

**РАСЧЕТНАЯ МОДЕЛЬ ДЛИТЕЛЬНОГО ДЕФОРМИРОВАНИЯ
ПЛОСКОНАПРЯЖЕННОГО КОРРОЗИОННО ПОВРЕЖДЕННОГО
ЖЕЛЕЗОБЕТОННОГО ЭЛЕМЕНТА В ЗОНЕ КОНТАКТА
ДВУХ БЕТОНОВ**

В.И. КОЛЧУНОВ*, д.т.н., проф., академик РААСН
М.С. ГУБАНОВА, инженер,
Д.В. КАРПЕНКО, инженер
Юго-Западный государственный университет,
Ул. 50 лет Октября, 94, Курск, Россия, 305040; *asiorel@mail.ru.

На основе деформационных зависимостей железобетона с трещинами при сложном напряженном состоянии предложена расчетная модель длительного деформирования плосконапряженного коррозионно поврежденного железобетонного элемента в зоне контакта двух бетонов. Полученные коэффициенты матрицы податливости плосконапряженного элемента учитывают длительное деформирование, коррозионные повреждения и сосредоточенный сдвиг в зоне контакта двух бетонов. С использованием полученных зависимостей дан пример расчета балки составного сечения и результаты расчета сопоставлены с данными экспериментальных исследований.

КЛЮЧЕВЫЕ СЛОВА: расчетная модель, железобетон, плосконапряженный элемент, коррозия, контакт двух бетонов.

Введение. Железобетонные составные конструкции составляют значительный объем в современном строительстве и находят все более широкое применение в каркасах зданий и сооружений. Исследованию особенностей их силового деформирования посвящено значительное число работ и особенно в последние два десятилетия, например [1-4]. Одной из основных задач при оценке трещиностойкости сборно-монолитных конструкций, которые в общем случае можно отнести к составным конструкциям, является определение деформаций в зоне контакта двух бетонов. В настоящей статье на основе деформационной модели Н.И. Карпенко [5, 6] предложен характерный плосконапряженный железобетонный малый элемент моделирующий зону контакта двух бетонов составной балки и учитывающий как силовые деформации, так и коррозионное воздействие.

Построение расчетных зависимостей. Рассмотрим сборно-монолитную составную балку состоящую из двух бетонов В1 и В2 сопряженных между собой швом их контакта который пересекает поперечная арматура A_{sw} (рис. 1). Балка нагружена внешней нагрузкой P и действием агрессивной среды, вызывающей ее коррозию.

Выделим в зоне контакта двух бетонов характерный элемент единичных размеров Э1 напряженное состояние которого во времени определяется приложенными к нему нормальными σ_x , σ_y , и касательными τ_{xy} напряжениями и степенью поражения бетона и арматуры агрессивной средой. Связь между нормальными и касательными напряжениями и деформациями характерного элемента, следуя [5] записывается в виде:

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} \\ C_{12} & C_{22} & C_{23} \\ C_{13} & C_{23} & C_{33} \end{bmatrix} \times \begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix}, \quad (1)$$

где ε_x , ε_y , γ_{xy} – относительные деформации, σ_x , σ_y , τ_{xy} – нормальные и касательные напряжения в характерном плосконапряженном элементе, C_{ij} – коэффициенты матрицы податливости железобетона.

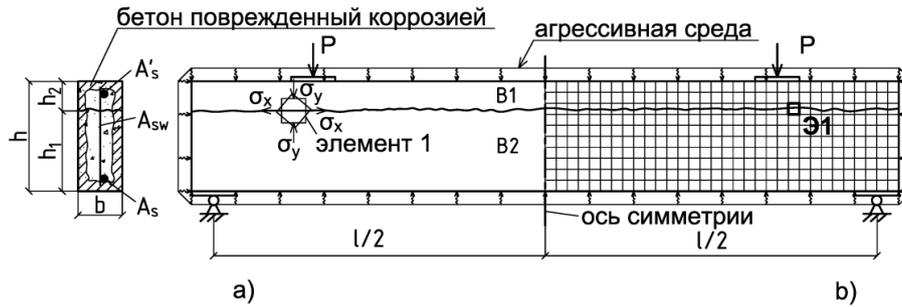


Рис. 1. Заданная (а) и расчетная (б) схема коррозионно поврежденной железобетонной составной балки

Зависимости деформационной модели [5] справедливы при всех значениях углов наклона трещины в характерном элементе кроме углов $\alpha = 0^\circ$ и $\alpha = 90^\circ$ (рис. 2). Поскольку значения относительного сдвига арматуры γ_{xy} и сдвигающих усилий τ_{xy} в этих случаях будут равны нулю. В связи с этим для построения деформационных зависимостей в рассматриваемом характерном элементе Э1 пересеканном горизонтальной трещиной вдоль шва контакта двух бетонов повернем координатные оси элемента x и y на угол $\beta = 45^\circ$ используя формулы преобразования относительных напряжений и деформаций при повороте координатных осей (рис. 2):

$$\begin{aligned} \sigma_{x'} &= \sigma_x \cos^2 \beta + \sigma_y \sin^2 \beta + 2\tau_{xy} \cos \beta \sin \beta; \\ \sigma_{y'} &= \sigma_x \sin^2 \beta + \sigma_y \cos^2 \beta - 2\tau_{xy} \cos \beta \sin \beta; \end{aligned} \quad (2)$$

$$\tau_{x'y'} = -\sigma_x \cos \beta \sin \beta + \sigma_y \cos \beta \sin \beta + \tau_{xy} (\cos^2 \beta - \sin^2 \beta);$$

$$\varepsilon_{x'} = \varepsilon_x \cos^2 \beta + \varepsilon_y \sin^2 \beta + \gamma_{xy} \cos \beta \sin \beta;$$

$$\varepsilon_{y'} = \varepsilon_x \sin^2 \beta + \varepsilon_y \cos^2 \beta - \gamma_{xy} \cos \beta \sin \beta; \quad (3)$$

$$\gamma_{x'y'} = -2\varepsilon_x \cos \beta \sin \beta + 2\varepsilon_y \cos \beta \sin \beta + \gamma_{xy} (\cos^2 \beta - \sin^2 \beta).$$

Деформации и напряжения, возникающие в арматурных стержнях.

Обозначим α – угол наклона трещин к оси x , h – толщина характерного элемента, f_{sy}^* – поперечная арматура пересекающая трещину или арматура по направлению оси y , приходящейся на единицу длины характерного элемента с учетом повреждения ее коррозией, μ_{sy}^* – коэффициент армирования для арматуры направления y ($\mu_{sy}^* = f_{sy}^*/h$).

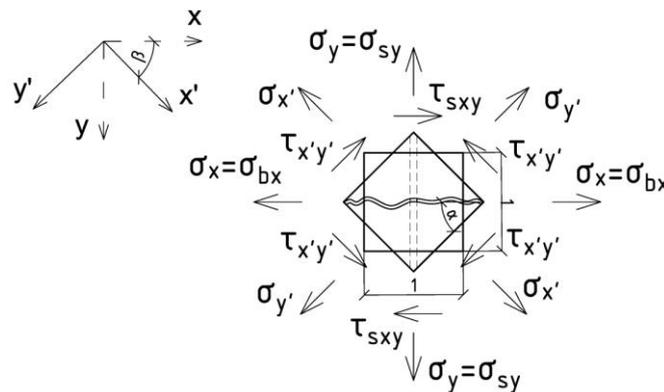


Рис. 2. Схема плосконапряженного железобетонного элемента с трещиной в зоне контакта двух бетонов

При образовании продольной трещины в шве контакта двух бетонов все действующие в характерном элементе усилия передаются на арматуру. В ней возникают нормальные σ_{sy} и касательные τ_{sxy} напряжения (рис. 2). Для определения этих напряжений спроецируем все силы, приложенные к граням элемента на оси x' и y' :

$$\begin{aligned} x': \sigma_{x'} h \sin \alpha + \tau_{x'y'} h \cos \alpha &= \sigma_{sy} f_{sy} \cos \alpha - \tau_{sxy} f_{sy} \cos \alpha; \\ y': \sigma_{y'} h \cos \alpha + \tau_{x'y'} h \sin \alpha &= \sigma_{sy} f_{sy} \sin \alpha + \tau_{sxy} f_{sy} \sin \alpha. \end{aligned} \quad (5)$$

Для нахождения неизвестных величин σ_{sy} , τ_{sxy} используем дополнительные условия совместности деформаций арматурных стержней в трещине. Осевые смещения стержней, пересекающих трещину можно представить в виде функций от средних деформаций арматуры ε_s и бетона ε_b на участках их несовместного деформирования. Полагая в элементе с трещиной $\varepsilon_b \approx 0$ и $\varepsilon_s = \sigma_{sy}/E'_s$ для осевого смещения стержня по направлению оси y можно записать:

$$u_{gy} = (\varepsilon_s - \varepsilon_b) l_{crc} / 2 \sin 2\alpha = \sigma_{sy} l_{crc} / 2 E'_s \sin 2\alpha, \quad (6)$$

где l_{crc} – размер зоны относительных взаимных смещений бетона и арматуры в зоне примыкающей к трещине [7];

$$E'_s = E_s / \psi_{st}, \quad (7)$$

E_s – модуль упругости арматуры, ψ_{st} – коэффициент усреднения В. И. Мурашева [8]. Аналогичным образом тангенциальные смещения арматурных стержней в бетоне определяются из выражения:

$$v_{gy} = \eta_{\tau y} 0,5 l_T \tau_{sxy} / E'_s \sin 2\alpha. \quad (8)$$

Условие совместности перемещений стержня в трещине можно записать в виде:

$$v_{gy} = u_{gy} \operatorname{ctg} \alpha. \quad (9)$$

Выразив из приведенных уравнений τ_{sxy} и подставив полученные выражения в уравнения (5) получим:

$$\begin{aligned} \sigma_{x'} h \sin \alpha + \tau_{x'y'} h \cos \alpha &= \sigma_{sy} f_{sy} \cos \alpha - (\sigma_{sy} \operatorname{ctg} \alpha / \eta_{\tau y}) f_{sy} \cos \alpha; \\ \sigma_{y'} h \cos \alpha + \tau_{x'y'} h \sin \alpha &= \sigma_{sy} f_{sy} \sin \alpha + (\sigma_{sy} \operatorname{ctg} \alpha / \eta_{\tau y}) f_{sy} \sin \alpha. \end{aligned} \quad (10)$$

Из полученных уравнений равновесия (10) выразим напряжения в арматуре:

$$\sigma_{sy} = \lambda_x (\sigma_{x'} \operatorname{tg} \alpha + \tau_{sxy} / \mu_{sy}^*), \quad (11)$$

где

$$\lambda_x = \eta_{\tau y} / (\eta_{\tau y} - \operatorname{ctg} \alpha); \quad (12)$$

$$\sigma_{sy} = \lambda_y (\sigma_{y'} \operatorname{ctg} \alpha + \tau_{sxy} / \mu_{sy}^*), \quad (13)$$

где

$$\lambda_y = \eta_{\tau y} / (\eta_{\tau y} + \operatorname{tg} \alpha). \quad (14)$$

В формулах (11) – (14) $\eta_{\tau y}$ – коэффициент, учитывающий повышенную податливость арматурных стержней тангенциальным смещениям. В бетоне у границы трещины в первом приближении согласно [5] его можно принять равным 16.

Следуя [6] зависимости (11), (13) для двух последовательно расположенных ступеней нагрузки $i+1$ и i записываем в приращениях напряжений бетона σ_x , $\tau_{x'y}$ и арматуры σ_s , в итоге получим:

$$\begin{aligned} \Delta \sigma_{sy} &= \lambda_x (\Delta \sigma_{x'} \operatorname{tg} \alpha + \Delta \tau_{sxy} / \mu_{sy}^*); \\ \Delta \sigma_{sy} &= \lambda_y (\Delta \sigma_{y'} \operatorname{ctg} \alpha + \Delta \tau_{sxy} / \mu_{sy}^*). \end{aligned} \quad (15)$$

Соответственно приращения деформаций арматуры составят:

$$\begin{aligned} \Delta \varepsilon_{sy} &= \Delta \sigma_{sy} / E_s^k = \Delta \sigma_{x'} (tg \alpha \lambda_x / E_s^k \mu_{sy}^*) + \Delta \tau_{x'y'} (\lambda_x / E_s^k \mu_{sy}^*); \\ \Delta \varepsilon_{sy} &= \Delta \sigma_{sy} / E_s^k = \Delta \sigma_{y'} (ctg \alpha \lambda_y / E_s^k \mu_{sy}^*) + \Delta \tau_{x'y'} (\lambda_y / E_s^k \mu_{sy}^*), \end{aligned} \quad (16)$$

где

$$E_s^k = E_s \nu_s^k / \psi_s^k, \quad (17)$$

ν_s^k – коэффициент упругости, который характеризует отношение упругих деформаций арматуры к общим деформациям арматуры.

Полагая, что на площадках нормальных к трещине все усилия воспринимаются бетоном и при непересекающихся трещинах определяют деформации элемента вдоль трещин. Выразим приращения относительных деформации арматурных стержней, используя формулы преобразования относительных деформаций при повороте координатных осей, при условии, когда $\Delta \varepsilon_{sx} = 0$:

$$\Delta \varepsilon_{sx'} = \Delta \varepsilon_{sy} \sin^2 \alpha; \quad \Delta \varepsilon_{sy'} = \Delta \varepsilon_{sy} \cos^2 \alpha. \quad (18)$$

Для определения угла сдвига, используя формулы преобразования относительных деформаций при обратном повороте координатных осей получим:

$$\begin{aligned} \Delta \varepsilon_{sx} = 0 &= \Delta \varepsilon_{sx'} \cos^2 \alpha + \Delta \varepsilon_{sy'} \sin^2 \alpha - \Delta \gamma_{x'y'} \cos \alpha \sin \alpha; \\ \Delta \gamma_{x'y'} &= \Delta \varepsilon_{sx'} ctg \alpha + \Delta \varepsilon_{sy'} tg \alpha = \\ &= \Delta \sigma_{x'} (\lambda_x \sin^2 \alpha / E_s^k \mu_{sy}^*) + \Delta \sigma_{y'} (\lambda_y \cos^2 \alpha / E_s^k \mu_{sy}^*) + \\ &+ \Delta \tau_{x'y'} (\cos \alpha \sin \alpha (\lambda_x + \lambda_y) / E_s^k \mu_{sy}^*). \end{aligned} \quad (19)$$

Учет влияния деформаций полос бетона на деформации характерного элемента. Выразим нормальные σ_x и касательные τ_{xy} напряжения в бетоне через напряжения σ_x , σ_y , $\tau_{x'y'}$ по формуле преобразования напряжений при обратном повороте осей координат:

$$\begin{aligned} \sigma_x &= \sigma_{x'} \cos^2 \alpha + \sigma_{y'} \sin^2 \alpha - 2\tau_{x'y'} \cos \alpha \sin \alpha; \\ \tau_{xy} &= \sigma_{x'} \cos \alpha \sin \alpha - \sigma_{y'} \cos \alpha \sin \alpha + \tau_{x'y'} (\cos^2 \alpha - \sin^2 \alpha). \end{aligned} \quad (20)$$

На площадках параллельных трещинам все усилия воспринимаются арматурой, поэтому напряжения бетона между трещинами равны нулю ($\sigma_{by} = 0$).

Зависимости (20) учитывающие две ступени нагрузки $i+1$ и i в приращениях нормальных и касательных напряжений σ_x , $\tau_{x'y'}$ и относительных деформаций ε_x , $\gamma_{x'y'}$ полос бетона, выраженных через касательный модуль полос бетона E_b^k можно записать в виде:

$$\begin{aligned} \Delta \varepsilon_{bx} &= \Delta \sigma_y / E_b^k = (\Delta \sigma_{x'} \cos^2 \alpha + \Delta \sigma_{y'} \sin^2 \alpha - 2\Delta \tau_{x'y'} \cos \alpha \sin \alpha) / E_b^k; \\ \Delta \gamma_{bxy} &= \Delta \tau_{xy} / E_b^k = \\ &= (\Delta \sigma_{x'} \cos \alpha \sin \alpha - \Delta \sigma_{y'} \cos \alpha \sin \alpha + \Delta \tau_{x'y'} (\cos^2 \alpha - \sin^2 \alpha)) / E_b^k, \end{aligned} \quad (21)$$

где

$$E_b^k = E_b \nu_b^k. \quad (22)$$

Учитывая, что $\Delta \varepsilon_{by} = 0$, приращения деформаций полос бетона вдоль осей x' и y' определим по формулам преобразования напряжений при обратном повороте осей координат:

$$\begin{aligned} \Delta \varepsilon_{bx'} &= \Delta \varepsilon_x \cos^2 \alpha + \Delta \gamma_{xy} \cos \alpha \sin \alpha; \\ \Delta \varepsilon_{by'} &= \Delta \varepsilon_x \sin^2 \alpha - \Delta \gamma_{xy} \cos \alpha \sin \alpha. \end{aligned} \quad (23)$$

Подстановка (22) в (23) приводит к зависимостям:

$$\begin{aligned} \Delta \varepsilon_{bx'} &= (\Delta \sigma_{x'} \cos^2 \alpha - \Delta \tau_{x'y'} \cos \alpha \sin \alpha) / E_b^k; \\ \Delta \varepsilon_{by'} &= (\Delta \sigma_{y'} \sin^2 \alpha - \Delta \tau_{x'y'} \cos \alpha \sin \alpha) / E_b^k. \end{aligned} \quad (24)$$

Углы сдвига определим из известного преобразования относительных деформаций при повороте осей

$$\begin{aligned} \Delta \varepsilon_{by} = 0 &= \Delta \varepsilon_{bx'} \sin^2 \alpha + \Delta \varepsilon_{by'} \cos^2 \alpha + \Delta \gamma_{bx'y'} \cos \alpha \sin \alpha; \\ \Delta \gamma_{bx'y'} &= -\Delta \varepsilon_{bx'} \operatorname{tg} \alpha - \Delta \varepsilon_{by'} \operatorname{ctg} \alpha. \end{aligned} \quad (25)$$

Подставляя значения (25) в (26) находим

$$\Delta \gamma_{bx'y'} = (-\Delta \sigma_{x'} \cos \alpha \sin \alpha / E_b^k) - (\Delta \sigma_{y'} \cos \alpha \sin \alpha / E_b^k) + (\Delta \tau_{x'y'} / E_b^k). \quad (26)$$

Общие деформации характерного элемента следуя [6] составят:

$$\Delta \varepsilon_{x'} = \Delta \varepsilon_{sx'} + \Delta \varepsilon_{bx'}; \quad \Delta \varepsilon_{y'} = \Delta \varepsilon_{sy'} + \Delta \varepsilon_{by'}; \quad \Delta \gamma_{x'y'} = \Delta \gamma_{sx'y'} + \Delta \gamma_{bx'y'}. \quad (27)$$

Подставляя выражения (16), (18), (19), (24), (26) в (27) приходим к следующей системе физических соотношений в приращениях:

$$\begin{cases} \Delta \varepsilon_{x'} = C_{11} \Delta \sigma_{x'} + C_{13} \Delta \tau_{x'y'}; \\ \Delta \varepsilon_{y'} = C_{22} \Delta \sigma_{y'} + C_{23} \Delta \tau_{x'y'}; \\ \Delta \gamma_{x'y'} = C_{13} \Delta \sigma_{x'} + C_{23} \Delta \sigma_{y'} + C_{33} \Delta \tau_{x'y'}. \end{cases} \quad (28)$$

Коэффициенты матрицы податливости [C] плоского элемента на приращениях напряжений и деформаций определяются выражения:

$$\begin{cases} C_{11} = \frac{\operatorname{tg} \alpha \lambda_x}{E_s^k \mu_{sy}} \sin^2 \alpha + \frac{\cos^2 \alpha}{E_b^k}; \\ C_{13} = \frac{\lambda_x}{E_s^k \mu_{sy}} \sin^2 \alpha - \frac{\cos \alpha \sin \alpha}{E_b^k}; \\ C_{22} = \frac{\operatorname{ctg} \alpha \lambda_y}{E_s^k \mu_{sy}} \cos^2 \alpha + \frac{\sin^2 \alpha}{E_b^k}; \\ C_{23} = \frac{\lambda_y}{E_s^k \mu_{sy}} \cos^2 \alpha - \frac{\cos \alpha \sin \alpha}{E_b^k}; \\ C_{33} = \frac{\cos \alpha \sin \alpha (\lambda_x + \lambda_y)}{E_s^k \mu_{sy}} + \frac{1}{E_b^k}. \end{cases} \quad (29)$$

Представленные в аналитические зависимости позволяют сформировать матрицу податливости $[\bar{C}_{ij}]$ коррозионно поврежденного длительно деформируемого железобетонного элемента. Изменение во времени деформативных свойств нейтрализованного агрессивной средой бетона при формировании матрицы $[\bar{C}_{ij}]$ учитывается зависимостью касательного модуля упругости от времени:

$$E_n^k(t) = \nu_n^k \cdot E_b^*(t), \quad (30)$$

где $E_b^*(t)$ – зависимость изменения модуля деформаций бетона от времени вследствие воздействия агрессивной среды в рассматриваемый момент времени t ; ν_n^k – коэффициент изменения касательного модуля полос бетона между трещинами определяемый по аналитическим зависимостям описания диаграмм деформирования бетона, выраженный через уровни деформаций η_d и напряжений η .

Коррозионные потери сечения арматурного стержня за время воздействия агрессивной среды при формировании матрицы податливости $[\bar{C}_{ij}]$ учитываются снижением коэффициента армирования $\mu(\tau)$ вследствие уменьшения площади сечения рабочего стержня арматуры по формуле:

$$\mu_s(\tau) = f_s(\tau)/h, \quad (31)$$

где $f_s(\tau)$ – площадь арматуры x и y направлений приходящиеся на единицу длины характерного элемента в зависимости от времени воздействия агрессивной среды:

$$f_s(t) = 0,25\pi(d - 2\delta_k(\tau))^2, \quad (32)$$

d – диаметр неповрежденного арматурного стержня, h – толщина характерного железобетонного элемента.

Нарушение сцепления корродирующей арматуры с бетоном между трещинами за счет появления продуктов коррозии стали характеризуется изменением коэффициента сцепления ψ_s^k . Изменение во времени касательного коэффициента сцепления арматуры с бетоном $\psi_s^k(\tau)$, как некоторого аналога коэффициента ψ_s В.И. Мурашева, определяется в виде функций от средних деформаций арматуры на участках между трещинами. В первом приближении можно принять, что в результате воздействия агрессивной среды при увеличении глубины коррозии арматуры $\delta_k(\tau)$ значения коэффициента сцепления $\psi_s^k(\tau)$ снижаются пропорционально значениям $\delta_k(\tau)$.

Тогда следуя [5] касательный модуль деформации арматуры в коррозионно поврежденном элементе с трещинами можно определить по формуле:

$$E_s^k(\tau) = E_s \cdot \nu_s^k / \psi_s^k(\tau), \quad (33)$$

где E_s – модуль упругости неповрежденной коррозией арматуры, ν_s^k – коэффициент упругости, характеризует отношение упругих деформаций арматуры к общим деформациям арматуры.

Используя зависимости (30) – (33) коэффициенты матрицы податливости для коррозионно поврежденного железобетона с трещинами на приращениях напряжений и деформаций записываются в следующем виде:

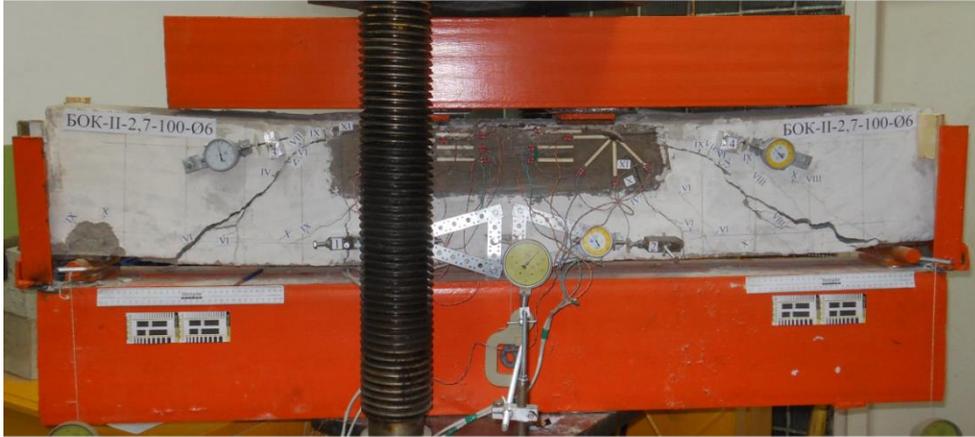
$$\left. \begin{aligned} \bar{C}_{11}^k &= \frac{tg \alpha \lambda_x}{E_s^k(\tau) \mu_{sy}(\tau)} \sin^2 \alpha + \frac{\cos^2 \alpha}{E_n^k(t)}; \\ \bar{C}_{13}^k &= \frac{\lambda_x}{E_s^k(\tau) \mu_{sy}(\tau)} \sin^2 \alpha - \frac{\cos \alpha \sin \alpha}{E_n^k(t)}; \\ \bar{C}_{22}^k &= \frac{ctg \alpha \lambda_y}{E_s^k(\tau) \mu_{sy}(\tau)} \cos^2 \alpha + \frac{\sin^2 \alpha}{E_n^k(t)}; \\ \bar{C}_{23}^k &= \frac{\lambda_y}{E_s^k(\tau) \mu_{sy}(\tau)} \cos^2 \alpha - \frac{\cos \alpha \sin \alpha}{E_n^k(t)}; \\ \bar{C}_{33}^k &= \frac{\cos \alpha \sin \alpha (\lambda_x + \lambda_y)}{E_s^k(\tau) \mu_{sy}(\tau)} + \frac{1}{E_n^k(t)}. \end{aligned} \right\} \quad (34)$$

Пример расчета. С использованием построенных зависимостей выполнен расчет железобетонной балки составного сечения нагруженной двумя сосредоточенными силами. Конструкции таких балок были испытаны по специально разработанной методике предусматриваемой длительное исследование деформаций и разрушения опытных образцов составных конструкций по наклонным сечениям с учетом сдвига в зоне контакта двух бетонов. Характеристики материалов, схемы армирования и особенности испытаний конструкций балок использованные в расчете были приняты по данным [9]. Общий вид трещинообразования и количественные значения раскрытия трещин для опытного образца БСК-II-2,7-100-об в котором образовывались наклонные трещины и продольные трещины в зоне контакта двух бетонов составной конструкции приведены на рисунках 3, а, б.

Для расчетного анализа был принят характерный элемент Э1 расположенный на границе контакта двух бетонов в зоне пересечения наклонной трещины

(рис. 3,б). Целью расчета было определение усилий трещинообразования и деформаций сдвига до и после образования трещин в зоне контакта двух бетонов.

а)



б)

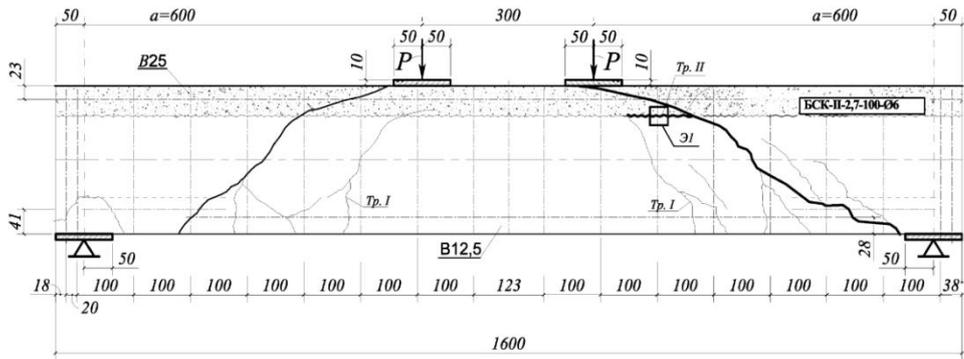


Рис. 3 - Общий вид картины трещин (а), схемы образования трещин на различных этапах нагружения конструкции (б)

Используя рекомендации [10] в качестве прочностных и деформативных характеристик бетона для характерного элемента Э1 были приняты значения прочности и деформативности бетона контактной зоны двух бетонов.

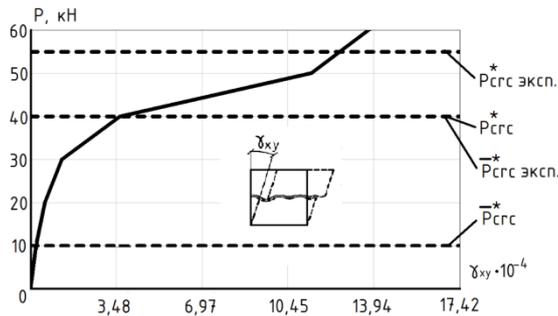


Рис. 4 - График изменения относительного сдвига от нагрузки для образца поврежденного коррозией по бетону пограничного слоя

Результаты расчетов в виде зависимостей относительных деформаций характерного элемента Э1 от нагрузки (рис. 4), позволяет определить усилие образования продольной трещины в зоне контакта двух бетонов для балки с поврежденным бетоном ($P_{сгс}^*$). Здесь же приведены значения нагрузок трещино-

образования наклонных трещин в опытной конструкции для поврежденного коррозией бетона ($\bar{P}_{crс}^*$).

Для прямого сопоставления результатов расчетного анализа и опытных данных были рассчитаны прогибы конструкции составных балок поврежденных коррозией (БСК-II-2,7-100-об). Нелинейный расчет конструкции выполнен с помощью программного комплекса SCAD. При этом податливость плосконапряженных конечных элементов в зоне контакта двух бетонов определялись с использованием зависимостей (29) и (34).

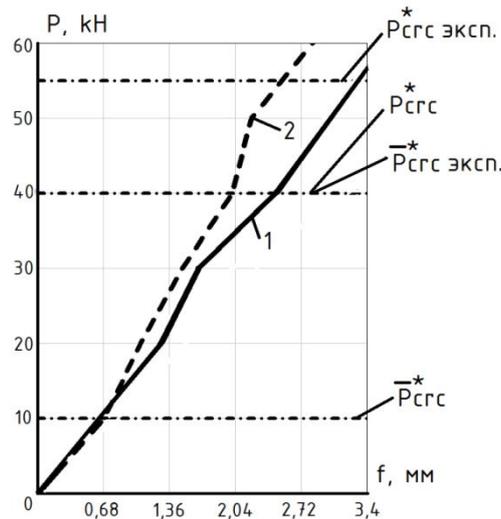


Рис. 5 – Зависимость «нагрузка-прогиб» для конструкций составных балок:
1, 2 – теоретические и опытные значения для балки БСК-II-2,7-100-об

Выводы. Построенная расчетная модель длительного деформирования плосконапряженного коррозионно повреждаемого железобетонного элемента в зоне контакта двух бетонов позволяет определить предельную нагрузку образования продольной трещины в зоне контакта двух бетонов, относительные деформации бетона и арматуры, возникающие в рассматриваемом характерном элементе до и после образования трещин. Полученные зависимости могут быть использованы при расчете трещиностойкости железобетонных составных конструкций по наклонным сечениям.

Л и т е р а т у р а

1. Баширов Х.З., Колчунов В.И., Федоров В. С., Яковенко И.А Железобетонные составные конструкции зданий и сооружений. - М.: АСВ – 2016 – 270с.
2. Федоров В. С, Баширов Х. З, Колчунов В. И. Элементы теории расчета железобетонных составных конструкций // Academia. Архитектура и строительство. - 2014. - № 2. - С.116-118.
3. Колчунов В.И., Панченко Л.А. Расчет составных тонкостенных конструкций. М.: АСВ – 1999 - 281с.
4. Ключева Н.В., Горностаев И.С., Колчунов В.И., Яковенко И.А. Методика расчета деформативности стержневых железобетонных составных конструкций с использованием программного комплекса «Мираж-2014» // Промышленное и гражданское строительство. - 2014. - № 10. С. 21–26.
5. Карпенко, Н.И. Теория деформирования железобетона с трещинами – М.: Стройиздат, 1976. – 205 с.
6. Карпенко, Н.И., Карпенко С.Н, Петров А.Н., Палювина С.Н. Модель деформирования железобетона в приращениях и расчет балок-стенок и изгибаемых плит с трещинами. – Петрозаводск: Изд-во ПетрГУ, 2013. – 156 с.

7. Бондаренко, В.М., Колчунов Вл.И. Расчетные модели сопротивления железобетона – М.: АСВ, 2004. – 471 с.
8. Мурашев, В.И. Трещиностойчивость, жесткость и прочность железобетона – М.: АСВ, 1950. – 472 с.
9. Клюева Н.В., Карпенко Д.В., Кащавцев А.А. Методика экспериментальных исследований прочности и трещиностойкости по наклонным сечениям нагруженных и коррозионно поврежденных железобетонных составных конструкций // Строительная механика инженерных конструкций и сооружений. – 2015. - №5. – С.77-80.
10. Баширов Х.З., Горностаев И.С., Колчунов Вл.И., Яковенко И.А. Напряженно-деформированное состояние железобетонных составных конструкций в зоне нормальных трещин // Строительство и реконструкция. - 2013. - №2. – С.11-19.

References

1. Bashirov, Kh.Z., Kolchunov, Vl.I., Fedorov, V.S., Yakovenko, I.A. (2016). *Zhelezobetonnye Sostavnye Konstruktsii Zdanii i Sooruzheniy*, Moscow, 270p.
2. Fedorov, V.S., Bashirov, Kh.Z., Kolchunov, Vl.I. (2014). *Elementy teorii rascheta zhelezobetonnykh sostavnykh konstruktsiy* // *Academia. Arkhitektura i Stroitel'stvo*, №2, p 116-118.
3. Kolchunov, V.I., Panchenko, L.A. (1999). *Raschet sostavnykh tonkostennykh konstruktsiy*. Moscow, 281p.
4. Klyueva, N.V., Gornostaev, I.S., Kolchunov, V.I., Yakovenko, I.A. (2014). *Metodika rascheta deformativnosti sterzhnevnykh zhelezobetonnykh sostavnykh konstruktsiy s ispol'zovaniem programmnogo kompleksa «Mirazh-2014»* // *Promyshlennoe i Grazhdanskoe Stroitel'stvo*, №10, p.21-26.
5. Karpenko, N.I. (1976). *Teoriya Deformirovaniya Zhelezobetona s Treshchinami*, Moscow, 205p.
6. Karpenko, N.I., Karpenko, S N, Petrov, A.N., Palyuvina, S.N. (2013). *Model' Deformirovaniya Zhelezobetona v Prirashcheniyakh i Raschet Balok-Stenok i Izgibaemykh Plit s Treshchinami*, Petrozavodsk, 156 p.
7. Bondarenko, V.M., Kolchunov, Vl.I (2004). *Raschetnye Modeli Soprotivleniya Zhelezobetona*, Moscow, 471p.
8. Murashev, V.I. (1950). *Treshchinoustoychivost', Zhestkost' i Prochnost'*, Moscow, 472p.
9. Klyueva, N.V., Karpenko, D.V., Kashchavtsev, A.A. (2015). *Metodika eksperimental'nykh issledovaniy prochnosti i treshchinostoykosti po naklonnym secheniyam nagruzhennykh i korrozionno povrezhdennykh zhelezobetonnykh sostavnykh konstruktsiy*// *Stroitel'naya Mekhanika Inzhenernykh Konstruktsiy i Sooruzheniy*, №5. p. 77-80.
10. Bashirov, Kh.Z., Gornostaev, I.S., Kolchunov, Vl.I., Yakovenko, I.A. (2013). *Napryazhenno-deformirovanoe sostoyanie zhelezobetonnykh sostavnykh konstruktsiy v zone normal'nykh treshchin* // *Stroitel'stvo i Rekonstruktsiya*, №2, p. 11-19.

ANALYTICAL MODEL FOR LONG-TERM DEFORMATION OF A REINFORCED CONCRETE ELEMENT WITH CORROSION DAMAGE IN PLANE STRESS STATE AT THE CONTACT AREA BETWEEN CONCRETES OF VARIOUS GRADES

V.I. KOLCHUNOV, *Dr. tech. Sci., Prof., academician of RAACS*

M.S. GUBANOVA, *engineer*; D.V. KARPENKO, *engineer*

Southwest State University, 305040, 50 let Oktyabrya str., 94, Kursk, Russia, asiorel@mail.ru

The paper considers the development of an analytical model for long-term deformation of a reinforced concrete element with corrosion damage in plane stress state at the contact area between concretes of various grades on the basis of known stress-strain relations and parameters for reinforced concrete in a complex stress state with cracks. The derived flexibility matrix elements allow for taking into account long-term deformation, corrosion damage and shear in contact area between concretes of various grades. The authors give an example of a layered reinforced concrete beam calculation. The results of the calculation have been compared with an experimental study data.

KEYWORDS: analytical model, reinforced concrete, an element in plane stress state, corrosion damage, contact area between concretes of various grades.