Diskission

Autor(en): **Schleicher, F.**

Objekttyp: **Article**

Zeitschrift: **IABSE congress report = Rapport du congrès AIPC = IVBH Kongressbericht**

Band (Jahr): **1 (1932)**

PDF erstellt am: **25.05.2024**

Persistenter Link: https://doi.org/10.5169/seals-519

Nutzungsbedingungen

Die ETH-Bibliothek ist Anbieterin der digitalisierten Zeitschriften. Sie besitzt keine Urheberrechte an den Inhalten der Zeitschriften. Die Rechte liegen in der Regel bei den Herausgebern.
Die auf der Plattform e-periodica veröffentlichten Dokumente stehen für nicht-kommerzielle Zwecke in Lehre und Forschung sowie für die private Nutzung frei zur Verfügung. Einzelne Dateien oder Ausdrucke aus diesem Angebot können zusammen mit diesen Nutzungsbedingungen und den korrekten Herkunftsbezeichnungen weitergegeben werden.
Das Veröffentlichen von Bildern in Print- und Online-Publikationen ist nur mit vorheriger Genehmigung der Rechteinhaber erlaubt. Die systematische Speicherung von Teilen des elektronischen Angebots auf anderen Servern bedarf ebenfalls des schriftlichen Einverständnisses der Rechteinhaber.

Haftungsausschluss

Alle Angaben erfolgen ohne Gewähr für Vollständigkeit oder Richtigkeit. Es wird keine Haftung übernommen für Schäden durch die Verwendung von Informationen aus diesem Online-Angebot oder durch das Fehlen von Informationen. Dies gilt auch für Inhalte Dritter, die über dieses Angebot zugänglich sind.

Ein Dienst der *ETH-Bibliothek*
ETH Zürich, Rämistrasse 101, 8092 Zürich, Schweiz, www.library.ethz.ch

http://www.e-periodica.ch

Troisième question de discussion (proposée par M. Ritter) : Dans le calcul des moments fléchissants, doit-on employer le coefficient de Poisson $m = 4$, ou est-il justifié d'adopter pour ce coefficient une valeur plus élevée et pourquoi?

En ce qui concerne le coefficient d'allongement transversal m il faut toujours distinguer entre :

$$m_{\text{élast.}} = m = \varepsilon : \varepsilon_q \text{ et}$$
$$m_{\text{total}} = m = \delta : \delta_q$$

1. — Si l'on calcule le coefficient d'allongement transversal à partir des déformations élastiques mesurées, donc $m_{\text{élast.}} = m$, c'est-à-dire la deuxième constante de la théorie de l'élasticité, on obtient pour le béton une valeur qui diminue lorsque la contrainte croît ; pour la compression, par exemple, m diminue de $m = 6$ à $m = 4$ (voir rapport du Dr. Gehler au Congrès pour l'Essai des Matériaux de Zurich, 1931, page 1095). Il faut toutefois observer ici que l'on ne peut employer ce mode de calcul que tant que les déformations η permanentes restent relativement faibles, donc, pour les poutres en béton armé, environ jusqu'à la charge utile.

2. — Si, par contre, on détermine les valeurs de :

$$m_{\text{total}} = m = \delta : \delta_q$$

on constate, au voisinage de la charge de rupture, que les valeurs de δ augmentent plus que celles de δ_q et que par suite les valeurs de m augmentent lorsque la charge croît.

3. — Quel coefficient d'allongement transversal convient-il d'adopter pour le calcul d'une dalle, $m_{\text{élast.}}$ ou m_{total} ?

On ne peut indiquer de règle déterminée que pour $m_{\text{élast.}} = m$, c'est-à-dire pour le cas où l'on se limite au domaine élastique (stade I de nos essais de dalles). Pour le stade II, on se trouve dans des conditions très peu claires, par suite de l'intervention des influences de déformation plastique partielle.

Conclusion : La réponse à la question de M. Ritter est donc la suivante : Pour le calcul des moments fléchissants dans les dalles de béton armé, il faut adopter le coefficient d'allongement transversal $m = 6$.

Participants à la discussion.

Diskussionsteilnehmer.

Participants in the discussion.

Dr.-Ing. F. SCHLEICHER,
Professor an der Technischen Hochschule, Hannover.

I. — Ueber die Steifigkeit der quadratischen Eisenbetonplatten.

Es ist interessant, die Durchbiegungen der freiaufliegenden, an den Ecken festgehaltenen quadratischen Platten mit den theoretischen Werten für die isotrope Platte zu vergleichen. Der Elastizitätsmodul wäre dabei von den Biegungsversuchen mit den Plattenstreifen zu entnehmen, über die im Vorbericht leider noch keine näheren Angaben gemacht sind.

Nach A. Nádai [1] ist die grösste Durchbiegung einer gleichmässig belasteten isotropen quadratischen Platte von der Seitenlänge a für die oben genannten Randbedingungen gleich

1) $$f = 0{,}00406 \frac{p\, a^4}{D}.$$

Der Elastizitätsmodul E des Plattenmaterials, der praktisch mit der Grösse

2) $$E' = \frac{m^2 \cdot E}{m^2 - 1} = 0{,}0487 \frac{p\, a^4}{f\, h^3}$$

übereinstimmt [2], kann bei Gültigkeit des Hooke'schen Gesetzes aus den « Kennziffern » δ für die Durchbiegungen berechnet werden. Für die Reihen 1 bis 4 der Dresdner Versuche (vgl. Seite 210 des Vorberichtes) erhält man aus Gl. 2

Stadium	I	E′ =	197	232	200	200	im Mittel	207	t/cm²
Stadium	II	E′ =	21,1	24,9	20,0	26,5	im Mittel	23,1	t/cm²

Der Vergleich mit den Plattenstreifen ist mit den im Vorbericht angegebenen Daten leider noch nicht möglich. Es können aber schon jetzt die Unterschiede zwischen den Stadien I und II studiert werden.

Der mittlere Wert E′ = 207 t/cm² des Elastizitätsmoduls für die isotrope Platte ohne Risse entspricht wohl dem, was zu erwarten ist. Dagegen ist die Steifigkeit nach Eintritt der Risse wesentlich kleiner, als man für eine isotrope Platte erwarten würde.

Nimmt man für einen Ueberschlag an, dass die Risse im Stadium II alle bis an die Nullinie reichen, dann hat man für die Plattensteifigkeit in den üblichen Bezeichnungen

3) $$D = E' \left(\frac{x^3}{3} + n\, F_e\, (h - x)^2 \right) = E' .\, \psi\, d^3,$$

gegenüber dem Wert

4) $$D = E' .\, 0{,}0833 .\, d^3 \text{ im Stadium I.}$$

Wenn die Platte auch nach Eintritt der Risse noch wie eine isotrope Platte wirken würde, d. h. mit den gleichen Eigenschaften wie im Stadium I, nur mit ent-

Reihe	d cm	h/d	bh/F_e	x/h für $n = 6$	J_I/J_{II} für $n = 6$	x/h für $n = 15$	J_I/J_{II} für $n = 15$	δ_{II}/δ_I beobachtet
1	12	0,858	229	0,205	6,8	0,302	3,2	9,3
2	10	0,830	185	0,224	6,3	0,330	3,0	9,3
3	12	0,858	263	0,192	7,6	0,285	3,6	10,0
4	12	0,850	200	0,217	6,2	0,321	3,0	7,6
Mittelwerte					6,7		3,2	9,1

sprechend verminderter Steifigkeit, so müsste die Zunahme der Durchbiegungen etwa in den Grenzen bleiben, die aus der nicht mehr mitwirkenden Zugzone folgen.

1. A. Nádai, Elastische Platten, Berlin, 1925, Seite 127.
2. Der Unterschied zwischen E und E′ beträgt für $m = 6$ nur 3 %.

Für die Verhältnisse der Dresdner Versuchsreihen 1 bis 4 ergeben sich die folgenden Werte.

Die Zahlen für $n = 6$ stellen wohl eine extreme Grenze dar, die durch die wirklichen Verhältnisse kaum überschritten wird. Wenn die Zugzone nicht ganz gerissen ist, werden die Verhältniszahlen für J_I / J_{II} etwas kleiner sein als die obigen Werte. Der Unterschied gegenüber der Beobachtung wird dann noch etwas grösser. Schätzt man das Verhältnis der Steifigkeiten im Mittel gleich $J_I/J_{II} = 5$, so wäre der Unterschied 9 gegen 5 aufzuklären.

Der beobachtete Unterschied wird teilweise dadurch erklärt, dass der Elastizitätsmodul des Betons mit steigenden Spannungen abnimmt. In der Hauptsache ist er jedoch nur dadurch zu erklären, dass die Platte nach Eintritt der Risse nicht mehr als isotrope Platte wirkt, sondern als Trägerrost ohne nennenswerte Drillungssteifigkeit.

Die Durchbiegung des Trägerrostes ist etwa doppelt so gross, als die der isotropen Platte mit unverminderter Drillungssteifigkeit. Für den Trägerrost ist also eine rd. zweimal so grosse Kennziffer δ_{II} für die Durchbiegung als beim isotropen Anfangszustand zu erwarten. Rechnet man nach Obigem eine Verminderung der Steifigkeit durch die Risse auf 1/5 des ursprünglichen Betrages, so wird die Kennziffer nach Risseeintritt insgesamt rd. 10 mal so gross als für die Platte im Stadium I, was genügend mit der Beobachtung übereinstimmt. Der noch verbleibende Unterschied ist dadurch erklärt, dass in der Platte neben Gebieten ohne Drillungssteifigkeit auch noch solche mit einer gewissen Drillungssteifigkeit vorhanden sind, ausserdem reisst die Zugzone nicht überall gleichmässig tief ein.

Der verschiedene Charakter der Biegungsflächen für die Stadien I bezw. II müsste übrigens bei Messung der Durchbiegungen leicht festgestellt werden können, da die Biegungsformen für den Trägerrost in den Ecken der Platte voller sind als für die isotrope Platte.

II. — Bemerkung über die Knickung von Eisenbetonplatten.

Bei den dünnen Platten der neuzeitlichen Eisenbetonkonstruktionen ist in manchen Fällen auch die Stabilität zu untersuchen.

Für eine isotrope Eisenbetonplatte mit gleichmässigen Druckspannungen, die an allen vier Rändern gelenkig gelagert ist, ergibt sich im elastischen Bereich mit $E = 200$ t/cm² und $m = 6$ eine kleinste Knickspannung von

$$5) \qquad {}_{\min}\sigma_K^{el} = 675\ (h/b)^2, \text{ in t/cm}^2.$$

Nach dieser Gleichung folgt ${}_{\min}\sigma_K^{el} = 0{,}2$ t/cm², wenn die Plattenbreite $b = 58\ h$ ist, und ${}_{\min}\sigma_K^{el} = 0{,}1$ t/cm² für $b = 82\ h$.

Für das Stadium II, nach Eintritt der Risse, ist die Steifigkeit der Platte nach dem Referat Gehler nur noch etwa 1/9 des Wertes für die Platte ohne Risse. Nimmt man an, dass auch für die Knickung im Stadium II noch mit genügender Genauigkeit die Gleichung für isotrope Platten verwendet werden kann, so wird mit $D_{II}/D_I = 1/9$ als Knickspannung etwa

$$6) \qquad {}_{\min}\sigma_K^{el} = 75\ (b/h)^2, \text{ in t/cm}^2,$$

gefunden. Der dabei vorausgesetzte Zustand II wird eintreten, wenn ausser

den Druckspannungen (gleichzeitig oder früher) auch Biegungsspannungen wirken, die die Rissgrenze überschreiten. In solchen Fällen kann man die Gl. 6 wohl mit genügender Genauigkeit für eine erste Schätzung der Grössenordnung benutzen. Es ergeben sich danach die folgenden grösstzulässigen Plattenbreiten :

$$\min \sigma_K^{el} = 0{,}2 \quad 0{,}1 \quad 0{,}05 \text{ t/cm}^2 \text{ für}$$
$$b/h = 19 \quad 27 \quad 39.$$

Man erkennt daraus, dass die Stabilität durchaus nicht so gross ist, als man erwarten würde. Bei der Schätzung dieser Zahlen ist dabei weder die Abminderung der Knickspannungen im unelastischen Bereich, noch die Abnahme des Elastizitätsmoduls mit steigenden Spannungen berücksichtigt.

Auch bei den dünnwandigen Schalen und Kuppeln ist es manchmal notwendig, auf die Stabilität zu achten, wobei unter Umständen die unvermeidlichen Abweichungen von der theoretischen Form eine Rolle spielen können.

Traduction.

1. — Rigidité des dalles carrées en béton armé.

Il est intéressant de faire une comparaison entre les fléchissements qu'accusent les dalles carrées reposant librement sur leurs appuis, avec fixation aux angles, et les valeurs théoriques obtenues pour la dalle isotrope. Le module d'élasticité devrait en outre être calculé à partir des résultats des essais effectués sur des tranches élémentaires, question qui n'a fait l'objet d'aucune indication précise au cours des Rapports Préliminaires.

Suivant A. Nádai [1] le fléchissement maximum d'une dalle carrée isotrope chargée uniformément, ayant une longueur a, et soumise aux conditions périphériques indiquées plus haut est donné par l'expression :

$$f = 0{,}00406 \frac{p\, a^4}{D} \tag{1}$$

Le module d'élasticité E du matériau constituant cette dalle et dont la valeur concorde en pratique avec la valeur [2] :

$$E' = \frac{m^2 \cdot E}{m^2 - 1} = 0{,}0487 \frac{p\, a^4}{f\, h^3} \tag{2}$$

peut être calculé à partir des chiffres caractéristiques pour les fléchissements, en considérant la loi de Hooke comme valable. Pour les séries 1 à 4 des essais de Dresde (voir page 210 de la Publication Préliminaire), on obtient en appliquant l'équation (2) :

Phase I : E′ = 197 232 200 200 moyenne 207 t/cm²
Phase II : E′ = 21,1 24,9 20,0 26,5 moyenne 23,1 t/cm²

Malheureusement, il n'est pas encore possible d'établir, avec les chiffres indiqués dans la Publication Préliminaire, la comparaison pour les tranches élémentaires de dalles. On peut toutefois étudier dès maintenant les différences entre les phases I et II.

1. A. Nadai, Elastische Platten, Berlin, 1925, p. 127.
2. L'écart entre E et E′, pour $m = 6$, n'est que de 3 %.