Wannenlänge L_2 , so daß man aus Bild 13 leicht auch für andere Wannenlängen das für die Erwärmungs- und Zeitbedingungen notwendige v ermitteln kann. Nach den Bildern 11, 12 und 13 bedingt eine Zunahme der Schmelzleistung bei konstanter Badbedeckung somit eine Konstanz der Einschubgeschwindigkeit, jedoch eine Zunahme der Schichtdicke des Gemenge- teppichs. In Bild 12 sind die Linien konstanter Brennstoffenergiedichte $\frac{q_B}{B}$ mit eingetragen. Eine Zunahme der Schmelz-

leistung s bei konstantem $\frac{q_B}{B}$ bedeutet eine Verringerung des spezifischen Brennstoffverbrauchs. Auch hier kommt die Dominanz der Badbedeckung durch das Gemenge deutlich zum Ausdruck. Bemerkenswert ist die starke Krümmung im Bereich niedriger Schmelzleistung. Der Berührungspunkt einer vertikalen Tangente an die Kurven der Brennstoffenergiedichte kennzeichnet den Optimalwert. Er liegt bei niedriger Schmelzleistung nicht bei idealer, sondern bei geringerer Bedeckung. Bei geringer Wärmebelastung der Wanne läßt sich eine bestimmte spezifische Schmelzleistung mit jeweils zwei verschiedenen Bedeckungsgraden erreichen, die ihrerseits zwei ganz bestimmten Wertepaaren Schichtdicke—Vorschubgeschwindigkeit zugeordnet sind.

Die Wärmeverluste des Oberofens wirken sich nur im Bereich geringer Schmelzleistung auf die Vorschubgeschwindigkeit v aus. Verringerte Verluste sind mit einer geringeren Einschubgeschwindigkeit verbunden.

Erhöht man die Temperatur $\vartheta_{G,1}$ von 1000 auf 1200 °C, so verringert sich die notwendige Gemengeeinschubgeschwindigkeit unter gleichzeitigem Anwachsen der Schichtdicke d. Die spezifische Schmelzleistung bleibt dabei nahezu gleich.

Die sich einstellende mittlere „Flammengas“temperatur ist in Abhängigkeit von der Brennstoffenergiedichte $\frac{q_B}{B}$ und dem Bedeckungsgrad C für einige Werte in Bild 14 aufgetragen.

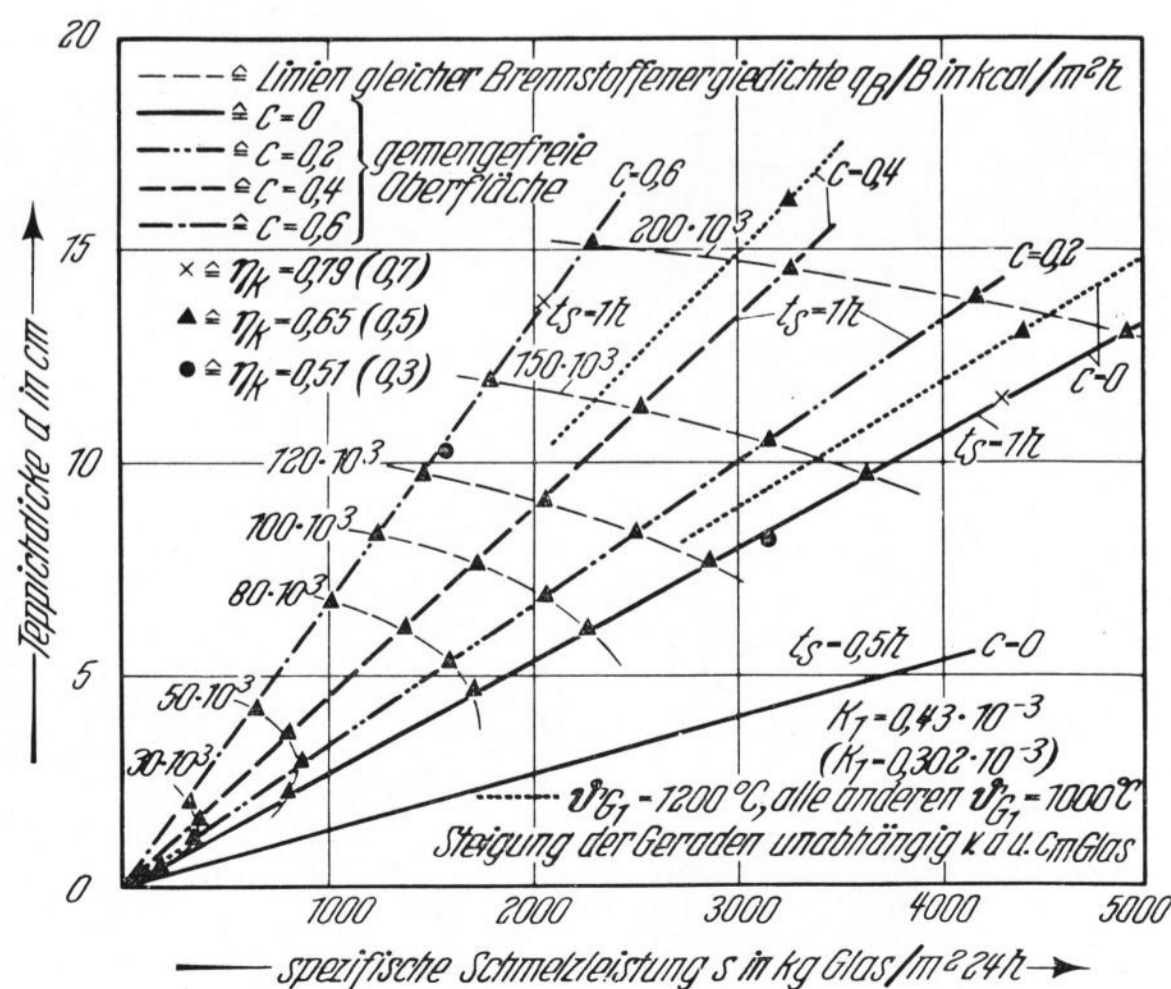


Bild 12. Teppichdicke.

Im Einschmelzbereich ($0 \rightarrow L_1$) stellt sich mit schlechter werdender Gemengebedeckung eine höhere mittlere „Flammengas“temperatur ein, während für $L = L_2$ die Temperatur von der Badbedeckung unabhängig ist, da sich dort definitionsgemäß nach Bild 2 die Temperaturen zwischen Gemenge und gemengefreier Oberfläche ausgeglichen haben. Die Gewölbeinnentemperaturen unterscheiden sich wegen des großen Wärmeaustauschkoeffizienten α_0 zwischen Flamme und Gewölbe nur um den Faktor 0,98 von der errechneten „Flammentemperatur“ ϑ_F . Beim Anheben der Temperatur $\vartheta_{G,1}$ von 1000 auf 1200 °C würde sich auch die Temperatur ϑ_F im Bereich $0 \rightarrow 1$ anheben, so daß die Temperaturen, über die Wannensachsung gesehen, etwas ausgeglichener wären als im Fall $\vartheta_{G,1} = 1000$ °C.

An dieser Stelle soll eine Erklärung dafür gegeben werden, warum im Bereich kleiner spezifischer Schmelzleistungen der spezifische Wärmeverbrauch bei weniger guter Gemengebedeckung kleiner ist als bei idealer Bedeckung.

Aus den in Bild 8 gezeigten Zusammenhängen zwischen spez. Schmelzleistung, spez. Wärmeverbrauch und Badbedeckung geht unter anderem hervor, daß bei geringer spez. Schmelzleistung in einem breiten Bereich Wannen mit mäßiger Badbedeckung wärmetechnisch günstiger abschneiden als die ideal bedeckte Wanne. Dieses Ergebnis überrascht. Die Ursache für dieses Verhalten hängt eng mit der Verminderung des spez. Wärmeverbrauches mit zunehmender spez. Schmelzleistung zusammen. Vergleicht man in diesem Bereich eine ideal bedeckte Anlage ($C = 0$) mit einer mäßig bedeckten (z. B. $C = 0,4$) gleicher spez. Schmelzleistung (z. B. $s = 600$ kg Glas/m² 24 h), dann ist die auf die bedeckte Fläche bezogene spez. Schmelzleistung der mäßig bedeckten Anlage um den Faktor $1/(1 - C)$ größer als bei der ideal bedeckten Anlage. Ist der wärmetechnische Gewinn durch diese lokale Steigerung der Schmelzleistung größer als der Wärmeverlust der freien Flächen, dann ergibt sich insgesamt trotz schlechterer Bedeckung gegenüber der ideal bedeckten Anlage eine Verminderung des spez. Wärmeverbrauches. Dies ist unter den gegebenen Voraussetzungen bei einer auf die Gesamtfläche bezogenen spez. Schmelzleistung unter 1000 kg Glas/m² 24 h bis hin zu sehr kleinen spez. Schmelzleistungen der Fall. Außerhalb dieses Bereiches überwiegen die wärmetechnischen Nachteile der freien Flächen die Vorteile einer lokalen Schmelzleistungssteigerung.

Es gäbe noch einige Größen, wie Abgaszusammensetzung, feuerungstechnischer Wirkungsgrad und dgl., die man über die Gleichungen (11) und (15) beleuchten könnte. Es zeigt sich hier der Vorteil eines umfassend aufgebauten Rechenmodells. Das hiermit vorgestellte Modell ist noch nicht endgültig. Es ist noch zu erweitern und zu verfeinern. Flammenlage, Flammenlänge, Ausbrand und Rückströmung im Feuerraum des Oberofens, der Wärmeaustausch zwischen Gewölbe und Bad durch die absorbierende Flamme hindurch und eine Unterteilung des Brennstoffwärmeangebotes über die Längsachse der Wanne seien als mögliche Verfeinerungen genannt. Der Wärmetransport im Glas vom Läuterteil in den Schmelzteil der Wanne, der das Abschmelzen des Gemengeteppichs von seiner Unterseite her beeinflusst, wurde bisher global durch den Faktor φ berücksichtigt. Es bedarf noch eingehender meßtechnischer Unter-

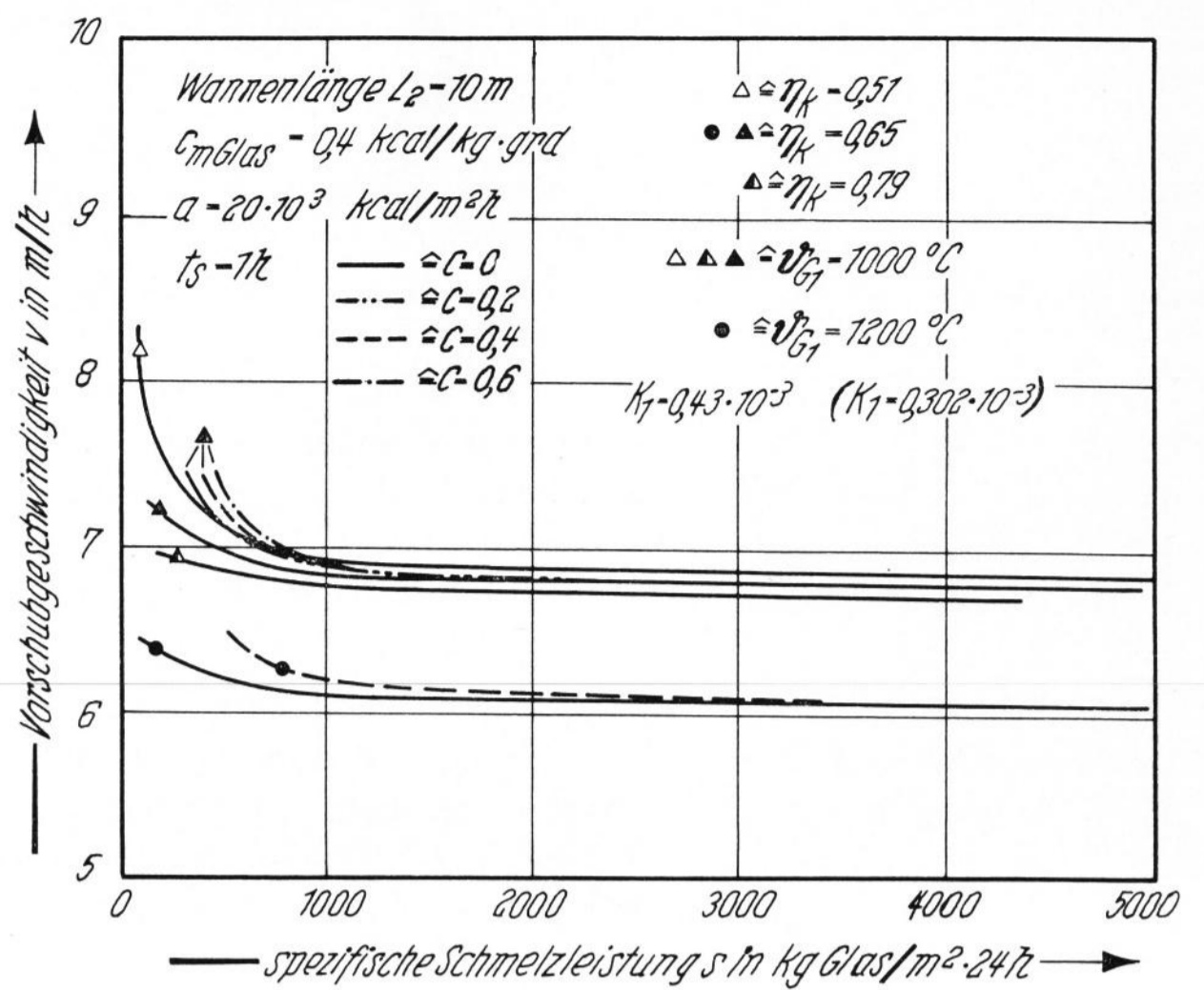


Bild 13. Gemenge-Vorschubgeschwindigkeit.

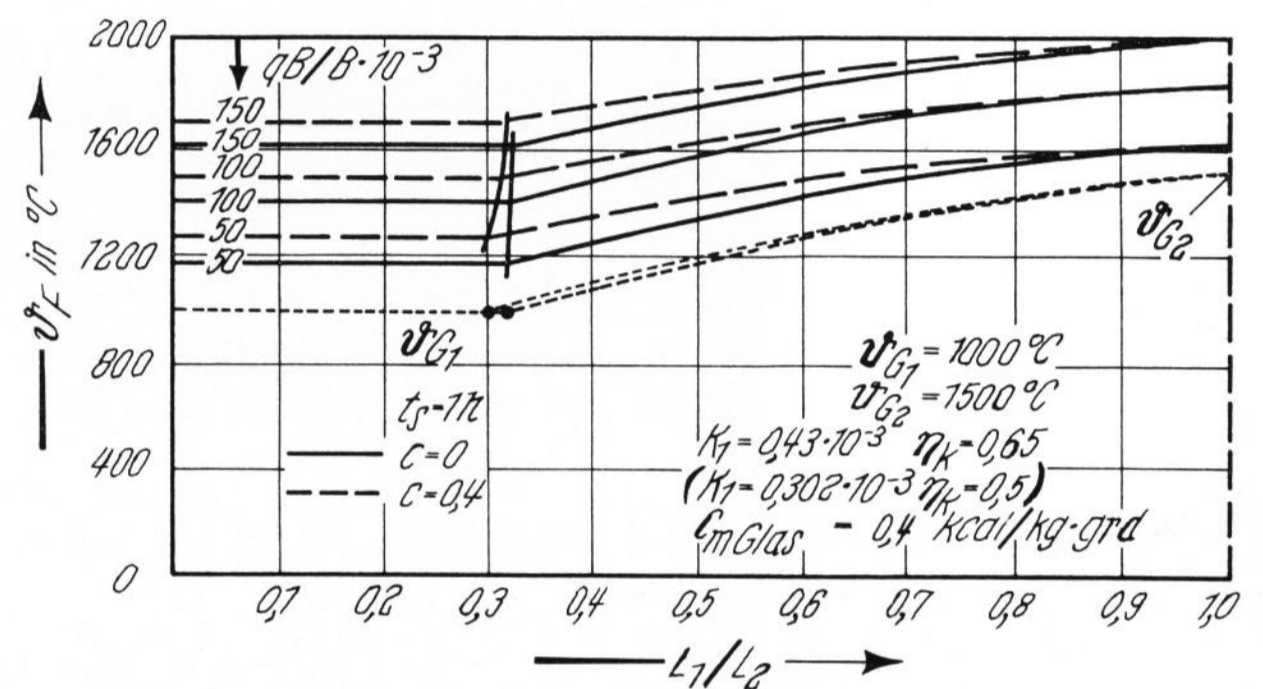


Bild 14. Mittlere „Flammengas“temperatur.

suchungen über die sich ausbildenden Glas- und damit Wärmeströmungen im Glasbad in Abhängigkeit von Schmelzleistung und Brennstoffenergieangebot, um diese Zusammenhänge exakter in den Gleichungen berücksichtigen zu können.

Die Einführung des genauen Temperaturverlaufs in der Gemengesicht während des Einschmelzens — besonders auch im Anlaufbereich — und damit auch die Berücksichtigung der Temperaturabhängigkeit der Stoffwerte, wie z. B. der Temperaturleitzahl, bringt eine weitere Verfeinerung des Modells. Es ist beabsichtigt, zu gegebener Zeit über neue Ergebnisse zu berichten.

Es ist zu hoffen, daß mit diesen Darlegungen ein Ansatzpunkt zum Aufbau einer umfassenden Theorie des Glasschmelzwannenofens gegeben werden konnte.

5. Formelzeichen

- q_B in kcal/mh = Wärmezufuhr über Brennstoff
- q_L in kcal/mh = Wärmezufuhr über Verbrennungsluft
- q_S in kcal/m² h = Wärmestromdichte durch das Gewölbe
- a in kcal/m² h = Oberofenverluste
- b in kcal/m h = Wärmeverluste der vertikalen Seitenwände
- b' in kcal/m h = Wärmeverluste der vertikalen Stirnwände
- G in kcal/h grad = Gemengezufuhr
- G' in m³/h = Gemengezufuhr
- V_A in kcal/m h grad = Abströmende Abgasmenge
- H_u in kcal/kg = Unterer Heizwert des Brennstoffes
- η_k = Kammerwirkungsgrad
- φ } = Faktoren zur Berücksichtigung des Abschmelzens von der Unterseite her
- φ_{fr} }

C	= Gemengebedeckungsgrad	$k_{G,1}$ in kcal/m ² h grad	= WÜZ Flamme — Gemenge im Einschmelzbereich
F in m ²	= Badfläche	$k_{G,2}$ in kcal/m ² h grad	= WÜZ Flamme — Gemenge im Läuterbereich
B in m	= Wannbreite	k in kcal/m ² h grad	= globale WÜZ Flamme — Bad
B ₀ in m	= Anteil der gemengefreien Wannbreite	ϑ_0 in °C	= Temperatur der nicht mit Gemenge bedeckten Badoberfläche
B _G in m	= Anteil der gemengebedeckten Wannbreite	ϑ_G in °C	= Oberflächentemperatur der Gemengesicht
L ₁ in m	= Länge des Einschmelzbereiches	$\vartheta_{G,1}$ in °C	= Oberflächentemperatur der Gemengesicht im Einschmelzbereich
L ₂ in m	= Gesamtwannenlänge bis Durchlaß	$\vartheta_{G,2}$ in °C	= Oberflächentemperatur des Glasbades bei L ₂
d in m	= Schichtdicke des Gemenges bzw. des Glases	ϑ_F in °C	= mittlere „Flammengas“temperatur
d ₁ in m	= Gewölbedicke (ohne Isolierung)	$\vartheta_{S,i}$ in °C	= Gewölbeinnentemperatur
d ₂ in m	= Dicke der Gewölbeisolierung	$\vartheta_{S,a}$ in °C	= Gewölbeaußentemperatur
λ_1 in kcal/m h grad	= Wärmeleitfähigkeit der Gewölbesteine	$\vartheta_{S,m}$ in °C	= Temperatur in der Trennschicht Gewölbe — Isolierung
λ_2 in kcal/m h grad	= Wärmeleitfähigkeit der Isolierschicht	t _S in h	= Aufenthaltszeit des Glases im Läuterbereich (L ₁ → L ₂)
α_0 in kcal/m ² h grad	= Wärmeübergangszahl (WÜZ) Flamme — Gewölbe	v in m/h	= Gemengevorschubgeschwindigkeit
α_u in kcal/m ² h grad	= WÜZ Gewölbe — Umgebung	s in kg Glas/m ² 24 h	= spez. Schmelzleistung
γ in kg/m ³	= spez. Gewicht des Glases	w in kcal/kg Glas	= spez. Wärmeverbrauch
c _m in kcal/kg grad	= mittlere spez. Wärme		
k _{0,1} in kcal/m ² h grad	= WÜZ Flamme — gemengefreie Streifen im Einschmelzbereich		
k _{0,2} in kcal/m ² h grad	= WÜZ Flamme — gemengefreie Streifen im Läuterbereich		

6. Literatur

- [1] GÜNTHER, R. und KAHLERT, W.: Veränderungen des Wärmeverbrauchs von Wannen und ihre Ursachen. Glastechn. Ber. **29** (1956) S. 174—183.
- [2] TRIER, W. und WERNER, TH.: Aufstellen und Auswerten der Wärmebilanzen von Glasschmelzwannenöfen. Glastechn. Ber. **37** (1964) S. 79—92.
- [3] JACK, H. R. S. und JACQUEST, J. A. T.: Heat transfer in glass-batch materials. In: Symposium sur la fusion du verre, Bruxelles 6—10 octobre 1958. Compte rendu. Charleroi: Union Scientifique Continentale du Verre 1958. S. 339—360. [Ref. Glastechn. Ber. **33** (1960) S. 30.]

7. Anhang: Berechnungsgrundlagen

Wärmebilanz für einen 1 m breiten über die Breite B der Wanne reichenden Streifen im Einschmelzbereich (0 → L₁):

$$q_B + q_L = V_A \vartheta_F + (\vartheta_F - \vartheta_{G,1}) B_G k_{G,1} + \left[\vartheta_F - \frac{\vartheta_{G,1} + \vartheta_{G,2}}{2} \right] B_0 k_{0,1} + aB + 2b + \frac{2b'B}{L_1}. \quad (1)$$

Wärmeübertragung im Bereich 0 → L₁:

$$G \vartheta_{G,1} \cdot \varphi = (\vartheta_F - \vartheta_{G,1}) B_G k_{G,1} L_1. \quad (2)$$

Mit $\eta_k = \frac{q_L}{V_A \vartheta_F}$ wird nach Gleichung (1)

$$\vartheta_F = \frac{q_B + \vartheta_{G,1} k_{G,1} + \frac{1}{2} B_0 k_{0,1} (\vartheta_{G,1} + \vartheta_{G,2}) - aB - 2b - \frac{2b'B}{L_1}}{V_A (1 - \eta_k) + B_G k_{G,1} + B_0 k_{0,1}}. \quad (3)$$

Gleichung (3) in Gleichung (2) eingesetzt, ergibt

$$G \vartheta_{G,1} \cdot \varphi = B_G k_{G,1} L_1 \left(\frac{q_B - \frac{1}{2} \vartheta_{G,1} B_0 k_{0,1} + \frac{1}{2} \vartheta_{G,2} B_0 k_{0,1} - V_A \vartheta_{G,1} (1 - \eta_k) - aB - 2b - \frac{2b'B}{L_1}}{V_A (1 - \eta_k) + B_G k_{G,1} + B_0 k_{0,1}} \right),$$

$$L_1 = \frac{\frac{G \vartheta_{G,1} \cdot \varphi}{B_G k_{G,1}} [V_A (1 - \eta_k) + B_G k_{G,1} + B_0 k_{0,1}] + 2b'B}{q_B - \frac{1}{2} B_0 k_{0,1} (\vartheta_{G,1} - \vartheta_{G,2}) - V_A \vartheta_{G,1} (1 - \eta_k) - aB - 2b}. \quad (4)$$

Wärmebilanz für einen 1 m breiten über die Breite B der Wanne reichenden Streifen im Läuterbereich (L₁ → L₂):

$$q_B + q_L = V_A \vartheta_F + (\vartheta_F - \vartheta_G) B_G k_{G,2} + (\vartheta_F - \vartheta_{G,2}) B_0 k_{0,2} + aB + 2b. \quad (5)$$

Wärmeübertragung im Bereich L₁ → L₂:

$$\xi G \frac{d\vartheta_G}{dL} = (\vartheta_F - \vartheta_G) B_G k_{G,2}. \quad (6)$$

Mit $k_{G,1} = k_{G,2} = k_{0,1} = k_{0,2} = k$ ergibt sich nach Gleichung (5)

$$q_B = V_A \vartheta_F (1 - \eta_k) + k [(\vartheta_F - \vartheta_G) B_G + (\vartheta_F - \vartheta_{G,2}) B_0] + aB + 2b,$$

$$\vartheta_F = \frac{q_B + k (B_G \vartheta_G + B_0 \vartheta_{G,2}) - aB - 2b}{V_A (1 - \eta_k) + k (B_G + B_0)}. \quad (7)$$

Setzt man Gleichung (7) in Gleichung (6) ein, so erhält man

$$\frac{\xi G}{k B_G} \cdot \frac{d\vartheta_G}{dL} = \frac{q_B + k (B_G \vartheta_G + B_0 \vartheta_{G,2}) - aB - 2b - \vartheta_G [V_A (1 - \eta_k) + k (B_G + B_0)]}{V_A (1 - \eta_k) + k (B_G + B_0)},$$

$$\frac{\xi G [V_A (1 - \eta_k) + k (B_G + B_0)]}{k B_G [V_A (1 - \eta_k) + k B_0]} \cdot \frac{d\vartheta_G}{dL} = \frac{q_B + k B_0 \vartheta_{G,2} - aB - 2b}{V_A (1 - \eta_k) + k B_0} - \vartheta_G,$$

$$\frac{\xi G [V_A (1 - \eta_k) + k (B_G + B_0)]}{k B_G [V_A (1 - \eta_k) + k B_0]} \cdot \ln \frac{q_B + k B_0 \vartheta_{G,2} - aB - 2b - \vartheta_{G,1} [V_A (1 - \eta_k) + k B_0]}{q_B + k B_0 \vartheta_{G,2} - aB - 2b - \vartheta_{G,2} [V_A (1 - \eta_k) + k B_0]} = L_2 - L_1. \quad (8)$$

$V_A = q_B K_1$; $C B = B_0$; $B_0 + B_G = B$; $B(1 - C) = B_G$. $C = 0$ entspricht vollkommener Bedeckung der Badoberfläche mit Gemenge. Damit ergibt sich

$$\frac{\xi G \left[\frac{V_A (1 - \eta_k)}{k B_G} + \frac{1}{1 - C} \right]}{V_A (1 - \eta_k) + k B_0} \cdot \ln \frac{\left(\frac{q_B}{k B} + C \vartheta_{G,2} - \frac{aB + 2b}{k B} \right) - \vartheta_{G,1}}{\left(\frac{q_B}{k B} + C \vartheta_{G,2} - \frac{aB + 2b}{k B} \right) - \vartheta_{G,2}} = L_2 \left(1 - \frac{L_1}{L_2} \right).$$

$$\frac{\xi G}{k B L_2} \cdot \frac{\left[\frac{q_B K_1 (1 - \eta_k)}{k B_G} + \frac{1}{1 - C} \right]}{\left[\frac{q_B K_1 (1 - \eta_k)}{k B} + C \right]} \cdot \ln \frac{\frac{q_B}{k B} [1 - K_1 (1 - \eta_k) \vartheta_{G,1}] + C (\vartheta_{G,2} - \vartheta_{G,1}) - \frac{aB + 2b}{k B}}{\frac{q_B}{k B} [1 - K_1 (1 - \eta_k) \vartheta_{G,2}] - \frac{aB + 2b}{k B}} = 1 - \frac{L_1}{L_2}. \quad (9)$$

Aus Gleichung (4) ergibt sich

$$\frac{L_1}{L_2} = \frac{\frac{G \vartheta_{G,1} \varphi}{B_G k L_2} \left[\frac{q_B}{k B} K_1 (1 - \eta_k) + 1 \right] + \frac{2b'}{k L_2}}{\frac{q_B}{k B} [1 - K_1 \vartheta_{G,1} (1 - \eta_k)] - \frac{C}{2} (\vartheta_{G,1} - \vartheta_{G,2}) - \frac{aB + 2b}{k B}}. \quad (10)$$

Führt man die Beziehung (10) in Gleichung (9) ein, so ergibt sich durch Umformen und Zusammenfassen Gleichung (11):

$$\frac{G}{F k} \left\{ \frac{\xi \left[\frac{q_B}{B} \cdot \frac{K_1 (1 - \eta_k)}{(1 - C)} + \frac{k}{1 - C} \right]}{\left[\frac{q_B}{B} K_1 (1 - \eta_k) + k C \right]} \cdot \ln \left(\frac{\frac{q_B}{B} [1 - K_1 (1 - \eta_k) \vartheta_{G,1}] + k C (\vartheta_{G,2} - \vartheta_{G,1}) - a - \frac{2b}{B}}{\frac{q_B}{B} [1 - K_1 (1 - \eta_k) \vartheta_{G,2}] - a - \frac{2b}{B}} \right) + \right.$$

$$\left. + \frac{\frac{\varphi}{1 - C} \vartheta_{G,1} \left[\frac{q_B}{B} K_1 (1 - \eta_k) + k \right] + \frac{2b' F k}{L_2 G}}{\frac{q_B}{B} [1 - K_1 \vartheta_{G,1} (1 - \eta_k)] - \frac{k C}{2} (\vartheta_{G,1} - \vartheta_{G,2}) - a - \frac{2b}{B}} \right\} = 1. \quad (11)$$

Um aus Gleichung (11) die spezifische Schmelzleistung s in kg Glas/m² 24 h ableiten zu können, muß der Faktor $G/F k$ umgeformt werden.

$$\text{Es gilt } s = \frac{24 G}{F c_m} \text{ oder } \frac{G}{F} = \frac{s c_m}{24}. \quad (12)$$

Zusammenhang zwischen φ und ξ :

Im Bereich $0 \rightarrow L_1$ wird dem Gemenge von oben weniger Wärme zugeführt, als der Erwärmung auf $\vartheta_{G,1}$ entspricht.

Theoretisch benötigt — wirklich übertragen = Minderung

$$G \vartheta_{G,1} - G \vartheta_{G,1} \varphi = G \vartheta_{G,1} (1 - \varphi), \quad \varphi < 1.$$

Im Bereich $L_1 \rightarrow L_2$ wird dem Gemenge von oben mehr Wärme zugeführt, als der Erwärmung von $\vartheta_{G,1}$ auf $\vartheta_{G,2}$ entspricht. Wirklich übertragen — benötigte Wärme = Überschuß

$$G (\vartheta_{G,2} - \vartheta_{G,1}) \cdot \xi - G (\vartheta_{G,2} - \vartheta_{G,1}) = G (\vartheta_{G,2} - \vartheta_{G,1}) \cdot (\xi - 1), \quad \xi > 1.$$

Der Überschuß an übertragener Wärme im Bereich $1 \rightarrow 2$ soll durch Glasströmungen in Bereich $0 \rightarrow 1$ transportiert werden und die dort bestehende Minderung kompensieren.

Hieraus ergibt sich die Beziehung

$$G\vartheta_{G,1}(1-\varphi) = G(\vartheta_{G,2}-\vartheta_{G,1}) \cdot (\xi-1) \quad \text{oder} \quad \xi = \frac{\vartheta_{G,2}-\varphi\vartheta_{G,1}}{\vartheta_{G,2}-\vartheta_{G,1}}. \quad (13)$$

Zeitbedingung und Schichtdicke:

Nach dem Erhitzen des Gemenges im Bereich $0 \rightarrow 1$ auf die Temperatur $\vartheta_{G,1}$ soll das sich bildende Glas auf der Strecke $L_1 \rightarrow L_2$ auf die Temperatur $\vartheta_{G,2}$ erhitzt werden. Die dabei einzuhaltende Zeit sei

$$t_s = \frac{d \cdot B_G (L_2 - L_1)}{G'} = \frac{d \cdot B (1 - C) \cdot (L_2 - L_1)}{G'}, \quad (14)$$

$$\frac{t_s G'}{d \cdot F (1 - C)} = 1 - \frac{L_1}{L_2}.$$

Die rechte Seite dieser Gleichung wird durch die Beziehung (9) ersetzt, so daß man mit $G = G'(\gamma c)_{\text{Glas}}$ Gleichung (15) erhält

$$\frac{t_s}{d} = (1 - C) \frac{\xi(\gamma c)_{\text{Glas}}}{k} \cdot \frac{\frac{q_B}{B} \cdot \frac{K_1(1-\eta_k)}{(1-C)} + \frac{k}{(1-C)}}{\frac{q_B}{B} K_1(1-\eta_k) + kC} \cdot \ln \left(\frac{\frac{q_B}{B} [1 - K_1(1-\eta_k)\vartheta_{G,1}] + kC(\vartheta_{G,2}-\vartheta_{G,1}) - a - \frac{2b}{B}}{\frac{q_B}{B} [1 - K_1(1-\eta_k)\vartheta_{G,2}] - a - \frac{2b}{B}} \right). \quad (15)$$

Die Gleichungen (11) und (15) liefern einen Zusammenhang zwischen den Größen $\frac{G}{F}$, $\frac{q_B}{B}$ und d .

Vorschubgeschwindigkeit:

Nach Gleichung (14) gilt $\frac{G'}{dB_G} = v$. Mit $G = G'\gamma c_m$ ergibt sich

$$\frac{G}{F} \cdot \frac{L_2}{d(1-C)\gamma c_m} = v.$$

Führt man Gleichung (12) ein, so erhält man für die Vorschubgeschwindigkeit die von der Wannennlänge L_2 abhängige Beziehung

$$v = \frac{L_2}{24\gamma(1-C)} \cdot \frac{s}{d}. \quad (16)$$

Bereichslängenverhältnis L_1/L_2 :

Das sich einstellende Bereichslängenverhältnis ist entweder aus Gleichung (10) oder aus Gleichung (14) zu ermitteln. Nach Gleichung (14) ergibt sich

$$\frac{L_1}{L_2} = 1 - \frac{t_s}{d(1-C)} \cdot \frac{G'}{F} \quad \text{oder} \quad \frac{L_1}{L_2} = 1 - \frac{t_s}{(1-C)24\gamma} \cdot \frac{s}{d}. \quad (17)$$

Mittlere „Flammengas“- und Gewölbetemperatur:

In den bisherigen Wärmebilanzgleichungen wurden die Oberofenverluste (ohne Wannenecken) pauschal über die Größe a berücksichtigt. Um in einer vereinfachten Rechnung zur Gewölbe- und mittleren „Flammengas“-temperatur zu kommen, muß der Wärmedurchgang durch das Gewölbe ermittelt und in die Gleichungen eingeführt werden. Unter den bereits im Textteil aufgezählten vereinfachenden Annahmen gelten für ein einschichtiges Gewölbe folgende drei Ausgangsgleichungen für die Wärmestromdichte

$$q_s = \alpha_0 (\vartheta_F - \vartheta_{s,i}), \quad (18)$$

$$q_s = \frac{\lambda}{d} (\vartheta_{s,i} - \vartheta_{s,a}), \quad (19)$$

$$q_s = \alpha_u (\vartheta_{s,a} - \vartheta_u). \quad (20)$$

Mit der Annahme $\vartheta_u \ll \vartheta_F$ und $\vartheta_u \rightarrow 0$ ergibt sich

$$q_s = \vartheta_F \frac{1}{\frac{1}{\alpha_0} + \frac{d}{\lambda} + \frac{1}{\alpha_u}}. \quad (21)$$

Für ein isoliertes zweischichtiges Gewölbe gilt

$$q_s = \vartheta_F \frac{1}{\frac{1}{\alpha_0} + \frac{d_1}{\lambda_1} + \frac{d_2}{\lambda_2} + \frac{1}{\alpha_u}}. \quad (22)$$

An die Stelle von a tritt jetzt der Ausdruck (21) oder (22).

Ausgehend von Gleichung (18) berechnet sich die Gewölbeinnentemperatur $\vartheta_{S,i}$ für ein einschichtiges Gewölbe nach Gleichung (23) und für ein isoliertes Gewölbe nach Gleichung (24)

$$\vartheta_{S,i} = \vartheta_F \left(1 - \frac{1}{1 + \frac{\alpha_0 d}{\lambda} + \frac{\alpha_0}{\alpha_u}} \right), \tag{23}$$

$$\vartheta_{S,i} = \vartheta_F \left(1 - \frac{1}{1 + \frac{\alpha_0 d_1}{\lambda_1} + \frac{\alpha_0 d_2}{\lambda_2} + \frac{\alpha_0}{\alpha_u}} \right). \tag{24}$$

Für den Bereich $0 \rightarrow L_1$ wird ϑ_F über die durch die Substitution von a durch q_S modifizierte Ausgangsgleichung (1a) und Gleichung (2) nach Gleichung (25) berechnet

$$q_B + q_L = V_A \vartheta_F + (\vartheta_F - \vartheta_{G,1}) B_G k_{G,1} + \left[\vartheta_F - \left(\frac{\vartheta_{G,1} + \vartheta_{G,2}}{2} \right) \right] B_0 k_{0,1} + \vartheta_F \frac{B}{\frac{1}{\alpha_0} + \frac{d_1}{\lambda_1} + \frac{d_2}{\lambda_2} + \frac{1}{\alpha_u}} + 2b + \frac{2b'B}{L_1}. \tag{1a}$$

Gleichung (2) bleibt in der bisherigen Form.

Durch Kombination der Gleichungen (1a) und (2) erhält man

$$\vartheta_F = \frac{q_B + \vartheta_{G,1} k_{G,1} B (1 - C) + \frac{1}{2} k_{0,1} C B (\vartheta_{G,1} + \vartheta_{G,2}) - 2b - \frac{2b'B}{L_1}}{V_A (1 - \eta_k) + B (1 - C) k_{G,1} + C B k_{0,1} + B \frac{1}{\frac{1}{\alpha_0} + \frac{d_1}{\lambda_1} + \frac{d_2}{\lambda_2} + \frac{1}{\alpha_u}}}$$

Für $k_{0,1} = k_{0,2} = k$ und $b' = 0$ ergibt sich

$$\vartheta_{F(0 \rightarrow L_1)} = \frac{\frac{q_B}{B} + k (1 - C) \vartheta_{G,1} + \frac{1}{2} k C (\vartheta_{G,1} + \vartheta_{G,2}) - \frac{2b}{B}}{\frac{q_B}{B} K_1 (1 - \eta_k) + k + \frac{1}{\frac{1}{\alpha_0} + \frac{d_1}{\lambda_1} + \frac{d_2}{\lambda_2} + \frac{1}{\alpha_u}}}. \tag{25}$$

Die höchste Gewölbeinnentemperatur stellt sich rechnerisch — analog zur mit der Länge $L_1 \rightarrow L_2$ anwachsenden Badtemperatur — an der Stelle $L = L_2$ ein. ϑ_F berechnet sich für die Stelle $L = L_2$ nach der aus der modifizierten Gleichung (5) ermittelten Beziehung (26), wobei für ϑ_G der Wert an der Stelle L_2 , d. h. $\vartheta_{G,2}$ eingesetzt wird

$$\vartheta_F = \frac{\frac{q_B}{B} + k (1 - C) \vartheta_G + k C \vartheta_{G,2} - \frac{2b}{B}}{\frac{q_B}{B} K_1 (1 - \eta_k) + k + \frac{1}{\frac{1}{\alpha_0} + \frac{d_1}{\lambda_1} + \frac{d_2}{\lambda_2} + \frac{1}{\alpha_u}}}. \tag{26}$$

Gewählte Rechenwerte:

$\vartheta_{G,1} = 1000 \text{ }^\circ\text{C}$ ($1200 \text{ }^\circ\text{C}$), $\vartheta_{G,2} = 1500 \text{ }^\circ\text{C}$, $\varphi = 0,5$ bzw. $\xi = 2$ (3), $t_S = 60 \text{ min}$, $a = 10, 20, 30, 40, 50 \cdot 10^3 \text{ kcal/m}^2 \text{ h}$, $c_{m\text{Glas}} = 0,35; 0,40; 0,45 \text{ kcal/kg grad}$ (einschließlich Reaktionswärmen und Enthalpie der Gemengegase), $C = 0; 0,2; 0,4; 0,6$; $\eta_k = 0,51; 0,65$ und $0,79$ (für normale Verbrennung), $k = \frac{10^3}{6} \text{ kcal/m}^2 \text{ h grad}$, $K_1 = 0,43 \cdot 10^{-3} \text{ 1/grad}$ (für normale Verbrennung),

$K_1 = 0,3 \cdot 10^{-3} \text{ 1/grad}$ (für Verbrennung mit O_2 -angereicherter Verbrennungsluft), $L_2 = 10 \text{ m}$.

Zur Berechnung von k : Als Zahlenwert für die Wärmestromdichte Flamme—Bad wurde $100 \cdot 10^3 \text{ kcal/m}^2 \text{ h}$ angenommen.

$Q' = (\vartheta_F - \vartheta_G) B k$; $\frac{Q'}{B} \approx 100 \cdot 10^3$. Mit $\vartheta_F = 1600 \text{ }^\circ\text{C}$ und $\vartheta_G = 1000 \text{ }^\circ\text{C}$ ergibt sich der oben benannte k -Wert.

Zur Berechnung des Faktors K_1 :

$$K_1 = \frac{V_A}{q_B}; V_A \text{ in kcal/m} \cdot \text{h} \cdot \text{grad}, q_B \text{ in kcal/m} \cdot \text{h}, [V_A] = \frac{\text{Nm}^3}{\text{m h}} \cdot \frac{\text{kcal}}{\text{Nm}^3 \text{ grad}} = \frac{\text{kcal}}{\text{m h grad}}$$

$$K_1 = \frac{c_{pm}(\text{Abgas}) \frac{\text{Nm}^3 \text{ Abgas}}{\text{kg Brennstoff}}}{H_u(\text{Brennstoff})}$$

Setzt man Öl mit $H_u \approx 10000 \text{ kcal/kg}$ als Brennstoff voraus, so ergibt 1 kg Öl bei stöchiometrischer Verbrennung $11,4 \text{ Nm}^3$ Abgas. Bei O_2 -Anreicherung der Verbrennungsluft auf 30% ergibt 1 kg Öl $8,17 \text{ Nm}^3$ Abgas. Die mittlere spezifische Wärme der Rauchgase sei auf $0,38 \text{ kcal/Nm}^3 \text{ grad}$ festgelegt. Damit ergeben sich K_1 -Werte von

$K_1 \approx 0,43 \cdot 10^{-3}$ für normale Verbrennung und $K_1 \approx 0,3 \cdot 10^{-3}$ für O_2 -Anreicherung der Verbrennungsluft auf 30%.

Für die Berechnung der Gewölbe- und „Flammengas“temperatur wurden die Wärmeübergangszahlen α_u und α_0 an Hand von in der Praxis gemessenen Wandtemperaturen ermittelt. Es wurden eingesetzt:

$\alpha_u = 30 \text{ kcal/m}^2 \text{ h grad}$ und $\alpha_0 = 650 \text{ kcal/m}^2 \text{ h grad}$, $\lambda_1 = 1,4 \text{ kcal/m h grad}$ (Silika), $\lambda_2 = 0,15 \text{ kcal/m h grad}$ (Feuerleichtstein), $d_1 = 0,3 \text{ m}$ und $d_2 = 0,125 \text{ m}$.

Das zweite Glied in der Klammer von Gleichung (24) wird mit diesen Werten sehr klein ($0,0014$), so daß $\vartheta_{S,i}$ sehr nahe an ϑ_F herankommt. (47823)