

BEULUNG UND REPARATUR EINES 300 m³ FASSENDEN WARMSÄUREBEHÄLTERS

Von

J. KEMENCZÉS, O. SZAMOSVÖLGYI und L. VARGA*

Lehrstuhl für Maschinenelemente, Technische Universität Budapest

(Eingegangen am 26. November 1964)

Vorgelegt von Prof. Dr. I. Vörös

In der Papierfabrik Csepel wurde in der ersten Etappe der Rekonstruktion der Zellulosewerke ein kompletter SO₂- und Wärmeregenerator errichtet. Primär hat die Einrichtung den Zweck, die Wirtschaftlichkeit zu erhöhen, u. zw. namentlich durch Verabsetzung des spezifischen Dampf- und Schwefelverbrauchs. Der 300 m³ fassende Wermsäurebehälter, der ein Zubehör der Einrichtung bildet, wurde am 5. Juni 1960 in Betrieb gesetzt.

In Rahmen des SO₂- und Wärmeregenerators hat der Warsäurebehälter die Aufgabe, die vom Säurebetrieb hergestellte, verhältnismäßig schwächere, auf atmosphärischer Temperatur befindliche sogenannte Turmsäure anzureichern und vorzuwärmen. Zu diesem Zweck werden die aus den Kochern während des Kochens freiwerdenden heißen Schwefeldyoxidgase sowie nach Beendigung des Kochens die aus den Kochern abgelassenen Gase unmittelbar in die im Behälter gespeicherte Turmsäure geleitet. Aus dem Säurebetrieb gelangt die Turmsäure mit Hilfe einer Pumpe schon teilweise vorgewärmt in den Behälter, da sie in den Wärmeaustauschern von den am Ende des Kochens aus den Kochern abgelassenen heißen Schwefelsäuregasen erwärmt wird.

Der Behälter ist aus belegten Platten geschweißt. Seine äußere, die Belastung tragende Platte ist aus unlegiertem Stahl (SI S 2112), die innere Platte aus rostfreiem austenitischem Stahl (832 SK). Es besteht aus einem zylindrischen Mantel und aus den unteren und oberen, den Mantel abschließenden Halbkugeldecken (Abb 1). Der zylindrische Mantel ist aus 5 je 1800 mm hohen Gurtplatten zusammengeschweißt, seine Gesamthöhe beträgt 9000 mm, sein Durchmesser 5500 mm. Die drei unteren Gurtplatten sind 11 mm, die der zwei oberen 10 mm dick. Insgesamt ist der Behälter 14 500 mm, mit dem Sockel zusammen 16 800 mm hoch. Vor der Beschädigung betrug sein Betriebsdruck 3 atü; er diente zur Speicherung von Calciumbisulfitsäure [Ca(HSO₃)₂]. Die Einrichtung hat während des Betriebes rollautomatische Regelung.

* An der Reparatur des Warsäurebehälters haben außer den Verfassern noch I. Bertalan, S. Tháli, O. Szász von der Papierfabrik Csepel sowie I. Becker vom Werkstoffprüfungslaboratorium des Kraftwerksreparatur- und Instandhaltungsunternehmens teilgenommen.

Am 8. November 1962, um 12 Uhr 10 Min. knickte der 300 m³ große Warmsäurebehälter infolge Vakuums ein. Der Behälter enthielt 250 m³ Calciumbisulfitsäure, und von 11,55 bis 12,10 Uhr — d.h. in 15 Minuten — wurden 100 m³ Säure in den Kocher Nr. 4 abgepumpt. Es kann festgestellt werden, daß die Herabminderung des Säurevolumens um 100 m³ in 15 Minuten betriebs-

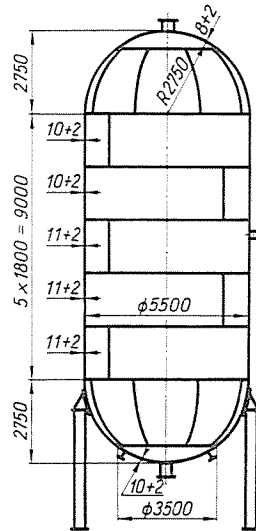


Abb. 1. Hauptabmessungen des unverletzten Behälters

mäßig ohne weiteres erfolgen konnte, denn die Leistung der Säurepumpe beträgt $7200 \text{ l/min} > \frac{100\,000}{15} = 6670 \text{ l/min}$, sie ist also größer als die erfolgte Verminderung des Säurevolumens.

Der infolge Verminderung des Säurevolumens um 100 m³ auftretende Druck läßt sich unter der Annahme, daß im Behälter weder ein Überdruck, noch ein Anfangsvakuum vorhanden war und daß das Vakuumventil nicht funktionierte, folgendermaßen ermitteln:

$$p_1 \cdot v_1 = p_2 \cdot v_2$$

$$p_1 = 1 \text{ kp/cm}^2$$

$$v_1 = 300 - 250 = 50 \text{ m}^3$$

$$v_2 = 150 \text{ m}^3$$

$$p_2 = \frac{p_1 \cdot v_1}{v_2} = \frac{1 \cdot 50}{150} = 0,333 \text{ kp/cm}^2,$$

was einem äußeren Überdruck von $1 - 0,333 = 0,666 \text{ kp/cm}^2$ entspricht.

Gegen Einbeulung war der Behälter mit einem einzigen Ventil gesichert (Abb. 2). Am oberen Abschnitt des Ventilgehäuses befinden sich 30 scharfrandige Lufteinlaßöffnungen mit 9 mm Durchmesser, während der Durchmesser des Ventiltellers 60 mm beträgt. Wenn das Ventil im Betrieb ist und mit einer Säurevolumenabnahme von 6670 l/min gerechnet wird, strömt die Luft unter Beachtung des Luftwiderstandes mit der sehr hohen Geschwindig-

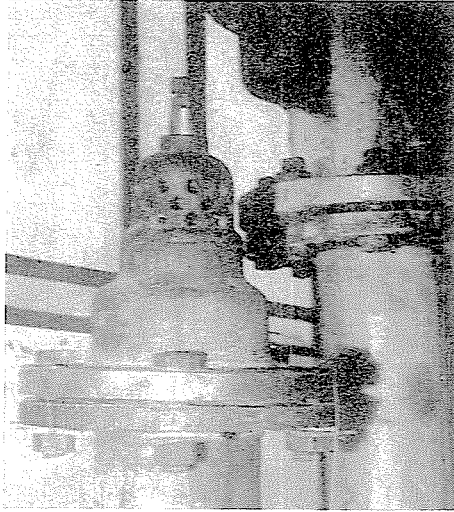


Abb. 2. Das Vakuumventil, das die Beschädigung verursacht hat

keit von etwa 100 m/sec in den Behälter ein. Der unter Berücksichtigung der Bohrungen gerechnete Einströmungsquerschnitt beträgt 1910 mm². Vom sicherheitstechnischen Gesichtspunkt aus genügt jedoch ein einziges, mit so großer Einströmungsgeschwindigkeit arbeitendes Vakuumventil keineswegs.

Nach Abnahme des Vakuumventils konnte festgestellt werden, daß es vor der Einbeulung nicht funktioniert hatte. Mit Hilfe einer Wasserringvakuumpumpe — mit angeschlossenem Vakuummesser — wurde das Ventil einem Vakuum von 240 mm Hg ausgesetzt, wobei es unter der Einwirkung eines dem Wert von 0,315 kp/cm² entsprechenden äußeren Überdruckes versagte. (Abb. 3 veranschaulicht das Ventil von unten sowie das Vakuummeter.) Beim Probesaugen betrug die auf den Vakuumventilteller wirkende Kraft

$$P = \frac{d^2 \pi}{4} \cdot p = \frac{6^2 \cdot \pi}{4} \cdot 0,315 = 8,9 \text{ kp}$$

Beim vollständigen Vakuum wirkt auf die Oberfläche des Ventiltellers eine Kraft $P = 28,3 \text{ kp}$.

Unter der Einwirkung des Probevakuums hätte das Ventil funktionieren müssen, doch war der Ventilteller verklemmt, es mußte also auch unter der Einwirkung des die Einbeulung verursachenden Vakuums versagen, das höher war als das Probevakuum.

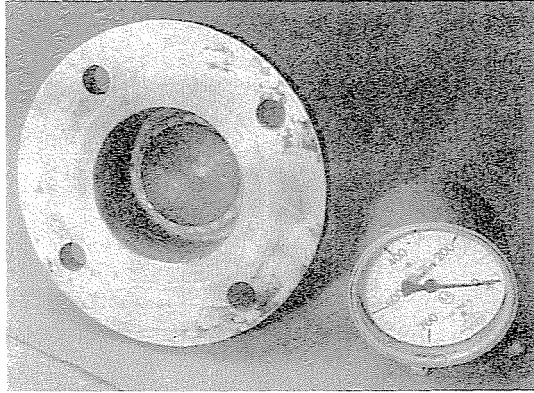


Abb. 3. Der verklemmte Ventilteller und der beim Ansaugen des Ventils benützte Vakuummesser

Prüfung der Behälterfestigkeit

Aus den Berechnungen der Herstellerfirma konnte festgestellt werden, daß der Säurebehälter für einen inneren Überdruck bemessen war. Der Betriebsüberdruck des Behälters betrug 3 kp/cm^2 , der mit vier verschiedenen Sicherheitsarmaturen begrenzt war.

Die obere Platte des zylindrischen Mantels z. B. war folgendermaßen bemessen:

Erforderliche Wanddicke (mit den Bezeichnungen der Herstellerfirma):

$$S_{\min} = \frac{D \cdot p}{200 \frac{\sigma_{Fm}}{S_F} \cdot Z},$$

worin

$D = 5500 \text{ mm}$ — den äußeren Durchmesser des Mantels,

$p = 3 + 0,5 = 3,5 \text{ kp/cm}^2$ — den Bemessungsdruck,

$\sigma_{Fm} = 29 \text{ kp/mm}^2$ — die Warmflüssigkeitsgrenze des Werkstoffes,

$S_F = 1,5$ einen Sicherheitsfaktor,

$Z = 0,7$ — einen Faktor für die Güte der Schweißung bedeutet. Demnach war

$$S_{\min} = \frac{5500 \cdot 3,5}{200 \frac{29}{1,5} \cdot 0,7} = 7,1 \text{ mm.}$$

Auf dieser Grundlage war eine Wanddicke $S = 10 \text{ mm}$ ($8 + 2 \text{ mm}$, d.h. um 25% erhöht) vorgeschrieben worden.

Auch der Wert der auftretenden Spannung wurde geprüft, und für die Druckprobe reichte er im Verhältnis zur zulässigen Spannung auch aus. Der



Abb. 4. Der eingeknickte Behälter mit der Isolationsschicht

Behälter wurde mit einer Wanddicke gemäß Abb. 1 ausgeführt und erhielt eine 2 mm dicke säurefeste Plattierung.

Die Prüfung auf Vakuum kann auf Grund der Schalenstabilitätstheorie durchgeführt werden.

Die zu erwartende Beulungswellenzahl schreibt sich (bei einer Poisson'schen Zahl von $\mu = 0,3$) zu

$$n = 2,74 \sqrt[4]{\left(\frac{R_k}{L}\right)^2 \cdot \frac{R_k}{S'}}$$

wenn

$R_k = 2760 \text{ mm}$ — den Außendurchmesser des zylindrischen Mantels,

$S' = 12 \text{ mm}$ — die Wanddicke der plattierten Mantelschale am oberen Teil des zylindrischen Abschnittes,

$L = 9000 \text{ mm}$ — die Länge des zylindrischen Mantels bezeichnet.

Damit ist

$$n = 2,74 \sqrt[4]{\frac{(2760)^2 \cdot 2760}{9000 \cdot 12}} = 5,9.$$

Die Entwicklung der tatsächlich entstandenen gesamten Beulungswellenzahl $n = 5$ wurde also durch die Berechnung bestätigt. Natürlicher



Abb. 5. Der eingeknickte Behälter nach Entfernung der Isolationsschicht

zieht die Formel die Versteifungswirkung der im Behälter zurückgebliebenen 150 m^3 Säure, die die Entwicklung der wirklichen Wellenzahl beeinflusste bzw. die Konzentration der Beulung auf den oberen Teil des Behälters verursachte, nicht in Betracht (siehe die Abbildungen 4 und 5).

Nimmt man an, daß in radialer und axialer Richtung derselbe Außendruck wirkt, dann ist der zu erwartende kritische Druck (p_{kr}), bei welchem der

Behälter die Einbeulung erleidet, nach von Mises:

$$P_{kr} = E \frac{S'}{R_k} \frac{1}{n^2 + 0,5 \left(\frac{\pi \cdot R_k}{L} \right)^2} \left\{ \frac{1}{\left[1 + \left(\frac{n \cdot L}{\pi \cdot R_k} \right)^2 \right]^2} + \right. \\ \left. + \frac{1}{12(1 - \mu^2)} \left(\frac{S'}{R_k} \right)^2 \left[n^2 + \left(\frac{\pi \cdot R_k}{L} \right)^2 \right]^2 \right\}$$

worin

$E = 2,1 \cdot 10^6$ kp/cm² — den Elastizitätsmodul,

$S' = 11$ mm — die Wanddicke, wenn eine Walzunebenheit von 1 mm angenommen wird,

$R_k = 276$ cm — den Außendurchmesser des Mantels,

$L = 900$ cm — die Länge des Mantels,

$\mu = 0,3$ — die Poissonsche Zahl und

$n = 5$ — die tatsächlich zustande gekommene Beulungswellenzahl bezeichnet. Ziffernmäßig ergibt sich hieraus

$$P_{kr} = 2,1 \cdot 10^6 \cdot \frac{1,1}{276} \frac{1}{5^2 + 0,5 \left(\frac{\pi \cdot 276}{900} \right)^2} \left\{ \frac{1}{\left[1 + \left(\frac{5 \cdot 900}{\pi \cdot 276} \right)^2 \right]^2} + \right. \\ \left. + \frac{1}{12(1 - 0,3^2)} \left(\frac{1,1}{276} \right)^2 \cdot \left[5^2 + \left(\frac{\pi \cdot 276}{900} \right)^2 \right]^2 \right\} = 0,74 \text{ kp/cm}^2.$$

Da die Verminderung des Säurevolumens um 100 m³ nur einen Außenüberdruck von $p = 0,666$ kp/cm² zustande brachte, da also $p < p_{kr}$ war, muß schon vor der Säureabsaugung infolge der Abkühlung des Behälters und der Gasabsorption durch die Säure ein Vakuum entstanden sein, das einen Außenüberdruck von mindestens $p_{kr} - p = 0,74 - 0,666 = 0,074$ kp/cm² verursacht haben konnte.

Hier muß bemerkt werden, daß der kritische Druck durch die Ovalität des zylindrischen Mantels, d.h. durch den Unterschied zwischen dem im Kreisquerschnitt gemessenen größten und dem kleinsten Durchmesser wesentlich herabgesetzt wird. Dieser Umstand kann aber in der Berechnung nicht berücksichtigt werden, da sich die Ovalität des Behälters nachträglich (nach der Einbeulung) nicht feststellen ließ.

Die Herabsetzung des kritischen Druckes bei Ovalität schreibt sich (nach MSZ 13 824 T) zu

$$p'_{kr} = p_{kr} \left[1 - 10 \frac{D_{k\max} - D_{k\min}}{D_{k\max} + D_{k\min}} \right].$$

Wenn also der Behälter eine größere Ovalität hatte als die zulässige, konnte auch das den kritischen Druck — im Verhältnis zu dem rechnerisch ermittelten Wert — herabsetzen.

In den Abbildungen 4 und 5 ist die Form des Behälters nach der Einbeulung dargestellt, und zwar mit und nach Entfernung der Isolationsschicht.

Berechnung der Wanddicke zylindrischer Gefäßmäntel für den äußeren Überdruck

Die Methode der Bemessung von Gefäßen mit zylindrischem Mantel, die mit Außendruck belastet sind (unter Vakuum arbeiten), fußt auf der Schalenstabilitätstheorie. Kann also bei der Einrichtung betriebsmäßig auch Vakuum auftreten, muß sie mit einer genügenden Anzahl entsprechend großer und verläßlich arbeitender Schnüffelventilen versehen oder aber für den Außendruck bemessen sein, wenn sie unter Vakuum arbeitet.

Die Bemessung des Behälters für den Außendruck ist weit komplizierter als die für den Innendruck, weil die Komponenten des Spannungszustandes weit verwickelter sind. Auch der bei der Bemessung sich ergebende Wanddickenunterschied ist beachtlich. Die Wand des mit Außendruck belasteten Behälters ist etwa 3—4mal dicker, als die eines Behälters mit denselben Hauptdimensionen, wenn er mit innerem Überdruck belastet wird.

Bei der Festigkeitsbemessung ist für die Berechnung der Wanddicke (nach MSZ 13 824 T) der Planungsdruck p_t maßgebend. Für den Druckunterschied zu bemessen, ist nur dann erlaubt, wenn der Außendruck atmosphärisch, der Druckunterschied nicht größer ist als $0,3 \text{ kp/cm}^2$ und wenn im Innenraum kein höheres Vakuum entstehen kann. Bei höherem Vakuum und bei atmosphärischem Außendruck ist der Planungsdruck $p_t = 1 \text{ atü}$. Der Planungsdruck ist immer als Überdruck in Berechnung zu ziehen.

Die Wanddicke des Gefäßes ist für den die Einbeulung verursachenden kritischen Druck p_{kr} zu bemessen, der bei stehendem Behälter aus dem Planungsdruck p_t gemäß

$$p_{kr} \geq Z \cdot p_t$$

bestimmt wird. Bei $Z = 5$ gilt für den Warmsäurebehälter

$$p_t = 1 \text{ kp/cm}^2$$

und hieraus

$$p_{kr} = 5 \cdot 1 = 5 \text{ kp/cm}^2.$$

Die Wanddicke des Behälters errechnet sich bei einer Poissonschen Zahl von $\mu = 0,3$ aus der vereinfachten Formel

$$S' = 1,06 \sqrt[5]{\frac{p_{kr}^2 \cdot L^2 \cdot R_k^3}{E^2}} = 1,06 \sqrt[5]{\frac{5^2 \cdot 900^2 \cdot 276^3}{(2,1 \cdot 10^6)^2}} = 2,65 \text{ cm.}$$

Ohne Versteifung ergibt sich also unter Beachtung des in den MSZ vorgeschriebenen Sicherheitsfaktors $Z = 5$ eine Wanddicke $S' = 26,5$ mm. Im Interesse der Materialersparung und Gewichtsverminderung wird man aber im gegebenen Fall nicht diese große, dem Vakuum entsprechende Wanddicke, sondern zweckmäßig eine Versteifung wählen.

Sowohl der kritische Druck wie auch die Wanddicke hängen von der Länge des zylindrischen Abschnittes ab. Unterteilt man also den Zylindermantel durch Versteifungsringe in kleinere, voneinander unabhängig funktionierende Längen $l < L$, ergibt sich auch eine geringere Wanddicke.

Der Berechnung ist nach Timoschenko die Ungleichung

$$l \geq L_{kr \text{ min}} = 3,1 \sqrt{R_k \cdot S'} = 3,1 \sqrt{276 \cdot 1,2} = 56,3 \text{ cm}$$

zugrunde zu legen. Im folgenden Schritt ist der Abstand der einzelnen Versteifungen bei einem kritischen Druck $p_{kr} = 5 \text{ kp/cm}^2$ zu ermitteln. Es gilt

$$S' = 1,06 \sqrt[5]{\frac{p_{kr}^2 \cdot f^2 \cdot R_k^3}{E^2}},$$

woraus

$$l = \frac{E}{p_{kr}} \sqrt[5]{\left(\frac{S'}{1,06}\right)^5 \cdot \frac{1}{\sqrt{R_k^3}}} \text{ cm,}$$

wenn l = den notwendigen Abstand der Versteifungen,

$E = 2,1 \cdot 10^6 \text{ kp/cm}^2$ — den Elastizitätsmodul des Mantelwerkstoffes,
 $S' = 12 - 1 = 11 \text{ mm}$, die mit 1 mm Walzunebenheit gerechnete
 Wanddicke,

$R_k = 276 \text{ cm}$ — den Außendurchmesser des Mantels und

$p_{kr} = 5 \text{ kp/cm}^2$ — den kritischen Druck bezeichnet.

Es wird somit

$$l = \frac{2,1 \cdot 10^6}{5} \sqrt{\left(\frac{1,1}{1,06}\right)^5} \cdot \frac{1}{\sqrt{276^3}} = 110,6 \text{ cm},$$

d.h. $l = 1106 \text{ mm} > L_{kr \text{ min}} = 563 \text{ mm}.$

Da der Mantel mit $L = 9000 \text{ mm}$ aus 5 St. je 1800 mm langen Abschnitten zusammenschweißt ist (siehe Abb. 1), wird man an jeden 1800 mm langen Mantelabschnitt zweckmäßig je zwei (insgesamt also 10 St.) Versteifungsringe anschweißen; damit hat man zwischen den Versteifungsringen einen Abstand von $l = 900 \text{ mm}$.

Der Versteifung erfüllt ihre Aufgabe am besten, wenn die Zylinderabschnitte zwischen den Ringen unabhängig voneinander funktionieren. Die Voraussetzung hierfür ist gegeben, wenn das sekundäre Moment des Ringes, auf die zur Zylinderachse parallele Schwerpunktsachse des Ringes bezogen, so groß ist, daß von einer festen Einspannung gesprochen werden kann.

Unter radialem äußeren Druck (Vakuum) haben die Ringe ebenso eine kritische Belastung wie die Schalenkonstruktion (der Mantel).

Die äußere Belastung des Versteifungsringes ($q \text{ kp/cm}$) schreibt sich zu

$$q_{kr} = \frac{3IE}{R^3} \geq 5 \cdot q,$$

woraus

$$I \geq \frac{5 \cdot q \cdot R^3}{3 \cdot E} \text{ (cm}^4\text{)}.$$

Mit

$$q = 1,56 \cdot p_i \cdot \sqrt{R_k \cdot S'}$$

und mit

$$\sqrt{R_k \cdot S'} = \frac{l}{3,1}$$

aus der Gleichung

$$l = 3,1 \sqrt{R_k \cdot S'}$$

hat man

$$I \geq \frac{0,84 \cdot p_i \cdot R_k^3 \cdot l}{E} \text{ (cm}^4\text{)}.$$

Da der Ring an die Mantelplatte angeschweißt ist, wird

$$I \geq \frac{0,84 \cdot p_i \cdot R_k^3 \cdot l}{\varphi \cdot E} \text{ (cm}^4\text{)},$$

- wenn $p_t = 1 \text{ kp/cm}^2$ — den Planungsdruck,
 $R_k = 276 \text{ cm}$ — den Außendurchmesser des Mantels,
 $E = 2,1 \cdot 10^6 \text{ kp/cm}^2$ — den Elastizitätsmodul,
 $\varphi = 0,6$ — den Gütefaktor der unterbrochenen Schweißnaht,
 $l = 90 \text{ cm}$ — den Abstand der Versteifungen bezeichnet.

Zahlenmäßig ist also

$$I \geq \frac{0,84 \cdot 1 \cdot 276^3 \cdot 90}{0,6 \cdot 2,1 \cdot 10^6} = 1260 \text{ cm}^4.$$

Dem berechneten sekundären Moment entsprechen:

- a) ein gleichschenkeliges L-Profil $160 \times 160 \times 17 \text{ mm}$
 $(I = 1230 \text{ cm}^4)$
 b) ein U-Profil 180 mm
 $(I = 1350 \text{ cm}^4)$
 c) ein I-Profil 180 mm
 $(I = 1450 \text{ cm}^4).$

Die im Ring geweckte Spannung errechnet sich zu

$$\sigma = 1,1 \frac{q \cdot R_k}{F} + \frac{0,011 \cdot q \cdot R_k^2}{\left(1 - \frac{1}{x}\right) K} \text{ (kp/cm}^2\text{)},$$

d. h. mit den Kennwerten des L-Profils $160 \times 160 \times 17$ ist

- $R_k = 276 \text{ cm}$ — der Außendurchmesser des Mantels,
 $F = 51,8 \text{ cm}^2$ — die Querschnittfläche des L-Profils,
 $K = 108 \text{ cm}^3$ der Querschnittsfaktor des L-Profils,
 $x = 3$ — ein Sicherheitsfaktor, und

$$q = 1,56 \cdot p_t \sqrt{R_k \cdot S'} = 1,56 \cdot 1 \cdot \sqrt{276 \cdot 1,1} = 27,1 \text{ kp/cm},$$

weiterhin

$Q = 30\,370 \text{ kp}$ — das den Querschnitt belastende
 Selbstgewicht und Gewicht der Isolation.

$$\sigma = 1,1 \frac{27,1 \cdot 276}{51,8} + \frac{0,011 \cdot 27,1 \cdot 276^2}{\left(1 - \frac{1}{3}\right) \cdot 108} = 471 \text{ kp/cm}^2.$$

Die Stabilität des Ringes entspricht, wenn

$$\sigma < \frac{\sigma_F}{2}.$$

Diese Voraussetzung ist in unserem Falle gegeben.
(Den versteiften Behälter zeigt Abb. 6.)

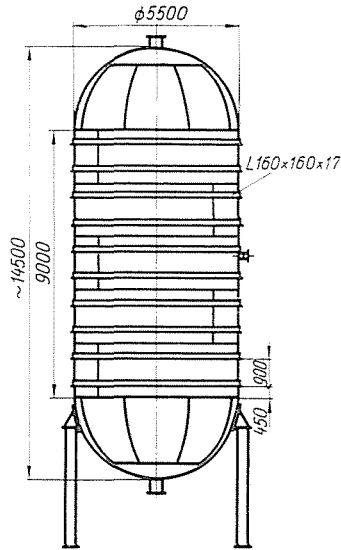


Abb. 6. Der Behälter, mit den vorgeschlagenen Versteifungen verstärkt

Berechnung der im unteren Teil des $L = 9000$ mm langen Mantels entstehenden Spannung lautet:

Die Biegespannung ist (nach Timoschenko):

$$\sigma_h = \frac{3}{2} \cdot \frac{q}{S'^2} \cdot \sqrt[4]{\frac{R^2 \cdot S'^2}{3(1-\mu)^2}} \text{ kp/cm}^2.$$

Mit dem Zusammenhang $q = 1,56 \cdot p_t \cdot \sqrt{R_k \cdot S'}$
und $\mu = 0,3$, und mit $S' = 13-1 = 12$ mm (an der unteren Mantelplatte)
wird

$$\sigma_h = 1,82 \frac{p_t \cdot R_k}{S'} = 1,82 \cdot \frac{1 \cdot 276}{1,2} = 417 \text{ kp/cm}^2.$$

Diese Spannung ist der in der Mantelwand entstehenden Spannung hinzuzurechnen, die sich aus dem auf die obere Mantelhälfte wirkenden Druck,

ferner aus dem Selbstgewicht des oberen Halbkugeldeckels, des zylindrischen Mantels, der Versteifungsringe und der Isolation ergibt.

Die Druckspannung schreibt sich zu

$$\sigma_{ny} = \frac{p_t \cdot \frac{D_k^2 \pi}{4} + Q}{D \cdot \pi \cdot S'} \quad (\text{kp/cm}^2),$$

worin $D_k = 552$ cm — den Außendurchmesser des Mantels,

$D = 551$ cm — den Mitteldurchmesser des Mantels im berechneten Querschnitt,

$S' = 13 - 1 = 12$ mm — die Wanddicke des Mantels im berechneten Querschnitt bezeichnet.

Damit wird

$$\sigma_{ny} = \frac{1 \cdot \frac{552^2 \cdot 3,14}{4} + 30370}{551 \cdot 3,14 \cdot 1,2} = 130 \text{ kp/cm}^2.$$

Die resultierende Spannung ist

$$\sigma = \sigma_h + \sigma_{ny} = 417 + 130 = 547 \text{ kp/cm}^2 < \sigma_{\text{meg}}.$$

Bemessung des oberen Halbkugeldeckels für den äußeren Druck.

Die Bemessung entspricht, wenn

$$p_{kr} = \frac{2 \cdot E}{\sqrt{3(1 - \mu^2)}} \cdot \frac{S'^2}{R^2} = 4 \cdot p_t.$$

Hier ist $S' = 10 - 1 = 9$ mm — die Wanddicke des Halbkugeldeckels,

$R = 276$ cm — der Außendurchmesser des Halbkugeldeckels,

$\mu = 0,3$ — die Poissonsche Zahl,

$E = 2,1 \cdot 10^6$ kp/cm² — der Elastizitätsmodul des Werkstoffes,

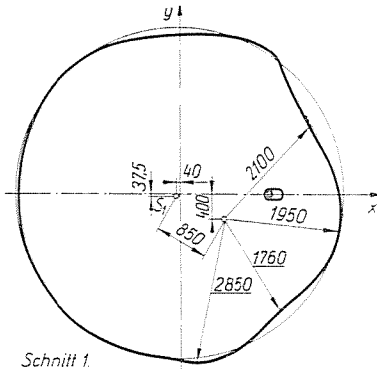
$p_t = 1$ kp/cm² — der Planungsdruck, und somit

$$p_{kr} = \frac{2 \cdot 2,1 \cdot 10^6}{3(1 - 0,3^2)} \cdot \frac{0,9^2}{276^2} = 27,1 \text{ kp/cm}^2 \gg 4 \text{ kp/cm}^2.$$

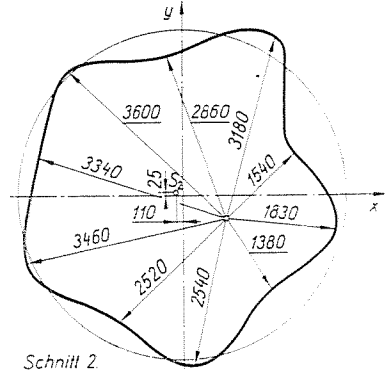
Die Stabilität des oberen Halbkugeldeckels entspricht, eine Versteifung ist unnötig.

Überlegungen zur Reparatur des Warmsäurebehälters und die erforderlichen Kontrollberechnungen

Im Jahre 1962 stand der Warmsäurebehälter mit einem Wert von 3 983 000 Ft zu Buch. Sein Ausfall aus der Produktion verursachte eine Zunahme des spezifischen Dampfverbrauches und des Piritverbrauches, wes-

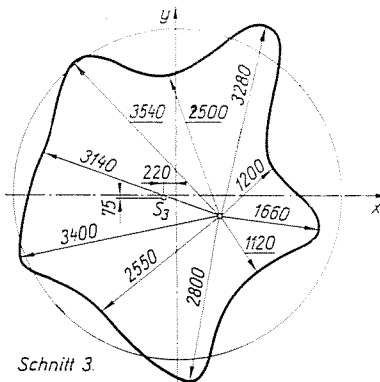


Schnitt 1.

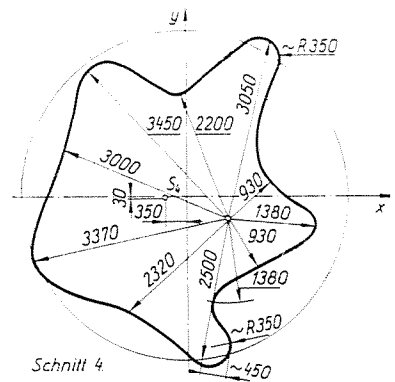


Schnitt 2.

Abb. 7. Abweichung vom Kreis in Fläche 1 Abb. 8. Abweichung vom Kreis in Fläche 2



Schnitt 3.



Schnitt 4.

Abb. 9. Abweichung vom Kreis in Fläche 3 Abb. 10. Abweichung vom Kreis in Fläche 4

halb es volkswirtschaftlich von größtem Interesse war, den Behälter je eher wieder in betriebsfähigen Zustand zu bringen. Die Aufgabe bestand darin, den Behälter wenigstens für einen verminderten Druck (2 atü) in Betrieb zu setzen.

Die Lösung der Aufgabe schien keineswegs einfach. Von Anfang an war daran gedacht, ein den Prozeß der Einheilung nachahmendes Reparaturverfahren anzuwenden, d.h. eine Methode, bei der sämtliche Oberflächen einer

gleichmäßigen Belastung ausgesetzt werden. Dazu eignet sich die Auffüllung mit Wasser und die Erzeugung eines Überdrucks im Inneren des Behälters. Der beschädigte Behälter war also mit Wasser aufzufüllen, dann unter Druck

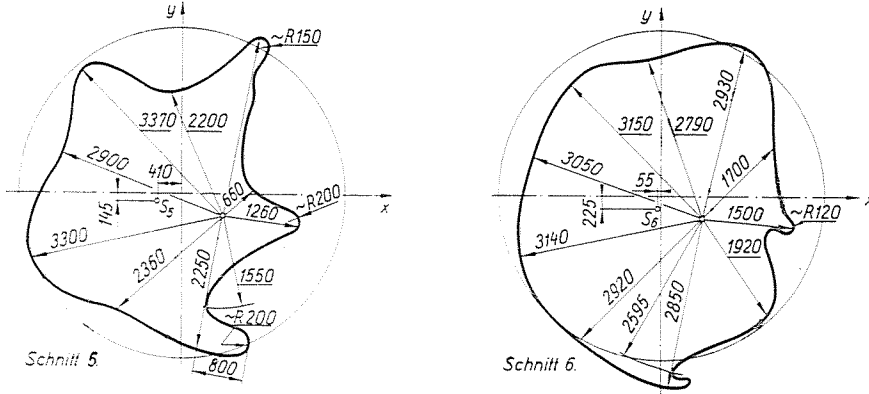


Abb. 11. Abweichung vom Kreis in Fläche 5 Abb. 12. Abweichung vom Kreis in Fläche 6

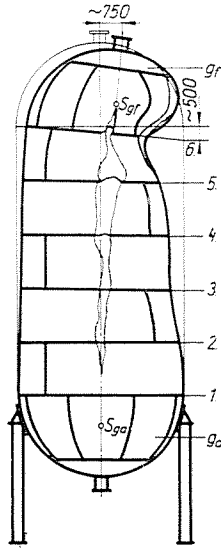


Abb. 13. Lage der gemessenen Schnitten am zusammengeknickten Behälter

zu setzen, der solange zu steigern war, bis sich die Einbeulungen glätteten. Natürlich durfte nicht daran gedacht werden, die stark gefalteten Plattenteile völlig zu glätten, da sie ihre Festigkeit größtenteils eingebüßt hatten, was beim weiteren Betrieb eine Gefahr hätte bilden können. Die stark gefalteten Teile mußten entfernt und durch neue, verlässliche Teile ersetzt werden.

Mit der Einbeulung des Warmsäurebehälters hatte sich auch die ursprüngliche Lage seines Schwerpunktes verschoben. Nach Auffüllung des Behälters mit Wasser (300 Mp) konnte sich sein Schwerpunkt derart verschieben, daß die asymmetrische Belastung die Sockel bzw. das Fundament gefährden konnte. Es war also notwendig, die Lage des Schwerpunktes nach der Einbeulung des Behälters zu ermitteln. Am zylindrischen Abschnitt des eingebauten Behälters wurden die Abmessungen in 6 Querschnitten festgestellt und im Maßstab $M=1:50$ aufgetragen (Abbildungen 7, 8, 9, 10, 11, 12). Der Flächeninhalt der Querschnitte wurde mit dem Planimeter gemessen. Hierauf wurden die Schwerpunkte der einzelnen Querschnitte ermittelt und in den Abbildungen die Abweichungen von den Koordinatenachsen aufgetragen. Die Lage der einzelnen Querschnitte ist aus Abb. 13 ersichtlich.

Die Schwerpunktkoordinaten in den einzelnen Querschnitten

Nummer des Querschnittes	Flächeninhalt in cm^2	x-Koordinate d. Schwerpunktes in mm	y-Koordinate d. Schwerpunktes in mm
1.	$F_1 = 91,2$	$x_1 = -0,8$	$y_1 = -0,75$
2.	$F_2 = 81,5$	$x_2 = -2,2$	$y_2 = +0,5$
3.	$F_3 = 76,8$	$x_3 = -4,4$	$y_3 = -1,5$
4.	$F_4 = 61,8$	$x_4 = -7,0$	$y_4 = -0,6$
5.	$F_5 = 56,0$	$x_5 = -8,2$	$y_5 = -2,9$
6.	$F_6 = 79,2$	$x_6 = -1,0$	$y_6 = -4,5$
g_a	$F_{g_a} = 80,0$	$x_{g_a} = 0$	$y_{g_a} = 0$
g_f	$F_{g_f} = 80,0$	$x_{g_f} = +10,0$	$y_{g_f} = 0$

Angenommen, daß der Schwerpunkt der unteren Halbkugel in seiner Lage geblieben ist, wurde der Schwerpunkt infolge der Einbeulung an der x-Achse in der Verkleinerung 1 : 50 um 10 mm verschoben:

$$\begin{aligned}
 S_x &= \frac{F_{g_a} \cdot x_{g_a} + F_1 \cdot x_1 + F_2 \cdot x_2 + F_3 \cdot x_3 + F_4 \cdot x_4 + F_5 \cdot x_5 + F_6 \cdot x_6 + F_{g_f} \cdot x_{g_f}}{F_{g_a} + F_1 + F_2 + F_3 + F_4 + F_5 + F_6 + F_{g_f}} = \\
 &= \frac{80 \cdot 0 - 91,2 \cdot 0,8 - 81,5 \cdot 2,2 - 76,8 \cdot 4,4 - 61,8 \cdot 7 - 56 \cdot 8,2 - 79,2 \cdot 1,0 + 80 \cdot 10}{80 + 91,2 + 81,5 + 76,8 + 61,8 + 56 + 79,2 + 80} = \\
 &= \frac{-769}{606,5} = -1,27 \text{ mm.}
 \end{aligned}$$

Unter den gleichen Bedingungen gilt für die y -Koordinate des Schwerpunktes:

$$\begin{aligned}
 S_y &= \frac{F_{ga} \cdot y_{ga} + F_1 \cdot y_1 + F_2 \cdot y_2 + F_3 \cdot y_3 + F_4 \cdot y_4 + F_5 \cdot y_5 + F_6 \cdot y_6 + F_{gf} \cdot y_{gf}}{F_{ga} + F_1 + F_2 + F_3 + F_4 + F_5 + F_6 + F_{gf}} = \\
 &= \frac{80 \cdot 0 - 91,2 \cdot 0,75 + 81,5 \cdot 0,5 - 76,8 \cdot 1,5 - 61,8 \cdot 0,6 - 56 \cdot 2,9 - 79,2 \cdot 4,5 - 80 \cdot 0}{80 + 91,2 + 81,5 + 76,8 + 61,8 + 56 + 79,2 + 80} = \\
 &= \frac{-697,6}{606,5} = -1,15 \text{ mm.}
 \end{aligned}$$

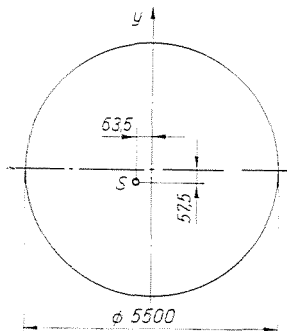


Abb. 14. Schwerpunktverschiebung im eingebulbten Behälter

Nach Umrechnung aus dem Maßstab ergeben sich die tatsächlichen Koordinaten des Schwerpunktes zu

$$x = S_x \cdot 50 = -1,27 \cdot 50 = -63,5 \text{ mm,}$$

$$y = S_y \cdot 50 = -1,15 \cdot 50 = -57,5 \text{ mm.}$$

Die radiale Verschiebung des Schwerpunktes errechnet sich also zu

$$S_r = \sqrt{x^2 + y^2} = \sqrt{(-63,5)^2 + (-57,5)^2} = 85,6 \text{ mm.}$$

Die wirkliche Stelle des Schwerpunktes veranschaulicht Abb. 14.

Annähernde Ermittlung der Rauminhaltsverringering

Die Ausgangsannahmen sind folgende:

a) der untere Halbkugelboden hat keinerlei Rauminhaltsverringering erlitten,

b) die Rauminhaltsverringering der zylindrischen Teilstücke ist mit dem Mittelwert der oberen und unteren Flächenveränderungen am zylindrischen Teil in Betracht zu ziehen,

c) die Rauminhaltsverringerung des oberen Halbkugeldeckels wird schätzungsweise mit 10% angesetzt.

Der Flächeninhalt der einzelnen Querschnitte in Prozenten des ursprünglichen Flächeninhalts des Kreisquerschnittes errechnen sich wie folgt: (der Flächeninhalt des ursprünglichen Kreisquerschnittes beträgt $F=96,6 \text{ cm}^2$ im Maßstabe 1 : 50)

$$\begin{aligned} f_1 &= \frac{91,2}{96,6} \cdot 100 = 94,4\% & f_4 &= \frac{61,8}{96,6} \cdot 100 = 64\% \\ f_2 &= \frac{81,5}{96,6} \cdot 100 = 84,5\% & f_5 &= \frac{56}{96,6} \cdot 100 = 57,8\% \\ f_3 &= \frac{76,8}{96,6} \cdot 100 = 79,5\% & f_6 &= \frac{79,2}{96,6} \cdot 100 = 82\%. \end{aligned}$$

Der durchschnittliche Querschnitt-Flächeninhalt der einzelnen Zylinderabschnitte in Prozenten des Flächeninhaltes des ursprünglichen Kreisquerschnittes schreibt sich zu

$$\begin{aligned} f_{1,2} &= \frac{f_1 + f_2}{2} = \frac{94,4 + 84,5}{2} = 89,45\%, \\ f_{2,3} &= \frac{f_2 + f_3}{2} = \frac{84,5 + 79,5}{2} = 82\%, \\ f_{3,4} &= \frac{f_3 + f_4}{2} = \frac{79,5 + 64}{2} = 71,75\%, \\ f_{4,5} &= \frac{f_4 + f_5}{2} = \frac{64 + 57,8}{2} = 60,9\%, \\ f_{5,6} &= 57,8\%. \end{aligned}$$

Bei $f_{5,6}$ wäre es verfehlt, der Einbeulung entsprechend den Mittelwert der zwei Flächeninhalte zu nehmen, weit näher kommt man den tatsächlichen Verhältnissen, wenn man für den Boden des Zylinders den Querschnitt Nr. 5 wählt.

Ohne Einbeulung beträgt das Volumen eines Zylinderabschnittes

$$V_1 = \frac{D^2 \pi}{4} \cdot h = \frac{5,5^2 \pi}{4} \cdot 1,8 = 42,6 \text{ m}^3,$$

worin $h = 1,8 \text{ m}$ die Höhe der einzelnen Zylinderabschnitte bezeichnet.

Der Rauminhalt der einzelnen Abschnitte nach der Einbeulung

Der Rauminhalt der unteren Halbkugel ist unverändert

$$V_g = V_{ga} = \frac{4R^3 \pi}{6} = \frac{4 \cdot 2,75^3 \pi}{6} = 43,5 \text{ m}^3,$$

der der einzelnen Zylinderabschnitte hingegen

$$V_{1,2} = f_{1,2} \cdot V_1 = 0,8945 \cdot 42,6 = 38,2 \text{ m}^3,$$

$$V_{2,3} = f_{2,3} \cdot V_1 = 0,82 \cdot 42,6 = 34,9 \text{ m}^3,$$

$$V_{3,4} = f_{3,4} \cdot V_1 = 0,7175 \cdot 42,6 = 30,6 \text{ m}^3,$$

$$V_{4,5} = f_{4,5} \cdot V_1 = 0,609 \cdot 42,6 = 25 \text{ m}^3,$$

$$V_{5,6} = f_{5,6} \cdot V_1 = 0,578 \cdot 42,6 = 24,6 \text{ m}^3.$$

Das Volumen der oberen Halbkugel bei Annahme einer 10%igen Rauminhaltsverringerung schreibt sich zu

$$V_{gf} = 0,9 \cdot V_g = 0,9 \cdot 43,5 = 39,2 \text{ m}^3.$$

Der gesamte Rauminhalt nach der Einbeulung:

$$\begin{aligned} V_h &= V_{ga} + V_{1,2} + V_{2,3} + V_{3,4} + V_{4,5} + V_{5,6} + V_{gf} = \\ &= 43,5 + 38,2 + 34,9 + 30,6 + 25 + 24,6 + 39,2 = 237 \text{ m}^3. \end{aligned}$$

Das Gesamtvolumen vor der Beulung war

$$V = 2 \cdot V_g + 5 \cdot V_1 = 2 \cdot 43,5 + 5 \cdot 42,6 = 300 \text{ m}^3,$$

die Veränderung des Rauminhaltes also

$$\frac{300 - 237}{300} \cdot 100 = 21\%.$$

Bestimmung der Mehrbelastung der Abstützungen infolge der Schwerpunktverschiebung

Die Anordnung zeigt Abbildung 15.

Im Schwerpunkt wirkt das Gewicht des in den eingebeulten Behälter gegossenen Wassers und das Eigengewicht des Behälters (ohne Isolierung). Das Eigengewicht des Behälters ist $Q = 23940 \text{ kp}$ (von der Berechnung wird abgesehen).

Die im Schwerpunkt angreifende volle Belastung nach der Auffüllung errechnet sich zu

$$G = G_{\text{Wasser}} + Q = 237\,000 + 23\,940 = 260\,940 \text{ kp} \approx 261\,000 \text{ kp.}$$

Ermittlung der auf die Abstützungen wirkenden Belastung: Moment auf die Achse \overline{BC}

$$M_{\overline{BC}} = 0 = (A + D) \cdot 3820 - G \cdot 1846,5$$

$$A + D = \frac{1846,5}{3820} \cdot 261\,000 = 126\,000 \text{ kp.}$$

$$B + C = G - (A + D) = 261\,000 - 126\,000 = 135\,000 \text{ kp.}$$

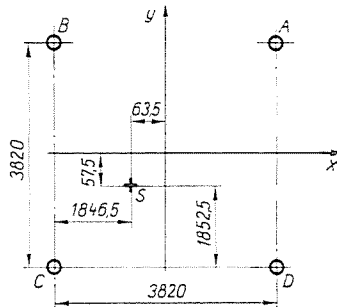


Abb. 15. Prinzipschema zur Bestimmung der einzelnen Sockelfußbelastungen

Aus der für das Moment im Punkt „C“ aufgeschriebenen Gleichgewichtannahme folgt — sofern angenommen wird, die resultierende Kraft $B + C$ greife auf der in der Richtung X verlaufenden Schwerlinie an —, daß

$$B \cdot 3820 = (B + C) 1852,5,$$

$$B = \frac{1852,5}{3820} (B + C) = \frac{1852,5}{3820} \cdot 135\,000 = 65\,500 \text{ kp.}$$

$$C = (B + C) - B = 135\,000 - 65\,500 = 69\,500 \text{ kp.}$$

Die größte Belastung entfällt auf den Sockelfuß C, ihr Wert ist 69 500 kp. Die Belastung von der Beschädigung war

$$G_{\text{Wasser}} = 300\,000 \text{ kp.}$$

Wenn die Isolierung 4 cm dick und das spezifische Gewicht der isolierenden Glaswatte $\gamma = 500 \text{ kp/m}^3$ ist, beträgt das Gewicht der Isolierung

$$Q_I = (2 F_g + 5 F) 0,04 \cdot 500 = (2 \cdot 47,8 + 5 \cdot 31,2) 0,04 \cdot 500 = 5050 \text{ kp.}$$

Das Eigengewicht des Behälters mit Isolierung errechnet sich zu

$$Q' = Q + Q_I = 23\,940 + 5050 = 29\,000 \text{ kp,}$$

das Gesamtgewicht also

$$G' = Q' + G_{\text{Wasser}} = 29\,000 + 300\,000 = 329\,000 \text{ kp,}$$

und die Belastung auf je einem Sockelfuß

$$\frac{G'}{4} = \frac{329\,000}{4} = 82\,250 \text{ kp.}$$

Unter Berücksichtigung der 21%igen Rauminhaltsverminderung kann hieraus gefolgert werden, daß nach Auffüllung des eingebeulten Behälters selbst bei dem am stärksten belasteten Sockelfuß keine Belastung auftreten würde, die größer wäre als die Belastung eines Sockelfußes im ursprünglichen Zustand. Aus der ungleichmäßigen Sockelfußbelastung ergibt sich keine Beanspruchung, die eine Bewegung des Fundaments verursachen würde.

Es tauchte auch das Problem auf, ob die stark eingebeulte Platte unter dem oberen Kugelteil gemäß Abb. 13 nach Auffüllung des Behälters mit Wasser nicht weiter deformiert, d.h. ob die Wasserbelastung über dieser Platte nicht gefährlich sein würde.

Es sei hierzu der ungünstigste Fall angenommen, daß nämlich eine ebene Platte gebogen wurde, deren Oberfläche im Schwerpunkt vom Gewicht des über ihr anstehenden Wassers konzentriert auf Biegung beansprucht wäre. Die in günstiger Richtung tätige Versteifungswirkung und der in entgegengesetzter Richtung wirkende Wasserdruck bleiben unberücksichtigt. Ausgangsdaten (mit den Bezeichnungen der Abb. 16):

$$a = 2,5 \text{ m,}$$

$$h = 1,57 \text{ m,}$$

$$l = 0,55 \text{ m,}$$

$S = 12 \text{ mm}$ (einschl. des säurefesten Innenbelages) Rauminhalt des

Halbkugelsegments:

$$V = \frac{1}{12} \pi \cdot h (3a^2 + h^2) =$$

$$= \frac{1}{12} \cdot 3,14 \cdot 1,57 (3 \cdot 2,5^2 + 1,57^2) = 8,73 \text{ m}^3.$$

Das dem Rauminhalt des Halbkugelsegments entsprechende Wassergewicht:

$$G_1 = V \cdot \gamma = 8,73 \cdot 1000 = 8730 \text{ kp.}$$

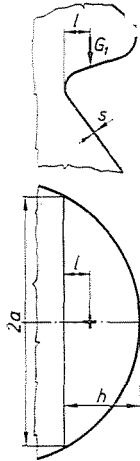


Abb. 16. Prinzipschema zur Kontrolle des Schließens der eingebrochenen Stirn

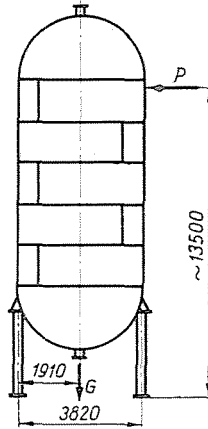


Abb. 17. Kippwirkung des beim Aufreißen herausströmenden Wasserstrahls

Biegemoment am gefährlichen Querschnitt:

$$M_h = G_1 \cdot l = 8730 \cdot 55 = 48\,000 \text{ cmkp.}$$

Der Querschnittsfaktor ist:

$$K = \frac{2a \cdot S^2}{6} = \frac{500 \cdot 1,2^2}{6} = 120 \text{ cm}^3,$$

die entstandene Spannung:

$$\sigma_h = \frac{M_h}{K} = \frac{48\,000}{120} = 400 \text{ kp/cm}^2.$$

Das bedeutet, daß die Spannung die Fließgrenze selbst im ungünstigsten Fall nicht erreicht, daß also keine weitere schädliche Deformation zu befürchten ist.

Weiterhin mußte geprüft werden, ob die Drucksteigerung, die die Einbeulung glätten soll, den aufgefüllten Behälter nicht zum Bersten bringen, und ob die Impulskraft des plötzlich ausströmenden Wassers nicht eine Schiefstellung, ja eventuell sogar ein Umkippen des Behälters verursachen würde. Die Gefahr des Berstens droht besonders im oberen Teil des Behälters.

Mit Rücksicht auf die möglichen Brüche und auf die kalte Verformung wurde angenommen, daß der Behälter schon beim Druckwert $p = 6 \text{ kp/cm}^2$ bersten würde (siehe Abb. 17). Das belastende Gewicht wurde mit 300 000 kp angesetzt, obwohl das Gewicht des aufgefüllten Behälters nach obigem mit 261 000 kp ermittelt worden war. Die Annahme war berechtigt, weil zu erwarten war, daß sich die Falten infolge des hydrostatischen Druckes glätten und damit der Rauminhalt wachsen würde.

Die Wirkung der Stabilität wird durch die Gleichung

$$G \cdot 1910 = P \cdot 13\,500$$

ausgedrückt, woraus

$$P = \frac{1910 \cdot G}{13\,500} = \frac{1910 \cdot 300\,000}{13\,500} = 42\,400 \text{ kp.}$$

Prüft man, wie groß die Fläche sein muß, deren Bersten den Behälter zum Umkippen bringen würde, hat man von der Impulskraft auszugehen, die durch das Produkt von Masse und Geschwindigkeit der sekundlich dem Behälter entströmenden Flüssigkeit bestimmt ist:

$$I = P = m \cdot c,$$

worin

$m = \frac{V \cdot \gamma}{g}$ — die Masse des ausströmenden Wassers,

$V = f \cdot c$ — das Volumen des ausströmenden Wassers,

F — die geborstene Fläche,

c — die Geschwindigkeit des ausströmenden Wassers

γ — das spezifische Gewicht des Wassers bedeutet.

Nach Einsetzen ergibt sich die Gleichung

$$P = F\gamma \frac{c^2}{g}$$

und aus dieser

$$c^2 = \frac{P \cdot g}{F \cdot \gamma}.$$

Die Geschwindigkeit des ausströmenden Wassers schreibt sich zu

$$c = \varphi \cdot \sqrt{2g \frac{p_1 - p_0}{\gamma}}, \text{ woraus } c^2 = \varphi^2 \cdot 2g \frac{p_1 - p_0}{\gamma};$$

hier bezeichnet $\varphi = 0,96$ den Geschwindigkeitsfaktor und $p_1 - p_0 = 6 \text{ kp/cm}^2$ einen angenommenen Wert.

Aus den beiden Gleichungen der Geschwindigkeit wird

$$F = \frac{P}{2\varphi^2(p_1 - p_0)} = \frac{42\,400}{2 \cdot 0,96^2 \cdot 60\,000} = 0,383 \text{ m}^2,$$

d.h. eine so große Fläche, daß ein so großes Bersten nicht in Frage kommen kann.

Zusammenfassend konnte aus den beschriebenen Untersuchungen festgestellt werden, daß das Auffüllen des Behälters mit Wasser und seine Unterdruck-Setzung zwecks Wiederherstellung theoretisch möglich war. Indes schien es zweckmäßig einen Versuch mit einem maßgerechten Modell durchzuführen, der praktische Erfahrungen liefern und eine Kontrolle der Berechnungen ermöglichen sollte. Aus dem sorgfältigen Studium der theoretischen Zusammenhänge war hervorgegangen, daß sich ein tatsächlich maßgerechtes Modell ebenso verhalten wird wie der Säurebehälter, weil die Einbeulung nur vom Elastizitätsmodul des Werkstoffes abhängt. Abb. 18 veranschaulicht das im Maßstab $M = 1 : 20$ hergestellte und durch Vakuum zusammengedrückte Modell. Die geringfügige Abweichung zwischen den berechneten und den Modellversuchsergebnissen ist darauf zurückzuführen, daß der obere und untere Deckel nicht zu vollständigen Halbkugeln geformt werden konnten und daß die Nähte nicht mit Stumpfstoß, sondern mit Überlappung geschweißt wurden. Beim Absaugen der Luft war das Modell leer, die hemmende Wirkung, wie sie im Behälter durch die in ihm verbliebene Säuremenge ausgeübt worden war, konnte also im Modell nicht zur Geltung kommen. Der Wert des der Einbeulung zugehörigen Vakuums sowie die Wellenzahl und deren Charakter stimmten mit den entsprechenden Werten des Warmsäurebehälters überein. Die Verschiebung der Einbeulung gegen die Mitte hin kann mit der Versteifungswirkung der Deckelüberlappung und mit dem Fehlen der hemmenden Flüssigkeitsmenge erklärt werden.

Das so zusammengedrückte Modell wurde mit Wasser gefüllt und sodann mit einer Handpumpe unter Druck gesetzt. Schon während der Auffüllung bewegten sich die weichen Wellen unter der Einwirkung des hydrostatischen Druckes und begannen sich, von knackendem Geräusch begleitet, zurückzuziehen. Während der Arbeit der Druckpumpe schlug das Manometer kaum merkbar einen Augenblick lang aus, weil sich die Flächen unter der Druckwirkung verformten, der Rauminhalt zunahm und der Druck sofort

sank. Auch eine gewisse hemmende Wirkung konnte beobachtet werden. Der kritische Fall, in welchem ein Flächenabschnitt in einen labilen Zustand gekommen wäre, und seine Lage sich durch eine geringfügige Kraftänderung sprungweise verändert hätte, konnte aber nicht eintreten, da durch das plötzliche Anwachsen des Rauminhalts — nachdem die Druckpumpe nur eine sehr geringe Menge lieferte — ein Vakuum entstand, das den Prozeß des Anwachsens des Rauminhalts bremste.

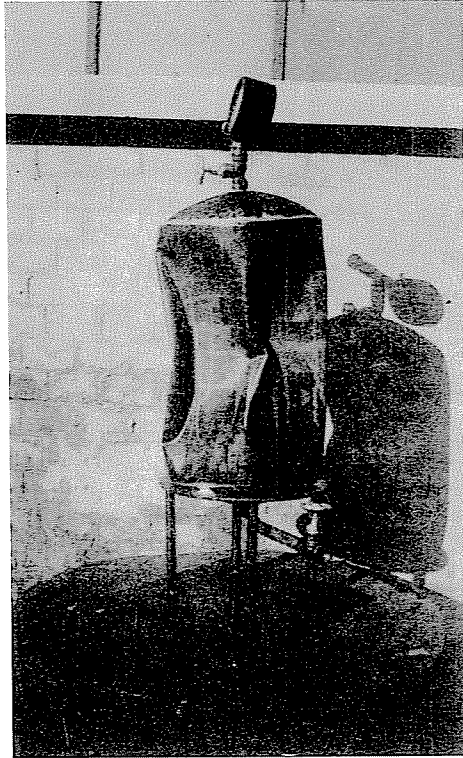


Abb. 18. Das Modell im Zusammendrückten Zustand

Im Grunde genommen kommt eine innere Regelung zustande, und die Geschwindigkeit der Wiederherstellung der ursprünglichen Form konnte mit der Menge des in der Zeiteinheit zugeführten Wassers geregelt werden. Das Vorhandensein dieser hemmenden Wirkung ist entscheidend, konnte doch die Schwingung der Wassermenge in dem 300 m³ großen Behälter bei einer plötzlichen Rauminhaltsänderung die Stabilität oder die Sockelfüße gefährden.

Es gelang, das Modell durch Wasserdruck völlig in seinen ursprünglichen Zustand zu bringen. Danach konnten die Wiederherstellungsarbeiten auch an dem 300 m³ großen Warmsäurebehälter in Angriff genommen werden.

Reparatur des Behälters

Die Berechnungen und der Modellversuch ermöglichten es, die Einbeulungen durch Wasserdruck teilweise zu beseitigen. Dieser mußte so hoch sein, daß unter seiner Einwirkung die in den stark deformierten Teilen des Mantels entstehende Spannung nahe an die Fließgrenze heranreichte. Nur so konnte die Glättung eines Teiles der Einbeulung durch den Wasserdruck erzielt werden. Zum Glätten der Einbeulungen durfte der innere Druck des mit Wasser gefüllten Behälters nur solange gesteigert werden, bis in der Längsnaht der unverletzten Abschnitte die bei der allgemeinen Druckprobe zulässige Spannung entstand.

Der Wert des höchstzulässigen Druckes mußte für die Längsnaht der untersten Gurtplatte berechnet werden, weil auch der hydrostatische Druck des im Behälter befindlichen Wassers in Betracht gezogen werden muß. Der höchstzulässige Druck ist also

$$p = \frac{200 \cdot \sigma_F \cdot v \cdot s}{(D - s) z} \quad [\text{kp/cm}^2],$$

wenn

- $D = 5500 \text{ mm}$ — den äußeren Durchmesser des zylindrischen Mantels,
- $s = 13 \text{ mm}$ — die Dicke der unteren plattierten Gurtplatte,
- $\sigma_F = 36 \text{ kp/mm}^2$ — die Fließgrenze der Mantelplatte (nach Angaben der Herstellerfirma),
- $z = 1,5$ — einen Sicherheitsfaktor und
- $v = 0,7$ — den Gütegrad der geschweißten Naht bezeichnet.

Mit diesen Werten hat man

$$p = \frac{200 \cdot 36 \cdot 0,7 \cdot 13}{(5500 - 13) \cdot 1,5} = 7,95 \text{ kp/cm}^2.$$

Auf dieser Grundlage wurde der Wert des maximalen Wasserdrucks mit $p = 7 \text{ kp/cm}^2$ festgesetzt. Er wurde auf dem Boden des unteren Halbkugeldeckels gemessen.

Während der Auffüllung des Behälters begann schon unter der Einwirkung des hydrostatischen Druckes eine intensive — fast detonationsartige — Glättung der größeren Einbeulungen. Die hervorspringenden Plattenteile verursachten einen so hohen Luftdruck, daß einige Fensterscheiben des unmittelbar benachbarten Betriebsgebäudes einbrachen. Infolge der plötzlich erfolgten Verformung zerriß die Mantelplatte des Behälters an mehreren stark deformierten Stellen (Abb. 19). Hierzu muß bemerkt werden, daß dies nicht im Gegensatz zu der beim Modellversuch beobachteten hemmenden Wirkung

steht, weil der große Behälter bei der Auffüllung nicht geschlossen war. Die entstehenden Risse wurden mit dünnen Platten überdeckt, die auf die Mantelfläche aufgeschweißt wurden, um dem ausbrechenden Wasser den Weg zu sperren, ohne die weitere Manteldeformation zu beeinflussen.

Durch die Deformation kam das ganze System in so starke Schwingungen, daß auch die Verspannung mit Drahtseilen, vor allem für die Sicherheit



Abb. 19. Bei der Auffüllung des Behälters mit Wasser rissen die stark gefalteten Plattenteile

des Fundaments, nicht beruhigend schien. Aus diesem Grunde stellte das Unternehmen zum Glätten der ausgedehnten Einbeulungen eine hydraulische Vorrichtung (Abb. 20) mit Backen her, die den gleichen Krümmungsradius hatten wie die Innenfläche des Mantels; die Vorrichtung arbeitete mit einem maximalen Öldruck $p = 280 \text{ kp/cm}^2$. Danach gelang es, abwechselnd durch Wasserdruck und hydraulische Glättung dem Behälter seine ursprüngliche Form zurückzugeben (Abbildungen 21, 22, 23 und 24).

Wie schon erwähnt, war die Platte am obersten Abschnitt beim Einbeulen bzw. während des Glättens an mehreren Stellen aufgerissen, weshalb erwartet werden konnte, daß an den geglätteten und zuvor stark deformierten

Teilen eventuell Risse entstehen bzw. daß sich die innere säurefeste Plattierung von der Mantelplatte stellenweise abheben könnte. Deshalb führte das Werkstoffprüflaboratorium des Kraftwerksreparatur- und Instandhaltungsunternehmens an der äußeren unlegierten Platte magnetische, am inneren austenitischen Stahl hingegen Rißuntersuchungen nach der Flüssigkeitsdiffusions-

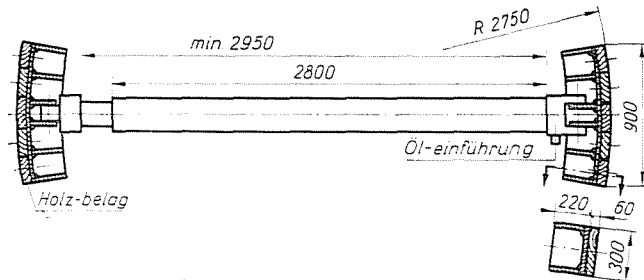


Abb. 20. Hydraulische Preßwalze mit den aufliegenden Druckbacken

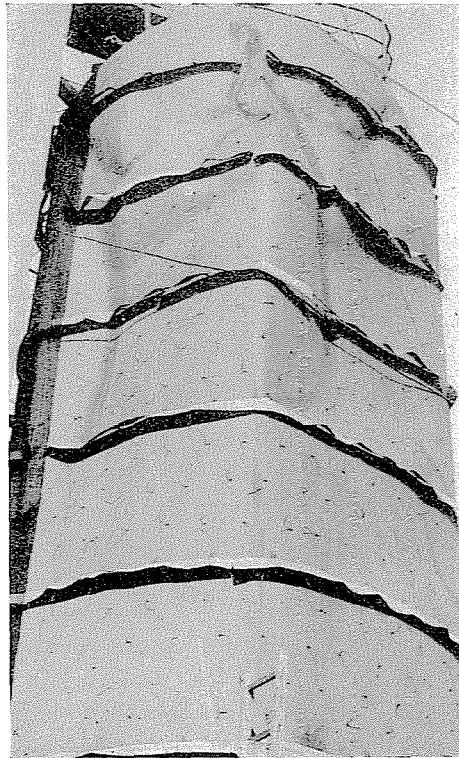


Abb. 21. Zustand des Behälters im Laufe der Wiederherstellungsarbeiten



Abb. 22. Der am stärksten deformierte Teil des Behälters mit provisorischen Flecken, im Zustande während der Wiederherstellungsarbeiten

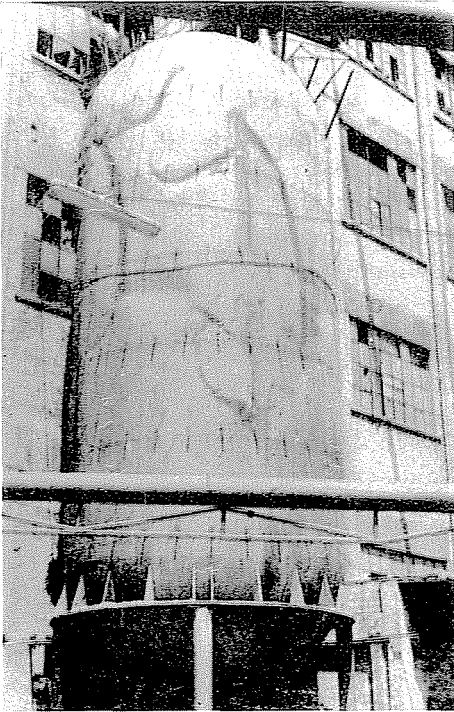


Abb. 23. Eine stark deformierte Seite des Behälters, in der vorletzten Etappe der Wiederherstellungsarbeiten

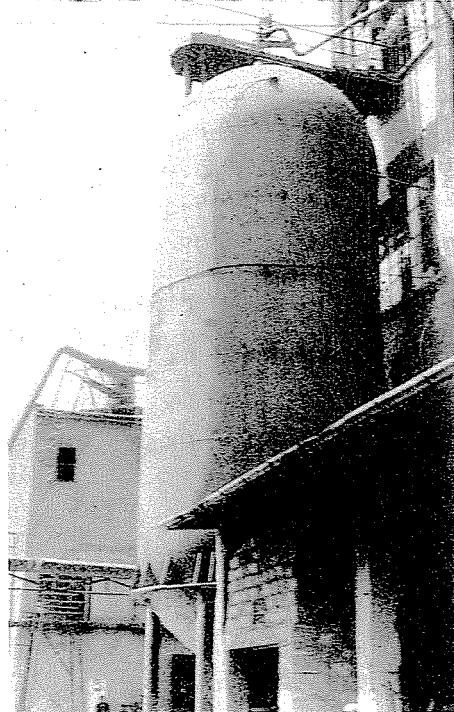


Abb. 24. Die weniger deformierte Seite des Behälters, in der vorletzten Etappe der Wiederherstellungsarbeiten

methode durch. Abgesehen von einigem Aufreißen konnten indes die Untersuchungen nachweisbare Risse oder Abhebungen weder an der inneren, noch an der äußeren Oberfläche entdecken.

Hiernach folgte das Ausschneiden der beschädigten, aufgerissenen Plattenteile und das stumpfe Einschweißen der sogenannten Spiegelflecke, deren Größe 200×450 mm, 400×200 mm und 330×1050 mm betrug. Letzterer Fleck kam durch gleichzeitiges Ausschneiden zweier untereinander liegender Plattenteile zustande. Auf diese Weise konnten die vier aufgerissenen beschädigten Plattenteile durch drei Spiegelflecke ersetzt werden.

Beim Einschweißen der plattierten Flecke wurde ein Sonderverfahren angewandt, um die Bildung von Martensit (d.h. eine Härtung) an der Nahtgrenze zwischen dem rostfreien und dem Kohlenstoffstahl und die Einrißgefahr, ferner die beim Fleckschweißen gewöhnlich entstehenden sehr großen „eigenen Spannungen“ auszuschalten.

Das Einsetzen der Fleckplatten erfolgte ohne Stoßfuge. Dem Anlegen der Heftnähte folgte zunächst das Auftragen des äußeren Kohlenstoffstahls mit Elektroden ESAB 4800 in Gegenschritt-Kaskadenschweißung. Nach dem Schleifen der Stöße wurden dann die Schweißfugen mit einer Elektrode P 4 bis an die rostfreie Platte ausgefüllt. Die rostfreien Platten wurden mit einem Stab AVESTA 832 SK zusammengeschweißt.

Das Werkstoffprüflaboratorium der Kraftwerkreparatur und Instandhaltungsunternehmung nahm an den Nähten der Flecke röntgenographische und magnetische Rißuntersuchungen vor. Auf den Röntgenaufnahmen haben sich die Nähte als einwandfrei erwiesen. Ebenso haben die metallographischen und mechanischen Untersuchungen des Laboratoriums an dem alten Werkstoff des Säurebehälters und an den Schweißnähten der neu aufgeschweißten plattierten Flecke nachgewiesen, daß die Schweißung der Platten in jeder Hinsicht befriedigend war, daß jedoch die Kohlenstoffstahl-Tragschicht der belegten Platten zur Alterung neigt. Auf diese Tatsache haben die Ergebnisse der Schlagarbeitsuntersuchungen hingewiesen.

Schließlich wurde der Warmsäurebehälter einer Druckprobe unter 3 atü unterzogen, der einem Betriebsdruck von 2 atü entspricht. Der Behälter hielt dem Druck sickerfrei stand, seine Nähte erwiesen sich als dicht.

Die wichtigsten Sicherheitsmaßnahmen in Verbindung mit dem Betrieb des reparierten Behälters

Der in seiner ursprünglichen Form wiederhergestellte Behälter ist infolge der erlittenen Deformation und der zurückgebliebenen (nach der Norm MSZ 1761 noch zulässigen 2%igen) Ovalität sehr empfindlich gegen Vakuum. Es muß also sichergestellt werden, daß im Behälter keineswegs ein Vakuum entsteht.

Da der Behälter gelegentlich der Wiederherstellung gegen ein mögliches Vakuum nicht mit Versteifungsringen verstärkt wurde, mußte er mit Schnüffelventilen entsprechender Größe versehen werden. Nach den heimischen Normen errechnet sich der mindesterforderliche Querschnitt des Schnüffelventils zu

$$F = K \frac{G}{m \sqrt{\frac{p+1}{v}}},$$

worin

$G = 482$ kp/Stunde — die durch das Ventil strömende erforderliche Luftmenge, entsprechend der 400 m³/Stunde betragenden maximalen Leistung der Absaugpumpe

$m = 1,52$ — den Durchlaßfaktor für Luft,

$p = 0$ kp/cm² — den »Überdruck« der Atmosphäre,

$v = 0,833$ m³/kp — das spezifische Volumen der Luft und

$K = 22$ — eine Kennziffer für die Leistungsfähigkeit des Ventils mit Federbelastung und kleiner Hebung bezeichnet. Damit wird

$$F = 22 \frac{482}{1,52 \sqrt{\frac{1}{0,833}}} = 6360 \text{ mm}^2.$$

(Hier sei bemerkt, daß der Durchströmungsquerschnitt des beschädigten Ventils am Ventilteller 2830 mm² betrug. Der Einströmungsquerschnitt an den Bohrungen des gegossenen Deckels war 1900 mm².)

Auf dieser Grundlage wurden in den Behälter außer dem ursprünglichen Vakuumventil NÄ 60 mm noch weitere zwei Vakuumventile NÄ 125 mm eingebaut, die auf eine Saugkraft von 1 m WS (0,9 at) eingestellt wurden. Diese Ventile sichern den erforderlichen Einströmungsquerschnitt. Die Schnüffelventile haben eine Konstruktion, deren Ventilteller eine ständige Kontrolle ermöglichen. Die Schnüffelventile werden alle 24 Stunden kontrolliert. Ebenfalls zur Verhinderung des Entstehens eines Vakuums wurde der in das System eingebaute elektrische Druckmesser so eingestellt, daß er bei einem Überdruck von 0,2 atü anspricht und die Säureabsaugpumpe sofort ausschaltet. In das System wurde außerdem ein weiterer Druckmesser eingebaut. Die Übereinstimmung der Anzeigen an den beiden Druckmessern wird gleichfalls 24 stündlich kontrolliert. Außerdem werden beide Druckmesser jeden Monat mit geeichten Druckmessern verglichen.

Um der Entwicklung eines Überdrucks über 2 atü vorzubeugen, wurde der im System befindliche Regler auf 1,8 atü, das Sicherheitsventil auf 2 atü

eingestellt. Überdies wurde die minimale und maximale Temperatur, ebenso wie das unterste und oberste Flüssigkeitsniveau des Behälters strengstens vorgeschrieben. Die nach der Reparatur bearbeitete technologische Anweisung bestimmt auch die Geschwindigkeit des Eindampfens und der Säureabnahme, damit im Behälter keine plötzliche Druckänderung eintrete.

Nach all diesen Maßnahmen wurde der Warmsäurebehälter in Betrieb gesetzt. In der seit der Inbetriebnahme verstrichenen Zeit hat es sich bestätigt, daß der Behälter verläßlich arbeitet und den Anforderungen entspricht.

Literatur

1. SZÁNTAI, B.: Vegyipari Készülékek Szerkesztése, Budapest 1960.
2. PATTANTYUS, Á. G.: A gépek üzemtana. Budapest 1948.
3. PATTANTYUS: Gépész- és villamosmérnökök kézikönyve. Bd. 2. Budapest 1961.

Zusammenfassung

In Verbindung mit dem Zusammenknicken eines 300 m³ großen Warmsäurebehälters der Csepeler Papierfabrik im Jahre 1962 werden im Artikel die mit der Einbeulung verbundenen Festigkeitsberechnungen und die Möglichkeiten einer Versteifung erörtert.

Es werden die mit der Reparatur verbundenen Stabilitätsberechnungen, der Modellversuch sowie die Methode und Durchführung der Reparatur behandelt. Zum Schluß werden einige Feststellungen über die Sicherheitsvorschriften für den Betrieb von Behältern ähnlicher Arte gemacht.

József KEMENCZÉS	}	Budapest XI., Műgyetem rkp. 3. Ungarn
Dr. Ottó SZAMOSVÖLGYI		
Dr. László VARGA		