

REOLOGIA PŁYT ŻELBETOWYCH POD WPLYWEM POŁA TEMPERATURY

ADAM MITZEL I JACEK DYCZKOWSKI (WROCLAW)

1. Wstęp

W niektórych zakładach przemysłowych, jak np. w hutach stali lub miedzi, żelbetowe elementy konstrukcyjne pomostów i innych urządzeń wewnętrznych hal produkcyjnych poddawane są dużym obciążeniom długotrwałym. Wskutek odbywającego się procesu technologicznego wytopu metali występują stosunkowo wysokie temperatury. W takich przypadkach wpływ własności reologicznych betonu — skurczu i pełzania — na stan naprężenia i odkształcenia żelbetowych elementów konstrukcyjnych, przy równoczesnym występowaniu podwyższonej temperatury, nie jest bez znaczenia dla wymiarowania tych elementów.

W niniejszej pracy zanalizowano stan naprężenia w prostokątnych płytach żelbetowych z uwzględnieniem pełzania betonu oraz pola temperatury.

2. Równania podstawowe

Ogólne zależności wyrażające momenty w płycie anizotropowej z uwzględnieniem wpływu temperatury mają postać [1 i 2]:

$$\begin{aligned}
 M_x &= - \left(D_{11} \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + D_{12} \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + 2D_{16} \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} \right) - (D_{11} \alpha_x + D_{12} \alpha_y + D_{16} \alpha_{xy}) \frac{\Delta T}{h}, \\
 (1) \quad M_y &= - \left(D_{21} \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + D_{22} \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + 2D_{26} \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} \right) - (D_{21} \alpha_x + D_{22} \alpha_y + D_{26} \alpha_{xy}) \frac{\Delta T}{h}, \\
 M_{xy} &= - \left(D_{61} \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + D_{62} \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + 2D_{66} \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} \right) - (D_{61} \alpha_x + D_{62} \alpha_y + D_{66} \alpha_{xy}) \frac{\Delta T}{h},
 \end{aligned}$$

gdzie w oznacza ugięcie płyty w dowolnym punkcie o współrzędnych x, y , D_{ik} — sztywność płyty anizotropowej, $\alpha_x, \alpha_y, \alpha_{xy}$ — współczynniki rozszerzalności termicznej, ΔT — różnicę temperatur powierzchni płyty, h — grubość płyty, q — obciążenie pionowe.

Funkcja $w(x, y)$ jest rozwiązaniem równania różniczkowego powierzchni ugięcia

$$\begin{aligned}
 (2) \quad D_{11} \frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + 2(D_{12} + 2D_{66}) \frac{\partial^4 w}{\partial x^2 \partial y^2} + D_{22} \frac{\partial^4 w}{\partial y^4} &= q - (D_{11} \alpha_x + \\
 &+ D_{12} \alpha_y) \frac{1}{h} \frac{\partial^2 \Delta T}{\partial x^2} - (D_{21} \alpha_x + D_{22} \alpha_y) \frac{1}{h} \frac{\partial^2 \Delta T}{\partial y^2}.
 \end{aligned}$$

Dla wstępnego wymiarowania przekrojów zginanych płyty przyjęto sztywności według HUBERA [2] jak dla płyty ortotropowej:

$$\begin{aligned}
 D_{11} &= D_x = \frac{E_b}{1-\nu_b^2} \left[\frac{h^3}{12} + \frac{n\mu_x}{1+n\mu_x} h e_x^2 \right], \\
 D_{22} &= D_y = \frac{E_b}{1-\nu_b^2} \left[\frac{h^3}{12} + \frac{n\mu_y}{1+n\mu_y} h e_y^2 \right], \\
 (3) \quad D_{12} &= D_{21} = \nu_b \sqrt{D_x D_y}, \\
 D_{66} &= \frac{1}{2} (1-\nu_b) \sqrt{D_x D_y}, \\
 D_{16} &= D_{61} = D_{26} = D_{62} = 0.
 \end{aligned}$$

Przy założeniu jednorodnego pola temperatury względem x, y ($\Delta T = \text{const}$), $\alpha_x = \alpha_y = \alpha$ oraz $\alpha_{xy} = 0$, powierzchnia ugięcia płyty (2) opisana jest następującym równaniem:

$$(4) \quad D_x \frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + 2\sqrt{D_x D_y} \frac{\partial^4 w}{\partial x^2 \partial y^2} + D_y \frac{\partial^4 w}{\partial y^4} = q,$$

a momenty zależnościami:

$$\begin{aligned}
 (5) \quad M_x &= - \left(D_x \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \nu_b \sqrt{D_x D_y} \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \right) - (D_x + \nu_b \sqrt{D_x D_y}) \alpha \frac{\Delta T}{h}, \\
 M_y &= - \left(D_y \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + \nu_b \sqrt{D_x D_y} \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \right) - (D_y + \nu_b \sqrt{D_x D_y}) \alpha \frac{\Delta T}{h}, \\
 M_{xy} &= - (1-\nu_b) \sqrt{D_x D_y} \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y}.
 \end{aligned}$$

3. Wpływ pełzania betonu

Odształcenia płyty żelbetowej przy obciążeniu doraźnym bez uwzględnienia współpracy betonu strefy rozciąganej (faza II) wyrażają się następującymi zależnościami:

$$\begin{aligned}
 (6) \quad \varepsilon_{zx} &= \frac{\sigma_{zx} \psi_x}{E_z}, & \varepsilon_{zy} &= \frac{\sigma_{zy} \psi_y}{E_z}, \\
 \varepsilon_{bx} &= \frac{\sigma_{bx} - \nu \sigma_{by}}{E_b}, & \varepsilon_{by} &= \frac{\sigma_{by} - \nu \sigma_{bx}}{E_b},
 \end{aligned}$$

gdzie E_b, E_z oznacza moduły sprężystości betonu i stali, ψ_x, ψ_y — współczynniki mniejsze od jedności uwzględniające pracę betonu między rysami, σ_{zx}, σ_{zy} — naprężenia w stali, σ_{bx}, σ_{by} — naprężenia w górnym włóknie betonu, $\varepsilon_{zx}, \varepsilon_{zy}, \varepsilon_{bx}, \varepsilon_{by}$ — odkształcenia w stali i w betonie, ν — współczynnik Poissona dla betonu.

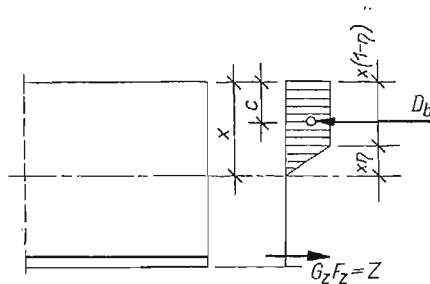
Z warunków równowagi przekrojów w kierunku x i y uzyskuje się

$$(7a) \quad \sigma_{bi} = \frac{\sigma_{zi} F_{zi} \psi_i}{x_i (1 - 0,5\eta)},$$

$$(7b) \quad M_i = \sigma_{zi} F_{zi} (h_{1i} - c_i),$$

przy czym i przyjmuje wartości x lub y .

Współczynnik η zależy od postaci wykresu naprężeń w betonie. Dla wykresu trójkątnego $\eta = 1$, dla wykresu prostokątnego $\eta = 0$. Przez c_i oznaczono odległości środka ciężkości wykresu naprężeń w betonie od górnej krawędzi płyty (rys. 1).



Rys. 1. Wykres naprężeń w płycie zginanej

Po podstawieniu wyrażenia (7a) do zależności (6) na ε_{bx} , ε_{by} , otrzymamy

$$(8) \quad \varepsilon_{bx} = \frac{\sigma_{zx} F_{zx} \psi_x}{x_x (1 - 0,5\eta) E_b} - \nu \frac{\sigma_{zy} F_{zy} \psi_y}{x_y (1 - 0,5\eta) E_b},$$

$$\varepsilon_{by} = \frac{\sigma_{zy} F_{zy} \psi_y}{x_y (1 - 0,5\eta) E_b} - \nu \frac{\sigma_{zx} F_{zx} \psi_x}{x_x (1 - 0,5\eta) E_b}.$$

Całkowite odkształcenie jednostkowe betonu $\varepsilon_b(t)$ bez uwzględnienia odkształcenia skurczu składa się z odkształcenia doraźnego i z odkształcenia wywołanego pełzaniem betonu, czyli

$$(9) \quad \varepsilon_b(t) = \varepsilon_b + \varepsilon_p(t).$$

Charakterystyka pełzania betonu $\varphi(t) = \varphi_t$ zgodnie z teorią starzenia Whitneya-Dischingera wyraża się przez

$$(10) \quad \varphi_t = \frac{\varepsilon_p(t)}{\varepsilon_b}.$$

Po uwzględnieniu (10) wyrażenie (9) przyjmuje postać

$$(11) \quad \varepsilon_b(t) = \varepsilon_b (1 + \varphi_t).$$

Krzywizna zginanej płyty żelbetowej w fazie drugiej może być wyrażona wzorem [3]

$$\frac{1}{\rho} = \frac{\varepsilon_x + \varepsilon_b(t)}{h_1}$$

lub też po uwzględnieniu (11)

$$(12) \quad \frac{1}{\rho} = \frac{\varepsilon_x + \varepsilon_b (1 + \varphi_t)}{h_1},$$

gdzie ρ oznacza promień krzywizny w kierunku x lub y , h_1 — wysokość użytkową przekroju.

Krzywizna płyty w układzie współrzędnych x i y wyraża się następująco:

$$(13) \quad \frac{1}{\rho_x} = -\frac{dw^2}{dx^2}, \quad \frac{1}{\rho_y} = -\frac{dw^2}{dy^2}.$$

Wykorzystując zależności (6) na ε_{zx} i ε_{zy} , (8) i (13) można na podstawie (12) krzywizny $1/\rho_x$ i $1/\rho_y$ wyrazić w następujący sposób:

$$(14) \quad \frac{1}{\rho_x} = \sigma_{zx}a_1 - \nu\sigma_{zy}b_2, \quad \frac{1}{\rho_y} = \sigma_{zy}a_2 - \nu\sigma_{zx}b_1.$$

Po wyznaczeniu σ_{zx} lub σ_{zy} z układu równań (14) i podstawieniu do (7b) otrzymuje się

$$(15) \quad \begin{aligned} M_x &= -D_x \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \nu_y \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \right), \\ M_y &= -D_y \left(\frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + \nu_x \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \right), \end{aligned}$$

gdzie

$$(16) \quad \begin{aligned} D_x &= \frac{a_2 F_{zx}(h_{1x} - c_x)}{a_1 a_2 - \nu^2 b_1 b_2}, & D_y &= \frac{a_1 F_{zy}(h_{1y} - c_y)}{a_1 a_2 - \nu^2 b_1 b_2}, \\ (17) \quad a_1 &= \frac{\psi_x}{h_{1x}} \left[\frac{1}{E_z} + \frac{F_{zx}(1 + \varphi_t)}{x_x(1 - 0,5\eta)E_b} \right], & a_2 &= \frac{\psi_y}{h_{1y}} \left[\frac{1}{E_z} + \frac{F_{zy}(1 + \varphi_t)}{x_y(1 - 0,5\eta)E_b} \right], \\ b_1 &= \frac{\psi_x F_{zx}(1 + \varphi_t)}{h_{1y} x_x(1 - 0,5\eta)E_b}, & b_2 &= \frac{\psi_y F_{zy}(1 + \varphi_t)}{h_{1x} x_y(1 - 0,5\eta)E_b}. \end{aligned}$$

Wzory (15) wyrażające momenty zginające w kierunkach x i y nie są zupełnie ściśle dla płyt ortotropowych. Nieściśłość dotyczy drugiego składnika wyrażenia w nawiasie, który dla M_x ma postać $\frac{b_2}{a_2} \nu_y w_y''$ zamiast $\nu_y w_y''$, a dla M_y — $\frac{b_1}{a_1} \nu_x w_x''$ zamiast $\nu_x w_x''$. Przykładowo dla płyt stosowanych w budownictwie przemysłowym o grubościach od 10 cm do 25 cm błąd wynosi od 11% do 4,5% i jest dodatkowo wydatnie zmniejszony przez współczynnik Poissona.

Momenty zginające i momenty skręcające w płycie pod wpływem pola temperatury i pęczania betonu wyrażają się zależnościami (5):

$$\begin{aligned} M_x &= - \left(D_x \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \nu_b \sqrt{D_x D_y} \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \right) - (D_x + \nu_b \sqrt{D_x D_y}) \alpha \frac{\Delta T}{h}, \\ M_y &= - \left(D_y \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + \nu_b \sqrt{D_x D_y} \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \right) - (D_y + \nu_b \sqrt{D_x D_y}) \alpha \frac{\Delta T}{h}, \\ M_{xy} &= - (1 - \nu_b) \sqrt{D_x D_y} \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y}, \end{aligned}$$

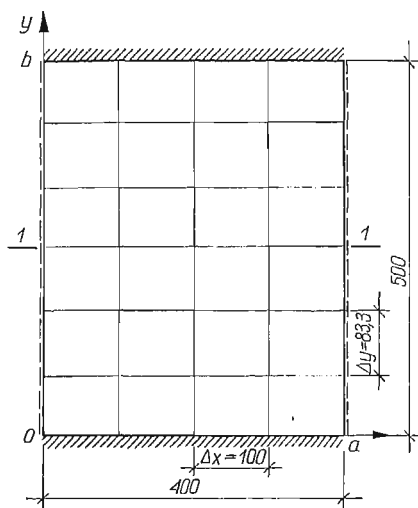
w których sztywności D_x , D_y określone są wzorami (16).

Występująca w zależnościach (5) średnia geometryczna wartość sztywności D_x , D_y zmniejsza dodatkowo omówiony wyżej błąd.

4. Przykłady liczbowe

Dla przykładu rozważono płytę występującą w hutnictwie miedzi według schematu pokazanego na rys. 2. Przyjęto płytę o rozmiarach $4,00 \times 5,00$ m i grubości 25 cm. Cechy materiałów:

$$\begin{aligned} \text{beton} & - R_w = 200 \text{ kG/cm}^2, \quad R_m = 180 \text{ kG/cm}^2, \quad R_r = 17,5 \text{ kG/cm}^2, \\ & E_b = 180\,000 \text{ kG/cm}^2, \quad \alpha = 10^{-5} \text{ } 1/^\circ\text{C}, \quad \nu_b = 1/6; \\ \text{stal} & - Q_r = 3600 \text{ kG/cm}^2, \quad E_z = 2\,100\,000 \text{ kG/cm}^2. \end{aligned}$$



Rys. 2. Schemat płyty żelbetowej. Krawędzie równoległe do osi x zamocowane, równoległe do osi y przegubowo podparte

Obciążenie płyty wynosi: ciężar własny $g = 0,06 \text{ kG/cm}^2$, obciążenie użytkowe $p = 0,2 \text{ kG/cm}^2$. Współczynnik pewności $s = 1,8$. Temperatury powierzchni płyty wynoszą odpowiednio 25°C i 100°C , gradient temperatury $\Delta T = 75^\circ\text{C}$. Dla obliczenia sztywności D_x , D_y przyjęto $\mu_x = \mu_y = 0,50\%$ oraz $e_x = e_y = 10 \text{ cm}$. Za pomocą (3) uzyskano $D_x = D_y = 288,06 \cdot 10^6 \text{ kG/cm}$. Wykorzystując wyżej przyjęte dane obliczono za pomocą wzorów (5) momenty zginające M_x i M_y (wywołane obciążeniem pionowym i gradientem temperatury): w dwóch charakterystycznych punktach, mianowicie w połowie długości krawędzi zamocowanej:

$$M_x = -8398 \text{ kGcm/cm}, \quad M_y = -20432 \text{ kGcm/cm}$$

oraz w środku rozpiętości:

$$M_x = 1143 \text{ kGcm/cm}, \quad M_y = 1817 \text{ kGcm/cm}.$$

Obliczony przekrój zbrojenia wynosi w połowie długości krawędzi zamocowanej:

$$F_{zx} = 23,01 \text{ cm}^2, \quad F_{zy} = 58,80 \text{ cm}^2$$

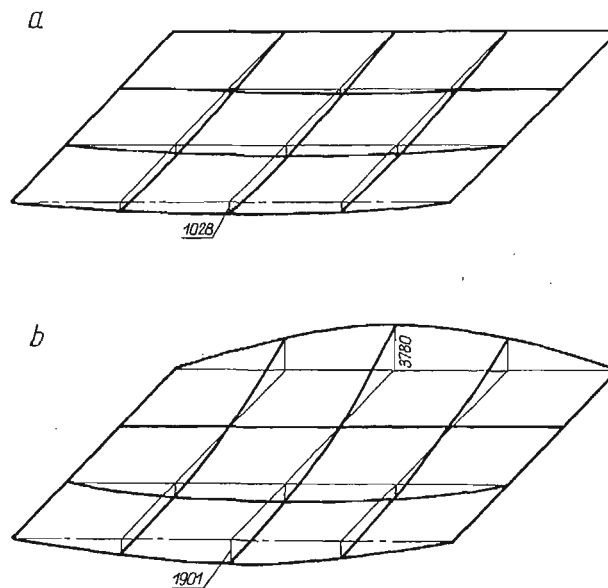
oraz w środku rozpiętości

$$F_{zx} = 2,16 \text{ cm}^2, \quad F_{zy} = 4,33 \text{ cm}^2.$$

Przechodząc do obliczenia momentów z uwzględnieniem pełzania betonu, przyjęto dodatkowo założenia: $c = 400 \text{ kG/m}^3$, $w/c = 0,50$, wilgotność względna powietrza 50%, wiek betonu w chwili obciążenia płyty $\tau = 28$ dni. Obliczono momenty dla $t = 28, 60, 180$ i 360 dni. Obliczenia charakterystyki pełzania dokonano za pomocą wzorów CEB [3]. Uwzględniając przyjęty przekrój zbrojenia obliczono następujące wartości:

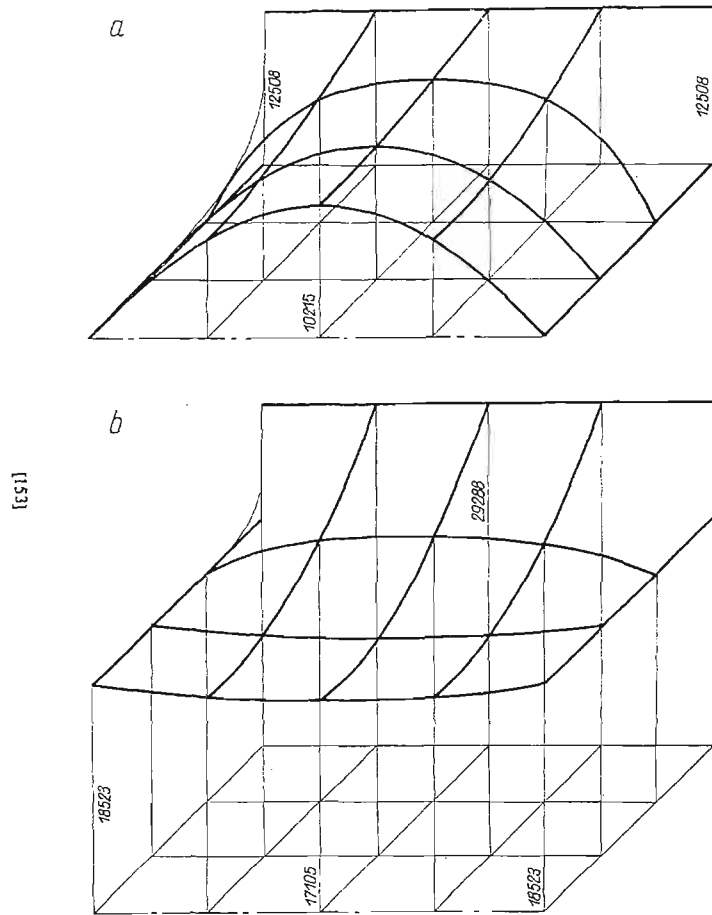
$$\begin{aligned} F_{zx} &= 23,01 \text{ cm}^2, & F_{zy} &= 58,80 \text{ cm}^2, \\ x_x &= 4,60 \text{ cm}, & x_y &= 11,76 \text{ cm}, \\ h_{1x} &= 19,8 \text{ cm}, & h_{1y} &= 22,1 \text{ cm}, \\ c_x &= 1,79 \text{ cm}, & c_y &= 4,58 \text{ cm}, \\ \psi_x &= 0,71, & \psi_y &= 0,91. \end{aligned}$$

Otrzymane wartości miary pełzania i sztywności płyty przedstawiono w tabelicy 1. Na rys. 3 do 10 podano wykresy momentów M_x , M_y , M_{xy} dla różnych wartości t i maksymalnego

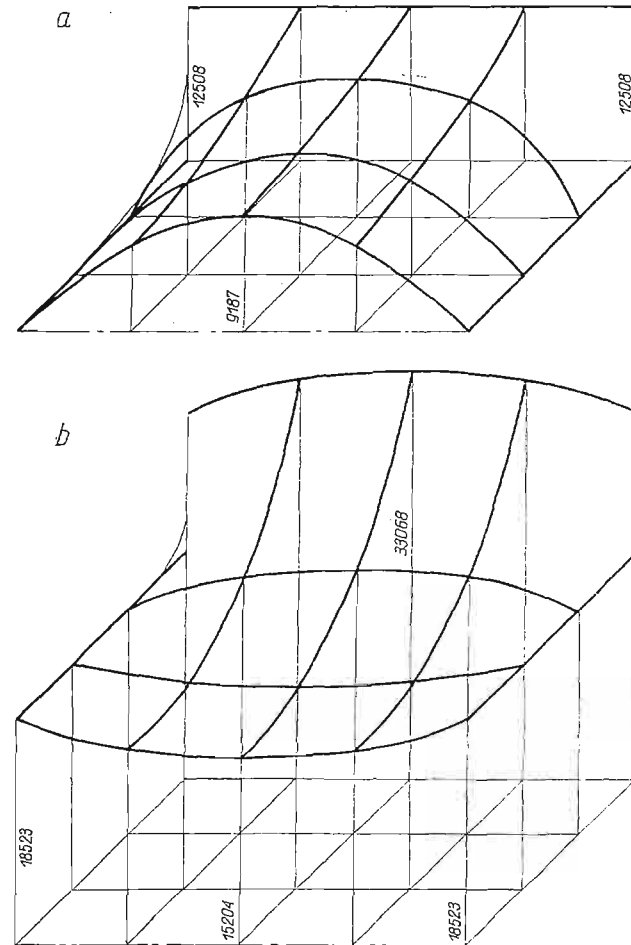


Rys. 3. Wykres momentów w kGcm/cm dla $q = 0,26 \frac{\text{kG}}{\text{cm}^2}$, $\Delta T = 0^\circ\text{C}$, $t = 28$ dni; a) M_x , b) M_y

gradientu temperatury $\Delta T = 75^\circ\text{C}$. Na rys. 3 do 7 przedstawiono zmienność momentów w ujęciu aksonometrycznym dla określonych wartości t , na rys. 8 do 10 zmienność momentów w zależności od t . Obliczenia wykonano metodą różnic skończonych za pomocą



Rys. 4. Wykres momentów w kGcm/cm dla $q = 0$, $\Delta T = 75^\circ\text{C}$, $t = 28$ dni; a) M_x , b) M_y



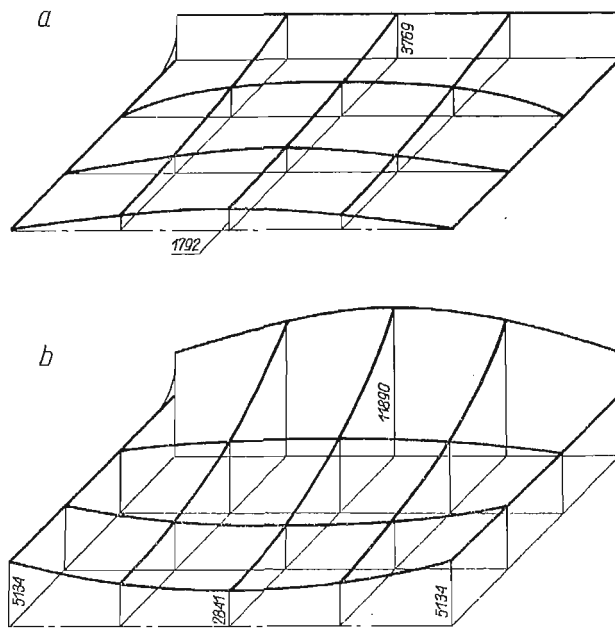
Rys. 5. Wykres momentów w kGcm/cm dla $q = 0,26 \text{ kG/cm}^2$, $\Delta T = 75^\circ\text{C}$, $t = 28$ dni; a) M_x , b) M_y

EMC przy rozstawieniu punktów $\Delta_x = 100$ cm, $\Delta_y = 83,33$ cm, z dokładnością 10^{-3} kGcm/cm.

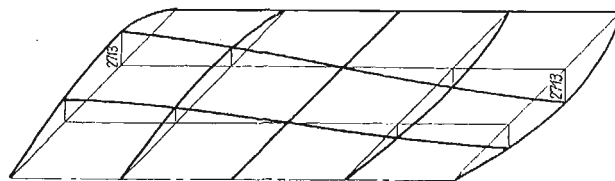
Uzyskano również wyniki dla dalszych dwóch gradientów temperatury (50°C , 25°C) nie przedstawione w niniejszej pracy z powodu szczupłości miejsca.

Tablica 1. Miary pełzania i sztywności płyty

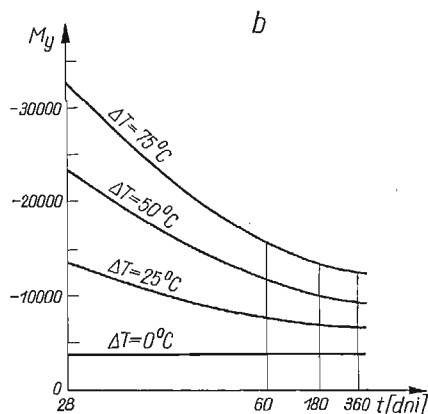
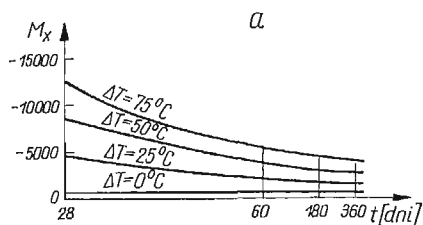
t [dni]	φ_t [I]	D_x [kGcm]	D_y [kGcm]
28	0	$301,13 \cdot 10^6$	$635,08 \cdot 10^6$
60	1,592	$125,32 \cdot 10^6$	$267,65 \cdot 10^6$
180	2,075	$108,46 \cdot 10^6$	$220,18 \cdot 10^6$
360	2,330	$82,83 \cdot 10^6$	$176,04 \cdot 10^6$



Rys. 6. Wykres momentów w kGcm/cm dla $q = 0,26$ kG/cm², $\Delta T = 75^\circ\text{C}$, $t = 360$ dni; a) M_x , b) M_y

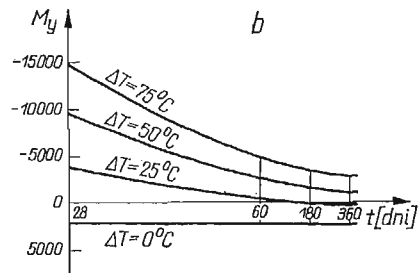
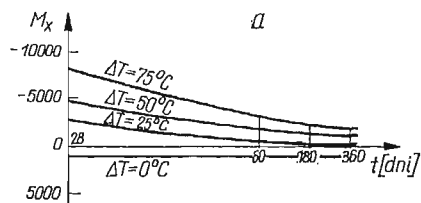


Rys. 7. Wykres momentów M_{xy} w kGcm/cm dla $q = 0,26$ kG/cm², $\Delta T = 75^\circ\text{C}$, $t = 28$ dni

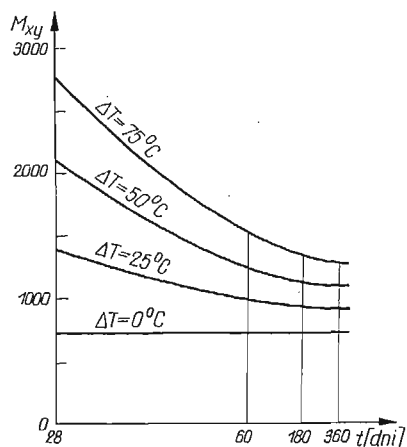


Rys. 8. Wykres zmienności w czasie największych momentów w kGcm/cm na krawędzi zamocowanej dla $q = 0,26$ kGm/cm i różnych ΔT ; a) M_x , b) M_y

Rys. 10. Wykres zmienności w czasie największych momentów M_{xy} w kGcm/cm na krawędzi podpartej przegubowo dla $q = 0,26$ kG/cm² i różnych ΔT



Rys. 9. Wykres zmienności w czasie największych momentów w kGcm/cm, w połowie rozpiętości płyty dla $q = 0,26$ kG/cm² i różnych ΔT ; a) M_x , b) M_y



5. Omówienie wyników

Rysunki 3, 4, 5 i 7 przedstawiają w ujęciu aksometrycznym wykresy momentów M_x , M_y i M_{xy} wywołane obciążeniem pionowym oraz działaniem temperatury przy gradencie temperatury 75°C . Podobne wyniki uzyskał THRUN w pracy [4]; dotyczyły one tylko zagadnień temperaturowych. Wpływ pełzania betonu przy $t = 360$ dni na wielkość momentów przedstawiony jest na rys. 6. Na rys. 8 i 9 pokazano zmienność momentów M_x i M_y jako funkcję czasu dla dwóch wybranych punktów: w środku płyty oraz w połowie krawędzi zamocowanej. Rysunek 10 przedstawia zmienność momentu skręcającego.

Przechodząc do analizy uzyskanych wykresów można stwierdzić, że pełzanie betonu znacznie zmniejsza rzędne maksymalnych momentów. Wynika to z porównania rys. 5 i 6. Tak np. moment M_x wzdłuż krawędzi maleje o około 69%, a moment M_y w połowie krawędzi zamocowanej o około 64%. Z rys. 8 i 9 wynika, że wartości momentów M_x i M_y maleją przy wzroście t ; zmniejszenie wartości tych momentów jest tym większe, im gradient temperatury jest większy. Uwagi te dotyczą zarówno rys. 8 jak i rys. 9. Rysunki 8, 9 i 10 zostały wykonane w skali logarytmicznej, jeśli chodzi o oś t ; z obliczeń na EMC wynika pewien spadek wartości momentów na rys. 8b, 9b i 10 dla $\Delta T = 0^\circ\text{C}$, co nie zostało uwidocznione na rysunkach z powodu ich małej skali. Z zestawionych wykresów wynika, że wymiarowanie tego rodzaju płyt żelbetowych przy znacznych gradientach temperatury i dużych obciążeniach jest nieekonomiczne, albowiem maksymalne momenty występują przy $t = 28$ dni i maleją ze wzrostem t . Stąd wynika celowość odpowiedniego izolowania powierzchni płyty od strony źródła ciepła lub oddalenie płyty od źródła ciepła tak, aby nie dopuścić do dużych gradientów temperatury. Potwierdzeniem, że obliczone wielkości momentów zginających wywołanych polem temperatury osiągają duże wartości są wyniki eksperymentalnych badań elementów zginanych pod wpływem pola temperatury [5].

Literatura cytowana w tekście

1. W. NOWACKI, *Zagadnienia termosprężystości*, Warszawa 1956.
2. Z. KĄCZKOWSKI, *Teoria płyt*, Warszawa 1968.
3. A. MITZEL, *Reologia betonu*, Warszawa 1972.
4. Z. THRUN, *Termiczne stany odkształcenia i naprężenia w cienkich płytach*, Arch. Mech. Stos., 6, (1954).
5. В. Н. САМОЙЛЕНКО, А. А. БОРОДИН, Н. А. РАЗРЕНОВА, *Исследование работы двух- и трехпролетных железобетонных балок на совместное действие нагрузки и неравномерного нагрева*. В «Работа железобетонных конструкций при высоких температурах» ред. А. Милобанова, Москва, 1972, стр. 88—98.

Резюме

РЕОЛОГИЯ ЖЕЛЕЗОБЕТОННЫХ ПЛИТ ПОД ВЛИЯНИЕМ ТЕМПЕРАТУРНОГО ПОЛЯ

В работе преанализированы значения и распределения внутренних сил в железобетонных плитах подвергнутых действию высокой температуры и большим длительным нагрузкам. Выведены формулы жесткости железобетонных плит с учетом влияния ползучести бетона. Метод использования приведенных формул иллюстрируется на примере прямоугольной плиты, свободно лежащей на двух противоположных краях и закрепленной на двух. Сделан анализ изгибающих и крутящих моментов в функции времени для разных градиентов температуры. Представлены также практические рекомендации предохранения плит от воздействия высоких температур.

S u m m a r y

RHEOLOGY OF REINFORCED CONCRETE PLATES IN THE TEMPERATURE FIELD

The paper presents an analysis of the magnitude and distribution of internal forces arising in reinforced concrete plates subject to high temperatures and large long-lasting loads. Formulae for orthotropic concrete plate rigidity are derived, creep of the concrete being taken into consideration.

Applications of the formulae derived are illustrated on the example of a rectangular plate simply supported on two opposite edges and clamped at the remaining edges. Time-variation of the bending and twisting moments is analyzed at various temperature gradients. Practical recommendations concerning the protection of plates against high temperature influences are given.

POLITECHNIKA WROCŁAWSKA

Praca została złożona w Redakcji dnia 21 września 1973 r.
