

## EWOLUCJA ZNISZCZEŃ KOROZYJNYCH I JEJ WPŁYW NA NOŚNOŚĆ PRZEKROJU ŻELBETOWEGO

Jan KUBIK (Opole), Adam ZYBURA (Gliwice)

### 1. WSTĘP

Analizując pracę konstrukcji żelbetowych poddanych agresywnemu działaniu otoczenia, musimy określić zarówno stan naprężenia, jak i nośność najbardziej wyężonych przekrojów. Do opisu obydwóch problemów jest konieczne przyjęcie odpowiedniego modelu korozji. Okazuje się, że opisanie korozji betonu zadaniami początkowo-brzegowymi równania dyfuzji umożliwia wprowadzenie zjawisk korozji w sferę mechaniki. Zasady podejścia oraz rozwiązania dla półprzestrzeni przedstawiono w pracy [1]. Korzystając z uzyskanych w niej wyników, opisano stan naprężenia w korodujących prętowych ustrojach żelbetowych, [2]. Przyjęto tam założenie, że czoło frontu korozji przesuwa się w czasie równoległe do krawędzi zewnętrznych przekroju. W rozważaniach statycznych uproszczenie powyższe nie wpływa istotnie na uzyskane wyniki (wielkości sił wewnętrznych), natomiast dla nośności przekroju założenie to musi być zweryfikowane.

W niniejszej pracy przedstawimy badania nad kształtem strefy skorodowanej w najczęściej spotykanym w praktyce przekroju prostokątnym. Problem ujmemy zadaniami początkowo-brzegowymi równania dyfuzji. W ten sposób mamy możliwość prowadzenia rozważań w zakresie fizyki zjawiska z pominięciem aspektu chemicznego. Otrzymane wyniki zastosujemy dalej do wyznaczenia obliczeniowej nośności zginanego żelbetowego przekroju prostokątnego, uszczuplanego korozją betonu i stali zbrojeniowej. Analityczny opis zmian obliczeniowej nośności ujmuje wpływ różnych czynników, a w tym wskaźnika wodno-cementowego  $w/c$  betonu. Przedstawione rozwiązania pozwalają wnioskować na temat najważniejszego, ze względu zabezpieczenia przeciw korozji, doboru parametrów przekroju poprzecznego oraz składników betonu.

### 2. ZASIĘG KOROZJI W BETONOWYM PRZEKROJU PROSTOKĄTNYM

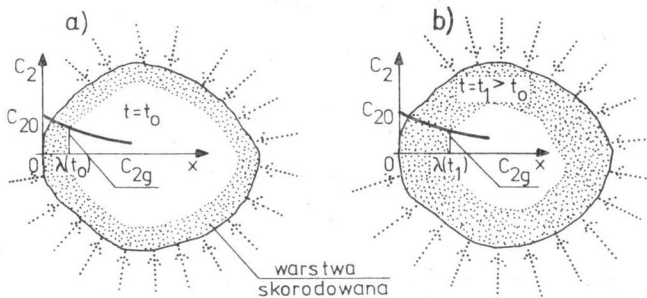
Określenie grubości strefy skorodowanego betonu opierało się dotychczas na metodach doświadczalnych — np. [3, 4, 5]. Jednak wyników uzyskanych tymi sposobami nie można stosować wprost w wielu zagadnieniach praktycznych, bowiem są one ważne jedynie dla półprzestrzeni. W rzeczywistości mamy do czynienia z elementami mającymi przekroje poprzeczne o ustalonych brzegach. Przeważnie w takich przypadkach w częściach przekrojów (np. narożach) wpływy wielokierunkowego działania substancji agresywnej su-

mują się, powodując odmienne niż w półprzestrzeni narastanie w czasie warstwy zniszczonej. Okazuje się, że ujęcie korozji betonu zadaniami początkowo-brzegowymi równania dyfuzji jest najogólniejszą propozycją określenia grubości warstw zniszczonych, [1]. W ten bowiem sposób z jednolitego wspólnego podejścia można wyznaczać zasięgi stref skorodowanego betonu, zarówno dla półprzestrzeni [1] jak i dla elementów o kształtach dowolnych. W dalszej części pracy wykorzystamy równania dyfuzji do badania zasięgu strefy skorodowanej w betonowym przekroju prostokątnym.

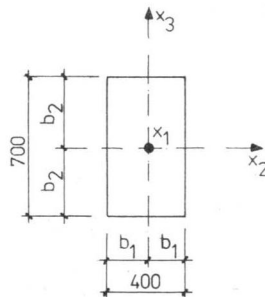
## 2.1. ROZWIĄZANIE ZADANIA

Założmy, że działające na beton substancje wywołują korozję zaliczaną według klasyfikacji MOSKWINA, [6], do grupy drugiej. W wyniku reakcji chemicznej powstają więc związki nie wykazujące właściwości wiążących lub ulegające łatwo wymyciu (np. wskutek działania większości kwasów). Przyjmijmy, że obszar skorodowany określony będzie brzegiem przekroju oraz punktami, w których stężenie medium agresywnego przyjmie wartość graniczną ( $C_{2g}$ ) — rys. 1. Dla stężeń substancji  $C_2$  (we wnętrzu przekroju) większych od stężenia granicznego  $C_{2g}$  ( $C_2 \geq C_{2g}$ ) następuje całkowite zniszczenie struktury betonu. Oczywiście dla danej substancji stężenie graniczne  $C_{2g}$  jest w przybliżeniu wartością stałą.

Problem wyznaczenia zasięgu strefy skorodowanej przedstawimy jako zadanie początkowo-brzegowe równania dyfuzji, określając zmienne pole koncentracji  $C_2$  substancji



Rys. 1



Rys. 2

agresywnej, dyfundującej do wnętrza przekroju prostokątnego (rys. 2). Pole to ma spełniać niestacjonarne, bezźródłowe równanie dyfuzji:

$$(2.1) \quad \nabla^2 C_2 = \frac{1}{D} \dot{C}_2,$$

gdzie:

$$\nabla^2 = \frac{\partial^2}{\partial x_2^2} + \frac{\partial^2}{\partial x_3^2},$$

we wnętrzu prostokąta określonego współrzędnymi

$$(2.2) \quad \begin{aligned} -b_1 &\leq x_2 \leq b_1, \\ -b_2 &\leq x_3 \leq b_2. \end{aligned}$$

Na brzegu prostokąta koncentracja  $C_2$  przyjmie wartości:

— dla  $-b_1 \leq x_2 \leq b_1$  i  $t > 0$ :

$$(2.3) \quad C_2(x_2, -b_2, t) = C_2(x_2, b_2, t) = C_{20},$$

— dla  $-b_2 \leq x_3 \leq b_2$  i  $t > 0$ :

$$(2.4) \quad C_2(-b_1, x_3, t) = C_2(b_1, x_3, t) = C_{20},$$

natomiast na początku procesu

$$(2.5) \quad C_2(x_2, x_3, t = 0) = 0.$$

Mając wyznaczone pole koncentracji możemy w wyniku interpolacji znaleźć linie o stałym stężeniu granicznym:

$$(2.6) \quad C_2(x_2, x_3, t)|_{\Gamma} = C_{2g}, \quad \Gamma = \Gamma(x_2, x_3, t).$$

Określą one zasięg zniszczeń korozyjnych. Oczywiście w chwili początkowej krzywa  $\Gamma(x_2, x_3, t = 0)$  pokrywa się z brzegiem prostokąta.

Rozwiązania podobnych problemów są znane w literaturze dotyczącej przepływów cieplnych, opisanych takim samym typem parabolicznego równania różniczkowego rzędu drugiego. Z uwagi na przyjęty typ warunków brzegowych, rozwiązanie równania (2.1) uzyskamy w postaci iloczynu dwóch funkcji zmiennych  $x_2$  i  $x_3$ . Wykorzystamy w ten sposób podane w monografii ŁYKOWA, [7] znane twierdzenie, dotyczące przepływów ciepła. W efekcie przepływ w prostokącie wyznaczmy na podstawie rozwiązania dla dwóch przepływów jednowymiarowych, w warstwach o grubościach równych wymiarom poszczególnych boków prostokąta.

Rozważania będziemy prowadzić w formie bezwymiarowej, opierając się na tzw. liczbie Fouriera:

$$(2.7) \quad F'_0 = \frac{Dt}{b^2},$$

gdzie  $D$  jest sprowadzonym współczynnikiem dyfuzji substancji agresywnej w betonie,  $b$  — połową grubości warstwy do której dyfunduje substancja, natomiast  $t$  — czasem.

Dla współrzędnych punktów  $x_2$ ,  $x_3$ , wyznaczmy według ŁYKOWA, [7], nadwyżki względnego stężenia w warstwach o grubościach  $2b_1$  i  $2b_2$ :

$$(2.8) \quad \Theta(x, t) = 1 - \sum_{n=1}^{\infty} (-1)^{n+1} \left[ \operatorname{erfc} \frac{(2n-1) - \frac{x}{b}}{2\sqrt{F'_0}} + \operatorname{erfc} \frac{(2n-1) + \frac{x}{b}}{2\sqrt{F'_0}} \right],$$

$n = 1, 2, 3, \dots,$

gdzie:

$$\operatorname{erfc} u = 1 - \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^u e^{-u^2} du.$$

Następnie na podstawie związku (por. [7]):

$$(2.9) \quad \Theta(x_2, x_3, t) = \Theta(x_2, t)\Theta(x_3, t),$$

określimy te nadwyżki dla rozpatrywanego przekroju prostokątnego. Korzystając z zależności ([7]):

$$(2.10) \quad \Theta(x_2, x_3, t) = \frac{C_2(x_2, x_3, t) - C_{20}}{C_{2H} - C_{20}},$$

w której  $C_{20}$  oznacza stężenie substancji na brzegu,  $C_{2H}$  — stężenie tej samej substancji w przekroju na początku procesu ( $t = 0$ ),  $C_2(x_2, x_3, t)$  — stężenie w punkcie  $(x_2, x_3)$  i czasie  $t$ , oraz zakładając, że w chwili  $t = 0$  brak było w przekroju substancji agresywnej ( $C_{2H} = 0$ ), wyznaczmy funkcję koncentracji

$$(2.11) \quad C_2(x_2, x_3, t) = C_{20}[1 - \Theta(x_2, x_3, t)].$$

W wyniku powyższych rozważań możemy łatwo uzyskać całą klasę rozwiązań, w ramach rodziny rozwiązań wzajemnie podobnych. Należy podkreślić, że dyfuzyjne przepływy masy charakteryzują się małymi liczbami Fouriera  $F'_0$  (w odróżnieniu od przepływów cieplnych), co przy obliczaniu stężeń wymaga korzystania z bardzo dokładnych wartości funkcji  $\operatorname{erf} u$  z przedziału  $2,7 \leq u < \infty$ .

## 2.2. ANALIZA LICZBOWA

Wyznamy zasięg zniszczeń korozyjnych betonu w przekroju prostokątnym o wymiarach  $2b_1 = 400$  mm i  $2b_2 = 700$  mm (rys. 2). Załozymy, że element jest wykonany z betonu o wskaźniku wodno-cementowym  $w/c = 0,5$ , natomiast działające medium to roztwór kwasu azotowego ( $\text{HNO}_3$ ) o stężeniu  $C_{20} = 0,5$  g/l. Określimy rozkład stężeń substancji agresywnej w przekroju poprzecznym elementu dla czasu  $t = 2, 7$  i 15 lat oraz wyznaczmy w tych okresach strefy skorodowane. Przyjmijemy w środku prostokąta układ współrzędnych (rys. 2) oraz dla kwasu  $\text{HNO}_3$  i betonu o wskaźniku  $w/c = 0,5$  sprowadzony współczynnik dyfuzji  $D = 6,1 \cdot 10^{-6}$  cm<sup>2</sup>/godz.

Następnie dla obu wymiarów prostokąta oraz rozważanych czasów  $t$ , obliczymy według zależności (2.7) odpowiednie liczby Fouriera podane w tablicy 1. Dobierając współrzędne  $x_2$  i  $x_3$  co 5 mm na podstawie związku (2.8) wyznaczmy nadwyżki względne

Tablica 1

Liczby Fouriera  $F'_0$

$t$ [lata]	2	7	15
$b_1 = 200$ mm	$2,672 \cdot 10^{-4}$	$9,351 \cdot 10^{-4}$	$2,004 \cdot 10^{-3}$
$b_2 = 350$ mm	$8,724 \cdot 10^{-5}$	$3,053 \cdot 10^{-4}$	$6,543 \cdot 10^{-4}$

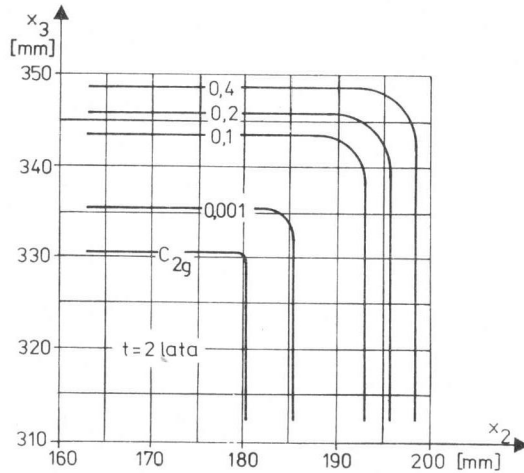
Tablica 2

Rozkład stężeń  $C_2(x_2, x_3, t = 2 \text{ lata})$  przy stężeniu brzegowym  $C_{20} = 0,5 \text{ g/l}$

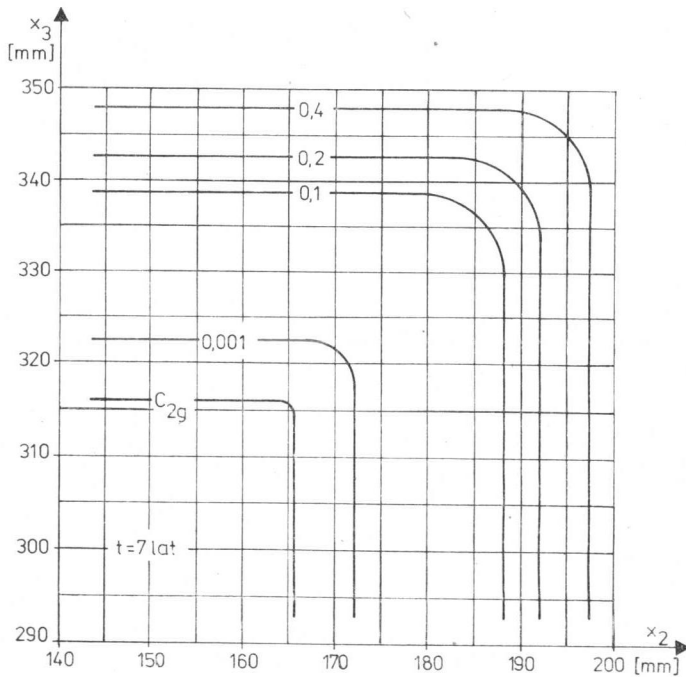
$x_2 \backslash x_3$	165	170	175 *	180	185	190	195	200
350	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5
345	0,140	0,140	0,140	0,140	0,140	0,151	0,240	0,5
340	$1,54 \cdot 10^{-2}$	$1,54 \cdot 10^{-2}$	$1,54 \cdot 10^{-2}$	$1,55 \cdot 10^{-2}$	$1,61 \cdot 10^{-2}$	$3,04 \cdot 10^{-2}$	0,151	0,5
335	$6,50 \cdot 10^{-4}$	$6,50 \cdot 10^{-4}$	$6,50 \cdot 10^{-4}$	$6,58 \cdot 10^{-4}$	$1,30 \cdot 10^{-3}$	$1,61 \cdot 10^{-2}$	0,140	0,5
330	$7,91 \cdot 10^{-6}$	$7,91 \cdot 10^{-6}$	$7,94 \cdot 10^{-6}$	$1,58 \cdot 10^{-5}$	$6,58 \cdot 10^{-4}$	$1,54 \cdot 10^{-2}$	0,140	0,5
325	$3,40 \cdot 10^{-8}$	$3,45 \cdot 10^{-8}$	$6,80 \cdot 10^{-8}$	$7,94 \cdot 10^{-6}$	$6,50 \cdot 10^{-4}$	$1,54 \cdot 10^{-2}$	0,140	0,5
320	$5,00 \cdot 10^{-10}$	$1,00 \cdot 10^{-9}$	$3,45 \cdot 10^{-8}$	$7,91 \cdot 10^{-6}$	$6,50 \cdot 10^{-4}$	$1,54 \cdot 10^{-2}$	0,140	0,5
315	0	$5,00 \cdot 10^{-10}$	$3,40 \cdot 10^{-8}$	$7,91 \cdot 10^{-6}$	$6,50 \cdot 10^{-4}$	$1,54 \cdot 10^{-2}$	0,140	0,5

stężenia  $\Theta(x_2, t)$  i  $\Theta(x_3, t)$  dla warstw o grubościach  $2b_1 = 2 \cdot 200$  mm i  $2b_2 = 2 \cdot 350$  mm, po czym na podstawie wzoru (2.9) określimy nadwyżki stężenia  $\Theta(x_2, x_3, t)$  dla przekroju prostokątnego. Posługując się zależnością (2.11) obliczymy wartości liczbowe pól koncentracji  $C_2(x_2, x_3, t)$  dla czasu  $t = 2, 7$  i 15 lat. W tabelicy 2 przykładowo zamieszczono te wartości, uzyskane dla czasu  $t = 2$  lata.

Następnie, zgodnie z własnymi badaniami i rozważaniami, dla kwasu  $\text{HNO}_3$



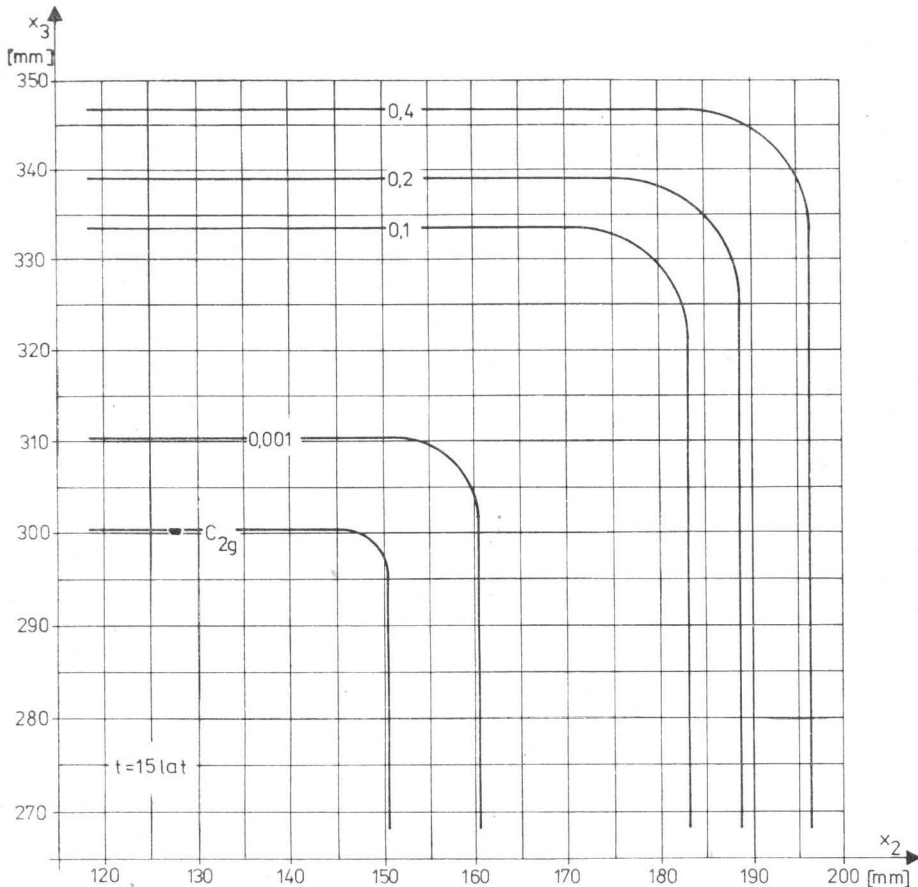
Rys. 3



Rys. 4

i betonu o wskaźniku  $w/c = 0,5$  wyznaczmy stężenie graniczne  $C_{2g} = 5,615 \cdot 10^{-5}$  g/l. Opierając się na wartościach liczbowych pól koncentracji  $C_2(x_2, x_3, t)$  określimy rzędne warstw stężeń 0,4, 0,2, 0,1, 0,001 g/l oraz stężenia granicznego  $C_{2g}$ . Nanosząc te wartości na wykresy uzyskamy plany warstw stężeń w narożach prostokąta dla odpowiednich okresów czasu (rys. 3, 4 i 5). Oczywiście warstwy są poza narożem prawie równoległe do brzegu i stanowią przedłużenie krzywych z wykresu.

Dla krótkich okresów czasu ( $t = 2$  lata —rys. 3) obserwuje się mały wpływ naroża na rozkład stężenia. Istnieje tylko nieznaczne wyokrąglenie warstw, a warstwa stężenia granicznego wytyczająca kształt strefy skorodowanej jest równoległa do brzegu na całej swej długości. Podobna sytuacja zachodzi dla czasu  $t = 7$  lat (rys. 4) z tym, że zasięg penetracji środowiska przemieszcza się w głąb przekroju. Warstwa stężenia granicznego  $C_{2g}$  jest także praktycznie równoległa do brzegu. Po 15 latach (rys. 5) wpływ naroża jest już znaczniejszy, co uwiadcza się w dość dużym wyokrągleniu warstw. Także w narożu warstwy stężenia granicznego zauważa się wyraźne wyokrąglenie, występujące na długości ok. 10 mm.



Rys. 5

Opierając się na uzyskanych wynikach liczbowych można postulować dla potrzeb inżynierskich możliwość wyznaczania strefy skorodowanej betonu w sposób uproszczony. Uproszczenie to polega na nieuwzględnianiu w obliczeniach wpływu dwukierunkowego działania substancji agresywnej w narożach i określaniu zasięgu warstwy zniszczonej na podstawie rozwiązania jednowymiarowego zadania dyfuzji dla półprzestrzeni, [1]. Grubość strefy skorodowanej w prostokątnym przekroju betonowym, z dostateczną dla praktyki dokładnością, można więc wyznaczyć z zależności, [1]:

$$(2.12) \quad \lambda(t) = k\sqrt{t},$$

w której  $k$  oznacza stały współczynnik, natomiast  $t$  — czas. Należy jednak zaznaczyć, że mogą istnieć takie przypadki, w których tzw. efekt naroża będzie miał istotne znaczenie dla zasięgu warstw zniszczonych. Jednak wtedy przepływ musi charakteryzować się stosunkowo dużą liczbą Fouriera oraz stężenie substancji agresywnej musi mieć dość znaczną wartość.

### 3. NOŚNOŚĆ ZGINANEGO ŻELBETOWEGO PRZEKROJU PROSTOKĄTNEGO

Wyznamy zmiany nośności zginanego żelbetowego przekroju prostokątnego, poddanego działaniu korozji. Założymy, że pod wpływem środowiska agresywnego beton ulega równomiernej korozji wzdłuż obwodu przekroju, przy czym korozja jest zaliczana według klasyfikacji MOSKWINA, [6], do grupy drugiej. Stal zbrojeniowa na odcinkach pomiędzy rysami nie ulega korozji, natomiast w obszarach rys koroduje równomiernie po obwodzie przekroju wkładek, [1].

Zgodnie z poprzednio przeprowadzonymi rozważaniami przyjmujemy uproszczenie, w myśl którego zasięg strefy skorodowanej w przekroju prostokątnym obliczymy na podstawie rozwiązania jednowymiarowego zadania dyfuzji — dla półprzestrzeni. Tak więc głębokość zniszczenia betonu  $\lambda(t)$  określimy zależnością (2.12), [1]. Występujący w tym wzorze współczynnik  $k$  stały dla danej substancji i betonu jest wyznaczany doświadczalnie. Według badań POLAKA, GELFMANA i ORATOWSKIEJ [4, 5] można go opisać związkiem:

$$(3.1) \quad k = \sqrt{1,5 \Delta K \left( \Delta W + \frac{w}{c} \right) (\Delta C + C_{20})},$$

w którym  $\Delta K$ ,  $\Delta W$ ,  $\Delta C$  oznaczają stałe wyznaczone oryginalną metodą autorów badań,  $w/c$  — wskaźnik wodno-cementowy betonu, natomiast  $C_{20}$  — stężenia substancji agresywnej.

Przeprowadzona w pracy [1] analiza wyników pomiarów wżerów, które powstają na stali zbrojeniowej w obrębie rysy, pozwoliła na ujęcie głębokości zniszczeń korozyjnych wkładek rozciąganych równaniem:

$$(3.2) \quad A(t) = P(1 - e^{-Rt}) + St.$$

W wyrażeniu tym  $P$ ,  $R$  i  $S$  są stałymi przyjmowanymi według [1] w zależności od środowiska agresywnego i szerokości rozwarcia rys, natomiast  $t$  jest czasem.

W myśl uczynionego założenia szerokość przekroju poddanego korozji wyrazi się zależnością:

$$(3.3) \quad b(t) = b - 2\lambda(t),$$



a jego wysokość użyteczną związkami:

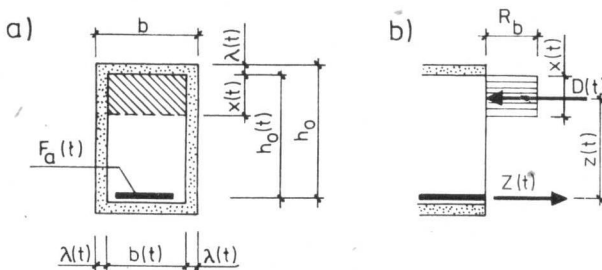
$$(3.4) \quad h_0(t) = h_0 - \lambda(t).$$

W powyższych wzorach  $b$  i  $h_0$  są odpowiednio szerokością i wysokością użyteczną przekroju izolowanego od wpływów korozji.

Zgodnie z przyjętym ustaleniem, dla wkładek o profilu kołowym, powierzchnię zbrojenia rozciąganego w przekroju poddanym korozji wyznaczmy ze związku, [1]:

$$(3.5) \quad F_a(t) = F_a - N\pi d\lambda(t),$$

gdzie  $F_a$  oznacza początkową powierzchnię zbrojenia rozciąganego (brak korozji),  $N$  i  $d$  — liczbę i średnicę wkładek zbrojeniowych. Zmiany parametrów geometrycznych przekroju poprzecznego w wyniku korozji przedstawiono na rys. 6a.



Rys. 6

Założymy, że przekrój osiąga obliczeniową nośność graniczną, wobec czego charakteryzuje się schematem sił wewnętrznych przedstawionym na rys. 6b. Według [10] naprężenie w betonie jest równe obliczeniowej wytrzymałości na ściskanie  $R_b$ , natomiast naprężenie w zbrojeniu — obliczeniowej wytrzymałości na rozciąganie  $R_a$ .

Ustalając warunek równości rzutu sił na oś poziomą wyznaczmy zmienną w czasie wysokość strefy ściskanej

$$(3.6) \quad x(t) = \frac{F_a - N\pi d\lambda(t)}{b - 2\lambda(t)} \frac{R_a}{R_b},$$

po czym ramię sił wewnętrznych

$$(3.7) \quad z(t) = h_0 - \lambda(t) - 0,5 \frac{F_a - N\pi d\lambda(t)}{b - 2\lambda(t)} \frac{R_a}{R_b}.$$

Z warunku równowagi momentów względem punktu przyłożenia wypadkowej bryły naprężeń ściskających określimy zmienną w czasie obliczeniową nośność przekroju żelbetowego poddanego korozji:

$$(3.8) \quad M(t) = F_a(t) R_a z(t).$$

Następnie nośność przekroju żelbetowego poddanego korozji  $M(t)$  przedstawimy w postaci iloczynu nośności identycznego przekroju izolowanego od korozji  $M$  oraz pewnej funkcji ujmującej wpływ korozji  $\varphi(t)$ :

$$(3.9) \quad M(t) = M\varphi(t).$$

Podstawiając do wyrażenia (3.8) wzory (3.5) i (3.7) otrzymamy związek

$$(3.10) \quad M(t) = [F_a - N\pi d\lambda(t)] R_a \left[ h_0 - \lambda(t) - 0,5 \frac{F_a - N\pi d\lambda(t)}{b - 2\lambda(t)} \frac{R_a}{R_b} \right].$$

Wprowadzając znane w żelbecie parametry

$$(3.11) \quad \mu = \frac{F_a}{bh_0}, \quad \zeta = 1 - 0,5 \frac{x}{h_0}$$

i przekształcając wzór (3.10) uzyskamy wyrażenie opisujące zmienną w czasie nośność poddanego korozji przekroju prostokątnego

$$(3.12) \quad M(t) = M \left\{ 1 + \frac{\mu R_a}{2\zeta R_b} - \frac{4 \left[ 1 - \frac{\lambda(t)}{h_0} \right] A(t)}{\zeta d} - \frac{\lambda(t)}{\zeta h_0} - \frac{\mu \left[ 1 - \frac{4\lambda(t)}{d} \right]^2}{2\zeta \left[ 1 - \frac{2\lambda(t)}{b} \right]} \frac{R_a}{R_b} \right\}.$$

W wyrażeniu (3.12)  $M$  jest obliczeniową nośnością identycznego przekroju żelbetowego izolowanego od korozji

$$(3.13) \quad M = F_a R_a h_0 \zeta.$$

Otrzymaliśmy więc poszukiwaną postać nośności przekroju żelbetowego poddanego korozji, w formie iloczynu nośności identycznego przekroju izolowanego od wpływów korozji  $M$  oraz funkcji ujmującej wpływ korozji

$$(3.14) \quad \varphi(t) = 1 + \frac{\mu R_a}{2\zeta R_b} - \frac{4 \left[ 1 - \frac{\lambda(t)}{h_0} \right] A(t)}{\zeta d} - \frac{\lambda(t)}{\zeta h_0} - \frac{\mu \left[ 1 - \frac{4\lambda(t)}{d} \right]^2}{2\zeta \left[ 1 - \frac{2\lambda(t)}{b} \right]} \frac{R_a}{R_b}.$$

Oczywiście w chwili początkowej, gdy w przekroju żelbetowym korozja jeszcze się nie rozwija, wartość funkcji  $\varphi(t=0) = 1$ , natomiast dla czasu  $t > 0$  wartości funkcji spełniają warunek  $0 < \varphi(t) < 1$ .

Przedstawienie nośności żelbetowego przekroju poddanego korozji w postaci wyrażenia (3.9) pozwala na łatwe śledzenie związków zachodzących pomiędzy szeregiem czynników, np. wymiarami przekroju, grubością otuliny, średnicą zbrojenia, czy składem betonu. W dalszym ciągu pracy zbadamy wpływ wskaźnika wodno-cementowego  $w/c$  betonu i czasu  $t$  na zmiany obliczeniowej nośności przekroju prostokątnego.

#### 4. ZASTOSOWANIE PRAKTYCZNE

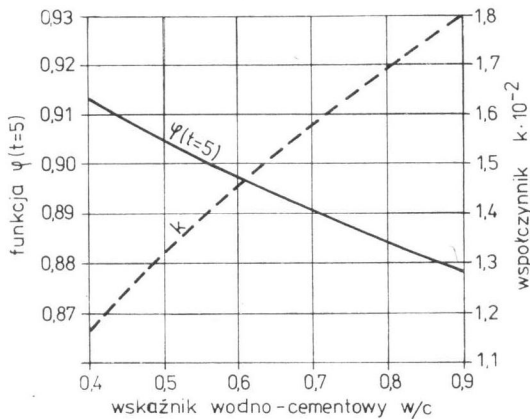
Wyznamy zmiany obliczeniowej nośności  $M(t)$  zginanego przekroju żelbetowego (rys. 8) poddanego korozji. Założymy, że element zostanie wykonany z betonu marki B200 oraz stali zbrojeniowej klasy A-I, dla których wytrzymałości obliczeniowe na ściskanie i na rozciąganie według [10] wynoszą  $R_b = 11,5$  MPa i  $R_a = 210$  MPa. Przekrój żelbetowy charakteryzuje się wymiarami  $b = 40$  cm,  $h_0 = 63,7$  cm, powierzchnią przekroju poprzecz-

nego zbrojenia rozciąganego  $F_a = 31,86 \text{ cm}^2$ , liczbą prętów  $N = 6$  oraz średnicą pojedynczego pręta  $d = 26 \text{ mm}$ . Ponadto szerokość rozwarcia rys równa się  $a_f = 0,2 \text{ mm}$ . Przyjmujemy, że element będzie okresowo nawilgaczany 0,05% roztworem kwasu azotowego ( $\text{HNO}_3$ ) z częstością 100 cykli na rok. Zmiany obliczeniowej nośności prześledzimy w dwóch przypadkach; w zależności od:

- wskaźnika  $w/c$  z przedziału  $[0,4, 0,9]$  dla czasu  $t = 5 \text{ lat}$ ,
- czasu  $t$  przy wskaźniku  $w/c = 0,5$ .

Okresowe nawilgaczanie roztworem kwasu w krótkich odcinkach czasu spowoduje stan stałego zawilgożenia betonu. Dlatego też korozję betonu opiszemy identycznie jak w przypadku środowiska działającego ciągle. Obecnie nie dysponujemy danymi doświadczalnymi ujmującymi korozję wkładek zbrojeniowych w zarysowanym betonie, więc z konieczności zastąpimy jego działanie okresowym nawilgaczaniem zwykłą wodą wodociągową, [1].

Analizę rozpoczniemy od obliczenia zasięgu korozji betonu  $\lambda(t)$  oraz głębokości wżerów na stali zbrojeniowej  $\Delta(t)$ . Dla kwasu  $\text{HNO}_3$ , według [4, 5, por. 1], przyjmujemy współczynniki:  $\Delta K = 2,95 \cdot 10^{-5} \text{ l} \cdot \text{cm}^2/\text{g} \cdot \text{godz.}$ ,  $\Delta W = -0,032$ ,  $\Delta C = 8,32 \text{ g/l}$ , po czym dla stężenia  $C_{20} = 0,5 \text{ g/l}$  (0,05%) i przyjętych wartości wskaźnika wodno-cementowego  $w/c$ , na podstawie zależności (3.1), określimy wartości współczynnika  $k$  (rys. 7). Dla rozważonej rys  $a_f = 0,2 \text{ mm}$  i okresowego nawilgaczania wodą z częstością 100 cykli na rok według pracy [1] przyjmujemy wartości współczynników  $S = 0,44245 \cdot 10^{-5} \text{ mm/dobę}$ ,  $P = 0,19063 \text{ mm}$ ,  $R = 2,01273 \cdot 10^{-3} \text{ dob}^{-1}$ . Posługując się zależnościami (2.12) i (3.2), dla rozważanych czasów  $t$ , obliczymy zasięg strefy skorodowanej betonu  $\lambda(t)$  oraz głębokości wżerów na stali zbrojeniowej  $\Delta(t)$ .



Rys. 7

Przystąpimy dalej do obliczania wartości funkcji ujmującej wpływ korozji  $\varphi(t)$  oraz zmian nośności przekroju  $M(t)$ . Na wstępie według wzorów (3.11) wyznaczmy parametry  $\mu = 1,25 \cdot 10^{-2}$  i  $\zeta = 0,885$  oraz na podstawie zależności (3.13) — obliczeniową nośność przekroju izolowanego od wpływu korozji  $M = 377,53 \text{ kN} \cdot \text{m}$ . Podstawiając wyżej wyznaczone wielkości do wzoru (3.14) określimy wartości funkcji  $\varphi(t)$ . Mnożąc te wartości przez początkową nośność przekroju  $M$  uzyskamy zmiany nośności w czasie  $M(t)$ . Obli-

Tablica 3

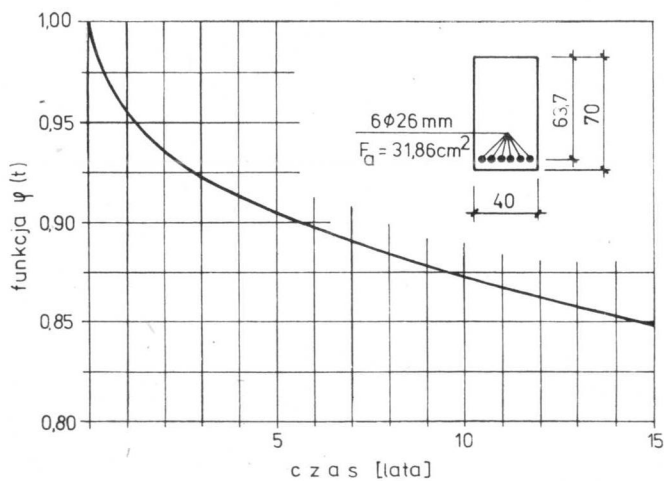
Zestawienie obliczonych wielkości dla czasu  $t = 5$  lat

$\frac{w}{c}$	Głębokość korozji		Funkcja $\varphi(t = 5 \text{ lat})$	Obliczeniowa nośność $M(t = 5 \text{ lat})$ [kN · m]
	betonu $\lambda(t = 5 \text{ lat})$	stali $\Delta(t = 5 \text{ lat})$		
0,4	25,08	0,194	0,913	344,80
0,5	28,28		0,905	341,77
0,6	31,16		0,898	338,96
0,7	33,79		0,891	336,39
0,8	36,23		0,885	333,99
0,9	38,52		0,879	331,70

Tablica 4

Zestawienie obliczonych wielkości dla wskaźnika wodno-cementowego  $\frac{w}{c} = 0,5$ 

Czas $t$ [lata]	Głębokość korozji [mm]		Funkcja $\varphi(t)$	Obliczeniowa nośność $M(t)$ [kN · m]
	betonu $\lambda(t)$	stali $\Delta(t)$		
1	12,64	0,101	0,956	360,89
2	17,87	0,150	0,937	353,66
5	28,28	0,194	0,905	341,77
7	33,43	0,201	0,891	336,43
10	39,96	0,207	0,873	329,69
15	48,94	0,215	0,848	320,15



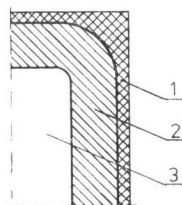
Rys. 8

czono wartości dla ustalonego czasu  $t = 5$  lat w zależności od wskaźnika  $w/c$  zamieszczono w tablicy 3; ilustrację zmian związku  $\varphi(t = 5 \text{ lat}) - w/c$  przedstawiono na rys. 7. Podobnie, wartości dla ustalonego wskaźnika  $w/c = 0,5$  w zależności od czasu  $t$  zestawiono w tablicy 4. Przebieg funkcji  $\varphi(t)$  w tym przypadku ilustruje rys. 8.

## 5. WNIOSKI I PODSUMOWANIE

Przeprowadzona analiza potwierdza przydatność równań dyfuzji do obliczeń, zarówno koncentracji substancji agresywnych w przekrojach elementów betonowych, jak też zasięgu zniszczeń. Uzyskane wyniki liczbowe sankcjonują dla potrzeb inżynierskich możliwość określania grubości stref skorodowanych na podstawie rozwiązania jednowymiarowego zadania dyfuzji dla półprzestrzeni. Pozwala to na ujęcie zmian obliczeniowej nośności przekroju żelbetowego w formie prostego wyrażenia (3.9). Wyodrębnienie funkcji  $\varphi(t)$  opisującej przebieg w czasie zmian nośności w wyniku korozji  $M(t)$ , umożliwia śledzenie tych zmian w zależności od szeregu czynników. Analiza związków (2.12), (3.1), (3.2) i (3.10) doprowadza do wniosku, że czynnikami wpływającymi na obliczeniową nośność przekroju są jego wymiary  $b$  i  $h_0$ , średnica zbrojenia  $d$ , szerokość rozwarcia rys  $a_f$ , rodzaj i stężenie substancji agresywnej, wytrzymałość betonu i stali  $R_b$ ,  $R_a$ , a także wskaźnik wodno-cementowy betonu  $w/c$  i czas  $t$ .

W przykładzie liczbowym przedstawiliśmy wartości funkcji  $\varphi(t)$  i zmiany obliczeniowej nośności przekroju w zależności od wskaźnika  $w/c$  betonu dla czasu  $t = 5$  lat oraz w zależności od czasu  $t$  przy wskaźniku  $w/c = 0,5$ . W pierwszym przypadku zmiana wskaźnika  $w/c$  z wartości 0,4 do 0,9 spowodowała jedynie zmniejszenie nośności przekroju o około 4%, natomiast w drugim przypadku po 15 latach nastąpiło zmniejszenie nośności przekroju o około 15%. Porównując obliczone według wzoru (3.1) wartości współczynnika  $k$  (rys. 7), linia przerywana — zauważamy, że wzrost wartości wskaźnika  $w/c$  z 0,4 do 0,9 powoduje wzrost współczynnika  $k$  aż o około 50%. W nawiązaniu do wzoru (2.12) oznacza to wzrost głębokości korozji betonu  $\lambda(t)$  także o około 50%.



Rys. 9

Jak więc z uczynionych porównań widzimy — zmiana wskaźnika  $w/c$  ma wpływ na nośność zginanych przekrojów prostokątnych poddanych korozji. Wpływ ten jest jednak znacznie mniejszy niż by się to wydawało na podstawie zmiany głębokości korozji betonu.

Należy podkreślić, że opisana związkiem (3.14) funkcja  $\varphi(t)$  ma duże znaczenie praktyczne. Na jej podstawie można bowiem wyznaczać częściowe współczynniki bezpieczeństwa, które powinny być stosowane przy wymiarowaniu metodą stanu granicznego nośności [10] elementów żelbetowych narażonych na agresywne działanie środowiska. Przedstawiony opis zmian nośności przekroju ważny jest także w dalszych badaniach związa-

nych z analizą nośności korodujących konstrukcji żelbetowych według teorii nośności granicznej.

Warto jeszcze skonfrontować przedstawione wyżej wyniki z poglądem sugerowanym w szeregu publikacji (np. [8, 9]) na temat przyspieszonego postępu korozji w narożach elementów o przekrojach prostokątnych czy kwadratowych. Na tle naszych rozważań wydaje się, że w narożach następuje intensywniejszy rozwój korozji związany z szybszym niż w częściach odległych nasyceniem substancją agresywną (na co wskazuje przebieg warstwic stężeń). Proces ten w naszym przykładzie ma nieduże znaczenie dla postępu w głąb przekroju frontu warstwy skorodowanej. Całkowity zanik spójności między cząsteczkami betonu wystąpi dla stężenia większego niż stężenie graniczne  $C_{2g}$ . Z tych względów obserwowany w rzeczywistości zmienny profil przekroju jest związany z warstwicami stężenia  $C_2 > C_{2g}$ , które na wykresach (rys. 3, 4 i 5) są znacznie wyokrąglone. Wzdłuż nich będą odpadać skorodowane części materiału, [8, 9]. Schemat wydzielonych stref w korodującym przekroju prostokątnym ilustruje rys. 9: 1 — warstwa odpadająca, 2 — warstwa skorodowana zachowująca spójność, 3 — nie zniszczony beton.

#### LITERATURA CYTOWANA W TEKŚCIE

1. J. KUBIK, A. ZYBURA, *Analiza procesów fizykochemicznych związanych z korozją betonu*, Arch. Inż. Łąd., **26**, 3, 1980, s. 481—501
2. J. KUBIK, A. ZYBURA, *Zmiany naprężeń w konstrukcjach żelbetowych wywołane korozją*, Arch. Inż. Łąd., **26**, 4, 1980, s. 639—656
3. Т. В. РУБЕЦКАЯ, Л. С. БУБНОВА, В. Ф. ГОНЧАР, Г. В. ЛЮБАРСКАЯ, В. Т. ФЕДОРЧЕНКО, *Метод расчета глубины разрушения бетона в условиях коррозии*, Бетон и железобет., **10**, 1971, с. 3—5
4. А. Ф. ПОЛАК, Г. Н. ГЕЛЬФМАН, А. А. ОРАТОВСКАЯ, *Методика определения агрессивности жидких сред по отношению к бетону*, Бетон и железобет., **4**, 1969, с. 28—30
5. А. Ф. ПОЛАК, Г. Н. ГЕЛЬФМАН, *Коррозия и защита строительных конструкций в цехах химических и нефтехимических производств*, Пром. Строит., **3**, 1970, с. 44—46
6. В. М. МОСКВИН, *Коррозия бетона*, Москва 1952
7. А. В. ЛЫКОВ, *Теория теплопроводности*, Высшая Школа, Москва 1967
8. H. BADOWSKA, W. DANILECKI, M. MAĆZYŃSKI, *Ochrona budowli przed korozją*, Arkady, Warszawa 1974
9. W. DANILECKI, *Kilka uwag o wpływie kształtów i wymiarów elementów konstrukcji na ich odporność na korozję*, Inż. i Bud., **10**, 1961, s. 409—412
10. *Polska Norma PN-76/B-03264. Konstrukcje betonowe, żelbetowe i sprężone. Obliczenia statyczne i projektowanie*

#### ЭВОЛЮЦИЯ КОРРОЗИОННЫХ РАЗРУШЕНИЙ И ЕЁ ВЛИЯНИЕ НА НЕСУЩУЮ СПОСОБНОСТЬ ЖЕЛЕЗОБЕТОННОГО ПОПЕРЕЧНОГО СЕЧЕНИЯ

##### Резюме

Представлены исследования распределения концентрации агрессивного вещества в прямоугольном бетонном поперечном сечении, а также предела корродированной зоны. Проблема представлена в форме начально-краевой задачи для уравнения диффузии. Проведённый числовой анализ санкционирует для инженерных потребностей возможность определения толщины корродированной зоны на основе одномерного решения задачи диффузии. Это упрощение принято

далее при определении расчётной несущей способности прямоугольного железобетонного поперечного сечения, подвержённого коррозии. Несущую способность разреза, подвержённого коррозии, получено в форме произведения несущей способности идентического разреза, изолированного от влияния коррозии а также функции, учитывающей влияние коррозии. Исследование функции даёт возможность определения влияния ряда факторов на несущую способность поперечных сечении в железобетонных элементах, подвержённых агрессивному действию среды.

## CORROSION EVOLUTION AND ITS INFLUENCE ON THE LOAD-CARRYING CAPACITY OF THE REINFORCED CONCRETE CROSS-SECTION

### Summary

Theoretical investigations are presented on the distribution of an aggressive medium within a rectangular concrete cross-section. The problem has been formulated as an initial-boundary value problem for the diffusion equation. Numerical results obtained imply that, for engineering purposes, the thickness of corroded zones can be determined from the one-dimensional equation. Such an approximation is employed, then, to determine the variation of the load-carrying capacity of rectangular reinforced concrete cross-section. It is obtained as a product of the initial load-carrying capacity and of a certain function describing the corrosion influence.

POLITECHNIKA ŚLĄSKA

WYŻSZA SZKOŁA INŻYNIERSKA W OPOLU

*Praca wpłynęła do Redakcji 12.2.1981 r.*

*Uwagi na temat pracy prosimy  
przesyłać do Redakcji AIL  
do 31.12.1983 r.*