

kie warunki, wybrać ten, dla którego różnica uderów na granicy zarysu właściwego i przejściowego jest najmniejsza.

2. W przeprowadzonych obliczeniach przyjęto po wstępnych próbach stopniowanie poszczególnych wykładników co 2. Różnice w przebiegach kształtowały się przy tym od ok. 1% przy zmianie tylko jednego wykładnika do ok. 5% przy zmianie wszystkich wykładników. Uzyskano dostateczną dokładność przy znacznym skróceniu czasu obliczeń.

3. Krzywki typu Polydyne oblicza się dla znamionowej prędkości obrotowej i dlatego też tylko przy tej prędkości pracują one „spokojnie”, tj. nie powodują drgań i hałasów. Ponadto w metodzie Polydyne przyjmuje się jednomasowy, nietłumiony model zastępczy,

co jest tylko zgrubnym przybliżeniem układu rzeczywistego. W dalszych opracowaniach należałoby więc znaleźć efektywną metodę, która dla obliczonego zarysu krzywki pozwoliłaby badać ruch zaworu przy różnych prędkościach obrotowych. Wydaje się też celowe zbadanie wielkości błędu popełnianego w wyniku pominięcia tłumienia w układzie. Przy znacznej wartości tego błędu należałoby przyjmować do obliczeń krzywki model zastępczy z tłumieniem.

LITERATURA

1. A. Oledzki: Mechanizmy krzywkowe. WNT, Warszawa 1966.
2. W. Matzke: Rozrząd silników czterosuwowych. WKiŁ, Warszawa 1967.
3. R. Herrmann, J. Delange, G. Louradour: Evolution du tracé des cames. Journal de SIA, nr 11/1969.

Sztywność pozioma dwudźwigarowych mostów suwnicowych

Metody obliczania sztywności i jej przebieg zależnie od rozpiętości i udźwigu mostu

MIECZYŚLAW CZYŻEWSKI

Sztywność mostu w płaszczyźnie poziomej warunkuje wielkości odkształceń ustroju nośnego, jakie powstają w czasie jazdy suwnicy. Nadmierne odkształcenie ramy mostu przy przekoszeniu wywołuje nieprawidłowy ruch suwnicy po torze. Równocześnie od sztywności poziomej mostu zależy wielkość wpływów dynamicznych powstających przy nie ustalonym ruchu mechanizmów jazdy. Z tych względów wyznaczenie tej sztywności przy projektowaniu suwnic jest zagadnieniem bardzo ważnym. Z uwagi na pewne różnice, jakie otrzymuje się przy stosowaniu zalecanych wzorów (L. 2, 3, 5), celowe jest pełniejsze przedstawienie tego zagadnienia.

Ustrój nośny typowej dwudźwigarowej suwnicy skrzynkowej stanowi w płaszczyźnie poziomej statycznie niewyznaczalną ramę, złożoną z dwóch dźwigarów głównych oraz dwóch czołownic. Ogólnie rzecz biorąc, momenty bezwładności względem osi pionowych przekrojów czołownic i dźwigarów mogą być zmienne wzdłuż długości tych elementów. W rzeczywistych rozwiązaniach moment bezwładności czołownicy jest praktycznie stały, zaś moment bezwładności dźwigara głównego zmienia się na ogół tylko na stosunkowo krótkich odcinkach na długości skosów znajdujących się przy czołownicach. W związku z tym przyjęto stałą wartość momentu bezwładności przekroju dźwigara względem osi pionowej. W przeprowadzonych rozważaniach założono ponadto, że styk dźwigarów głów-

nych i czołownic stanowi połączenie sztywne. Rozpatrzone zostały najbardziej typowe przypadki:

- a) odkształcenia ustroju pod wpływem siły przekaszającej, działającej wzdłuż jednej czołownicy (przesunięcie swobodnej czołownicy względem zamocowania);
- b) odkształcenia ustroju przy ruchach nie ustalonych mostu (poziome ugięcie dźwigarów głównych).

Sztywność mostu przy działaniu siły przekaszającej

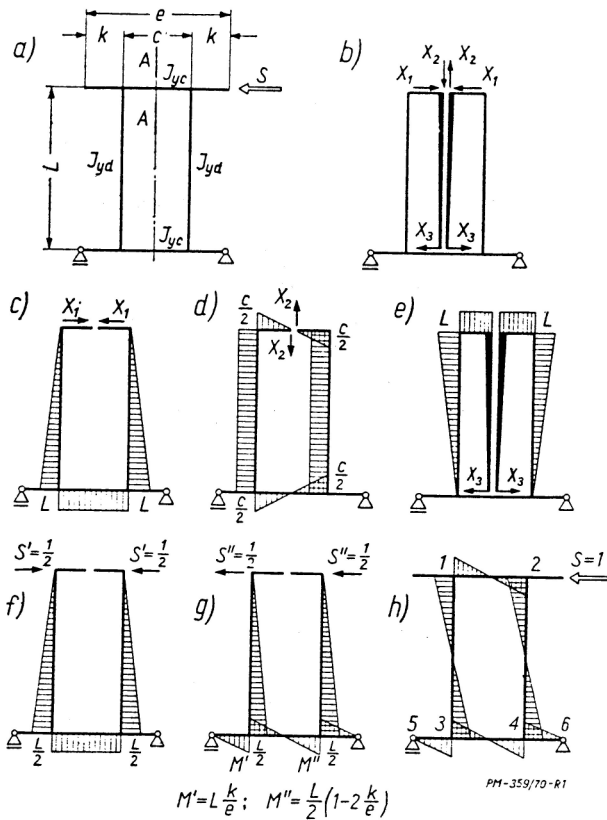
Do wyznaczenia niewiadomych sił wewnętrznych zastosowano metodę sił (L. 1). Schemat obliczeniowy ramy pokazano na rys. 1a. Układ zastępczy uzyskano przez rozcięcie jednej czołownicy w osi symetrii mostu (przekrój A-A) i przyłożenie w tym miejscu niewiadomych sił X_1 , X_2 i X_3 . Dla uproszczenia równań kanonicznych niewiadomą siłę X_2 przyłożono za pośrednictwem sztywnego wspornika (rys. 2b), a zewnętrzną siłę jednostkową S zastąpiono równoważnym układem sił symetrycznych S' i antysymetrycznych S'' . Na rys. 1c, d, e przedstawiono wykresy momentów gnących od niewiadomych sił jednostkowych X_1 , X_2 i X_3 , zaś na rys. 1f, g — od zastępczego układu sił zewnętrznych S' i S'' .

Układ równań kanonicznych metody sił ma dla danego przypadku następującą postać:

$$\begin{aligned} \delta_{11} \cdot X_1 + \delta_{12} \cdot X_2 + \delta_{13} \cdot X_3 + \delta_{1s'} + \delta_{1s''} &= 0 \\ \delta_{21} \cdot X_1 + \delta_{22} \cdot X_2 + \delta_{23} \cdot X_3 + \delta_{2s'} + \delta_{2s''} &= 0 \\ \delta_{31} \cdot X_1 + \delta_{32} \cdot X_2 + \delta_{33} \cdot X_3 + \delta_{3s'} + \delta_{3s''} &= 0 \end{aligned} \quad [1]$$

Przy wyznaczaniu przesunięć δ_{ik} stosowano mnoże-

W artykule podano metody obliczania ugięć i sztywności w płaszczyźnie poziomej dwudźwigarowych skrzynkowych mostów suwnic. Wyprowadzone zależności zastosowano do wyznaczenia różnych parametrów charakteryzujących sztywność poziomą typowych mostów suwnic o udźwigu 3,2+50 T i rozpiętościach 11+35 m. Przedstawiono również graficznie przebieg sztywności zależnie od rozpiętości i udźwigu.



Rys. 1. Wykresy do wyznaczania sztywności poziomej pod wpływem działania siły przekaszającej

nie odpowiednich wykresów momentów gnących metodą Wereszczagina. Wykorzystując symetrię i antysymetrię niektórych wykresów oraz zasady wzajemności przesuńc otrzymuje się:

$$\delta_{12} = \delta_{21} = \delta_{23} + \delta_{32} = 0$$

$$\delta_{13s'} = \delta_{23s'} = \delta_{33s'} = 0$$

po czym układ równań kanonicznych upraszcza się do postaci:

$$\delta_{11} \cdot X_1 + \delta_{13} \cdot X_3 + \delta_{1s'} = 0$$

$$\delta_{22} \cdot X_2 + \delta_{2s''} = 0 \tag{2}$$

$$\delta_{31} \cdot X_1 + \delta_{33} \cdot X_3 + \delta_{3s'} = 0$$

Drugie równanie układu [2] można rozwiązać bezpośrednio:

$$X_2 = - \frac{\delta_{2s''}}{\delta_{22}}$$

gdzie:

$$\delta_{2s''} = - \frac{c \cdot L^2}{12E \cdot J_{yd}} \left[3 + \frac{J_{yd}}{J_{yc}} \frac{c}{L} \left(1 - 2 \frac{k}{e} \right) \right]$$

$$\delta_{22} = \frac{c^2 \cdot L}{6E \cdot J_{yd}} \left(3 + \frac{J_{yd}}{J_{yc}} \frac{c}{L} \right)$$

skąd:

$$X_2 = \frac{1}{2} \frac{3 + \frac{J_{yd}}{J_{yc}} \frac{c}{L} \left(1 - 2 \frac{k}{e} \right)}{\frac{c}{L} \left(3 + \frac{J_{yd}}{J_{yc}} \frac{c}{L} \right)}$$

Pozostałe dwa równania układu [2] zawierają dwie niewiadome: X_1 i X_3 , wyznaczenie których staje się

możliwe dopiero po obliczeniu odpowiednich przesuńc:

$$\delta_{11} = \delta_{33} = \frac{1}{E \cdot J_{yd}} \left(\frac{2}{3} L^3 + \frac{J_{yd}}{J_{yc}} c \cdot L^2 \right)$$

$$\delta_{13} = \delta_{31} = \frac{1}{E \cdot J_{yd}} \frac{L^3}{3}$$

$$\delta_{1s'} = \frac{1}{E \cdot J_{yd}} \left(\frac{L^3}{3} + \frac{J_{yd}}{J_{yc}} \frac{c \cdot L^2}{2} \right); \quad \delta_{3s'} = \frac{1}{E \cdot J_{yd}} \frac{L^3}{6}$$

Wartości niewiadomych sił wynoszą: $X_1 = -\frac{1}{2}$, $X_3 = 0$. Znak minus przy sile X_1 oznacza, że rzeczywisty zwrot tej siły jest przeciwny do założonego. Konsekwencją tego jest konieczność przyjęcia wykresu momentów gnących na rys. 1c od strony wewnętrznej ramy, zgodnie z przyjętą zasadą, że wykresy momentów gnących wykreślone są od strony włókien rozciąganych.

Przesunięcie czołownicy swobodnej pod wpływem jednostkowej siły S wyznacza zależność:

$$\delta_{ss} = \sum \int_0^L \frac{M^2 \cdot dx}{E \cdot J_y} \tag{3}$$

gdzie: M — wynikowe momenty gnące w ramie mostu przedstawione na rys. 1h, przy czym momenty w węzłach wynoszą:

$$M_{12} = \frac{c}{2} X_2; \quad M_{35} = L \frac{k}{e}$$

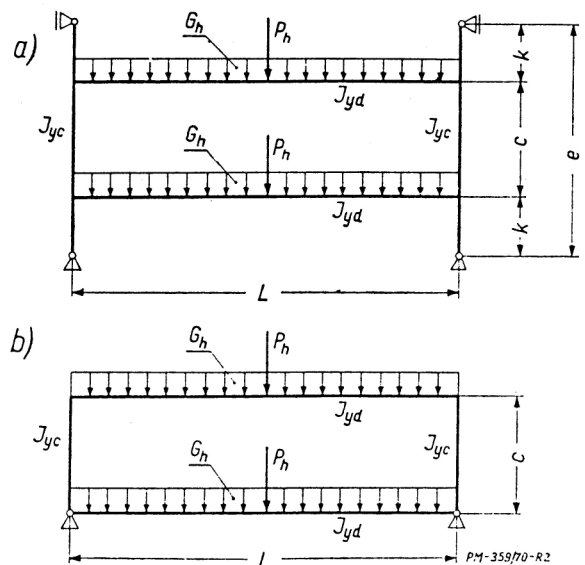
$$M_{31} = \frac{L}{2} - \frac{c}{2} X_2; \quad M_{34} = \frac{L}{2} \left(1 - 2 \frac{k}{e} \right) - \frac{c}{2} X_2$$

Po rozwiązaniu związku [3] otrzymuje się następujące wyrażenie:

$$\delta_{ss} = \frac{L^3 \cdot \alpha}{E \cdot J_{yd}}$$

gdzie:

$$\alpha = \frac{1}{6} \left[1 - 3 \frac{c}{L} X_2 + 3 \left(\frac{c}{L} \right)^2 X_2^2 \right] + \frac{1}{12} \frac{J_{yd}}{J_{yc}} \left\{ \left(\frac{c}{L} \right)^3 X_2^2 + 8 \left(\frac{k}{e} \right)^3 \left(\frac{e}{L} \right) + \frac{c}{L} \left[\left(1 - 2 \frac{k}{e} \right) - \frac{c}{L} X_2 \right]^2 \right\} \tag{4}$$



Rys. 2. Schematy obciążeń mostu pod wpływem działania poziomych sił masowych

Sztywność mostu pod wpływem siły przekazującej, działającej wzdłuż jednej czołownicy, wyznacza związek:

$$K_{ms} = \frac{1}{\delta_{ss}} = \frac{E \cdot J_{yd}}{\alpha \cdot L^3} \quad [5]$$

Podstawiając do wzoru [4] $k = 0$ otrzymuje się:
 $\alpha = \frac{1}{24} \left(1 + \frac{c}{L} \frac{J_{yd}}{J_{yc}} \right)$, co pozwala wyznaczyć sztywność przy przekrojeniu dla prostokątnej ramy o wymiarach $c \times L$:

$$K'_{ms} = \frac{24E \cdot J_{yd}}{L^3 \left(1 + \frac{c}{L} \frac{J_{yd}}{J_{yc}} \right)} \quad [6]$$

Sztywność mostu przy działaniu poziomych sił masowych

Schemat obciążenia ramy mostu w rozpatrywanym przypadku pokazany jest na rys. 2a, gdzie: R_h — pozioma siła przyłożona w środku rozpiętości, przyjęta jako siła skupiona, działająca na każdy z dźwigarów głównych mostu; G_h — poziome obciążenie pochodzące od sił masowych, traktowane jako równomiernie rozłożone i działające na każdy z dźwigarów mostu.

W omówionym schemacie obciążenia przyjęto uproszczenie polegające na tym, że siły poziome pochodzące od wózka zastąpiono siłą skupioną P_h , działającą na każdy z dźwigarów. Dla mostów średniej i dużej rozpiętości uproszczenie to nie daje istotnych różnic obliczanych wielkości. Ponadto przyjęto równomierny rozkład sił P_h na oba dźwigary, co przy powszechnie stosowanym tocznym łożyskowaniu kół jezdnych jest słuszne pod warunkiem nieprzekroczenia sił przyczepności pomiędzy kołami wózka a szyną.

Wychodząc z równości kątów obrotu przekroju końcowego dźwigara (L. 4) można wyznaczyć wartość momentu węzłowego:

$$M_w = \frac{M'_w}{D}$$

gdzie: $M'_w = \frac{P_h \cdot L}{8} + \frac{G_h \cdot L}{12}$ — moment gnący w absolutnie sztywnym zamocowaniu oraz

$$D = 1 + \frac{1}{3} \frac{J_{yd}}{J_{yc}} \left(\frac{c}{L} \right)^3 + \left(\frac{2k}{L} \right)^3 \quad [7]$$

Ugięcie dźwigara w środku rozpiętości można określić metodą superpozycji:

$$f_h = \frac{P_h \cdot L^3}{48E \cdot J_{yd}} + \frac{5}{384} \frac{G_h \cdot L^3}{E \cdot J_{yd}} - \frac{M_w \cdot L^2}{8E \cdot J_{yd}}$$

i po odpowiednim uporządkowaniu przedstawić w sposób następujący:

$$f_h = f_{Ph} + f_{Gh}$$

gdzie:

$$f_{Ph} = \frac{P_h \cdot L^3}{192E \cdot J_{yd}} \left(4 - \frac{3}{D} \right) \quad [8]$$

$$f_{Gh} = \frac{G_h \cdot L^3}{384E \cdot J_{yd}} \left(5 - \frac{4}{D} \right) \quad [9]$$

Dla ramy prostokątnej (rys. 2b), dla której $k = 0$, wzory [8] i [9] przyjmują postać:

$$f'_{Ph} = \frac{P_h \cdot L^3}{192E \cdot J_{yd}} \frac{1+4m}{1+m} \quad [10]$$

$$f'_{Gh} = \frac{G_h \cdot L^3}{384E \cdot J_{yd}} \frac{1+5m}{1+m} \quad [11]$$

gdzie: $m = \frac{1}{3} \frac{c}{L} \frac{J_{yd}}{J_{yc}}$.

Z uwagi na to, że przy obliczeniach dynamicznych redukcja mas przeprowadzana jest do środka rozpiętości mostu, sztywność ustroju nośnego w płaszczyźnie poziomej przy działaniu sił masowych wyrażają następujące związki:

— dla pełnego ustroju nośnego suwnicy wg rys. 2a

$$K_{mh} = \frac{P_h}{f_{Ph}} \quad [12]$$

— dla ramy prostokątnej wg rys. 2b

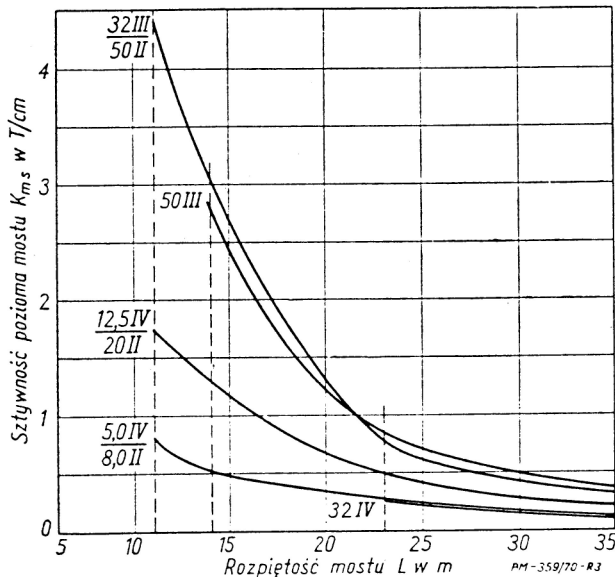
$$K'_{mh} = \frac{P_h}{f'_{Ph}} \quad [13]$$

Parametry aktywności w płaszczyźnie poziomej typowych dwukierunkowych mostów skrzynkowych

Q w T	Grupa na- tężenia ruchu	L w m	X ₂ w T	$\frac{K_{ms}}{K'_{ms}}$ w T/cm	$\frac{K_{mh}}{K'_{mh}}$ w T/cm
3,2	IV	23	6,044	$\frac{0,258}{0,281}$	$\frac{2,490}{2,301}$
3,2	IV	35	8,323	$\frac{0,115}{0,136}$	$\frac{1,208}{1,131}$
5 8	IV II	11	2,824	$\frac{0,791}{0,762}$	$\frac{6,670}{6,157}$
5 8	IV II	14	3,469	$\frac{0,513}{0,515}$	$\frac{4,525}{4,175}$
5 8	IV II	23	6,059	$\frac{0,268}{0,281}$	$\frac{2,525}{2,300}$
5 8	IV II	35	8,291	$\frac{0,119}{0,142}$	$\frac{1,262}{1,179}$
12,5/3,2 20/5	IV II	11	2,025	$\frac{1,725}{1,566}$	$\frac{14,837}{12,958}$
12,5/3,2 20/5	IV II	14	2,490	$\frac{1,274}{1,224}$	$\frac{12,227}{10,372}$
12,5/3,2 20/5	IV II	23	4,235	$\frac{0,483}{0,476}$	$\frac{4,737}{4,039}$
12,5/3,2 20/5	IV II	35	6,540	$\frac{0,203}{0,201}$	$\frac{1,839}{1,643}$
32/8 50/12,5	III II	11	1,394	$\frac{4,405}{3,867}$	$\frac{38,067}{32,647}$
32/8 50/12,5	III II	14	1,714	$\frac{3,062}{2,784}$	$\frac{29,108}{24,085}$
32/8 50/12,5	III II	23	2,909	$\frac{0,770}{0,724}$	$\frac{6,890}{5,989}$
32/8 50/12,5	III II	35	4,518	$\frac{0,313}{0,298}$	$\frac{2,765}{2,442}$
50/12,5	III	14	1,608	$\frac{2,778}{2,636}$	$\frac{26,912}{22,575}$
50/12,5	III	23	2,604	$\frac{0,820}{0,773}$	$\frac{7,519}{6,458}$
50/12,5	III	35	4,014	$\frac{0,348}{0,331}$	$\frac{3,199}{2,757}$

Sztywność pozioma suwnic

Wykorzystując wprowadzone zależności przeprowadzono obliczenia sztywności poziomej niektórych typowych dwudźwigarowych suwnic skrzynkowych produkcji krajowej o udźwigu $3,2 \div 50$ T i rozpiętości $11 \div 35$ m. Dane z obliczeń wykonanych przy użyciu maszyny cyfrowej zestawiono w tablicy. Na rys. 3 zinterpretowano graficznie przebiegi sztywności K_{ms} (przy przekoszeniu wg wzoru [5]) zależnie od rozpiętości i udźwi-



Rys. 3. Zależność poziomej sztywności mostu od rozpiętości i udźwigu

gu mostu. Można zauważyć, że wartości sztywności K_{mh} (przy działaniu sił masowych wg wzoru [12]) będą miały bardzo zbliżony przebieg do przedstawionych na rys. 3, bowiem stosunek $K_{mh}/K_{ms} \approx \text{const}$ i zawiera się w granicach od 8,5 do 10,5. A zatem dla przy-

bliżonej oceny przebiegu K_{mh} wystarczy na rys. 3 zwiększyć dziesięciokrotnie skalę rzędnych.

* * *

Podsumowując zawarte w artykule rozważania można stwierdzić co następuje:

— przedstawione zależności końcowe mogą być wykorzystane w toku projektowania suwnic do wyznaczania ugięć i sztywności w płaszczyźnie poziomej dwudźwigarowych skrzynkowych mostów suwnicowych;

— przeprowadzone obliczenia szeregu typowych mostów suwnicowych umożliwiły zobrazowanie zakresu zmienności sztywności poziomej w zależności od rozpiętości i udźwigu.

Na zakończenie należy dodać, że przedstawiony sposób wyznaczania poziomej sztywności mostów oparty jest na rozważaniach teoretycznych, w których największe zastrzeżenie może budzić założenie idealnej sztywności połączenia dźwigara z czołownicą. W rzeczywistych rozwiązaniach przy wykonaniu tego węzła jako połączenia spawanego warunki zamocowania są bardzo zbliżone do idealnie sztywnego utwierdzenia. Przy połączeniach śrubowych należy się liczyć z pewną podatnością tych węzłów, wskutek czego rzeczywista wielkość sztywności poziomej mostu okaże się mniejsza od wartości obliczonej w omawiany wyżej sposób. Potwierdzają to bardzo nieliczne badania własne i obce. Zagadnienie to wymaga pełniejszego zbadania doświadczalnego.

LITERATURA

1. M. Gieraszewski: Ramy. Budownictwo i Architektura 1955.
2. P. B. Golman: Gorizontalnaja žestkost mosta krana. Wiestnik Maszinstrojenija, nr 7/1955.
3. A. I. Stiepanowa: Rabota normalnych kranowych mostow pri pierekosach. Trudy WNIIPTMASZ, nr 24/1959.
4. M. M. Gochberg: Mietalliczeskije konstrukcii podjomno-transportnych maszin, Maszinstrojenije. Leningrad 1970.
5. E. F. Krejczy: Uprugije pierekosy ram mostowych kranow. Wiestnik Maszinstrojenija, nr 2/1970.

Odkształcenia i paczenie się przedmiotów nawęglanych

Przyczyny powstawania i sposoby zapobiegania odkształceniom

JERZY WYSZKOWSKI

Odkształceniami nazywa się równomierne zmiany wymiarowe przedmiotu po obróbce cieplnej nie powodujące naruszenia jego kształtu i symetrii. Przyczyną odkształceń są zmiany objętościowe natury cieplnej i strukturalnej. Mianem paczenia się okre-

W artykule omówiono współczesne metody ograniczania paczenia się i odkształcania przedmiotów nawęglanych w produkcji wielkoseryjnej. Scharakteryzowano wpływ takich czynników, jak kształt przedmiotu, rozkład i grubość warstwy nawęglonej, zawartość węgla i hartowność stali, mikrostruktura i twardość w stanie wyjściowym, warunki nawęglania i sposób obróbki cieplnej. Wykazano poza tym, że w celu utrzymania zmian wymiarowych podczas nawęglania w ustalonym zakresie konieczne jest kontrolowanie określonych czynników na różnych etapach wytwarzania, a zwłaszcza stosowanie półfabrykatów hutniczych o reglamentowanej hartowności, optymalnej twardości i mikrostrukturze.

śla się nierównomierne zmiany wymiarowe powodujące naruszenie kształtu i symetrii przedmiotu. Głównym powodem paczenia się jest nierównomierne grzanie lub chłodzenie przedmiotu podczas obróbki cieplnej. W zależności od kształtu przedmiotu i rodzaju zabiegów cieplnych mogą przeważać w nim bądź równomierne, bądź też nierównomierne zmiany wymiarowe.

Dążenie do stałej obniżki kosztów wytwarzania

Dr inż. Jerzy Wyszkowski jest pracownikiem naukowo-badawczym w Instytucie Mechaniki Precyzyjnej w Warszawie.