

UNTERSUCHUNG DER STABILITÄT EINER RAUMBEDECKUNG MIT SCHALENKONSTRUKTION IN TORUSFORM MIT HILFE VON MODELLVERSUCHEN

Von

T. FEKETE, P. KÉKEDY* und L. KOLLÁR**

Lehrstuhl für Mechanik, Technische Universität Budapest

Eingegangen am 25. Mai, 1981.

Vorgelegt von Prof. Dr. P. MICHELBERGER

Einleitung

In einem Plattensee-Schiffhafen wird in der nahen Zukunft ein Wartesaal aufgebaut, mit torusförmiger Schalenkonstruktion. Die Schale wird nach den Plänen von UVATERV (Planungsinstitut für Straßen und Eisenbahnbau) aus einem Stahlblech von 3 mm Dicke konstruiert, die in den radialen Richtungen mit Rippen versteift ist. Die inneren und äußeren Ränder der Schale sind zu den Versteifungsträgern angeschlossen, die von je 6 Säulen untergestützt werden. Die wichtigsten geometrischen Abmessungen können von dem Abb. 1 dargestellten vertikalen Profilbild abgelesen werden. Abb. 2 stellt eine Photographie des Maketts dar. An dem von unten aufgenommenen Bild ist die Anordnung der Versteifungsrippen beobachtbar.

Im Laufe der Planung der Konstruktion tauchte die Notwendigkeit der Bestimmung der kritischen Belastungsintensität auf, die in der verhältnis-

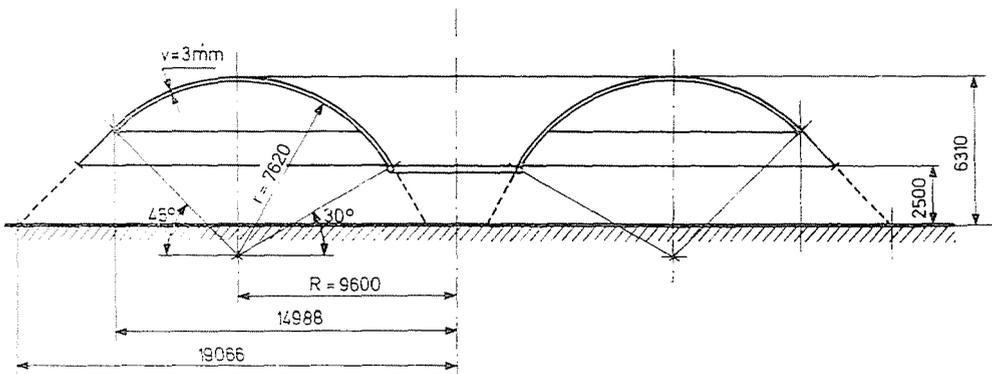


Abb. 1

* Planungsinstitut für Straßen und Eisenbahnbau, Budapest.

** Planungsinstitut für Stadtbau Budapest.

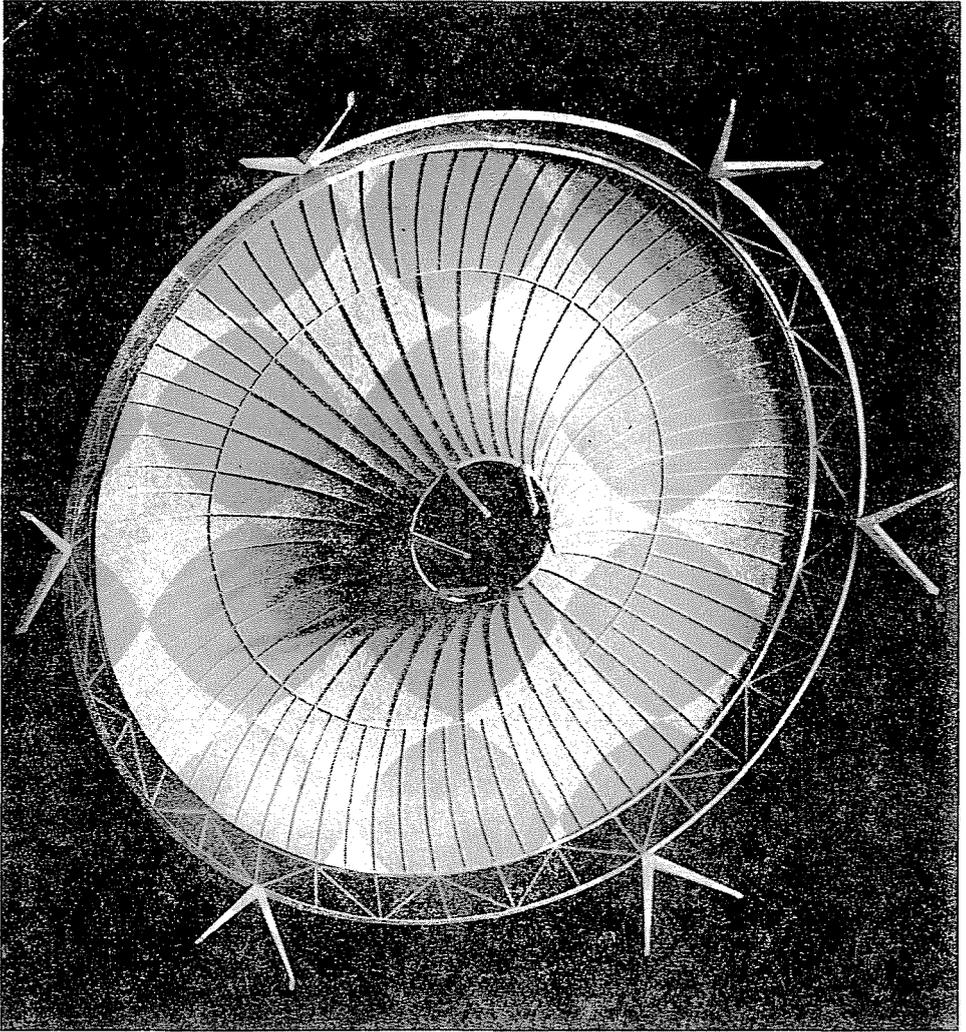


Abb. 2

mäßig dünnen Schale den kritischen Zustand (Beulung) hervorruft. Theoretische Berechnungen haben sich als undurchführbar erwiesen, weil die entsprechende Fachliteratur [1] sich nur mit der Beulung von völlig geschlossenen, ungerippten Torusflächen für den Fall von hydrostatischem Druck befaßt. Die geplante Konstruktion unterscheidet sich jedoch in mehreren Hinsichten von dem »reinen« Fall, insofern als sie

- nur ein Teil der ganzen Torusfläche ist,
- an den Rändern auf elastischen Trägern gestützt ist,

- in der radialen Richtung mit Rippen versteift ist, und
- ihre Belastung sich von dem hydrostatischen Druck unterscheidet.

Für theoretische Berechnungen ist nur die eine Möglichkeit gegeben, die nicht volle Torusfläche mit bestimmten Überlegungen auf eine volle zurückzuführen, die gerippte Schalenplatte mit einer ungerippten Schale von durchschnittlich gleicher Steife zu ersetzen, und die vertikale Belastung mit hydrostatischem Druck zu simulieren.

Auf diese Weise kann man sich zwar über die kritische Intensität der eine allgemeine Beulung der Schalenkonstruktion verursachenden Schneebelastung informieren, doch die Bestimmung der Wirkung der Windbelastung ist mit dieser Methode überhaupt nicht möglich, da dieser Effekt sich nicht mit einem hydrostatischen Druck von konstanter Intensität ersetzen läßt.

Außer den kritischen Zustand der ganzen Konstruktion müssen auch die lokalen Beulungen der zwischen den Rippen befindlichen Schalenteile untersucht werden. In dieser Untersuchung können die Segmente der Torusfläche mit Zylinderschalen ersetzt werden, da die Stabilität dieser Konstruktionen in der Literatur schon ausführlich diskutiert wurde [2, 3].

Stabilitätsuntersuchungen an proportionell verkleinerten Modelle der Konstruktion liefern wesentlich zuverlässigere Ergebnisse, als die viele Näherungen enthaltenden theoretischen Berechnungen. Es ist nämlich bekannt [4], daß sich ein in allen Einzelheiten proportionell verkleinertes Modell aus gleichem Material ganz identisch mit der originellen Konstruktion verhält, sofern die Flächenbelastung mit entsprechend gleicher Intensität wirkt, und die Intensität der Volumenkräfte mit der $3/2$ Potenz des Maßstabs des Modells verändert wird. In diesem Fall sind die resultierenden Spannungen und die kritische Belastungsintensität im Modell auch zahlenmäßig mit denen in der originellen Konstruktion identisch.

Bei der von uns untersuchten Konstruktion war die Verwirklichung eines in allem Detail proportionell verkleinerten Modells aus demselben Material technisch nicht durchführbar. Demzufolge machte die Übertragung der auf dem Modell gemessenen kritischen Belastungsintensität auf die originelle Konstruktion weitere theoretische Überlegungen notwendig.

Probleme der Modellherstellung

Die Herstellung des Modells in proportionell verkleinertem Maßstab hatte mehrere Schwierigkeiten. Der Maßstab der Verkleinerung wurde auf 1:50 gewählt, das bedeutete, daß die Schalenplatte mit der originellen Dicke von 3 mm bei dem Modell aus einer Stahlplatte von 0,06 mm Dicke hätte angefertigt werden müssen. Demgegenüber, beträgt die in der Wirklichkeit realisierbare kleinste Dicke etwa 0,5 mm, d.h. 8—10-mal mehr. Jedoch noch

bei dieser Dicke hätte die Verwirklichung der doppelt gebogenen Stahlschale eine große Schwierigkeit bedeutet, da die dazu notwendige gleichmäßige Plattendicke mit den üblichen Technologien (Tiefziehung, Sprengformierung, Metalldruck) nicht gesichert werden hätte können. Ein weiteres Problem bedeutete das Zusammenschweißen der Metallrippen und der Schalenfläche, da die damit verbundenen Deformierungen eine so große Maß- und Formungengenauigkeit zur Folge gehabt hätten, daß die experimentellen Ergebnisse dadurch völlig verfälscht geworden wären.

Wesentlich weniger Probleme bedeutete die Herstellung des Modells aus Kunststoff, wozu wir uns zum Schluß als Lösung entschlossen hatten. Ein solcher Kunststoff war notwendig, der in Platten von gleichmäßiger Dicke zu haben ist, warm verformbar, mit der Lösung des eigenen Materials klebbar, und bei Beulung zu reversiblen Formveränderungen fähig ist. Die letzte Eigenschaft ermöglicht eine mehrmalige Wiederholung der Experimente an demselben Modell.

Aufgrund der obengenannten Forderungen schien Plexiglas das meist geeignetste Modellmaterial zu sein, da es warm verformbar und mit eigener Chloroform-Lösung einfach klebbar ist. Das aus einer Plexiplatte von 1 mm Stärke hergestellte Modell war jedoch schon bei der ersten Belastungsprobe zerbrochen.

Eine Reihe von anderen Materialien wurde noch nach den oben gegebenen Hinsichten ausprobiert. Eine sogenannte Cellon-Platte von 1,08 mm Dicke und eine harte PVC-Platte von 0,4 mm Dicke wurde für die Herstellung des Modells geeignet gefunden.

Die ersten Versuchsmodelle wurden aus einer zusammenhängenden Platte gefertigt auf die Weise, daß sie nach Erwärmung auf eine Gipsschablone gepreßt wurden. So hat sich die Dicke der Platten bei den Rändern der Torusfläche um 20—25% geändert. Ein wesentlich günstigeres Ergebnis wurde erhalten, wenn die Schalenfläche aus Segmenten hergestellt wurde, die nachträglich zusammengeklebt wurden. Nach unseren Ergebnissen, wenn die Torusfläche aus 12 Segmenten bereitet wurde, so kam die doppelt gebogene Fläche praktisch durch reine Schubverformung zustande, und die Veränderung der Dicke überschreitet nirgends 1—2%.

Belastung des Modells

Nach vorhergehenden Berechnungen mußte eine gleichmäßig verteilte Belastung von 4000 Pa auf das Kunststoffmodell wirken. Diese Belastung entspricht etwa 120 kg des zu belastenden Materials beim Modells mit dem Diameter von 60 cm. Ein körniges, die Schneebelastung nachahmendes Material konnte daneben nicht verwendet werden, weil der Sack, oder ein anderes,

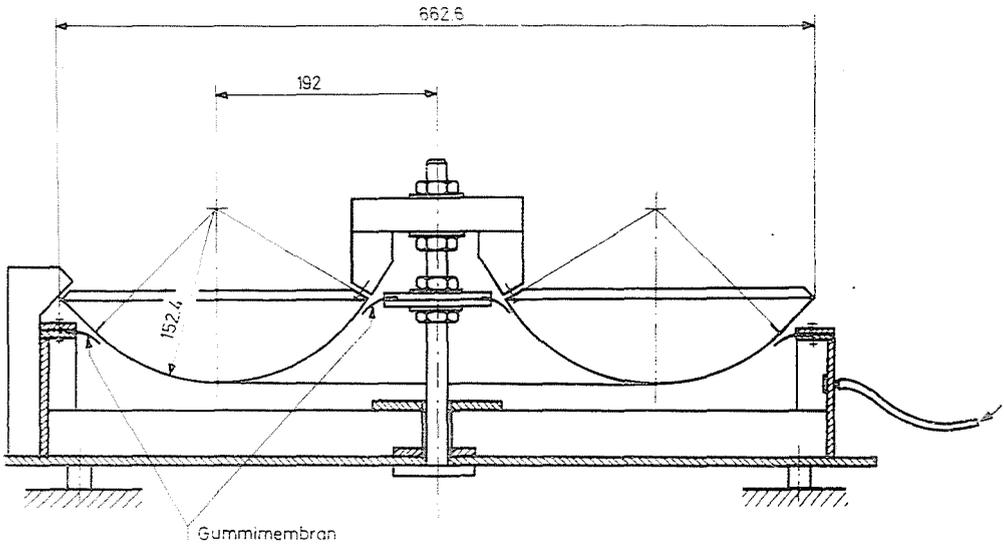


Abb. 3

das Abrollen verhinderndes Gefäß die Intensität der vertikalen Belastung auf eine unkontrollierbare Weise verändert hätte. Ähnliche Schwierigkeiten ergaben sich auch dann, wenn wir die Belastung durch den hydrostatischen Druck einer Flüssigkeit herstellen hätten wollen. Zum Schluß haben wir eine Lösung gefunden, wo die auf die Schalenfläche wirkende Belastung durch einen auf die äußere Oberfläche des Modells einwirkenden statischen Luftdruck simuliert wurde. Der hierzu notwendige, geschlossene Raum wurde mit der in Abb. 3 geskizzierten Schachtel hergestellt. Die Fuge zwischen der Schachtel und dem Schalenrand wurde mit einer flexiblen Gummifolie abgedichtet, deren ein Rand zu dem Modell, der andere zu der Schachtel geklebt wurde.

Zufolge der kleinen Größe des Folienstreifens und der Fuge, war die Intensität der von der Gummimembran auf das Modell übertragenen tangentialen Ziehkraft vernachlässigbar klein. Mit einer zweckmäßigen Wahl der Klebstelle konnten wir erreichen, daß die Ziehkraft der Membran nur den Randträger belastete, und dadurch die Verteilung der Belastung an der Schalenfläche nicht beeinflusste.

Auf diese Weise bedeutete der Überdruck der komprimierten Luft die Belastung, deren Intensität an der Höhe einer Wassersäule in einem vertikalen Rohr gemessen wurde. Damit die Formänderungen einfach gemessen werden konnten, wurde das Modell zusammen mit der belastenden Einrichtung umgekehrt (»Kopf nach unten«) angeordnet und untersucht.

Untersuchung der Generalbeulung der Schalenkonstruktion

Der annähernd genaue Wert der Generalbeulung der Schalenkonstruktion, die durch die kritische Intensität der Schneebelastung hervorgerufen wird, kann aus der Formel des auf die ganze Torusfläche bezogenen kritischen hydrostatischen Druckes berechnet werden, nach dem in (1) befindlichen Zusammenhang:

$$p_{kr} = \alpha E \frac{v^2}{r^2}, \quad (1)$$

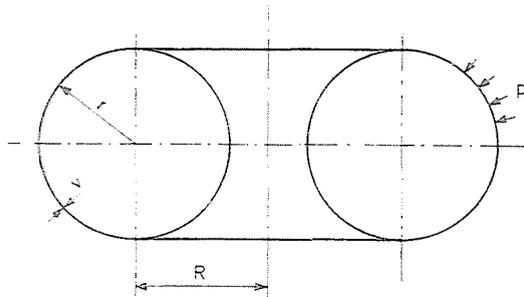


Abb. 4

wo α ein von dem r/v Verhältnis abhängiger Faktor ist, dessen genaue Werte in der erwähnten Literaturstelle tabelliert sind. (Die v und r Größen sind in Abb. 4 angegeben.) Die Daten in der Tabelle für das optimale Intervall von 150 bis 650 können mit der folgenden Potenzfunktion gut angenähert werden:

$$\alpha = 0,20636 \left(\frac{v}{r} \right)^{0,37}. \quad (2)$$

Aufgrund dieser Funktion kann für den kritischen Wert des hydrostatischen Druckes, Gleichung (1) auch folgendermaßen geschrieben werden:

$$p_{kr} = 0,20636 E \left(\frac{v}{r} \right)^{2,37}.$$

Die tatsächliche, gerippte Schalenkonstruktion kann aufgrund ihrer durchschnittlichen Steife mit einer ungerippten Schalenplatte von der Stärke von $v_{\text{red}} = 11,45$ mm ersetzt werden, weiterhin sind $r = 7620$ mm, und $E = 2,1 \cdot 10^{11}$ Pa. Die kritische Intensität des hydrostatischen Druckes berechnet mit diesen Daten ergibt sich nach (2) für

$$p_{kr} = 8830 \text{ Pa.}$$

Um die Zuverlässigkeit des berechneten Ergebnisses zu kontrollieren, haben wir zwei ungerippte Schalenmodelle aus verschiedenen Stoffen und mit unter-

schiedlicher Dicke angefertigt. Der Verkleinerungsmaßstab betrug in beiden Fällen 1: 50.

Die Dicke der Schalenplatte und der Elastizitätsmodul bei Modell 1 waren:

$$\begin{aligned}v_{m1} &= 0,4 \text{ mm} \\ E_{m1} &= 30,52 \cdot 10^8 \text{ Pa};\end{aligned}$$

Die charakteristischen Daten bei Modell 2 waren:

$$\begin{aligned}v_{m2} &= 1,08 \text{ mm} \\ E_{m2} &= 17,23 \cdot 10^8 \text{ Pa}.\end{aligned}$$

Die Beulung der Schalenplatte ereignete sich sehr ähnlich bei den beiden Modellen: der Anfang der Beulungswelle bildete sich bei allen Wiederholungen des Experiments immer an dem höchsten Punkt der Torusfläche (wo eine der Hauptverkrümmungen 0 ist) in der Mitte zwischen zwei Stützlinien aus, und übertrug sich schnell auf etwa die halbe Schalenfläche. Das Schichtlinienbild der an Modell 1 zustandekommenen Beulungswelle ist in Abb. 5 zu sehen. Die zu den Schichtlinien zugeordneten Zahlen bedeuten die auf die undeformierte Fläche senkrechten Verschiebungskomponenten in mm. Die einzelnen Punkte der nicht abbaubaren Torusfläche sind bei der Bildkonstruktion mit den Polarwinkeln des Radialschnittes auf die Ebene des Papiers abgebildet.

In Abb. 6 ist die Bewegung des Höhepunktes der Beulungswelle in Funktion der Intensität des hydrostatischen Druckes zu sehen. (Der Charakter des Diagrams war auch im Fall des anderen Modells ähnlich).

Die gemessenen Werte der kritischen Belastungsintensität waren bei den beiden Modellen die folgenden:

$$\begin{aligned}p_{m1,kr} &= 490 \text{ Pa} \\ p_{m2,kr} &= 4450 \text{ Pa}\end{aligned}$$

Angenommen, daß die Belastungsintensität für die ganze Torusfläche und für die Schalenkonstruktion bestehend nur aus einem Teil der ganzen Torusfläche mit der selben Gleichung (2) berechnet werden kann, können die Ergebnisse der Modellversuche folgender Weise auf die wirkliche Konstruktion übertragen werden:

$$p_{tr} = p_{m,kr} \cdot \frac{E}{E_m} \left(\frac{v_{red}}{n \cdot v_m} \right)^{2,37} \quad (3)$$

wo n der Maßstab der Verkleinerung bedeutet ($n = 50$).

Mit diesem Zusammenhang ist es auch möglich, die Ergebnisse von den beiden Messungen zu vergleichen, da auf diese Weise theoretisch die gleichen

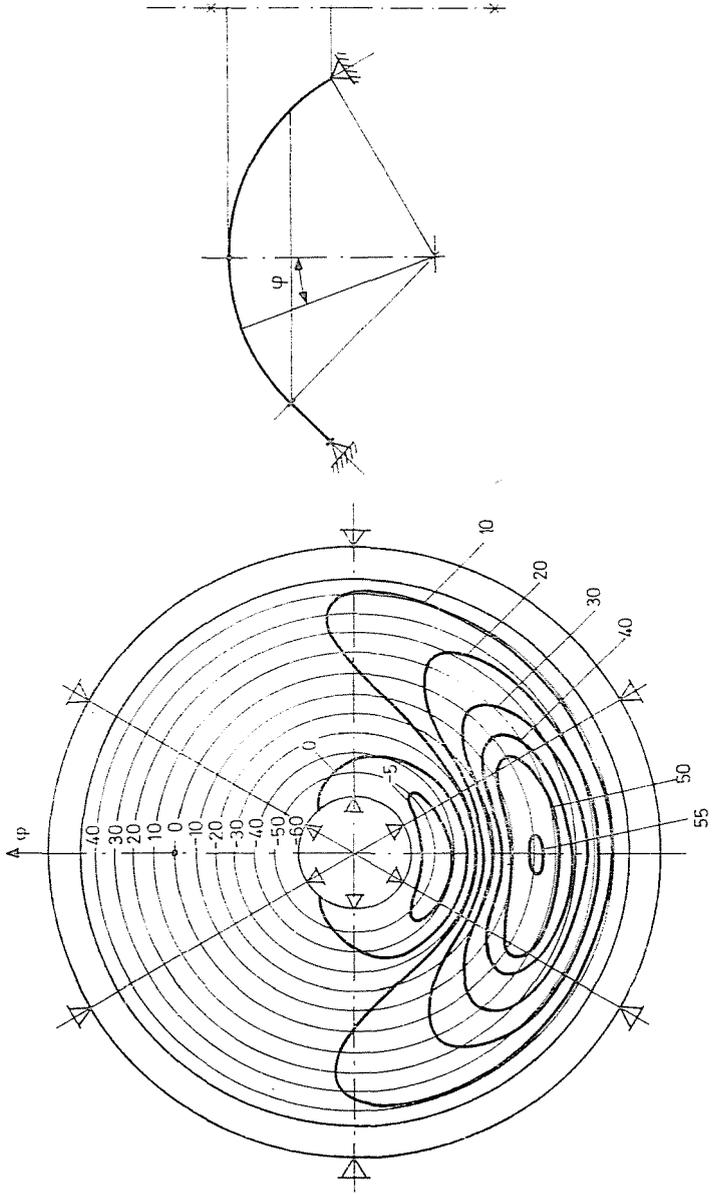


Abb. 5

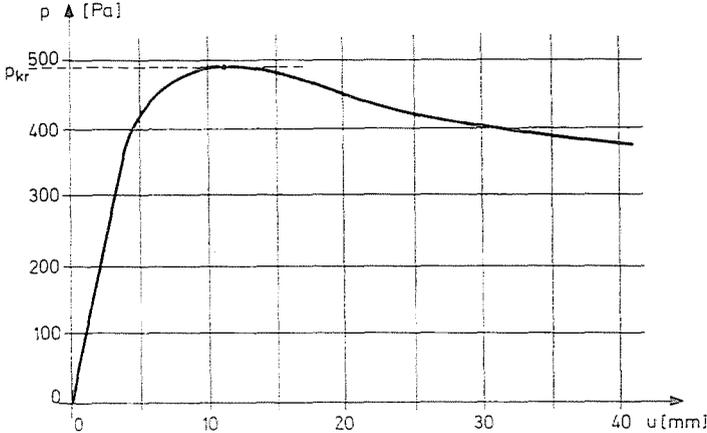


Abb. 6

Resultate bekommen werden müssen, nämlich:

$$p_{kr} = P_{m1,kr} \frac{E}{E_{m1}} \left(\frac{v_{red}}{n \cdot v_{m1}} \right)^{2,37} = P_{m2,kr} \frac{E}{E_{m2}} \left(\frac{v_{red}}{n \cdot v_{m2}} \right)^{2,37}. \quad (4)$$

Nach der Einsetzung der Zahlenwerte bekommen wir jedoch für das erste Modell

$$p'_{kr} = 8989 \text{ Pa.}$$

für das zweite

$$p''_{kr} = 13730 \text{ Pa.}$$

umgerechnete Belastungsintensität.

Die wesentliche Abweichung zwischen den beiden Ergebnissen ist offensichtlich darauf zurückzuführen, daß die auf die ganze Torusfläche abgeleitete Gleichung auf unsere Konstruktion nicht gültig ist. Die Unterstützung der Rände der Schalenkonstruktion mit Versteifungsträger, die konzentrierten Stellen der Krafteinwirkung, usw., können alle eine Rolle darin spielen, daß die wirkliche Abhängigkeit der kritischen Intensität von der Schalendicke durch einen, von Gleichung (2) unterschiedlicher mathematischen Zusammenhang beschrieben wird. Nehmen wir erstmal an, daß diese Gleichung in ihrer Form zu Gleichung (2) ähnlich ist, mit dem Unterschied, daß anstelle des Potenzexponentes 2,37 eine andere Zahl (x) geschrieben werden muß, die aus der folgenden Gleichung bestimmbar ist:

$$\frac{P_{m1,kr}}{P_{m2,kr}} = \frac{E_{m1}}{E_{m2}} \left(\frac{v_{m1}}{v_{m2}} \right)^x. \quad (5)$$

Als Lösung dieser Gleichung ergibt sich:

$$x = 2,7868$$

Dies bedeutet, daß die auf unseren Fall korrigierte Form der theoretisch abgeleiteten Gleichung (2) ist:

$$p_{kr} = 0,20636 E \left(\frac{v}{r} \right)^{2,7968}. \quad (2a)$$

Wenn wir mit dieser Gleichung rechnen, bekommen wir selbstverständlich die gleichen Ergebnisse für beide Modelle, nämlich

$$p_{kr} = 7085 \text{ Pa.}$$

Untersuchung der lokalen Beulung der Schalenkonstruktion

Aus dem Standpunkt der lokalen Beulung können die Schalenfelder mit guter Approximation als Zylinderflächen betrachtet werden. Die Abmessungen und Beanspruchungen der ersetzenden Zylinderfläche sind in Abb. 7 angegeben.

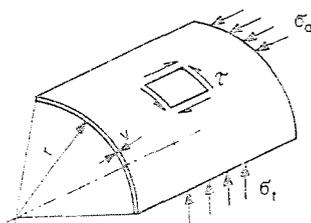


Abb. 7

Die Untersuchung soll für 3 verschiedene Beanspruchungsarten, bzw. für deren gemeinsame Wirkung durchgeführt werden. Für die Berechnung können die in der Literatur gegebenen Gleichungen verwendet werden.

a) Bei ringseitiger Druckbeanspruchung kann die kritische Spannung der zylindrischen Schale im Falle $\mu = 0,3$ mit der folgenden Gleichung berechnet werden [3]:

$$\sigma_{l,r} = E \frac{0,9192 \frac{v}{l} \sqrt{\frac{v}{r}}}{1 - 0,6364 \frac{\sqrt{v \cdot r}}{l}} \quad (6)$$

b) Bei generatrixseitigem Druck ist die kritische Druckspannung [2]:

$$\sigma_{a,kr} = \beta \cdot E \cdot 0,607 \cdot \frac{v}{r}, \quad (7)$$

wo β ein wegen der Anfangswelligkeit notwendiger Verminderungsfaktor ist.

c) Bei Torsionsscherung ist die kritische Scherungsspannung nach [2] die folgende:

$$\tau_{kr} = E \cdot 4,82 \left(\frac{v}{l} \right)^2 \sqrt{1 + 0,023945 \left(\frac{l}{\sqrt{v \cdot r}} \right)^3}. \quad (8)$$

Die berechneten Werte der wirklichen Spannungen, die in der Schale entstehen, sind für Stabilitätsuntersuchungen nicht zuverlässig genug, weshalb Stabilitätsuntersuchungen durch Berechnung sich nicht als geeignet erwiesen. Dementsprechend mußten auch die Entstehungsumstände der lokalen Beulung mit Modellmessungen untersucht werden. In diesem Zusammenhang ist die Schwierigkeit aufgetreten, daß die Schale des 1:50 Modells nur aus wesentlich dickeren Modellmaterial ausgestaltet werden konnte als notwendig. Der Maßstab der Dickeverzerrung beträgt:

$$k = (v_m) : \left(\frac{v}{n} \right). \quad (9)$$

Daraus ergibt sich das folgende Problem: wie soll man an dem Modell mit einer nicht proportionell dicken Schale die anderen Abmessungen (Rippenentfernung, Rippenabmessung) verändern, damit das Verhältnis der die drei kritischen Belastungsintensitäten hervorrufenden obengenannten lokalen Beulungsarten im Vergleich auf die wirkliche Struktur unverändert bleibe.

Diese Aufgabe kann nicht exakt gelöst werden, doch erhält man unter den gegebenen Maßverhältnissen eine annähernd genaue Lösung, sofern die Entfernung der Rippen anstelle des maßstabmäßig richtigen Wertes, l , in

$$l' = \sqrt{k} \cdot l \quad (10)$$

festgelegt wird. In diesem Fall ändern sich die drei kritischen Spannungen, nämlich in annähernd gleichem Verhältnis:

$$k \approx \frac{\sigma_{i,kr}(k \cdot v, l)}{\sigma_{i,kr}(v, l)} \approx \frac{\sigma_{a,kr}(k \cdot v, l')}{\sigma_{a,kr}(v, l)} \approx \frac{\tau_{kr}(k \cdot v, l')}{\tau_{kr}(v, l)}$$

d.h., daß sich, abgesehen von den Fehlern der kleineren Vernachlässigungen, die kritischen Intensitäten von allen drei Beulungsarten auf das k -fache vergrößern. Daraus folgt, daß sich die kritischen Spannungskomponenten der Beulung, die durch eine zusammengesetzte Beanspruchung hervorgerufen werden, in dem selben Verhältnis ändern.

Das Modell zur Untersuchung der lokalen Beulung wurde aus einer 0,4 mm dicken Platte angefertigt. Die Schalendicke des in allen Abmessungen 50-fach verkleinerten »idealen« Modells wäre:

$$v_{mi} = v : 50 = 3 : 50 = 0,06 \text{ mm,}$$

und so der Verhältnisunterschied in der Dicke

$$k = 0,4 : 0,06 = 20/3$$

Der Vergrößerungsfaktor für die Rippenentfernung ist nach (10):

$$\sqrt{k} = 2,582.$$

Aus praktischen Gründen sind wir von dieser Zahl ein wenig abgewichen, da die Zahl der Rippen wegen der je 60° eingebauten Unterstützungen mit 6 dividierbar sein sollte. Dementsprechend betrug der wirkliche Vergrößerungsfaktor in unserem Fall anstelle von \sqrt{k} ,

$$c = \frac{l'}{l} = 3.$$

Infolge der vergrößerten Rippenentfernung, mußten auch die Querschnittabmessungen der Rippen an dem Modell nach den folgenden Hinsichten modifiziert werden:

- die Steife der spärlicher eingebauten Rippen soll auf eine Schalenteilheit bezogen so groß sein, als würden sie in der der ursprünglicher Konstruktion entsprechenden Entfernung angebracht sein,
- das an die Platte gemessene Trägheitsmoment und die Querschnittfläche der auf ein Schalenfeld von einheitlicher Breite fallenden Rippen sollen unverändert bleiben.

Diese Anforderungen sind dann erfüllt, wenn die gesamte Breite der Rippen gemeinsam mit der Rippenentfernung ebenfalls aufs c -fache vergrößert wird, während ihre Höhe k -fach vergrößert werden muß. Die Querschnittoberfläche der Versteifungsträger muß auch ähnlicherweise vergrößert werden.

Auf dem nach den oben erwähnten Hinsichten konstruierten Modell konnte die erste lokale Beulung bei einer $p_{m.kr} = 1850$ Pa beobachtet werden. Wenn der Druck weiter bis auf 2250 Pa erhöht wurde, war mehr als die Hälfte der Schalenfelder gebeult. Aus der Form der Beulungswellen (Abb. 8) kann die Konsequenz gezogen werden, daß die lokale Instabilität in erster Linie eine Folge der Scherungsbelastung ist, und am schnellsten bei den Schalenfelder neben den Unterstützungen erfolgt.

Die Umrechnung der an dem Modell gemessenen kritischen Belastungsintensität auf die wirkliche Konstruktion kann aufgrund der folgenden Überlegungen gemacht werden: Wenn anstelle des tatsächlichen Modells von k -facher Schalendicke und einer c -facher Rippenentfernung ein »ideales«, völlig maßstabsgemäßes Modell vorgestellt wird, kann das Verhältnis der Scherungsbelastung an den beiden Modellen nach Gleichung (8) folgendermaßen ausgedrückt werden (abgesehen von den Vernachlässigungen):

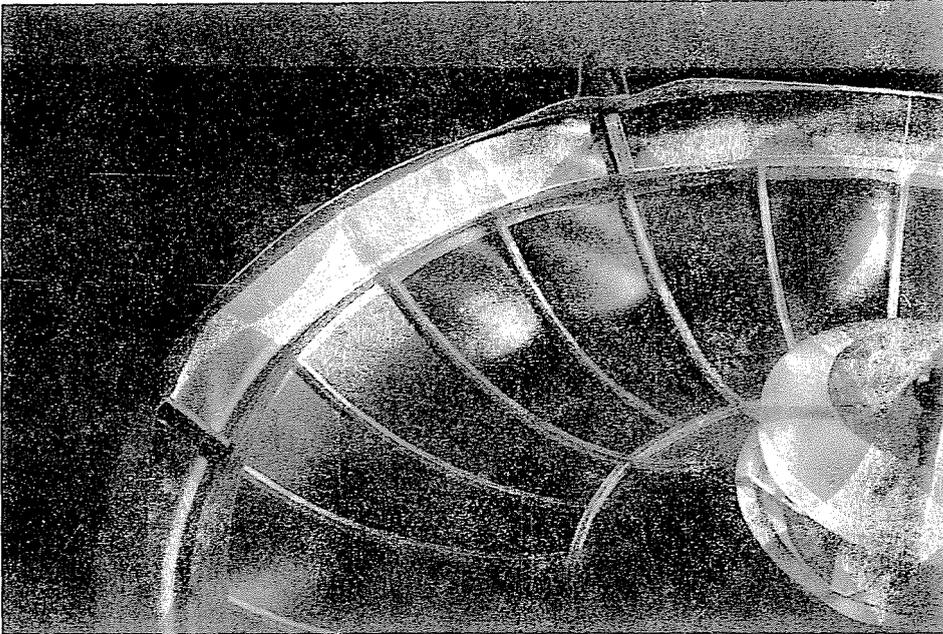


Abb. 8

$$\frac{\tau_{i,kr}}{\tau_{m,kr}} = \frac{\tau_{kr}(v, l)}{\tau_{kr}(k \cdot v, c, l)} = c^{1/2} \cdot k^{-5/4}. \quad (11)$$

Die auf das Modell einwirkende, äußere, oberflächliche Belastungsintensität ist der Spannung und der Schalendicke proportionell, weshalb das Verhältnis zwischen den kritischen Belastungsintensitäten des »idealen« und des wirklichen Modells sind:

$$\frac{p_{i,kr}}{p_{m,kr}} = \frac{\tau_{i,kr}}{\tau_{m,kr}} \frac{v}{k \cdot v} = c^{1/2} \cdot k^{-5/4-1} = c^{1/2} \cdot k^{-2,25}. \quad (12)$$

Das Verhältnis der kritischen oberflächlichen Belastungsintensitäten des »idealen« Modells und der n -fach größeren wirklichen Konstruktion hängt nur von dem Verhältnis der Elastizitätsmodulen ab:

$$p_{kr} = p_{i,kr} = \frac{E}{E_m} = p_{m,kr} \frac{E}{E_m} \cdot c^{1/2} \cdot k^{-2,25}. \quad (13)$$

Umgerechnet das Ergebnis der Modellmessung auf die wirkliche Konstruktion nach (13), ist die lokale Beulung der Schalenplatten bei einer auf die Oberfläche der Schale senkrechten Belastung von

$$p_{kr} = 1850 \frac{2100}{30,52} \left(\frac{20}{3} \right)^{-2,25} \cdot 3^{1/2} = 3087 \text{ Pa}$$

zu erwarten.

Auswertung der Ergebnisse der Modellmessung

Mit der oben beschriebenen Modellmessung wurde die zu erwartende Intensität der kritischen Belastung sowohl für den Fall der generalen, als auch der lokalen Beulung bestimmt.

Die Sicherheit gegen Beulung ist sinngemäß als der Quotient der so bestimmten p_{kr} Werten und der aktuellen, auf die Oberfläche wirkenden Belastung zu berechnen.

Es muß jedoch unbedingt in Betracht genommen werden, daß die, bei der Modellmessung angewandte Art der Belastung sich etwas von der zu modellierenden, wirklichen Schneebelastung unterscheidet. Die Intensität der wirklichen Schneelast ändert sich nämlich in Abhängigkeit von der Steilheit der Oberfläche, da an einer steileren Fläche eine kleinere Belastung zu erwarten ist, als an horizontalen, oder nahezu horizontalen Stellen. (Die Intensität des maßgebenden Schneedruckes ist in den Dimensionierungsvorschriften auch in Abhängigkeit von der Steilheit der Fläche angegeben.) Ein Unterschied besteht auch darin, daß die Schneelast auf die Konstruktion vertikale Kräfte überträgt, während die mit Luftdruck hervorgerufene Modelllast senkrecht auf die Oberfläche wirkt.

Über diese Unterschiede kann festgestellt werden, daß die, auf dem Modell angewandte Belastungsart aus dem Standpunkt der lokalen Beulungen an dem äußeren Rand der Schalenstruktur ein wenig ungünstiger, während im Falle einer generalen Beulung ein wenig günstiger ist, als die Wirkung der realen Schneebelastung.

Zusammenfassung

Es wurde über Probleme der Stabilitätsuntersuchungen einer torusförmigen, mit Rippen gesteihten Schalenkonstruktion berichtet, und eine Methode für die annähernd genaue analytische und experimentelle Lösung dieser Probleme besprochen. Eingehend wurde die Umrechnung der Ergebnisse der Modellmessungen für so einen Fall, wo die maßstabsmäßige Verkleinerung aller Teile des Modells wegen technischer Schwierigkeiten nicht durchführbar war.

Literatur

1. Handbook of Structural Stability. Edited by Column Research Committee of Japan, Tokyo, Corona Publ. 1971
2. KOLLÁR, L.—DULÁCSKA, E.: Héjak horpadása (Beulung von Schalen). Akadémiai Kiadó, Budapest 1975
3. PONOMARJOV, S. D.: Szilárdsági számítások a gépészetben (Statische Berechnungen in dem Maschinenbau). Vol. 7. Műszaki Könyvkiadó, Budapest 1966
4. HAVIÁR, Gy.: Tartószerkezetek alakváltozásainak kismintamérései (Kleinmodellmessungen der Deformierung von Tragkonstruktionen). Mérnöki Továbbképző Intézet, Budapest 1947
5. TIMOSHENKO, S.—GERE, J.: Theory of Elastic Stability, New York—Toronto—London, McGraw Hill 1961

Dr. Tibor FEKETE H-1521 Budapest

Dr. Pál KÉKEDY Planungsinstitut für Straßen und Eisenbahnbau,
Budapest, Vigadó tér 1. H-1366

Dr. Lajos KOLLÁR Planungsinstitut für Stadtbau
Budapest, Városház u. 9—11. H-1052