

Zeitschrift: IABSE publications = Mémoires AIPC = IVBH Abhandlungen
Band: 32 (1972)

Artikel: Berechnung orthotroper Stahlplatten im Traglastbereich
Autor: Möller, Bernd
DOI: <https://doi.org/10.5169/seals-24946>

Nutzungsbedingungen

Die ETH-Bibliothek ist die Anbieterin der digitalisierten Zeitschriften. Sie besitzt keine Urheberrechte an den Zeitschriften und ist nicht verantwortlich für deren Inhalte. Die Rechte liegen in der Regel bei den Herausgebern beziehungsweise den externen Rechteinhabern. [Siehe Rechtliche Hinweise.](#)

Conditions d'utilisation

L'ETH Library est le fournisseur des revues numérisées. Elle ne détient aucun droit d'auteur sur les revues et n'est pas responsable de leur contenu. En règle générale, les droits sont détenus par les éditeurs ou les détenteurs de droits externes. [Voir Informations légales.](#)

Terms of use

The ETH Library is the provider of the digitised journals. It does not own any copyrights to the journals and is not responsible for their content. The rights usually lie with the publishers or the external rights holders. [See Legal notice.](#)

Download PDF: 26.01.2025

ETH-Bibliothek Zürich, E-Periodica, <https://www.e-periodica.ch>

Berechnung orthotroper Stahlplatten im Traglastbereich*)

Calculation of Orthotropic Steel Plates in the Range of Ultimate Load

Calcul de plaques orthotropes en acier dans la portée de charge efficace

BERND MÖLLER

Dr.-Ing., Sektion Bauingenieurwesen, Technische Universität Dresden, DDR

1. Einleitung

Orthotrope Stahlplatten besitzen im Traglastbereich – besonders unter konzentrierten Einzellasten – erhebliche Reserven, die bekannterweise durch die gebräuchlichen linearen Berechnungsverfahren nicht erfasst werden. Die zunehmende Anwendung dieses Konstruktionselementes im Stahlleichtbau – neben dem Stahlbrückenbau insbesondere auch im Stahlhochbau, z. B. in Form von Stahlzellendecken — lässt es wünschenswert erscheinen, diesen Tragbereich theoretisch zu beherrschen. Einer gesonderten Klärung bedürfen die dabei auftretenden konstruktiven und baupraktischen Probleme, die die volle Nutzung dieser Tragreserven z. Z. noch einschränken.

In verschiedenen Veröffentlichungen, z. B. [7], [8], [9], [10], [11], [12], werden bereits Untersuchungen an orthotropen Platten im geometrisch und/oder physikalisch nichtlinearen Bereich geführt. Gegenüber diesen Arbeiten, die auf der Kontinuumsmechanik basieren, wird hier ein diskretes Berechnungsverfahren dargelegt, das auf den Einsatz eines Digitalrechners orientiert ist.

Das Kontinuum der orthotropen Platte wird in Elemente endlicher Größe, sog. finite Elemente, mit mechanisch approximiertem Deformationszustand unterteilt. Dem Algorithmus liegt inkrementales Vorgehen zugrunde. Das inkrementale Vorgehen ist durch die Unterteilung der Gesamtlast in Teillasten gekennzeichnet. Die Belastung wird stufenweise aufgebracht, und nach jedem Lastzuwachs werden die unbekanntenen Deformationsgrößen (Knotenverschiebungen) berechnet. Der Deformations- und Spannungszustand aller bereits durchlaufenen Inkremente ist bekannt.

*) Auszug aus der Dissertation des Verfassers. Referenten: Prof. Dr.-Ing. habil. G. Bürgermeister, Prof.-Ing. habil. H. Müller, Dr.-Ing. C. Schleicher.

In jedem Inkrement wird die Gesamtsteifigkeitsmatrix des Systems aus einer linearen Steifigkeitsmatrix und einer geometrischen Steifigkeitsmatrix gebildet. Nichtlineares Werkstoffverhalten wird mit den Spannungs-Verzerrungs-Beziehungen von Swainger berücksichtigt. Durch Beachtung der spezifischen Besonderheiten bei Stahlplatten gelingt die vollständige Linearisierung innerhalb jedes Inkrementes.

2. Orthotrope Platte — diskretes mechanisches Modell

Die orthotrope Platte wird durch ein diskretes mechanisches Modell substituiert, dessen Elemente finite ebene Dreiecke sind. Beispiele zeigen Fig. 1 und Fig. 2.

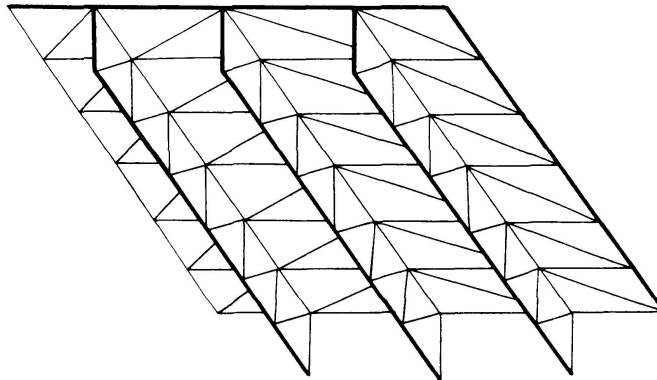


Fig. 1. Modell einer orthotropen Platte mit torsionsweichen Rippen.

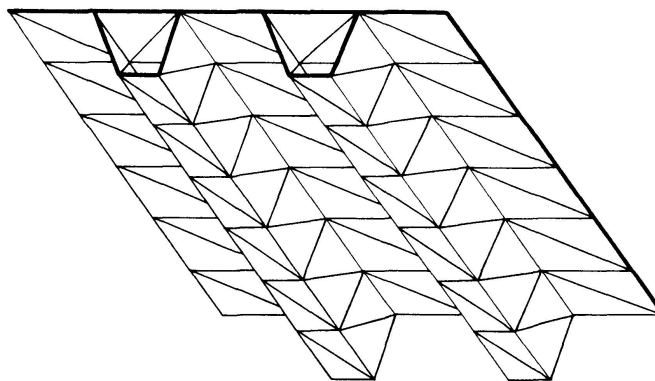


Fig. 2. Modell einer orthotropen Platte mit torsionssteifen Rippen.

Die Anordnung der Knotenpunkte unterliegt folgenden Einschränkungen:

1. Knotenpunkte des Deckbleches liegen auf den Schnittlinien zwischen Deckblech und Längsrippen.
2. Knotenpunkte nach 1 sind gleichzeitig Knotenpunkte der Längsrippen.
3. Weitere Knotenpunkte der Längsrippen sind nur auf deren Unterkante zulässig.

Wird weiter vorausgesetzt, dass die Lasteintragung ausschliesslich in den Knotenpunkten erfolgt und dass Kontinuität lediglich bezüglich der Verschiebungen und nicht bezüglich der Verdrehungen gefordert wird, unterliegt jedes Element nur einem Scheibenspannungszustand.

Auftretende Geometrieänderungen des Deckbleches und der Versteifungsrippen bei Laststeigerung werden durch dieses Modell widerspruchsfrei beschrieben. So wird beispielsweise aus dem ursprünglich ebenen Deckblech des unbelasteten Zustandes unter Belastung eine beliebig schwach gekrümmte Schale, die stückweise durch ebene dreieckige Elemente approximiert ist.

Der Übergang vom gekoppelten Scheiben- und Plattenspannungszustand bei kleinen Deformationen zum Membranspannungszustand bei grossen Deformationen wird erfasst.

3. Voraussetzungen, Definitionen

Es wird vorausgesetzt:

1. Inkrementale Lasteintragung.
2. Dehnungen und Gleitungen sind klein gegenüber 1.
3. Drehwinkel der verformten Elemente sind klein gegenüber 1, jedoch gross gegenüber den Dehnungen und Gleitungen.
4. Verzerrungen innerhalb jedes Elementes sind konstant.
5. Isotroper Werkstoff.
6. Isotrope Verfestigung.
7. Plastisch inkompressibler Werkstoff.
8. Proportionale Belastung.

Zur Beschreibung des Deformations- und Spannungszustandes eines finiten dreieckigen Elementes im globalen und lokalen Koordinatensystem (Fig. 3) werden folgende Matrizen definiert:

Ein beliebiger Punkt mit den Koordinaten

$$\mathbf{x} = \{x_1 \ x_2 \ x_3\} \quad (1)$$

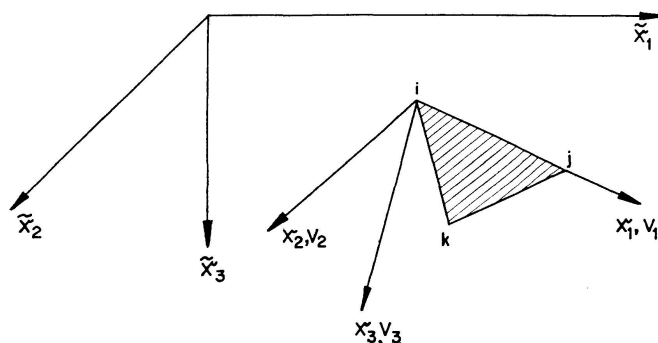


Fig. 3. Element im globalen und lokalen Koordinatensystem.

erfährt in einem Belastungsinkrement die Verschiebungen

$$\mathbf{v} = \{v_1 \ v_2 \ v_3\}. \quad (2)$$

Als Knotenpunkt-Koordinaten im lokalen Koordinatensystem z. B. für Punkt i gelten

$$\mathbf{x}(i) = \{x_1(i) \ x_2(i) \ x_3(i)\}. \quad (3)$$

Die Knotenpunkt-Verschiebungen eines Elementes in lokalen Koordinaten werden in folgenden Matrizen zusammengefasst:

$$\mathbf{v}_1 = \{v_1(i) \ v_1(j) \ v_1(k)\},$$

$$\mathbf{v}_2 = \{v_2(i) \ v_2(j) \ v_2(k)\}, \quad (4)$$

$$\mathbf{v}_3 = \{v_3(i) \ v_3(j) \ v_3(k)\}.$$

$$\overline{\mathbf{v}}^K = \{\mathbf{v}_1 \ \mathbf{v}_2 \ \mathbf{v}_3\}. \quad (5)$$

Zur Beschreibung des ebenen Spannungszustandes werden u. a. die Matrizen

$$\mathbf{s} = \{s_{11} \ s_{22} \ s_{12}\}, \quad (6)$$

$$\mathbf{s}' = \{s'_{11} \ s'_{22} \ s'_{33} \ s_{12}\} \quad (7)$$

benötigt. Striche kennzeichnen Deviatorspannungen. Beim zugehörigen Verzerrungszustand werden ein elastischer und ein plastischer Anteil definiert:

elastischer Verzerrungsanteil

$$\boldsymbol{\varepsilon}_e = \{\epsilon_{11,e} \ \epsilon_{22,e} \ \epsilon_{12,e}\}, \quad (8)$$

plastischer Verzerrungsanteil

$$\boldsymbol{\varepsilon}_p = \{\epsilon_{11,p} \ \epsilon_{22,p} \ \epsilon_{12,p}\}. \quad (9)$$

4. Elementsteifigkeitsmatrix — geometrische Steifigkeitsmatrix

Nach $(r-1)$ Belastungsinkrementen wird die Lage eines Punktes mit den Anfangskoordinaten $\hat{\mathbf{x}}$ des unverformten Zustandes durch

$$\mathbf{x} = \hat{\mathbf{x}} + \sum \mathbf{v} \quad (10)$$

beschrieben. Der Summenoperator \sum fasst in Gl. (10) alle Verschiebungsvektoren \mathbf{v} der $(r-1)$ durchlaufenen Inkremente zusammen.

Für den unbekanntem Verschiebungsvektor \mathbf{v} des r -ten Inkrementes wird entsprechend Voraussetzung 4 der Verschiebungsansatz

$$\mathbf{v} = \mathbf{M} \boldsymbol{\alpha} \quad (11)$$

getroffen, wobei

$$\mathbf{M} = \begin{bmatrix} x_1 & x_2 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & x_1 & x_2 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & x_1 & x_2 & 1 \end{bmatrix}, \quad (12)$$

$$\boldsymbol{\alpha} = \{\alpha_1 \quad \alpha_2 \quad \alpha_3 \quad \alpha_4 \quad \alpha_5 \quad \alpha_6 \quad \alpha_7 \quad \alpha_8 \quad \alpha_9\} \quad (13)$$

sind.

Gl. (11) ist die einfachste Form eines konformen Verschiebungsansatzes, wie er bei Scheibenproblemen verwendet wird. Bei dem eingeführten Modell ist dieser Verschiebungsansatz jedoch nichtkonform, da die Verträglichkeitsbedingungen lediglich bezüglich der Verschiebungen erfüllt werden.

Zur üblichen Herleitung der Elementsteifigkeitsmatrix aus der Formänderungsenergie ist die Kenntnis der Verzerrungs-Verschiebungs-Beziehungen erforderlich. Je nach Art der dabei berücksichtigten nichtlinearen Glieder erhält man zusätzlich zur linearen Elementsteifigkeitsmatrix verschieden aufgebaute geometrische Steifigkeitsmatrizen (s. z. B. [4], [5]).

Gegenüber dem echten Scheibenproblem sind hier die Einzelelemente beliebig zur Belastungsrichtung orientiert, so dass nicht nur der Einfluss von v_3 , sondern auch der des Drehwinkels ω_3 (s. [6], S. 13) berücksichtigt wird. Die sich damit ergebenden Verzerrungs-Verschiebungs-Beziehungen

$$\begin{aligned} \epsilon_{11} &= e_{11} + \frac{1}{2} e_{12} \omega_3 + \frac{1}{2} (\omega_3)^2 + \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v_3}{\partial x_1} \right)^2, \\ \epsilon_{22} &= e_{22} - \frac{1}{2} e_{12} \omega_3 + \frac{1}{2} (\omega_3)^2 + \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v_3}{\partial x_2} \right)^2, \\ \epsilon_{12} &= e_{12} + (e_{22} - e_{11}) \omega_3 + \frac{\partial v_3}{\partial x_1} \frac{\partial v_3}{\partial x_2} \end{aligned} \quad (14)$$

mit

$$\begin{aligned} e_{11} &= \frac{\partial v_1}{\partial x_1}, & e_{22} &= \frac{\partial v_2}{\partial x_2}, & e_{12} &= \frac{\partial v_1}{\partial x_2} + \frac{\partial v_2}{\partial x_1}, \\ \omega_3 &= \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v_2}{\partial x_1} - \frac{\partial v_1}{\partial x_2} \right) \end{aligned}$$

wurden erstmals in [4] verwendet, um die folgende geometrische Steifigkeitsmatrix $\bar{\mathbf{S}}_g$ herzuleiten:

$$\bar{\mathbf{S}}_g = \mathring{\mathbf{s}}_{11} \frac{t}{16 F_d} \mathbf{W}_1 + \mathring{\mathbf{s}}_{22} \frac{t}{16 F_d} \mathbf{W}_2 + \mathring{\mathbf{s}}_{12} \frac{t}{8 F_d} \mathbf{W}_3, \quad (15)$$

$$\mathbf{W}_1 = \begin{bmatrix} 3 \mathbf{X}_1 \mathbf{X}_1^T & \mathbf{X}_1 \mathbf{X}_2^T & \mathbf{0} \mathbf{0}^T \\ \mathbf{X}_2 \mathbf{X}_1^T & -\mathbf{X}_2 \mathbf{X}_2^T & \mathbf{0} \mathbf{0}^T \\ \mathbf{0} \mathbf{0}^T & \mathbf{0} \mathbf{0}^T & 4 \mathbf{X}_2 \mathbf{X}_2^T \end{bmatrix}, \quad \mathbf{W}_2 = \begin{bmatrix} -\mathbf{X}_1 \mathbf{X}_1^T & \mathbf{X}_1 \mathbf{X}_2^T & \mathbf{0} \mathbf{0}^T \\ \mathbf{X}_2 \mathbf{X}_1^T & 3 \mathbf{X}_2 \mathbf{X}_2^T & \mathbf{0} \mathbf{0}^T \\ \mathbf{0} \mathbf{0}^T & \mathbf{0} \mathbf{0}^T & 4 \mathbf{X}_1 \mathbf{X}_1^T \end{bmatrix},$$

$$\mathbf{W}_3 = \begin{bmatrix} \mathbf{X}_1 \mathbf{X}_2^T + \mathbf{X}_2 \mathbf{X}_1^T & \mathbf{X}_1 \mathbf{X}_1^T + \mathbf{X}_2 \mathbf{X}_2^T & \mathbf{0} \mathbf{0}^T \\ \mathbf{X}_1 \mathbf{X}_1^T + \mathbf{X}_2 \mathbf{X}_2^T & \mathbf{X}_1 \mathbf{X}_2^T + \mathbf{X}_2 \mathbf{X}_1^T & \mathbf{0} \mathbf{0}^T \\ \mathbf{0} \mathbf{0}^T & \mathbf{0} \mathbf{0}^T & -2 (\mathbf{X}_1 \mathbf{X}_2^T + \mathbf{X}_2 \mathbf{X}_1^T) \end{bmatrix},$$

$$\begin{aligned} \mathbf{X}_1 &= \{x_1(j, k) \ x_1(k, i) \ x_1(i, j)\}, \\ \mathbf{X}_2 &= \{x_2(j, k) \ x_2(k, i) \ x_2(i, j)\}, \\ \mathbf{0} &= \{0 \ 0 \ 0\}, \quad x_1(j, k) = x_1(j) - x_1(k) \text{ usw.} \end{aligned}$$

$\hat{\mathbf{s}}_{11}$, $\hat{\mathbf{s}}_{22}$, $\hat{\mathbf{s}}_{12}$ Spannungen nach $(r-1)$ durchlaufenen Inkrementen, F_{Δ} Fläche des Elementes, t Dicke des Elementes.

5. Fliessgesetz

Von den verschiedenen Fliessbedingungen wird hier auf die Fliessbedingung nach v. Mises zurückgegriffen. Wegen der vorausgesetzten plastischen Inkompressibilität und bei Vernachlässigung des Bauschinger-Effektes besteht zwischen der zweiten Invarianten des Spannungsdeviators $I'_{2,s}$ und der Vergleichsspannung \mathbf{s}_v des einachsigen Zustandes folgender Zusammenhang in inkrementaler Darstellung

$$\sum I'_{2,s} = \frac{1}{3} \sum \mathbf{s}_v^2, \quad (16)$$

$$\sum \mathbf{s}_v = \left(\frac{3}{2} \sum (\mathbf{s}')^T \mathbf{b2} \sum \mathbf{s}' \right)^{1/2}, \quad (17)$$

$$\sum \mathbf{s}_v = \left(\frac{1}{2} \sum (\mathbf{s})^T \mathbf{b3} \sum \mathbf{s} \right)^{1/2}. \quad (18)$$

Der Summenoperator \sum fasst die Spannungen der einzelnen Inkremente zusammen. Die Matrizen $\mathbf{b2}$ und $\mathbf{b3}$ haben folgenden Aufbau

$$\mathbf{b2} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 2 \end{bmatrix}, \quad \mathbf{b3} = \begin{bmatrix} 2 & -1 & 0 \\ -1 & 2 & 0 \\ 0 & 0 & 6 \end{bmatrix}. \quad (19)$$

6. Spannungs-Verzerrungs-Beziehungen

6.1. Elastischer Bereich

Im elastischen Bereich gibt das Hookesche Gesetz den Zusammenhang zwischen Spannungen und Verzerrungen an:

$$\boldsymbol{\varepsilon}_e = \mathbf{E}_e^{-1} \mathbf{s}, \quad (20)$$

$$\mathbf{E}_e = \frac{E}{1-\mu^2} \begin{bmatrix} 1 & \mu & 0 \\ \mu & 1 & 0 \\ 0 & 0 & (1-\mu)/2 \end{bmatrix}, \quad \mathbf{E}_e^{-1} = \frac{1}{E} \begin{bmatrix} 1 & -\mu & 0 \\ -\mu & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 2(1+\mu) \end{bmatrix}. \quad (21)$$

6.2. Plastischer Bereich

Dem plastischen Bereich werden die finiten Spannungs-Verzerrungs-Beziehungen nach SWAINGER [2] zugrunde gelegt. Das s_v - ϵ_v -Diagramm wird oberhalb der elastischen Grenzspannung s_g stückweise linearisiert (s. Fig. 4). Durch $r-1$ und r seien der Anfang bzw. das Ende des r -ten Inkrementes gekennzeichnet.

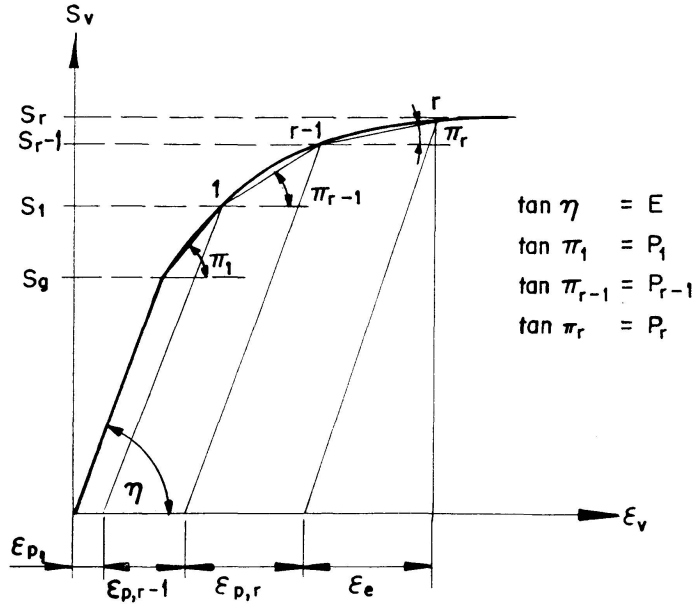


Fig. 4. Einachsiger Vergleichszustand.

Aus den vorhergehenden Schritten sind $\epsilon_{p,1}, \dots, \epsilon_{p,r-1}$ bekannt. Die totale Dehnung ist dann

$$\epsilon = \epsilon_e + \epsilon_{p,1} + \dots + \epsilon_{p,r-1} + \epsilon_{p,r}. \quad (22)$$

Aus den Swaingerschen Spannungs-Verzerrungs-Beziehungen erhält man für den plastischen Anteil der Verzerrungen eines Inkrementes

$$\epsilon_{p,r} = \frac{1}{2} \left(\frac{1}{P_r} - \frac{1}{E} \right) \mathbf{b3} (\mathbf{s}^{(r)} - \mathbf{s}^{(r-1)}). \quad (23)$$

$\mathbf{s}^{(r)}$ und $\mathbf{s}^{(r-1)}$ sind die zu den Laststufen r und $r-1$ gehörenden Spaltenmatrizen der Spannungen des ebenen Spannungszustandes.

Die gesamten Verzerrungen ergeben sich aus der Zusammenfassung von Gl. (20) und Gl. (23):

$$\epsilon = (\mathbf{E}_e^{-1} + \mathbf{E}_{p,r}^{-1}) \mathbf{s}. \quad (24)$$

Dabei sind

$$\mathbf{E}_{p,r}^{-1} = \frac{1}{2} \left(\frac{1}{P_r} - \frac{1}{E} \right) \mathbf{b3}, \quad (25)$$

$$\mathbf{s} = \mathbf{s}^{(r)} - \mathbf{s}^{(r-1)}. \quad (26)$$

Gl. (24) stellt noch keine vollständig linearisierte Beziehung zwischen den Verzerrungen und den Spannungen dar, da $\mathbf{E}_{p,r}^{-1}$ eine Funktion des Spannungszustandes ist. Zu Beginn jedes Inkrementes muss P_r bekannt sein. Eine einfache Möglichkeit besteht darin, für P_r anhand der vorhergehenden Schritte einen geschätzten Wert einzuführen. Es ist weiter möglich, diesen Ausgangswert iterativ zu verbessern (s. z. B. [3]).

Da hier insbesondere orthotrope Platten aus Stahl betrachtet werden, wird die vollständige Linearisierung von Gl. (24) durch Einführen eines bilinearen Spannungs-Dehnungs-Diagrammes für den einachsigen Vergleichszustand erreicht. Der diskrete Tangentenmodul P ist nunmehr unabhängig vom Spannungszustand.

7. Besonderheiten bei Platten mit torsionsweichen Längsrippen

Torsionsweiche Längsrippen besitzen im eingeführten Modell senkrecht zu ihrer Ebene keine bzw. im verformten Zustand fast keine Steifigkeit. Damit stehen für Knotenpunkte an den Rippenunterkanten nur zwei Gleichgewichtsbedingungen zur Verfügung. Anderenfalls würde die Gesamtsteifigkeitsmatrix singular bzw. fast singular.

Der vollständige Verschiebungszustand dieser Knotenpunkte wird darum in jedem Inkrement in zwei Stufen berechnet (Fig. 5).

1. Stufe: Aufstellen der Gesamtsteifigkeitsmatrix unter Vernachlässigung der Steifigkeiten rechtwinklig zur Rippenebene. Nach Auswertung der Bestimmungsgleichungen erhält man für den Knoten s die Verschiebungen $\tilde{v}_1^{(1)}(s)$ und $\tilde{v}_2^{(1)}(s)$. Verschiebungen in \tilde{x}_3 -Richtung treten nicht auf ($\tilde{v}_3^{(1)}(s) = 0$).

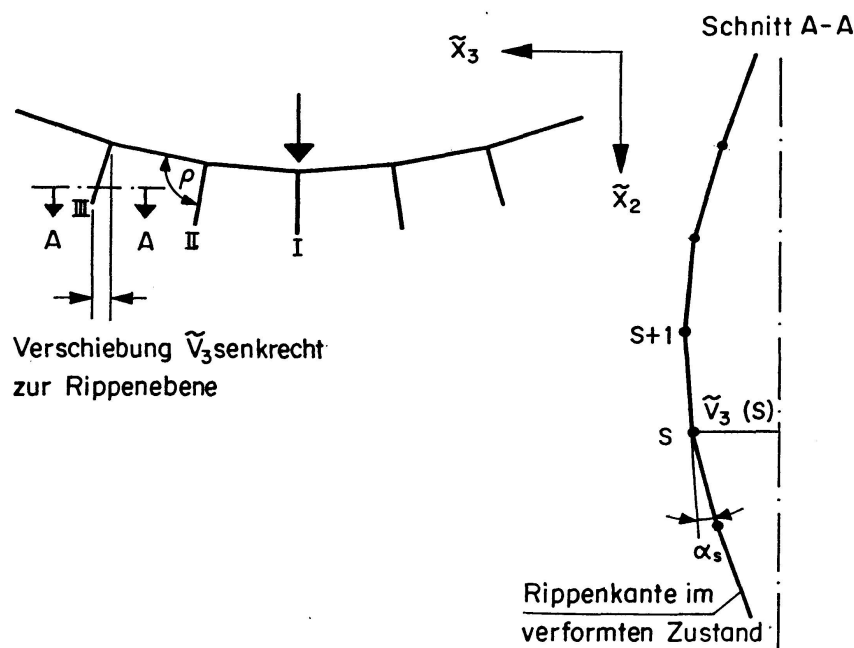


Fig. 5. Verformung torsionsweicher Längsrippen.

2. Stufe: Korrektur des Verformungszustandes der Rippe. Korrekturbedingung: Längsrippe und Deckblech stehen aufeinander senkrecht ($\rho = \pi/2$).

Mit der Korrekturbedingung $\rho = \pi/2$ wird die Formänderungsenergie zu klein angesetzt. Die Traglast wird durch diese Festlegung also etwas zu niedrig errechnet.

8. Beispiel

Es wird das Ergebnis für eine rechteckige orthotrope Platte unter mittiger Einzellast mitgeteilt. Geometrie, Lasteintragung und Randbedingungen sind aus Fig. 6 ersichtlich.

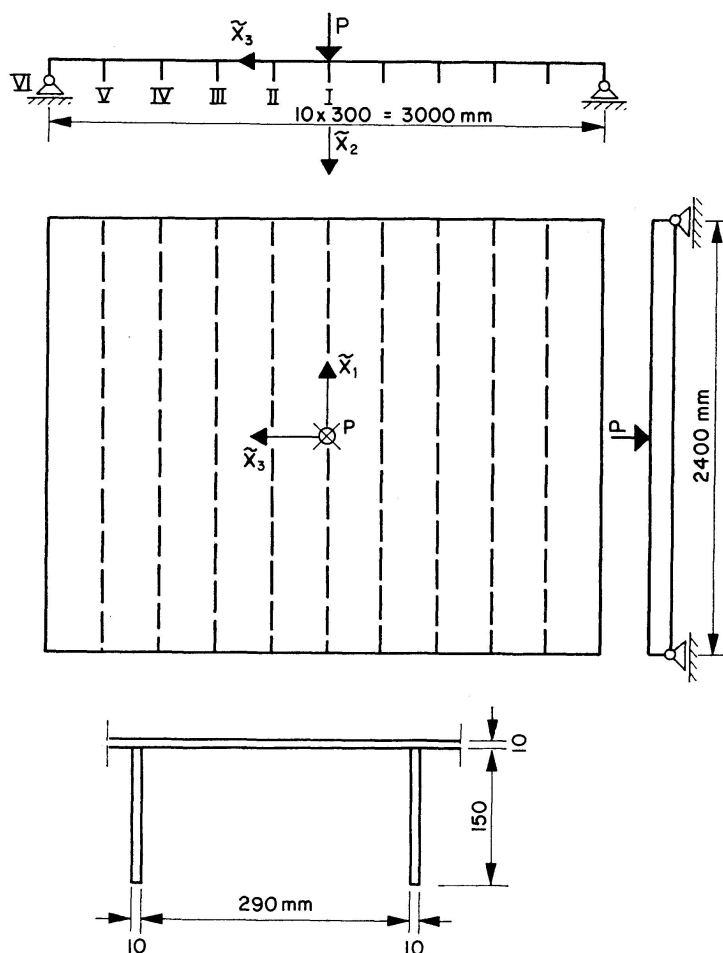


Fig. 6. Geometrie und Belastung einer Platte mit torsionsweichen Rippen.

Die Platte wurde für 20 Belastungsinckremente (maximale Gesamtbelastung $P = 43,6 \text{ Mp}$) untersucht. Bis $P = 5 \text{ Mp}$ verhielt sich die Platte voll elastisch (s. Fig. 7). Ab $P = 5 \text{ Mp}$ traten plastische Verformungen auf, und zwar zuerst in Längsrippe I unter der Einzellast. Bei $P = 23 \text{ Mp}$ begann die benachbarte Längsrippe II von der Mitte aus zu plastizieren. Bei $P = 33,6 \text{ Mp}$ setzte Plasti-

zierung im Deckblech ein. Die Lastdurchsenkungskurve, Fig. 7, für den Lastangriffspunkt zeigt den charakteristischen Verlauf. Zum Vergleich sind die Ergebnisse von Müller und Risse und eine Versuchskurve nach Pelikan angegeben.

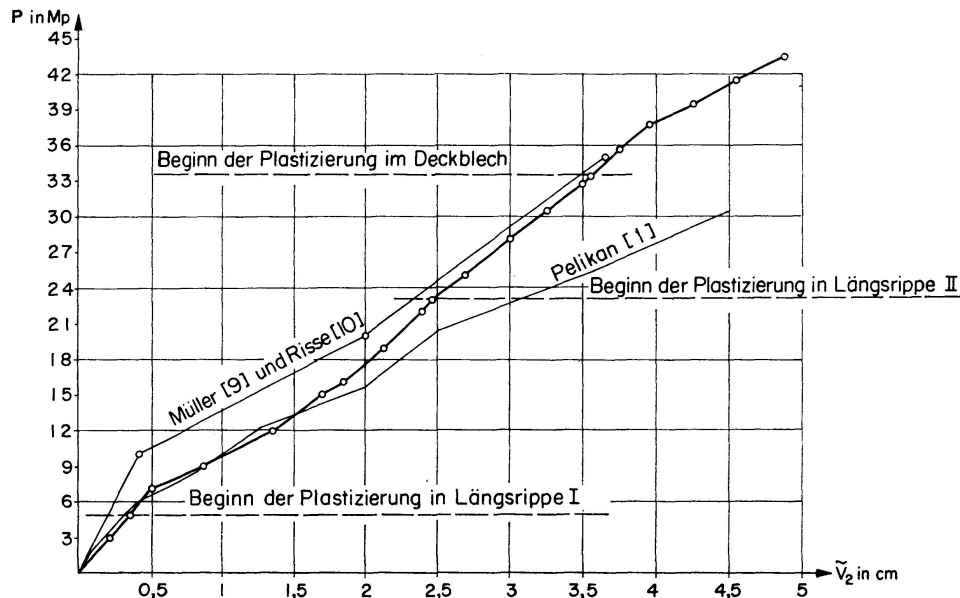


Fig. 7. Lastdurchsenkungskurve des Lastangriffspunktes.

Literatur

1. PELIKAN, E., und ESSLINGER, M.: Die Stahlfahrbahn – Berechnung und Konstruktion. MAN-Forschungsheft Nr. 7, 1957.
2. SWAINGER, K. H.: Compatibility of stress and strain in yielded metals. Philosophical Magazine, Ser. 7, vol. 36, 1945, Juli, S. 443–473.
3. ARGYRIS, J. H., SCHARPF, D. W., und SPOONER, J. B.: Die elastoplastische Berechnung von allgemeinen Tragwerken und Kontinua. Ing.-Arch., 38 (1969), S. 326–352.
4. TURNER, M. H., DILL, E. H., MARTIN, H. C., and MELOSH, R. J.: Large deflections of structures subjected to heating and external loads. J. Aero. Sci., 27 (1960), Febr., S. 97–106.
5. MARTIN, H. C.: On the derivation of stiffness matrices for the analysis of large deflection and stability problems. Proc. Conf. on Matrix Methods in Structural Mechanics, Ohio, Okt. 1965.
6. NOVOZHILOV, V. V.: Foundations of the nonlinear theory of elasticity. Graylock Press, Rochester, N. Y., 1953.
7. MARKOWITZ, J., and HU, L. W.: Plastic analysis of orthotropic circular plates. Proc. Amer. Soc. Civil. Eng. 90, EM 5 (J. Eng. Mech. Div.), Teil 1, Okt. 1964, S. 251.
8. MÜLLER, H.: Untersuchung orthotroper Rechteckplatten im geometrisch und beschränkt physikalisch nichtlinearen Bereich mit der gewöhnlichen Differenzenmethode. Wiss. Techn. Univ. Dresden, 1964, S. 917.
9. MÜLLER, H.: Differentialgleichungen orthotroper Platten im geometrisch und beschränkt physikalisch nichtlinearen Bereich. ZAMM 1964, S. 539.
10. RISSE, J.: Beitrag zur Berechnung orthotroper Rechteckplatten im geometrisch und physikalisch nichtlinearen Bereich. Dissertation, Techn. Univ. Dresden, 1968.

11. SOPER, W. G.: Large deflection of stiffened plates. J. Appl. Mechanics, 1958, S. 444.
12. TADJBAKHSI, J., und SAIBEL, E.: On the large elastic deflections of plates. ZAMM 1960, S. 259.

Zusammenfassung

Das Verhalten orthotroper Stahlplatten im Traglastbereich wird mit Hilfe eines diskreten mechanischen Modells aus finiten dreieckigen Elementen untersucht. Alle mechanischen Beziehungen werden für inkrementales Vorgehen aufgestellt. Die Grundrissgeometrie unterliegt keinerlei Einschränkung. Eine grosse Anzahl gebräuchlicher Plattenquerschnitte lässt sich mit diesem Modell berechnen.

Summary

The behaviour of orthotropic steel plates in the range of ultimate load is examined by means of a discrete mechanical model consisting of finite triangular elements. All mechanical relations are stated for an incremental proceeding. The geometry of the outline is not subjected to any restriction. A big number of usual plate sections may be calculated by the help of this model.

Résumé

Le comportement de plaques orthotropes en acier dans la portée de charge efficace est étudié à l'aide d'un modèle mécanique discret constitué par des éléments triangulaires fins. Toutes les relations mécaniques sont établies pour une méthode incrémentale. La géométrie de plan n'est soumise à aucune restriction. Un grand nombre de sections de plaque usuelles peut être calculé moyennant ce modèle.

Leere Seite
Blank page
Page vide