

6. Abschlusselemente

Dieses Kapitel betrifft die Elemente

„**Kegelförmige Mäntel**, Kapitel 6.1“

„**Gewölbte Böden und Zwischenwände**, Kapitel 6.2“ und

„**Ebene Böden und Platten**, Kapitel 6.3“

Das deutsche Regelwerk handelt diese in den AD-Merkblättern B2, B3 und B5 ab [1].

Die Abschlusselemente dienen dazu, zylindrische Mäntel zu einem vollständigen Druckbehälter zusammenzufügen. Eine Ausnahme können die kegelförmigen Elemente darstellen, die natürlich auch ohne den Anschluss an einen Zylindermantel vorkommen können. Die Regel ist jedoch auch hier die Verwendung als Feststoffsilo, bestehend aus zylindrischem Lager- teil und konvergierendem Austragskegel.

Die Abb. 6-1 aus [18] bringt eine Zusammenstellung der üblichen Abschlusselemente, wie sie wohl überall in der Welt gebräuchlich sind. Die Klassifizierung und die Zuordnung zu Böden, wie sie speziell in Deutschland verwendet werden, ist in dem genannten Überblick auf Abb. 6-1 angegeben. Sie zeigt vom ebenen Deckel über gewölbte Böden bis hin zum Kegelmantel alle im Kapitel 6 vorkommenden Elemente.

Obwohl gewölbte Böden, die aus ebenen Platten geformt werden, zusätzliche Kosten durch die Formgebung verursachen, ist ihre Verwendung wegen des Volumengewinns und wegen der günstigeren Spannungsverteilung unter Innendruck üblicherweise wirtschaftlicher. Ausgenommen hiervon sind Zylinder mit kleineren Durchmessern – z. B. Stutzen – die fast ausschließlich durch ebene Deckel verschlossen werden.

Eine weitere allgemeine Einführung erübrigt sich, weil die in diesem Kapitel 6 behandelten Elemente sehr unterschiedlich hinsichtlich der Berechnung zu behandeln sind. Allen gleich ist jedoch die Überlagerung von druckbedingten, ziemlich gleichmäßig über den Querschnitt verteilten Membranspannungen und im Bereich von geometrischen Formänderungen Z-förmig von + nach – verteilten Biegespannungen.

Weitere Vorbemerkungen finden sich in den einzelnen Unterkapiteln.

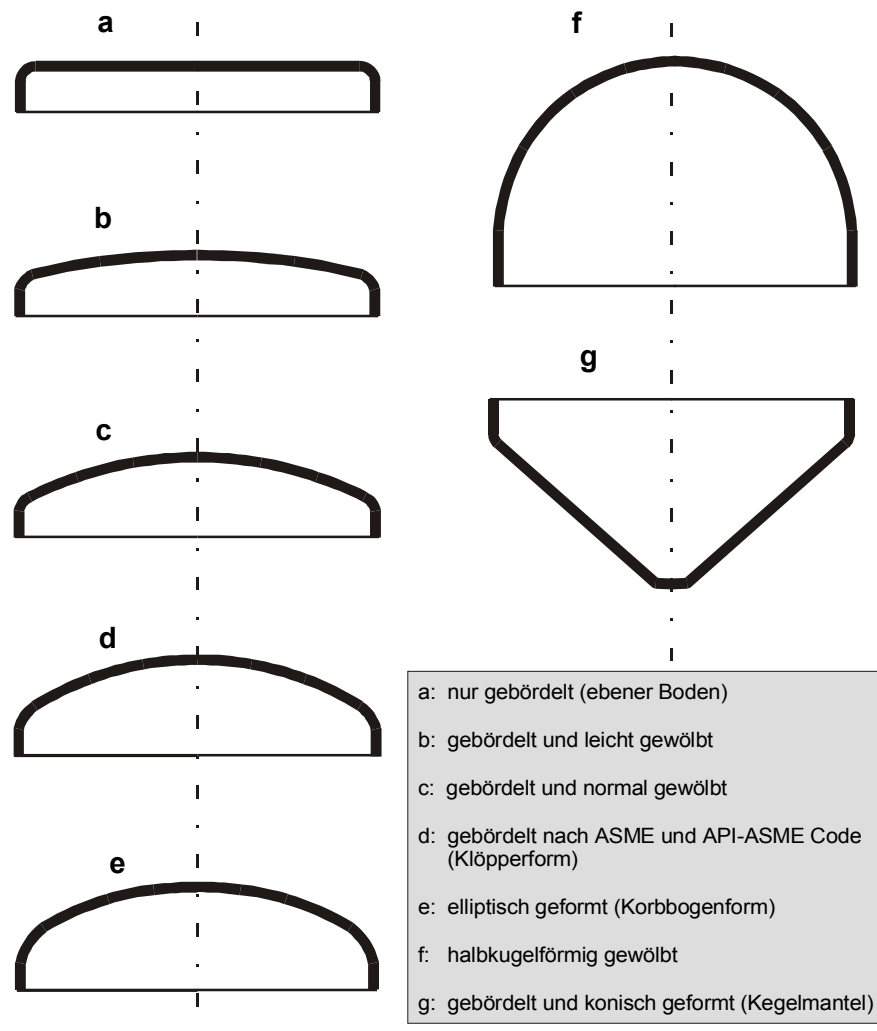


Abb. 6-1: Zusammenstellung von verschiedenen, oft gebrauchten Abschlusselementen nach [18]

6.1 Kegelförmige Mäntel

Einleitung

Kegelmäntel werden meist für den Austragsbereich von Silos verwendet, manchmal auch für Sonderkonstruktionen von Reaktoren und anderen Apparaten der chemischen Produktionstechnik. Fast immer handelt es sich dabei um konvergierende Kegel, so dass auf diese das Hauptaugenmerk gerichtet wird. Die selteneren Fälle divergierender Kegel sind in den Berechnungsgleichungen des AD-Merkblatts B2 enthalten.

Aus dem Kräftegleichgewicht nach dem Flächenvergleichsverfahren ergibt sich die Grundgleichung

$$s = \frac{D_K \cdot p}{20 \cdot \frac{K}{S} \cdot \nu - p} \cdot \frac{1}{\cos \varphi} \quad (6.1)$$

Als Festigkeitskennwert kann also nur das $\cos \varphi$ -fache von K genutzt werden. D_K ist der Kegeldurchmesser am Ende des Abklingbereichs der Krempe. Die genaue Bestimmungsgleichung lautet:

$$D_K = D_{a1} - 2 \cdot [s_l + r \cdot (1 - \cos \varphi) + x_2 \cdot \sin \varphi] \quad (6.2)$$

$$\text{mit } x_2 = 0,7 \cdot \sqrt{\frac{D_{a1} \cdot s_l}{\cos \varphi}} \quad \text{für } \varphi < 70^\circ$$

x_2 ist darin die Abklinglänge zum Kegel hin. x_2 und D_K sind in der Skizze der Abb. 6-2 eingetragen.

In Übergängen zwischen den spannungsgünstigen Grundformen – Zylinder, Kugel, Kegel – eines Apparates kommt es im Krempebereich zwischen Zylinder- und Kegelmantel zu örtlichen Spannungserhöhungen, wie in Abb. 6-3 (Bild A1 aus Anhang zu AD-B2) für Membran- und Biegespannungen dargestellt. Grundlage dieses Bildes und auch der Nomo-gramme entsprechend Abb. 6-2, bzw. Bilder 3.1 bis 3.8 aus AD-B2, ist eine geometrisch und physikalisch lineare Spannungsberechnung mit einem numerischen Programm auf der Grundlage eines Übertragungs- oder Stufenkörperverfahrens (siehe auch Anhang zu AD-Merkblatt B2 / Erläuterungen).

Die oben genannte Abb. 6-3 zeigt den prinzipiellen Spannungsverlauf in Zylinder, Krempe und konvergierendem Kegelmantel. Wie man sieht, und wie auch nicht anders zu erwarten war, entstehen unter Innendruck in der Krempe erhebliche Spannungsspitzen.

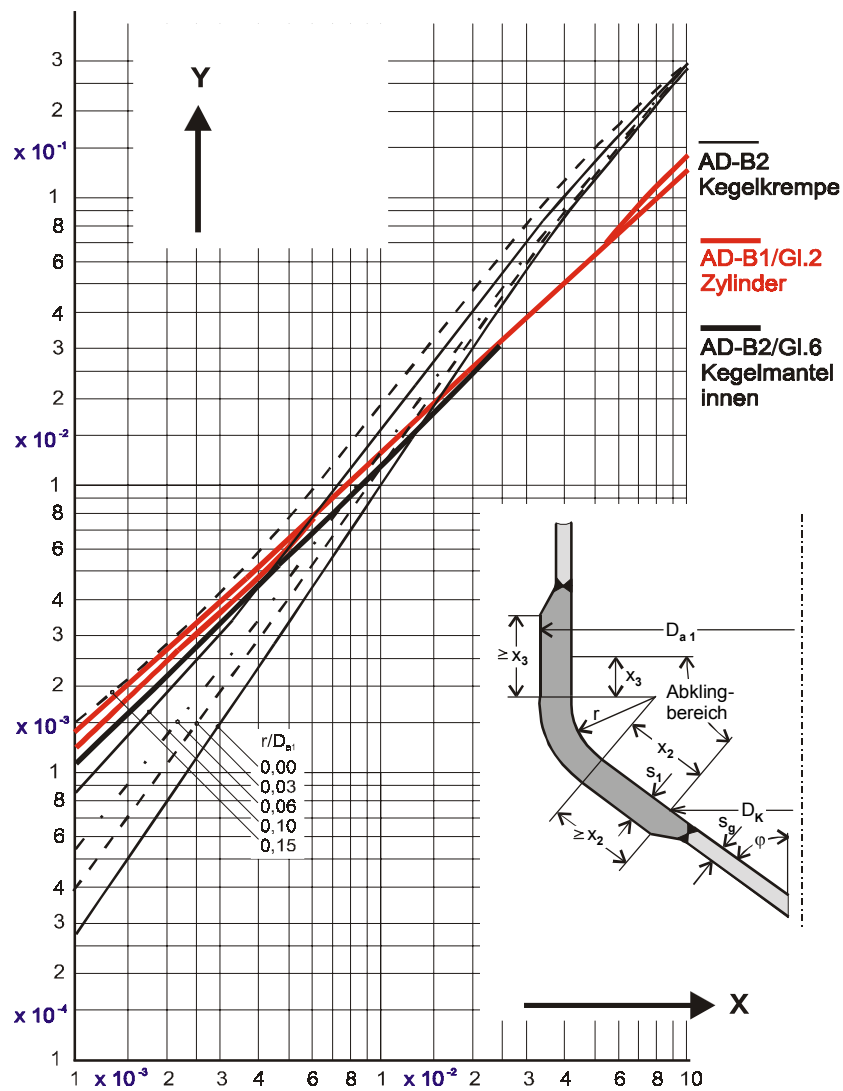


Abb. 6-2: Zulässiger Wert der Beanspruchungsgruppe $Y = \frac{p \cdot S}{15 \cdot K \cdot v}$ für den Krempebereich von konvergierenden Kegeln über dem Wanddicken-Durchmesser-Verhältnis $X = s_1/D_{a1}$ bei unterschiedlichen Radien r/D_{a1} , Öffnungswinkel $\varphi = 40^\circ$. Zum Vergleich: Zylinder nach Gl. (2)/AD-B1 und Kegel nach Gl. (6)/AD-B2 außerhalb des Abklingbereichs der Störspannungen [1]

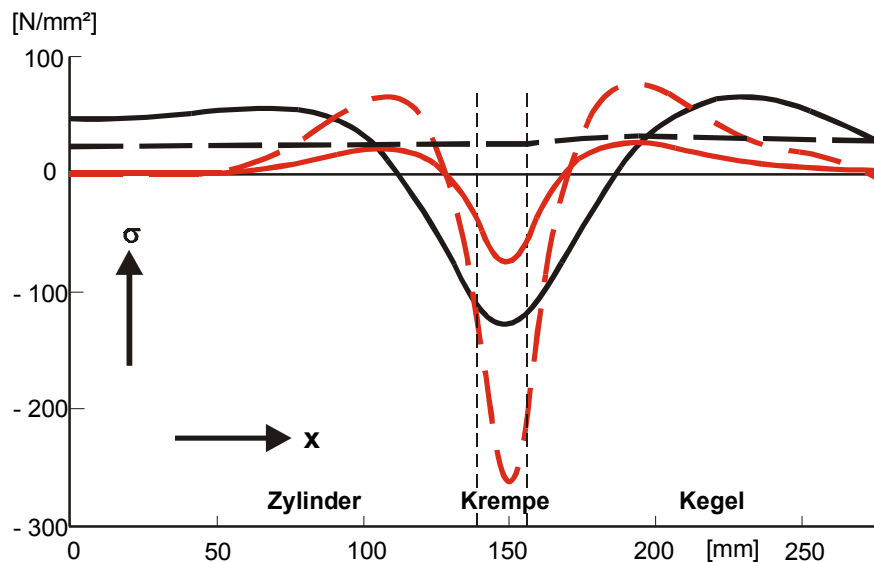


Abb. 6-3: Prinzipieller Spannungsverlauf in Zylinder, Krempe und konvergierendem Kegel eines Druckbehälters

rot: Biegespannungen, schwarz: Membranspannungen,
 durchgezogene Kurvenzüge: Umfangsrichtung (tangential)
 gestrichelte Kurvenzüge: Längsrichtung (meridian)
 Beispiel mit: $s = 2 \text{ mm}$, $D_{a1} = 1000 \text{ mm}$, $r/D_{a1} = 0,02$, $p = 1,9 \text{ bar}$,
 $K = 200 \text{ N/mm}^2$, $\vartheta = 40^\circ \text{ C}$

Die neue Version des AD-Merkblatts B2 (Ausgabe 1995) [1] stellt erwähnte Linientafeln (Nomogramme) für verschiedene Kegelwinkel φ zur Verfügung, aus welchen über einen bezogenen Druck $Y = \frac{p \cdot S}{15 \cdot K \cdot v}$ als Ordinate und das Radiusverhältnis r/D_{a1} die erforderliche Wanddicke s_1 der Krempe aus der Abszisse $X = s_1/D_{a1}$ zu bestimmen ist.

Noch einmal muss erwähnt werden, dass es sich vereinbarungsgemäß bei den Wanddicken s um die berechneten Wanddicken ohne die Zuschläge c handelt.

Die Abb. 6-2 zeigt den zulässigen Wert der Beanspruchungsgruppe Y für den Krempenbereich von Kegeln über der bezogenen Wanddicke X bei unterschiedlichen Radien r/D_{a1} für einen Öffnungswinkel $\varphi = 40^\circ$. Zum Vergleich wurden auch Zylinder nach Gl. (2)/AD-B1 (Kesselformel) und

Kegel nach Gl. (6)/AD-B2 außerhalb des Abklingbereichs der Störspannungen aufgenommen.

Der Verlauf $Y(X)$ nach der „Kesselformel“ (AD-B1) zeigt, dass gegenüber der Berechnung nach AD-B2 bei großen Wanddicken nur deutlich kleinere Drücke zugelassen werden. Dieses Phänomen mag mit dem mittragenden Bereich von Zylinder und ungestörtem Konus begründet sein. Es wird empfohlen, den Druck nach AD-Merkblatt B1 zu wählen.

Diese Abb. zeigt aber auch, dass für $Y > 0,007$ nach Gl. (6) aus AD-B2 für den Innenkegel die größere Wanddicke berechnet wird. Der kritische Betrachter mag die Frage aufwerfen, ob die Krempe wanddicke nicht tangential in den Funktionsverlauf nach Gl. (2) aus AD-B1 oder Gl. (6) aus AD-B2 einmünden müsste.

Analog zu AD-Merkblatt B3 (Gewölbte Böden) soll ein Berechnungsbeiwert β definiert werden, der dann auch in diesen Betrachtungen zum neuen AD-B2 Verwendung finden soll. Dieser Wert β nämlich war in der alten Ausgabe von AD-B2 explizit vorhanden. Es darf die Frage aufgeworfen werden, warum dieser β – Wert in der neuen Version von AD-B2 nicht beibehalten wurde.

In Abb. 6-4 werden die Berechnungsbeiwerte β – d.h. die Spannungserhöhungsfaktoren – der alten Version des AD-Merkblatts B2 mit der neuen Version von 1995 verglichen ($d_i = 0$).

$$\text{AD-B2 alt/1986: } \beta = \frac{s_l}{D_{a1}} \cdot \frac{40 \cdot K \cdot \nu}{S \cdot p} \quad (6.3)$$

Für diese Version wurden die β -Werte nach einfachstem Stufenkörperverfahren bestimmt und durch Spannungsermittlungen aus Dehnungsmessungen bestätigt. Die Wanddicke s wird meist durch die Krempe bestimmt, jedoch kann der Kegel mit seiner Wanddicke s_g durchaus dicker ausfallen als die Krempe. Dann sollte die Krempe wanddicke aber ebenfalls mit s_g ausgeführt werden.

$$\text{AD-B2 neu/1995: } \beta = \frac{s_l}{D_{a1}} \cdot \frac{40}{15} \cdot \frac{1}{Y} \quad (6.4)$$

analoger Wert zu oben (aus $Y = \frac{p \cdot S}{15 \cdot K \cdot \nu}$ als Definition)

Im oberen Teil der Abbildung sind die Abhängigkeiten für das konstante Verhältnis $r/D_{a1} = 0,08$ und die Kegelwinkel $\varphi = 10^\circ, 40^\circ$ und 70° aufgetragen, im unteren Teil für den konstanten Kegelwinkel $\varphi = 40^\circ$ die Durchmesser verhältnisse $r/D_{a1} = 0,01, 0,08$ und $0,15$.

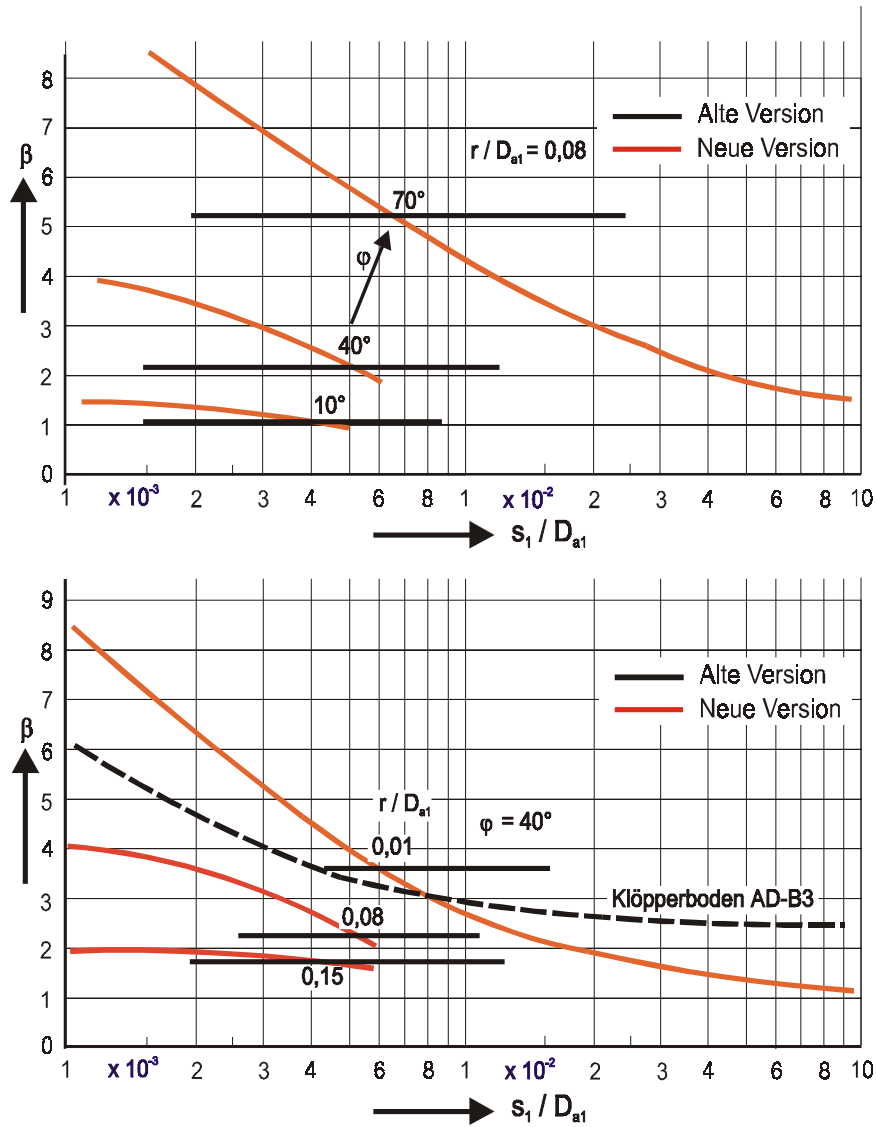


Abb. 6-4: Vergleich von Berechnungsbeiwerten β (Spannungserhöhungsfaktoren) nach alter und neuer Version von AD-Merkblatt B2 [1]

Man erkennt, dass nunmehr bei kleinen Abszissenwerten X mit größeren β -Werten auch größere Wanddicken, bei größeren Abszissenwerten umgekehrt kleinere Wanddicken s_1 von Kegelmänteln erforderlich werden, da mit der neuen Version des AD-Merkblatts B2 der Einfluss der Wanddi-

cke auf die Krepenspannung berücksichtigt wird. Dies kennt man in der Tendenz auch bei den β -Werten für gewölbte Böden, die im folgenden Kapitel 6.2 behandelt werden.

In einer völlig anderen Darstellungsform ist der kritische Vergleich noch einmal in der Abb. 6-5 wiederholt. Man erkennt die deutlichen Unterschiede und wohl auch, dass nicht jeder Zehntel Millimeter an unter Umständen fehlender Wanddicke auf die „Goldwaage“ gelegt werden sollte.

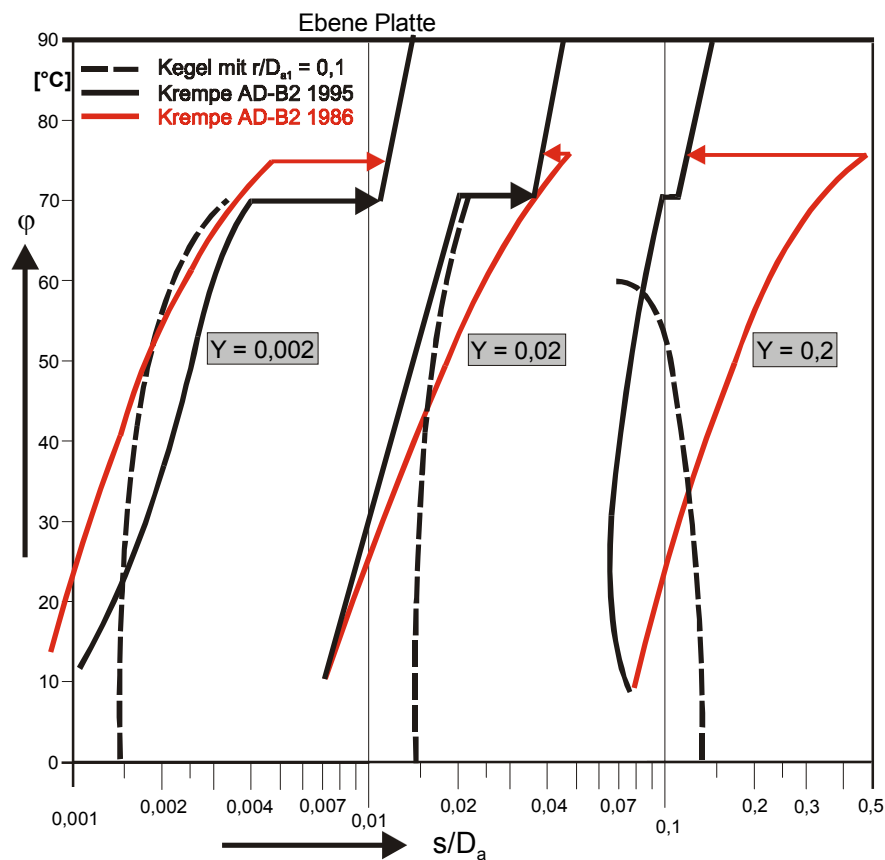


Abb. 6-5: Zulässiger Kegelöffnungswinkel φ (bis Mittelachse) über dem Wanddicken-Durchmesser-Verhältnis s/D_a für verschiedene Gruppen $Y = \frac{p \cdot S}{15 \cdot K \cdot v}$ nach unterschiedlichen AD-Merkblättern [1]

An dieser Stelle muss eine kritische Bemerkung angefügt werden:

Nach altem AD-Merkblatt B2 – Ausgabe August 1986 – erhält man $\beta \approx \text{const.}$ für $0,08 \leq r/D \leq 0,13$ und $1,5 \leq \beta \leq 1,6$. Der Vergleich mit dem Radiumseinfluss des neuen AD-Merkblatts B2 zeigt die Notwendigkeit einer Revision. Hier wäre eine Vorveröffentlichung der neuen Ausgabe des AD-Merkblatts B2 guter Stil gewesen! Als Konsequenz ergibt sich nämlich: Kleine Wanddicken werden dicker, große dünner als früher.

In Abb. 6-6 sind die Berechnungsbeiwerte β für die Verbindung Kegel – Zylinder über der bezogenen Wanddicke s_1/D_{a1} nach [13] dargestellt.

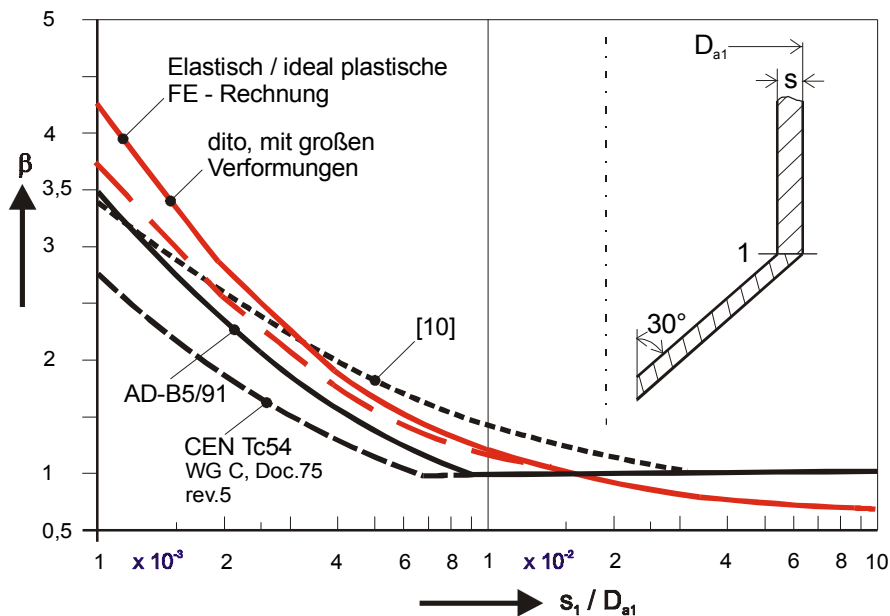


Abb. 6-6: Berechnungsbeiwerte β für die Verbindung Kegel – Zylinder über dem sogenannten „Dickwandigkeitsgrad“ s/D_{a1} nach [11].

Damit wird die Berechtigung für die deutliche Änderung der Berechnungsmargen dokumentiert. Alle fünf dargestellten Methoden belegen den Abfall des Beiwerts β mit dem Quotienten s/D_{a1} . Das in den Erläuterungen zu AD-Merkblatt B2 erwähnte Übertragungsverfahren wird in der Tendenz und mit geringem Unterschied zu den heute gültigen Werten gut bestätigt.

Das Grenzkriterium stellt die Vollplastifizierung des Querschnitts 1 dar, d.h. die Ausbildung eines nach E.Siebel (vormals Ordinarius an der TH Stuttgart) so bezeichneten „plastischen Gelenks“.

Beispiele

Beispiel 1 (Lese- und Rechenbeispiel):

Aufgabenstellung:

Die Einführungsdarstellung in Abb. 6-3 der örtlichen Störspannungen in der Kegelkrempe und im Abklingbereich der oszillierenden Spannungsverläufe soll mit Hilfe der Linientafel Abb. 6-2 $Y = \frac{p \cdot S}{15 \cdot K \cdot v}$ über

$$X = \frac{s_l}{D_{a1}} \text{ verglichen werden.}$$

Lösungsweg:

$$\text{Abszisse } X = \frac{s}{D_{a1}} = \frac{2}{1000} = 0,002 \quad \text{Parameter } \frac{r}{D_{a1}} = \frac{20}{1000} = 0,02$$

Damit bei $\varphi = 40^\circ$ als Ordinate

$$Y = \frac{p \cdot S}{15 \cdot K \cdot v} = 0,00095 \hat{=} \frac{p}{15} \cdot \frac{1}{\sigma_v};$$

daraus die mittlere Vergleichsspannung

$$\sigma_v = \frac{1,9}{15} \cdot \frac{1}{0,00095} = 133 \text{ N/mm}^2$$

Dieser Wert ist jedoch im Bereich hoher Spannungsspitzen wegen dort zulässiger plastischer Verformung deutlich kleiner als eine rechnerische Vergleichsspannung von ca. 220 N/mm² für die Spannungsspitzen in Kremenmitte. Dieser Wert wird nach GEH wie folgt ermittelt (siehe dazu Kapitel 3, Gleichung für den zweiachsigen Spannungszustand):

$$\begin{aligned} \sigma_{um} + \sigma_{ub} &= \sigma_u & \sigma_{lm} + \sigma_{lb} &= \sigma_l \\ \sigma_u &= -260 + 22 = -238 \text{ N/mm}^2 & \sigma_l &= -126 - 74 = -200 \text{ N/mm}^2 \\ \sigma_v &= \sqrt{\sigma_u^2 + \sigma_l^2 + \sigma_u \cdot \sigma_l} \\ &= \sqrt{(-238)^2 + (-200)^2 - [(-238) \cdot (-200)]} = 221 \text{ N/mm}^2 \end{aligned}$$

Beispiel 2 (Rechenbeispiel):

Aufgabenstellung:

Zu berechnen sind die Wanddicken eines Transportsilos mit Kegelwinkel $\varphi = 40^\circ$, Werkstoff 1.4541 ($9 \leq 50^\circ\text{C}$), d.h. $K = 222 \text{ N/mm}^2$, Kremen-

durchmesser außen $D_{a1} = 2500$ mm, Krempe radius $r = 200$ mm, somit $r/D_{a1} = 0,08$. Wegen gelegentlicher Entleerung mit Pressluft bzw. Stickstoff Auslegungsdruck $p = 6$ bar.

Lösungsweg:

Die Lösung erfolgt unter Nutzung der Linientafel in Abb. 6-2:

$$\text{Für die Ordinate ergibt sich } Y = \frac{p \cdot S}{15 \cdot K \cdot v} = \frac{6 \cdot 1,5}{15 \cdot 222 \cdot 0,85} = 0,00318$$

mit dem Parameter $\frac{r}{D_{a1}} = 0,08$ und für die Abszisse

$$X = \frac{s_L}{D_{a1}} = 0,00353, \text{ basierend auf Bild 3.4 in AD-B2.}$$

Daraus Krempe wanddicke $s_1 = 0,00353 \cdot 2500 = 9$ mm.

Die Kegelwanddicke wird wie folgt ermittelt:

$$x_2 = 0,7 \cdot \sqrt{\frac{D_{a1} \cdot s_1}{\cos \varphi}} = 0,7 \cdot \sqrt{\frac{2500 \cdot 9}{\cos 40^\circ}} = 120 \text{ mm}$$

$$\begin{aligned} D_K &= D_{a1} - 2 \cdot [s_1 + r \cdot (1 - \cos \varphi) + x_2 \cdot \sin \varphi] \\ &= 2500 - 2 \cdot [9 + 200 \cdot (1 - \cos 40^\circ) + 120 \cdot \sin 40^\circ] = 2234 \text{ mm} \end{aligned}$$

$$s_g = \frac{D_K \cdot p / \cos \varphi}{20 \cdot \frac{K}{S} \cdot v - p} = \frac{2234 \cdot 6 / \cos 40^\circ}{20 \cdot \frac{222}{1,5} \cdot 0,85 - 6} = 7 \text{ mm}$$

Im Krafteinleitungsbereich der am Kegel angebrachten vier Behälterfüße muss die Wanddicke großflächig durch aufgeschweißte Verstärkungsbleche auf etwa den doppelten Wert (20 mm) erhöht werden. Nur dann findet keine Überbeanspruchung durch die beim Absetzen in den Kegel übertragenen Kräfte statt. Ohne diese Maßnahme wurden vielfach unzulässig große plastische Verformungen und Rissbildung beobachtet. Aus diesem Grund und für einfachere Fertigung (konstante Wanddicke im ganzen Behälter) wird eine nach Gl. (6) aus AD-B2 geringfügig kleinere Wanddicke $s_g = 7$ mm außerhalb des Abklingbereichs der Störspannungen nicht genutzt.

6.2 Gewölbte Böden und Zwischenwände

Einleitung

Für zylindrische Druckbehälter stellen gewölbte Böden die wohl häufigsten Abschlusselemente dar, wobei die verschiedenen Formen zwischen der Halbkugel und der ebenen Platte liegen; Letztere wird im Unterkapitel 6.3 abgehandelt.

Gewölbte Böden bestehen aus einer Kugelkalotte im mittleren Bereich, einer Krempe und einem anschließenden zylindrischen Bord zum Mantелеlement hin. Sie bieten eine erheblich bessere Werkstoffausnutzung als ebene Böden, die wegen der fehlenden Gewölbewirkung deutlich dicker ausfallen (siehe dazu auch Abb. 5-7). Üblicherweise werden gewölbte Böden in genormter Klöpper- oder Korbbogenform verwendet, seltener in Halbkugelform. Letztere ist zwar festigkeitsmäßig am Günstigsten, hat aber den Nachteil einer recht großen Bauhöhe bzw. -länge.

Die Abb. 6-7 zeigt die verschiedenen Formen von der Halbkugel an bis hin zum sehr flach gewölbten Boden mit dem Verlauf der Membranspannungen in Längsrichtung (bezeichnet als σ_1) und in Umfangsrichtung (bezeichnet als σ_2). In dieser Darstellung wird augenfällig die vorstehend gemachte Aussage „Halbkugelboden ist festigkeitsmäßig am Günstigsten“ demonstriert. Siehe [17], Originaltext: “Ratio of Stress in an Ellipsoid to Stress in a Cylinder with Variation in Ratio of Major – to – Minor Axis”. Die vorstehend genannten Hauptspannungen lassen sich für Pol und Äquator wie folgt bestimmen:

$$\text{Pol:} \quad \sigma_1 = \sigma_2 = \frac{p \cdot a^2}{2 \cdot b \cdot s_{\text{Boden}}} \quad (6.5)$$

$$\text{Äquator:} \quad \sigma_1 = \frac{p \cdot a}{2 \cdot s_{\text{Boden}}} \quad (6.6)$$

(entspricht der Längsspannung in einem Zylinder)

$$\sigma_2 = \frac{p \cdot a}{s_{\text{Boden}}} \cdot \left(1 - \frac{a^2}{2 \cdot b^2} \right) \quad (6.7)$$

Man sieht, dass die Umfangsspannung für $a/b > 1,42$ zum Äquator hin von Zug- zu Druckspannung wechselt und zwar umso stärker, je flacher die Krümmung des Bodens wird.

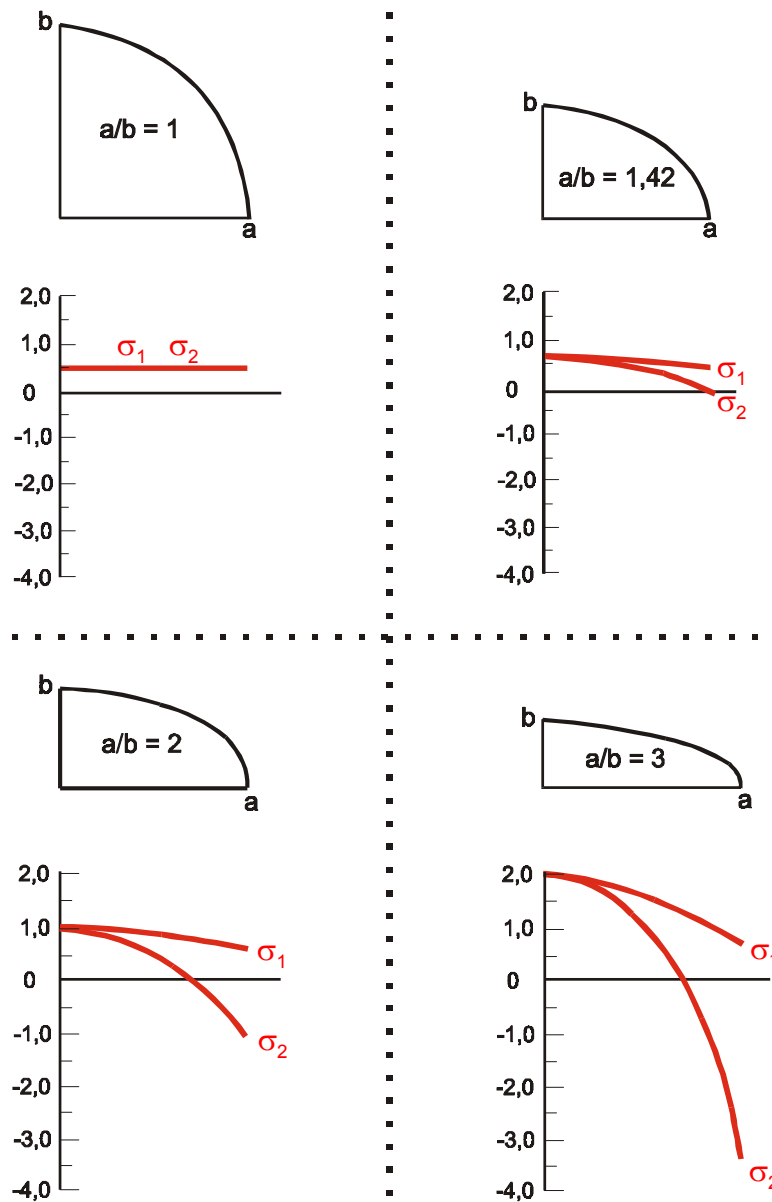


Abb. 6-7: Vereinfachtes Verhältnis der Spannungen in gewölbten Böden zu den Spannungen im Zylinder bei Variation des Verhältnisses beider Achsen [17]
 σ_1 = Membranspannung in Längsrichtung (Meridianrichtung)

σ_2 = Membranspannung in Umfangsrichtung

Die Abb. 6-8 stellt einen gewölbten Boden ohne oder mit Stützen dar und dient als Erläuterung für Waddickenbestimmungen. Für die Klöpperform gilt: $D_a = R = 10 \cdot r$. Der Stutzen muss durchgeschweißt oder durchgesteckt und gegengeschweißt werden.

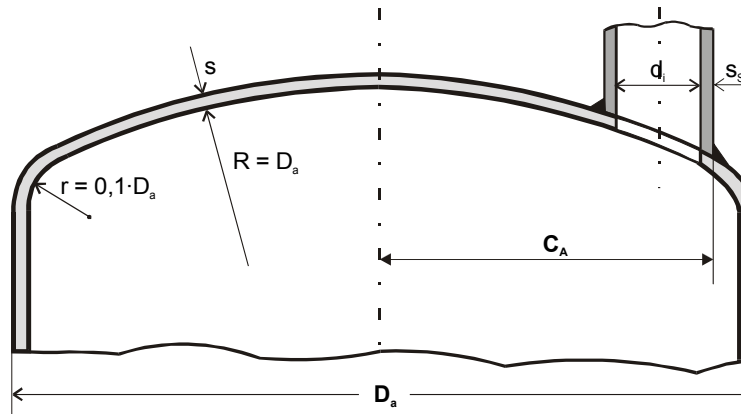


Abb. 6-8: Schematische Darstellung eines gewölbten Bodens für die Waddickenbestimmung ohne oder mit Stützen, im Bereich innerhalb oder außerhalb $0,6 \cdot D_a$. Für Klöpperböden gilt: $D_a = R = 10 \cdot r$

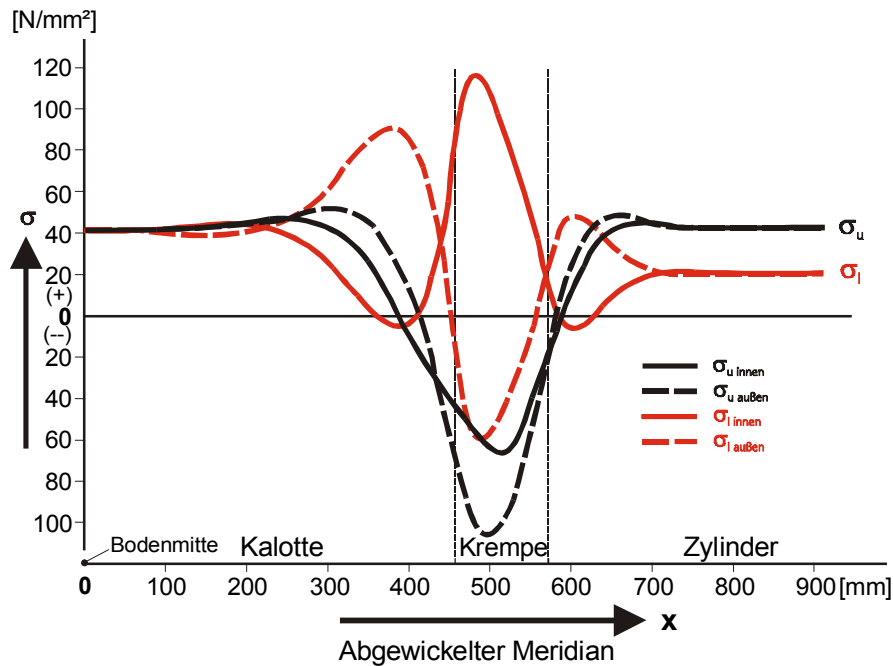
In der Tabelle 6.1 sind zu Auslegungszwecken die häufig benutzten Geometriedaten von gewölbten Böden in Klöpper- und Korbbogenform ohne zylindrische Bordhöhe zusammengefasst (Werte nach DIN 28013).

Die Abb. 6-9 (siehe dazu auch Bild 3 aus dem Anhang zum AD-Merkblatt B3) zeigt den Verlauf der Membranspannungen – Biegespannungen sind nicht mit dargestellt – an einem durch Innendruck beanspruchten Klöpperboden. Zur Ermittlung wurde eine elastizitätstheoretische Berechnung nach der sogenannten Stufenkörpermethode verwendet. Die innere Meridian-/Längsspannung σ_{li} an der Innenwand wird danach zur kritischen Spannung im Krempebereich. Dies ist verständlich, wenn man in Verformungen denkt: Ein gewölbter Boden versucht unter Innendruck immer die ideale Halbkugelform anzunehmen, was zwangsläufig zur größten Spannung in der Krempe führt.

Anders und detaillierter geschildert, bestehen in der Krempe eines gewölbten Bodens nur geringe Möglichkeiten einer innendruckbedingten Membrandehnung, da hier der Radius erheblich kleiner ist als im anschließenden Kalotten- bzw. Zylinderbereich. Dadurch treten hohe Sekundärspannungen in der Krempe auf, die sich vorwiegend als zusätzliche Biegebeanspruchungen darstellen. Diese Zusatzbeanspruchungen be-

Tabelle 6.1. Geometriedaten für gewölbte Böden nach DIN 28013

	Klöpperform	Korbbogenform
Volumen	$0,1 \cdot (D_a - 2 \cdot s)^3$	$0,1298 \cdot (D_a - 2 \cdot s)^3$
Oberfläche	$0,99 \cdot D^2$	$1,08 \cdot D^2$
Radius der Krempe	$r = 0,1 \cdot D_a$	$r = 0,154 \cdot D_a$
Höhe	$0,1935 \cdot D_a + 0,545 \cdot s$	$0,255 \cdot D_a + 0,365 \cdot s$
Radius der Kalotte	$R = D_a$	$R = 0,8 \cdot D_a$
Bordhöhe Zylinderanschluss	$\geq 3,5 \cdot s$	$\geq 3 \cdot s$

**Abb. 6-9:** Verlauf der Membranspannungen an der inneren und äußeren Oberfläche eines Klöpperbodens mit $R_i = D_a = 1000$ mm, $s = 7$ mm, $p = 5,9$ bar

schränken sich auf einen schmalen Bereich und sind in einiger Entfernung von der Krempe auf die reinen Membranspannungen abgeklungen, wie sie zum Beispiel in AD-B1 berechnet werden. Die Konsequenz ist klar: Für

die Krimpe werden wegen der größten Gesamtvergleichsspannungen auch die größten Wanddicken erforderlich.

Die Abb. 6-10 zeigt die typische Krimpenbeulung eines gewölbten Bodens aufgrund eines sehr großen inneren Überdrucks. Es entstehen 14 Beulwellen, die Ermittlung erfolgte durch FE-Rechnung.

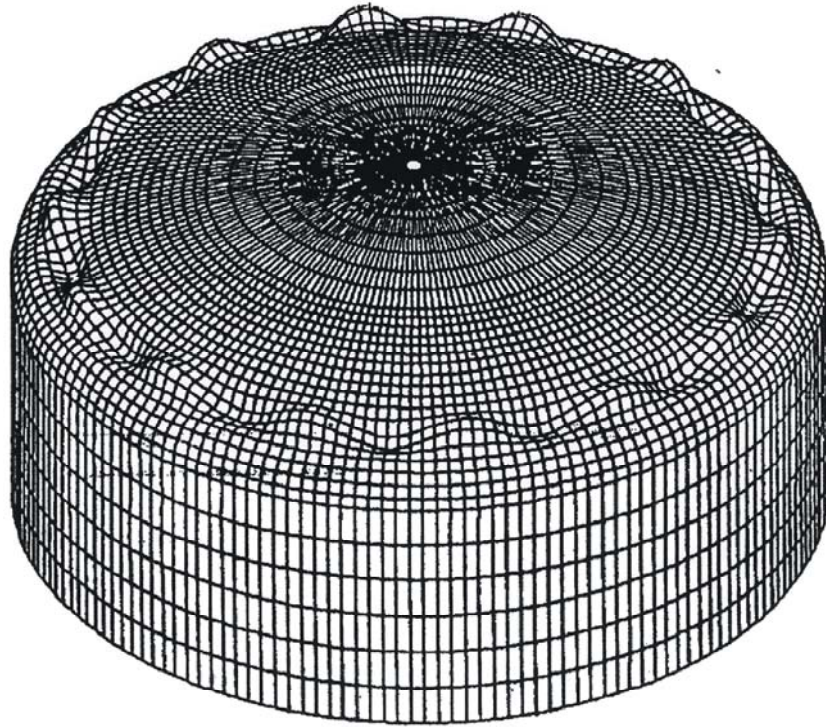


Abb. 6-10: Typische Krimpenbeulung eines gewölbten Bodens aufgrund eines sehr großen inneren Überdrucks. 14 Beulwellen, FE-Berechnung

Bei verschiedenen Berstversuchen von Eisenbahnkesselwagen zur Belegung ihrer Explosionsdruckfestigkeit konnten vor einem Undichtwerden neben Zylinderstützen immer wieder vielfältige Krimpenbeulungen beobachtet werden, wie sie qualitativ in dieser Abbildung dargestellt sind. Die dortige plastische Verformung der Krimpe führte jedoch bei keinem der Versuche zu Undichtheiten in diesem Bereich.

Die Wanddicke eines gewölbten Bodens wird mit einer modifizierten Formel für die Kugel (siehe dazu Gl.(3) in AD-B1 im Vergleich zu Gl.(15) in AD-B3) bestimmt. Der Berechnungsbeiwert $\beta = \alpha/\delta$ ist darin der Quotient aus Spannungserhöhungsfaktor oder Formzahl α und dem Dehngrenzenverhältnis δ , einem Faktor, welcher das elastisch-plastische

Verhalten des Werkstoffs berücksichtigt, der im Krepfenbereich durchaus bis zu ca. 1% bleibende Verformung erfahren kann.

Die Umformung der Gl. (15) in AD-Merkblatt B3 führt zu:

$$\beta = 40 \cdot \frac{K \cdot v}{p \cdot S} \cdot \frac{s_e}{D_a} = \frac{\alpha}{\delta}$$

In der Abb. 6-11 ist der Berechnungsbeiwert β von gewölbten Böden über dem Krümmungsverhältnis $c = \frac{2 \cdot h_2}{D_a}$ für verschiedene Verhältnisse

von Wanddicke s zu Durchmesser D_a dargestellt. Sie zeigt den beträchtlichen Abfall von β mit dem Krümmungsverhältnis c für verschiedene Bodentypen.

Die Abb. 6-12 enthält das Spannungs-Dehnungs-Diagramm für die Beanspruchungsanalyse eines Klöpperbodens aus [2], $K = 210 \text{ N/mm}^2$, $s/D_a = 0,015$.

Entsprechend AD-B1, Gl. (3) für die Kugel bei $\varepsilon_v = 0,2\%$:

$$p' = 40 \cdot \sigma_u \cdot \frac{s}{D_a} = 40 \cdot 70 \cdot 0,015 = 42 \text{ bar als Prüfdruck}$$

$$p' = 1,3 \cdot p$$

Nun nach Gl. (15)/AD-B3:

$$\frac{s}{D_a} = \frac{S \cdot p \cdot \beta}{40 \cdot K \cdot v \cdot 1,3} = \frac{1,5 \cdot 42 \cdot 2,62}{40 \cdot 210 \cdot 1 \cdot 1,3} = 0,015 \quad \text{wie gegeben.}$$

Dies ist eine gute Bestätigung des Berechnungsbeiwerts β durch die vorgenannte Abbildung.

Zur Vertiefung siehe [2], Seite 111 ff, sowie den Anhang zu AD-B3. Die Korrelationsformeln aus [6] beschreiben die Abhängigkeiten von β ganz gut für den üblichen Einsatzbereich; sie eignen sich damit zur Tendenzanweisung.

Im Folgenden sind – ebenfalls für eine Tendenzanweisung – die β -Werte für Klöpper- und Korbbogenböden ohne und mit Stützen zusammengestellt:

$$\text{Klöpperboden ohne Stützen:} \quad \beta \cong 1,90 + 0,0325 \cdot \left(\frac{D_a}{s} \right)^{0,7} \quad (6.8)$$

$$\text{Korbbogenboden ohne Stützen:} \quad \beta \cong 1,55 + 0,0255 \cdot \left(\frac{D_a}{s} \right)^{0,625} \quad (6.9)$$

$$\text{Klöpperboden mit Stützen:} \quad \beta \cong 1,90 + 0,933 \cdot \frac{d_i}{\sqrt{D_a \cdot s}} \quad (6.10)$$

$$\text{Korbbogenboden mit Stützen:} \quad \beta \cong 1,55 + 0,866 \cdot \frac{d_i}{\sqrt{D_a \cdot s}} \quad (6.11)$$

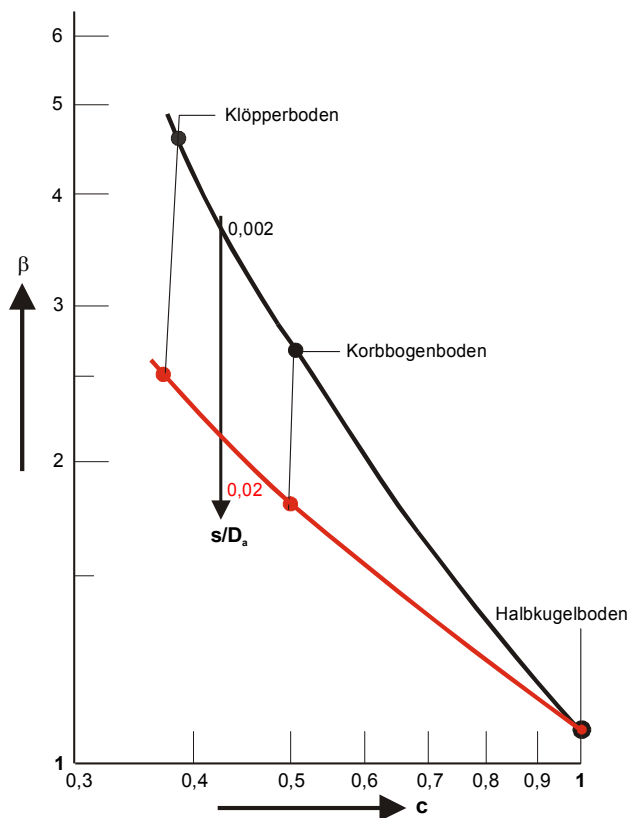


Abb. 6-11: Berechnungsbeiwert β von gewölbten Böden über dem Krümmungsverhältnis $c = 2h_2 / D_a$ für verschiedene Wanddicken-Durchmesser-Verhältnisse s/D_a

Der Stutzen befindet sich jeweils in der Krempe, d.h. außerhalb des Bereichs $0,6 \cdot D_a$, die Stutzenwanddicke beträgt etwa das 0,8fache der Krempe wanddicke.

Bemerkenswert ist auch der Term $\sqrt{D_a \cdot s}$, welcher der mittragenden Breite im Bereich der Krempe um den Stutzen entspricht. Die gegenseitige

Beeinflussung von Stützen im Krepfenbereich beginnt dann, wenn die Mindeststegbreite m (Stegbreite = Abstand benachbarter Ausschnittsränder) die Summe der beiden halben Stützendurchmesser unterschreitet (siehe auch AD-B3):

$$m > \frac{1}{2} \cdot (d_{i1} + d_{i2})$$

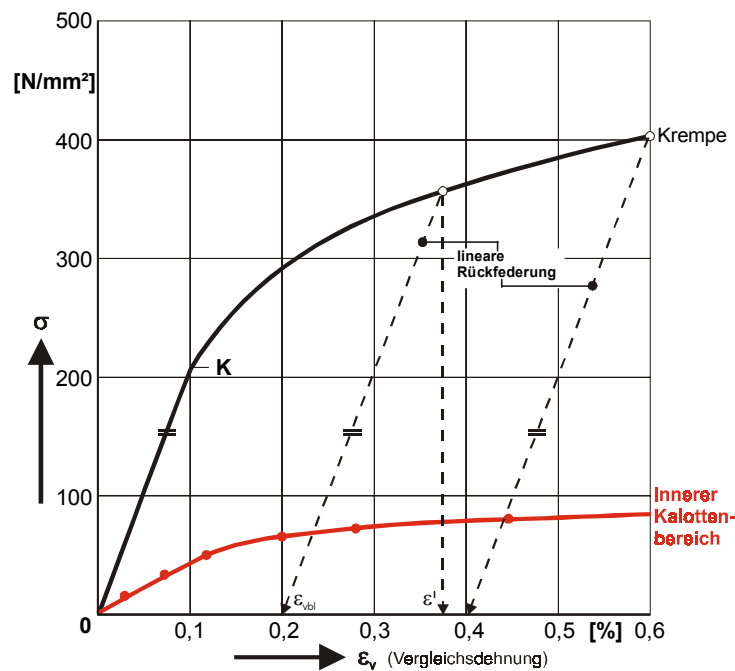


Abb. 6-12: Spannungs-Dehnungs-Diagramm für die Beanspruchungsanalyse eines Klöpperbodens aus [2] Daten: $K = 210 \text{ N/mm}^2$, $s/D_a = 0,015$

Ist diese Bedingung nicht erfüllt, erhöht sich schlagartig der β -Wert, weil für $d_i = d_{i1} + d_{i2}$ oder gar $d_i = d_{i1} + m + d_{i2}$ gesetzt werden muss.

Als Vorgriff auf das AD-Merkblatt B9 – dieses wird in Kapitel 7.3 behandelt – sei erwähnt, dass dort benachbarte Stützen in Zylindern oder Kugeln und deren gegenseitige Beeinflussung mit allmählichen Übergängen anders beurteilt werden.

Vermutlich wurden einige gemessene Spannungserhöhungen für den Stützeinfluss herangezogen. Neuere Erkenntnisse zum Einfluss eines Stützens im Krepfenbereich sind in [38] wiedergegeben. Die dort mittels

FEM bestimmten β -Werte erbringen zum Teil erheblich größere Wanddicken, da Spannungsabbau nicht berücksichtigt wird.

Bei einem Stutzen mit dem Innendurchmesser d_i im Krepfenbereich des Bodens außerhalb $0,6 \cdot D_a$ entspricht das Verhältnis $\beta(d_i) / \beta(d_i = 0)$ tendenzmäßig dem Kehrwert $1/v_A$ des Verschwächungsbeiwerts nach AD-B9. Zur weiteren Vertiefung der diesbezüglichen Erkenntnisse siehe [38], [39] und [40]. Damit sind auch die Einflüsse der Durchstecklänge l_s' , $s_s \neq 0,8 \cdot s$ und anderer Variationen abzuschätzen. Es ist bedauerlich, dass in AD-B9 jedwede Stutzenvariation festigkeitsmäßig berücksichtigt werden kann, diese aber leider noch nicht in AD-Merkblatt B3 Eingang gefunden hat!

In der Tabelle 6.2. sind für verschiedene Bodenformen und Abmessungen nach Abb. 6-8 die Beiwerte β aus Messung und Berechnung zusammengestellt. Bis auf den letzten Wert (Messung 1965 in der BASF Aktiengesellschaft Ludwigshafen) stimmen Rechnung und Messung recht gut überein.

Zur Vermeidung von iterativen Wiederholungsrechnungen bei einer Bestimmung der Bodenwanddicke s im Krepfenbereich wird Gl. (15) in AD-B3 nach dem Berechnungsbeiwert β aufgelöst:

$$s = \frac{D_a \cdot p \cdot \beta}{40 \cdot \frac{K}{S} \cdot v} \quad \text{oder} \quad \beta = \frac{s}{D_a} \cdot 40 \cdot \frac{K \cdot v}{S \cdot p} = X \cdot g$$

Definition der Beanspruchungsgruppe g :

$$g = 40 \cdot \frac{K \cdot v}{p \cdot S}$$

Zur schnellen Übersicht zeigt die Abb. 6-13 nun zusätzlich zu den mit Abszisse $X = s/D_a$ abklingenden Linien $\beta(X, d_i/D_a)$ die im logarithmischen Diagramm nach oben gekrümmten Ursprungsgeraden $\beta = g \cdot X$, so dass mit Kenntnis der Beanspruchungsgruppe g und des Durchmesserhältnisses d_i/D_a unmittelbar die gesuchte Wanddicke s aus dem Abszissenwert X bestimmt und auch die zugehörige Ordinate β abgelesen werden kann. Die Kurven sind gültig für $s_{\text{Boden}}/s_{\text{Zylinder}} \leq 0,8$. Abweichungen von den Standardbedingungen ergeben sicherlich andere β -Werte.

Die Abb. 6-14 zeigt nun in drei Diagrammen (Abb. 6-14 a, b, c) den Erhöhungsfaktor β_0 mit dem Durchmesserhältnis als Kurvenparameter, den Korrekturfaktor f_L zur Berücksichtigung der Stutzenlage und den Korrek-

turfaktor f_s zur Berücksichtigung der Stützenverstärkung. Mit diesen Darstellungen kann der β -Wert allen Stützengeometrien angepasst werden. Das neue Europaregelwerk nutzt diese Möglichkeiten bedauerlicherweise nicht. Stattdessen führt es eine Streckgrenzenabhängigkeit des β -Wertes ein, was durch vielfältige Finit-Element-Analysen nicht belegt werden kann. Einem freundlichen Ersuchen um Nennung einer entsprechenden Literaturstelle wurde bisher – wie bei vielen anderen Ungereimtheiten auch – nicht entsprochen.

Tabelle 6.2. Vergleich gemessener und berechneter Beiwerte β , siehe dazu Abb. 6-4 (alle geometrischen Daten in [mm])

Bodenform	D_m	s	R_m	r_m	Messung	Rechnung
					β	β
Tiefgewölbter Korbbogenboden	1279	20,7	920	140	2,23	2,37
Tiefgewölbter Korbbogenboden	1278	21,7	1051	196	1,925	2,19
Tiefgewölbter Korbbogenboden	1280	20,0	1180	195	2,39	2,43
Klöpperboden	1279	21,1	1310,5	140,5	3,07	3,25
Klöpperboden	1318	21,7	1351	146	2,8	3,15
Flachgewölbter Korbbogenboden	1279	20,7	1710	50	5,15	4,93
Tiefgewölbter Korbbogenboden	1264	35,6	928	148	2,15	4,93
Klöpperboden	1264	35,5	1318	148	2,93	2,7
Flachgewölbter Korbbogenboden	1264	35,6	1718	83	4,45	4,41
Tiefgewölbter Korbbogenboden	1270	30	1115	205	2,31	2,2
Klöpperboden	1265	35	1318	128	3,21	2,81
Klöpperboden *)	2000	24	2000	200	2,64/1,6	4/2,7

*) BASF 1965, $d_i = 250/0$ mm

Die drei Darstellungen in den Abb. 6-14 a, b, c aus [38] wurden zur alternativen Berücksichtigung eines Stützeinflusses entnommen. In [38] sind auch weitere Bilder für große Stützen in der Krempe zu finden.

$\beta = \beta_0 \cdot f_L \cdot f_S$ Zu C_A siehe Abb. 6-8.

Zur Erhöhung der Beulfestigkeit werden gelegentlich aufgeschweißte Verstärkungsrippen eingesetzt, deren Berechnung jedoch noch geklärt werden

muss. Derartige Versteifungen können auch dann vorgesehen werden, wenn ein schweres Rührwerk abzufangen ist.

Hierzu wird folgender Dimensionierungsvorschlag gemacht:

Die Anzahl n_r der Versteifungsrippen muss deutlich größer sein als die Zahl n der möglichen Beulwellen auf dem Durchmesser D_a (nach Fundstelle [38] und Ausführungen zu AD-B6 [1]):

$$n \approx 0,45 \cdot \sqrt{\frac{D_a}{s_B}} \quad \text{für Klöpperböden mit } R = D_a \quad (6.12)$$

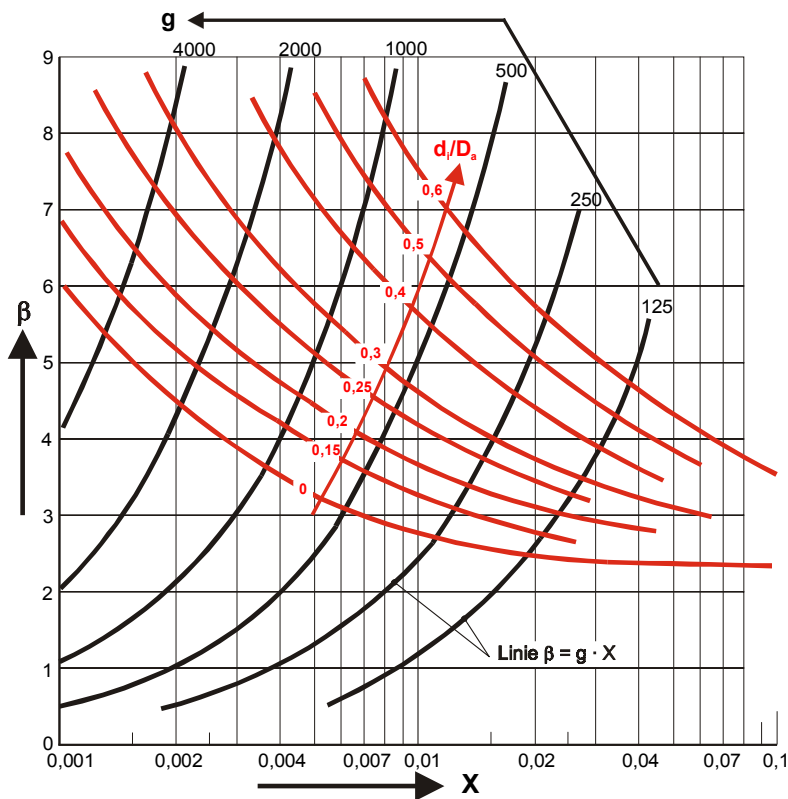


Abb. 6-13: Ergänzung zu Bild 7 in AD-B3: Berechnungswerte β für Klöpperböden über dem Wanddicken-Durchmesser-Verhältnis $s/D_a (= X)$ für verschiedene bezogene Stützendurchmesser d_i/D_a und Beanspruchungsgruppen g .

$$g = \frac{40 \cdot K \cdot \nu}{p \cdot S}$$

In Gl. (16)/AD-B3 darf der Einfluss $p \approx s^2$ als Hinweis für $p \approx$ Widerstandsmoment W verstanden werden., deswegen die Modifikation dieser Gleichung zu:

$$p \approx 3,66 \cdot \frac{E}{S_K} \cdot \left(\frac{s}{R}\right)^2 \cdot \left(1 + \frac{n_r \cdot W_r}{\frac{\pi}{6} \cdot D_a \cdot s^2}\right), n > n_r \quad (6.13)$$

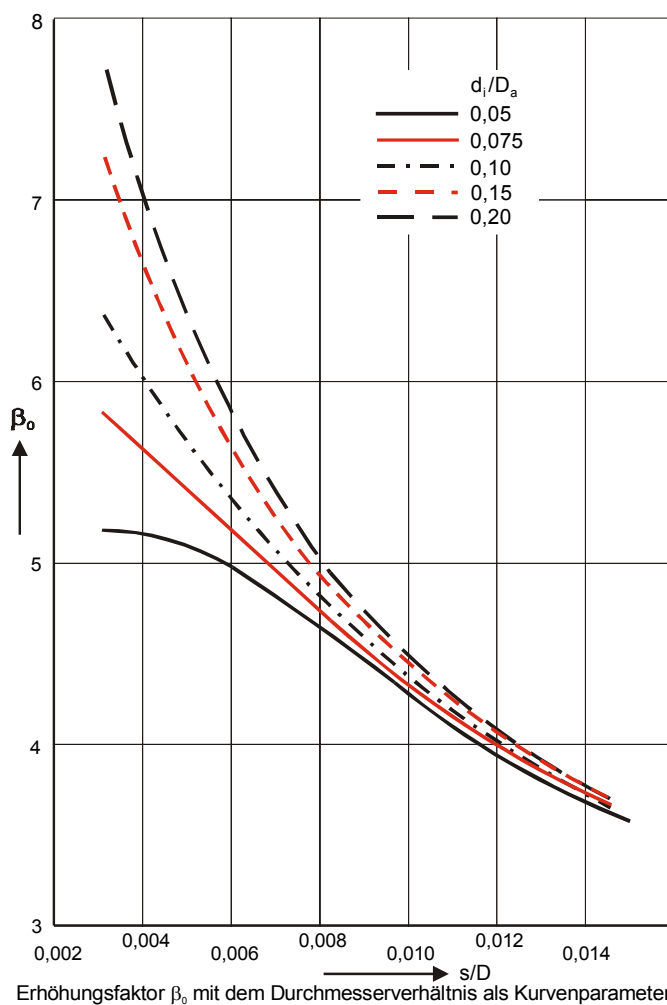


Abb. 6-14 a: Erstes Diagramm zur alternativen Berücksichtigung von Stützeinflüssen auf gewölbte Böden aus AD-Merkblatt B3

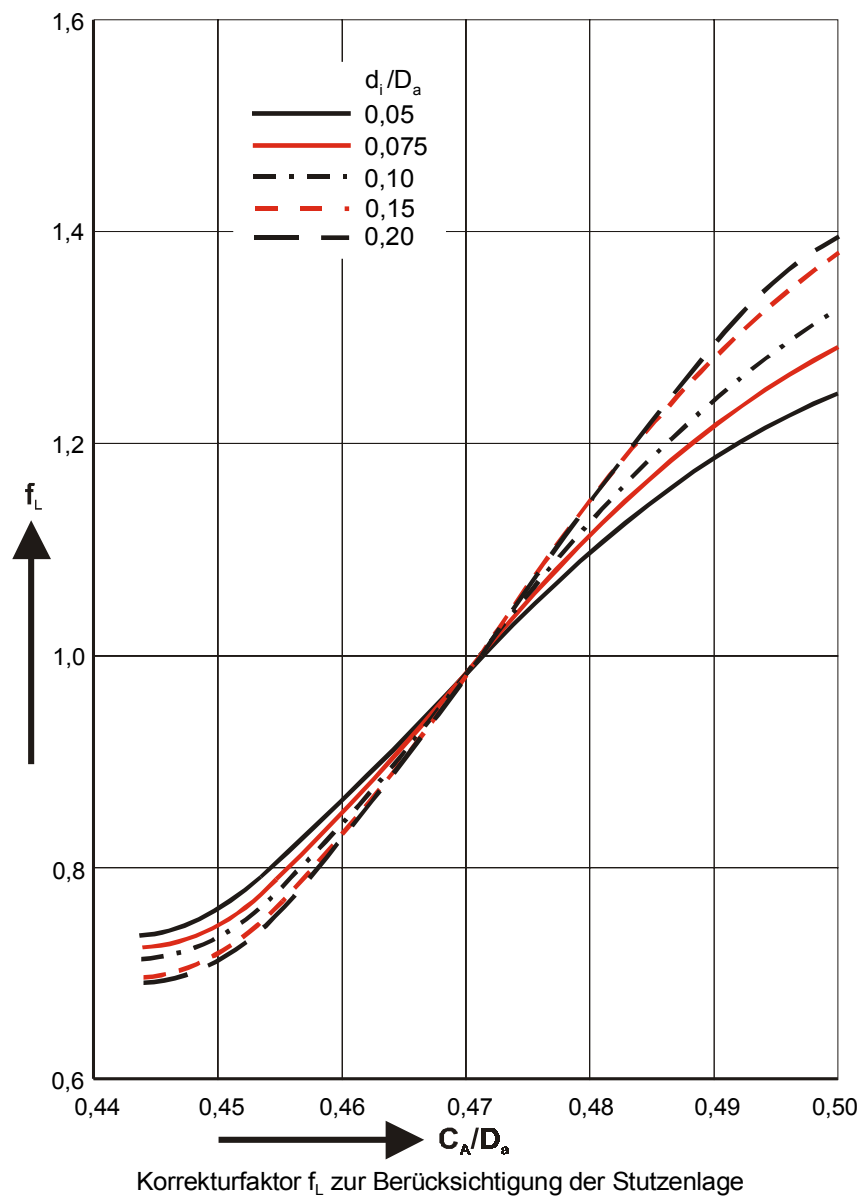


Abb. 6-14 b: Zweites Diagramm zur alternativen Berücksichtigung von Stutzeinflüssen auf gewölbte Böden aus AD-Merkblatt B3

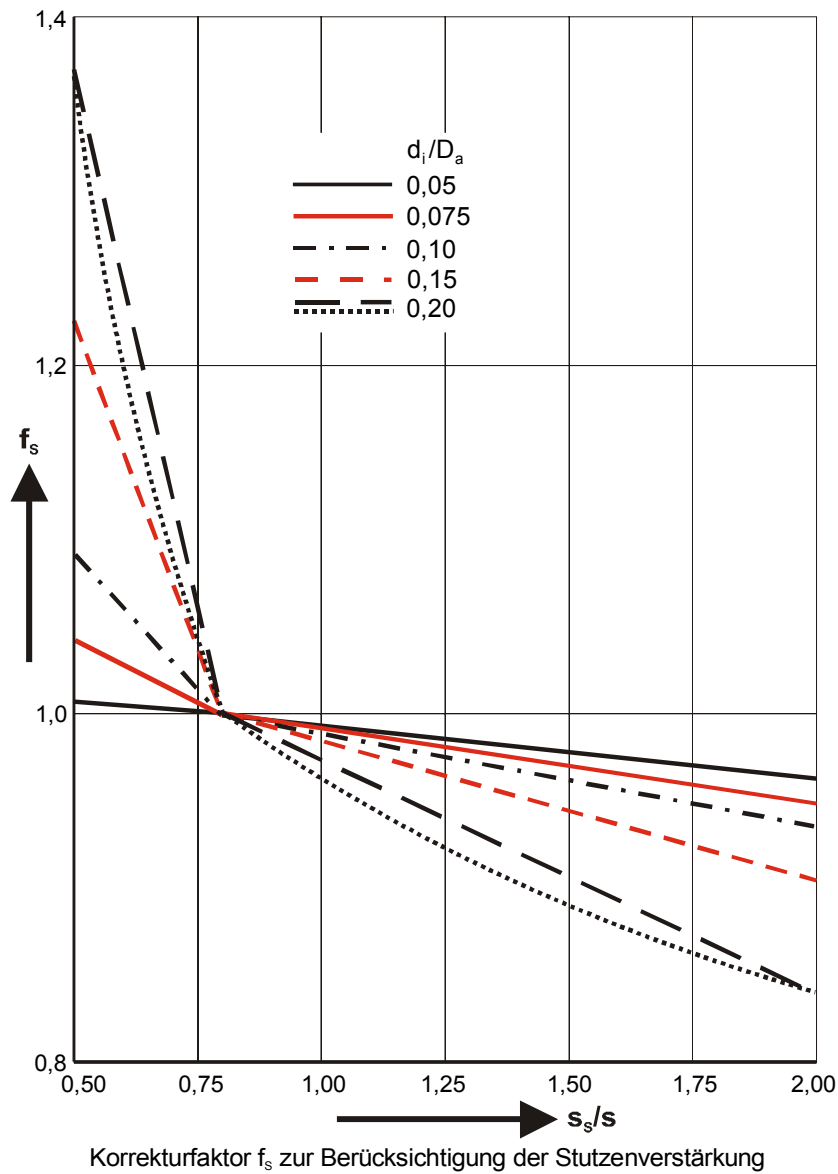


Abb. 6-14 c: Drittes Diagramm zur alternativen Berücksichtigung von Stutzeinflüssen auf gewölbte Böden aus AD-Merkblatt B3. Die der Einfachheit halber als Geraden dargestellten Abhängigkeiten werden in Wirklichkeit leicht geschwungen sein, etwa wie die gepunktete Kurve für $d_i/D_a = 0,20$ zeigt

Eine Besonderheit zum Thema „gewölbte Zwischenwände“ stellen

Mehrkammerbehälter

dar, deren einzelne Kammern durch gewölbte Böden oder Wände voneinander getrennt werden. Sie sollten immer dann als Alternative zu Einzeltanks in Erwägung gezogen werden, wenn auf eng begrenztem Raum viele verschiedene Produkte zu lagern sind. Für die grundsätzliche Entscheidung zu einem Einsatz von Mehrkammerbehältern sind jedoch folgende Voraussetzungen zu erfüllen:

- Die Produkte sollten von ähnlicher chemischer Zusammensetzung sein
- Die Produkte in den einzelnen Kammern müssen bei gleicher Temperatur gelagert werden
- Die einzelnen Lagermengen sollten nicht zu groß sein

Während die zwei ersten Punkte keiner näheren Erläuterung bedürfen – es wäre beispielsweise nicht sehr sinnvoll, in die eine Kammer eines Mehrkammertanks Schwefelsäure, in die andere Natronlauge zu füllen – muss Punkt 3 etwas eingehender betrachtet werden:

Mehrkammertanks sollten nicht nur Platz sparen, sondern auch eine wirtschaftliche Alternative darstellen, d.h. sie sollten – wenn möglich – nicht teurer sein als die entsprechende Anzahl von Einzeltanks.

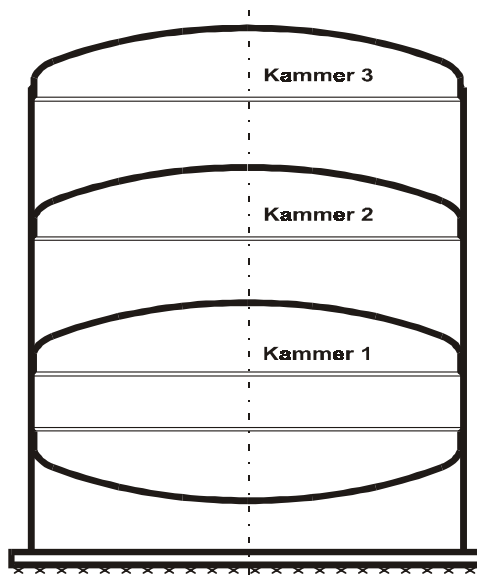


Abb. 6-15: Schematische Darstellung eines horizontal geteilten 3-Kammer-Behälters

Mit zunehmender Größe wachsen nun jedoch die Festigkeits- und Stabilitätsprobleme, eine vernünftige wirtschaftliche Lösung ist nicht mehr realisierbar. Nach bisherigen Erfahrungen liegt diese Grenze zur Zeit bei ca. 250 m³ Gesamtvolumen (größere Volumina sind natürlich technisch möglich. So können beispielsweise sehr große vorhandene Tanks bei Bedarf unterteilt werden, die hohen Kosten spielen in derartigen Fällen nur eine untergeordnete Rolle). Die Teilung kann sowohl horizontal – die Trennelemente stellen dann im Allgemeinen gewölbte Böden dar – wie auch vertikal erfolgen. Die Abb. 6-15 zeigt skizzenhaft einen horizontal geteilten Dreikammer-Behälter, die Abb. 6-16 und 6-17 vertikal geteilte Mehrkammer-Tanks. Es handelt sich bei der Unterscheidung „horizontal – vertikal“ um stehende Behälter. Eine Unterteilung durch gewölbte Böden kann natürlich auch bei liegenden Behältern – z.B. auf Transportfahrzeugen – vorgenommen werden.

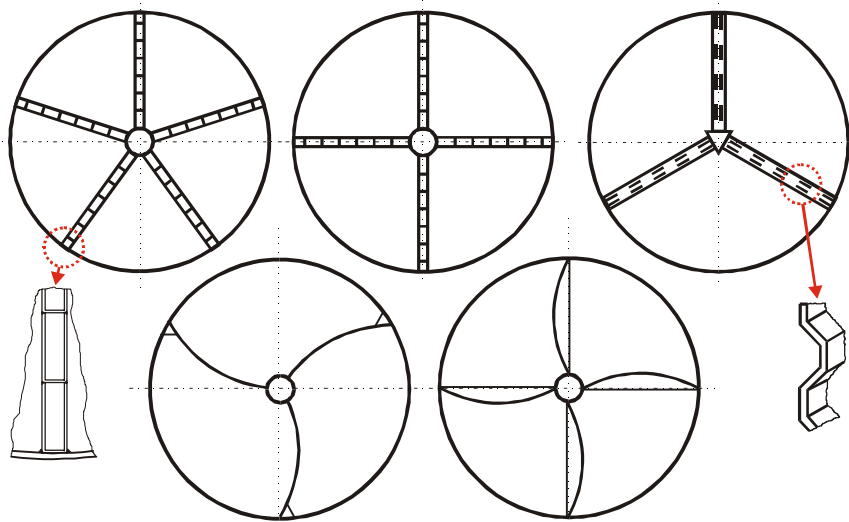


Abb. 6-16: Konstruktive Möglichkeiten zur vertikalen Teilung von stehenden zylindrischen Flachbodentanks

Grundsätzlich kann man natürlich sämtliche denkbaren Konstruktionen so stabil ausführen, dass die auftretenden Spannungsspitzen sicher unter den zulässigen Spannungen bleiben, wird dann aber in vielen Fällen mit sehr hohen Herstellkosten zu rechnen haben.

Es muss – was sich von selbst versteht – immer beachtet werden, dass im Betrieb eine Kammer leer sein kann, während die benachbarte Kammer gefüllt ist. So würde z.B. die horizontale Teilung eines stehenden zylindri-

schen Tanks zu einer recht schweren Konstruktion führen, da die Stabilität dieses Bauwerks auch dann gewährleistet sein muss, wenn die obere Kammer gefüllt, die untere jedoch leer ist.

Betrachtet werden sollen zuerst

horizontal geteilte, stehende Mehrkammerbehälter:

Im Hinblick auf eine gute Restentleerung wird man den unteren Boden auch nach unten wölben und gegen statischen Innendruck zuzüglich Gasüberdruck auslegen. Alle weiteren, nach oben gewölbten Böden müssen jedoch zusätzlich auf Außendruck überprüft werden, wobei der Lastfall gilt: „Leere untere Kammer, volle darüber liegende Kammer“. Die mittleren Böden können natürlich auch nach unten gewölbt ausgeführt werden (siehe dazu Abb. 6-15).

Im Folgenden soll nun der

stehende zylindrische Flachboden-Behälter mit vertikaler Teilung

behandelt werden, der als die im Allgemeinen beste und gängigste Lösung für stationäre Behälter anzusehen ist.

Die konstruktiven Möglichkeiten, die nach heutiger Kenntnis auch alle schon einmal realisiert wurden, sind – wie bereits weiter vorn erwähnt – in der Abb. 6-16 zusammengestellt. Aus Stabilitätsgründen hat man sich bei den bislang gebauten Mehrkammertanks auf die Lösung mit gewölbten Zwischenwänden konzentriert. Mit Hilfe von Dehnungsmessungen wurden beispielsweise bei der BASF Aktiengesellschaft in Ludwigshafen Optimierungsversuche an einem Dreikammer-Behälter aus Aluminium durchgeführt, die zu der in der Abb. 6-17 /oben dargestellten Konstruktion führten. In gleicher Weise wurden später in Brasilien für die Glasurit do Brazil (BASF-Gruppe) Zwei- und Vierkammer-Tanks errichtet. Es handelte sich dabei um Behälter mit 100 und 200 m³ Gesamtvolumen aus C-Stahl.

Da die winkelförmigen Verstärkungen schwierig herzustellen und damit verhältnismäßig teuer sind, wurde an anderen Tanks im Hinblick auf eine weitere Optimierung eine andere Verstärkungsart für die gewölbten Zwischenwände gewählt. Wie in der Abb. 6-17 /unten dargestellt, wurden auch die durchgehenden Verstärkungen der Zylinderwand in einzelne Rippen aufgelöst. Später wird anhand von gebeulten Behältern gezeigt, dass dieser Optimierungsversuch zu keinem befriedigenden Ergebnis führte.

Die Abb. 6-18 zeigt einen nach letztgenanntem Prinzip ausgelegten Behälter während der Fertigung.

Im Folgenden wird versucht, Vor- und Nachteile des Einsatzes von Mehrkammerbehältern in technischer und wirtschaftlicher Hinsicht zu definieren:

Der Hauptvorteil der Mehrkammertanks liegt – wie bereits eingangs erwähnt – in der Platzersparnis gegenüber Einzeltanks mit gleichem Fas-

sungsvermögen. In den Vorschriften für brennbare Flüssigkeiten sind z.B. je nach Gefahrklasse und Lagervolumen Tankabstände definiert, die bei Einzeltanks eingehalten werden müssen und die damit den erforderlichen Platzbedarf nicht unerheblich beeinflussen. Ohne hier auf Einzelheiten eingehen zu wollen, kann pauschal folgendes konstatiert werden:

Selbst bei Preisgleichheit eines Mehrkammertanks gegenüber den ent-

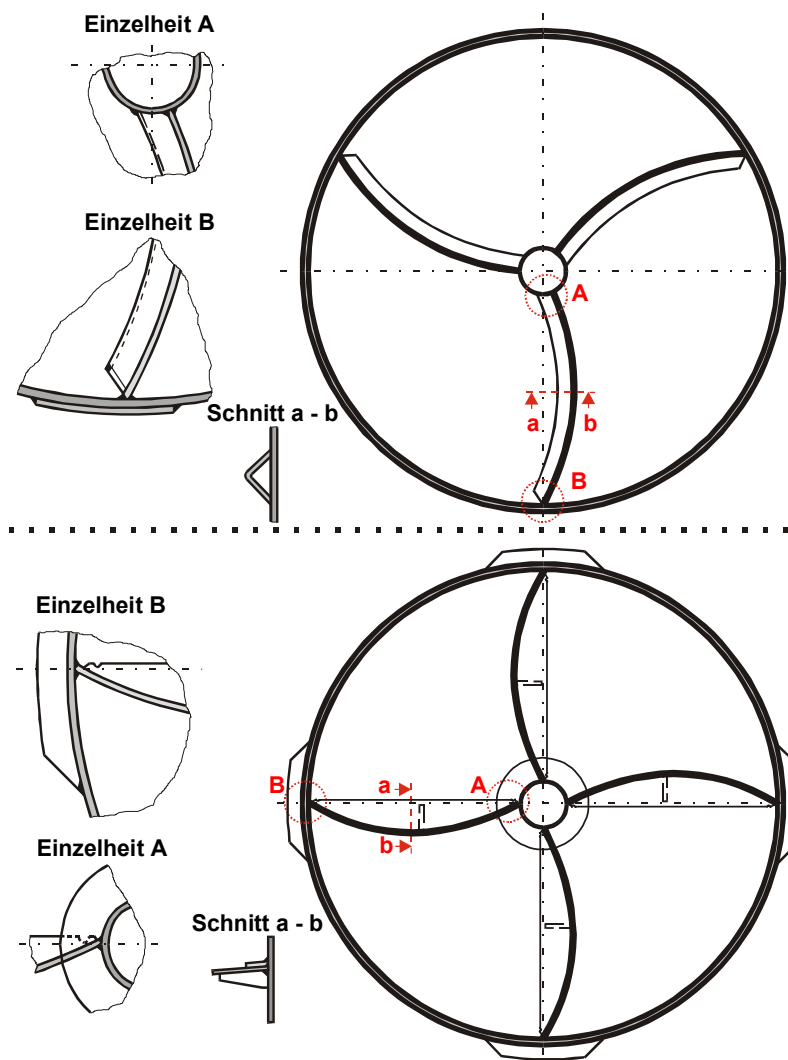


Abb. 6-17: Mehrkammertanks mit gewölbten Zwischenwänden und winkelförmiger Verstärkung (oben) sowie scheibenförmiger Verstärkung (unten)

sprechenden Einzeltanks ist ersterer mit geringerem Gesamtkostenaufwand zu errichten, da er auf der Bauseite (Fundamentierung, Tanktasse, Rohrleitungsführung etc.) zu Einsparungen führt. Gelingt es nun noch, durch weitere Optimierung zu günstigen Behälterherstellpreisen zu kommen, ist der Vorteil offenkundig. Augenblicklich scheint der Preis eines Mehrkammerbehälters aus Edelstahl leicht unter den Preisen für die entsprechende Anzahl von Einzeltanks aus gleichem Werkstoff zu liegen.



Abb. 6-18: Vierkammertank mit einem Gesamtvolumen von 200 m³ in der Fertigung. Werkstoff C-Stahl, beheizbar durch außenliegende Rohrschlangen (Werksfoto Gronemeyer & Banck, Steinhagen)

Die Nachteile sind ausschließlich konstruktionsbedingt. Die verschiedenen Einzelkomponenten eines Mehrkammerbehälters der geschilderten Ausführung – Boden, Zylindermantel, Dach, Zwischenwand, Zentralrohr – müssen zusammengefügt werden. Dadurch entstehen singuläre Spannungsspitzen und Stabilitätsprobleme, die sich rechnerisch nicht exakt erfassen lassen.

Die Auslegung von Mehrkammerbehältern sollte in folgender Reihenfolge vorgenommen werden:

Als erstes muss Festigkeit und Stabilität der Einzelkomponenten nachgewiesen werden. Zu nennen sind in diesem Zusammenhang:

- Festigkeitsberechnung bei Beanspruchung durch Füllung und Innendruck

- Stabilitätsberechnung der Zwischenwand bei Beanspruchung durch Außendruck
- Berechnung der Biegefestigkeit des Zentralrohrs bei Beanspruchung durch Füllung und Innendruck

Anschließend sind die Verbindungsstellen der Komponenten zu untersuchen. Wie bereits erwähnt, existiert bisher keine schlüssige Rechenmethode, d.h. die Zerlegung der Kräfte und Momente gelingt nur theoretisch ohne Bestätigung in der Praxis. Das Denken in Verformungen, die in den Abb. 6-19 a, b dargestellt sind, ist hier hilfreich; die Ergebnisse von Dehnungs- und Verformungsmessungen müssen herangezogen werden. Für die Zukunft scheint die Aufstellung von empirischen Formeln möglich; für diese Aufgabe sollten Hochschulinstitute interessiert werden.

Schwierigkeiten bei Optimierungsbestrebungen:

Der Versuch, durch Vereinfachung der erforderlichen Verstärkungen zu günstigeren Herstellkosten zu kommen, hatte – wie vorher angedeutet – nicht den gewünschten Erfolg. Obwohl aufgrund der theoretischen Berechnungen gleiche Stabilität hätte erwartet werden müssen – alle Einzelkomponenten waren mit ausreichender Sicherheit ausgelegt – traten bei bestimmten Belastungsfällen örtliche Verformungen im Zentralrohr und großflächige Beulerscheinungen im zylindrischen Mantel auf. Das unterstreicht sehr drastisch das vorher Gesagte. Die Abb. 6-20 zeigt bei einem Vierkammer-Behälter diese großflächigen Beulerscheinungen an der Zylinderwand einer leeren Kammer in etwa halber Tankhöhe. Die beiden benachbarten Kammern waren mit Wasser gefüllt, die gegenüberliegenden leer.

Nachträglich angebrachte Verstärkungsrippen am Zentralrohr und Blechstreifen an der Zylinderwand garantierten dann zwar die Funktionsfähigkeit des Tanks, können aber hinsichtlich einer wirtschaftlichen Optimierung nicht befriedigen.

Zusammengefasst ergibt sich folgender Ausblick zum Einsatz von Mehrkammerbehältern:

Trotz gewisser Schwierigkeiten und Rückschläge sollte an der Optimierung weitergearbeitet werden, da diese heute schon unter bestimmten Voraussetzungen eine platzsparende und kostengünstige Alternative zu Einzel tanks darstellen. Unter Einbeziehung der bisherigen Erfahrungen sollten empirische Berechnungsmethoden entwickelt und durch Dehnungsmessungen überprüft werden. Diese Berechnungsmethoden müssen jedoch die Anerkennung der vorzuprüfenden und abzunehmenden TÜV-Dienststellen finden. Besonderes Augenmerk sollte auf rationelle Fertigungsmethoden beim Behälterhersteller gerichtet werden, um in Zukunft noch wirtschaftlichere Lösungen anbieten zu können.

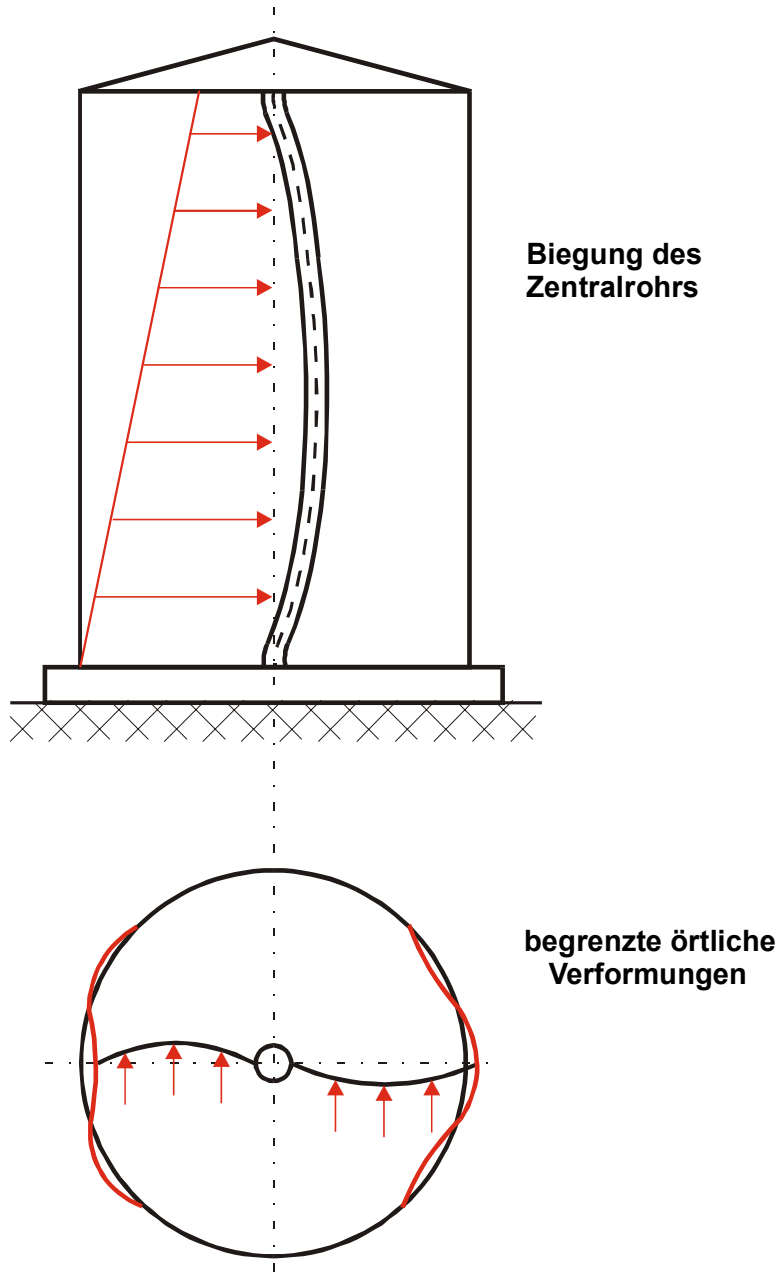


Abb. 6-19 a: Verformungen an Mehrkammertanks: 2-Kammer-Tank, eine Kammer gefüllt

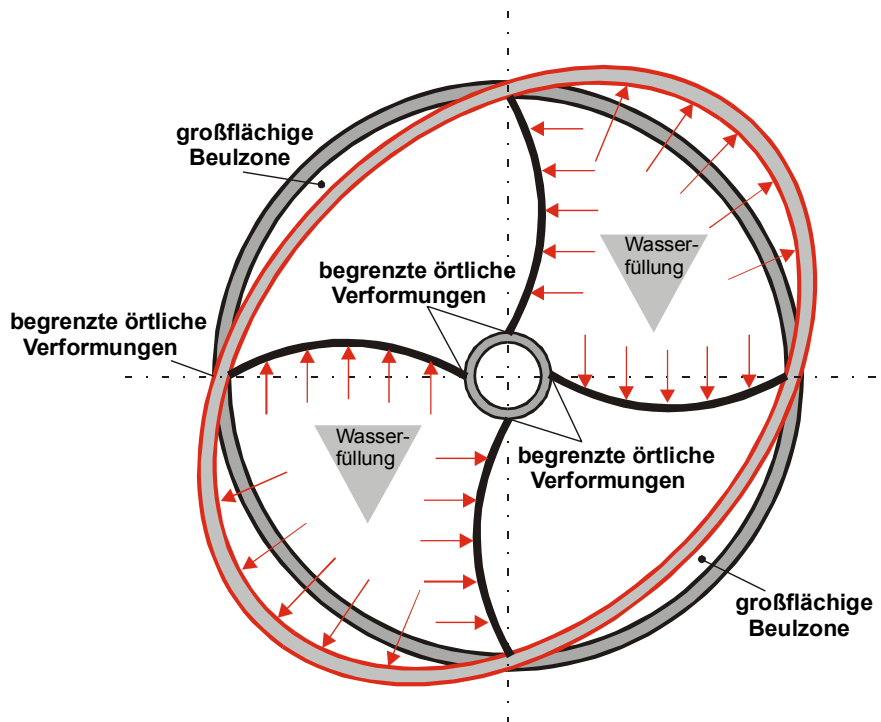


Abb. 6-19 b: Verformungen an Mehrkammertanks: 4-Kammer-Tank, 2 gegenüberliegende Kammern gefüllt

Die Abb. 6-21 zeigt Berechnungsbeiwerte β für Klöpperböden. Die diesen Werten zugeordnete bleibende Verformung an der höchstbeanspruchten Stelle kann etwa 1% erreichen (nach Anhang 1 zu AD-B3, Bemerkungen zu 8.1.3. 3.Absatz).

Für den Krepfenbereich des ungestörten gewölbten Bodens ($d_i = 0$, keine Ausschnitte) ergeben sich nach [11] mit verschiedenen FE-Berechnungen im Vergleich zum Flächenvergleichsverfahren oder zur Stufenkörpermethode andere Berechnungsbeiwerte β . Besonders bei dickwandigen Böden mit $s/D > 0,02$ erhält man nach AD-B3 beträchtlich größere Sicherheiten ($S > 1,5$). Lässt man reale Verfestigung bei großen Verformungen zu, dann hat man ähnlich große Sicherheiten auch bei dünnen Böden mit $s/D < 0,004$. Zwischen $0,01 \leq s/D \leq 0,02$ mit Dehnungsmessungen überprüfte β -Werte zeigen gute Übereinstimmung mit Bestimmung nach AD-B3 oder Bestimmung nach FE-Methode für reale Verfestigung mit großer Verformung (siehe Tabelle 6.2.).

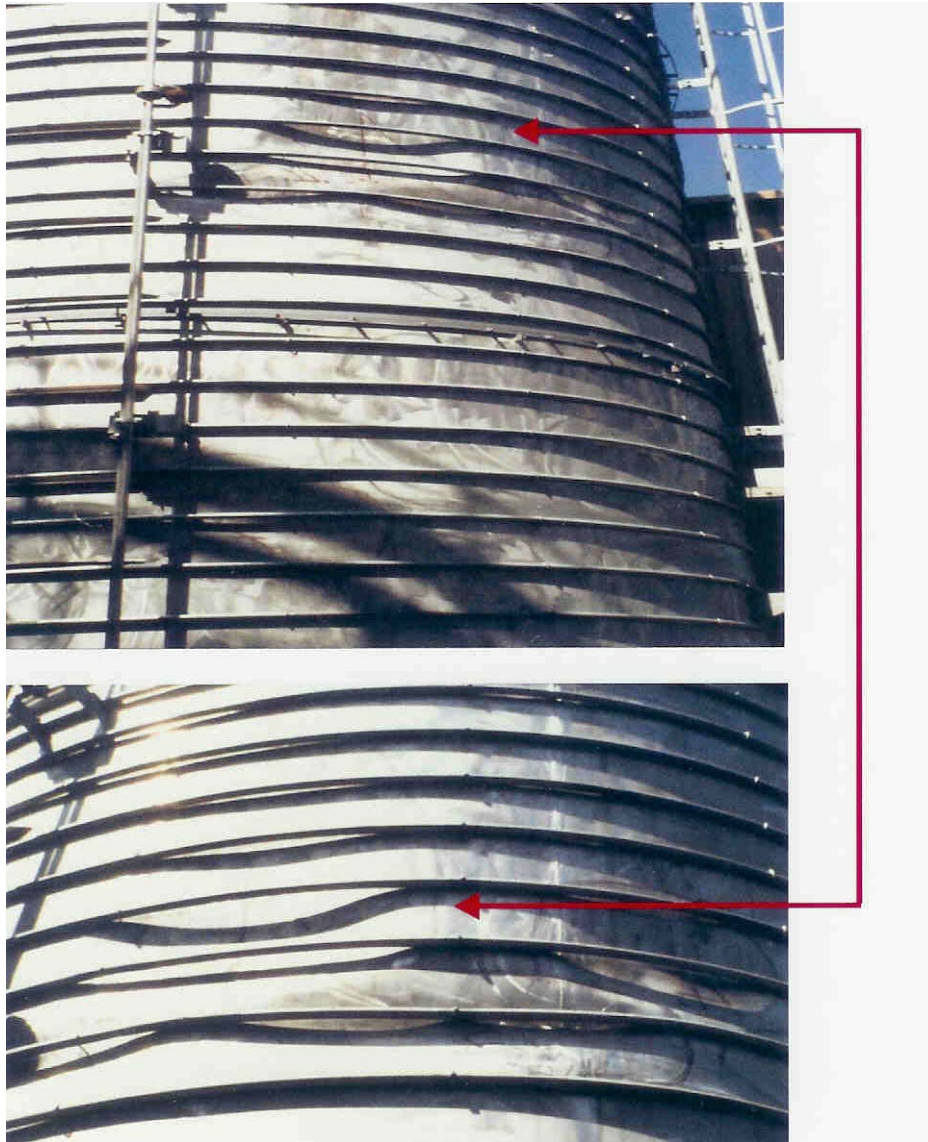


Abb. 6-20: Beulung der Außenwand eines durch Rohrschlangen beheizbaren 4-Kammer-Tanks. Wasserfüllung zweier gegenüberliegenden Kammern, Innendruck $p = 0$ bar, Prüfzustand

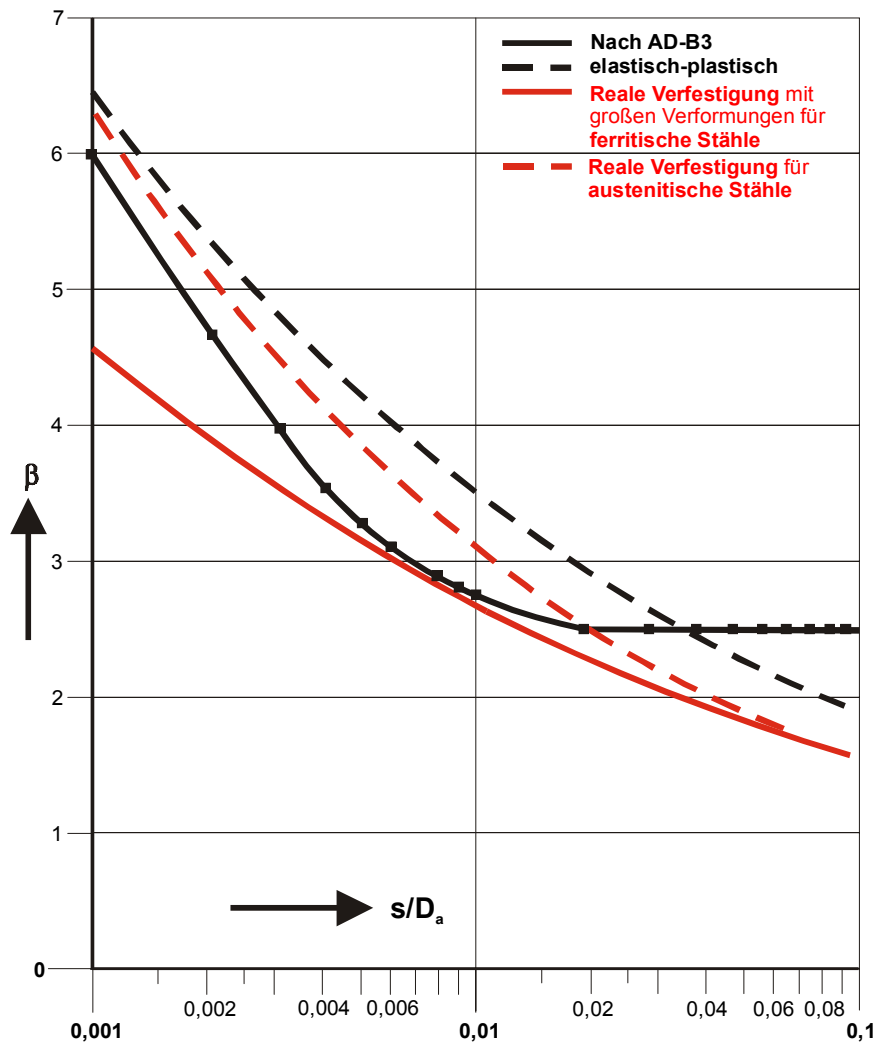


Abb. 6-21: Berechnungsbeiwerte β für Klöpperböden. Grenzkriterium 1% bleibende Dehnung nach Bild 2 in Anhang 1 zu AD-Merkblatt B3 [1]

Die Abb. 6-22 enthält aus [40] (siehe dazu auch [12]) β -Werte für Klöpperböden nach AD-Merkblatt B3 und verschiedenen FE-Methoden. Die Modifikationen von β erfolgen nach dreidimensionaler, nicht linearer FE-Berechnung mit $d_i / D_a = 0,3$.

Zur Zuverlässigkeit von FE-Methoden siehe [19]. Die hier verwendeten FE-Berechnungen zeigen eine gute Übereinstimmung mit entsprechenden Dehnungsmessungen.

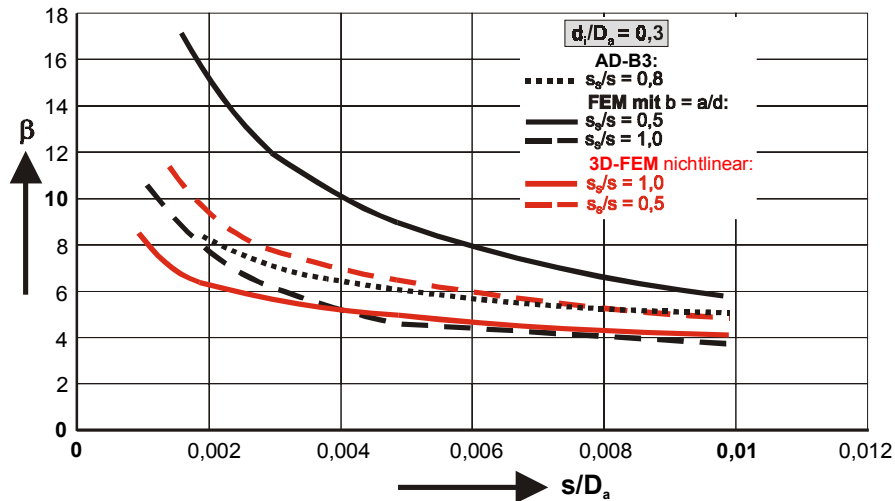


Abb. 6-22: β -Werte für Klöpperböden nach AD-Merkblatt B3 und verschiedenen FE-Methoden

Beispiele

Beispiel 3 (Rechenbeispiel):

Aufgabenstellung:

Für einen gegebenen Klöpperboden ist der Berechnungsbeiwert β zu bestimmen.

Daten:

$R_i = D_a = 1000 \text{ mm}$; $s = 7 \text{ mm}$; $p = 5,9 \text{ bar}$

Lösungsweg:

Hierzu Abszisse X aus Abb. 6-13:

$$X = \frac{s}{D_a} = \frac{7}{1000} = 0,007; \text{ Parameter } d_i = 0, \text{ somit } \beta = 3.$$

Die Membranspannung (siehe Abb. 6-9) der ungestörten Kalotte innerhalb $0,6 \cdot D_a$ beträgt $\sigma_u = 42 \text{ N/mm}^2$; in der Krempe erhält man als mittlere Vergleichsspannung mit Gl. (15) aus AD-B3:

$$\sigma_v = \sigma_u \cdot \frac{\beta}{2} = \frac{D_a}{s} \cdot \frac{p \cdot \beta}{40} = 63 \text{ N/mm}^2.$$

Wie schon für Kegel ist dieser Wert wegen zulässiger plastischer Verformung nach Formzahl $\delta = 2,6$ (siehe auch AD-Merkblatt B3, Bild 2 [1]) deutlich kleiner als eine rechnerische Vergleichsspannung von 150 N/mm^2 für die Sekundär-Spannungsspitzen auf der Krempeinnenseite infolge geringfügiger Kreppeaufbiegung. Dies tritt bei der Druckprüfung auffällig durch rautenförmig kreuzweise aufgebrochene Zunderschicht in Erscheinung. Bei weiterer Drucksteigerung verfaltet sich der Kreppebereich zu einer Serie von Beulen hintereinander (siehe Abb. 6-10).

Beispiel 4 (Lesebeispiel):

Aufgabenstellung:

Die im Spannungs-Dehnungs-Diagramm der Abb. 6-12 dargestellten Kurvenverläufe, die durch Dehnungsmessungen ermittelt wurden, sind für einen Klöpperboden hinsichtlich des zulässigen Drucks zu untersuchen und mit den Angaben in AD-B3 zu vergleichen.

Vorgehen:

Aus dem unteren Kurvenverlauf der Membranspannung σ im ungestörten Kalottenbereich erhält man den Druck p' im Prüfzustand bei einer bleibenden Verformung von $\varepsilon_v = 0,2\%$.

Dazu wird ein σ von 70 N/mm^2 abgelesen und in folgende Formel für p' eingesetzt:

$$p' = 40 \cdot \sigma \cdot \frac{S}{D_a} = 40 \cdot 70 \cdot 0,015 = 42 \text{ bar}$$

Zum Vergleich folgt aus Bild 7 in AD-Merkblatt B3 ein Berechnungsbeiwert $\beta \cong 2,5$. Mit $S = 1,5$, $n = 1$ und $p' = 1,3 \cdot p$ ergibt sich aus Gl. (15) in AD/B3:

$$p = \frac{s}{D_a} \cdot \frac{40 \cdot K \cdot \nu}{\beta \cdot S} = 0,015 \cdot \frac{40 \cdot 210 \cdot 1}{2,5 \cdot 1,5} = 33,6 \text{ bar} \rightarrow p' = 43,7 \text{ bar}$$

Die Übereinstimmung der beiden unterschiedlich ermittelten, zulässigen Drücke ist also recht gut, der Rechnungsbeiwert β in AD-B3 wird durch die vorgenommene Dehnungsmessung weitgehend bestätigt.

Beispiel 5 (Rechenbeispiel):

Aufgabenstellung:

Anwendung der Abb. 6-13 (siehe auch Bild 7 in AD-B3)

Daten:

Liegender Lagerbehälter mit $D_a = 4000$ mm, $p = 6$ bar, Einstiegs- und Reinigungsöffnung mit $d_i = 500$ mm im Krepfenbereich, Streckgrenze $K = 225$ N/mm², Verschwächungsfaktor $v = 1$ für einteiligen Klöpperboden und speziell geprüfte Fügeverbindung für den Stutzen.

Lösungsweg:

Bildung der notwendigen zwei Parameter:
als erster Parameter

$$\frac{d_i}{D_a} = \frac{500}{4000} = 0,15$$

und als zweiter Parameter die Beanspruchungsgruppe

$$g = 40 \cdot \frac{K \cdot v}{S \cdot p} = 40 \cdot \frac{225 \cdot 1}{1,5 \cdot 6} = 1000$$

Aus o.g. Abb. lässt sich für diese Parameterkombination ein Berechnungsbeiwert $\beta = 4,2$ und eine bezogene Abszisse $X = s/D_a = 0,0042$ ablesen, d.h. die Wanddicke ergibt sich zu $s = 0,0042 \cdot 4000 = 17$ mm.

Beispiel 6 (Rechenbeispiel):Aufgabenstellung:

Für einen Zweikammertank als Transportbehälter soll die Wanddicke des inneren gewölbten Trennbodens in Klöpperform bestimmt werden.

Daten:

$D_a = 2000$ mm, $s = 5$ mm Mindestwanddicke nach Gefahrgutrecht, Werkstoff 1.4541 (Austenit), $p = 3,5$ bar, $K = 222$ N/mm², da $\vartheta \leq 50^\circ\text{C}$.

Lösungsweg:

Beanspruchung auf Innendruck bei druckloser Nebenkammer nach Gl. (15)/AD-B3:

$$p = \frac{s}{D_a} \cdot \frac{40}{\beta} \cdot \frac{K}{S} \cdot v = \frac{5}{2000} \cdot \frac{40}{4,24} \cdot \frac{222}{1,5} \cdot 1 = 3,5 \text{ bar.}$$

Die Ermittlung von β erfolgt ähnlich wie im Beispiel 5 angegeben.

Die Berechnung auf Außendruck bei druckloser Nebenkammer wird nach Gl. (16)/AD-B3 vorgenommen:

$$p = 3,66 \cdot \frac{E}{S_k} \cdot \left(\frac{s}{R} \right)^2$$

mit S_k als Sicherheitsbeiwert gegen elastisches Einbeulen nach Gl. (14)/AD-B3:

$$S_k = 3 + 0,002 \cdot \frac{R}{s}, \text{ mit } R = D_a \text{ wird dann } S_k = 3,8.$$

Für $s = 5$ mm ergibt sich ein zulässiger Außendruck

$$p = \frac{3,66 \cdot 197000}{3,8} \cdot \left(\frac{5}{2000} \right)^2 = 1,2 \text{ bar}$$

Zur Vermeidung einer schwierigen Auflösung der kubischen Gl. (16) mit Gl. (14) in AD/B3 nach der erforderlichen Wanddicke s wurde durch graphische Interpolation $s = 8,8$ mm bestimmt:

$$p = \frac{3,66 \cdot 197000}{3 + 0,002 \cdot \frac{2000}{8,8}} \cdot \left(\frac{8,8}{2000} \right)^2 = 4,04 \text{ bar}$$

als zulässiger äußerer Überdruck, was so mit dem zulässigen Innendruck der beiden Kammern korrespondiert. Infolge des veränderten β -Werts und der größeren Wanddicke wäre dieser Boden allein auch für einen höheren inneren Überdruck geeignet. Auf eine nochmalige Berechnung wird verzichtet, da der höhere Druck sowieso nicht zu nutzen wäre. Daher ist die Wanddicke $s = 5$ mm für die beiden äußeren Böden ausreichend.

Im Folgenden soll die Festigkeit des gewölbten Bodens durch eine Verrippung erhöht werden.

$$n = 0,45 \cdot \sqrt{\frac{D_a}{s_B}} = 0,45 \cdot \sqrt{\frac{2000}{5}} = 9 \text{ Beulwellen}$$

gewählt $n_r = 12$ Rechteckrippen ($n_r > n$) mit $W_r = \frac{1}{6} \cdot b \cdot h^2$, $h < 8 \cdot b$.

Somit

$$p = 1,2_{(\text{bar})} \cdot \left(1 + \frac{\frac{12}{6} \cdot b \cdot h^2}{\frac{\pi}{6} \cdot 2000 \cdot 25} \right) = 4 \text{ bar}$$

Mit einer Rippenbreite von $b = 12$ mm wird deren Höhe

$$h = \sqrt{\left(\frac{4}{1,2} - 1 \right) \cdot \frac{\pi}{12} \cdot 2000 \cdot \frac{25}{12}} = \sqrt{2445} = 51 \text{ mm.}$$

Diese innere Verrippung hätte als Vorteil, dass auch die Trennböden zwischen Kammern von Mehrkammerbehältern dieselbe Wanddicke wie die gewölbten Endböden haben könnten.

6.3 Ebene Böden und Platten

Einführung

Der Grundtypus der Berechnungsgleichungen des AD-Merkblatts B5 ist anders als für die AD-Merkblätter B1, B2 und B3, in welchen die Wanddicken s dem Druck p proportional sind. Hier müssen nun nicht mehr Membranzugspannungen, sondern Biegespannungen berücksichtigt werden, für welche man nach den Grundlagen der Technischen Mechanik definiert:

$$\sigma = M/W \text{ mit } M = F \cdot a$$

Diese Beziehung soll nun für den beidseitig eingespannten – d.h. eingeschweißten – Träger angesetzt werden:

$$\sigma \cong \frac{p \cdot b \cdot D \cdot \frac{D}{12}}{b \cdot \frac{s^2}{6}} \cdot 0,5 \cdot \left| \cdot \frac{0,333}{0,5} \right|$$

Modifikationen: \uparrow \uparrow Hebeländerung bei Kreissegment anstatt Rechteckfläche
Flächenänderung bei Kreissegment anstatt Rechteckfläche

Dies läßt sich vereinfachen zu

$$\sigma \cong \frac{1}{6} \cdot p \cdot \left(\frac{D}{s} \right)^2 \quad \text{oder} \quad s \cong \sqrt{\frac{1}{6}} \cdot D \cdot \sqrt{\frac{p}{\sigma}}, \quad p \text{ und } \sigma \text{ in [N/mm}^2\text{]}$$

$$(1 \text{ bar} = 0,1 \text{ N/mm}^2)$$

und entsprechend aufbereiten:

$$s \cong 0,41 \cdot D_1 \cdot \sqrt{\frac{p \cdot S}{10 \cdot K \cdot v}} \quad (6.14)$$

p in [bar], K in [N/mm²], gültig für Kreisplatten

Bei Verschwächung einer Platte durch Ausschnitte erhöht sich die Plattendicke s mit einem Faktor (siehe Bild 21 in AD-B5), nämlich dem Ausschnittsbeiwert C_A , der von $d_i = 0$ aus mit dem Durchmesser d_i ansteigt. Nach den Lösungen der Plattendifferentialgleichungen in DIN 3840 ergibt sich jedoch kein linearer Anstieg, sondern eine waagrechte Tangente in $d_i = 0$, also $dC_A/dd_i = 0$.

Bei einem zusätzlichen Randmoment durch Schraubenanzug zur Pressung einer Dichtung muss die Dicke s der Platte entsprechend den Beiwerten C_1 oder gegebenenfalls C_{A1} mit innerem Ausschnittsdurchmesser d_i nach den Bildern 5 und 22 in AD-B5 vergrößert werden.

Als ein Vorgriff auf AD-S3/3 „Behälter mit gewölbten Böden auf Füßen“ sei hier schon erwähnt, dass man die Fußkennzahl C durchaus auch als einen speziellen Berechnungsbeiwert C interpretieren darf, Analoges gilt für die Pratzkennzahl C in AD-S3/4.

Der so abgeschätzte Berechnungsbeiwert $C = \sqrt{1/6} = 0,408$ kann durch eine Lösung der beschreibenden Differentialgleichung [2] und [11] zu $C = \sqrt{1/8} = 0,354$ bestimmt werden. Nach Tafel 1, Ausführungsform c) aus AD-B5 wird $C = 0,350$. Dieser wichtige Berechnungsbeiwert C hängt einmal von den Einspannbedingungen der Platte ab, zum anderen aber auch von den Waddickenverhältnissen Platte – Zylinder und dem Innendurchmesser des Zylinders. Darauf wird später anhand von Abbildungen näher eingegangen.

Die Trivialbetrachtung des vorstehenden Absatzes hält natürlich einem höheren Niveau mechanischer Betrachtung nicht stand. Mit der Lösung der Spannungsdifferentialgleichung in DIN 3840 erhält man für den Plattenort mit der größten Beanspruchung (mit $\mu = 0,3$ für Stahl):

$$s = C \cdot D_1 \cdot \sqrt{\frac{p \cdot S}{10 \cdot K}} \quad (6.15)$$

mit $C = \sqrt{1/8} = 0,354$ (fest eingespannter Plattenrand) und

$$C = \frac{1}{4} \cdot \sqrt{3 + \mu} = 0,454 \quad (\text{nicht eingespannter Rand, Zentrum})$$

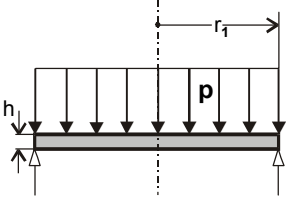
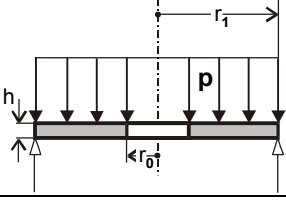
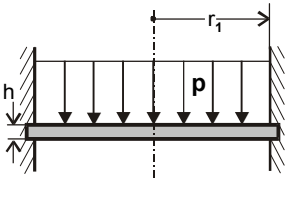
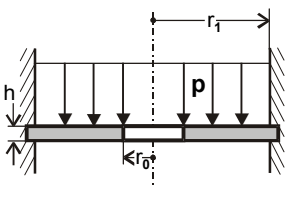
Zur Vervollständigung folgen die Lösungen für eine Kraft F in Plattenmitte:

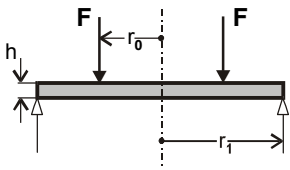
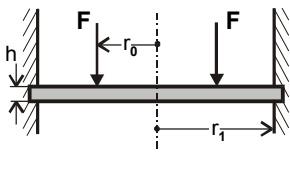
$$s = C \cdot \sqrt{\frac{F \cdot S}{K}} \quad (6.16)$$

mit $C = \sqrt{\frac{1 - \mu}{\pi}} = 0,472$ (loser Rand) und

$$C = \sqrt{\frac{1}{\pi}} = 0,564 \quad (\text{fest eingespannter Rand})$$

In der folgenden Übersicht sind ebene Kreis- und Kreisringplatten mit den zugehörigen Biegemomenten, abhängig von Lastfällen und Einspannbedingungen (fester Rand), zusammengefasst:

Belastungsschema	Bezogenes Biegemoment
	$M_r = \frac{p \cdot r_1^2}{16} \cdot (3 + \mu) \cdot \left(1 - \frac{x^2}{r_1^2}\right)$ $M_t = \frac{p \cdot r_1^2}{16} \cdot \left[(3 + \mu) - (1 + 3\mu) \cdot \frac{x^2}{r_1^2}\right]$ <p>max. Moment bei $x = 0$ (Plattenmitte)</p> $M_{\max} = M_r = M_t = \frac{p \cdot r_1^2}{16} \cdot (3 + \mu)$
	<p>max. Moment am Innenrand:</p> $M_{\max} = M_t = \frac{p}{8 \cdot (r_1^2 - r_0^2)} \cdot \left[r_1^4 \cdot (3 + \mu) + r_0^4 \cdot (1 - \mu) - 4 \cdot (1 + \mu) \cdot r_1^2 \cdot r_0^2 \cdot \ln \frac{r_1}{r_0} - 4 \cdot r_1^2 \cdot r_0^2 \right]$
	$M_r = \frac{p \cdot r_1^2}{16} \cdot \left[(1 + \mu) - (3 + \mu) \cdot \frac{x^2}{r_1^2}\right]$ $M_t = \frac{p \cdot r_1^2}{16} \cdot \left[(1 + \mu) - (1 + 3\mu) \cdot \frac{x^2}{r_1^2}\right]$ <p>max. Moment bei $x = 0$ (Außenrand): $M_{\max} = M_r = M_t$ $M_{\max} = \frac{p \cdot r_1^2}{16} \cdot (1 + \mu)$</p> <p>max. Moment bei $x = r_1$ (Plattenmitte): $M_{\max} = M_r$ $M_{\max} = \frac{-p \cdot r_1^2}{8}$</p>
	<p>max. Moment am Außenrand:</p> $M_{\max} = M_r = \frac{p}{8} \cdot \left[r_1^2 - 2 \cdot r_0^2 + \frac{r_0^4 \cdot (1 - \mu) - 4 \cdot r_0^4 \cdot (1 + \mu) \cdot \ln \frac{r_1}{r_0} + r_1^2 \cdot r_0^2 \cdot (1 + \mu)}{r_1^2 \cdot (1 - \mu) + r_0^2 \cdot (1 + \mu)} \right]$ <p>max. Moment am Innenrand:</p> $M_t = \frac{p}{8} \cdot \left[\frac{(1 - \mu^2) \cdot \left(r_1^4 - r_0^4 - 4 \cdot r_1^2 \cdot r_0^2 \cdot \ln \frac{r_1}{r_0} \right)}{r_1^2 \cdot (1 - \mu) + r_0^2 \cdot (1 + \mu)} \right]$

Belastungsschema	Bezogenes Biegemoment
	<p>für $x < r_0$: $M_r = M_t = \frac{F}{8\pi} \cdot \left[2 \cdot (1 + \mu) \cdot \ln \frac{r_1}{r_0} + (1 - \mu) \cdot \left(1 - \frac{r_0^2}{r_1^2} \right) \right]$</p> <p>für $x > r_0$: $M_r = \frac{F}{8\pi} \cdot \left[2 \cdot (1 + \mu) \cdot \ln \frac{r_1}{x} + (1 - \mu) \cdot \left(\frac{r_0^2}{x^2} - \frac{r_0^2}{r_1^2} \right) \right]$</p> <p>$M_t = \frac{F}{8\pi} \cdot \left[2 \cdot (1 + \mu) \cdot \ln \frac{r_1}{x} + 2 \cdot (1 - \mu) - (1 - \mu) \cdot \left(\frac{r_0^2}{x^2} - \frac{r_0^2}{r_1^2} \right) \right]$</p> <p>max. Moment für $x = r_1$ (Außenrand): $M_{\max} = M_r = \frac{F}{8\pi} \cdot \left[2 \cdot (1 - \mu) - (1 - \mu) \cdot \frac{2 \cdot r_0^2}{r_1^2} \right]$</p>
	<p>für $x < r_0$: $M_r = M_t = \frac{F}{8\pi} \cdot \left[(1 + \mu) \cdot \left(2 \cdot \ln \frac{r_1}{r_0} + \frac{r_0^2}{r_1^2} - 1 \right) \right]$</p> <p>für $x > r_0$: $M_r = \frac{F}{8\pi} \cdot \left[2 \cdot (1 + \mu) \cdot \ln \frac{r_1}{x} - (1 + \mu) \cdot \left(1 - \frac{r_0^2}{r_1^2} \right) - (1 - \mu) \cdot \left(1 - \frac{r_0^2}{x^2} \right) \right]$</p> <p>$M_t = \frac{F}{8\pi} \cdot \left[2 \cdot (1 + \mu) \cdot \ln \frac{r_1}{x} - (1 + \mu) \cdot \left(1 - \frac{r_0^2}{r_1^2} \right) + (1 - \mu) \cdot \left(1 - \frac{r_0^2}{x^2} \right) \right]$</p> <p>max. Moment für $x = r_1$ (Außenrand): $M_{\max} = M_r = -\frac{F}{4\pi} \cdot \left(1 - \frac{r_0^2}{r_1^2} \right)$</p>

Im Folgenden sollen die Spannungen in frei aufliegenden und am Rand fest eingespannten Kreisplatten näher betrachtet werden:

Die Abb. 6-23 zeigt den jeweiligen Verlauf der in radialer (σ_x) und in Umfangsrichtung (σ_y) auftretenden Biegespannungen für frei aufliegende (obere Darstellung) und am Rand fest eingespannte (untere Darstellung), gleichmäßig belastete Kreisplatten (aus [17]). Bezugsoberfläche ist die Unterseite der Platte. Es bedeuten:

h ($= s$) = Plattendicke in [mm]

q ($= p/10$) = gleichmäßiger Druck auf die Platte in [N/mm²]

a = Plattenradius für Kreisplatten in [mm]

Man kann sehen, dass alle dargestellten Spannungen mit dem radialen Abstand vom Plattenmittelpunkt aus zum Rand hin parabelförmig abnehmen. Man stellt aber auch fest, dass die Einspannbedingungen von erheblicher Bedeutung sind. Der Einfluss der Scherspannungen in der Platte ist erfahrungsgemäß vernachlässigbar gering.

In der Abb. 6-24 ist der Verlauf der Vergleichsspannungen σ_v von der neutralen Faser aus bis hin zur Oberfläche einer eingeschweißten Kreisplatte nach einer FE-Rechnung dargestellt. Es tritt keine Plastifizierung ein. Im Gegensatz zur vorherigen Abb. 6-23 wird hier der Spannungsverlauf in Richtung der Plattendicke wiedergegeben.

In AD-B5 beispielsweise berücksichtigen die Berechnungsbeiwerte der Tafeln 1 und 2 die realen Randbedingungen fester und weniger fester

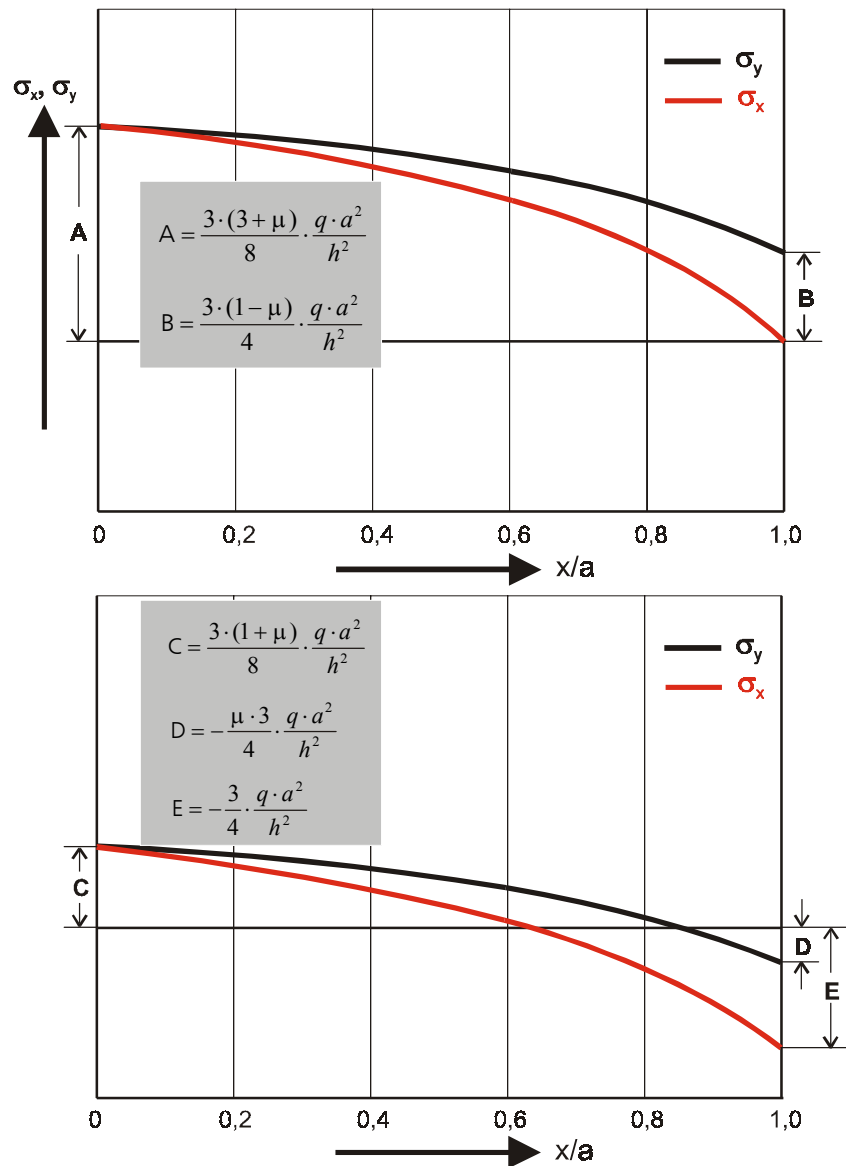


Abb. 6-23: Verlauf der Biegespannungen in frei aufliegenden (obere Darstellung) und fest eingespannten (untere Darstellung), gleichmäßig belasteten Kreisplatten ($x/a = 0$: Plattenmitte, $x/a = 1$: Plattenrand)

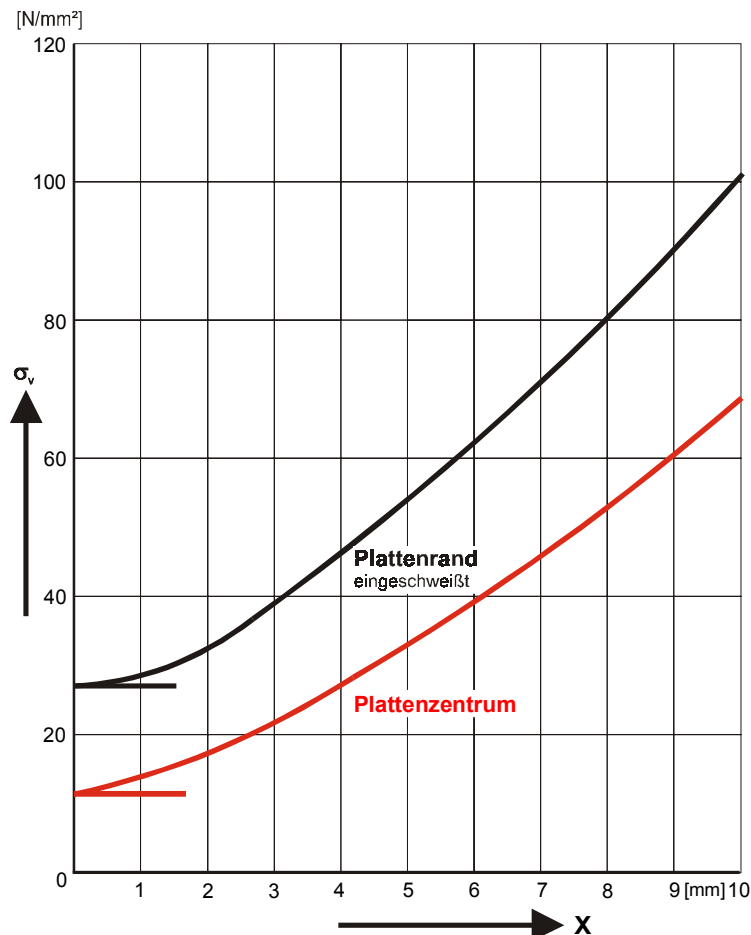


Abb. 6-24: Verlauf der Vergleichsspannungen s_v von der neutralen Faser an bis hin zur Oberfläche einer eingeschweißten Kreisplatte nach FE-Rechnung. Rein elastischer Spannungszustand.

Daten: $D_i = 600 \text{ mm}$, $s = 20 \text{ mm}$, $p = 6 \text{ bar}$

Einspannung mit und ohne zusätzlichem Randmoment. Bei Verschwächung einer Platte durch Ausschnitte erhöht sich die Plattendicke s mit einem Faktor, nämlich dem Ausschnittsbeiwert C_A , der von $d_i = 0$ aus mit dem Durchmesser d_i ansteigt.

Nach den Lösungen der Plattendifferentialgleichungen in DIN 3840 ergibt sich jedoch kein linearer Anstieg, sondern eine waagrechte Tangente in $d_i = 0$, also $dC_A/dd_i = 0$.

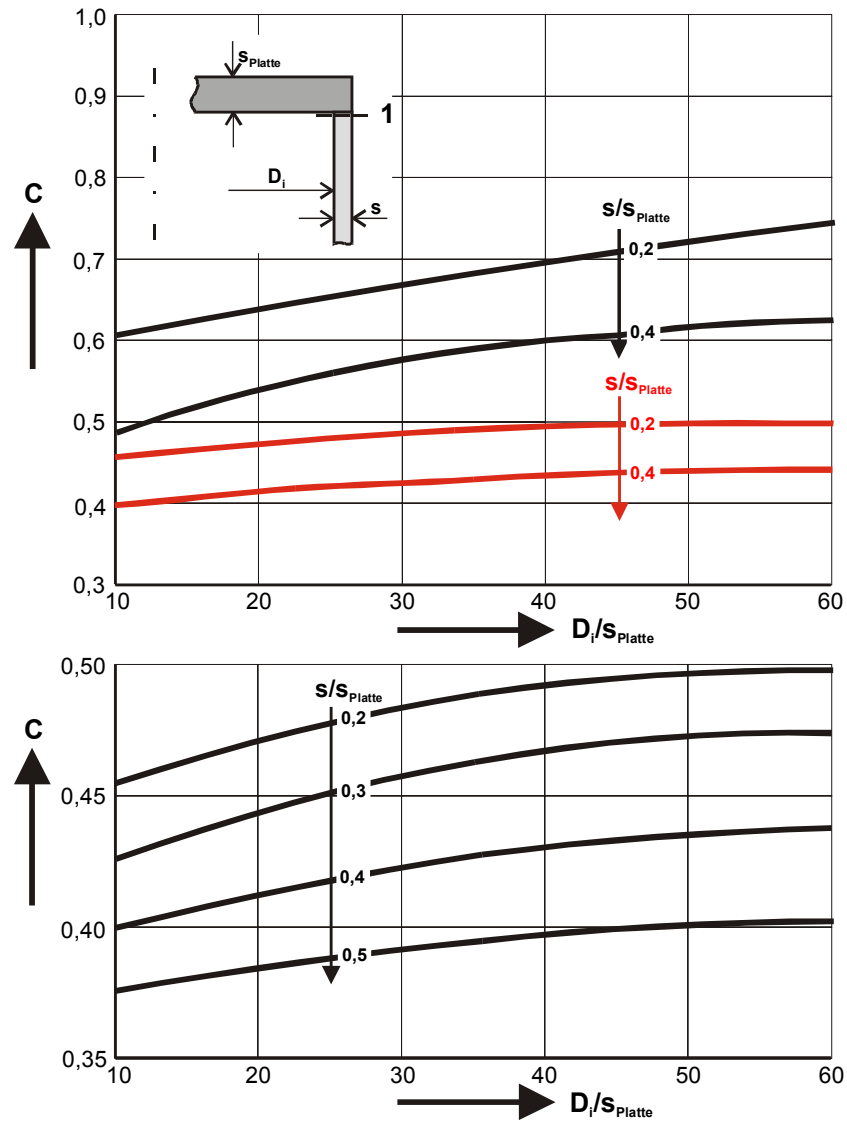


Abb. 6-25: Berechnungsbeiwerte C für die ebene Platte abhängig vom Wanddickenverhältnis s/s_{Platte} und von ihrem Dickwandigkeitsgrad D_i/s_{Platte}
 oben: schwarz → Plastifizierung von Innen- und Außenfaser im Querschnitt 1
 rot → Plastifizierung des gesamten Querschnitts 1 (plastisches Gelenk)
 unten: C in Abhängigkeit vom Wanddickenverhältnis s/s_{Platte} und von D_i/s_{Platte}
 Grenzkriterium: plastisches Gelenk im Querschnitt 1

Bei einem zusätzlichen Randmoment durch Schraubenanzug zur Pressung einer Dichtung muss die Wanddicke s der Platte entsprechend den Beiwerten C_1 oder gegebenenfalls C_{A1} mit innerem Ausschnittsdurchmesser d_i vergrößert werden.

Die Abb. 6-25 aus [11] zeigt die Berechnungsbeiwerte C für die ebene Platte in Abhängigkeit vom Wanddickenverhältnis s/s_{Platte} und dem Dickwandigkeitsgrad der Platte D_i/s_{Platte} . Unten ist die Abhängigkeit im elastischen Bereich dargestellt, oben im Bereich der Plastifizierung. Die schwarzen Kurvenzüge beschreiben nun den Zustand bei Plastifizierung von Innen- und Außenfaser im Querschnitt 1, die roten Kurvenzüge den Zustand bei Plastifizierung des gesamten Querschnitts 1 (plastisches Gelenk). Das Grenzkriterium stellt also die Ausbildung des plastischen Gelenks im genannten Querschnitt dar.

Diese Abbildung verdeutlicht die Vielfalt. Der Berechnungsbeiwert C wird hierin als Funktion des Verhältnisses Innendurchmesser zu Plattenwanddicke D_i/s_{Platte} als Abszisse und Wanddickenverhältnis von geschlossenem Zylinder zur Platte s/s_{Platte} als Parameter dargestellt. Dies hat – wie man sieht – starken Einfluss auf C .

Die Methodik in [11] und die modifizierten Berechnungsbeiwerte C können zum Beispiel dann genutzt werden, wenn folgende Forderung nicht erfüllt ist:

$$\frac{D}{3} \geq s \geq 0,305 \cdot \left(\frac{p}{E} \right)^{0,25} \cdot D$$

Mit Zahlenwerten als Beispiel (Daten aus Abb. 6-24):

$$\frac{600}{3} > 20 > 0,305 \cdot \left(\frac{6}{170000} \right)^{0,25} \cdot 600 = 14,1$$

Für Durchbiegung der Platte w kleiner als halbe Wanddicke s findet sich die Ableitung der Ungleichung im Anhang 1/AD-B5.

Nach diesen theoretischen Betrachtungen wird nun im Folgenden anhand von einigen Bildern – die auch in den späteren Beispielen herangezogen werden – erläutert, wo die Anwendungsgebiete ebener Platten im Apparatebau hauptsächlich liegen:

In Abb. 6-26 ist ein emaillierter Rührbehälter aus Stahl dargestellt, links mit Halbschalenbeheizung, rechts mit Mantelbeheizung (siehe DIN 28136). Darauf sind die Abschlusselemente „ebene Platte“ und „gewölbte Böden“ (Unterkapitel 6.2) in verschiedener Ausführungsform zu sehen.

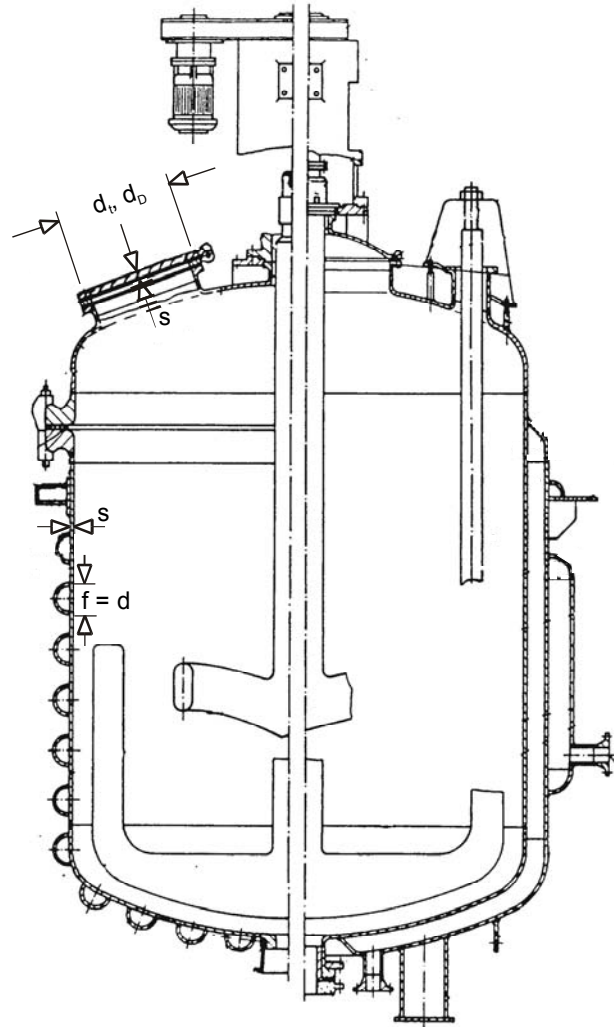


Abb. 6-26: Rührbehälter aus C-Stahl, emailliert
links: Halbschalenheizung, rechts: Mantelheizung

Zu den Außenmantelkrempe – abschnittsweise als ebene Platten zu betrachten – ist zu bemerken, dass durch Außendruck und durch Temperaturunterschiede bedingte Biegespannungen in erster Näherung nach den Grundgleichungen für den eingespannten Träger abgeschätzt werden können. Genauere Ergebnisse erhält man durch eine FE-Analyse. Siehe dazu die Abb. 6-27 und 6-28.

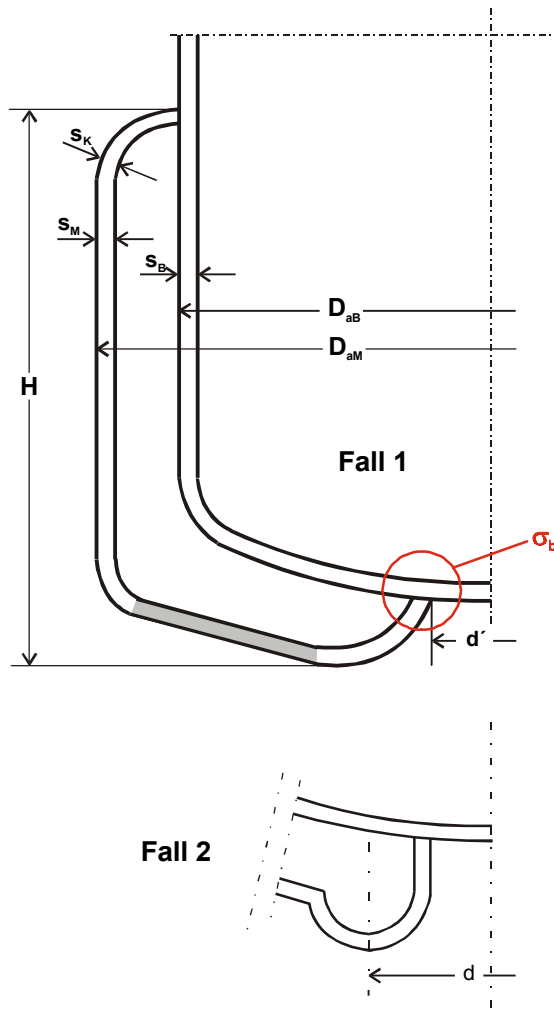


Abb. 6-27: Doppelmantelausführung für beheizbare oder gekühlte Behälter

Anschlussmöglichkeiten des Außenmantels an die Behälterwand:

Fall 1: Starrer Anschluss, Fall 2: Elastischer Anschluss

Der hellgrau gekennzeichnete Bereich im Fall 1 kann näherungsweise als ebene Platte betrachtet werden

Berechnung von Kremen an Doppelmänteln (Verwendete Bezeichnungen siehe Abb. 6-27):

Der Innenbehälter und die Krempe des Außenbehälters müssen mit einem Vollanschluss versehen werden. Unter Berücksichtigung von Um-

fangs- und Längsspannung wird die Berechnung nach der Schubspannungshypothese (SH) durchgeführt.

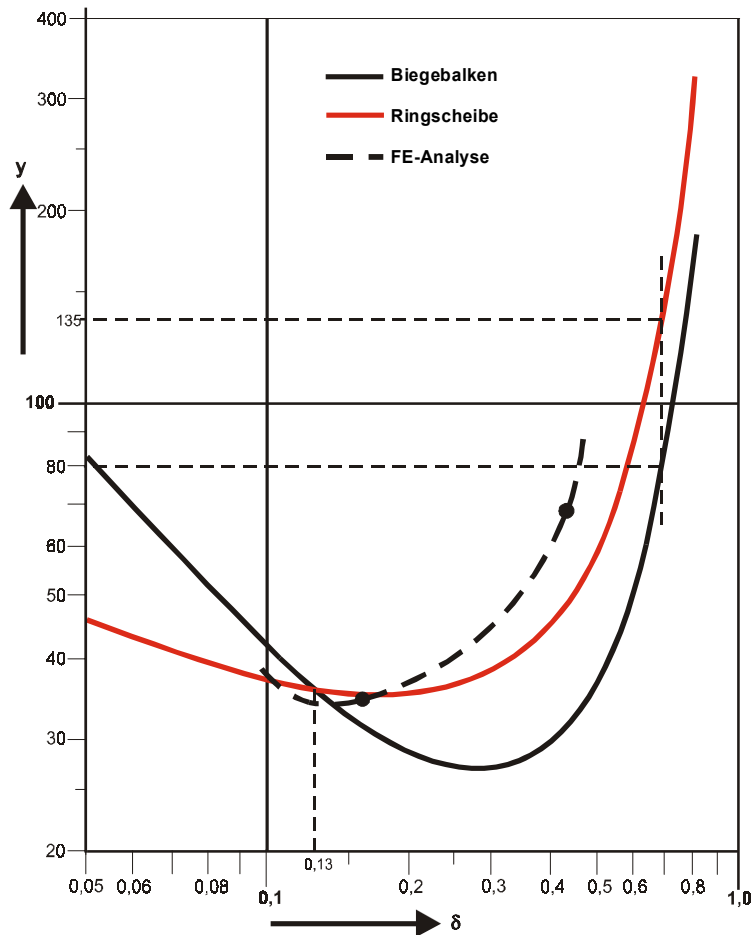


Abb. 6-28: Abschätzung der Biegespannungen in der Außenwand bei Wärmeschub des Außenmantels. Dargestellt ist die Funktion y über dem Durchmesser Verhältnis δ

$$\delta = d'/D_{aM} = \hat{r}_0/r_1 \quad y = 3 \cdot (1 + \delta) / \delta \cdot (1 - \delta)^2$$

Folgende Grenzen für die Wanddicken sind einzuhalten:

$$s_K \leq s_B \text{ und } s_K \geq s_M$$

Wenn unterschiedliche Stähle für Innen- und Außenbehälter verwendet werden, ist für die Berechnung der kleinste Streckgrenzenwert einzusetzen.

Die Berechnung erfolgt nach der Gleichung

$$s_K = 0,13 \cdot \sqrt{\frac{p \cdot S}{K} \cdot \left(\frac{D_{aM}}{D_{aB}} - 1 \right) \cdot (D_{aB}^2 - d^2) + \Sigma c} \quad (6.17)$$

wobei für den Fall 1 $d = d' + 2 \cdot \sqrt{D_{aM} \cdot s_B}$ gilt und allgemein einzusetzen ist: p in [bar_{Überdruck}], Durchmesser, Wanddicken und Festigkeitskennwert K wie üblich in [mm] bzw. [N/mm²].

In vorstehender Betrachtung fehlt der Temperatureinfluss.

Im Folgenden soll versucht werden, eine Abschätzung der auftretenden Biegespannungen bei Wärmeschub des Außenmantels vorzunehmen.

In der Abb. 6-28 sind dazu über dem Durchmesserverhältnis $\delta = d'/D_{aM}$ (entspricht r_0/r_1 für die Ringscheibe) ein Spannungsfaktor y nach Berechnung als Biegebalken (schwarze Kurve) und als Ringscheibe (rote Kurve) aufgetragen. Die verwendeten Bezeichnungen dafür sind der Abb. 6-27 zu entnehmen.

Die Berechnung als Biegebalken erfolgt nach der Gleichung

$$y = \frac{3 \cdot (1 + \delta)}{\delta \cdot (1 - \delta)^2} \quad (6.18)$$

Die Ringscheibe wird als fest eingespannt angenommen, sie ist der Übersicht in diesem Unterkapitel bzw. der Literatur – z.B. [2] – entnommen.

Mit $\kappa = H/D_{aM}$ ergibt sich für die temperaturbedingte Biegespannung:

$$\sigma_b = (\alpha \cdot \Delta \vartheta - \varepsilon) \cdot E \cdot \kappa \cdot \frac{S}{D_{aM}} \cdot y = \sqrt{\sigma_r^2 + \sigma_t^2 - \sigma_r \cdot \sigma_t} \quad (6.19)$$

(= σ_v , Vergleichsspannung nach GEH).

Es handelt sich dabei um die Biegevergleichsspannung an der unteren inneren Anschweißung des Außenmantels (siehe Abb. 6-27).

Meist ist die Dehnung $\varepsilon \ll \alpha \cdot \Delta \vartheta$, sie kann daher vernachlässigt werden.

Genauer: $\alpha \cdot \Delta \vartheta = \alpha_1 \cdot \vartheta_1 - \alpha_0 \cdot \vartheta_0$ (Indices: 1 = Außenmantel, 0 = Behälter)

Das Ergebnis einer FE-Analyse für zwei diskrete Punkte ist im Diagramm enthalten. Die große Kunst, durch zwei gegebene Punkte eine einigermaßen richtige Kurve zu legen, wurde durch die gestrichelte schwarze Linie dargestellt. Daraus kann man wenigstens näherungsweise eine Bestätigung beider vorhergehenden Berechnungen herleiten.

Ein einfaches Zahlenbeispiel soll die Nutzung obiger Gleichung ver-

deutlichen:

$$\sigma_b \approx (13 \cdot 10^{-6} \cdot 150 - 0) \cdot 208000 \cdot 2,5 \cdot \frac{5 \cdot 37}{2000} = 94 \text{ N/mm}^2$$

Die Kugelmembranspannung nach AD-Merkblatt B1 muss dieser Biegespannung noch hinzugefügt werden, der addierte Betrag darf die Streckgrenze nicht überschreiten. Das Durchmesser Verhältnis $\delta = 0,13$ wurde dabei so gewählt, dass mit drei verschiedenen Methoden etwa derselbe Spannungsfaktor $y = 37$ aus Abb. 6-18 abgelesen werden kann. Mit Abbildung und Gleichung lassen sich Einflussgrößen gut abschätzen. Zu kleine und besonders zu weite Durchmesser Verhältnisse δ lassen den Spannungsfaktor y rapide ansteigen. Ein niedriger Bereich lässt sich definieren zu $0,1 < \delta = d/D_{aM} < 0,35$.

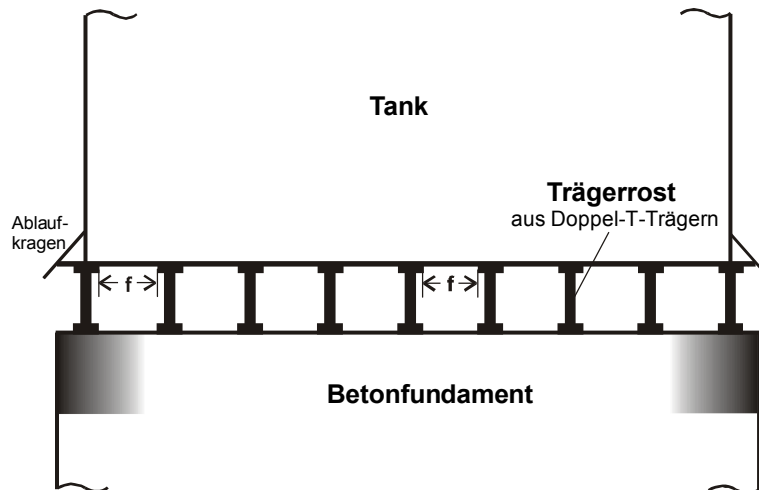


Abb. 6-29: Skizze des Bodenbereichs eines Flachbodentanks. Die Belastung der ebenen Kreisplatte (= Tankboden) wird hervorgerufen durch Tankeigengewicht, Füllung und eventuellen Überdruck im Tank

Als Beispiel aus der Tanklagertechnik wird der ebene Boden eines Flachbodentanks auf einem Trägerrost nach Abb. 6-29 angeordnet. Durch diesen Trägerrost zwischen Tankboden und Fundament können eventuelle Leckagen im Bodenbereich rechtzeitig bemerkt, das Leck zuverlässig lokalisiert und dann geschlossen werden.

Der Tankboden als ebene Platte soll hinsichtlich eines anderen Aspekts noch etwas näher betrachtet werden. Es geht dabei um die Wirkung einer

Zugkraft Z (wirksam als Ringkraft am äußeren Umfang), welche den Bodenrand hochzieht.

Zu diesem Problem folgende Erläuterung:

Der höchstzulässige Überdruck im Gasraum eines Flachbodentanks wird in den meisten Fällen durch die Festigkeit der Bodenecke, d.h. des Plattenrands mit zugehörigem Mantelanschluss, bestimmt.

Aus einer Momentenbeziehung, auf die hier nicht näher eingegangen werden soll, ergibt sich für den zulässigen Überdruck in einem Tank folgende Gleichung:

$$p_{zul}^+ = A + B \cdot \left(1 + \sqrt{1 + 2 \cdot \frac{A}{B}} \right) \quad (6.20)$$

$$\text{mit } A = 85 \cdot \frac{G}{D^2} \text{ und } B = 5,5 \cdot \left(\frac{s_B}{D} \right)^2 \cdot \frac{K_{vorh.}}{K_{St37}}$$

Hierin sind G in [to], D in [m], K in [N/mm²] einzusetzen.

Die Vorfaktoren der Terme A und B schließen den Sicherheitsbeiwert $S = 1,5$ ein. Term A folgt unmittelbar aus dem Gewicht G des leeren Behälters, Term B ergibt sich aus der Festigkeit des ebenen Bodens. Der letzte Teil der Gleichung (Klammerausdruck) berücksichtigt die Kopplung der beider Terme in einer für den leeren Behälter gültigen quadratischen Ausgangsgleichung.

Durch die Behälterfüllung entstehen zwar im Tankmantel Umfangsspannungen, die jedoch für die Bodenecke unerheblich bleiben. Die Festigkeit der Bodenecke – oder besser gesagt, die Widerstandsfähigkeit gegen Verformen – wird hingegen verständlicherweise erhöht.

Die Abb. 6-30 zeigt die Verformung der Bodenecke durch den Überdruck im Gasraum eines Tanks, mit dargestellt ist das zugehörige Belastungsschema. Neben der stabilisierenden Wirkung der Behälterfüllung, die eine Erhöhung der Gewichtskraft G zur Folge hat, kann die Verformung der Platte natürlich auch durch eine Verankerung des Bodens reduziert werden. Eine derartige Verankerung kann auch bei Auftreten starker Windbelastungen, die quer zum Tank wirken, von Vorteil sein.

Aus der vorstehenden Betrachtung wird ersichtlich, dass es sich bei ebenen Platten nicht immer nur um Auflager- bzw. Stützprobleme handelt, sondern dass auch Zusatzkräfte am Plattenrand eine erhebliche Rolle spielen können.

Die Abb. 6-31 und 6-32 zeigen in zwei Darstellungen eine Verschlussplatte für Vorschweißflansche DN 500/PN 16 nach DIN 2633. Durch den zentralen Stutzen DN 150 in Abb. 6-31 und der zusätzlichen zwei Stutzen

DN 100 nach Abb. 6-32 ergibt sich eine Verschwächung der Platte, die entsprechend berücksichtigt werden muss.

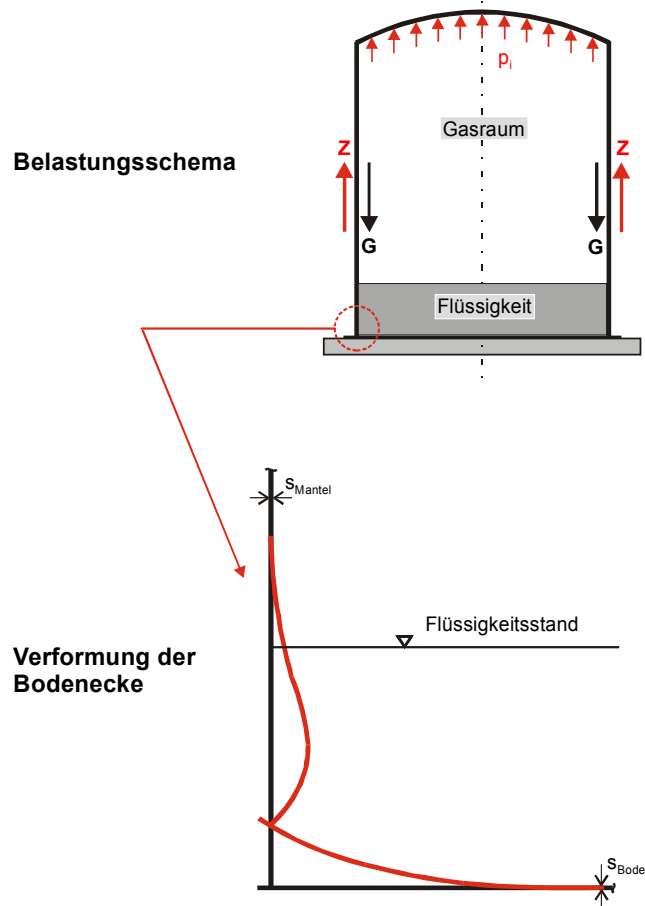


Abb. 6-30: Belastungsschema und Verformung der Bodenecke eines unverankerten Lagertanks bei Drucksteigerung im Gasraum
Schwarz: Ausgangszustand, rot: Zustand nach Drucksteigerung

In der Abb. 6-33 ist die Rohrplatte eines Verdampfers skizziert. Das Heizrohrbündel besteht aus Haarnadelrohren, d.h. es handelt sich um rückkehrende Rohre ohne einen zweiten Rohrboden. Abmessungen und Betriebsdaten sind der Darstellung zu entnehmen.

Die Abb. 6-34 zeigt einen auf Sätteln gelagerten Rohrbündel-Wärmetauscher mit zwei festen Böden.

Zur Ausführung von Rohrbündel-Wärmetauschern wird auf [21] verwiesen.

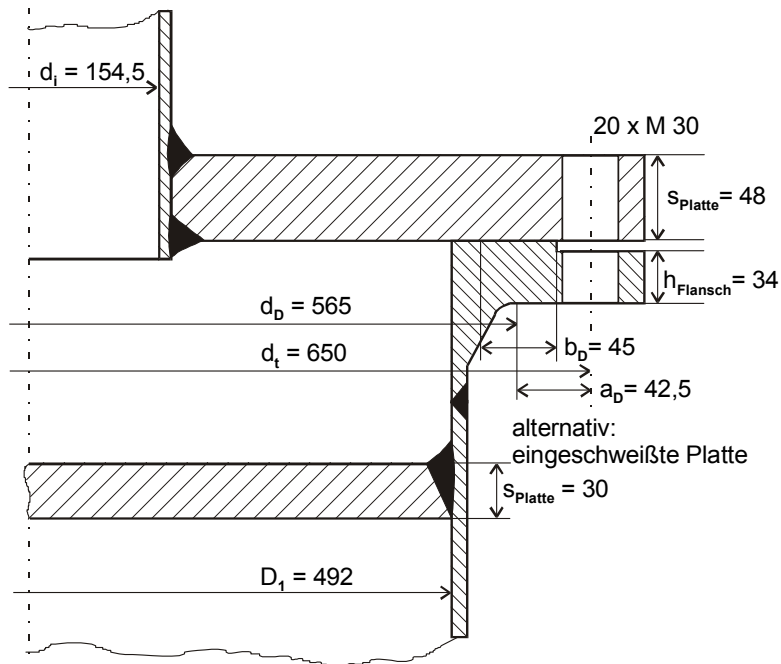


Abb. 6-31: Darstellung einer Verschlussplatte für Vorschweißflansche DN 500/PN 16 nach DIN 2633. Verschwächung durch zentralen Stutzen DN 150

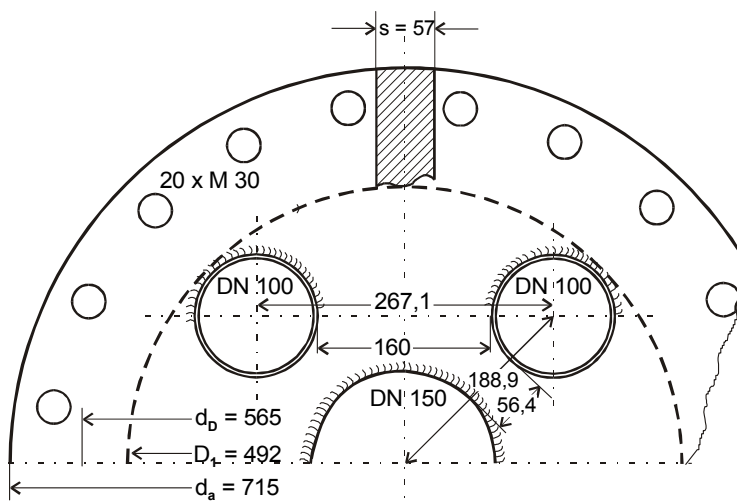
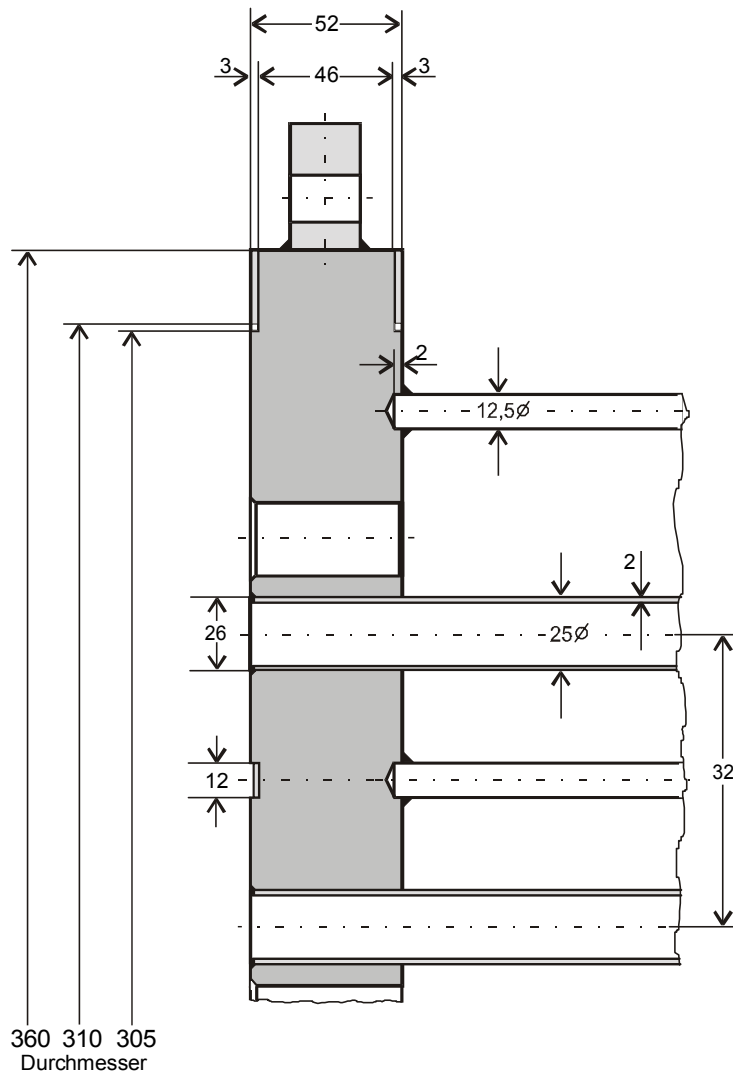


Abb. 6-32: Draufsicht auf eine Verschlussplatte für DN 500/PN 16**Abb. 6-33:** Wärmetauscher-Heizrohrbündel
Daten: Werkstoff 1.4541, $p = 30 \text{ bar}$, $\vartheta = 250 \text{ °C}$

An dieser Stelle sei Folgendes angemerkt, ohne näher darauf einzugehen: Ein generelles Problem bei Rohrbündel-Wärmetauschern nach Abb. 6-34 – und mehr noch nach Abb. 6-33 – ist die Schwingungserregung.

Zur Vermeidung dieser Schwingungserregungen wird aber auf einschlägige Literatur, z.B. [41] hingewiesen.

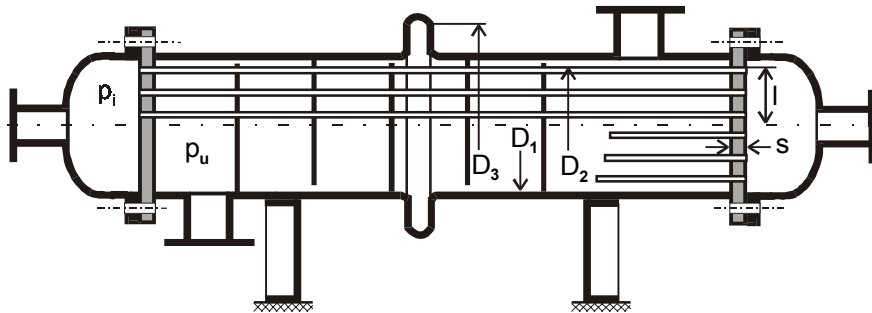


Abb. 6-34: Rohrbündel-Wärmetauscher mit zwei festen Böden und einem Kompensator im Mantel, gelagert auf Tragsätteln

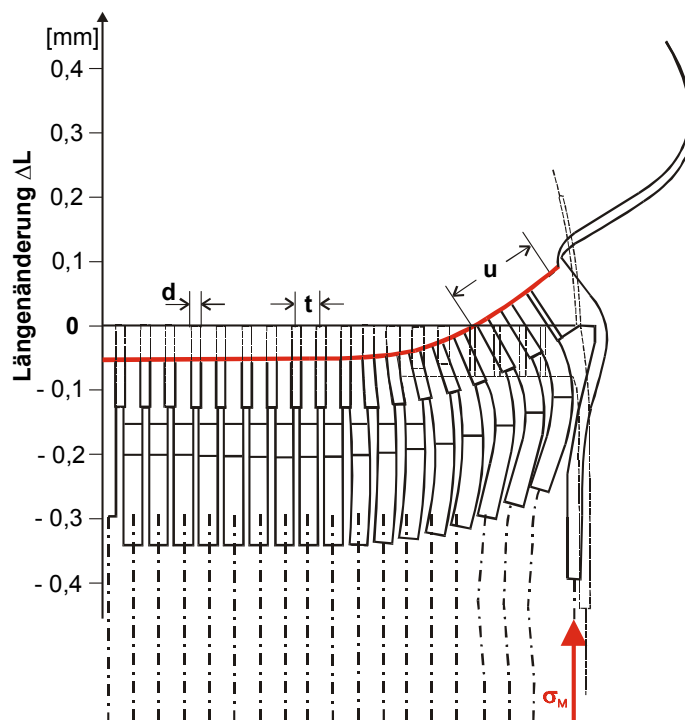


Abb. 6-35: Verformung im Radialschnitt durch die Rohrplatte eines Wärmetauschers ohne Kompensator

Nun zurück zu Verformungen und Spannungen:

Die Abb. 6-35 aus [42] zeigt die Verformung im Radialschnitt durch die Rohrplatte eines Wärmetauschers ohne Kompensator. Die Apparatebeanspruchung wird in diesem Fall hervorgerufen durch Wärmeschiebung des Wärmetauschermantels, des Rohrbündels und des Rohrbodens. Die äußeren Rohre sind auf Zug beansprucht, daher wird dort kein Knicknachweis nach Gl. (8) bis (10)/ AD-B5 erforderlich.

In der Abb. 6-36 ist die bezogene Dicke s eines Wärmetauscherbodens über dem Verschwächungsfaktor v aufgetragen. Die Kurve gilt nur bei Anordnung eines Kompensators im Apparatemantel oder aber bei Verwendung von Haarnadelrohren.

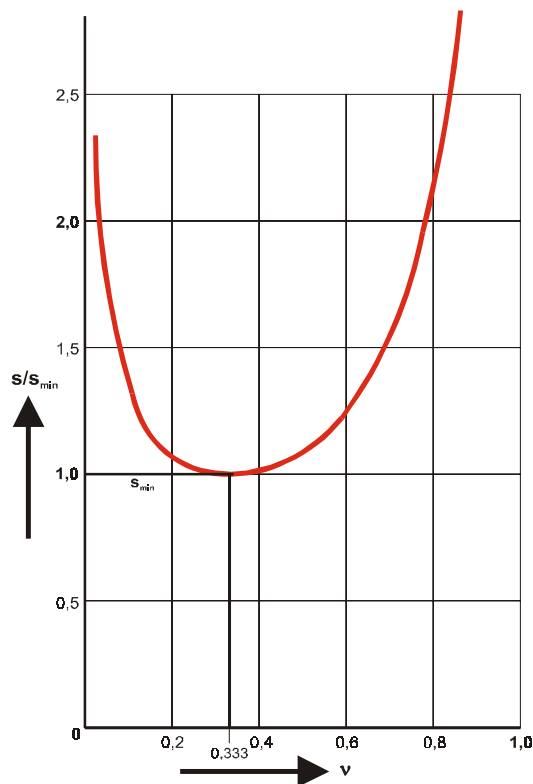


Abb. 6-36: Bezogene Dicke s/s_{\min} eines Wärmetauscher-Bodens über dem Verschwächungsfaktor v dieses Bodens bei Verwendung eines Kompensators im Apparatemantel

Zum Abschluss des Unterkapitels 6.3 soll nun noch auf durch Rippen verstärkte Platten eingegangen werden. Um gerade bei größeren Plattenabmessungen die Plattendicke noch einigermaßen beherrschbar zu halten,

sind Verstärkungen unbedingt erforderlich. Die Abb. 6-37 zeigt die mögliche Anordnung von Rippen auf kreisrunden, ebenen Platten. Der sich ergebende Beulkreisdurchmesser ist für beide Fälle rot eingetragen. Es handelt sich dabei um die jeweils größten auftretenden Durchmesser, die auch zur Berechnung der erforderlichen Plattendicken heranzuziehen sind.

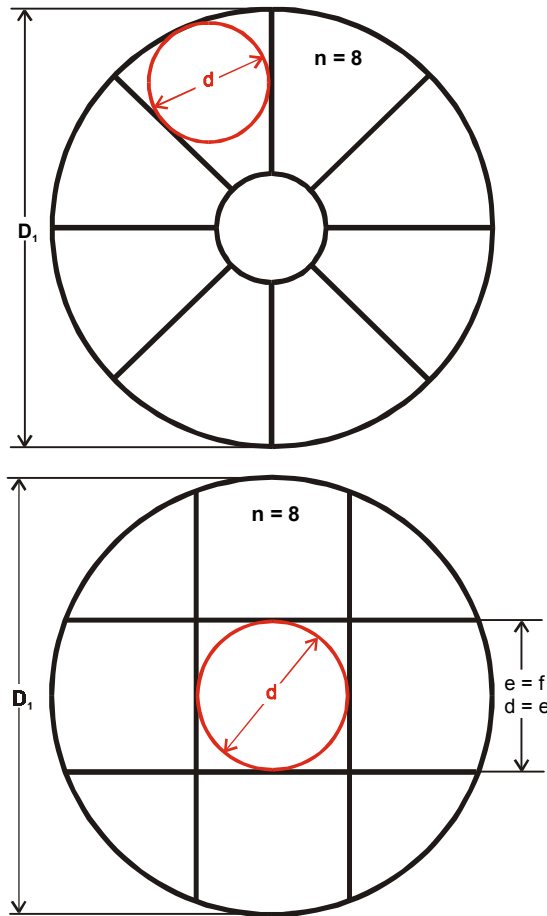


Abb. 6-37: Schematische Darstellung von verrippten, ebenen Kreisplatten

Anschließend nun eine etwas genauere Betrachtung:

Durch die Verrippung einer ebenen Platte lassen sich die Spannungen beträchtlich absenken. Anders ausgedrückt, darf der Druck erhöht werden, wenn die kritischen Rippenrückenspannungen hinreichend klein gehalten werden. Dies wiederum lässt sich durch eine entsprechende Rippendimensionierung beeinflussen.

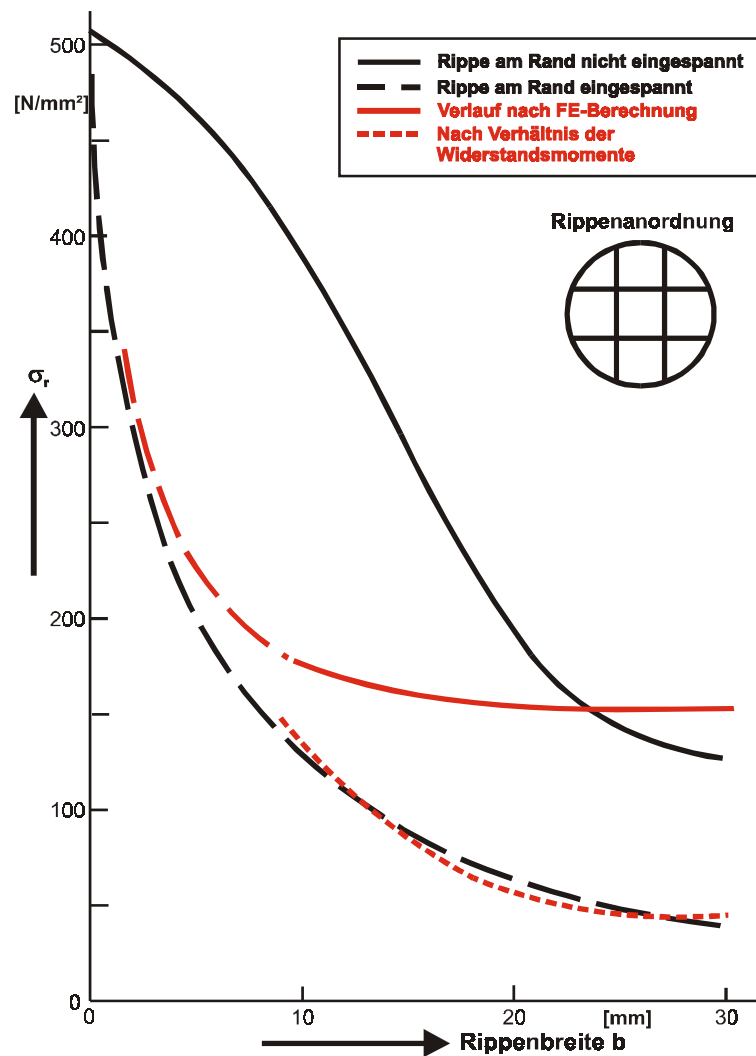


Abb. 6-38: Rippenrückenspannungen σ_r über der Rippenbreite b . Vier sich kreuzende Rippen auf einer ebenen Kreisplatte, Rippen unter Linienlast

In Abb. 6-38 sind die Rippenrückenspannungen über der Rippenbreite b für verschiedene Berechnungsverfahren und Einspannbedingungen zusammengefasst (den dargestellten Kurvenzügen liegen folgende Daten zugrunde: $p = 4$ bar, Plattendicke $s = 20$ mm, $D_1 = 1780$ mm, 4 sich kreuzende Rippen gleichen Abstands mit Höhe $h = 200$ mm, Anschlusszylinder mit Wanddicke $s = 8$ mm).

Aus der Abbildung ist ersichtlich, dass anfangs – ausgehend von der unverrippen Platte – die Spannungen mit zunehmender Rippenbreite schnell abnehmen. Wie eine FE-Analyse zeigt, bringt weiter zunehmende Rippenbreite nur noch wenig an Spannungsabfall. Die Rippenhöhe wurde bei dieser Betrachtung konstant gehalten, obwohl sie natürlich einen viel größeren Einfluss auf das Widerstandsmoment hat. Die variierte Breite über der auftretenden Spannung zeigt – vor allem im linken Bereich der Darstellung – also nur die theoretische Tendenz. In der Praxis ist auch zu beachten, dass das Verhältnis Rippenbreite zu Rippenhöhe 1 zu 8 nicht übersteigen sollte, da sonst mit Rippenknickung zu rechnen ist.

Einfache Abschätzungen mit verschiedenen Ansätzen sind – wie gezeigt wird – hingegen wenig erfolgreich:

In einem ersten Ansatz wurden die Spannungen entsprechend der Zunahme des Widerstandsmoments W von Platte mit zu Platte ohne Rippen abgemindert. Dadurch werden jedoch die Spannungen erheblich zu niedrig beurteilt. Für größere Rippenbreiten b ist die Rückenspannung etwa umgekehrt proportional b .

In einem zweiten Ansatz wurde den zulässigen Spannungen in der unverrippen Platte nach Grundgleichung (2) in AD-B5 ein zulässiger Druck zugeordnet. Die Rippen müssen dann die Differenz zwischen gewünschtem Druck und zulässigem Plattendruck aufnehmen. Aus diesem Differenzdruck Δp kann für die Rippen eine Linienlast bestimmt werden, aus welcher mit dem Quotienten von resultierendem Biegemoment und Rippenwiderstandsmoment die Rippenrückenspannung σ_r berechnet wird. Für die lose aufliegende Platte ergeben sich meist zu große Spannungen. Nur ein Drittel dieser Spannungen erhält man für die fest eingespannte Platte. Damit ist der Kurvenverlauf sehr ähnlich dem Verlauf nach dem ersten Ansatz.

Diese Ansätze zur Annäherung an die durch FEM ermittelte Kurve können nicht befriedigen. Für die Spannungsermittlung muss daher bis auf Weiteres einer FE-Berechnung der Vorzug gegeben werden.

Beispiele

Beispiel 7 (Rechenbeispiel):

Aufgabenstellung:

Eine ebene Platte erfährt bei der Belastung durch einen Druck p eine ungleichmäßige Biegebeanspruchung wie sie in Abb. 6-24 als Ergebnis einer FE-Rechnung wiedergegeben ist. Die Gl. (2) aus AD-B5 soll mit Hilfe dieses Spannungsverlaufs überprüft werden.

Daten:

$D_i = 600$ mm, $s = 20$ mm, $p = 6$ bar. Elastischer Spannungszustand ohne Plastifizierung

Lösungsweg:

Durch Umformung von Gl. (2) aus AD-B5 erhält man am Rand der Plattenoberfläche ($K/S = \sigma_v$ gesetzt):

$$C = \sqrt{\frac{10 \cdot \sigma_v}{p}} \cdot \frac{s}{D_i} = \sqrt{\frac{1020}{6}} \cdot \frac{20}{600} = 0,435 \quad \left(= \sqrt{\frac{3}{16}} \right)$$

Dieser im Vergleich zu DIN 3840 um den Faktor 1,225 größere Beiwert C erklärt sich aus der elastischen Betrachtungsweise. Die erste grobe Näherung auf Seite...! mit $C = 0,408$ zeigt eine recht gute Übereinstimmung mit dem o.g. Wert. Die DIN und das AD-B5 lassen eine größere Werkstoffausnutzung zu, so dass im Bereich der Einspannung die Streckgrenze K erreicht werden oder sogar an den Plattenoberflächen eine Plastifizierung bei Überschreiten des Kennwerts K auftreten kann.

Beispiel 8 (Rechenbeispiel):Aufgabenstellung:

Für eine möglicherweise im Strömungsprallbereich von Krümmern schadhafte Rohrleitung DN 100 sind die Mindestwanddicke s nach der sog. „Kesselformel“ und bei angenommenem Lochfraßdurchmesser ≤ 25 mm nach einer Beziehung für ebene Platten abzuschätzen. Das Ergebnis ist bezüglich der Aussagefähigkeit von Druckproben zu erörtern. Verwendeter Werkstoff St 35.8 (1.0305).

Lösungsweg:

$$s = \frac{D_a \cdot p}{20 \cdot \frac{K}{S} \cdot v + p}$$

erbringt für PN 25

$$s = \frac{114,3 \cdot 25}{20 \cdot \frac{235}{1,5} \cdot 1 + 25} = 0,91 \text{ mm.}$$

Die Normwanddicke beträgt 3,6 mm

Zum Verschwächungsbeiwert v siehe unter anderem AD-Merkblatt B0, Abschnitt 8.1; ein Rohrbogenbeiwert B_a , der fallweise im Zähler enthalten ist, wurde nicht berücksichtigt.

Nun im Gegensatz dazu Berechnung mit Gl.(2) aus AD-B5:

$$s = C \cdot D_1 \cdot \sqrt{\frac{p \cdot S}{10 \cdot K}}$$

ergibt mit $D_1 = 25 \text{ mm}$

$$s = 0,35 \cdot 25 \cdot \sqrt{\frac{25 \cdot 1,5}{10 \cdot 220}} = 1,14 \text{ mm}$$

Erst bei derartig großen Korrosionsmulden erhält man demnach eine vergleichbare Wanddicke s . Die FE-Rechnung – dargestellt in Abb. 6-24 – zeigt, dass man für die am meisten beanspruchte Einspannung am Rand der Korrosionsmulde nur etwa 78% der Spannung nach AD-B5 erhält. Weiterhin beginnt die Korrosion mit ihrem Abtrag ja nicht unmittelbar, sondern im Allgemeinen allmählich, was diese Spannungen weiter abmindert. Vor einem Versagen wird die Korrosionsmulde plastisch zum Kugelabschnitt verformt, so dass eine Leckage erheblich höhere Drücke als den Prüfdruck $25 \cdot 1,3 = 32,5 \text{ bar}$ erfordert, in grober Abschätzung ca. 100 bar oder mehr. Bei kleineren Durchmessern von Korrosionsmulden ergäben sich entsprechend geringere Wanddicken. Hieraus folgt, dass eine Druckprobe denkbar ungeeignet ist zur Aufzeigung von Bereichen mit Korrosionsschädigung durch Materialabtrag.

Für die Druckprüfung an genieteten Behältern mit möglicherweise Rissen – von den Nietbohrungen in versprödendem Werkstoff ausgehend – war diese Prüfung jedoch in der Vergangenheit zur Aufzeigung von Schäden gut geeignet.

Auch rund gebogene Heizkanäle, z.B. aufgeschweißte Halbrohrschlangen auf einem Zylindermantel, dürfen mit dieser Methodik beurteilt werden.

Beispiel 9 (Rechenbeispiel):

Aufgabenstellung:

Ein Rührreaktor für endotherme Reaktion soll zur Reaktionsbeschleunigung mit einer Außenbeheizung in Form von aufgeschweißten Halbrohrschlangen DN 150 versehen werden (siehe dazu Abb. 6-26).

Daten:

Dampfdruck 18 bar, Temperatur 210 °C, Werkstoff Kesselblech H II (1.0425) mit $K = 201 \text{ N/mm}^2$.

Lösungsweg:

Die Bestimmung der notwendigen Wanddicke s der quasi ebenen Begrenzung des Heizkanals durch die Kesselwandung erfolgt mit Gl. (3) nach AD-B5 für unverankerte rechteckige Platten ohne zusätzliche Randmomente, die wegen unterschiedlicher Wärmedehnung jedoch durchaus auftreten können:

$$s = C \cdot C_E \cdot f \cdot \sqrt{\frac{p \cdot S}{10 \cdot K}} = 0,45 \cdot 1,56 \cdot 154,5 \cdot \sqrt{\frac{18 \cdot 1,5}{2010}} = 12,6 \text{ mm}$$

Dies ist die erforderliche Wanddicke für den zylindrischen Kesselteil, die natürlich noch zusätzlich mit der Kesselformel nachzurechnen ist. Die Schweißnahtvorbereitung der Halbschalen in Form einer geeigneten Anfasung der Halbrohrschnittflächen von innen muss sorgfältig durchgeführt werden. Weiterhin ist eine Durchschweißung mit voller Erfassung des Werkstoffquerschnitts erforderlich, da es sonst durch Kerbwirkung – insbesondere durch Druck- und Temperaturwechselbeanspruchung – im Nahtbereich zu Dampfleckagen kommen kann. Der Temperaturunterschied sollte auf ca. 100 °C beschränkt werden. Als Anmerkung sei hier erwähnt, dass für eine Doppelmantelbeheizung zur Vermeidung von Beulschäden des Kessel-Innenmantels meist erheblich größere Wanddicken erforderlich sind.

Beispiel 10 (Rechenbeispiel):Aufgabenstellung:

Ein Lagertank mit einem Inhalt $V = 100 \text{ m}^3$ soll auf Doppel-T-Träger gestellt werden. Mit welchem Abstand f sind diese voneinander anzuordnen, wenn der Flachboden aus St 37 eine Wanddicke $s = 5 \text{ mm}$ aufweist.

Daten:

Tankdurchmesser $D_i = 4000 \text{ mm}$, Tankhöhe $H = 8000 \text{ mm}$, $p \leq 0,1 \text{ bar}$ Stickstoffüberlagerung, Flüssigkeitsdichte $\rho = 1300 \text{ kg/m}^3$.

Lösungsweg:

Auflösung von Gl. (3) aus AD-B5 nach f bei $e = \infty$ ergibt

$$f = \frac{s}{C \cdot C_E} \cdot \sqrt{\frac{10 \cdot K}{p \cdot S}} = \frac{5}{0,35 \cdot 1,56} \cdot \sqrt{\frac{10 \cdot 235}{(1,3 \cdot 0,8 + 0,1) \cdot 1,5}} = 340 \text{ mm}$$

als Mittenabstand von Träger zu Träger unter dem Flachboden. Eine FE-Analyse zeigt, dass für f auch der „freie“ Abstand zwischen den Trägern gewählt werden darf.

Für diese vergleichsweise dünne Platte soll die Wanddicke mit Hilfe der Durchbiegung w überprüft werden:

Durchbiegung

$$\frac{w}{s} = \frac{12 \cdot (1 - \mu^2) \cdot (5 + \mu)}{64 \cdot 16 \cdot (1 + \mu)} \cdot \frac{p}{10 \cdot E} \cdot \left(\frac{f}{s}\right)^4 = 0,0435 \cdot \frac{1,14 \cdot \left(\frac{340}{5}\right)^4}{10 \cdot 210000} = 0,51$$

Der Wert müsste $\leq 0,5$ sein, ist aber wegen der geringen Abweichung noch akzeptabel.

Wegen der Bodenverformung zu spannungsgünstigem Durchhängen wäre bei dieser Abstandsgestaltung kein Behälterschaden zu erwarten, da schlimmstenfalls nur eine einmalige plastische Verformung ohne Rückverformung zu erwarten ist.

Im Bereich des Bodenablassstutzens ist der Tankboden entsprechend dem Faktor C_{A1} aus Bild 22 in AD-B5 zu verstärken; für übliche Konstruktionen gilt $C_{A1} \leq 1,35$, d.h. Wanddicke der Verstärkungsplatte $s = 5 \cdot 1,35 = 6,8$ mm. Die Möglichkeit einer einwandfreien Restentleerung ist bei der Gestaltung der Verstärkung zu beachten.

Beispiel 11 (Rechenbeispiel):

Aufgabenstellung:

Für einen Vorschweißflansch DN 500/PN 16 nach DIN 2633 soll die Dicke s einer Abdeckplatte mit zentralem Stutzen DN 150 bestimmt werden.

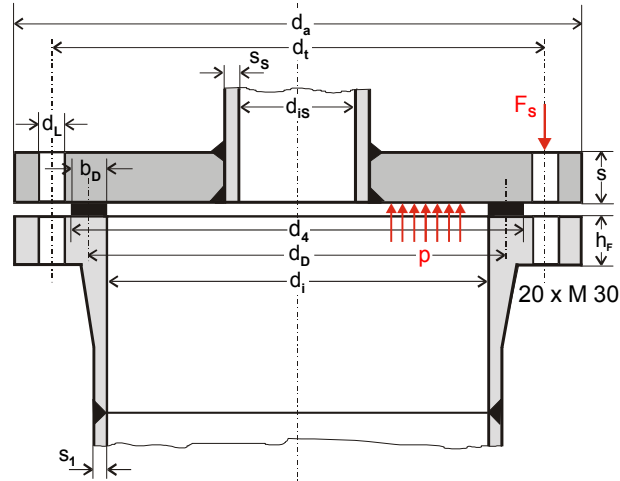
Daten:

$d_a = 715$ mm	$d_L = 33$ mm	zentraler Stutzen:
$d_i = 492$ mm	$h_F = 34$ mm	$d_{iS} = 150$ mm
$d_t = 650$ mm	$s_1 = 8$ mm	$s_S = 4,5$ mm
$d_4 = 610$ mm		$d_{aS} = 159$ mm

$$b_D = \frac{d_4 - d_i}{2} = \frac{610 - 492}{2} = 59 \text{ mm} \quad d_D = d_i + b_D = 492 + 59 = 551 \text{ mm}$$

Werkstoff 1.0036 (USt 37-2) mit $K = 186 \text{ N/mm}^2$ bei 100°C .

Die verwendeten Bezeichnungen sind der folgenden Skizze zu entnehmen (siehe dazu auch Abb. 6-31):

Lösungsweg:

Dieser wird durch die Gl. (3), (4) und (5) sowie Bild 5 und Bild 22 in AD-B5 vorgegeben. Zur Ermittlung des den Berechnungsbeiwerts C_1 benötigt man den Zahlenwert für δ :

$$\delta = 1 + 4 \cdot \frac{k_1 \cdot S_D}{d_D} = 1 + 4 \cdot \frac{1,3 \cdot 59 \cdot 1,2}{551} = 1,67$$

mit $S_D = 1,2$ und $k_1 = 1,3 \cdot b_D$ als Dichtungsparameter für eine übliche It-Ersatz-Dichtung zur Abdichtung gegen Gase oder Dämpfe. Gegen Flüssigkeiten wäre $k_1 = b_D$ einzusetzen.

Im o.g. Bild 5 ist als Abszisse das Verhältnis d_t/d_D angegeben. Es ergibt sich dafür der Wert $d_t/d_D = 650/551 = 1,18$ und damit dann als Berechnungsbeiwert für ein gleichsinniges Randmoment $C_1 = 0,575$.

Für Bild 22 benötigt man als Abszisse $d_i/d_D = 150/551 = 0,272$ und erhält damit als Ausschnittsbeiwert für Form B $C_{A1} = 1,315$. Dies ist etwa gleichbedeutend einem Verschwächungsbeiwert $v_A = 1/C_{A1} = 0,76$.

Hiermit wird nun die Plattendicke zu:

$$s = C_1 \cdot C_{A1} \cdot d_D \cdot \sqrt{\frac{p \cdot S}{10 \cdot K}} = 0,575 \cdot 1,315 \cdot 551 \cdot \sqrt{\frac{16 \cdot 1,5}{10 \cdot 186}} = 47,3 \text{ mm}$$

Im Gegensatz dazu berechnet man für eine direkt eingeschweißte Platte ohne zusätzliches Randmoment der Flanschverschraubung nach Gl. (2)/AD-B5:

$$s = C \cdot C_A \cdot D_1 \cdot \sqrt{\frac{p \cdot S}{10 \cdot K}} = 0,5 \cdot 1,07 \cdot 492 \cdot \sqrt{\frac{24}{1860}} = 30 \text{ mm}$$

mit C_A analog C_{A1} aus Bild 21/AD-B5.

Der berechnete Unterschied zwischen Plattendicke s bei zusätzlichem Randmoment $M_D = F_{SB} \cdot a_D$ soll durch die Mindestschraubenkraft F_{SB} mal Hebelarm $a_D = \frac{1}{2} \cdot (d_t - d_D)$ (Betriebszustand) im Vergleich zur Plattendicke s der eingeschweißten Platte begründet werden. Zu F_{SB} und a_D siehe Gl. (1)/AD-B7 bzw. Gl. (8)/AD-B8.

Aus der eingangs zu AD-B5 dargestellten Ableitung für die Plattendicke s wird deutlich, dass die Dicke über das Plattenwiderstandsmoment

$$W = \frac{\pi}{6} \cdot D \cdot s^2 = \frac{M}{\sigma}$$

der Wurzel des zu beherrschenden Biegemoments M proportional ist. Man kann also als Näherung ansetzen:

$$\frac{s_D}{s_1} = \sqrt{1 + \frac{M_D}{M_1}} = \sqrt{1 + \frac{F_{SB} \cdot a_D}{F_p \cdot 0,167 \cdot D_1}}.$$

Für das Moment M_1 in der Platteneinschweißung lässt sich mit den Gleichungen der Einführung zu AD-B5 schreiben:

$$M_1 = W \cdot \sigma = C^2 \cdot p \cdot \frac{D_1^2}{s_1^2} \cdot \pi \cdot D_1 \cdot \frac{s_1^2}{6} = F_p \cdot 1,67 \cdot D_1, \text{ wie oben ver-}$$

wendet mit der Druckkraft $F_p = \frac{\pi}{4} \cdot D_1^2 \cdot p$ und einem dann wirksamen

Hebelarm $a = 0,167 \cdot D_1$; der Faktor 0,167 hierin berechnet sich mit

$$C = 0,5 \text{ aus } 0,5^2 \cdot \frac{4}{6} = 0,167;$$

$C = 0,5$ ist dabei der Berechnungsbeiwert für Platten ohne Randmoment durch Schraubenanzug nach Tafel 1, Ausführungsform h in AD-B5.

Für die Schraubenkraft F_{SB} gilt nach Gl. (1)/AD-B7:

$$F_{SB} = F_p \cdot \left(\frac{d_D}{D_1} \right)^2 + p \cdot \frac{\pi}{10} \cdot d_D \cdot s_D \cdot k_1 \text{ mit z.B. } k_1 = 1,3 \cdot b_D$$

$$\text{und } F_p = \frac{\pi}{40} \cdot D_1^2 \cdot p = \frac{\pi}{40} \cdot 492^2 \cdot 16 = 3,042 \cdot 10^5 \text{ N}$$

$$F_{SB} = 3,042 \cdot 10^5 \cdot \left(\frac{565}{492} \right)^2 + 16 \cdot \frac{\pi}{10} \cdot 565 \cdot 1,2 \cdot 1,3 \cdot 45 = 6,0 \cdot 10^5 \text{ N}$$

$$M_1 = F_p \cdot 0,167 \cdot D_1 = 3,042 \cdot 10^5 \cdot 0,167 \cdot 492 = 2,49 \cdot 10^7 \text{ Nmm.}$$

$$\text{Damit } \frac{s_D}{s_1} = \sqrt{1 + \frac{6,0 \cdot 10^5 \cdot 42,5}{2,49 \cdot 10^7}} = 1,42 ,$$

wie dies in völlig anderer Berechnungsabfolge zuvor mit

$$\frac{s_D}{s_1} = \frac{C_1 \cdot C_{A1} \cdot d_D}{C \cdot C_A \cdot D_1} = \frac{0,55 \cdot 1,32 \cdot 565}{0,5 \cdot 1,07 \cdot 492} = 1,56$$

berechnet wurde.

In Anbetracht vielfältiger Modellungenauigkeiten ist dieser Unterschied von ca. 10% noch annehmbar.

Bei einem schrägen Stutzen wird vorgeschlagen, aus Bild 21 bzw. Bild 22 in AD-B5 die Ausführungsform A anzuwenden, wobei die Abszisse d_i/D_1 für die elliptische Plattendurchdringung einmal mit $d_i = e$, dann mit f gebildet wird; der größere Ausschnittsbeiwert C_A sollte für die Wanddickenbestimmung Anwendung finden.

Fortsetzung des Rechen-Beispiels 11:

Zusätzlich zum zentralen Stutzen DN 150 sollen in die Verschlussplatte DN 500/PN 16 noch zwei Stutzen DN 100 eingeschweißt werden, wie es die Abb. 6-32 verdeutlicht.

Als Berechnungsgleichung soll Gl. (24)/AD-B5 verwendet werden, da die Beanspruchung ähnlich der gelochten Rohrplatte ist; hierzu siehe Bild 15 in AD-B5.

Gl. (24)/B5:

$$s = C_5 \cdot d_D \cdot \sqrt{\frac{p \cdot S}{10 \cdot K \cdot v}} = 0,485 \cdot 565 \cdot \sqrt{\frac{24}{1860 \cdot 0,3}} = 57 \text{ mm}$$

Mit $l/d_D = 188,9/565 = 0,334$ und $d_t/d_D = 650/565 = 1,15$ kann man aus Bild 16/AD-B5 den Berechnungsbeiwert $C_5 = 0,485$ interpolieren. Als Verschwächungsbeiwert v wird in Analogie zu Gl. (18)/AD-B5 gesetzt:

$$v = \frac{t - d_i}{t} = v_2 = \frac{56,4}{188,9} = 0,3 ,$$

was ebenfalls oben eingesetzt wurde.

Beispiel 12 (Rechenbeispiel):

Aufgabenstellung:

Für einen Verdampfer soll ein Heizrohrbündel mit Haarnadelrohren nach Bild 9 in AD-B5 gefertigt werden. Zu berechnen ist die erforderliche Rohrbodendicke.

Daten:

Werkstoff 1.4541, $p = 30 \text{ bar}$, $\vartheta = 250 \text{ }^{\circ}\text{C}$.

Lösungsweg:

Zur Anwendung kommt für die Verschwächung des Bodens Gl. (18a) aus AD-B5:

$$v = 1 - \frac{d_i}{t} = 1 - \frac{26}{32} = 0,1875$$

und für den Rohrboden selbst die Gln. (19) und (20) aus AD-B5:

$$s = C \cdot D_1 \cdot \sqrt{\frac{p \cdot S}{10 \cdot K \cdot v}} = 0,4 \cdot 335 \cdot \sqrt{\frac{30 \cdot 1,5}{10 \cdot 175 \cdot 0,1875}} = 50 \text{ mm}$$

Beispiel 13 (Rechenbeispiel):Aufgabenstellung:

Für den Rohrboden eines Wärmetauschers nach Abb. 6-34 ist die erforderliche Wanddicke s zu bestimmen. Ohne Kompensator im Mantel ist Gl. (12)/AD-B5 anzuwenden. Wärmespannungen sollen nach AD-S3/7 abgeschätzt werden. Weiterhin ist für den Einbau eines Kompensators die Wanddicke s nach Gl. (27)/AD-B5 zu bestimmen. Zur Vermeidung von Rohrknickung und auch für leichtere Reinigung der Rohre soll vorgesehen werden:

Dampf um die Rohre, Flüssigkeit in den Rohren.

Daten:

$D_1 = 1000 \text{ mm}$ als Innendurchmesser des Mantels, $d_2 = u = 50$,
 $D_3 = 1050 \text{ mm}$, $p = 10 \text{ bar}$, $K = 200 \text{ N/mm}^2$, $S = 1,5$.

Lösungsweg:

Verwendet wird die Gl. (12) aus AD-B5:

$$s = C \cdot d_2 \cdot \sqrt{\frac{p \cdot S}{10 \cdot K}} = 0,4 \cdot 50 \cdot \sqrt{\frac{10 \cdot 1,5}{10 \cdot 200}} = 1,7 \text{ mm.}$$

Dies ist ein sehr geringer Wert. Aus Fertigungsgründen wird er jedoch immer weit überschritten.

Bei Zusatzbeanspruchung des Rohrbodens durch temperaturbedingte Biegebeanspruchung gilt die nachfolgende Beziehung für die Mantelspannung σ_M nach AD-S3/7 und die Rohrspannung σ_R .

Nach Gl. (1)

$$\sigma_M = \frac{E_M \cdot (\alpha_R \cdot \vartheta_R - \alpha_M \cdot \vartheta_M)}{1 + \frac{A_M \cdot E_M}{A_R \cdot E_R}} < 0 \text{ als Stauchung}$$

und nach Gl. (2)

$$\sigma_R = \frac{E_R \cdot (\alpha_M \cdot \vartheta_M - \alpha_R \cdot \vartheta_R)}{1 + \frac{A_R \cdot E_R}{A_M \cdot E_M}} > 0 \text{ als Zug,}$$

da $\vartheta_M > \vartheta_R$.

A_R ist nur die Fläche der Randrohre von z. B. zwei Rohrreihen, welche nach Abb. 6-35 den Mantelzug aufnehmen müssen. Beide Spannungen σ_M und σ_R können der druckbedingten Membranspannung in axialer Richtung überlagert werden. Eine größere Beeinträchtigung der zulässigen Drücke von Mantel oder Rohr treten erfahrungsgemäß nicht auf, wenn man als Vergleichsspannung $\sigma_v \leq K$ zulässt (siehe auch AD-S4)

Bei einem Flächenverhältnis

$$A_M / A_R \cong 2, E_M \cong E_R, \alpha_M \cong \alpha_R \text{ wird } \sigma_R \cong 2 \cdot \sigma_M \leq K,$$

z.B. als Abschätzung für die beiden temperaturbedingten Sekundärspannungen. Hiermit kann nun eine erste Näherung für die zulässige Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta = \vartheta_M - \vartheta_R$ erfolgen:

$$\Delta\vartheta \cong \left(1 + \frac{A_R \cdot E_R}{A_M \cdot E}\right) \cdot \frac{K_R}{E_R \cdot \alpha_M} = (1 + 0,5) \cdot \frac{200}{200000 \cdot 12 \cdot 10^{-6}} = 125 \text{ } ^\circ\text{C}$$

Das Ergebnis gilt für C-Stahl, bei Austeniten muss für α der Wert $16 \cdot 10^{-6}$ eingesetzt werden, was zu einem $\Delta\vartheta$ von $94 \text{ } ^\circ\text{C}$ führt. Diese Zahlenwerte werden durch betriebliche Erfahrungen bestätigt.

Den Rohrboden ausschließlich nach der Gl.(12)/AD-B5 (siehe oben) zu bestimmen, ist nicht immer ausreichend. Für den verformten Randbereich der Breite u ist zusätzlich eine Abschätzung der Biegespannungen durchzuführen, wie sie mit der rechten Seite der nachfolgenden Beziehung als Näherung vorgeschlagen wird:

Gl. (12)/AD-B5:

$$s = C \cdot d_2 \cdot \sqrt{\frac{p \cdot S}{10 \cdot K}} \geq \sqrt{3 \cdot s_M \cdot u \cdot \frac{\sigma_M}{f_s \cdot K \cdot v}}$$

oder Gl. (27)/AD-B5:

$$s = C_5 \cdot D_1 \cdot \sqrt{\frac{p \cdot S}{10 \cdot K \cdot v}} \text{ mit Kompensator im Mantel.}$$

In diesem Fall ist der Spannungsnachweis für den Randbereich u nicht erforderlich. Die Dicke des Rohrbodens wird jedoch erheblich größer, wie im Folgenden zu sehen ist (siehe dazu Abb. 6-34):

Ein Kompensator samt Einschweißung stellt immer einen beträchtlichen zusätzlichen Aufwand dar, auch wegen des dann notwendigen dickeren Rohrbodens. Es darf daher durchaus darüber nachgedacht werden, wie durch z.B. engere Teilung dickerer Randrohre oder Mantelvorwärmung vor der Bodenverschweißung mit $\sigma_M < K_M$ und $\sigma_R < K_R$ auf diesen Kompensator verzichtet werden kann.

Gegebenenfalls sollte bei entsprechender Rohreinschweißung auch eine angemessene plastische Zugverformung der Rohre bei der ersten Erwärmung in Kauf genommen werden!

Bei einem Mantel kälter als die Rohre kann überlegt werden, den Mantelwerkstoff mit größerem Wärmeausdehnungskoeffizienten zu wählen, z.B. Einsatz von Austenit. In einem solchen Fall ist jedoch ein eindeutiger Kostenvergleich erforderlich.

Eine in AD-B5 gegebenenfalls zu ergänzende Grundgleichung für die Plattenbiegung des Randbereichs der Breite u (siehe Abb. 6-35) aufgrund des aus der wärmebedingten Mantelspannung σ_M resultierenden Biegemoments soll nun zur Anwendung kommen. Diese Abschätzung ergibt sich durch den einfachen Biegebalkenansatz mit der Breite u (beide Seiten eingespannt):

$$s_{(b)} = \sqrt{3 \cdot s_M \cdot u \cdot \frac{\sigma_M}{K \cdot v}} = \sqrt{3 \cdot 5 \cdot 30 \cdot \frac{100}{200 \cdot 0,5}} = 21,2 \text{ mm}$$

Der Verschwächungsfaktor v des gebohrten Bodens wird mit Gl. (18a)/AD-B5 zu:

$$v = 1 - \frac{d_i}{t} = 1 - \frac{16}{32} = 0,5$$

bestimmt. Man erkennt unschwer, dass diese Biegebeanspruchung erheblich größere Bodendicken erforderlich macht als die reine Innendruckbeanspruchung nach Gl. (12)/AD-B5. Bei der Wahl eines Rohrbodens mit $s = 10 \text{ mm}$ dürfte lediglich eine Temperaturdifferenz von

$$\Delta \vartheta = 125 \cdot \left(\frac{10}{21} \right)^2 = 28 \text{ } ^\circ\text{C}$$

zugestanden werden, was schon eine Verschlechterung der Wärmetauscherwirkung darstellt.

Als Überlagerung zur vorstehend bestimmten druckbedingten Wanddicke $s_{(p)}$ wird vorgeschlagen:

$$s = \sqrt{s_{(p)}^2 + s_{(b)}^2}$$

Mit den ermittelten Werten ergibt sich daraus fast unverändert
 $s = 21,3 \text{ mm}$.

Zur weitgehenden Vermeidung von wärmebedingten Spannungen wird nun die Wanddicke s des Rohrbodens mit Kompensator (siehe auch Bild 16/AD-B5) betrachtet:

Gewichteter Druck nach den Gl. (26) und (27) in AD-B5:

$$p = p_i + p_u \cdot \frac{D_3^2 - 4 \cdot l^2}{D_1^2} = 10 + 10 \cdot \frac{1050^2 - 4 \cdot 450^2}{1000^2} = 13 \text{ bar}$$

$$s = C_5 \cdot D_1 \cdot \sqrt{\frac{p \cdot s}{10 \cdot K \cdot v}} = 0,35 \cdot 1000 \cdot \sqrt{\frac{1,5 \cdot 13}{10 \cdot 200 \cdot 0,5}} = 49 \text{ mm}$$

Wegen fehlender Führung des Rohrbodens durch einen steifen Mantel, welcher ja nun wegen des Kompensators biegeweich ist, ergibt sich eine erheblich größere Wanddicke s . Die verschiedenen Rechenergebnisse verdeutlichen, wie sorgfältig eine Gestaltung bedacht werden muss.

Noch dicker muss der Rohrboden ohne Kompensator gestaltet werden, wenn die Knickkraft über dem zulässigen Wert läge (siehe Gl. (8a) in AD-B5).

Dann nach Gl. (16) aus AD-B5:

$$s = C \cdot \sqrt{\frac{D_1^2 - n \cdot d_i^2}{v} \cdot \frac{p_i \cdot S}{10 \cdot K}}$$

$$s = 0,5 \cdot \sqrt{\frac{1000^2 - 730 \cdot 16^2}{0,5} \cdot \frac{15}{2000}} = 55 \text{ mm}$$

Um dieses Knicken und gleichzeitig ein strömungsbedingtes Flattern der Rohre zu vermeiden, wird der Rohrbereich mit einer ausreichenden Zahl von Umlenklechen versehen, welche als weiteren Nutzeffekt den Wärmeübergang verbessern. Bei Haarnadel- oder Schwimmkopfwärmetauschern kann $\Delta\theta$ ohne Kompensator aufgefangen werden.

Beispiel 14 (Rechenbeispiel):

Aufgabenstellung:

In die Abschätzung der temperaturbedingten Spannungen nach den im Beispiel 12 verwendeten Gleichungen soll der Wärmeübergang in den Rohren mit einfließen.

Daten:

Rohrwanddicke $s_R = 3,5$ mm, Wärmeübergangszahl $\alpha_i = 100$ W/m²K, Wärmeleitfähigkeit $\lambda_R = 50$ W/mK, Wärmeübergangszahl $\alpha_a = 3000$ W/m²K, Gesamttemperaturdifferenz $\vartheta_i - \vartheta_a = 300$ K mit $\vartheta_i = 350$ °C. Abschätzung von α nach Grundlagen der thermischen Verfahrenstechnik in [20], Abschnitt G „konvektiver Wärmeübergang bei erzwungener Strömung“. Hier Gas durch, Flüssigkeit um die Rohre.

Lösungsweg:

Für den Gesamtwärmestrom gilt bei $s_R \ll d_R$:

$$\dot{Q} = k \cdot F \cdot (\vartheta_i - \vartheta_a) = \alpha_i \cdot F \cdot (\vartheta_i - \vartheta_{Ri}) = \alpha_a \cdot F \cdot (\vartheta_{Ra} - \vartheta_a)$$

mit der Wärmedurchgangszahl für die Rohrwandung

$$k = \frac{1}{\frac{1}{\alpha_i} + \frac{s_R}{\lambda_R} + \frac{1}{\alpha_a}} = \frac{1}{\frac{1}{100} + \frac{0,0035}{50} + \frac{1}{3000}} = 96 \text{ W/m}^2\text{K}$$

Die Temperatur ϑ_{Ri} an der Innenwand der Rohre errechnet sich zu

$$\vartheta_{Ri} = \vartheta_i - (\vartheta_i - \vartheta_a) \cdot \frac{k}{\alpha_i} = 350 - 300 \cdot \frac{96}{100} = 62 \text{ °C},$$

demnach sehr nahe der Temperatur $\vartheta_a = 50$ °C für den Mantelraum. Analog dazu

$$\vartheta_{Ra} = \vartheta_a + (\vartheta_i - \vartheta_a) \cdot \frac{k}{\alpha_a} = 50 + 300 \cdot \frac{96}{3000} = 59,6 \text{ °C}.$$

Man erkennt, dass durch diese Führung der Medien „**Gas durch die Rohre, Flüssigkeit um die Rohre**“ der wirksame Temperaturunterschied zwischen Rohren und Mantelwand auf etwa $61 - 50 = 11$ °C (61 °C \rightarrow Mittelwert aus ϑ_{Ri} und ϑ_{Ra}) gehalten werden kann, was sich bei anderer Führung – Flüssigkeit durch die Rohre, Gas um die Rohre – mit einem maximalen Temperaturunterschied von etwa 300 °C völlig anders gestalten würde. Eine Nachrechnung der Wärmespannungen zeigt, dass bei Gas durch die Rohre auf einen Kompensator verzichtet werden kann. Es empfiehlt sich, für die Berechnung der Wärmeübergangsbedingungen – auch der Anfahrbedingungen – eine kompetente Fachstelle für Wärmetauscher-auslegung hinzuzuziehen.

Ein Hinweis darf nicht vergessen werden: Die Prallströmung des heißen Gases auf den Eingangsrohrboden oder der Wärmeübergang der Anlaufströmung können sehr große Wärmeübergangszahlen ($\gg 100$ W/m²K) bewirken, weswegen der Rohr- und Rohrbodenwerkstoff für die maximale Gastemperatur ausgewählt werden muss. Die Aufrechterhaltung des äuße-

ren Wärmeübergangs ist z.B. durch Strömungswächter vorzunehmen, welche den heißen Gasstrom frühzeitig unterbrechen, falls das Kühlwasser ausfallen sollte.

Beispiel 15 (Rechenbeispiel):

Der vergleichsweise dicke Rohrboden des Wärmetauschers mit Kompensator im Beispiel 13 soll durch die folgende Parameterstudie optimiert werden. Diese gilt auch für einen Wärmetauscher mit vollberohrter ebener Platte und Haarnadelrohren, also mit nur einem Rohrboden:

Aufgabenstellung:

Für den Rohrboden eines derartigen Wärmetauschers ist diejenige Rohrtteilung zu bestimmen, für welche die Bodendicke s zum Minimum wird.

Lösungsweg:

Zur Lösung wird der Verschwächungsfaktor v benötigt

$$v = 1 - \frac{t}{d_a} \quad \text{bzw.} \quad t = \frac{d_a}{1 - v}$$

Bei vorgegebener Rohrzahl und einer frei wählbaren Teilung t der Rohrmittenabstände wird in erster Näherung der Durchmesser

$$D_1 \approx t \approx \frac{1}{1 - v}$$

Damit lässt sich die Wanddicke des Rohrbodens in Abhängigkeit des Verschwächungsfaktors v wie folgt darstellen:

$$s \approx \frac{D_1}{\sqrt{v}} \approx \frac{1}{\sqrt{v} \cdot (1 - v)}$$

Beim Minimum der Funktion $s(v)$ für $v = 1/3$ erhält man eine geringste Bodendicke s für jedoch unüblich geringe Teilungen t . In der Praxis wird eine größere Teilung $t \approx 2 \cdot d_a$ mit einem v von etwa 0,5 gewählt. Die Funktion $s(v)$ ist in der Abb. 6-36 so dargestellt, dass die Zunahme der Bodendicke s mit $v \neq 1/3$ beurteilt werden kann.