

DK 539.319:666.1.037.5:621.792.4

Wärmespannungen in zylindrischen Verbundkörpern

(Mitteilung aus dem Tesla-Forschungsinstitut für Vakuumelektronik, Prag-Hloubětín)

Von LADISLAV MÜLLER, Prag (Tschechoslowakei)

(Eingegangen am 30. September 1970)

Da bei der Abkühlung von durch Lötten oder Verschmelzen hergestellten Verbundkörpern Spannungen auftreten können, die deren Festigkeitsgrenzen übersteigen, ist die Vorausberechnung der einzelnen Spannungskomponenten notwendig. Aufbauend auf der Theorie des Spannungszustandes in zylindrischen Druckgefäßen werden Formeln

zur Berechnung der Spannungen hergeleitet und diskutiert. Es werden die Spannungen für vier verschiedene Verbundkörper berechnet (innen Kovarrohr — außen Glasrohr; innen Kovarstab — außen Glasrohr; innen Korundkeramiring — außen Fe-Ni-Co-Legierung, gelötet mit Ag-Cu-Lot und mit reinem Cu-Lot).

Stresses in glass-to-metal tubular seals

In cooling tubular systems, which are produced by soldering or sealing together, high stresses may arise, which are higher than the strength of the material. For that reason calculating of stresses is necessary. Equations for calculating the stresses are given, based on the theory of

tensions in cylindrical pressure vessels. Tensions in four tubular systems (innerpart Kovar-tube, outerpart glasstube, innerpart Kovar-rod, outerpart glasstube, and ceramic of corundring soldered to an alloy of Fe-Ni-Co with solder of Ag-Cu and pure Cu) are calculated.

Contraintes d'origine thermique dans les pièces cylindriques soudées

Comme le refroidissement d'articles réunis par soudage ou brasage provoque des contraintes qui peuvent être supérieures aux limites de résistance de ces articles, il est nécessaire de calculer au préalable les composantes de ces contraintes. En se basant sur la théorie de l'état de contrainte dans les récipients cylindriques résistant à la pression, on développe et on discute des formules pour le calcul des

contraintes. On calcule les contraintes pour quatre objets soudés différents: tube de Kovar à l'intérieur — tube de verre à l'extérieur; baguette de Kovar à l'intérieur — tube de verre à l'extérieur; bague en céramique de corindon à l'intérieur — alliage Fe-Ni-Co à l'extérieur, réunis par une soudure Ag-Cu et une soudure Cu pure.

Bei der Herstellung von Verbundkörpern durch Lötten oder Verschmelzen entstehen durch das unterschiedliche Ausdehnungsverhalten der Werkstoffe Spannungen, deren Vorausberechnung schwierig, aber notwendig ist, um die zulässigen Grenzspannungen nicht zu überschreiten. Die entstehenden Spannungen sind von einer Vielzahl von Faktoren abhängig. Neben der von der Temperatur abhängigen Ausdehnung sind dies: die Temperatur, bei der eine feste Bindung zwischen beiden Teilen zustandekommt, die Temperaturabhängigkeit des Elastizitätsmoduls für beide Materialien und die geometrischen Verhältnisse, d. h. Gestalt und Größe des Verbundkörpers. Über den Einfluß der geometrischen Faktoren auf die Größe und Verteilung der Spannung und somit auf die Verlässlichkeit der Verbindung ist bisher wenig bekannt geworden. Es besteht keine allgemeine Lösung dieses Problems, dagegen lassen sich Teilfragen des Spannungszustandes in gewissen verlöteten oder verschmolzenen Körpern einfacher Gestalt lösen.

Eines dieser Teilprobleme ist der Spannungszustand von zylindrischen coaxialen Verbundkörpern, die aus einem Metallkern und einer äußeren Glasschicht bestehen. Berechnungen über den Spannungszustand derartiger Körper finden sich bei PORITZKY [1], eine Weiter-

bearbeitung dieses Problems für praktische Zwecke bei HULL und BURGER [2] und weitere Literaturangaben bei ZINCKE [3]. Der Autor möchte die vorliegende Arbeit in gewissem Sinne als Fortsetzung der erwähnten grundlegenden Untersuchungen aufgefaßt wissen, da hier ein ähnlicher, aber allgemeiner Fall besprochen wird, und zwar der eines durch Verschmelzung entstandenen coaxialen hohlen zylinderförmigen Körpers.

1. Theoretisches

1.1. Voraussetzungen

Als Modell für die angestellten Betrachtungen wurden zwei ineinandergeschobene Rohre aus verschiedenen Werkstoffen gewählt. Beide Rohre sind durch Lötung der gesamten Berührungsfäche fest miteinander verbunden (Bild 1). Bei Abkühlung dieses Systems von

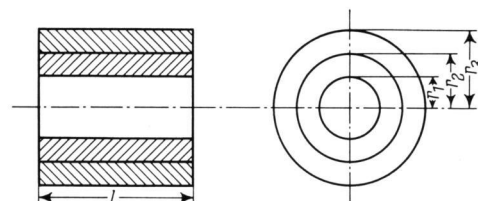


Bild 1. Schematische Darstellung des Versuchskörpers.

hohen Temperaturen entsteht — beginnend bei der Erstarrungstemperatur τ des Lotes (Bindungstemperatur) — eine feste Bindung zwischen beiden Teilen, die im weiteren Verlauf der Abkühlung als Folge des verschiedenen Ausdehnungsverhaltens beider Werkstoffe Spannungen verursacht. Zur quantitativen Berechnung dieser Spannungen dient die Theorie des Spannungszustandes in Überdruckgefäßen. Folgende vereinfachende Voraussetzungen wurden eingeführt:

1. Die Rohre sind unendlich lang, d. h. die Länge des Körpers muß einen Minimalwert überschreiten, bei dem sich in genügendem Abstand von den Rändern die Randbedingungen praktisch nicht mehr auswirken.

2. Bei der Temperatur τ sind die Rohre dicht ineinander gelagert: Der äußere Durchmesser des inneren Rohres stimmt mit dem inneren Durchmesser des äußeren Rohres genau überein, es besteht also ein vollkommener Kontakt zwischen beiden Rohren. Diese Bedingung ist in der Praxis kaum erfüllbar. Ein wesentliches Übermaß zwischen den Radien muß für die Betrachtungen ausgeschlossen werden, für den Fall eines Spielraumes wird vorausgesetzt, daß dieser von einer vollkommen starren Lotschicht ausgefüllt ist, in der weder elastische noch plastische Verformungen auftreten; Gleitungen werden ausgeschlossen. Die Ausdehnungseigenschaften dieser Zwischenschicht haben keinen Einfluß auf den Spannungszustand des Körpers.

3. Während der Abkühlung verhalten sich beide Rohre vollkommen elastisch, wobei die Spannungen proportional der Verformung sind.

4. Eventuelle Volumenänderungen, die in Verbindung mit der Verformung der Rohre auftreten, werden nicht in Betracht gezogen (Inkompressibilität).

5. Die als temperaturunabhängig angenommene Querdehnungszahl ν beider Werkstoffe ist 0,33.

6. Die Abkühlung unterhalb der Erstarrungstemperatur τ des Lotes ist gleichmäßig und so langsam, daß keine störenden Temperaturunterschiede im Verbundsystem auftreten.

1.2. Bezeichnungen

Die Dilatationsspannung in zylinderförmigen Verbundkörpern, deren Innen- und Außenteil aus Werkstoffen mit ungleichem Ausdehnungsverhalten hergestellt sind, stellt ein dreiaxiales Problem dar. Zu dessen Beschreibung müssen die drei Grundkomponenten der Spannung — die axiale, tangentielle und radiale Spannung — sowohl für das innere, als auch für das äußere Rohr festgelegt werden. In den weiter angeführten Formeln bedeuten:

σ [kp/mm²] = Spannung; σ_r [kp/mm²] = radiale Spannung; σ_a [kp/mm²] = axiale Spannung; σ_t [kp/mm²] = tangentielle Spannung; $\bar{\sigma}$ [dimensionslos] = relative Spannung; r [mm] = Radius; l [mm] = Berührungslänge der gelöteten Rohre; Δr [mm] = Radienunterschied zwischen äußerem und innerem Rohr; Δl [mm] = Längenunterschied zwischen äußerem und innerem Rohr; ν [dimensionslos] = Querdehnungszahl (Poisson-Zahl); E [kp/mm²] = Elastizitätsmodul; α_{t_0-t} [°C⁻¹] = mittlerer linearer Wärmeausdehnungskoeffizient im Temperaturbereich zwischen t_0 und t ; t [°C] = Temperatur als veränderliche Größe; t_0 [°C] = Normaltemperatur; τ [°C] = Bindungstemperatur; Δt [°C] = Tempe-

raturunterschied $t - t_0$; $\Delta \tau$ [°C] = Temperaturunterschied $\tau - t_0$.

Die zum Innenteil des beschriebenen Modellkörpers gehörigen Formelzeichen sind mit einem Strich, die zum Außenteil gehörigen mit zwei Strichen bezeichnet.

Die Indices 1, 2, 3 bedeuten den Radius, auf den sich die betreffende Größe bezieht, ein weiterer Index gibt die Temperatur an, für die die Größe definiert ist: 0 für die Normaltemperatur t_0 , τ für die Bindungstemperatur. Formelzeichen ohne Index sind als von der Temperatur t abhängige, veränderliche Größen zu betrachten.

Folgende Substitutionen wurden eingeführt:

$$a_\tau = \frac{1 + \alpha'_{t_0-\tau} \cdot \Delta \tau}{1 + \alpha''_{t_0-\tau} \cdot \Delta \tau}, \quad (1)$$

$$a = \frac{1 + \alpha'_{t_0-t} \cdot \Delta t}{1 + \alpha''_{t_0-t} \cdot \Delta t}, \quad (2)$$

$$\varphi' = \frac{r'_1}{r'_2}, \quad (3)$$

$$\varphi'' = \frac{r''_3}{r''_2}, \quad (4)$$

$$m = \frac{E'}{E''}. \quad (5)$$

Bei der Wahl der Vorzeichen für die Spannungswerte war die Deformation maßgebend, die von der betreffenden Spannung hervorgerufen wird: Zugspannungen werden mit positivem, Druckspannungen mit negativem Vorzeichen geschrieben.

1.3. Herleitung der Formeln zur Berechnung des Spannungszustandes

Die Berechnungen gehen von der Bedingung aus, daß für beide Rohre bei der Erstarrungstemperatur τ des Lotes die Berührungsradien und -längen übereinstimmen. Unter der Voraussetzung, daß die Rohre nicht fest verbunden sind, also bei Abkühlung unabhängig voneinander schrumpfen können, ergeben sich für die Beziehungen der Abmessungen:

bei der Temperatur τ

$$l''_\tau = l'_\tau, \quad (6)$$

$$r''_{2\tau} = r'_{2\tau}; \quad (7)$$

bei der Temperatur t_0

$$l''_0 = a_\tau \cdot l'_0, \quad (8)$$

$$r''_{20} = a_\tau \cdot r'_{20}; \quad (9)$$

bei einer Temperatur t

$$l'' = \frac{a_\tau}{a} \cdot l', \quad (10)$$

$$r''_2 = \frac{a_\tau}{a} \cdot r'_2. \quad (11)$$

Die Maßdifferenzen der beiden Rohre bei einer Temperatur t , die von den Ausdehnungsunterschieden der beiden Werkstoffe abhängig sind, werden durch

$$\Delta l = l'' - l' = \frac{a_\tau - a}{a} \cdot l' \quad (12)$$

und

$$\Delta r_2 = r''_2 - r'_2 = \frac{a_\tau - a}{a} \cdot r'_2 \quad (13)$$

ausgedrückt. Da aber die Rohre fest verbunden sind, müssen Berührungslänge und -radius für beide Teilkörper gemeinsame Werte l^* und r^* annehmen, d. h.: die Teilkörper unterliegen elastischen Formänderungen. Unter Voraussetzung eines linearen Ausdehnungsverhaltens gilt für $\alpha'' < \alpha'$: $l'' > l^* > l'$ und $r_2'' > r_2^* > r_2'$ (dabei dehnt sich das innere Rohr um $\Delta l'$ bzw. um $\Delta r_2'$ und das äußere schrumpft um $\Delta l''$ bzw. $\Delta r_2''$); und für $\alpha'' > \alpha'$: $l'' < l^* < l'$ und $r_2'' < r_2^* < r_2'$ (dabei schrumpft das innere Rohr um $\Delta l'$ bzw. um $\Delta r_2'$ und das äußere Rohr dehnt sich um $\Delta l''$ bzw. $\Delta r_2''$).

Es ist daher (Bild 2):

$$l^* = l' + \Delta l' = l'' + \Delta l'' \tag{14}$$

$$r_2^* = r_2' + \Delta r_2' = r_2'' + \Delta r_2'' \tag{15}$$

Im allgemeinen werden die durch elastische Verformungen hervorgerufenen Änderungen der Abmessungen zu den ursprünglichen Maßen hinzugezählt, obwohl hier die Deformationswerte $\Delta l'$ und $\Delta l''$ bzw. $\Delta r_2'$ und $\Delta r_2''$ entgegengesetzte Vorzeichen haben. Auf Grund dieser Beziehungen und der Gleichungen (12) und (13) ergibt sich:

$$\Delta l' - \Delta l'' = \frac{a_r - a}{a} \cdot l' \tag{16}$$

$$\Delta r_2' - \Delta r_2'' = \frac{a_r - a}{a} \cdot r_2' \tag{17}$$

Für die Deformationswerte $\Delta l'$, $\Delta l''$, $\Delta r_2'$ und $\Delta r_2''$ der Rohre und die durch sie verursachten Spannungen gelten die allgemeinen Deformationsbedingungen:

$$\left. \begin{aligned} \frac{\Delta l'}{l'} &= \frac{1}{E'} \left(\sigma_a' - \frac{\sigma_t' + \sigma_r'}{\nu} \right) \\ \frac{\Delta l''}{l''} &= \frac{1}{E''} \left(\sigma_a'' - \frac{\sigma_t'' + \sigma_r''}{\nu} \right) \end{aligned} \right\} \tag{18}$$

$$\left. \begin{aligned} \frac{\Delta r_2'}{r_2'} &= \frac{1}{E'} \left(\sigma_t' - \frac{\sigma_a' + \sigma_r'}{\nu} \right) \\ \frac{\Delta r_2''}{r_2''} &= \frac{1}{E''} \left(\sigma_t'' - \frac{\sigma_a'' + \sigma_r''}{\nu} \right) \end{aligned} \right\} \tag{19}$$

Aus der Theorie des Spannungszustandes in zylinderförmigen Druckgefäßen lassen sich die Zusammenhänge der einzelnen Spannungskomponenten auf Grund folgender Erwägung herleiten:

Es sei ein von zwei coaxialen Zylinderflächen begrenztes Segment des Systems mit dem Winkel $d\alpha$ in der Entfernung x und mit der Höhe dx betrachtet (Bild 3). Darauf wirken Kräfte, deren Ursache folgende drei Spannungskomponenten sind: Die axiale Spannung (σ_a) wirkt parallel zur Zylinderachse; die tangential Spannung (σ_t) wirkt senkrecht auf die Segmentflächen; die radiale Spannung (σ_r) wirkt senkrecht auf die Zylinderachse. Aus dem Kräfte-dreieck in der Ebene normal zur Zylinderachse folgt:

$$d(\sigma_r x) = \sigma_t \cdot dx \tag{20}$$

Bei Druckgefäßen wird vorausgesetzt, daß die axiale Spannung über den gesamten Querschnitt konstant ist. Experimentelle Messungen haben bestätigt, daß dies auch bei zylindrischen Verbundkörpern zutrifft. Die Summe von tangentialer und radialer Spannung ist konstant. Sie wird mit σ_k bezeichnet.

$$\sigma_t + \sigma_r = \sigma_k \tag{21}$$

Die Beziehungen (20) und (21) führen zu den Gleichungen

$$\frac{dx}{x} = \frac{d\sigma_r}{\sigma_k + 2\sigma_r} \tag{22}$$

$$\sigma_r = \frac{\sigma_k}{2} - \frac{C}{x^2} \tag{23}$$

und

$$\sigma_t = \frac{\sigma_k}{2} + \frac{C}{x^2} \tag{24}$$

Die Integrationskonstanten C und σ_k gehen aus den Randbedingungen hervor. Für das innere Rohr ist in der Entfernung r_1 von der Zylinderachse die radiale Spannung $\sigma_{r1}' = 0$, in der Entfernung r_2 hat sie den Wert σ_{r2}' . Den gleichen Wert hat in dieser Entfernung die radiale Spannung σ_{r2}'' für das äußere Rohr: $\sigma_{r2}'' = \sigma_{r2}' = \sigma_{r2}$. In der Entfernung r_3 ist die radiale Spannung mit $\sigma_{r3}'' = 0$ gegeben.

Es gilt daher:

$$C' = \frac{\sigma_{r2} r_1^2 r_2^2}{r_2^2 - r_1^2}, \quad C'' = -\frac{\sigma_{r2} r_2^2 r_3^2}{r_3^2 - r_2^2}$$

$${}'_\sigma = \frac{2 \sigma_{r2} r_2^2}{r_2^2 - r_1^2}, \quad {}''_\sigma = -\frac{2 \sigma_{r2} r_2^2}{r_3^2 - r_2^2}$$

An dieser Stelle sei folgende Bemerkung eingefügt: Streng genommen beziehen sich die Randbedingungen

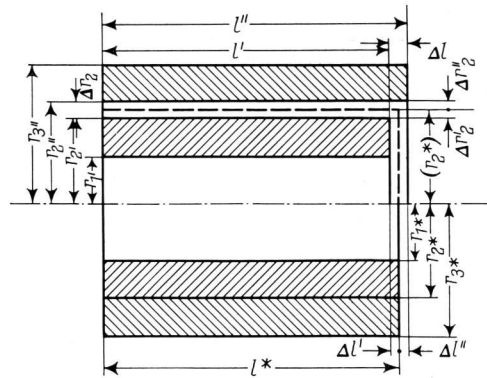


Bild 2. Die geometrischen Verhältnisse im Versuchskörper bei einer beliebigen Temperatur t .

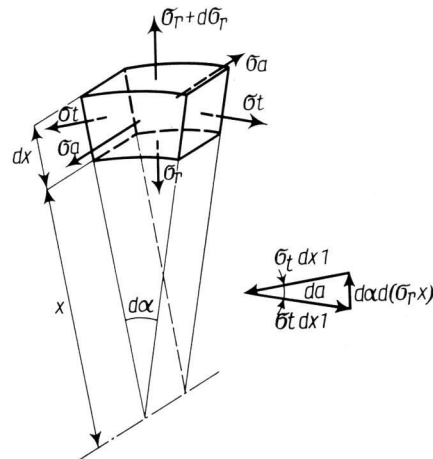


Bild 3. Gleichgewicht der Kräfte in einem Element des Querschnitts.

auf die mit Stern bezeichneten Abmessungen (nach Gleichgewichtseinstellung). Diese Unterschiede sind vernachlässigbar. Eine exakte Lösung des gegebenen Problems wäre ohne diese Annäherung sehr kompliziert, wenn nicht unmöglich, da die neuen Abmessungen von den gesuchten Spannungswerten abhängig sind.

Nach Einführung der Konstanten in die Gleichungen (23) und (24) und nach Durchführung der Substitutionen (3) und (4) ergeben sich die Ausdrücke für die radiale und tangential Spannung:

$$\sigma_r' = \sigma_{r_2} \cdot \left[\frac{1}{1 - \varphi'^2} - \frac{r_2^2 \cdot \varphi'^2}{(1 - \varphi'^2) \cdot x^2} \right] \quad (25)$$

$$\sigma_t' = \sigma_{r_2} \cdot \left[\frac{1}{1 - \varphi'^2} + \frac{r_2^2 \cdot \varphi'^2}{(1 - \varphi'^2) \cdot x^2} \right] \quad (26)$$

$$\sigma_r'' = \sigma_{r_2} \cdot \left[-\frac{1}{\varphi''^2 - 1} + \frac{r_2^2 \cdot \varphi''^2}{(\varphi''^2 - 1) \cdot x^2} \right] \quad (27)$$

$$\sigma_t'' = -\sigma_{r_2} \cdot \left[\frac{1}{\varphi''^2 - 1} + \frac{r_2^2 \cdot \varphi''^2}{(\varphi''^2 - 1) \cdot x^2} \right] \quad (28)$$

Die Spannungswerte sind von der Entfernung x des Segmentes von der Zylinderachse abhängig. Ihr Verlauf in der Schnittfläche der Rohrwände ist durch eine Polytrope gekennzeichnet (Bild 4).

Die tangential Spannung in der Entfernung r_2 hat somit den Wert:

$$\sigma_{t_2}' = \frac{1 + \varphi'^2}{1 - \varphi'^2} \cdot \sigma_{r_2}, \quad (29)$$

$$\sigma_{t_2}'' = -\frac{1 + \varphi''^2}{\varphi''^2 - 1} \cdot \sigma_{r_2}. \quad (30)$$

Das Verhältnis der axialen Spannungen σ_a' und σ_a'' folgt aus der Gleichgewichtsbedingung der durch die Querschnittflächen F' und F'' beider Rohre übertragenen Axialkräfte: $\sigma_a' F' + \sigma_a'' F'' = 0$.

Damit läßt sich die axiale Spannung σ_a'' explizit als Funktion von σ_a' ausdrücken: $\sigma_a'' = -\frac{1 - \varphi'^2}{\varphi''^2 - 1} \cdot \sigma_a'$.

Diese Vereinfachung und die formelmäßige Erfassung der tangentialen Spannungen σ_t' und σ_t'' als Funktion der radialen Spannung σ_{r_2} führt zu einer Einschränkung der Zahl der Unbekannten auf zwei.

$$(a_r - a) \cdot E' = \left(a + a_r \cdot m \cdot \frac{1 - \varphi'^2}{\varphi''^2 - 1} \right) \cdot \sigma_a' - \left(\frac{a}{1 - \varphi'^2} + \frac{a_r \cdot m}{\varphi''^2 - 1} \right) \cdot \frac{2}{\nu} \sigma_{r_2}, \quad (31)$$

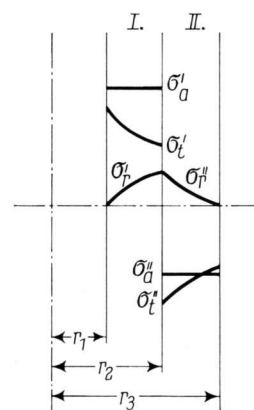


Bild 4. Verlauf der Spannungs-komponenten in den Zylinderwänden.

$$\nu(a_r - a) \cdot E' = -\left(a + a_r \cdot m \cdot \frac{1 - \varphi'^2}{\varphi''^2 - 1} \right) \cdot \sigma_a' + \left[a_r \cdot m \cdot \left(1 + \nu \cdot \frac{1 + \varphi''^2}{\varphi''^2 - 1} \right) - a \cdot \left(1 - \nu \cdot \frac{1 + \varphi'^2}{1 - \varphi'^2} \right) \right] \sigma_{r_2}. \quad (32)$$

Die Eliminierung von σ_a' und weitere Umwandlungen führen zur Formel für die Berechnung der radialen Spannung σ_{r_2} . Die tangentialen Spannungen σ_{t_2}' und σ_{t_2}'' lassen sich nach den Gleichungen (29) und (30) berechnen, die axialen durch einsetzen von σ_{r_2} in eine der Gleichungen (31) oder (32). Es ist von Vorteil, alle Spannungen als Funktion der radialen Spannung σ_{r_2} auszudrücken. Da die Zahlenwerte von a_r und a nahe bei 1 liegen, besteht die Möglichkeit, einige Ausdrücke zu vereinfachen:

$$\sigma_{r_2} = \frac{(a_r - a) \cdot E'}{2 \cdot (\nu - 1) \cdot \left(\frac{1}{1 - \varphi'^2} + \frac{m}{\varphi''^2 - 1} \right) + m - 1} \quad (33)$$

$$\sigma_a' = \left(\frac{2}{1 - \varphi'^2} - \frac{1 - m}{1 + m \cdot \frac{1 - \varphi'^2}{\varphi''^2 - 1}} \right) \cdot \sigma_{r_2} \quad (34)$$

$$\sigma_a'' = -\left(\frac{2}{\varphi''^2 - 1} - \frac{1 - m}{\frac{1}{1 - \varphi'^2} + m} \right) \cdot \sigma_{r_2}. \quad (35)$$

Die Formeln gelten für Spannungen in der Entfernung r_2 von der Systemachse, d. h. auf der Berührungsfläche der verbundenen Rohre. Die axiale Spannung ist über die gesamte Schnittfläche konstant, die radiale Spannung fällt in Richtung auf die Randzonen, um in den Entfernungen r_1 und r_3 den Wert 0 zu erreichen. Der Verlauf der radialen Spannung als Funktion der Entfernung x vom Mittelpunkt der Schnittfläche läßt sich mit Hilfe der Gleichungen (25) und (27) erfassen. Der Verlauf der tangentialen Spannungen wird durch die Gleichungen (26) und (28) ausgedrückt. Die Spannung σ_{t_1}' hat in der Entfernung r_1 den Wert:

$$\sigma_{t_1}' = \frac{2}{1 - \varphi'^2} \cdot \sigma_{r_2}.$$

Die Gleichung (29) für die Spannung σ_{t_2}' enthält im Zähler den Ausdruck $(1 + \varphi'^2)$. Da $\varphi' < 1$, ist $|\sigma_{t_1}'| > |\sigma_{t_2}'|$. Die tangential Spannung σ_{t_3}'' hat in der Entfernung r_3 den Wert:

$$\sigma_{t_3}'' = -\frac{2}{\varphi''^2 - 1} \sigma_{r_2}.$$

Der Zähler in Gleichung (30) für σ_{t_2}'' ist größer als 2, da $\varphi'' > 1$ und daher ist $|\sigma_{t_3}''| < |\sigma_{t_2}''|$.

2. Besprechung der Ergebnisse

Folgende Faktoren beeinflussen also das System: Die wählbaren Abmessungen r_1, r_2, r_3 , die in gewissem Maße wählbare Bindungstemperatur τ ; die veränderliche Temperatur t und die temperaturabhängigen Größen $\alpha'_{t_0-t}, \alpha''_{t_0-t}, \alpha'_{t_0-\tau}, \alpha''_{t_0-\tau}, E', E''$, die das Ausdehnungsverhalten und die elastischen Eigenschaften der verwendeten Werkstoffe beschreiben.

Außerdem ist mit einer ungleichmäßigen Verteilung der radialen und tangentialen Spannungen über die Fläche des Querschnittes als Funktion der radialen Entfernung vom Mittelpunkt der Schnittfläche zu rechnen. Wird beim Entwurf eines Bauteils ein Optimalwert der mechanischen Festigkeit angestrebt, ist es unumgäng-

lich, keinen der erwähnten Faktoren außer acht zu lassen.

Nur die Abmessungen des Körpers können als frei wählbare Größen betrachtet werden. Die Wahl der Werkstoffe wird durch ihre Eignung für den vorgegebenen Zweck begrenzt. Das gilt besonders für nichtleitende Werkstoffe, z. B. Glas und keramische Stoffe, deren Sprödigkeit und geringe mechanische Festigkeit, besonders bei Zugbelastung, sich in dieser Beziehung ungünstig auswirken.

Da der Ausdehnungsverlauf auch bei guter Anpassung der Verschmelzlegierung nie mit dem des zweiten Verbindungspartners genau übereinstimmt, ist bei der Wahl der geometrischen Verhältnisse der Teilkörper besondere Vorsicht zu empfehlen.

Sollen zwei zylinderförmige Teilkörper aus verschiedenen Verschmelzmaterialien zu einem Bauteil verbunden werden, ohne daß eine Möglichkeit zur Anpassung der geometrischen Verhältnisse besteht, muß vorher der zulässige maximale Unterschied ihrer Ausdehnungskoeffizienten festgelegt werden. Dieser Maximalwert ist an folgende Bedingung gebunden: Die durch Limitieren der Gleichungen (33), (29), (30), (34) und (35) erhaltenen Extremwerte der Veränderlichen φ' und φ'' dürfen die Festigkeitsgrenze der betreffenden Werkstoffe nicht überschreiten. Die Bedeutung der Grenzwerte dieser Größen ist aus den Ausdrücken (3) und (4) zu ersehen. Folgende Grenzfälle können eintreten:

$\varphi' = 0$ für $r_1 = 0$; das innere Rohr verliert den Charakter eines Hohlkörpers und geht in einen Stab

über (z. B. Stab- oder Drahteinschmelzung in Glas);

$\varphi' = 1$ für $r_1 = r_2$; das innere Rohr existiert praktisch nicht;

$\varphi'' = 1$ für $r_3 = r_2$; das äußere Rohr existiert praktisch nicht;

$\varphi'' = \infty$ für $r_3 = \infty$; der Radius des äußeren Rohres ist unverhältnismäßig groß (z. B. Rohr- oder Drahteinschmelzung in eine Glasplatte).

Eine Übersicht über die genannten Grenzfälle gibt Tabelle 1.

Die Vielzahl der veränderlichen Größen macht eine Veranschaulichung ihres Einflusses auf den Spannungswert an Hand einfacher Diagramme unmöglich. Es gibt jedoch Teillösungen. Einerseits durch Analyse des Ausdrucks $(a_r - a) E'$, dem alle Spannungskomponenten proportional sind — dabei werden die zahlenmäßig ausdrückbaren Werkstoffeigenschaften in Betracht gezogen. Andererseits durch Analyse der Abhängigkeit der Spannungskomponenten von den übrigen Veränderlichen. Hier wird der Einfluß der geometrischen Abmessungen und das Verhältnis m der beiden Elastizitätsmoduln untersucht. Zu diesem Zweck wurden Diagramme zusammengestellt, in denen φ'' als unabhängige Veränderliche und φ' als Parameter auftreten. Als abhängige Veränderliche wurde die relative Spannung $\bar{\sigma}$ eingeführt:

$$\bar{\sigma} = \frac{\sigma}{(a_r - a) \cdot E'} \quad (36)$$

Tabelle 1. Spannungswerte für die Grenzfälle von φ' und φ''

φ''	Spannungskomponente	φ'		
		0	$0 < \varphi' < 1$	1
1	σ_{r_2}	0	0	0
	σ'_a	0	0	$\frac{\nu(a_r - a)E'}{\nu - 1}; 0$
	σ''_a	$-\frac{\nu(a_r - a)E'}{(\nu - 1)m}$	$-\frac{\nu(a_r - a)E'}{(\nu - 1)m}$	$0; -\frac{\nu(a_r - a)E'}{(\nu - 1)m}$
	σ'_{t_2}	0	0	$\frac{\nu(a_r - a)E'}{\nu - 1}; 0$
	σ''_{t_2}	$-\frac{\nu(a_r - a)E'}{(\nu - 1)m}$	$-\frac{\nu(a_r - a)E'}{(\nu - 1)m}$	$0; -\frac{\nu(a_r - a)E'}{(\nu - 1)m}$
∞	σ_{r_2}	$\frac{\nu(a_r - a)E'}{\nu(m + 1) - 2}$	$\frac{(a_r - a)E'\nu(1 - \varphi'^2)}{2(\nu - 1) + \nu(1 - \varphi'^2)(m - 1)}$	0
	σ'_a	$\frac{\nu(a_r - a)E'(m + 1)}{\nu(m + 1) - 2}$	$\frac{(a_r - a)E'\nu[2 - (1 - \varphi'^2)(m - 1)]}{2(\nu - 1) + \nu(1 - \varphi'^2)(m - 1)}$	$\frac{\nu(a_r - a)E'}{\nu - 1}$
	σ''_a	0	0	0
	σ'_{t_2}	$\frac{\nu(a_r - a)E'}{\nu(m + 1) - 2}$	$\frac{(a_r - a)E'\nu(1 + \varphi'^2)}{2(\nu - 1) + \nu(1 - \varphi'^2)(m - 1)}$	$\frac{\nu(a_r - a)E'}{\nu - 1}$
	σ''_{t_2}	$-\frac{\nu(a_r - a)E'}{\nu(m + 1) - 2}$	$-\frac{(a_r - a)E'\nu(1 - \varphi'^2)}{2(\nu - 1) + \nu(1 - \varphi'^2)(m - 1)}$	0

Die in Bild 5 dargestellten Diagramme gelten für $m = 1$. Bild 6 soll die durch andere Werte von m bedingten Änderungen dieser Diagramme veranschaulichen.

Die radiale Spannung $\bar{\sigma}''_{r_2}$ steigt mit wachsendem φ'' . Bei $\varphi'' \rightarrow \infty$ nähert sie sich dem in Tabelle 1 angegebenen Grenzwert. Dieser wird bei wachsendem φ' kleiner und sinkt bei $\varphi' = 1$ auf Null.

Die axiale Spannung $\bar{\sigma}_a$ steigt ebenfalls mit wachsendem φ'' . Ihr von φ' abhängiger Grenzwert für $\varphi'' \rightarrow \infty$ richtet sich aber nach anderen Gesetzmäßigkeiten:

Für $\varphi' = 1$ gilt der in Tabelle 1 angeführte Grenzwert, der von m unabhängig ist. Für $\varphi' \neq 1$ gilt: ist $m < 1$, steigt der Grenzwert mit fallendem φ' ; ist $m > 1$, fällt dieser Grenzwert mit fallendem φ' ; ist $m = 1$, ist dieser Wert von φ' unabhängig.

Die tangential Spannung im inneren Rohr $\bar{\sigma}''_{t_2}$ steigt mit wachsendem φ'' bis zu dem in Tabelle 1 angegebenen Grenzwert. Bei $\varphi' = 0$ gleicht dieser Grenzwert dem der radialen Spannung. Bei steigendem φ' steigt er im Gegensatz zu $\bar{\sigma}_{r_2}$. Bei $\varphi' = 1$ gleicht er dem Grenzwert der axialen Spannung.

Die axiale und die tangential Spannung $\bar{\sigma}_a''$ und $\bar{\sigma}''_{t_2}$ im äußeren Rohr haben, verglichen mit den Spannungswerten im inneren Rohr, entgegengesetzte Vorzeichen. Bei $\varphi'' = 1$ haben sie den gleichen, von φ' unabhängigen Wert. Ihre Absolutwerte sinken mit wachsendem φ'' .

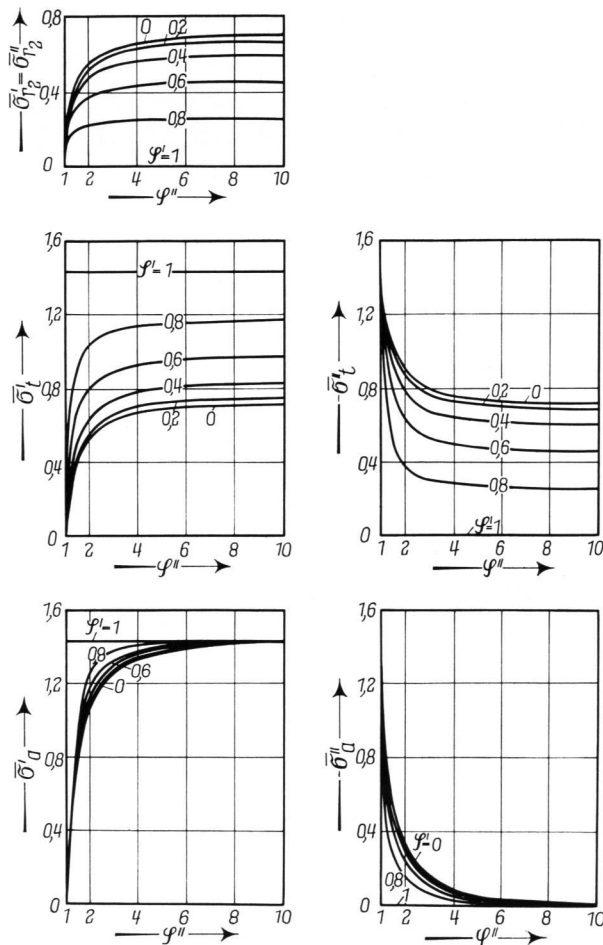


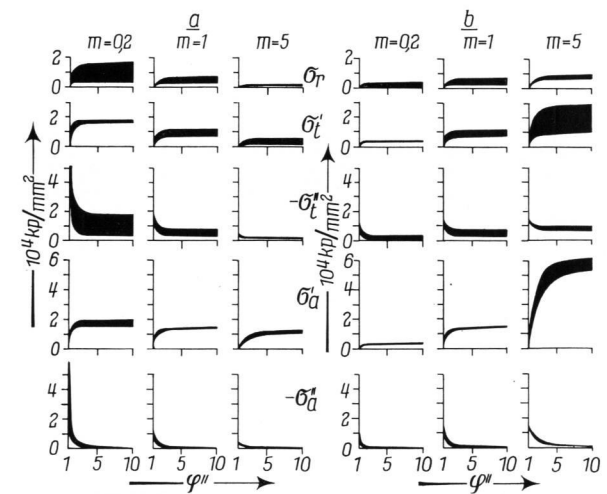
Bild 5. Abhängigkeit der relativen Spannung vom Verhältnis für φ' als Parameter und $m = 1$.

Bei $\varphi'' \rightarrow \infty$ nähert sich die axiale Spannung Null. Diese Annäherung zum Grenzwert erfolgt um so schneller, je höhere Werte φ' annimmt. Die tangential Spannung $\bar{\sigma}''_{t_2}$ nähert sich mit steigendem φ'' dem in Tabelle 1 angegebenen Grenzwert. Ist $\varphi' = 1$, ist φ'' im gesamten Bereich gleich Null.

In Tabelle 1 finden sich für $\varphi' = 1$ und $\varphi'' = 1$ zwei Grenzwerte der axialen und der tangentialen Spannung. Ihre Bedeutung ergibt sich aus den betreffenden Diagrammen: Die Funktion $\bar{\sigma} = \bar{\sigma}(\varphi'')$ ist in diesem Fall unstetig und die Kurve degeneriert zu einem Halbstrahl mit einer in seinem Ausgangspunkt senkrecht zu ihm stehenden Strecke.

Der Einfluß des Verhältnisses m ist nicht eindeutig. Diese Größe ist von den beiden Elastizitätsmodulwerten E' und E'' abhängig (siehe Gleichung (5)). Die Spannungswerte werden bei Konstanthaltung der Werte E' bzw. E'' auf ungleiche Weise beeinflusst. Die Diagramme in Bild 6 beschreiben diese beiden Fälle: Das Teildiagramm a gilt für $E' = 10000 \text{ kp/mm}^2$, das Teildiagramm B für $E'' = 10000 \text{ kp/mm}^2$. Als abhängig Veränderliche wird die mit dem Elastizitätsmodul E' multiplizierte relative Spannung aufgetragen. Diese Größe hat die Dimension einer Spannung und ist zahlenmäßig 10000mal größer als die relative Spannung in den Diagrammen von Bild 5. Bei konstantem E' sinken alle Spannungskomponenten mit wachsendem m (Bild 6a). Bei konstantem E'' steigen alle Spannungskomponenten mit wachsendem m (Bild 6b). Das Bild 6a beschreibt die Auswirkung von Elastizitätsänderungen des Außenteils auf den Spannungszustand im Gesamtkörper bei gleichbleibendem Innenteil. Bild 6b beschreibt die Auswirkung von Elastizitätsänderungen im Innenteil bei gleichbleibendem Außenteil. Die angedeuteten Erwägungen beziehen sich somit auf einen Austausch gedachter Werkstoffe mit abgestuften Elastizitätsmoduln bei gleichbleibendem Ausdehnungsverlauf. Die Feldbreite zwischen den Grenzwerten für φ' wird ebenfalls von m beeinflusst.

Die Verhältnisse zwischen den einzelnen Spannungskomponenten sind nicht konstant und nehmen bei verschiedenen φ' und m unterschiedliche Werte an. Dies



Bilder 6a und b. Einfluß des Verhältnisses m auf die Spannung. a) für $E' = 10000 \text{ kp/mm}^2$ als Konstantwert, b) für $E'' = 10000 \text{ kp/mm}^2$ als Konstantwert.

ist auf den Diagrammen in Bild 7 dargestellt, die für $\varphi' = 0$ und 0,8 und $m = 0,5$ und 2 bei konstantem E' gelten.

Die tatsächliche Größe und Richtung der Spannung werden durch Multiplizieren der relativen Spannung $\bar{\sigma}$ mit dem Ausdruck $(a_r - a) E'$ ermittelt. Da die Temperaturabhängigkeit des Ausdehnungskoeffizienten und des Elastizitätsmoduls im allgemeinen nicht linear ist, können sich gefährlich hohe Werte bestimmter Spannungskomponenten schon bei Temperaturen im genannten Temperaturbereich während der Abkühlung einstellen, ohne daß der Maximalwert erst bei Raumtemperatur erreicht wird. Dies konnte übrigens durch direkte fotoelastische Spannungsmessungen an Modellverbindungen von Kovar (Legierung aus: 28% Ni; 18% Co; Rest Eisen) mit Glas festgestellt werden.

3. Berechnungsbeispiel

Um eine Vorstellung darüber zu gewinnen, welche Werte die Spannung in einer Verbindung zwischen zwei Werkstoffen annehmen kann, wurden vier in der Praxis vorkommende Verbindungen berechnet, und zwar: zwei Verschmelzungen von Kovar mit einem Verschmelzglas sowie eine von Sinterkorund mit der Legierung FeNiCo (27% Ni; 24% Co; Rest Fe), gelötet mit zwei verschiedenen Lötstoffen.

Verbindung A: Metallrohr mit außen angeschmolzenem Glasrohr;

Verbindung B: voller Metallstab mit außen angeschmolzenem Glasrohr;

Verbindung C: Metallring auf Korundkeramik, gelötet mit eutektischem AgCu-Lot;

Verbindung D: Anordnung und Abmessungen wie bei C, gelötet mit reinem Cu-Lot.

Da sich die Ausdehnungskoeffizienten der einzelnen Werkstofflieferungen innerhalb gewisser Grenzen bewegen, wurden bei der Berechnung die beiden möglichen Grenzfälle berücksichtigt: 1. Ausdehnungskoeffizient des Metalls beim unteren, Ausdehnungskoeffizient des Glases bzw. des keramischen Werkstoffes beim oberen Grenzwert; 2. Wärmeausdehnungskoeffizient des Metalls beim oberen, Ausdehnungskoeffizient des Glases bzw. des keramischen Werkstoffes beim unteren Grenzwert.

In den Bildern 8 und 9 sind die geometrischen Verhältnisse für die Verbundkörper dargestellt, die Tabellen 2 und 3 geben eine Übersicht über die zur Berechnung notwendigen Werkstoffparameter. Die Diagramme in den Bildern 10 und 11 beinhalten die Ergebnisse der Berechnungen.

Bei der Bewertung des Spannungszustandes in Glas-Metallverschmelzungen stellt die Bindungstemperatur eine unbestimmte Größe dar, da sich das Glas beim Abkühlen von der Bindungs- bis zur Transformations-temperatur wie ein plastischer Körper verhält. Dieser Umstand wurde bei den Berechnungen außer acht gelassen. Es wurde vielmehr vorausgesetzt, daß während des Abkühlens bei einer bestimmten Temperatur sprunghaft eine feste Bindung zwischen beiden Verschmelzungspartnern entsteht und daß sich beide Teile während des weiteren Kühlvorganges wie vollkommen elastische Körper verhalten. Weiter wurde angenommen, daß die mittleren Ausdehnungskoeffizienten beider Werkstoffe

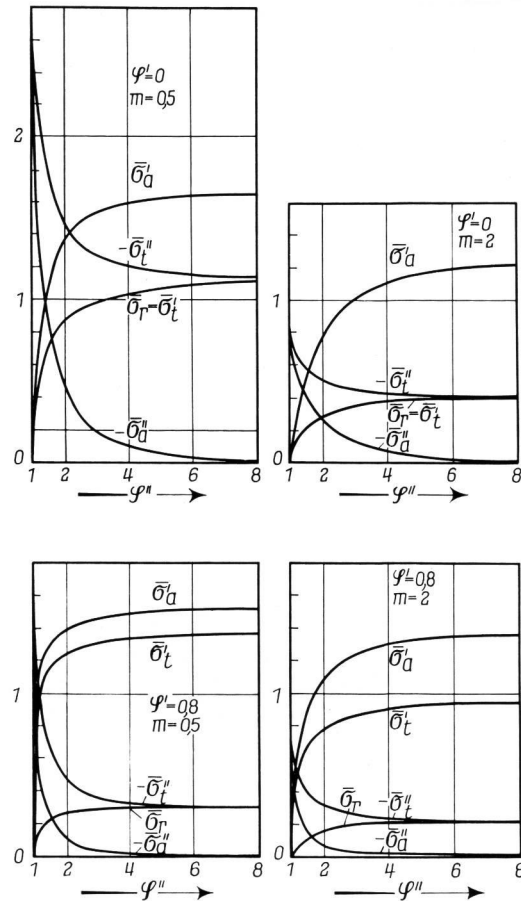


Bild 7. Gegenseitige Beziehungen der einzelnen Spannungskomponenten für verschiedene Werte der Verhältnisse φ' und m .

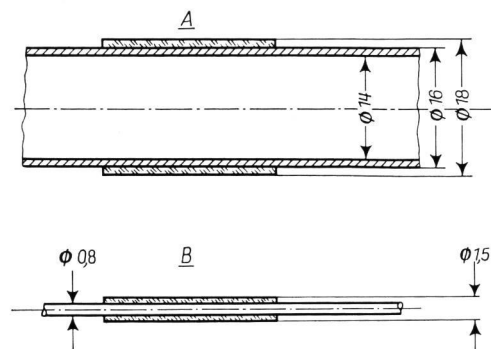


Bild 8. Geometrische Anordnung in Verbindungen zwischen Kovar-Legierung und Verschmelzglas, Berechnungsbeispiele A und B.

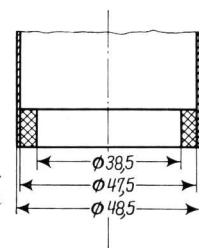


Bild 9. Geometrische Anordnung in Verbindungen zwischen Korundkeramik und FeNiCo-Legierung, Berechnungsbeispiele C und D.

bei der Bindungstemperatur τ einander gleichen, so daß die Dilatationsspannung nach Abkühlung auf die Normaltemperatur t_0 gleich Null ist. Dieser Fall ist theoretisch denkbar. Es ist möglich, die Bindungstemperatur bis zu einem gewissen Grad durch die Wahl des Temperverfahrens zu beeinflussen. Dagegen stellt die Bindungstemperatur beim Löten keramischer Werkstoffe einen konstanten Wert dar, der der Erstarrungstemperatur des verwendeten Lotes entspricht.

Der Verlauf der Temperaturabhängigkeit der Dilatationsspannung hängt unmittelbar von den Ausdehnungseigenschaften beider Werkstoffe ab. Die in den Verbindungen A und B im Fall der Kombination 1 entstandene Spannung ändert während der Abkühlung zweimal ihre Richtung (Zug \rightarrow Druck und umgekehrt).

Tabelle 2. Werkstoffeigenschaften der Kovar-Legierung (28 % Ni, 18 % Co, Rest Fe) und des Verschmelzglas KS 51, nach eigenen Messungen Berechnungsbeispiele A und B

Temperatur in °C	Elastizitätsmodul ¹⁾ E in kp/mm ²		Mittlerer linearer Wärmeausdehnungskoeffizient ²⁾ $\alpha_{20-t} \cdot 10^7$ in °C ⁻¹			
	Kovar	Glas	Kovar		Glas	
			1	2	1	2
20	14000	5670	—	—	—	—
50	14050	5770	63,0	63,0	54,0	49,5
100	14150	5870	56,8	60,0	51,4	48,5
150	14250	5900	53,4	58,7	50,0	47,0
200	14350	5880	50,5	57,0	51,0	48,0
250	14550	5840	48,1	55,4	52,3	48,7
300	14800	5790	46,1	54,0	53,0	49,0
350	15100	5720	44,8	52,8	53,0	49,1
400	15400	5610	44,8	52,4	54,0	49,2
450	15550	5470	52,0	53,5	54,9	49,5
500	15450	5200	62,0	61,5	59,0	55,7

Bindungstemperatur: Werkstoffkombination 1: $\tau = 524$ °C; Werkstoffkombination 2: $\tau = 530$ °C.

¹⁾ bestimmt auf Grund der Eigenfrequenz von Querschwingungen dünner Probekörper [4, 5].

²⁾ bestimmt mit einem Leitz-Bollenrath-Dilatometer.

Tabelle 3. Werkstoffeigenschaften der Korundkeramik und der FeNiCo-Legierung (27 % Ni, 24 % Co, Rest Fe), nach eigenen Messungen Berechnungsbeispiele C und D

Temperatur in °C	Elastizitätsmodul ¹⁾ E in kp/mm ²		Mittlerer linearer Wärmeausdehnungskoeffizient ²⁾ $\alpha_{20-t} \cdot 10^7$ in °C ⁻¹			
	Keramik	FeNiCo	Keramik		FeNiCo	
			1	2	1	2
20	31000	14000	—	—	—	—
100	30700	14200	61,5	53,5	81,0	89,0
200	30300	14500	66,0	58,0	79,0	87,0
300	29850	15000	70,0	62,0	76,0	84,0
400	29300	15650	73,0	65,0	72,0	80,0
500	28350	15830	75,8	67,8	70,0	78,0
600	27000	14950	78,0	70,0	78,2	85,2
700	25000	13100	79,6	71,6	88,2	94,2
800	23000	11720	81,0	73,0	97,6	102,6
900	21300	10750	82,0	74,0	107,5	112,5
1000	20000	10000	83,0	75,0	116,0	120,0

Bindungstemperatur: eutektisches Lot CuAg: $\tau = 750$ °C (C); Kupferlot: $\tau = 1050$ °C (D).

¹⁾ bestimmt auf Grund der Eigenfrequenz von Querschwingungen dünner Probekörper [4, 5].

²⁾ bestimmt mit einem Leitz-Bollenrath-Dilatometer.

In der Kombination 2 dagegen bleibt das Vorzeichen der Dilatationsspannung während des gesamten Kühlvorgangs gleich. Bei der ersten Kombination tritt ein Spannungsmaximum bei 400 °C auf, die zweite Kombi-

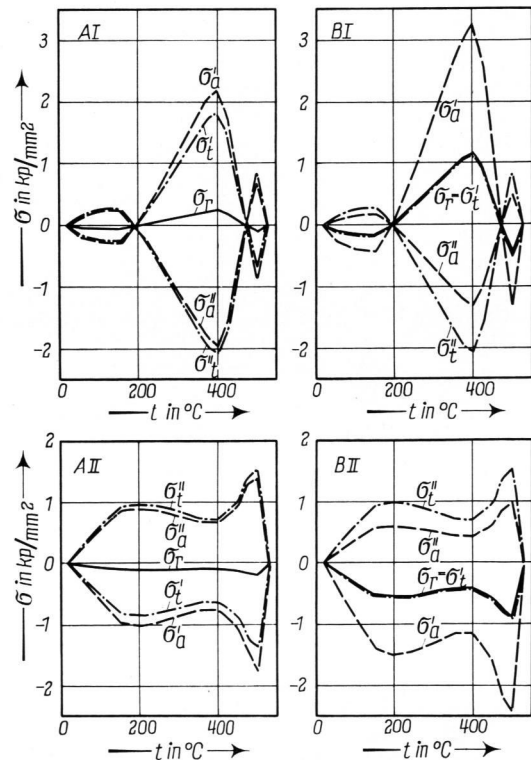


Bild 10. Berechnete Temperaturabhängigkeit der Spannungswerte für Beispiele von Verbindungen zwischen Kovar-Legierung und Verschmelzglas, Berechnungsbeispiele A und B.

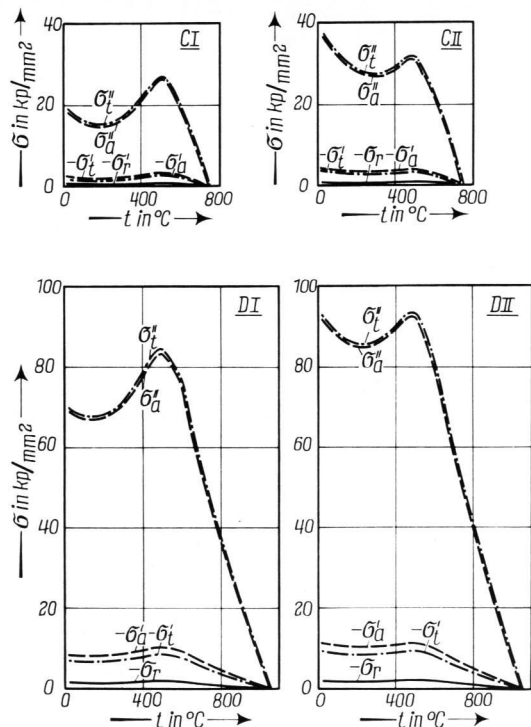


Bild 11. Berechnete Temperaturabhängigkeit der Spannungswerte für Beispiele von Verbindungen zwischen Korundkeramik und FeNiCo-Legierung, Berechnungsbeispiele C und D.

nation weist bei dieser Temperatur ein Minimum auf. Der Spannungszustand im Versuchskörper A unterscheidet sich von dem im Körper B nur durch die absoluten Werte der Spannungskomponenten. Die errechneten hohen Werte der tangentialen und der axialen Spannung bei mit Kupfer gelöteten Keramik-Metall-Verbindungen (Fall D) überschreiten die Festigkeitsgrenze der FeNiCo-Legierung ($\sigma_{Pr} = 55 \text{ kp/mm}^2$). Tatsächlich setzt jedoch nach dem Überschreiten der Proportionalitätsgrenze ($\sigma_{0,02} = 34 \text{ kp/mm}^2$) eine plastische Verformung des betreffenden Teilkörpers ein, so daß die tatsächlichen Spannungswerte im Vergleich zu den berechneten kleiner sind.

Zugspannungen im gläsernen oder keramischen Teil stellen in bezug auf die mechanische Festigkeit des Bauteils eine Gefahrenquelle dar, da die Zugfestigkeit von spröden Körpern verhältnismäßig niedrig ist. In Verbundkörpern, deren äußere Hülle aus Glas oder Keramik besteht, lassen sich Zugspannungen niemals vollkommen ausschließen, da das Vorzeichen der radialen Spannung im äußeren Rohr zu dem der axialen und der tangentialen Komponente entgegengesetzt ist. Die Wahl geeigneter Werkstoffe und gegebenenfalls auch Änderungen in der Geometrie des Körpers ermöglichen eine gewisse Steuerung des Spannungszustandes in dem

Sinne, daß keine der Spannungskomponenten gefährliche Grenzwerte überschreitet.

4. Schlußfolgerungen

Aus der hier durchgeführten Analyse lassen sich drei Möglichkeiten einer Beeinflussung des Spannungszustandes ableiten: 1. Wahl geeigneter Werkstoffe mit einander angepaßtem Ausdehnungsverhalten; 2. Wahl der Bindungstemperatur (d. h. des Lotes); 3. Wahl der Abmessungen.

Es ist verständlich, daß die Wahl der Werkstoffe nicht willkürlich getroffen werden kann. Dieser Möglichkeit setzt erstens das Angebot der erhältlichen Werkstoffsorten eine Grenze, zweitens die Fertigungstechnologie, und drittens muß den konstruktionstechnischen Forderungen im Hinblick auf die Wirkungsweise der hergestellten Verbundkörper entsprochen werden. Die Theorie, die auf vereinfachenden Voraussetzungen basiert, liefert dennoch genügend Unterlagen zur Beurteilung der Auswirkungen von Werkstoffeigenschaften und geometrischen Verhältnissen auf den Spannungszustand im untersuchten Körper. Sie ermöglicht somit die Annäherung an eine optimale Bauart in der Elektronik oft vorkommender koaxialer zylindrischer Verbundkörper.

5. Literatur

- [1] PORITZKY, H.: Analysis of thermal stresses in sealed cylinders. *Physics* 4 (1934) S. 406.
- [2] HULL, A. W. und BURGER, E. E.: Glass-to-metal seals. *Physics* 5 (1934) S. 384. [Ref. *Glastechn. Ber.* 13 (1935) S. 403.]
- [3] ZINCKE, A.: Technologie der Glasverschmelzungen. Leipzig: Akad. Verlagsges. Geest und Portig 1961. [Ref. *Glastechn. Ber.* 35 (1962) S. 380.]
- [4] MACH, O. und MÜLLER, L.: Messung des Elastizitätsmoduls durch Bestimmung der Eigenfrequenz von Querschwingungen. (Orig. tschech.) *Silikáty* 2 (1958) S. 356 bis 361.
- [5] MÜLLER, L. und MACH, O.: Bestimmung der Temperaturabhängigkeit des Elastizitätsmoduls. (Orig. tschech.) *Silikáty* 3 (1959) S. 168 – 176. [Ref. *Glastechn. Ber.* 33 (1960) S. 305.] 71-0493

DK 666.1.031.13:532.5:536.25:666.1.031.2.001.57:666.1.031.12

Glasströmungsuntersuchungen in einer Modellwanne unter besonderer Berücksichtigung der Transportströmung*)

Teil I. Versuchsdurchführung und thermische Wirkung der Gemengedecke

Von HEINZ-ECKHARD LENNERTZ, Aachen

(Mitteilung aus dem Institut für Industrieofenbau und Wärmetechnik im Hüttenwesen der Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule Aachen)

(Eingegangen am 28. September 1970)

Mit Hilfe eines Glaswannenmodells wurde das Zusammenwirken von Entnahmestromung und Konvektionsstromung untersucht. Als Konvektionsstromungen wurden dabei thermisch und vor allem durch lokales Lufteinblasen mechanisch verursachte Konvektionsstromungen in die Untersuchungen einbezogen. Die angewandte Modelltechnik basierte auf Angaben in der Literatur und auf einer Arbeit von САФАИЕВ [1]. Durch eine Verbesserung der Versuchstechnik gelang es, exakte Farbmarkierungen zu erzeugen, über deren Deformation der örtliche Strömungsverlauf genau erfaßt werden konnte.

Die Ergebnisse zeigten, daß der Einlegetechnik und der Temperatur des Modellstoffes bei der Eingabe große Bedeutung auf die Ausbildung der Strömung zukommt. Ferner ergab sich, daß die thermische Konvektionsstromung und die Entnahmestromung zwei grundverschiedene Strömungsbilder ausbilden, die sich nicht überlagern, sondern deutlich gegenseitig beeinflussen. Wurden außerdem noch Konvektionsstromungen mechanisch durch Einblasen von Luft durch den Wannenboden erzeugt, so änderte sich das Strömungsgeschehen tiefgreifend. Es wurde erkannt, daß für das

Strömungsgeschehen in einer Glasschmelzwanne die Senkenwirkung des kühlenden Gemengeteppichs, der thermisch und vor allem der durch den Einbau einer Blaskette mechanisch bedingte Quellpunkt sowie die Entnahmestromung entscheidend sind.

Teil I befaßt sich mit der Planung und dem Aufbau des Versuchsstandes sowie mit den angewandten Versuchstechniken zur Sichtbarmachung der Strömungen. Ferner werden Versuche zum Simulieren der thermischen Wirkung der Gemengedecke für die Fälle mit und ohne Bubbling beschrieben.

Teil II**) befaßt sich mit dem Einfluß von Barrieren, der Änderung der Beschickungsmenge und Durchlaßbreite auf die Wannenstromung für die Fälle mit und ohne Bubbling und bringt abschließend eine Zusammenfassung der gesamten Arbeit.

*) Von der Fakultät für Bergbau und Hüttenwesen der Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule Aachen genehmigte Dissertation des Autors (1970).

**) Teil II wird in den *Glastechn. Ber.* 44 (1971) Heft 5 veröffentlicht.