

## РАСЧЕТНО-ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПОВЕРХНОСТНЫХ ДЕФЕКТОВ СТАЛЬНОЙ АРМАТУРЫ С УЧЕТОМ ЕЕ КОРРОЗИОННЫХ ПОВРЕЖДЕНИЙ

Мойсейчик Е. А., Василевич Ю. В., Мойсейчик А. Е., Чигарев В. А.,  
Яковлев А. А.

*Белорусский национальный технический университет*

**Введение.** Для различных железобетонных конструкций широко используют термоупрочненную стальную арматуру [1], сечения которой имеют квазикомпозитное (слоистое) строение [2–4]. Слоистость стержней возникает в процессе металлургического производства [5] и определяется различиями в условиях структурообразования в металле приповерхностных и внутренних слоев. В поперечных и продольных сечениях таких стержней формируются слои с различными структурно-фазовыми состояниями и физико-механическими характеристиками [2–4, 6].

Кроме того, в поперечных сечениях многослойных стержней возникают взаимно уравновешенные внутренние остаточные напряжения. При охлаждении в потоке стана поверхностные слои стержней могут находиться в растянутом состоянии, а внутренние – в сжатом. В работе [7] показано, что чувствительность термообработанных арматурных стержней класса прочности А600 к коррозионному растрескиванию под напряжением в растворах нитратов в значительной степени определяется химическим составом, типом микроструктуры и уровнем остаточных напряжений. Коррозионная стойкость стальной арматуры более высоких классов прочности ниже, чем для А600 [7]. В работе [8] установлено решающее значение уровня остаточных напряжений на растрескивание термоупрочненных сталей в растворе нитратов. При испытаниях в растворах кислот снижение величины остаточных напряжений неоднозначно влияет на чувствительность стали к коррозии [8]. В работе [9] рассмотрено влияние режимов отпуска на длительную прочность низкоуглеродистых кремнемарганцевых арматурных сталей марок 18ГС, 20ГС и 35ГС при эксплуатации в агрессивных водородсодержащих средах. Сделан вывод, что эффективность различных способов термической обработки арматурных сталей с целью повышения их сопротивляемости коррозионно-механическому разрушению зависит от особенностей агрессивной среды, наличия неоднородной гетерофазной структуры металла арматуры и других факторов.

Из работы [10] следует, что интенсифицирует процесс коррозии стальной арматуры карбонизация бетона перед действием хлоридных растворов. Менее агрессивной средой для стальной арматуры железобетонных конструкций являются растворы хлорида кальция и магния. В работах [11–15] в качестве основного направления повышения коррозионной стойкости железобетона рассматривается повышение сопротивляемости защитного слоя проникновению агрессивных сред в зону расположения стальной арматуры. На основании анализа современных методов антикоррозионной защиты мостов авторы работы [15] пришли к выводу, что предотвратить коррозию железобетона мостов на территории Беларуси большинством современных методов практически невозможно. По их мнению, наиболее перспективны следующие 3 метода. Первый – снижение коррозионного воздействия на мосты посредством применения в зимний период противогололедных материалов в виде фрикционных частиц, содержащих на своей поверхности и в порах коррозионнонеактивные плавящие лед компоненты. Второй – применение ингибиторов коррозии, которые блокируют отрицательное действие хлоридов. Третий – фосфатирование поверхности бетона, при котором не нарушается его поровая структура, но

образующиеся фосфаты кальция в поверхностном слое не вступают во взаимодействие с хлоридами противогололедных материалов.

Долговечность железобетонных конструкций определяется суммой периода депассивации стальной арматуры и времени ее коррозии до граничных значений уменьшения площади поперечного сечения [16, 17]. В названных работах период депассивации стальной арматуры определяется временем продвижения фронта карбонизации бетона. Коррозионное разрушение арматуры начинается после достижения фронтом карбонизации поверхности стальных стержней. Продолжительность коррозионного поражения арматуры до предельно допустимых величин принимается по эмпирическим зависимостям [16] или определяется расчетно-экспериментальным путем [18].

Целью настоящей работы является моделирование напряженно-деформированного состояния стальной арматуры периодического профиля и уточнение значимости этого фактора в процессе коррозионных поражений стержней.

**Результаты исследования.** Исследовать особенности упруго-пластического деформирования стальных стержней и распределения энергии в опасных сечениях стержня можно на примере ребристых моделей, имитирующих стальные ребристые арматурные стержни (с одиночной выточкой (рис. 1) и группой таких выточек, расположенных по длине стержня [19]). При изменении отношения  $a/l$  возможно конечно-элементным методом смоделировать различные дефекты при упруго-пластической работе стали в процессе растяжения стержня. Конечно-элементное моделирование процесса деформирования при упруго-пластической работе стали выполним с использованием программно-вычислительного комплекса ANSYS. Твёрдотельные модели исследуемых стержней примем в виде осесимметричных образцов типа Людвика-Шея (P. Ludwik, R. Scheu) [19]. Классические образцы Людвика-Шея [19] позволяют установить поведение пластичной стали в образцах, стеснение пластической деформации в сечении с конструктивными дефектами. Эксперименты, проведенные Людвиком и Шеем [19], показали, что величина предельной энергии деформации в опасном сечении существенно зависит от наличия концентраторов в образце.

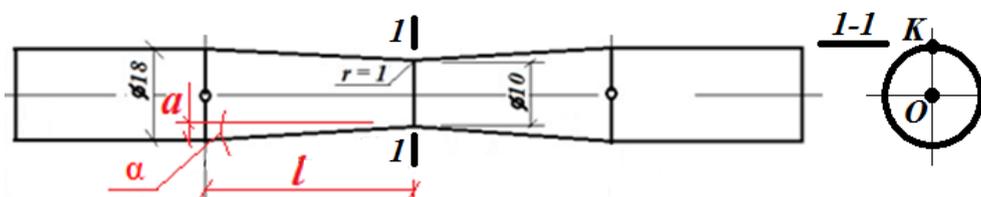


Рис. 1. Схемы определения уклона берегов конструктивного надреза и расположения точек опасного сечения (ослабленного сечения) 1-1

Для построения твердотельных моделей исследуемых образцов типа Людвика-Шея [19] использовалась программа геометрического моделирования SolidWorks. На рис. 2 приведены геометрические формы моделей с выточками. Каждая модель представляет стержень круглого сечения с различной вариацией концентраторов.

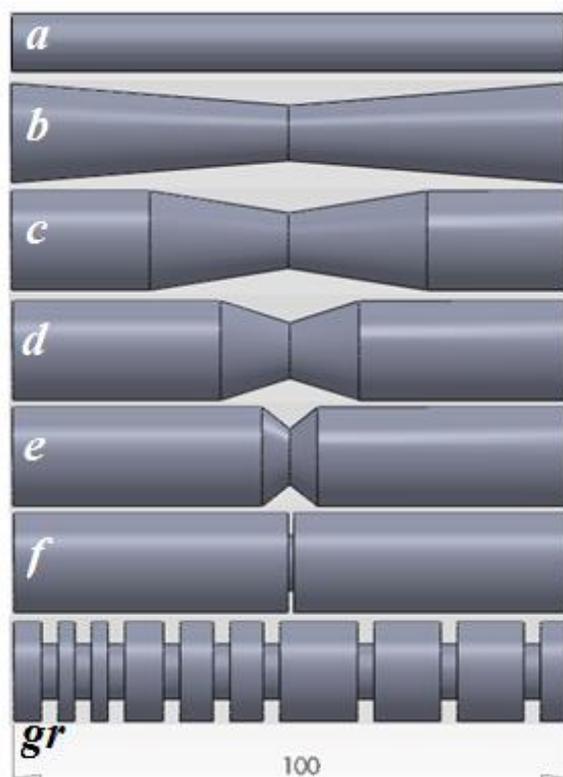


Рис. 2. Вид твердотельных моделей с одиночными (a-f) и групповыми (gr) вырезами

Выполненные модели сохранялись в формате «.x\_t» (формат Parasolid), который впоследствии используется для импорта сторонней геометрии в ANSYS. Вид используемой конечно-элементной сетки представлен на примере образца «b» на рис. 3. Модель выполнена из 20-ти узловых гексаэдральных элементов с их измельчением в области выточки. Размер конечных элементов в области концентрации не превышает 0,4 мм.



Рис. 3. Вид конечно-элементной модели образца на участке конструктивного изменения формы

В процессе расчетов используется критерий (теория) прочности Губера-Мизеса, который позволяет достаточно точно прогнозировать появление стадии пластичности для упруго-пластического моделирования и удовлетворительно отображает предельное состояние пластичных сталей [19]. Материал расчетных моделей образцов наделялся следующими характеристиками: плотность материала  $7850 \text{ кг/м}^3$ ; модуль Юнга  $2 \cdot 10^{11} \text{ Па}$ ; коэффициент Пуассона 0,3; полилинейная диаграмма растяжения (рис. 4). Для расчета использовались данные истинной диаграммы растяжения, учитывающей уменьшение поперечного сечения в процессе нагружения образца. В стадии пластической работы малоуглеродистая сталь подвергается большим деформациям. Программа ANSYS позволяет учитывать большие деформации при нелинейном поведении материалов. При расчете учитывались также следующие факторы: 1) увеличивающаяся с постоянным шагом нагрузка, с максимальным значением, соответствующим достижению предела проч-

ности в области концентрации с точностью до 0,5 % от  $\sigma_b$ , и 2) жесткое защемление другого торца образца (в декартовой системе координат). Стержень нагружался на свободном торце (соответствует закреплению в подвижной траверсе испытательной машины). Значения прикладываемых нагрузок приведены в табл. 1. Для корректного решения в настройках решателя включена опция учета больших деформаций (Large Displacement Static).

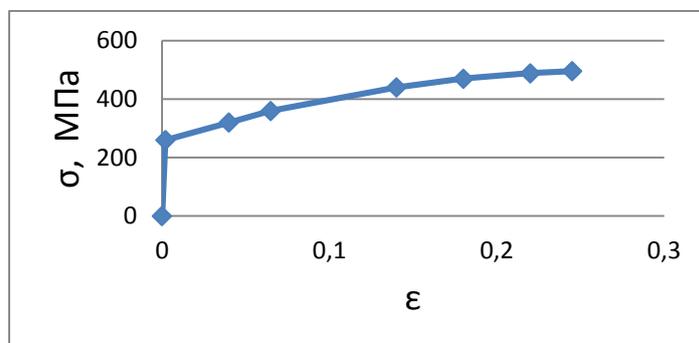


Рис. 4. Вид экспериментальной диаграммы « $\sigma$ - $\epsilon$ » стали образцов «a-f» и «gr»

Таблица 1 – Величины нагрузок на образцы «a-f»

| Образец типа             | <i>a</i> | <i>b</i> | <i>c</i> | <i>d</i> | <i>e</i> | <i>f</i> |
|--------------------------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|
| Нагрузка $P_{\max}$ , кН | 31,3     | 33,6     | 35,6     | 39,4     | 43,2     | 47,3     |

Результаты конечно-элементного расчета деформаций и плотности накапливаемой энергии в окрестности сечения 1-1 при нагружении моделей «a-f» представлены в табл. 2, 3. На рис. 5 приведено распределения эквивалентных пластических деформаций в предельном состоянии растянутых образцов серии «gr». Как видно из эпюр табл. 2 изменение угла  $\alpha$  наклона берегов выточек влияет на объем пластически деформируемого материала (образцы «b-e») в основании выточки. По данным конечно-элементного расчета образцов «b-e» в стадии предразрушения получено, что особенно значительно сокращается этот объем при углах выточек  $\alpha$ , близких к  $90^\circ$ . Расчет показал, что пластически деформируемая область у основания острых выточек более чем в сто раз меньше, чем соответствующий объем у основания пологих выточек.

Таблица 2 – Эпюры распределения эквивалентных пластических деформаций в предельном состоянии растянутых образцов

| Тип образца | Эпюра распределения пластических деформаций в опасной зоне |
|-------------|--|
| a)          |  |
| b)          |  |

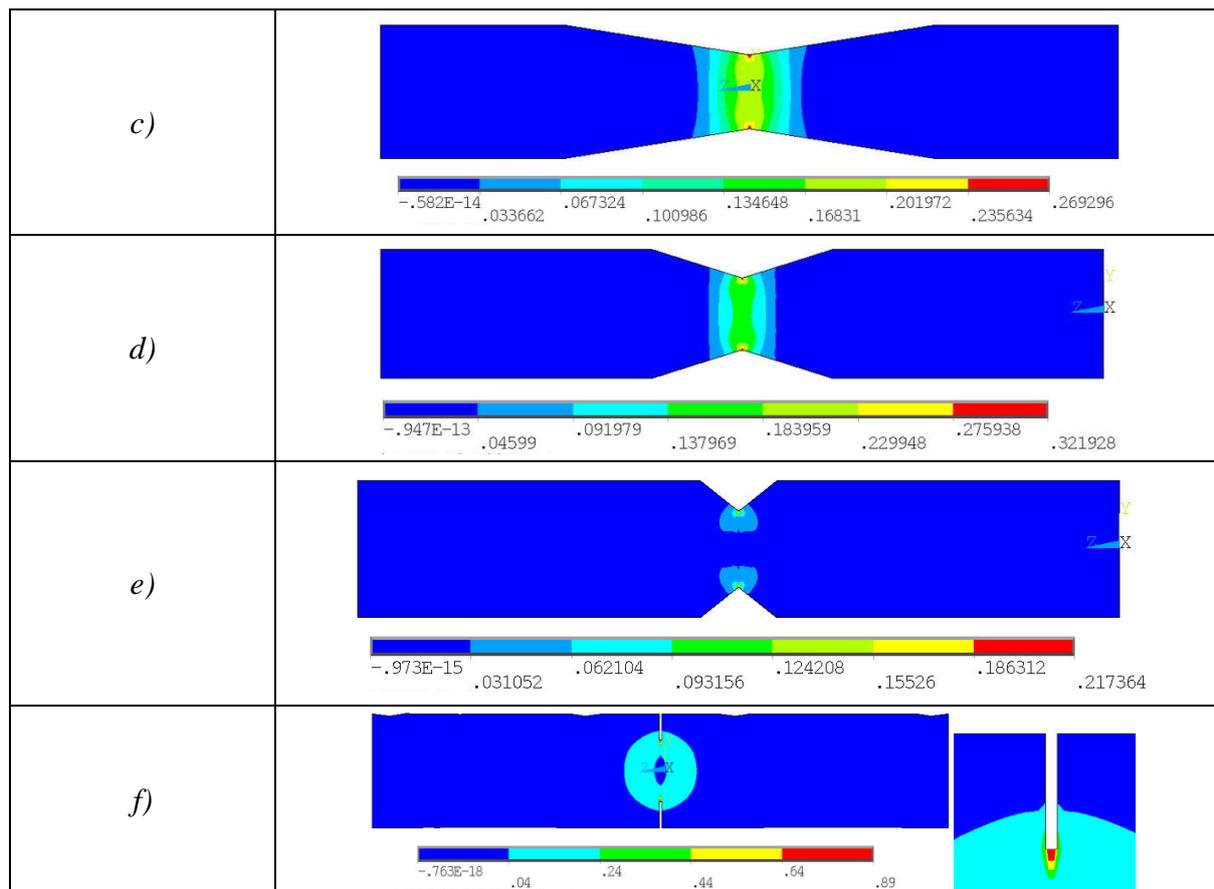
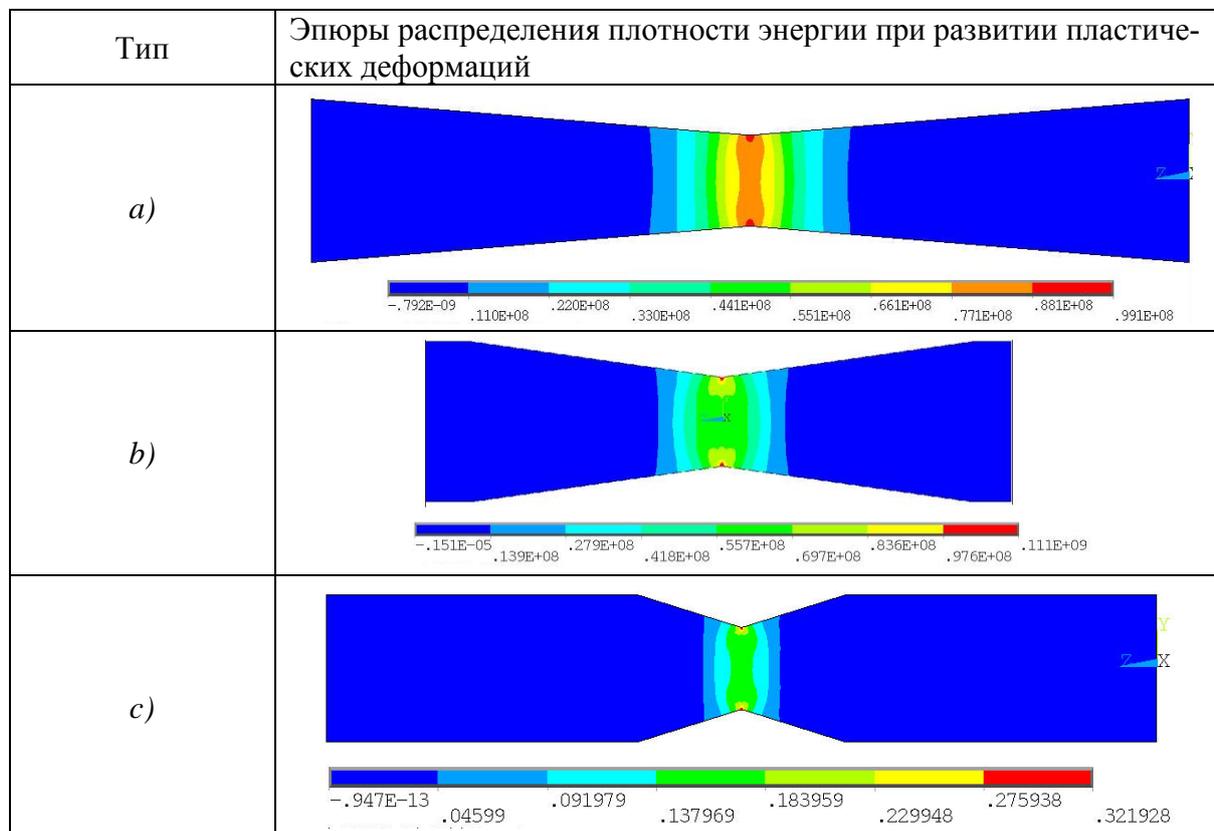


Таблица 3 – Эпюры плотности энергии при пластическом деформировании образцов «a-f» в окрестности ослабленного сечения



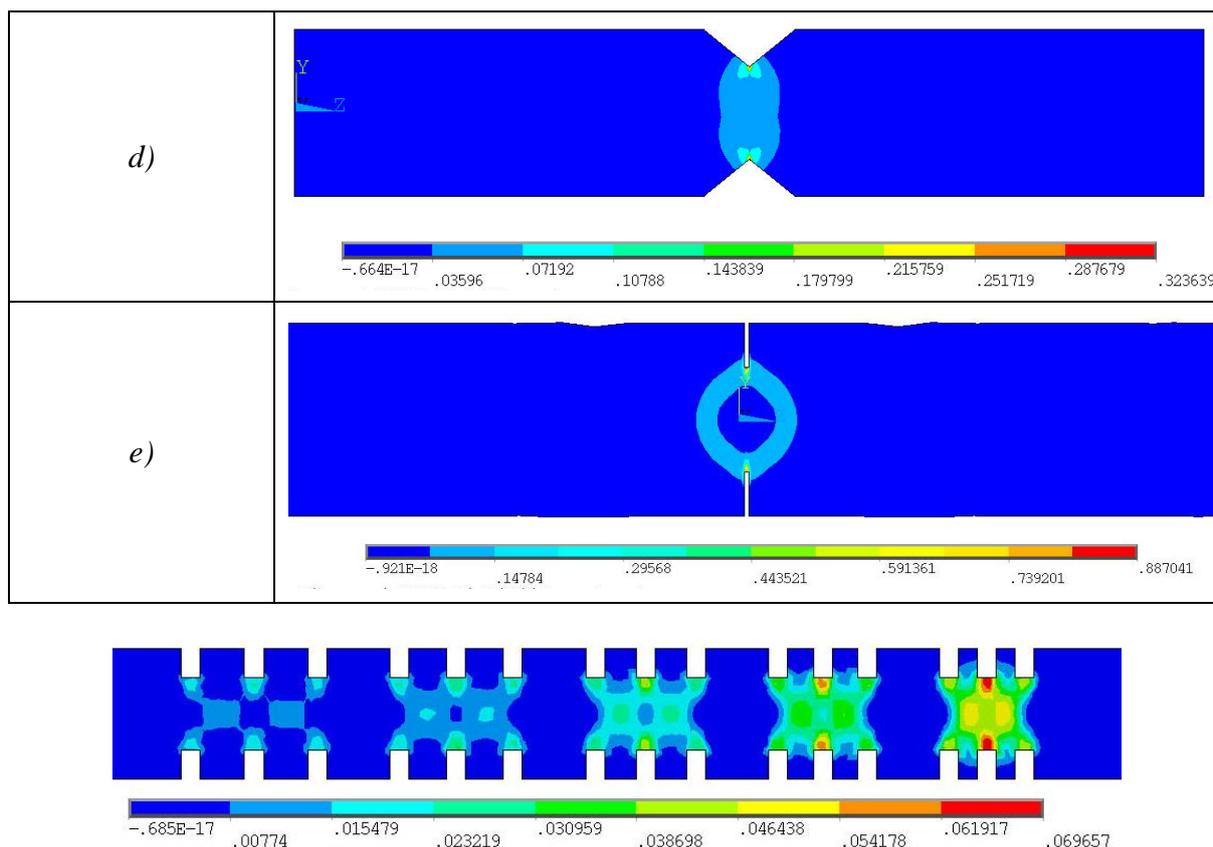


Рис. 5. Распределения эквивалентных пластических деформаций в предельном состоянии растянутых образцов серии «gr»

В образцах серии «gr» (рис. 5) стеснение пластических деформаций в основании происходит лишь для выточек, ширина которых сопоставима с диаметром стержня в ослабленных сечениях. Наибольшее развитие эквивалентных пластических деформаций наблюдается в выточках между узкими ребрами.

Квазистатические испытания стальных образцов, отображающих расчетные модели (рис. 2), показали, что изменения остроты выточки наиболее заметно сказались на изломах образцов.

Полученные в ANSYS распределения плотности энергии «a-f» в окрестности сечения 1-1 образцов приведены в табл. 3, из которой следует, что увеличение остроты концентраторов приводит к значительной локализации плотности энергии в корне надреза. В этих зонах возникают наиболее благоприятные условия для зарождения начальных трещин при статическом и усталостных нагружениях, развития питтинговой коррозии.

Рис. 6. показывает, что в изломах образцов доля скола уменьшалась от образца «a» к образцу «f». Растяжение образца «f» сопровождалось значительным стеснением пластических деформаций, вовлечением в пластическую работу примыкающих к выточке частей стержня. В изломе этого образца наблюдается развитие начальной кольцевой трещины примерно до половины диаметра ослабленного сечения с последующим доломом образца. Излом образцов серии «gr» (рис. 7) произошел в выточке, для которой характерны наибольшие эквивалентные пластические деформации. Узкие групповые выточки, примыкающие к зоне излома образца серии «gr», являются одним из способов снижения концентрации напряжений в стержне [19].

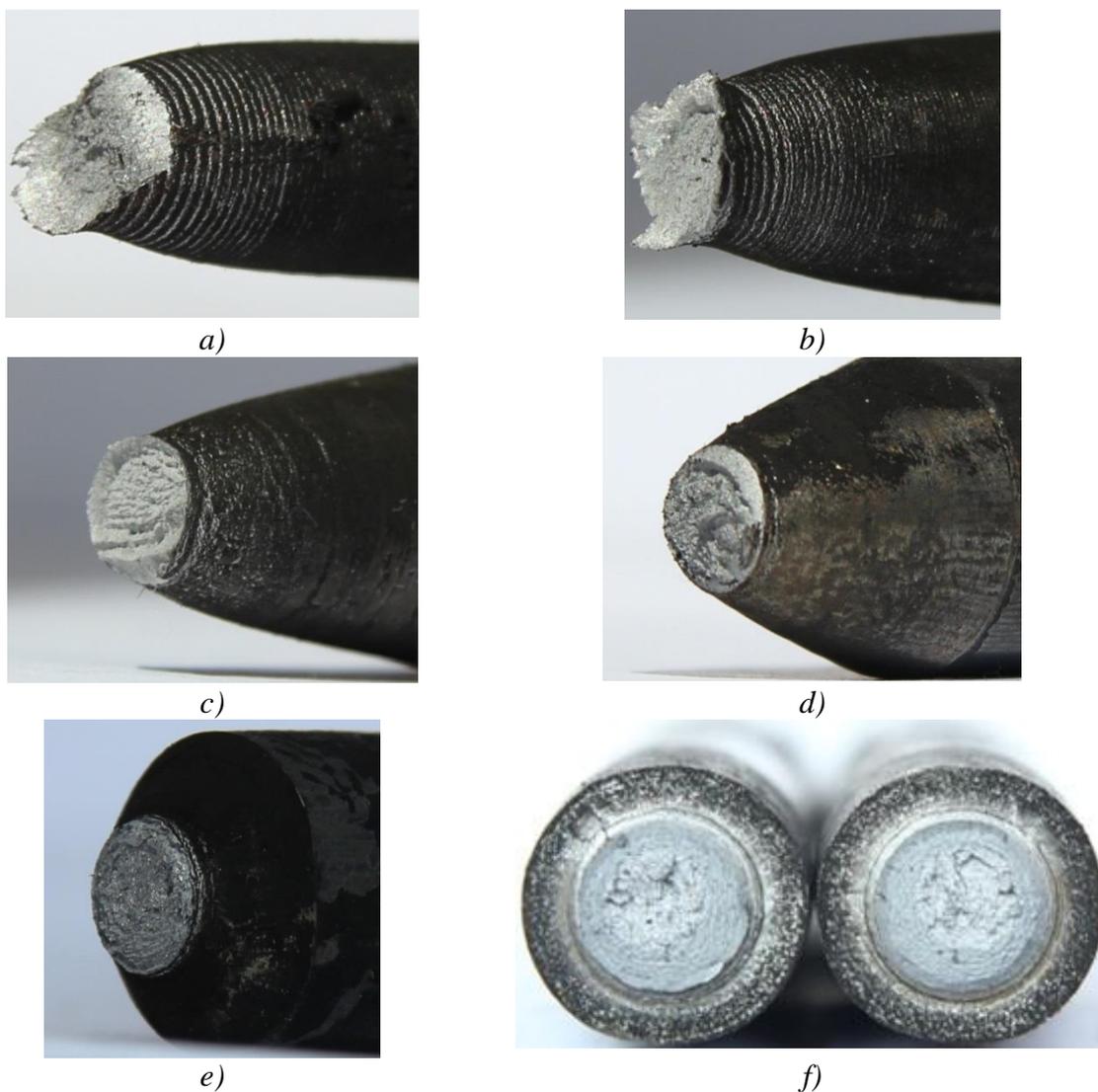


Рис. 6. Виды изломов образцов типа «a-f»

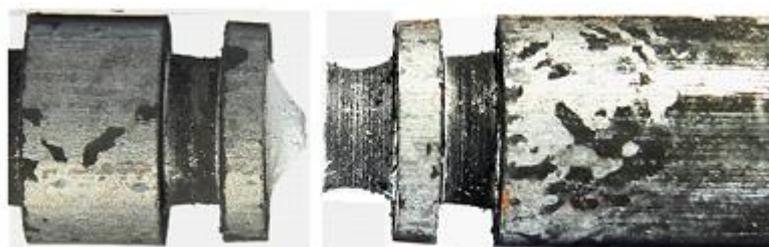


Рис. 7. Вид излома образца типа «gr» и деформированных зон, примыкающих к излому

В арматурных стержнях в процессе их металлургического передела возникают поля внутренних уравновешенных напряжений, которые накладываются на поля рабочих напряжений. Эти напряжения могут достигать предела текучести стали. Их величина и знак зависят от технологии производства стержней.

Эксперименты показывают, что чувствительность к коррозионному поражению арматурных стержней, находящихся под напряжением, в значительной мере определяется химическим составом структурой и уровнем остаточных напряжений 1 и 2 рода [14, 20]. При более высоких механических свойствах арматура из стали имеет более низкую коррозионную стойкость.

**Закключение и обсуждение.** Поверхностные концентраторы деформаций и напряжений являются основными факторами снижения коррозионной стойкости стержней. Длительная сохранность арматуры в бетонах определяется изолирующим действием бетона, зависящим от его плотности структуры и толщины слоя, химического состава цементного камня и условиями эксплуатации конструкций. Однако ни одна из нормируемых характеристик проницаемости бетона (газо- и воздухопроницаемость, водопоглощение и водонепроницаемость) не гарантирует длительного защитного действия бетона по отношению к арматуре. Поэтому модель изменения коррозионного поведения стали во времени рассматривается в виде двух периодов – инкубационного и коррозионного (рис. 8). Инкубационный период характеризуется пассивностью металла. Процесс коррозии арматуры начинается с момента депассивации стали, и может продолжаться до момента наступления предельного состояния железобетонной конструкции. Далее этот процесс в продолжается в запредельном состоянии, когда конструкция теряет несущую способность, эксплуатационные свойства или внешний вид (рис. 8).

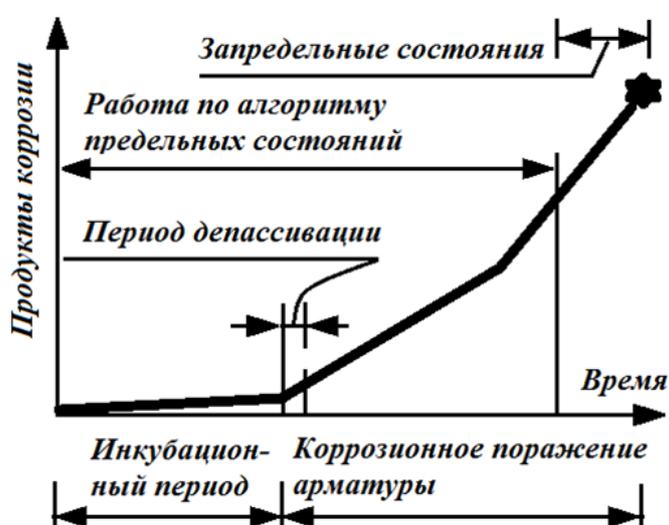


Рис. 8. Схема коррозии стальной арматуры в бетоне

Наличие трещин в бетоне значительно увеличивает поступление агрессивных газов и жидкостей к поверхности арматуры, ускоряется нарушение защитной пассивной пленки на поверхности арматуры. Защитная пленка нарушается вначале на отдельных микроучастках поверхности арматуры. Далее развитие локального коррозионного поражения распространяется в обе стороны от трещины и вызывает дополнительное трещинообразование, вызванное давлением продуктов коррозии. Скорость коррозии арматуры зависит от ширины ее раскрытия, степени агрессивности среды, вида и диаметра арматуры, а также величины напряжений в арматуре [21]. Периодическое увлажнение железобетонных конструкций, переменная нагрузка усиливает процесс коррозии арматуры в зоне влияния поперечных трещин [21]. Для железобетонных мостовых конструкций основными причинами депассивации стальной арматуры с последующей ее коррозией является карбонизация бетона на всю толщину защитного слоя или накопление хлор-ионов сверх критической концентрации в зоне, примыкающей к поверхности стержней.

Развитию коррозии арматуры способствуют остаточные внутренние напряжения в арматуре и концентраторы напряжений и деформаций. В статье [22] изложены результаты исследования распределения остаточных напряжений в стальных арматурных стержнях диаметром 16 и 28 мм разных производителей, изготовленных с помощью термомеханического процесса. Авторы делают вывод, что напряжения сжатия существуют во внутренней части поперечного сечения арматурных стержней, а напряжения растяжения — вблизи или даже на их поверхности.

Экспериментальные данные, полученные в работе [23], показали, что в условиях коррозионной усталости металл на дне выточки (концентратора) принимает более низкие значения потенциалов, чем берега выточки. Вследствие этого при соприкосновении с электролитом (растворы солей и т. д.) возникает электрохимический процесс, в котором анодом служит дно концентратора напряжений, а катодом – остальная поверхность стержня. Наличие деформированных участков в стержнях (холоднокатанная арматура, вмятины и т. д.) приводит к появлению разности потенциалов между деформированными и недеформированными участками стержня [24]. На участках перепада потенциалов развивается локальный коррозионный процесс. Локальное разрушение арматуры часто наблюдается в бетоне, загрязненном хлоридами. Появляющиеся коррозионные ямки (питтинг) особенно опасны, при их расположении в зоне растянутых напряжений. В работе [25] установлено, что глубина локального поражения стальной арматуры, работающей в бетоне, в четыре – восемь раз превышает поражения при средней коррозии.

Ямочные поражения арматуры приводят к ускоренному ее коррозионному разрушению [26] и снижению прочности стержней.

За основу для разработки конечно-элементного моделирования ямочных коррозионных поражений нами приняты арматурные стержни с номинальными диаметрами 12, 25 и 32 мм. Твёрдотельная модель стержней принималась в соответствии с рис. 9. Эффективность использования метода конечных элементов и достоверность результатов расчета напрямую зависит от точности описания геометрии изделия. В случае арматурного стержня процесс моделирования усложняется несимметричностью сечения. Вследствие несимметричности изделия, основным критерием оптимизации является требование по уменьшению длины модели. Расчет с использованием метода конечных элементов осуществляли в программной среде ANSYS.

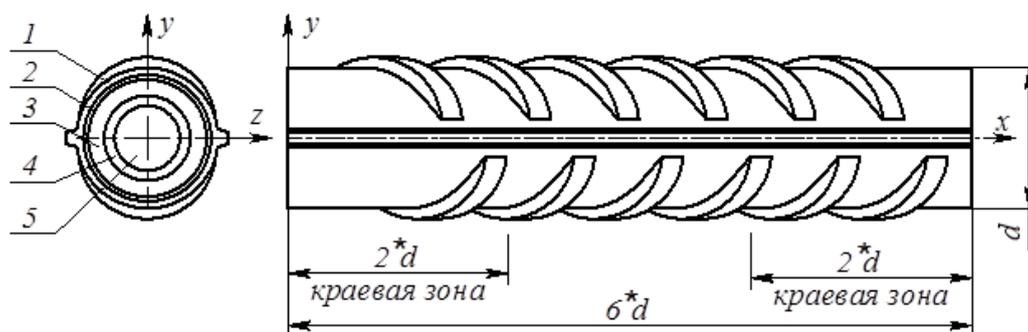


Рис. 9. Форма и структура твердотельной модели: 1, 2, 3, 4, 5 – основные визуально различимые по объему изделия слои материала

В качестве расчетной модели использовали стержневые конструкции, состоящие из набора цилиндрических вставок с различными физико-механическими свойствами. Поведение материала для каждого из слоев задавалось своей диаграммой деформирования. За расчетную модель был принят трехслойный стержень с коррозионной «язвой», которую моделировали в форме выреза сферического сегмента радиусом 30 мм и глубиной проникновения в тело стержня 3,5 мм (рис. 10). Физико-механические характеристики материалов задавали по результатам лабораторного испытания образцов при осевом растяжении. Для их определения исходный арматурный стержень обтачивали с обильным поливом охлаждающей жидкостью до нужного диаметра слоя. Растяжение образца задавалось перемещением точек правой торцевой поверхности (рис. 10) на величину 1 мм.

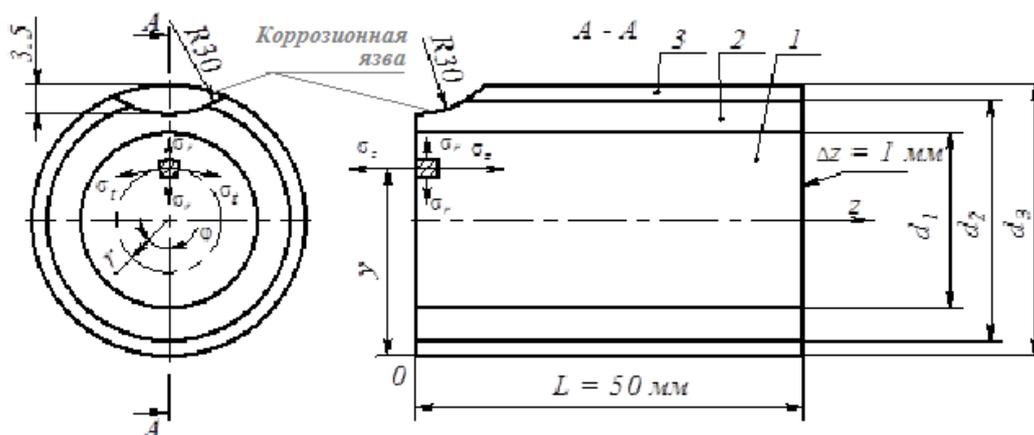
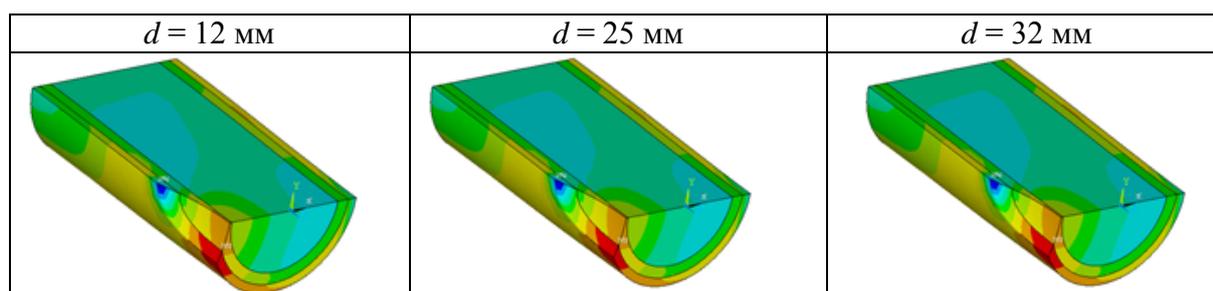


Рис. 10. Геометрия стержня с коррозионной язвой: 1 – внутренний слой; 2 – промежуточный слой; 3 – наружный слой

В результате расчета определялись компоненты тензоров напряжений, деформаций, распределение энергии деформирования, строились их распределения по слоям образца. В табл. 4 для примера приведены распределения осевых напряжений  $\sigma_z$  по объему стержня (красный цвет – максимальные значения, фиолетовый – минимальные).

Таблица 4 – Распределение компонент тензора напряжений по стержню (осевые напряжения  $\sigma_z$ )



В результате расчета получено, что изменение свойств наружных слоев путем термической обработки и коррозионного повреждения вносит изменения в характер распределения напряжений в локальном объеме непосредственно в окружении дефекта. Границы зоны влияния для образца зависят от диаметра стержня и размеров слоев. Численные исследования позволили установить, что зона влияния коррозионной язвы составляет 30–40 мм. Так для стержня диаметром 12 мм изменения пронизывают большую часть его диаметра.

Изменения в напряженном состоянии объясняются двумя факторами: 1) концентрацией напряжений в окрестности «язвы»; 2) неравномерным распределением жесткости по сечению стержня и, как следствие, смещением нейтральной линии относительно геометрического центра тяжести сечения, т. е. появлением эффекта внецентренного растяжения-сжатия, что подтверждено искривлением оси стержня в деформированном состоянии.

Для гладкого стержня при осевом растяжении с величиной деформаций 2 % максимальные осевые напряжения по слоям не зависят от диаметра стержня. Данные по компонентам напряжений по слоям всех типов стержней представлены в табл. 5.

Таблица 5 – Распределений напряжений  $\sigma_z$  по слоям образца с коррозионной язвой

| Тип стержня         | Диаметр стержня, мм | Напряжение по слоям, МПа |         |          |
|---------------------|---------------------|--------------------------|---------|----------|
|                     |                     | 1                        | 2       | 3        |
| Коррозионная «язва» | 12                  | 410/410                  | 500/280 | 695/-180 |
|                     |                     | 440/580                  | 570/730 | -522/744 |
|                     | 25                  | 410/410                  | 540/510 | 680/420  |
|                     |                     | 410/530                  | 485/710 | 192/740  |
|                     | 32                  | 410/410                  | 580/500 | 650/430  |
|                     |                     | 390/530                  | 500/645 | 510/722  |

**Выводы.** 1. Конечно-элементное моделирование работы на растяжение стального арматурного стержня с многослойной структурой представляет сложную многофакторную механико-химическую задачу. При этом актуальным являются вопросы являются вопросы предотвращения внутренних гальванических токов в окрестности поверхностных дефектов.

2. Конечно-элементный анализ моделей в предельном состоянии показал, что значительно сокращается объем пластически деформированного материала при углах выступов у их оснований с осью стержня, близких к  $90^\circ$ . Расчет показал, что пластически деформируемая область у основания острых выточек более чем в сто раз меньше, чем соответствующий объем у основания пологих выточек. В образцах с группой выступов стеснение пластических деформаций в основании происходит лишь для выступов, ширина которых сопоставима с диаметром стержня в ослабленных сечениях. Наибольшее развитие эквивалентных пластических деформаций наблюдается в основании между узкими выступами.

3. Изменение свойств наружных слоев путем термической обработки и коррозионных повреждений вносит изменения в характер распределения напряжений в локальном объеме непосредственно в окружении дефекта. Границы зоны влияния для образца зависят от диаметра стержня и размеров слоев. Установлено, что зона влияния для коррозионной язвы – 30–40 мм.

4. При наличии односторонних коррозионных дефектов изменения напряженного состояния таких стержней относительно стержней в состоянии поставки объясняются двумя факторами: 1) концентрацией напряжений в окрестности «язвы»; 2) неравномерным распределением жесткости по сечению стержня и, как следствие, смещением нейтральной линии относительно геометрического центра тяжести сечения, т. е. проявлением эффекта внецентренного растяжения-сжатия. Это подтверждается искривлением оси стержня в деформированном состоянии.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Мадатян, С. А. Арматура железобетонных конструкций / С.А. Мадатян. – М.: Воентехлит, 2000. – 256 с.
2. Юрьев, А. Б. Структура термически упрочненной стержневой арматуры / А. Б. Юрьев [и др.] // Технология металлов. – 2005. – № 9. – С. 5–7.
3. Большаков, В. И. Взаимосвязь структурной неоднородности термически упрочненной арматуры с изменением твердости по сечению стержней / В. И. Большаков [и др.] // Строительство, материаловедение, машиностроение: Сб. научн. трудов. – Вып. 36, ч. 1. – Днепропетровск: ПГАСА, 2006. – С. 159–167.
4. Василевич, Ю. В. Макроструктура арматурных стержней, упрочненных в потоке стана, и их сварных соединений / Ю. В. Василевич, Е. А. Мойсейчик, Е. К. Мойсейчик // Инновационные технологии в строительстве автомобильных дорог, мостов и подготовке

инженерных кадров в Республике Беларусь: Материалы 6-й Международной научно-технической конференции «Наука образованию, производству, экономике», Минск, 17–18 декабря 2008 г. / Белорусский национальный технический университет; редкол.: И. И. Леонович [и др.]. – Минск, 2008. – С. 326–332.

5. Стародубов, К. Ф. Термическое упрочнение проката / К. Ф. Стародубов, И. Г. Узлов, В. Я. Савенков. – М.: Металлургия, 1970. – 368 с.

6. Мойсейчик, Е. А. Изменения макроструктуры арматурных стержней при технологических воздействиях / Е. А. Мойсейчик // Инновационные технологии в строительстве автомобильных дорог, мостов и подготовке инженерных кадров в Республике Беларусь: Материалы 6-й Международной научно-технической конференции «Наука образованию, производству, экономике», Минск, 17–18 декабря 2008 г. / Белорусский национальный технический университет; редкол.: И. И. Леонович [и др.]. – Минск, 2008. – С. 279–281.

7. Сергеев, Н. Н. Влияние микроструктурных факторов и термической обработки на коррозионную стойкость арматурной стали класса А600 / Н. Н. Сергеев [и др.] // Известия Юго-Западного государственного университета. – 2018. – Вып. 22(2). – С. 52–63.

8. Сергеев, Н. Н. Влияние режимов высокотемпературной термомеханической обработки на механические свойства арматурного проката / Н. Н. Сергеев [и др.] // Известия Юго-Западного государственного университета. – 2019. – Вып. 23(2). – С. 29–52.

9. Сергеев, Н. Н. Влияние режимов отпуска на длительную прочность арматурных сталей в водородсодержащих средах / Н. Н. Сергеев [и др.] // Известия ТулГУ. Технические науки. – 2018. – Вып. 8. – С. 94–107.

10. Zivica, V. Corrosion of reinforcement induced by environment containing chloride and carbon dioxide / V. Zivica // Bulletin of Materials Science. – 2003. – Vol. 26, № 6. – P. 605–608.

11. Бабицкий, В. В. Контроль качества и эксплуатационная долговечность бетонных и железобетонных изделий и конструкций / В. В. Бабицкий, С. Н. Ковшар. – Минск: БНТУ, 2014. – 94 с.

12. Прочность, трещиностойкость и долговечность конструкционного бетона при температурных и коррозионных воздействиях : монография : в 2 ч. / С. Н. Леонович [и др.]; под ред. С. Н. Леоновича. – Минск : БНТУ, 2016. – Ч. 2. – 204 с.

13. Мигунов, В. Н. Экспериментально-теоретическое моделирование армированных конструкций в условиях коррозии. Моногрф. / В. Н. Мигунов, И. И. Овчинников, И. Г. Овчинников. – Пенза: ПГУАС, 2014. – 362 с.

14. Tuutti, K. Corrosion of Steel in Concrete [Текст] : Ph.D. Thesis / K. Tuutti // Swedish Cement and Concrete Research Institute. – Stockholm, 1982. – 469 p.

15. Бусел, А. В. Управление зимним содержанием мостов и их защита от солевой коррозии / А. В. Бусел, Е. В. Вольский, С. Е. Исаков // До роги і мости : зб. наук. пр. / Держ. служба авт. доріг України (Укравтодор), Держ. дор. НДІ ім. М. П. Шульгіна. – К.: ДерждорНДІ, 2008. – Вип. 10. – С. 51–53.

16. Васильев, А. А. Модель прогнозирования долговечности железобетонных пролетных строений мостов / А. А. Васильев, Р. Ю. Долманюк, С. В. Дашкевич // Вестник Белорусского государственного университета транспорта: Наука и транспорт. – 2018. – № 1(36). – С. 121–123.

17. Stipanovic Oslakovic, I. Evaluation of service life design models on concrete structures exposed to marine environment / I. Stipanovic Oslakovic, D. Vjegovic, D. Mikulic // Materials and Structures. – 2010. – Vol. 43. – P. 1397–1412.

18. Сосновский, Л. А. Коррозионно-механическая усталость: проблемы прогнозирования. / Л. А. Сосновский, А. В. Богданович, С. С. Щербаков // Механика машин, механизмов и материалов. – 2018. – Ч. 1. Прямой эффект. – № 1(42). – С. 51–57.

19. Василевич, Ю. В. Закономерности деформирования образцов типа Людви́ка-Шея и образцов с групповыми выточками / Ю. В. Василевич, А. Е. Мойсейчик // Теоретическая и прикладная механика: международный научно-технический сборник. – Вып. 31. – 2016. – С. 238–241.
20. Сергеев, Н. Н. Влияние микроструктурных факторов и термической обработки на коррозионную стойкость арматурной стали класса А600 / Н. Н. Сергеев, В. В. Извольский [и др.] // Известия Юго-Западного государственного университета. – 2018. – Т. 22. – № 2(77). – С. 53–63.
21. Мигунов, В. Н. Методика и результаты экспериментальных исследований на прямых моделях обычных железобетонных конструкций влияния переменной и постоянной нагрузки на прочность опытных образцов и коррозионные характеристики арматуры / В. Н. Мигунов, И. Г. Овчинников, К. В. Шамшина // Интернет-журнал «НАУКОВЕДЕНИЕ». – 2015. – Том 7, № 4.
22. Volkwein, A. Distribution of residual stresses in reinforcing steel bars / A. Volkwein, K. Osterminski, F. Meyer, C. Gehlen // Engineering Structures. – Vol. 223. – 2020.
23. Рябченков, А. В. Коррозионно-усталостная прочность стали / А. В. Рябченков. – М.: Машгиз, 1953. – 180 с.
24. Зарецкий, Е. М. Влияние деформации на потенциалы металлов / Е. М. Зарецкий // Журнал прикладной химии. – 1951. – Т. XXIX, №6. – С. 615–623.
25. González, J. A. Comparison of rates of general corrosion and maximum pitting penetration on concrete embedded steel reinforcement/ J. A. González [et al.] // Cement and Concrete Research. – 1995. – Vol. 25, I. 2. – P. 257–264.
26. Busba, Ezeddin Rafea Effect of Localized Corrosion of Steel on Chloride-Induced Concrete Cover Cracking in Reinforced Concrete Structures, 2013. Graduate Theses and Dissertations.

Поступила: 26.01.2021