

Якщо епюру бокового тиску можна по довжині стрижня прийняти по прямокутнику, для визначення величин q і f_M отримаємо формули, аналогічні (18) і (21), тільки в цьому випадку параметри b_0 і b_r визначаються з виразів:

$$b_r = \frac{1}{v_r^2} + \frac{1}{8}, \quad (19)$$

$$b_0 = \frac{N_{PS}}{N_0 - N_{PS}} \left(\frac{1}{v_2^2 \cos 0,5v_2} - \frac{1}{v_2^2} - \frac{1}{8} \right). \quad (20)$$

Наведені залежності дають можливість визначати напружено-деформований стан підсилюваного стрижня при заданій величині зусилля попереднього напруження. При визначенні цієї величини з умов рівності напружень на контактні старі і нові перерізи підсилений стрижень розглядається як не підсилений, але такий, що має однакові з ним геометричні та фізичні параметри. У цьому випадку різниця між значеннями їхніх прогинів, практично буде незначною.

Висновки: 1) з отриманих залежностей можна визначати прогини посилюваних стрижнів залежно від величини зовнішнього навантаження (нормальної сили) і регулюючого зусилля; 2) величину зусилля попереднього напруження (регулюючого зусилля) можна підібрати такою, яка дає можливість отримати прогини, протилежні за знаком (напрямок) прогинам від зовнішнього навантаження та зварювання.

Перспективи подальших досліджень у даному напрямку полягають у використанні отриманих результатів під час вивчення напружено-деформованого стану більш складних видів конструктивних систем, що підлягають реконструкції та посиленню.

1. Бельский М.Р. Усиление металлических конструкций под нагрузкой. – К.: Будівельник. – 1975. – 117 с. 2. Бельский М.Р. Усиление сжатых стержней стальных конструкций под эксплуатационной нагрузкой. – М.: Стройиздат – 1984. – 153 с. 3. Бельский М.Р. Усиление сжатых стальных стержней с полным регулированием их прогибов под эксплуатационной нагрузкой. Резервы прогресса в архитектуре и строительстве // Вест. Львов. политехн. ин-та. – 1982. – № 166. – С. 9–11.

624.014.25

М.Р. Більський, М.В. Котів

Національний університет “Львівська політехніка”,
кафедра будівельного виробництва

НЕСУЧА ЗДАТНІСТЬ ПОЗАЦЕНТРОВО-СТИСНУТОГО СТАЛЕВОГО СТРИЖНЯ, ПОСИЛЕНОГО ПОПЕРЕДНІМ НАПРУЖЕННЯМ

© Більський М.Р., Котів М.В., 2004

Наведено результати теоретичних і експериментальних досліджень сталевих стиснутих стрижнів, посиленних методом попереднього напруження.

Посилення стиснутих елементів стрижневих сталевих конструкцій під експлуатаційним навантаженням можливе тільки з використанням попереднього напруження посилюючих елементів. Останнє здійснюється як на місці посилення (піддомкращуванням, за допомогою розпірок або з використанням напружуючих готових елементів посилення). Разом з тим необхідно визначити несучу здатність посиленних стрижнів. Для теоретичних досліджень була прийнята розрахункова модель шарнірно закріпленого позацентрово-стиснутого стрижня з “стрибком” $\Delta\sigma$ епюри нормальних напружень у бік доданого (посилюючого) перерізу.

У критичному стані, залежно від гнучкості елемента, співвідношення моменту і стискаючої сили, в поперечному перерізі стрижня можливі різні стани напруження. Для всіх цих станів можна записати рівняння рівноваги зовнішніх і внутрішніх сил й моментів.

$$N = \int_A \sigma dA; \quad M_C = \int_A \sigma y dA,$$

де A – площа поперечного перерізу стрижня.

Проведемо випробування для елемента з односторонньою плинністю, коли висота пружного ядра в розрахунковому перерізі стрижня $a \geq h_0$.

Стискаюча сила в елементі

$$N = \sigma_T th - (\sigma_I \Delta \sigma) \frac{at}{2} - \Delta \sigma h_0 t, \quad (1)$$

де σ_T – межа плинності сталі.

Із отриманого рівняння, з врахуванням того, що $N = \sigma th$, визначаємо невідому величину σ_I

$$\sigma_I = \Delta \sigma = \frac{2h}{a} (\sigma_T - \sigma - \Delta \sigma \frac{h_0}{h}).$$

Позначимо $\frac{a}{h} = \alpha$; $\frac{\Delta \sigma}{\sigma_T} = n$; $\frac{\sigma}{\sigma_T} = \varphi$; $\frac{th_0}{th} = \beta$.

Тоді

$$\sigma_I = \sigma_T [n + \frac{2}{\alpha} (1 - \varphi - \beta n)]. \quad (2)$$

Оскільки при односторонній плинності $\sigma_I \leq 2\sigma_T$, то введені залежності дійсні при дотриманні нерівності

$$\frac{n}{2} - 1 + \frac{1}{\alpha} (1 - \varphi - \beta n) \leq 0. \quad (3)$$

Згинальний момент у середньому перерізі стрижня з врахуванням залежності (2) буде

$$M_C = \frac{th^2}{6} \sigma_T [(3 - 2\alpha)(1 - \varphi) + \beta n(2\alpha - 3\beta)]. \quad (4)$$

Приведена жорсткість в розрахунковому перерізі стрижня при згині

$$I_{жс} = \frac{M_C \rho}{E}, \quad (5)$$

приведена відносна жорсткість $j_{жс} = \frac{I_{жс}}{I}$.

Тут I – момент інерції поперечного перерізу стрижня;

E – модуль пружності металу

Оскільки із епюри напружень

$$\frac{1}{\rho} = \frac{2\sigma_T(1 - \varphi - \beta n)}{\alpha^2 E},$$

то, підставивши значення M_C і ρ у залежність (5), отримаємо

$$I_{жс} = \frac{th^3}{12} \frac{\alpha^2 [(3 - 2\alpha)(1 - \varphi) + \beta n(2\alpha - 3\beta)]}{1 - \varphi - \beta n}, \quad (6)$$

$$j_{жс} = \frac{\alpha^2 [(3 - 2\alpha)(1 - \varphi) + \beta n(2\alpha - 3\beta)]}{1 - \varphi - \beta n}.$$

Застосування приведеної жорсткості дає можливість використовувати у наступних дослідженнях рівняння $EIy'' + Ny = -M$, розв'язанням якого є вираз

$$y_{MAX} = e\left(\frac{I}{\cos 0,5\nu} - I\right), \quad M_{MAX} = \frac{Ne}{\cos 0,5\nu}, \quad \nu^2 = \frac{l^2 N}{EI_{жс}}$$

У критичному стані $EI_2 \Delta y'' + N \Delta y = 0$, звідки величина стискаючої критичної сили

$$N_{KP} = \frac{\pi^2 EI_2}{l^2},$$

де I_2 – момент інерції пружного ядра відносно власної центральної осі.

У нашому випадку $I_2 = \frac{t\alpha^3}{12} = I\alpha^3$; $j_0 = \frac{I_2}{I}$.

Оскільки в критичному стані $N = N_{KP}$, $\varphi = \varphi_e$, то

$$\varphi_e = \frac{\pi^2}{\lambda_{KP}^2} \alpha^3. \quad (7)$$

У виразі (7) через $\bar{\lambda}$ позначено умовну гнучкість стрижня

$$\bar{\lambda} = l \sqrt{\frac{A}{I}} \cdot \sqrt{\frac{\sigma_T}{E}}.$$

Параметр ν в критичному стані буде дорівнювати

$$\nu_{KP} = \pi \sqrt{\frac{j_0}{j_{жс}}}. \quad (8)$$

Ексцентриситет прикладання нормальної сили в кінцях елемента, що знаходиться в критичному стані

$$e = \frac{M_C}{\sigma_{KP} h t} \cos 0,5\nu_{KP}.$$

Відносний ексцентриситет у кінцях елемента

$$m = \frac{1}{\varphi_e} [(3 - 2\alpha)(1 - \varphi_e) + \beta n(2\alpha - 3\beta)] \cos 0,5\nu_{KP}. \quad (9)$$

Прогин стрижня посередині в момент втрати ним стійкості

$$f = e\left(\frac{I}{\cos 0,5\nu_{KP}} - I\right).$$

Авторами проведені випробування для всіх можливих критичних епюр напружень. У результаті отримані вирази параметрів m , $j_{жс}$. На основі наведених вище залежностей для різних величин параметрів, β , m , n побудувати графіки залежностей коефіцієнта зниження несучої здатності позacentрово-стиснутих стрижнів φ_e від їх умовної гнучкості $\bar{\lambda}$ [3]. З цією метою для конкретних значень величин β , m , n , змінюючи величину α , визначаємо за формулою (7) коефіцієнт φ_e і добиваємось виконання рівності (9). Розрахунки ведемо на всьому інтервалі потрібних нам значень умов гнучкості $\bar{\lambda}$. Далі складаємо таблиці або будуємо графіки залежності φ_e від $\bar{\lambda}$. Наявність цих графіків дає можливість в інженерній практиці визначати критичну силу позacentрово-стиснутого стрижня з нерівномірним розподілянням напружень за відомою методикою СНиП II-23-81* за формулою

$$N_{KP} = \varphi_e \sigma_T A,$$

із застосуванням нового значення коефіцієнта φ_e .

За результати досліджень була складена програма рішення розглянутої задачі на ЕОМ, що дає можливість визначати значення величин. Так, для стрижня прямокутної форми перерізу з величиною скачка напружень $\Delta\sigma = 0,25\sigma$, при відносному ексцентриситеті прикладання нормальної сили $m=1,0$, гнучкості стрижня $\bar{\lambda} = 4,0$, збільшення критичної сили за рахунок скачка напружень становить 12 %.

З метою експериментальної перевірки основних теоретичних положень про ступені впливу попереднього напруження на роботу сталевих позacentрово-стиснутих стрижнів як під час їхнього підсилення, так і після підсилення випробувалися зразки різної форми перерізу.

Основним завданням експериментальних досліджень зразків двотаврового перерізу була оцінка роботи позacentрово-стиснутих стрижнів різної гнучкості з різними ексцентриситетами і величинами попереднього напруження.

Випробування проводилися на спеціально виготовленому стенді, що складається із двох жорстких тяг, траверс і насосної станції з домкратом. Конструкція стенда дозволила випробувати елементи різної гнучкості завдовжки до 5,1 м.

З метою забезпечення загальної стійкості зразків із силової площини було передбачене встановлення поперечних зв'язків, що не перешкоджали вільним переміщенням перерізів зразків у площині дії моментів за направляючими (завдяки відшліфованим і покритим графітним мастилом поверхням столиків).

Опорні частини зразків влаштовувалися у вигляді ножових шарнірів.

Зразки на кінцях за допомогою регулювальних гвинтів 8 закріплювалися і центрувалися (з перевіркою центрування за показами тензорезисторів) на фрезованих опорних плитах шарнірів. Центрування зразків проводилося при їхніх пробних навантаженнях із ретельною перевіркою показів тензорезисторів, мікроіндикаторів і прогиномірів.

Навантаження на зразки, створюване 200-тонним гідродомкратом, прикладалося ступенями завбільшки 20–5 кН і менше, залежно від гнучкості, ексцентриситету прикладання навантаження, стадії роботи зразка. Після кожного ступеня навантаження робилася витримка зразка 10...15 хвилин під постійним навантаженням і записувалися покази вимірювальних приладів.

Величина зовнішнього навантаження замірювалася спеціальним, відтарованим, зразковим динамометром. Вимірювання фібрових деформацій проводилося за допомогою автоматичного вимірника деформацій АИД-4 за тензорезисторами (базою 5–20 мм), наклеєного посередині, у чвертях довжини і на кінцях елемента. З метою взаємоперевірки результатів вимірювань устанавлювалися механічні тензометри і переносні індикатори, а для вимірювання прогинів – прогиноміри типу ПАО-1 і індикаторів годинникового типу ИЧ-10МД, встановлених посередині, у чвертях довжини і на кінцях зразків.

З метою визначення кутів повороту опорних перерізів і зближення кінців стрижня на відстані 200 мм від осі ножового шарніра з обох його боків встановлювалися індикатори годинникового типу. Кріплення всіх приладів не було пов'язано з випробувальним стендом.

Зразки виготовлялися двотаврового і прямокутного (коробчатого) перерізів. Гнучкість зразків була різною (мала, середня і велика).

Кожна група зразків мала у своєму складі чотири підгрупи (залежно від гнучкості $\lambda_0=4,1$; $\lambda_0=3,11$; $\lambda_0=2$; $\lambda_0=1,12$).

Навантаження на випробувані зразки прикладалися з різними ексцентриситетами. Залежно від величини початкового ексцентриситету додатка стискаючої сили зразки розбивалися на відповідні групи.

Підсилення зразків проводилося з боку стиснутих волокон.

Результати експериментальних досліджень показали, що попереднє напруження під час підсилення значно (в окремих випадках – у п'ять і більше разів) зменшує початкові прогини посилюваних стрижнів, тим самим збільшуючи відповідно межу їх пружної роботи.

Як показали отримані залежності, ефективність попереднього напруження тим вища, чим більша гнучкість підсиленого зразка і чим менший ексцентриситет стискаючого зусилля.

При малій гнучкості збільшення несучої здатності за рахунок попереднього напруження посилюваних зразків виявилось практично незначним, що можна пояснити порівняно малим впливом власних напружень на несучу здатність коротких елементів. Збільшення гнучкості підсилених зразків підвищує ефект попереднього напруження, за рахунок якого зменшуються прогини не тільки від зовнішнього навантаження, але і залишкові зварювальні прогини. Звідси можна зробити висновок, що ефективність підсилення стиснутих стрижнів традиційним способом (без попереднього напруження) із збільшенням їхньої гнучкості знижується.

Підвищення несучої здатності підсилених стрижнів у зв'язку із збільшенням зусилля попереднього напруження також можна пояснити зменшенням початкових і залишкових зварювальних деформацій і напружень.

Залишкові зварювальні прогини зразків, підсилених з попереднім напруженням, виявилися значно меншими (для стрижнів середньої гнучкості – майже наполовину), ніж для зразків, підсилених традиційним способом. Це пояснюється значним негативним впливом на залишкові зварювальні деформації і напруження початкових напружень (від впливу зовнішнього навантаження) у посилюваному елементі.

УДК 624.012:620.193

З.Я. Бліхарський, Р.Є. Хміль, Р.В. Вашкевич
Національний університет “Львівська політехніка”,
кафедра будівельних конструкцій і мостів

МІЦНІСТЬ НОРМАЛЬНИХ ПЕРЕРІЗІВ ЗАЛІЗОБЕТОННИХ БАЛОК ПРИ ЛОКАЛЬНИХ ТА СУЦІЛЬНИХ КОРОЗІЙНИХ ПОШКОДЖЕННЯХ

© Бліхарський З.Я., Хміль Р.Є., Вашкевич Р.В., 2004

Досліджено вплив локальних та суцільних корозійних пошкоджень, отриманих при одночасній дії агресивного середовища і навантаження. Це кислотне середовище притаманне для більшості виробничих будівель. Подано експериментальні результати величин міцності нормальних перерізів залізобетонних балок за вказаних умов. Також подано методіку досліджень на одночасний вплив агресивного середовища і навантаження. Теоретичні величини міцності нормальних перерізів, визначених за чинними нормами, порівнюються з величинами, отриманими експериментально.

Постановка проблеми. Сьогодні для багатьох підприємств постала проблема відновлення основних виробничих фондів, важливою складовою яких є будівлі та споруди виробничого призначення. У багатьох випадках вони перебувають у сильно пошкодженому і навіть аварійному стані. Причиною цього зазвичай є впливи різноманітних агресивних середовищ. Матеріалом для промислових будівель, як правило, застосовується залізобетон. Він успішно виконує несучі функції в будівельних конструкціях при широкому діапазоні силових навантажень. Але при дії агресивного середовища відбувається корозія як бетону, так і арматури конструкції, що і призводить до виникнення аварій будівель та споруд в цілому [1]. При дії середовищ малої концентрації цей процес може розтягуватися на довгі роки, в той самий час при дії висококонцентрованих агресивних середовищ конструкції можуть руйнуватися дуже швидко. Дія агресивного середовища