ZESZYTY NAUKOWE POLITECHNIKI ŚLĄSKIEJ 1968
Seria: BUDOWNICTWO z. 22 Nr kol. 209

ZBIGNIEW BUDZIANOWSKI, JERZY NIEWIADOMSKI
STANISŁAW LESSAER, JÓZEF LINEK JÓZEF WRANIK

STATECZNOŚĆ WYSOKICH RAM ŻELBETOWYCH

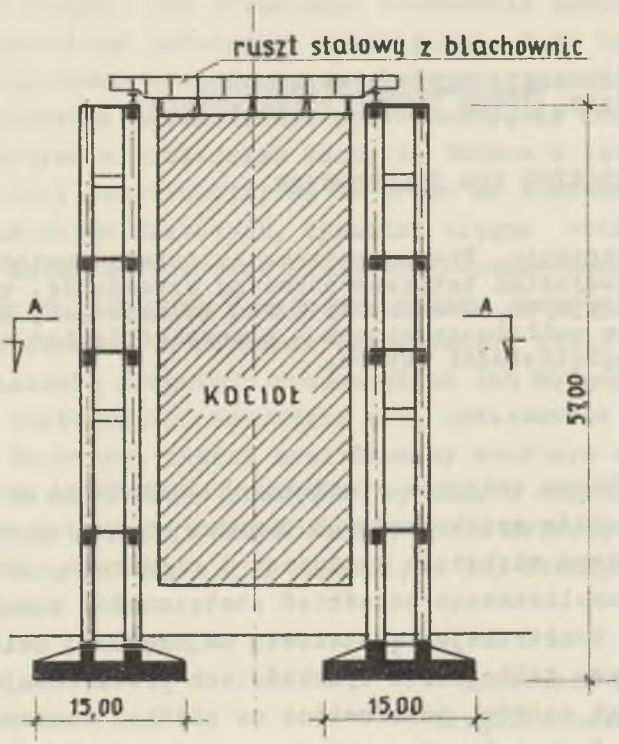
Streszczenie. Przeprowadzono obliczenie metodą Ritza współczynnika bezpieczeństwa na wyboczenie, wielokondygnacyjnych, dwusłupowych ram żelbetowych, utwierdzonych w podłożu gruntowym - z uwzględnieniem nieliniowej sprężystości betonu.

1. Wstęp

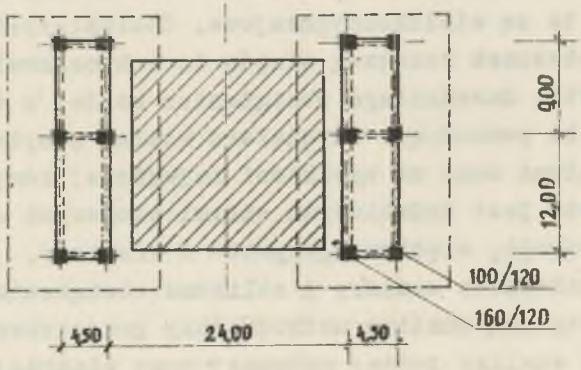
Potrzeby projektowe związane w ostatnich czasach ze stosowaniem w energetyce kotłów wysokoprężnych o coraz większych wydajnościach, a tym samym większych wymiarach i ciężarach, zmuszają do bliższego przeanalizowania zagadnień stateczności konstrukcji nośnej kotłów. Konstrukcję tę stanowią najczęściej dwie wysokie przestrzenne ramy żelbetowe o wysokościach przekraczających nawet pięćdziesiąt metrów, posadowione na płytach fundamentowych i połączone u góry stalowym rusztem, na którym zawieszony jest korpus kotła o ciężarze dochodzącym do pięciu tysięcy ton (rys. 1). W każdej ramie przestrzennej wydzielić można kilka jednakowych ram poprzecznych, poddanych działaniu zbliżonych układów obciążeń. Ramy te są wielokondygnacjowe. Charakterystyczny jest dla nich mały stosunek rozstawu słupów do ich całkowitej wysokości, rzędu 1:10. Zasadniczym obciążeniem każdej z tych ram jest pionowa siła pochodząca od ciężaru kotła, przyłożona osiowo do jednego słupa ramy na wysokości najwyższej rozpory. Ponadto rama obciążona jest dodatkowymi siłami pionowymi od ciężaru własnego konstrukcji, ciężaru agregatów i armatury.

Z uwagi na jednakowe wymiary i zbliżone obciążenia ram poprzecznych, statyczną analizę ustroju ramy przestrzennej sprowadzić można do analizy jednej wybranej ramy płaskiej.

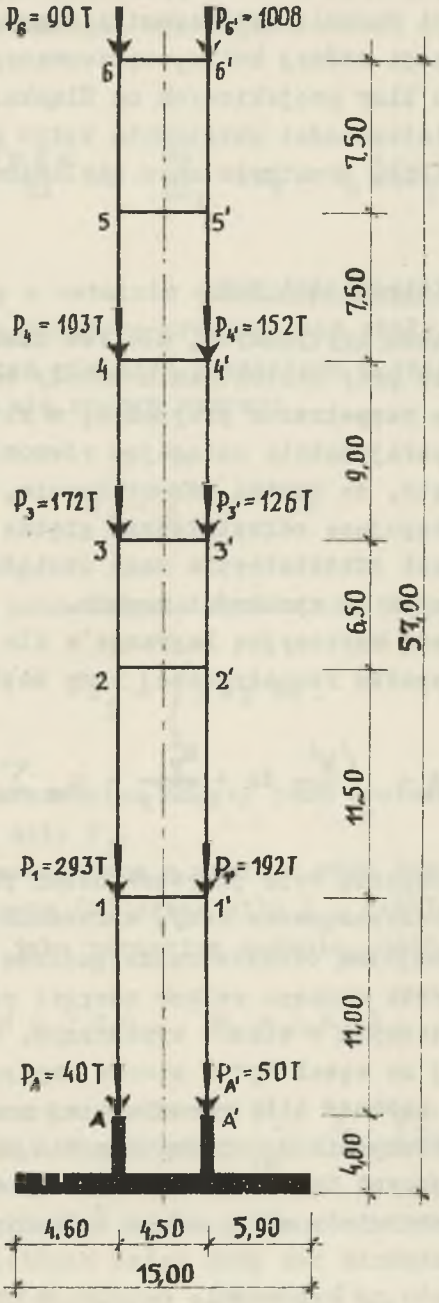
Schemat ramy, będącej przedmiotem badań, wraz z układem działających na nią obciążeń przedstawiono na rys. 2. Wymiary i ob-



przekrój A-A



Rys. 1


P6 = 90 T
P6' = 100 T
6
6'
7,50
5
5'
7,50
P4 = 193 T
P4' = 152 T
4
4'
9,00
P3 = 172 T
P3' = 126 T
3
3'
6,50
53,00
2
2'
11,50
P1 = 293 T
P1' = 192 T
1
1'
11,00
PA = 40 T
PA' = 50 T
A
A'
4,00
4,60
4,50
5,90
15,00

Rys. 2

ciążenia tej ramy przyjęte zostały z przekazanego do zbadania Katedrze Mechaniki Budowli Politechniki Śląskiej - konkretnego projektu konstrukcji nośnej kotła, opracowanego przez jedno ze specjalistycznych biur projektowych na Śląsku. Podany w pracy sposób badania stateczności uwzględnia wpływ sprężystego utwierdzenia ramy w podłożu gruntowym oraz nieliniową sprężystość betonu.

2. Zagadnienie stateczności ramy

Wyznaczenie obciążeń krytycznych, dla ram omawianego typu przeprowadzone zostało przy zastosowaniu metody wariacyjnej Ritza.

W rozwiązaniu rozpatrzono przypadek, w którym wszystkie siły narastają proporcjonalnie osiągając równocześnie wartości krytyczne. Przyjęto, że postać odkształcenia, którą określają równocześnie występujące odkształcenia giętne i osiowe, jest zbliżona do postaci odkształcenia ramy obciążonej poziomymi siłami Q_1 przyłożonymi na wysokości rozpór.

Zgodnie z zasadą wariacyjną Lagrange'a dla tego stanu równowagi można w przypadku rozpatrywanej ramy zapisać równanie:

$$\delta\left(\int_s \frac{M^2}{2EJ}\,ds + \int_s \frac{N^2}{2EA}\,ds + \frac{M_F^2}{2Cv_F} - n_w \sum P_j\,\Delta_j\right) = 0. \quad (1)$$

W powyższym równaniu dwie pierwsze całki przedstawiają energię potencjalną odkształcenia ramy, wyrażenie trzecie przedstawia energię potencjalną odkształcenia podłoża typu Winklera, zaś ostatni składnik oznacza zmianę energii potencjalnej pionowych sił zewnętrznych w stanie krytycznym. Wartość siły pionowej działającej na węzeł "j" w stanie krytycznym $P_{jkr} = n_w \cdot P_j$, gdzie P_j oznacza wartość siły rzeczywistej przyłożonej do węzła "j", zaś współczynnik n_w, jednakowy dla wszystkich sił pionowych działających na ramę, wskazuje ile razy muszą wzrosnąć wszystkie rzeczywiste siły, ażeby osiągnięty został stan krytyczny. Współczynnik ten jest zatem współczynnikiem bezpieczeństwa ze względu na wyboczenie ustroju i określenie jego wartości stanowi w niniejszej pracy cel dalszych rozważań.

Poddając wariacji wyrażenie, zawarte w nawiasie w równaniu (1) otrzymuje się równanie, wyrażające zasadę prac przygotowanych:

$$\int_s \frac{M\,\delta M}{EJ}\,ds + \int_s \frac{N\,\delta N}{EA}\,ds + \frac{M_F}{CJ_F}\,\delta M_F - n_w \sum P_j\,\delta\Delta_j = C. \qquad (2)$$

Czynnik Δ_j zawarty w ostatnim składniku lewej strony równania (1) oznacza pionową składową przesunięcia węzła "j" jedynie od wpływu odkształceń giętnych powstałych w czasie utraty stateczności i wyraża się znanym wzorem:

$$\Delta_j = \frac{1}{2}\int_j y'^2\,ds$$

zaś wariacja tegoż przesunięcia wyraża się wzorem

$$\delta\Delta_j = \int_j y'\delta y\,ds\,. \qquad (3)$$

We wzorze (3) całkowaniem objęty jest odcinek słupa poniżej punktu przyłożenia siły P_j.

Wyrażając siły wewnętrzne w ustroju oraz przesunięcie Δ_j występujące w równaniu (2) przez siły Q_i, traktowane w dalszym ciągu postępowania jako parametry zadania, można napisać:

$$M = \sum M_i Q_i, \quad N = \sum N_i Q_i, \quad M_F = \sum M_{Fi} Q_i, \quad y' = \sum y'_i Q_i. \qquad (4)$$

W powyższych wyrażeniach wielkości M_i, N_i, M_{Fi}, y'_i, oznaczają siły wewnętrzne i kąt obrotu przekrojów słupów od wpływu obciążenia jednostkowego $Q_i = 1$.

Poddając wyrażenie (4) wariacji otrzymuje się:

$$\delta M = M_k\,\delta Q_k, \quad \delta N = N_k\,\delta Q_k, \quad \delta M_F = M_{Fk}\,\delta Q_k, \quad \delta y' = y'_k\,\delta Q_k, \qquad (5)$$

gdzie: δQ_k oznacza wariację "k" - ego parametru "Q_k". Podstawiając wyrażenia (4) i (5) do równania (2) otrzymano:

$$\left[\int \frac{(\sum M_i Q_i) M_k}{EJ}\, ds + \int \frac{(\sum N_i Q_i) N_k}{EA}\, ds + \sum_i \frac{(M_{Fi} Q_i) M_{Fk}}{CJ_F}\right.$$

$$\left. - n_w \sum_j P_j \int_j (\sum_i y'_i Q_i) y'_k\, ds \right] \delta Q_k = 0 . \qquad (6)$$

Po uproszczeniu przez δQ_k, zamianie kolejności całkowania i sumowania względem "i" oraz po wyciągnięciu Q_i przed nawias otrzymuje się układ n równań jednorodnych ze względu na parametry Q_i

$$\sum_i Q_i \left[\delta^r_{ik} + \delta^F_{ik} - n_w \sum_j P_j \int_j y'_i y'_k\, ds \right] = 0; \quad k = 1,2,\ldots n; \qquad (7)$$

gdzie

$$\delta^r_{ik} = \int \frac{M_i M_k}{EJ}\, ds + \int \frac{N_i N_k}{EA}\, ds; \qquad \delta^F_{ik} = \frac{M_{Fi} M_{Fk}}{CJ_F} . \qquad (8)$$

Wskaźnik "r" oznacza, że dana wielkość odnosi się do ramy na sztywnym podłożu.

Bliższego wyjaśnienia wymaga całka występująca w ostatnim wyrazie równania (7). Całkę tę można przedstawić w postaci

$$\int_j y'_i\, y'_k\, ds = \sum_{m=1}^{m=1} \int_{a_m}^{b_m} y'_{mi}\, y'_{mk}\, ds . \qquad (9)$$

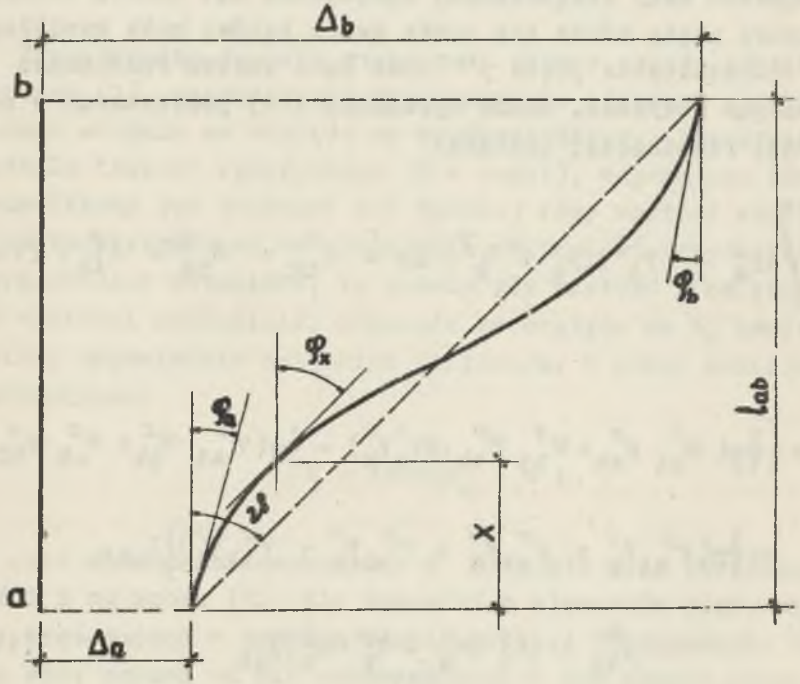
Rozpatruje się tu słup a-b dowolnej m-tej kondygnacji ramy(rys. 3), którego końce doznały przesunięć i obrotów. Dla tego przy-

padku uzyskuje się następujący wzór na kąt obrotu dowolnego przekroju:

$$y'(x) = \varphi_x = \left[2\frac{(l-x)^2}{l^2} + \frac{x^2}{l^2} - 1\right]\varphi_a + \left[2\frac{x^2}{l^2} + \frac{(l-x)^2}{l^2} - 1\right]\varphi_b +$$

$$+ 3\left[1 - \frac{x^2}{l^2} - \frac{(l-x)^2}{l^2}\right]V , \qquad (10)$$

gdzie: $V = \dfrac{\Delta_b - \Delta_a}{l_{a,b}}$.



Rys. 3

Oznaczając kąty obrotów końców pręta oraz cięciwy pręta wywołane obciążeniami $Q_i = 1$ i $Q_k = 1$ odpowiednio: φ_{ai}, φ_{bi}, V_i

oraz φ_{ak}, φ_{bk}, V_k, otrzymuje się na podstawie (10) wyrażenia na y'_i oraz y'_k.

Wprowadzając powyższe wyrażenia pod znak całki, występującej po prawej stronie równania (9), uzyskuje się dla dowolnej kondygnacji:

$$\int_a^b y'_i y'_k ds = \Big[\frac{2}{15}(\varphi_{ai}\ \varphi_{ak} + \varphi_{bi}\varphi_{bk} + 9V_iV_k) - \frac{1}{30}(\varphi_{ai}\varphi_{bk} + \varphi_{ak}\varphi_{bi}) -$$

$$- \frac{1}{10}(\varphi_{ai}V_k + \varphi_{ak}V_i + \varphi_{bi}V_k + \varphi_{bk}V_i)\Big] l_{ab}. \qquad (11)$$

W przypadku ramy utwierdzonej sprężyście kąt obrotu dowolnego przekroju pręta równa się sumie dwóch kątów: kąta wynikłego wskutek odkształcenia pręta y'^{r} oraz kąta obrotu fundamentu φ^{F}. Uwzględniając powyższe, można wyrażenie (11) przedstawić w następującej, rozwiniętej postaci:

$$\int_a^b (y_i'^{r} + \varphi_i^{F})(y_k'^{r} + \varphi_k^{F})\, ds = \Delta_{ik}^{r} + \Delta_{ik}^{Fr} + \Delta_{ik}^{F}, \qquad (11a)$$

gdzie:

$$\Delta_{ik}^{r} = \Big[\frac{2}{15}(\varphi_{ai}^{r}\varphi_{ak}^{r} + \varphi_{bi}^{r}\varphi_{bk}^{r} + 9V_i^{r}V_k^{r}) - \frac{1}{30}(\varphi_{ai}^{r}\cdot\varphi_{bk}^{r} + \varphi_{ak}^{r}\cdot\varphi_{bi}^{r}) +$$

$$- \frac{1}{10}(\varphi_{ai}^{r}V_k^{r} + \varphi_{ab}^{r}V_i^{r} + \varphi_{bi}^{r}V_k^{r} + \varphi_{bk}^{r}V_i^{r})\Big] l_{ab},$$

$$\Delta_{ik}^{Fr} = (V_i^{r}\cdot\varphi_k^{F} + V_k^{r}\cdot\varphi_i^{F}) l_{ab} \qquad (11b)$$

$$\Delta_{ik}^{F} = \varphi_i^{F}\varphi_k^{F} l_{ab}.$$

Całkę występującą po lewej stronie wyrażenia (9) można w danym przypadku wyrazić następująco:

$$\int_j y_i' y_k' ds = \sum_{m=1}^{j} \left[\Delta_{ik}^{mr} + \Delta_{ik}^{mFr} + \Delta_{ik}^{mF} \right]; \qquad (11c)$$

lub też oznaczając: $\sum_{m=1}^{j} \Delta_{ik}^{m} = \Delta_{ik}^{j}$, można równanie (11c) zapisać krócej:

$$\int_j y_i' y_k' ds = \Delta_{ik}^{jr} + \Delta_{ik}^{jFr} + \Delta_{ik}^{jF} . \qquad (11d)$$

Przyrównując do zera wyznacznik główny układu równań jednorodnych (7), uzyskuje się wyznacznikowe równanie algebraiczne n-tego stopnia ze względu na współczynnik n_w. W przypadku materiału liniowo sprężystego (E = const), wspomniane równanie pozwoliłoby już obliczyć dla badanej ramy wartość współczynnika bezpieczeństwa na wyboczenie. Natomiast przy nieliniowej sprężystości materiału, to znaczy gdy wartość E zależna jest od wartości naprężenia, równanie ze względu na n_w uzupełnić należy odpowiednim związkiem fizycznym. W pracy niniejszej wprowadzono:

$$E = 1000(R_w - \sigma). \qquad (12)$$

Jako miarodajne naprężenie σ przyjęto przy określeniu wartości E wg wzoru (12) dla wszystkich elementów ramy, naprężenie występujące w tęższym słupie drugiej kondygnacji. Oznaczając siłę osiową od sił rzeczywistych w tym słupie przez N_2, wzór (12) dla stanu krytycznego zapisać można w postaci:

$$E = 1000(R_w - \frac{N_2}{F_2} n_w). \qquad (12a)$$

Ostatecznie otrzymuje się układ dwu równań, w którym występuje równanie wyznacznikowe n-tego stopnia ze względu na n_w oraz liniowe równanie fizyczne (12a).

Dla najczęściej stosowanego rozwiązania dwuparametrowego układ równań (7) w zastosowaniu do ramy przedstawionej na rys. 2 przybierze przy uwzględnieniu (11d) postać:

$$Q_3\left[\delta^r_{33}+\delta^F_{33}-n_w\sum_j P_j\left(\Delta^{jr}_{33}+\Delta^{jFr}_{33}+\Delta^{jF}_{33}\right)\right]+Q_6\left[\delta^r_{63}+\delta^F_{63}-n_w\sum_j P_j\left(\Delta^{jr}_{63}+\right.\right.$$

$$\left.\left.+\Delta^{jFr}_{63}+\Delta^{jF}_{63}\right)\right]=0$$

$$Q_3\left[\delta^r_{36}+\delta^F_{36}-n_w\sum_j P_j\left(\Delta^{jr}_{36}+\Delta^{jFr}_{36}+\Delta^{jF}_{36}\right)\right]+Q_6\left[\delta^r_{66}+\delta^F_{66}-\right.$$

$$\left.-n_w\sum_j P_j\left(\Delta^{jr}_{66}+\Delta^{jFr}_{66}+\Delta^{jF}_{66}\right)\right]=0, \qquad (13a)$$

gdzie: Q_3 i Q_6 oznaczają siły przyłożone odpowiednio w węzłach 3 i 6, mające charakter parametrów.

Dla uwzględnienia zmienności modułu sprężystości E korzystne jest wprowadzenie porównawczego modułu E_o o charakterze dowolnej stałej, co pozwoli na uzewnętrznienie wielkości E w równaniach (13)

$$Q_3\left\{\frac{E_o}{E}\delta^{or}_{33}+\delta^F_{33}-n_w\sum_j P_j\left[\left(\frac{E_o}{E}\right)^2\Delta^{ojr}_{33}+\frac{E_o}{E}\Delta^{ojFr}_{33}+\Delta^{jF}_{33}\right]\right\}+$$

$$+Q_6\left\{\frac{E_o}{E}\delta^{or}_{63}+\delta^F_{63}-n_w\sum_j P_j\left[\left(\frac{E_o}{E}\right)^2\Delta^{ojr}_{63}+\frac{E_o}{E}\Delta^{ojFr}_{63}+\Delta^{jF}_{63}\right]\right\}=0$$

$$(13a)$$

$$Q_3\left\{\frac{E_o}{E}\delta^{or}_{36}+\delta^F_{36}-n_w\sum_j P_j\left[\left(\frac{E_o}{E}\right)^2\Delta^{ojr}_{36}+\frac{E_o}{E}\Delta^{ojFr}_{36}+\Delta^{jF}_{36}\right]\right\}+$$

$$+Q_6\left\{\frac{E_o}{E}\delta^{or}_{66}+\delta^F_{66}-n_w\sum_j P_j\left[\left(\frac{E_o}{E}\right)^2\Delta^{ojr}_{66}+\frac{E_o}{E}\Delta^{ojFr}_{66}+\Delta^{jF}_{66}\right]\right\}=0.$$

W równaniach tych oznaczono:

$$\delta_{ik}^{or} = \int \frac{M_i M_k}{E_o J} ds + \int \frac{N_i N_k}{E_o A} ds;$$

zaś Δ_{ik}^{ojr}, Δ_{ik}^{ojFr}, znajduje się według wzorów (11), obliczając występujące w (11b) kąty φ i V dla porównawczego modułu E_o. Układ równań (13a) zapisać można w skróconej postaci:

$$Q_3 \alpha(E)_{33} + Q_6 \alpha(E)_{63} = 0$$

$$Q_3 \alpha(E)_{36} + Q_6 \alpha(E)_{66} = 0 . \tag{13b}$$

Przyrównując wyznacznik główny układu (13b) do zera oraz uzupełniając tak otrzymane równanie równaniem fizycznym (12a), uzyskuje się układ dwóch równań ze względu na n_w i E

$$\alpha(E)_{33} \cdot \alpha(E)_{66} - \alpha(E)_{63} \cdot \alpha(E)_{36} = 0$$

$$E = 1000(R_w - \frac{N_2}{F_2} n_w) . \tag{14}$$

Eliminując z powyższego układu równań moduł E otrzymuje się ostatecznie równanie 6 stopnia ze względu na n_w.
W przypadku ograniczenia się do rozwiązania jednoparametrowego, w miejsce układu równań (13a) otrzymuje się jedno równanie ze względu na parametr Q_6:

$$Q_6 \left\{ \frac{E_c}{E} \delta_{66}^{or} + \delta_{66}^{F} - n_w \sum_j P_j \left[\left(\frac{E_o}{E}\right)^2 \Delta_{66}^{ojr} + \frac{E_o}{E} \Delta_{66}^{ojFr} + \Delta_{66}^{jF} \right] \right\} = 0 \tag{15}$$

lub w zapisie skróconym:

$$Q_6 \alpha(E)_{66} = 0 . \tag{15a}$$

Przyrównując do zera czynnik przy Q_6 oraz wykorzystując związek (12a) otrzymuje się układ dwu równań:

$$\alpha(E)_{66} = 0$$

$$E = 1000\,(R_w - \frac{N_2}{F_2}\,n_w), \tag{15}$$

który po wyeliminowaniu wielkości E, prowadzi do jednego równania trzeciego stopnia ze względu na n_w.

W celu zilustrowania przedstawionych rozważań teoretycznych podano niżej wyniki obliczenia ramy dwusłupowej (rys. 2), przy wprowadzeniu dwóch oraz jednego parametru.

W przypadku badanej ramy dwusłupowej występujące w układzie równań (13a) rozwiązaniu dwuparametrowego, przemieszczenia δ^{or} i Δ^{or} obliczono metodą Crossa, uwzględniono przy tym wpływ sił osiowych, ograniczając się do pierwszego przybliżenia. Warto zwrócić uwagę na to, że w toku obliczeń stwierdzony został duży wpływ odkształceń osiowych na wartości obliczonych przemieszczeń ramy. Przykładem może być przesunięcie poziome węzła 6 najwyższej rozpory od obciążenia $Q_6 = 1$:

$$\Delta_{66} = \Delta^{M}_{66} + \Delta^{N}_{66} = \frac{210,3}{EJ} + \frac{322,5}{EJ} = \frac{532,8}{EJ}\,. \tag{17}$$

Występujący w wyrażeniach δ^{F}, Δ^{0Fr}, Δ^{F} współczynnik podatności podłoża obliczony dla modułu ściśliwości gruntu $E_{gr} = 220$ kG/cm^2 wynosi $C = 243$ kG/cm^2.

Wprowadzając uzyskane wartości liczbowe do równania 6 stopnia dla rozwiązania dwuparametrowego ze względu na "n_w" znaleziono na drodze prób najmniejszą wartość współczynnika bezpieczeństwa na wyboczenie ustroju

$$n_w = 2,17.$$

Natomiast przy ograniczeniu się do jednego parametru, otrzymano na podstawie układu równań (15)

$$n_w = 2,21\,.$$

Duża wysokość ramy przy równoczesnym małym odstępie słupów, stwarza proporcje prętowe i w związku z tym nasuwa się potrzeba rozpatrzenia możliwości zastąpienia ustroju ramowego schematem słupa dołem utwierdzonego.

Wartość momentu bezwładności przekroju odpowiedniego słupa zastępczego uzyska się z warunku równości przesunięć poziomych najwyższej rozpory ramy (17) i końca słupa zastępczego dla jednostkowego obciążenia siłą $Q_6 = 1$.

Wzory wyprowadzone dla ramy zachowują przy obliczeniu słupa zastępczego swoją ważność, z tym jednak, że nie występują już w nich wyrażenia z siłą osiową N. Przez oznaczenie P_j rozumie się obecnie sumę sił pionowych zebranych z jednego poziomu "j" przyłożonych do słupa zastępczego na wysokości "j" - tego rygla ramy. Całkę występującą w ostatnim wyrazie układu równań (7) obliczać należy w następujący sposób:

$$\int_j y_i' \, y_k' \, ds = \int_j (y_i^s + \varphi_i^F)(y_k'^s + \varphi_k^F) ds = \Delta_{ik}^{js} + \Delta_{ik}^{jFs} + \Delta_{ik}^{jF}, \qquad (18)$$

gdzie:

$$\Delta_{ik}^{js} = \int_j y_i'^s \, y_k'^s \, ds; \quad \Delta_{ik}^{jFs} = \int_j (y_i'^s \, \varphi_k^F + y_k'^s \cdot \varphi_i^F) ds;$$

$$\Delta_{ik}^{jF} = \int_j \varphi_i^F \cdot \varphi_k^F \, ds. \qquad (18b)$$

Wskaźnik "s" oznacza, że dana wielkość odnosi się do pręta (słupa) zastępczego, dołem utwierdzonego.

Stosując model słupa zastępczego do badania stateczności ramy opisanej we wstępie, otrzymano z rozwiązania jednoparametrowego wartość współczynnika bezpieczeństwa dla ustroju utwierdzonego sprężyście w podłożu gruntowym $n_w = 2{,}19$, a więc mało różniącą się od wartości $n_w = 2{,}17$ uzyskanej dla ramy.

Nakład pracy potrzebny do uzyskania wyniku dla słupa zastępczego jest znacznie mniejszy od pracy związanej z obliczeniem ramy, głównie dzięki temu, że przy obliczaniu przemieszczeń pionowych Δ^{js}_{ik}, Δ^{jFs}_{ik} korzysta się z wzorów (18b) zamiast bardziej rozbudowanych wzorów (11). Wskazuje to na możliwość stosowania słupa zastępczego przy wstępnej ocenie obciążeń krytycznych w ustrojach ramowych typu wieżowego.

УСТОЙЧИВОСТЬ ПЛОСКИХ ЖЕЛЕЗОБЕТОННЫХ РАМ

Резюме

В статье представлено анализ устойчивости многоэтажного, двухколонний, железобетонной рамы, которая представляет собой часть пространственной подпорной конструкции для энергетического котела высокого давления весом 5000 Т.

В работе принято во внимание все возможные типы вертикальной нагрузки включая собственный вес рамы, при чем принято нелинейную упругость бетона.

Применяя вариационный метод Рица получено определительное управнение, в котором неизвестная обозначает коэфицент безопасности по искривлению системы.

К вышеназванному управнения прибавленно физическую связь между стоимостю модуля Юнга и напряжением в некотором избранным сечении. Особенный случай двухпараметрового решения задачи ведет к одному уравнению шестой степени.

Для конкретной рамы исполнено подробное исчисление, применяя двух- и однопараметровое решение. Как оказалось, оба решения бегут к очень приближенным результатом.

В дальнейшим обращается внимание на возможность, при оценке устойчивости гибких рам, заступить их стержнем с соотвественно подобраной жесткостью. Эта замена значительно уменшает объём труда в отношении с точным расчетом провожаемым для рамы.

STABILITY OF HIGH FERRO-CONCRETE FRAMES

Summary

In the article an analysis of stability of a multi storey, two pole ferro-concrete frame fixed in the subsoil, constituting a part of carring structure of a high-pressure boiler of about 5000 T of weight has been carried out.

In the analysis has been taken into consideration all vertical loads acting on the frame in conjunction with its dead weight as well as non - linear concrete elasticity has been taken into consideration.

Using the Ritz's variation method and determinant equation on account of the buckling factor of safety has been obtained which has been completed by an physical relation between the Young's modulus value and the stress value in the chosen section.

In the particular case of a two parameter solution it has been finally obtained an equation of the sixth order on account of the buckling factor of safety. For the specific frame particular calculations have been accomplished, using two and one parameter solutions, obtaining for both solutions approximate results.

The possibility of an opening estimate of slander frames stability following from a substitutional pole scheme of adequately assumed flexural rigidity has been pointed out, what has really reduced the calculations in comparison with the calculations of the frames.