

МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ И НАУКИ  
РОССИЙСКОЙ ФЕДЕРАЦИИ

---

Федеральное государственное бюджетное образовательное учреждение  
высшего профессионального образования  
«Пензенский государственный университет  
архитектуры и строительства»  
(ПГУАС)

**В.Н. Мигунов, И.И. Овчинников, И.Г. Овчинников**

**ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНО-ТЕОРЕТИЧЕСКОЕ  
МОДЕЛИРОВАНИЕ  
АРМИРОВАННЫХ КОНСТРУКЦИЙ  
В УСЛОВИЯХ КОРРОЗИИ**

Пенза 2014

УДК 624.21.012.4(043.3)

ББК 38.74

М57

Рецензенты: академик РААСН, доктор технических наук, профессор, заведующий кафедрой «Теория сооружений и строительных конструкций» В.В. Петров (Саратовский государственный технический университет им. Ю.А. Гагарина); академик РАТ председатель Поволжского отделения Российской академии транспорта доктор технических наук, профессор, А.В. Кочетков (ФГУП РОСДОРНИИ г. Москва)

### **Мигунов В.Н.**

**М57 Экспериментально-теоретическое моделирование армированных конструкций в условиях коррозии: моногр. / В.Н. Мигунов, И.И. Овчинников, И.Г. Овчинников. – Пенза: ПГУАС, 2014. – 352 с. ISBN 978-5-9282-1140-0**

Монография посвящена экспериментально-теоретическим исследованиям долговечности железобетонных конструкций, эксплуатирующийся в различных агрессивных условиях.

Приводятся собственные экспериментальные исследования влияния коррозии арматуры как в силовых поперечных, так и в продольных коррозионных трещинах при различных программах нагружения на деформативность и несущую способность прямых моделей железобетонных конструкций. Рассмотрено влияние переменной и постоянной нагрузки, жидкой хлоридсодержащей и газообразной среды на коррозию арматуры в силовых поперечных трещинах и образование коррозионных продольных трещин в защитном слое бетона. Полученные экспериментальные данные являются полезными для исследователей, занимающихся вопросами повышения долговечности железобетонных конструкций в агрессивных средах, так как описанные в монографии методологические подходы могут распространяться и на воздействие других эксплуатационных сред.

Книга представляет интерес для широкого круга специалистов, занимающихся вопросами долговечности железобетонных конструкций, с учётом реальных условий их эксплуатации, а также для студентов, обучающихся по направлению 08.03.01, 08.04.01 «Строительство».

**ISBN 978-5-9282-1140-0**

© Пензенский государственный университет архитектуры и строительства, 2014

© Мигунов В.Н., Овчинников И.И.  
Овчинников И.Г. 2014

## ВВЕДЕНИЕ

Строительные конструкции инженерных сооружений в процессе длительной эксплуатации подвергаются внешним воздействиям различного вида нагрузок и агрессивных сред, совместное действие которых приводит к интенсивному развитию повреждений и сокращению срока службы сооружений. В мировой практике эксплуатации строительных конструкций до 75 % из них подвергаются воздействию агрессивных сред, до 10 % ежегодно разрушаются и выходят из строя и до 30 % требуется защита [184].

Исследования в области изучения взаимодействия эксплуатируемых строительных конструкций с воздействующими на них различными агрессивными средами являются актуальными, так как научная недооценка этого процесса приводит к катастрофическим техническим и социальным последствиям от разрушения строительных объектов и инженерных сооружений, при которых материальный ущерб умножается на потери, связанные с человеческими жертвами и экологическими загрязнениями. Так по данным Национального бюро стандартов в США на восполнение коррозионных потерь расходуется около 40 % ежегодно производимого металла» [144].

Из всех строительных материалов, применяемых в мировой практике строительства, наиболее употребляемым и долговечным является железобетон. Долговечность железобетонных конструкций определяется коррозией бетона и арматуры в условиях переменного напряженного состояния, температурными нагрузками, агрессивной воздушной средой в сочетании с замораживанием и оттаиванием [153]. Несмотря на это экономические потери при ремонтах и усилении конструкций превышают 5 % общемирового валового дохода, так как более 75 эксплуатирующихся строительных конструкций испытывают воздействие различных агрессивных сред. В Российской Федерации эти финансовые потери оцениваются в настоящее время в 20-25 миллиардов рублей ежегодно. В транспортном строительстве сборный железобетон практически заменил металл в мостах с малым и средним пролётами ( $L \leq 33,5$  м). В России при проектировании железобетонных конструкций мостов нормативный срок их долговечности принимается не менее 80 лет. Однако средний срок службы значительной части заменяемых пролётных строений составляет не более 35 лет [81, 84, 137, 178].

По сведениям Всемирного банка 30 % из более чем 60000 автодорожных мостов России находятся в ограниченно трудоспособном состоянии из-за различного рода дефектов. Ежегодно происходит обрушение около 1 % автодорожных мостов. Главной причиной потери эксплуатационных характеристик железобетонных мостов является коррозия арматуры [81].

Из общего числа мостов, эксплуатирующихся на федеральной сети автомобильных дорог в России, 12,3 % находятся в неудовлетворительном состоянии, 45 % не удовлетворяют требованиям грузоподъемности [30].

Взаимодействие арматуры и бетона железобетонных конструкций с агрессивными средами имеет сложную физико-химическую природу, требующее феноменологического подхода при построении математической модели этого взаимодействия, в основе которой находятся результаты экспериментальных исследований на железобетонных элементах.

В материалах нагруженной железобетонной конструкции под действием нагрузки происходят два взаимно влияющих друг на друга процесса в виде деформирования и микроразрушения, усугубляющиеся воздействием агрессивной среды. Вступая в химическое взаимодействие с бетоном и арматурой в объеме конструкции агрессивная среда изменяет их механические характеристики и интенсифицирует процессы микро разрушения бетона и деформирования железобетонного элемента [144].

Причиной преждевременной потери эксплуатационных свойств железобетонных конструкций является и композитный характер строения материала, который способствует нелинейности деформирования бетона и арматуры под нагрузкой, появлению в неагрессивных и агрессивных условиях усадочных, температурных, силовых и коррозионных трещин. Особенно большое влияние на коррозионно-механическое поведение железобетонных конструкций в агрессивных средах оказывает наличие силовых поперечных трещин в бетоне. В тоже время, прямую оценку проектного остаточного ресурса железобетонных конструкций с силовыми трещинами, эксплуатирующихся в различных агрессивных средах, строительные нормы не дают.

Для железобетонных конструкций, состоящих из многокомпонентных материалов, наиболее достоверные научные результаты получаются при натуральных экспериментальных исследованиях конструкций, по сравнению с теоретическими исследованиями. Однако проведение натуральных экспериментов не всегда возможно и, кроме того, обходится достаточно дорого. Поэтому при проектировании строительных железобетонных элементов используются нормативные документы, разработанные на основе экспериментальных исследований на прямых моделях железобетонных конструкций.

Наибольшую опасность для коррозии арматуры в расчётных поперечных трещинах бетона железобетонных конструкций представляют жидкие среды, содержащие хлорид-ионы, вызывающие на арматуре протекание интенсивного электрохимического процесса. Подход к оценке степени агрессивности газообразных сред по отношению к железобетону основан на тех же принципах, что и для жидких сред [7, 8, 9, 60].



Степень агрессивного воздействия жидкой и газообразной среды на арматуру в поперечных трещинах бетона согласно СНиП 2.03.11-85\* [170] и ГОСТ 31384-2008 [49] учитывается косвенным путём через ограничение предельно допустимой ширины раскрытия поперечных трещин на поверхности бетона с учётом класса применяемой арматуры. В то же время в количественном отношении эта степень ориентируется только на данные концентрации хлорид-ионов в жидкой среде, принятых для железобетонных элементов без поперечных трещин. Одновременно СНиП 2.03.11-85\* [170] не устанавливает продолжительность воздействия агрессивной среды при оценке её степени агрессивности, дифференцированно не учитывает возникающие коррозионные характеристики повреждений арматуры и её напряжённое состояние.

Нормами СНиП 2.03.11-85\* [170] и ГОСТ 31384-2008 [49] рассматриваются два критерия опасности коррозионного поражения арматуры любого профиля в поперечных трещинах бетона. Первый критерий, который справедлив только для постоянно раскрытых трещин от действия длительной или кратковременной нагрузки, не допускает снижения механических характеристик арматуры, второй – образования коррозионных продольных трещин в бетоне вдоль арматурных стержней [60].

В то же время фактическая долговечность эксплуатирующихся железобетонных конструкций в агрессивных условиях, содержащих хлорид-ионы и определяемая коррозионным поражением арматуры, во многих случаях оказывается в несколько раз меньше нормативной [60]. Одной из причин несоответствия нормативной и фактической долговечности железобетонных элементов является не учёт в нормативных документах фактора влияния реально действующих переменных нагрузок на изменение деформативных свойств как бетона, так и арматуры, разрушение околоарматурного слоя бетона в зоне влияния поперечных трещин в защитном слое бетона с последующей его карбонизацией и уменьшение сцепления арматуры с бетоном.

При воздействии агрессивной среды переменная нагрузка через коррозионное поражение арматуры в зоне влияния поперечных трещин влияет на скорость образования коррозионных продольных трещин в защитном слое бетона.

Существующие экспериментальные исследования в агрессивных средах сосредоточены на проблемах защиты конструкций от коррозии, которые однако не позволяют рационально использовать ресурсные возможности железобетона. Известные научные данные, полученные на эксплуатирующихся железобетонных конструкциях в агрессивных средах, показывают необратимый характер изменения свойств, как бетона, так и арматуры во времени.

Несмотря на большое влияние трещин на долговечность железобетонных конструкций в агрессивной среде количество отечественных и зарубежных экспериментальных и теоретических исследований по изучению силовых поперечных трещин на изменение деформативных и прочностных свойств железобетонных конструкций очень ограничено.

Для изучения внутренних и внешних факторов, определяющих долговечность обычных железобетонных конструкций с поперечными трещинами в защитном слое бетона, были проведены экспериментально-теоретические исследования на железобетонных образцах и прямых моделях железобетонных элементов в жидких и газообразных агрессивных средах при силовых и несиловых воздействиях. Результаты этих исследований представлены в данной монографии.

# 1. ПРЕДВАРИТЕЛЬНЫЕ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ЭЛЕКТРОХИМИЧЕСКИЕ, ФИЗИЧЕСКИЕ И ХИМИЧЕСКИЕ ИССЛЕДОВАНИЯ НА ОБЫЧНЫХ ЖЕЛЕЗОБЕТОННЫХ ЭЛЕМЕНТАХ В ХЛОРИДСОДЕРЖАЩЕЙ ЖИДКОЙ И ГАЗОВОЗДУШНОЙ АГРЕССИВНЫХ СРЕДАХ ДЛЯ РАЗРАБОТКИ И ПРОВЕДЕНИЯ ПОСЛЕДУЮЩЕГО ПРОГРАММНОГО ИСПЫТАНИЯ

## 1.1. Общая часть

Развитие теории коррозии и защиты арматуры в железобетонных конструкциях при действии как жидких, так и газообразных агрессивных сред представлено в работах В.М. Москвина [73, 118], С.Н. Алексеева [8, 9, 11], В.С. Артамонова [13], В.И. Бабушкина [15], Г.П. Вербецкого [31], Ф.М. Иванова [64], В.И. Новгородского [128], В.Б. Ратинова [154], А.Ф. Полака [146], Н.К. Розенталя [162, 164], В.В. Яковлева [213], К. Туутти [244], А.В. Биби [217], П. Шиссля [241], В. Штельцеля [242].

Исследованиями установлено, что коррозия арматуры в плотном цементном бетоне протекает по одинаковому механизму как при воздействии внешней агрессивной жидкой среды, так и газообразной с разницей только в скорости подвода среды – агрессора к арматуре и его концентрации [7–9, 60].

Скорость коррозии стали в бетоне зависит от степени агрессивности среды, оцениваемой величиной рН и содержанием кислорода [185]. Термодинамические расчеты свидетельствуют о достаточном количестве кислорода в воздушно-влажном бетоне для протекания коррозии арматуры [14, 15].

Факторами, нарушающими пассивное состояние арматуры в тяжёлом цементном бетоне, вызывающими её коррозию являются [60, 73, 117]:

- введение в бетон коррозионных добавок, главным образом, хлоридов или их диффузия в бетон из внешней среды;
- уменьшение щёлочности влаги в бетоне ниже критической путём нейтрализации кислыми газами  $\text{Ca}(\text{OH})_2$ ;
- возникновение силовых трещин в бетоне;
- уменьшение щёлочности влаги в бетоне ниже критической, из-за образования коррозионных трещин в бетоне и разрушения защитного слоя бетона.

Одной из причин нарушения пассивации стали в бетоне в атмосферных газозвушных условиях является нейтрализация бетона углекислым газом. Кинетика нейтрализации тяжелого бетона определяется его диффузионной проницаемостью, обусловленной особенностями строения порового пространства [8–10, 162, 164, 165, 184]. Скорость карбонизации бето-

на характеризуется эффективным коэффициентом диффузии углекислого газа –  $D$  см<sup>2</sup>/с, значение которого определяется экспериментальным путем [202]. В СП 28.13330.2012 [182] впервые нормирована диффузионная проницаемость бетона для углекислого газа и хлоридов с учётом использования методов определения диффузионной проницаемости бетона для углекислого газа и хлоридов, приведённых в ГОСТ Р 52804-2007 [50].

Данные диффузионной проницаемости бетона для углекислого газа по толщине защитного слоя бетона, исключаяющие опасность его карбонизации и коррозию стальной арматуры, и приведены в табл. 1.1 [166, 182].

Т а б л и ц а 1 . 1

Требования к защитному слою бетона железобетонных конструкций, эксплуатирующихся при воздействии углекислого газа

Концентрация углекислого газа в воздухе, мг/м <sup>3</sup>	Толщина защитного слоя, мм	Максимально допустимая величина коэффициента диффузии $D \cdot 10^{-4}$ , см <sup>2</sup> /с, углекислого газа в бетоне железобетонных конструкций со сроком эксплуатации, лет		
		20	50	100
До 600	10	1,14	0,45	0,23
	15	2,57	1,03	0,51
	20	4,57	1,83	0,91
От 600 до 6000	10	0,26	0,1	0,05
	15	0,46	0,18	0,09
	20	0,71	0,28	0,14

В атмосферных условиях города Москвы установлено, что глубина нейтрализации бетона на пористых заполнителях, как и для тяжелого бетона, пропорциональна квадратному корню из времени [184].

В суспензии карбонизированного бетона  $\text{CaCO}_3$  коррозионные токи при потенциале (+300 мВ) (по НВЭ) на поверхности стали примерно в 1000 раз больше, чем в суспензии  $\text{Ca}(\text{OH})_2$  [60]. Потенциал стали смещается в отрицательную сторону как при понижении значения pH суспензии, так и при введении в неё активирующих ионов, например хлорид-ионов, которые вытесняют кислород из адсорбционных или фазовых слоёв, тормозящих растворение железа.

В агрессивной среде, содержащей хлорид – ионы, долговечность железобетонных конструкций, из-за условия коррозионной сохранности арматуры обеспечивается, если концентрация хлорид-ионов на поверхности арматуры не превышает критического уровня [60]. Критическое значение концентрации ионов наиболее часто определяется критерием Хаусманна [153]:

$$\left| \text{Cl}^- \right| / \left| \text{OH}^- \right| - \text{молекулярное отношение} = 0,6.$$

В России и Великобритании расчётная критическая концентрация хлорид-ионов принимается для железобетонных конструкций, эксплуатирующихся в условиях воздействия морской среды, равной 0,4 % по массе бетона [59, 60]. В нормативных документах [182] впервые приведено максимально допустимое содержание хлоридов в бетоне для соответствующих видов армирования конструкций (табл. 1.2).

Т а б л и ц а 1 . 2

Максимально допустимое содержание хлоридов в бетоне конструкций

Вид армирования	Марка по содержанию хлоридов	Максимально допустимое содержание хлоридов, % массы цемента
Неармированные конструкции	СІ 1,0	1,0
Ненапрягаемая арматура	СІ 0,4	0,4
Предварительно напряженная арматура	СІ 0,1	0,1

Критическая концентрация хлорид-ионов, вызывающих депассивацию стали в щелочной среде, зависит как от величины рН электролита, так и содержания кислорода табл. 1.3 [60]:

Т а б л и ц а 1 . 3

Критическая концентрация хлорид-ионов

Раствор	рН	Критическая концентрация хлорид-ионов, мг/л	
		с кислородом	без кислорода
NaOH	13,2	8900	–
Ca(OH) <sub>2</sub>	12,5	710	–
Ca(OH) <sub>2</sub>	11,6	72	890

Время до накопления критического количества хлорид-ионов в зависимости от физико-химических характеристик газовой агрессивной среды и поровой структуры бетона приведены в табл. 1.4 [161], в которой содержатся результаты расчёта периода накопления критического количества хлоридов 0,5 % от массы цемента при толщине защитного слоя бетона 2,5 см и содержании хлорид-ионов в наружном слое 1,5 %.

Результаты табл. 1.4, показывают увеличение диффузионной проницаемости бетона для хлорид – ионов до 4 раз при росте влажности среды от 50 до 80 %.

В табл. 1.5 приводится максимально допустимая концентрация хлорид-ионов в жидкой среде для бетонов с различными коэффициентами диффузии, исключая применение изолирующих поверхностей [166, 182].

Таблица 1.4

Диффузионная проницаемость бетона для хлоридов  
в условиях воздействия газообразного хлора и хлористого водорода  
при разной влажности среды

Относительная влажность среды, %	Вид и концентрация агрессивных газов	Эффективный коэффициент диффузии, см <sup>2</sup> /с	Время до накопления критического количества хлорид-ионов, лет
50	Cl <sub>2</sub> -10 мг/м <sup>3</sup>	(0,36-1,51)×10 <sup>-8</sup>	14-59
65-85	Cl <sub>2</sub> -3-6 мг/м <sup>3</sup>	(0,46-3,7)×10 <sup>-8</sup>	5-47
60-80	HCl-6мг/м <sup>3</sup>	(1,63-7,42)×10 <sup>-8</sup>	3-13

Таблица 1.5

Требования к толщине и проницаемости защитного слоя бетона железобетонных конструкций в зависимости от концентрации хлоридов в открытом водоеме и подземных водах (зона переменного уровня воды и капиллярного подсоса)

Среда	Толщина защитного слоя бетона, мм	Максимально допустимая концентрация хлоридов в жидкой среде, мг/дм <sup>3</sup> , для бетона с коэффициентом диффузии, см <sup>2</sup> /с	
		Свыше 1·10 <sup>-8</sup> до 5·10 <sup>-8</sup> (W8)	Свыше 5·10 <sup>-9</sup> до 1·10 <sup>-8</sup> (W10-W14)
Открытый водоем и вода в грунте с коэффициентом фильтрации 0,1 м/сут и более	20	1300	4100
	25	1700	7000
	30	1850	8300
	50	2700	17 000
Подземные воды в грунте с коэффициентом фильтрации менее 0,1 м/сут	20	3000	5000
	25	3400	8200
	30	3700	9500
	50	4700	18 000

Данные табл.1.5 показывают, что в морской воде, содержащей до 18 г/л хлоридов, стальная арматура в железобетонных элементах может быть успешно защищена от коррозии при толщине защитного слоя бетона  $\delta_{зсб} = 5$  см с диффузионной проницаемостью  $5 \cdot 10^{-9}$  см<sup>2</sup>/с.

Причиной недопущения образования критической концентрации хлорид-ионов на начальном этапе эксплуатации железобетонных конструкций является обладание цементом определённых связующих химических

свойств по отношению к хлорид-ионам в поровой влаге бетона. Бетоны на смешанных со шлаком и золой цементах более активно связывают хлорид-ионы и обладают меньшей их пропускной способностью, чем на чисто клинкерных цементах [230]. На связывание хлорид-ионов влияет вид соли, содержание щёлочи и сульфат-ионов в цементе. Хлорид-ионы из раствора NaCl связываются в меньшей степени, чем из CaCl<sub>2</sub>. С повышением концентрации OH<sup>-</sup> и SO<sub>4</sub><sup>2-</sup> заметно снижается относительное связывание хлорид-иона [60, 218].

Реакционная ёмкость цементного камня по отношению к хлорид-иону, также как и к гидроалюминатам, определяется гидросиликатами, которые связывают хлорид-ионами в основном адсорбционно. На адсорбционный характер связи указывает рост концентрации хлорид-ионов в жидкой фазе при одновременном увеличении их общего содержания в смеси (рис. 1.1) [60].

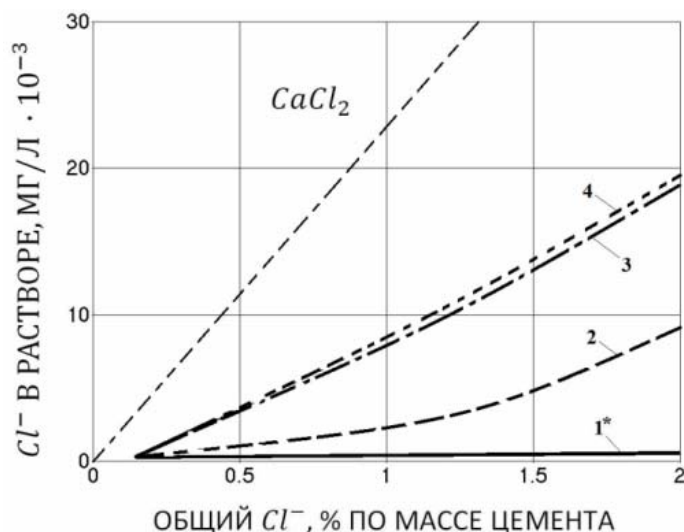


Рис. 1.1. Концентрация хлорид-ионов в поровой жидкости в зависимости от общего содержания его в бетоне:

1\* – трёхкальциевый алюминат (C<sub>3</sub>S – целит) в смеси с CaSO<sub>4</sub> · 2 H<sub>2</sub>O и Ca(OH)<sub>2</sub>; 2 – шлакопортландцемент; 3 – пуццолановый портландцемент; 4 – трёхкальциевый силикат (C<sub>3</sub>S – алит)

Проникание хлорид-ионов в бетон в атмосферных условиях происходит более интенсивно, по сравнению с защищёнными от осадков конструкциями. Результаты экспериментальных исследований процесса переноса хлорид-ионов в бетоне конструкций зданий, предназначенных для выпуска калийных удобрений, за 15 лет эксплуатации представлены в табл. 1.6 [19].

Данные табл. 1.6 показывают, что хлорид-ионы отличаются повышенной скоростью поступления в бетон при периодическом увлажнении, по сравнению с ионами сульфатов и магния. В процессе диффузии во внутренний объём бетона хлорид-ионы связываются в малорастворимые соединения лишь частично, в отличие от ионов сульфатов и магния. Эти данные подтверждаются результатами работы [229], показывающих, что в

морских условиях проникание хлоридов в бетон замедляется за счёт его уплотнения гидроксидом магния.

Т а б л и ц а 1 . 6

Распределение в бетоне ионов хлоридов, магния и сульфатов в атмосфере хлоридно-сульфатных аэрозолей

Место взятия проб	Глубина отбора проб, мм	Содержание ионов, % по массе цемента		
		Cl <sup>-</sup>	SO <sub>4</sub> <sup>2-</sup>	Mg <sup>2+</sup>
Отделения дробления руды (конструкции защищены от осадков)	5	–	5,71	1,46
	10	1,98 – 2,78	3,86	1,27
	20	1,38–1,47	0,73	0,61
	40	0,42 – 0,57	0,73	0,61
Транспортные эстакады на открытом воздухе	5	–	8,71	1,69
	10	3,1	5,79	1,51
	20	2,76	0,73	0,61
	40	2,12	0,73	0,61

Интенсивность коррозии арматуры при периодическом увлажнении железобетонных конструкций хлоридсодержащим раствором, по сравнению с постоянным, наблюдается в исследованиях Г.Н. Гельфмана [41, 167], В.Ю. Сеткова [168], Н.К. Розенталя и В.П. Шевякова [163]. Следует отметить, что глубина коррозии арматуры повышается на 30-40 % при увеличении в два раза числа циклов воздействия жидкой агрессивной среды, содержащей хлорид-ионы [203].

Технико-экономическими недостатками трещиностойких бетонных и железобетонных конструкций по сравнению с нетрещиностойкими являются относительно большая толщина элементов, и значительное недоиспользование несущей способности арматуры. Использование нетрещиностойких железобетонных конструкции с ограниченным раскрытием трещин является оптимальным решением ликвидации этих недостатков. Особенно эффективны бетонные и железобетонные элементы с трещинами ограниченного раскрытия в бетонных и железобетонных подземных гидротехнических сооружениях, из-за самоуплотнения трещин. Поэтому именно в гидротехнических сооружениях в 1959 г. были использованы нетрещиностойкие железобетонные конструкции [46, 196, 197, 210].

Универсальной классификации трещин в бетоне не существует, несмотря на проводимые исследования. В железобетонных балочных пролетных строениях мостов [65] трещины классифицируются только по причинам их образования и характеру воздействия на эксплуатационные свойства конструкций. В первой научной классификации трещин, предложенной для гидротехнического бетона, трещины подразделяются в зави-



симости от действия внешних нагрузок и возникающих собственных напряжений [127]. Общая классификация трещин, без детализации частных их характеристик, приведена в [31].

Структурные микроразрушения в бетоне уменьшают долговечность бетона. Половинки разорванных образцов после 200 циклов замораживания имеют снижение скорости ультразвука на 60 %, а не подвергавшихся растяжению (разрезанные пилой) только на 8 % [111, 198]. Причиной является образование дополнительных микротрещин при действии высокого растягивающего напряжения.

Макротрещины появляются в результате наложения на поле структурных напряжений определенно ориентированных напряжений от температурно-влажностных физических параметров и внешних сил.

В тяжёлом бетоне принята следующая классификация пористых трещин [117]:

- $r < 10^{-5}$  см – микрокапилляры;
- $1 \cdot 10^{-5} < r < 1 \cdot 10^{-3}$  см – макрокапилляры;
- $r > 1 \cdot 10^{-3}$  см – поры, в которых на чисто капиллярные явления оказывает заметное влияние сила тяжести, искажающая форму мениска.

Процесс трещинообразования в железобетонных элементах разделяется на четыре этапа [199]:

- первый этап характеризуется нарушением равномерности распределения деформаций бетона растянутой грани, приводящих к развитию микротрещин в сечениях;
- второй этап отмечается развитием микротрещин около арматурной зоны и появлением неравномерности распределения деформаций по длине арматурного стержня;
- третий этап вызывает появление видимых трещин ( $a_{cr} = 0,05-0,1$  мм) от соответствующей внешней нагрузки;
- четвертый этап показывает развитие всех образовавшихся основных трещин при росте нагрузки.

Время появления трещин после изготовления железобетонных конструкций и за период их эксплуатации характеризуются большим диапазоном: от 10 минут до пяти и более лет (табл.1.7) [153].

В неармированных бетонных конструкциях увеличение ширины мактрещины прекращается только в момент установления равновесия между активными силами, вызывающими деформацию и реактивными силами в виде сопротивления целой части сечения. В железобетонных конструкциях изменение ширины раскрытия трещин определяется, условиями совместной работы бетона с арматурой.

Т а б л и ц а 1 . 7

## Время появления трещин

№ п/п	Причины образований трещин	Ориентировочное время появления трещин
1	Пластическая осадка	10 мин – 3 часа
2	Пластическая составляющая усадки	30 мин – 6 часов
3	Раннее температурное воздействие	1 сутки – 2-3 недели
4	Долговременная составляющая усадки, связанная с высыханием	несколько недель-несколько месяцев
5	Волосяные трещины, образующиеся при смещениях опалубки или при всплытии бетонной смеси	1-7 дней или значительно позже
6	Коррозия арматуры	Более 2-х лет
7	Взаимодействие щелочей с кремнеземом заполнителя, сульфатная коррозия.	Более 5-и лет

Силовые трещины в бетоне облегчают доступ агрессивной среды к поверхности арматуры и способствуют возникновению и развитию её коррозии, а несиловые микродефекты транспортируют химические продукты реагирующих компонентов от места коррозии. В трещины железобетонных конструкций, расположенных выше уровня воды, влага поступает как сверху (атмосферные осадки и технологические увлажнения), так и снизу (капиллярный подсос).

Расчетная ширина раскрытия силовых трещин определяет расход арматуры и стоимость железобетонного изделия. В железобетонных конструкциях расчет ширины раскрытия трещин основан на теоретических, экспериментально-теоретических и экспериментально-статистических методах [42, 125, 219–221, 224, 227, 234, 246].

Все известные предложения отечественных и зарубежных исследований по расчету ширины раскрытия поперечных трещин в железобетонных элементах в зависимости от подхода к выводу основных зависимостей разделяются на четыре основные группы [28, 45, 189, 205]:

- в первой группе зависимости основаны на предпосылках теории В.И. Мурашева, в соответствии с которыми ширина раскрытия трещин в железобетонных элементах определяется как разность средних удлинений арматуры и растянутого бетона по оси арматуры, накопленных по длине элемента, равной расстоянию между трещинами, и выражается уравнением, находящимся в основе расчёта по нормам большинства стран (еврокод 2 и Model Code 2010):

$$a_{crc} = l_s (\varepsilon_{sm} - \varepsilon_{cm}), \quad (1.1)$$

где  $l_s$  – расстояние между трещинами;  $\varepsilon_{sm}$  – средние деформации арматуры между трещинами;  $\varepsilon_{cm}$  – средние деформации бетона между трещинами.

В СП 52-101-2003 [181] деформациями растянутого бетона между трещинами  $\varepsilon_{cm}$ , из-за их незначительной величины пренебрегаются, и формула (1.1) приобретает вид (1.2):

$$a_{crc} = l_s \cdot \varepsilon_{sm} = l_s \cdot \frac{\sigma_s}{E_s} \varphi_1 \varphi_2 \varphi_3 \psi_s, \quad (1.2)$$

где  $\sigma_s$  – напряжение в растянутой арматуре;  $\varphi_1 \varphi_2 \varphi_3 \psi_s$  – коэффициенты соответственно учитывающие продолжительность действия нагрузки, профиль продольной арматуры, характер нагружения и неравномерное распределение относительных деформаций растянутой арматуры между трещинами [20, 21, 70, 113, 119, 126, 125, 192, 189];

- во второй группе эмпирические, полуэмпирические и статистические формулы расчёта ширины раскрытия трещин, получены с помощью результатов экспериментальных исследований [22, 39, 69, 173, 174, 216, 220, 226, 227, 234, 235];

- в третьей группе методы, предложенные О.Я. Бергом, и включенные в СН-365-67[180] рассматривают «зону взаимодействия» арматуры и бетона [21, 180, 189];

- в четвертой группе раскрытие трещин определяется с учётом накопления относительных взаимных смещений арматуры и бетона по оси арматуры на участке между трещинами, в том числе с использованием положений механики разрушения [79, 135, 191, 189].

Наибольшее влияние на  $a_{crc}$  совместно с напряжением в растянутой арматуре, оказывает и расстояние между поперечными трещинами [119].

Расстояния между трещинами  $l_s$  имеют прямо пропорциональную зависимость от толщины защитного слоя бетона  $\delta_{зсб}$  (рис.1.2.) [199] и отношения диаметра арматуры к проценту армирования ( $d/\mu$ ) (рис. 1.3) [199, 205, 228, 240].

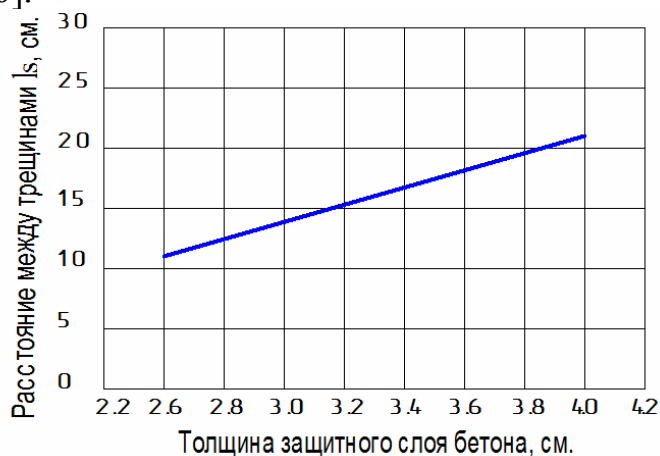


Рис. 1.2. Влияние толщины защитного слоя бетона на расстояние между трещинами

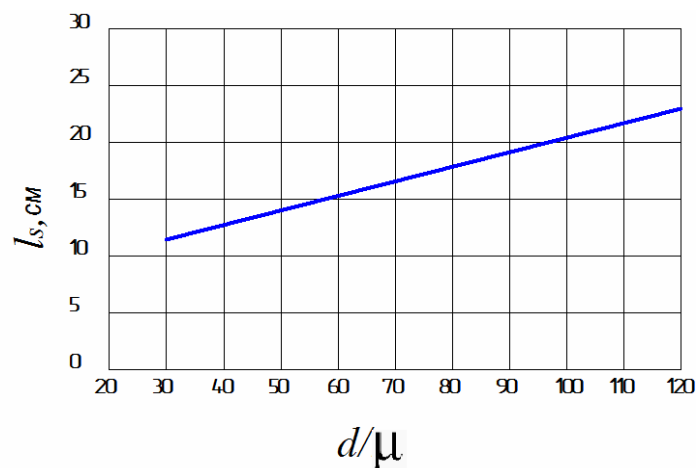


Рис. 1.3. Зависимость отношения диаметра арматуры к проценту армирования на расстояние между трещинами

В то же время ещё окончательно не сложилось единого мнения о теоретических предпосылках к расчёту ширины раскрытия трещине и о значимости основных расчётных параметрах [199]. Полученные расчётные формулы не являются оптимальными для железобетонных конструкций, из-за не установления корреляционной зависимости ширины раскрытия трещин от воздушно-сухих и воздушно-влажных условий, в которых ширина раскрытия поперечных трещин со временем соответственно либо увеличивается, особенно при повторных нагружениях, либо уменьшается, вследствие набухания бетона на участках между трещинами [31].

- В [142] с позиции положений механики разрушения отмечается определяющее влияние силовых трещин, особенно более критического раскрытия на процесс коррозии арматуры. Коррозия арматуры в силовой трещине связана с локальной депассивацией ее поверхности в результате нарушения сцепления стальной арматуры с бетоном и последующим нарушением стабильности пассивирующей стальной оксидной пленки [60]. Причиной локальной депассивации являются возникающие в бетоне на границе бетон – арматура микротрещины по обе стороны от расчётной поперечной трещины, которые образуют приарматурную область разрыхления структуры бетона, так называемую зону влияния поперечной трещины, зависящую от ширины её раскрытия [117, 188]. Только волосяные трещины являются неопасными для коррозии арматуры, так как они не влияют на изменение щелочности бетона [208, 239]. Данный вывод основан на идентичности коррозионного процесса в бетоне с трещинами и без них.

Теоретические закономерности механизма коррозии арматуры в трещинах железобетона при постоянном их раскрытии позволяют прогнозировать интенсивность затухающего развития коррозии арматуры в трещинах бетона в граничной с шириной раскрытия [12, 32–35, 115–117, 129, 140]. Механизмом коррозии арматуры в трещине железобетона является коррозионная макропара, состоящая из разности потенциалов трех элемен-

тарных гальванических макропар между отдельными участками арматуры: дифференциальной щелочности электролита, дифференциального растягивающего напряжения в арматуре и дифференциальной аэрации [117, 118].

Причиной образования первой элементарной макропары является разность значения рН электролита между участками под ненарушенным защитным слоем и в зоне трещины. Первоначальная разность потенциалов этой пары достигает величины – 300...400 мВ [118].

Увеличение напряжения в арматуре в зоне трещины дополнительно сдвигает потенциал стали в отрицательную сторону. Однако приращение потенциала измеряется несколькими милливольтами, если при растяжении не достигается предел текучести [209].

Третья элементарная макропара дифференциальной аэрации вызывает растворение металла под бетоном по обе стороны от трещины, когда анодом становится менее аэрируемый участок стальной арматуры. В плотном цементном бетоне при ограниченном раскрытии трещин эта элементарная макропара самостоятельно не функционирует, из-за пассивации стали на участках по обе стороны от трещины, где располагается анод макропары. Гальваническая пара дифференциальной аэрации является эффективной в случае значительного ограниченного доступа к поверхности арматуры кислорода под бетоном вблизи трещины. Это наблюдается при периодическом увлажнении конструкции, когда плотный бетон насыщен водой, а трещина ею не заполнена.

Работа трёх коррозионных макропар происходит с анодным, катодным или омическим контролем, в зависимости от раскрытия трещин. Графоаналитический метод расчёта скорости коррозии стали в зоне трещин определяется работой макрогальванических пар в зависимости от ширины раскрытия трещин при действии раствора 0,1NaCl (рис. 1.4) [117].

Для определения максимального коррозионного тока и суммарного потенциала на рис. 1.4 из точек пересечения катодной и анодной кривых опускаются перпендикуляры на соответствующие координатные оси.

При эксплуатации конструкций в воздушно-влажных средах или при их периодическом увлажнении возможности теоретического анализа и прогноза коррозии арматуры в трещинах бетона очень ограничены. Периодическое увлажнение и высушивание защитного слоя бетона создаёт наиболее благоприятные условия для функционирования сравнительно сильной комплексной макропары, из-за постоянного содержания в порах бетона электролита и воздуха из атмосферы в количестве, достаточном для поддержания процесса деполяризации анода и катода. В речных гидротехнических сооружениях такой агрессивной средой являются грунтовые воды [31].

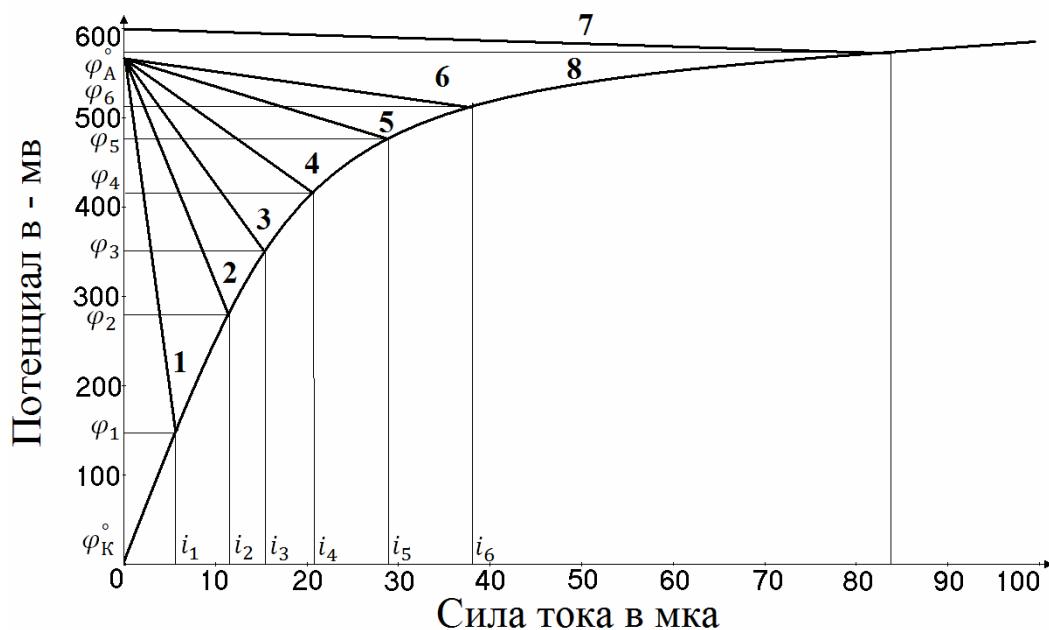


Рис. 1.4. Диаграмма электрохимических макрогальванических пар в зависимости от ширины раскрытия трещин с анодными поляризационными кривыми в зоне трещин:  
 1 – 0,05 мм; 2 – 0,1 мм; 3 – 0,2 мм; 4 – 0,4 мм; 5 – 0,6 мм; 6 – 1,0 мм;  
 7 – открытая сталь; 8 – катодная поляризационная кривая стали

Физическим критерием критической (опасной) величины раскрытия поперечных трещин для долговечности железобетонных конструкции является переход от механизма коррозии при работе макропары с анодом- в трещине бетона к механизму коррозии открытой стали, с учётом незатухающего характера коррозии арматуры. Растущее давление со стороны слоя продуктов электрохимического процесса при незатухающем характере коррозии арматуры приводит к раскалыванию и отслаиванию защитного слоя бетона вдоль стержня, после чего скорость коррозионного процесса на поверхности арматуры становится аналогичной скорости коррозии поверхности незащищенного металла. Скорость откалывания защитного слоя бетона и арматуры возрастает с уменьшением прочности бетона и его толщины защитного слоя у арматуры [145].

В то же время, принимая во внимание влияние на электрохимический процесс коррозии арматуры многочисленных факторов, представления о деталях механизма коррозии арматуры в трещинах бетона и его контролирующих характеристик имеют качественный характер [60, 73, 117]. Поэтому объективными научными результатами являются данные, полученные только с помощью изучения кинетики коррозионного процесса арматуры на прямых моделях железобетонных конструкций с поперечными расчётными трещинами.

В бетоне с поперечными трещинами карбонизация происходит намного быстрее, чем без трещин, из-за повышенной проницаемости трещин для кислых газов. Эффективный коэффициент диффузии углекислого газа в

трещинах бетона с шириной раскрытия 0,2 мм равен коэффициенту диффузии его в воздухе, то есть  $D = 0,14 \text{ см}^2/\text{с}$ , что примерно на три порядка выше, чем в бетонах средней плотности, не имеющем трещин  $D = 10^{-4} \text{ см}^2/\text{с}$  [60, 73].

Глубина карбонизации бетона по высоте стенок поперечных трещин, как и глубина карбонизации бетона, зависит от диффузионной проницаемости бетона для  $\text{CO}_2$  рис. 1.5 [60].

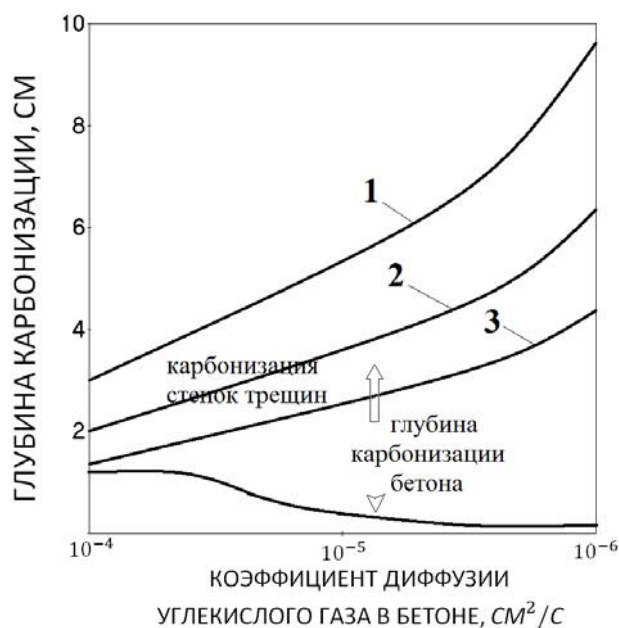


Рис. 1.5. Зависимость глубины карбонизации бетона по высоте стенок поперечных трещин в зависимости от диффузионной проницаемости бетона:  
 1,2,3 – ширина раскрытия трещин соответственно 0,5; 0,2 и 0,1 мм;  
 4 – бетон без трещин

Глубина карбонизации бетона по высоте поперечной трещины пропорциональна квадратному корню из ширины трещины и времени карбонизации [60]. Увеличение прочности бетона приводит к росту глубины карбонизации вдоль трещины, что связано с уменьшением поглощающей способности бетоном стенок трещин.

Диффузия углекислого газа по высоте поперечной трещины внутрь бетонной конструкции определяется следующими параметрами [237]:

- шириной раскрытия трещин;
- проницаемостью самой трещины, зависящей от количества отложений внутри трещины физического или химического состава;
- диффузией щелочи, зависящей от условий окружающей среды и характера переменного увлажнения.

В результате химической реакции между гидроксидом кальция, диффундирующим в полость поперечной трещины из бетона и углекислотой, содержащейся в воде, она заполняется карбонатом кальция, а также

частицами аэрозолей и продуктам газовой коррозии бетона [60, 73, 117]. Уплотнение полости трещины продуктами химических и электрохимических реакций, механической коагуляции приводит к затуханию коррозионных процессов на арматуре [117] в постоянно раскрытых нормальных трещинах шириной до 0,4 мм [153]. При заполнении трещин с раскрытием  $a_{crc}=0,2$  мм соответствующими материальными отложениями её диффузионная проницаемость уменьшается в 3 раза [153, 245]. Снижение диффузионной проницаемости трещины способствует восстановлению высокой щелочности поровой влаги и соответствующей пассивации стали. Свойство изменять диффузионную проницаемость трещин учтено в СНиП 2.03.11-85\* [170] положением о не уменьшении нормативных сроков службы железобетонных конструкций при наличии трещин с шириной раскрытия 0,15–0,30 мм в железобетонных конструкциях 2-3-й категорий трещиностойкости.

Скорость коррозии арматуры в постоянно раскрытой трещине бетона зависит от ширины её раскрытия, степени агрессивности среды, вида и диаметра арматуры и величины напряжений [60, 73, 117].

Результаты экспериментальных исследований коррозии арматуры в поперечных трещинах железобетонных конструкциях, эксплуатирующихся в промышленных сооружениях в атмосферных условиях с различной агрессивной средой с постоянно раскрытыми трещинами, содержится в работах отечественных и зарубежных исследователей [8, 12, 114, 115, 117, 129, 204, 222, 231, 238, 243].

Требование определения допустимого раскрытия трещин для горячекатаной пластической арматуры как в нашей стране, так и за рубежом основывается на затухающем характере коррозии арматуры при постоянном ограниченном раскрытии ширины поперечных трещин, учитывающего коррозионные особенности арматурной стали разных классов и характер воздействия агрессивной среды [117, 155, 156, 169].

Экспериментальные исследования коррозии арматуры в поперечных трещинах железобетонных балках сечением 100×100 и 100×200 мм, с бетоном, изготовленного из портландцемента марки 400 с  $v/c = 0,60$ , армированных стержнями периодического профиля классов А-II и А-III диаметром 12 и 20 мм, испытывающихся в режиме периодического погружения в пресную воду с частотой 100 циклов в год (водопроводная вода содержит 14 мг/л  $Cl^-$  и 31 мг/л  $SO_4^-$ ) показывают, что при данном режиме воздействия внешней среды коррозия арматуры возникает за 9 лет во всех поперечных трещинах раскрытием более 0,005 см рис. 1.6. [31] и происходит по закону, близкому к экспоненциальному (рис. 1.7) [31, 117].



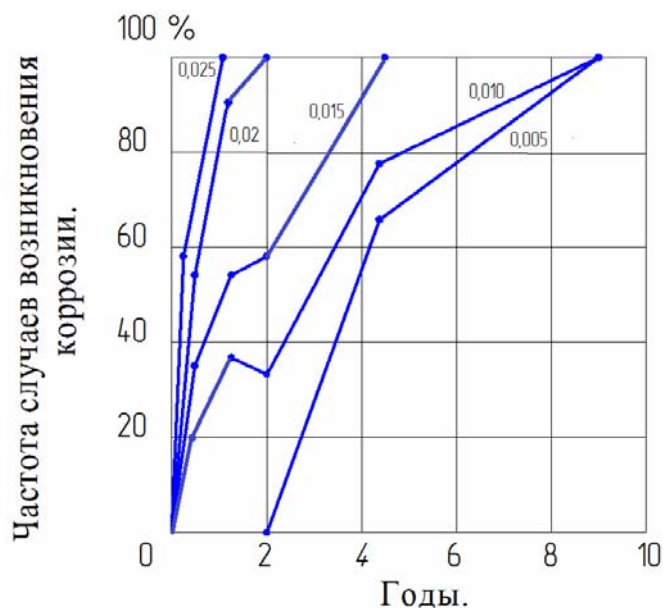


Рис.1.6. Частота случаев коррозии арматуры в трещинах железобетона при периодическом погружении образцов в водопроводную воду с частотой 100 циклов в год:

Условные обозначения: числа у кривых – ширина раскрытия трещин, см; данные получены по 10 трещинам одинакового раскрытия

Критической величине раскрытия трещин  $a_{crc}^{кр}$  соответствует глубина коррозии  $\delta_K^{кр}$ , являющаяся результатом перехода к механизму коррозии открытой стали.

Допускаемой величиной является  $a_{crc}^{кр} = 0,1$  см после превышения которой не происходит изменение скорости характеристик коррозии арматуры (рис. 1.7). В зоне трещин с раскрытием более 0,1 см принятый режим испытания не обеспечивает условия для поддержания на участке трещины сплошного поляризованного анода. Коррозия протекает по механизму функционирования микропар, как на открытой поверхности стали.

Глубина коррозии металла на контрольных необетонированных стержнях сопоставима с глубиной коррозии арматуры в поперечных трещинах с  $a_{crc} > 0,1$  см близкой к незатухающей скорости коррозии открытой стали рис.1.7 (б).

Кинетика коррозии арматуры в поперечных трещинах бетона с  $a_{crc} < 0,7$  мм в атмосферных условиях Московской области и при периодическом увлажнении имеет затухающий характер (рис.1.8), с первоначальным ускорением процесса коррозии арматуры по сравнению с коррозией открытой стали с последующим его затуханием [143, 157, 158]. Степень ускорения и затухания зависят от ширины раскрытия трещины. В зоне трещин с раскрытием более 0,1 мм на железобетонных элементах с цементным вяжущим коррозия арматуры изначально идёт быстрее, чем на неза-

щищённой стали, как на воздухе, так и при периодическом увлажнении (рис.1.8) [117].

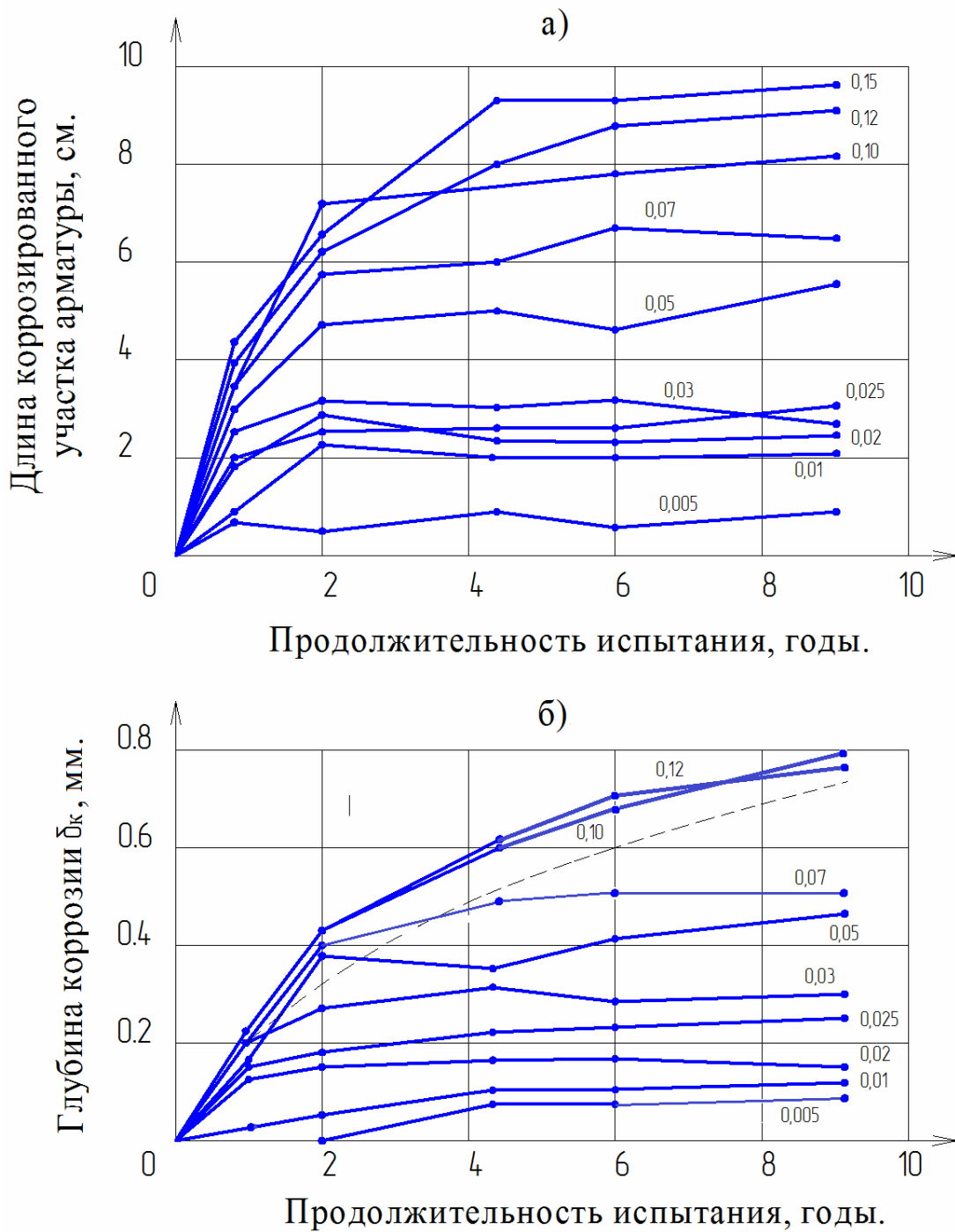


Рис.1.7. Кинетика развития коррозии вдоль (а) и вглубь арматуры (б) в трещинах бетона при периодическом погружении образцов в пресную воду с частотой 100 циклов в год: числа на кривых – ширина раскрытия трещин, см; пунктир – коррозия открытой стали

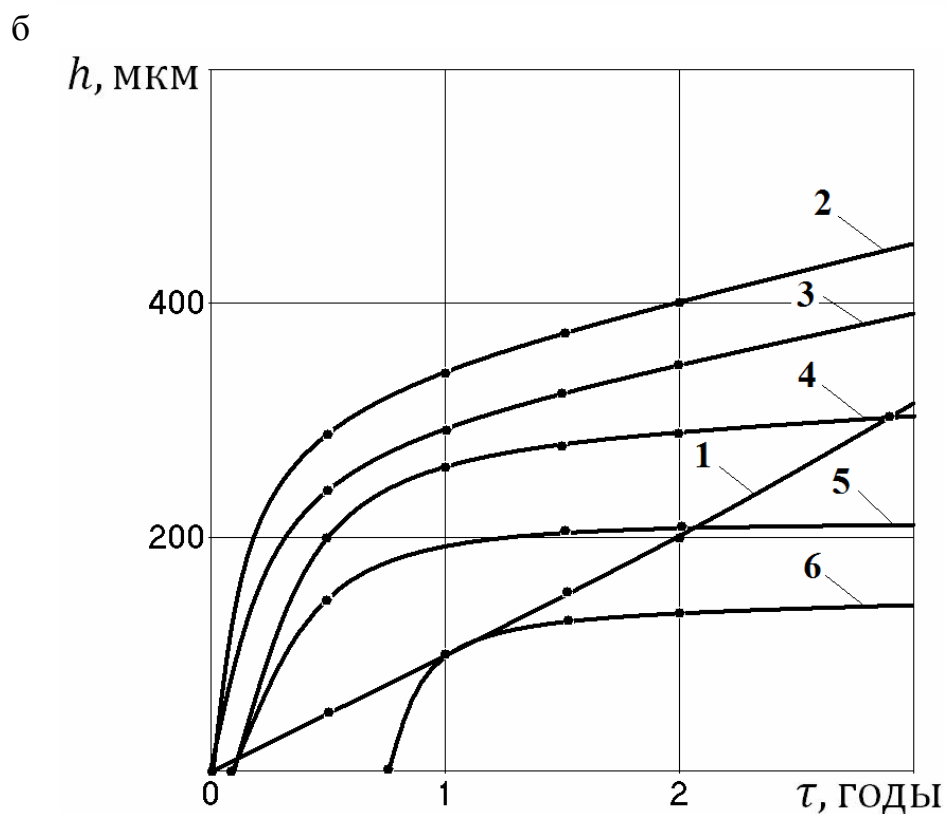
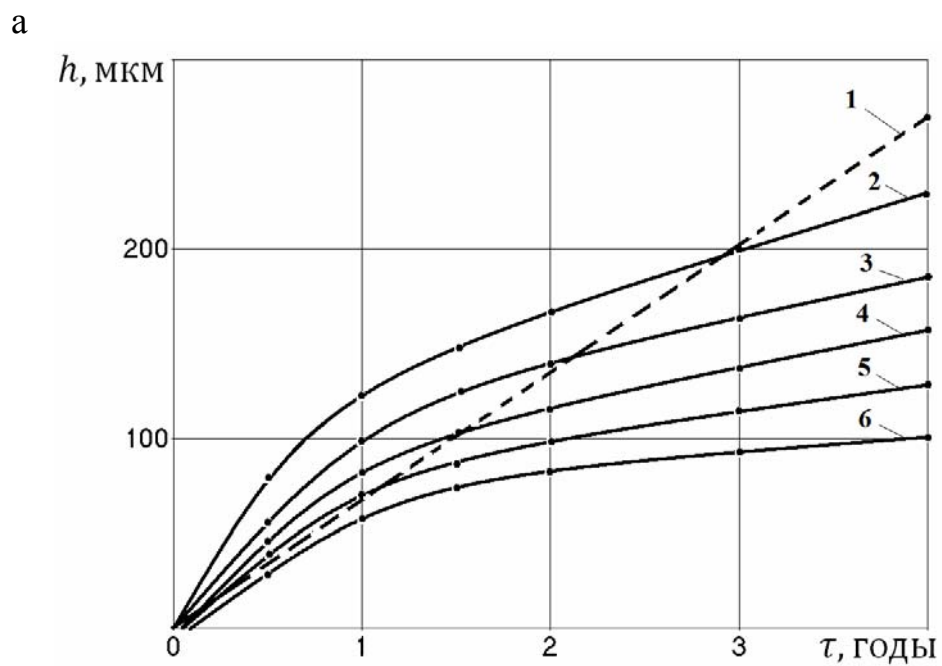


Рис. 1.8. Кинетика коррозии арматуры в зоне трещин:  
 а – в атмосферных условиях Москвы; б – при периодическом увлажнении образцов водопроводной водой;  
 1 – открытый стержень; 2, 3, 4, 5, 6 – ширина трещин (0,7; 0,4; 0,3; 0,2 и 0,1 мм соответственно);  $h$  – глубина язв

Повышенная первоначальная скорость коррозии арматуры в поперечных трещинах бетона по сравнению с незащищённой сталью объясняется более длительной сохранностью влаги у поверхности арматуры, чем на открытой поверхности стали. Через 1-2 года испытания образцов градиент увеличения коррозии арматуры замедляется тем больше, чем меньше раскрытие поперечных трещин. Причиной меньшей скорости коррозии арматуры в трещинах с малым раскрытием, по сравнению с незащищённой сталью, является ограничение как анодного, так и катодного процесса на поверхности арматуры в зоне трещин за счёт уплотнения полости трещин увеличивающихся в объёме в стеснённых условиях продуктов коррозии стали [117].

В [31] отмечается, что процессы коррозии арматуры в трещинах железобетонных конструкций, постоянно находящихся во влажной среде с относительной влажностью воздуха близкой к точке росы, и, подверженных периодическому насыщению неагрессивной водой при частоте 100 циклов в год имеют аналогичный характер.

В тоже время наиболее опасным для долговечности нетрещиностойких железобетонных конструкций является периодическое увлажнение конструкции водой, содержащей хлорид-ионы.

На рис. 1.9 показаны кривые, отражающие кинетику коррозионного износа арматурной стали в зависимости от ширины трещин в хлоридсодержащем растворе  $C_{Cl} = 0,1\%$  [81].

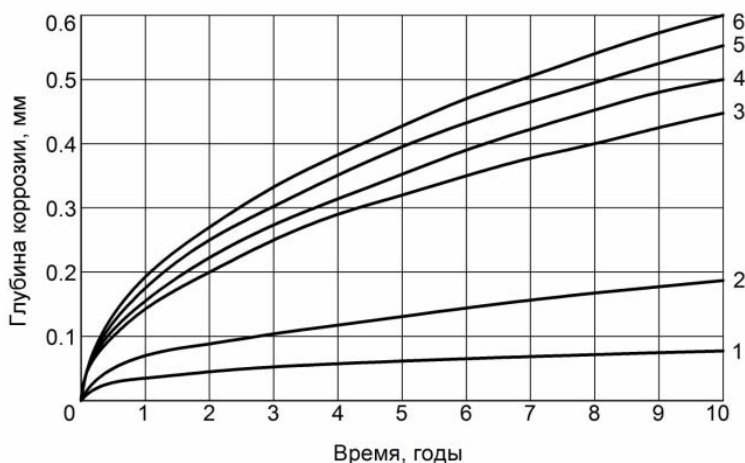


Рис. 1.9. Кинетика коррозии арматуры в бетоне с трещинами при содержании в хлоридсодержащем растворе  $C_{Cl} = 0,1\%$ , где ширина трещины: 1 – 0,5 мм; 2 – 0,7 мм; 3 – 1,0 мм; 4 – 1,2 мм; 5 – 1,5 мм; 6 – открытый стержень

Анализ известных результатов экспериментальных исследований показывает, что при периодическом погружении образцов в водный раствор 3 % NaCl, глубина язвенной коррозии арматуры в поперечных трещинах бетона с  $a_{cr} \leq 0,030$  см за 1,5-2 года составляет 1,2-1,5 мм, с дальнейшим

затуханием, а из-за самоуплотнения поперечных трещин карбонатами. В тоже время в поперечных трещинах с  $a_{crc} > 0,030$  см коррозия арматуры не затухает, и за 7 лет испытаний коррозионные язвы имеют глубину до 3 мм [31]. Эффект деполяризации анода с повышением в воде концентрации ионов  $Cl^-$  в диапазоне 230-3500 мг/л и ширины раскрытия трещин  $a_{crc} = 0,04 \div 0,015$  см усиливается прямо пропорционально логарифму их концентрации [31]. Не происходит влияния на снижение стойкости защитных пленок на анодных участках железа только при концентрации ионов  $Cl^-$  в воде менее 60 мг/л, 0,01 % NaCl, за счёт резкого снижения поляризуемости анода на арматуре [116].

Активность сульфат-ионов ( $SO_4^{--}$ ), как деполяризатора анода коррозионных пар, значительно ниже активности ионов  $Cl^-$  [116]. Поэтому, при установлении допустимых величин  $a_{crc}^{доп}$  учитывается суммарная концентрация ионов  $Cl^-$  и  $SO_4^-$  [31, 170, 182].

По результатам длительных экспериментальных исследований коррозии арматуры в поперечных трещинах бетона постоянного раскрытия в железобетонных элементах как при периодическом увлажнении пресной водой и водными растворами, содержащими хлорид-ионы, сульфаты и бикарбонаты, так и при постоянном погружении в непроточную и проточную неагрессивную воду получены следующие выводы [36]:

- во всех трещинах раскрытием более 0,05 мм коррозия арматуры возникает после некоторой продолжительности испытаний с вероятностью, возрастающей с увеличением раскрытия;
- существует критическая ширина раскрытия трещин  $a_{crc}^R$ , сверх которой коррозия арматуры не затухает, а развивается по закону коррозии как для незащищённой стали. Это значение  $a_{crc}^R$  зависит от агрессивности жидкой среды и режима её воздействия. Величина этого раскрытия, с учётом коэффициента запаса, может рассматриваться как один из критериев опасности трещины;
- способность бетона защищать арматуру в трещине увеличивается со снижением водоцементного отношения (В/Ц). Вид цемента не влияет на интенсивность коррозии арматуры в поперечных трещинах;
- при периодическом увлажнении неагрессивной водой с частотой 100 циклов в год значения коррозионного поражения арматуры в трещинах в воздушной среде с относительной влажностью, близкой к точке росы, практически совпадают;
- за 13 лет постоянного погружения в непроточную неагрессивную воду железобетонных образцов коррозия арматуры не возникает в трещинах любого раскрытия. Причиной является сохранение в глубине полости повышенного значения рН. Максимальная глубина коррозионного по-

ражения арматуры в проточной воде составляет  $\delta_{\max} = 300$  мкм, что значительно меньше, чем при периодическом увлажнении;

- при периодическом увлажнении 3 %-м раствором NaCl максимальная язвенная коррозия в трещинах с  $a_{crc} = 0,15$  мм и  $a_{crc} = 0,20$  мм за два года испытания соответственно составляют  $\delta_{\max} = 1,2$  мм и  $\delta_{\max} = 1,3$  мм. В трещинах с  $a_{crc} = 0,30$  мм за 7 лет воздействия среды максимальные коррозионные язвы принимают значения  $\delta_{\max} = 3$  мм.

Методика установления допускаемой ширины раскрытия трещин в железобетонных конструкциях по условию коррозионной сохранности арматуры  $a_{crc}^{\text{доп}}$  в зависимости от класса капитальности сооружений, в основе которой находится положение, что вероятность образования в конструкции поперечной трещины с опасным развитием коррозии арматуры не должна превышать определенную величину, приведена в работе [31].

Оценка вероятности  $P$  опасного развития коррозии арматуры во всех трещинах в конструкции с номинальной «средней» шириной раскрытия  $a_{crc}^c$  определяется с помощью интеграла произведения плотности вероятности образования различных поперечных трещин на вероятность опасной коррозии арматуры в трещинах соответствующего раскрытия [31, 107].

Рекомендуемые максимальные допускаемые вероятности опасного развития коррозии арматуры в сооружениях различных классов капитальности приведены в (табл. 1.8) [31].

Т а б л и ц а 1 . 8

Максимальные значения допускаемой доверительной вероятности  $P_{\max}$  опасного развития коррозии в трещинах железобетона

Класс сооружения	$P_{\max}$
I	0,01
II	0,03
III	0,05
IV	0,1

По сравнению со значениями для I класса величина  $a_{crc}^{\text{доп}}$  возрастает для сооружений II, III и IV классов, в 1,3; 1,6 и 2 раза.

Для условий периодического погружения конструкций в воду различной агрессивности величины  $a_{crc}^{\text{доп}}$  приведены в (табл.1.9) [31].

Долговечность железобетонных элементов обеспечивается стабильностью размеров во времени расчётных поперечных трещин. Однако, в вопросе о кинетике изменения размеров трещин отсутствует единое мнение учёных. Поперечная трещина ведёт себя наподобие клина, который с течением времени удлиняется [160, 211], в то же время она со временем она или полностью кольматируется [59, 232].

Таблица 1.9

Допустимая ширина раскрытия трещин при суммарной концентрации хлорид и сульфат ионов

Суммарная концентрация в воде ионов Cl <sup>-</sup> и SO <sub>4</sub> <sup>-</sup> мг/л	$a_{cr}^{доп}$ , см
50	0,021
230	0,015
500	0,010
1000	0,008
18000	0,005

В кислых газовых средах ограничение ширины раскрытия трещин рекомендуется принимать в зависимости от длительности раскрытия с учётом скорости нейтрализации стенок трещин [430ч.1]. Отмечается, что для железобетонных элементов, рассчитываемых по второй категории трещиностойкости, коррозионная сохранность арматуры обеспечивается, если суммарная продолжительность кратковременного раскрытия трещины ( $\tau_{cr}$ ) не превышает продолжительности нейтрализации стенок трещины кислыми газами. При этом предложена математическая модель инкубационного периода коррозии арматуры, учитывающая нейтрализацию стенок трещин кислыми газами в зависимости от технологических, геометрических и химических факторов [130]:

$$\tau_{кр} = \tau_{н} = \frac{m_0 x^4 D'_\sigma K_\Pi^2}{c_0 a_T^3 D_B^2 K_\Phi^2}, \quad (1.3)$$

где  $m_0$  – реакционная ёмкость бетона в относительных единицах;  $x$  – толщина защитного слоя бетона, см;  $D'_\sigma$  – эффективный коэффициент диффузии кислого газа в бетоне, см<sup>2</sup>/с;  $D_B$  – коэффициент диффузии газа в воздухе см<sup>2</sup>/с;  $a_T$  – ширина раскрытия трещин, см;  $c_0$  – концентрация кислого газа в воздухе в относительных единицах;  $K_\Pi$  – коэффициент извилистости стенок трещины;  $K_\Phi$  – коэффициент формы сечения.

Расчет  $\tau_{кр}$  по формуле (1.3) позволяет равноценно увеличить в 4 раза допустимую ширину кратковременного раскрытия трещины при двукратном росте толщины защитного слоя бетона.

Зависимости допустимого кратковременного раскрытия трещин в газовой среде в конструкциях второй категории трещиностойкости с высокопрочной арматурой, с толщиной защитного слоя бетона 2,5 см при его реакционной ёмкости  $m = 50$ , концентрации углекислого газа  $C_0 = 0,0003$  и коэффициента диффузии его в воздухе  $D_B = 0,14$  см<sup>2</sup>/с, с учётом суммарной продолжительности кратковременного раскрытия

трещин при сохранении пассивного состоянии арматуры, приведены в полулогарифмической шкале на рис. 1.10 [130].

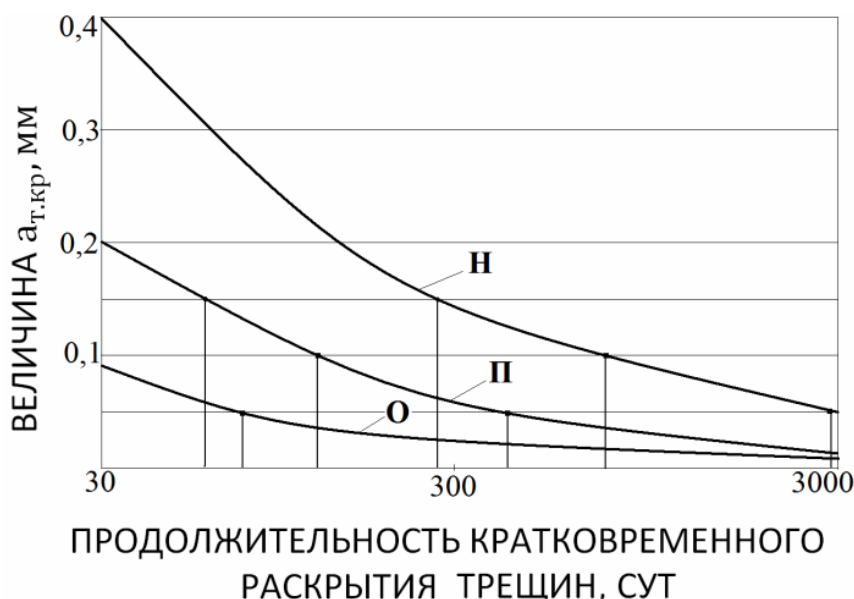


Рис. 1.10. Зависимости допустимого кратковременного раскрытия трещин в конструкциях второй категории трещиностойкости для бетона различной проницаемости с учётом суммарной продолжительности раскрытия. Условные обозначения Н, П, О – проницаемость бетона по СНиП 2.03.11-85\* [170] соответственно: нормальная, пониженная и особо низкая

Анализ рис. 1.10 показывает, что увеличение ширины раскрытия поперечной трещины без повышения толщины защитного слоя бетона можно получить за счёт применения более проницаемого бетона.

Однако это может привести к увеличению распространения коррозии вдоль арматуры в связи с ускорением нейтрализации бетона между трещинами. Из-за уменьшения поглощающей способности стенками бетона глубина карбонизации бетона по высоте поперечной трещины возрастает с увеличением прочности бетона [245].

Ширина расчётных поперечных трещин в железобетонных элементах, периодически испытывающих воздействие переменных нагрузок в виде силовых и несиловых воздействий внешней среды и колебаний температуры бетона (нагрузки на перекрытия и покрытия, вода в шлюзах, температура воздуха) циклично изменяется. «Дышащие» трещины по сравнению со стабильными, более неблагоприятны в отношении долговечности железобетонных конструкций, так как в них периодически ликвидируется, или частично снижается эффект самоуплотнения [31].

Различные пределы изменения ширины раскрытия трещин способствуют частичному или полному выносу из них накопившихся материальных отложений [31]. В работе [31] отмечается, что с течением времени процесс их самоуплотнения происходит по закономерностям, устано-



вленным для стабильных трещин с раскрытием, равному максимальному раскрытию («дышащих») трещин.

В тоже время нормативные расчетные положения и принципы обеспечения долговечности железобетонных конструкций, работающих в агрессивных средах, учитывают только статическое действие нагрузки [170, 175, 177], не принимая во внимание переменные эксплуатационные нагрузки с учетом требований СНиП 2.09.03 -85\* «Нагрузки и воздействия» [172] и СНиП П-97-77 «Сооружения промышленных предприятий» [176]. Это способствует тому, что переменный характер напряжённо-деформированного состояния поврежденного элемента оказывает интенсифицирующее влияние на кинетику взаимодействия агрессивной среды как с бетоном, так и арматурой элемента. Переменное раскрытие трещины разрушает уплотняющие химические и физические материальные продукты в её полости [183], что приводит к снижению щелочности не только стенок трещин, но и бетона вдоль поверхности стержня по 1-2 мм в год для рифленой арматуры [183].

Однако, в работах [60, 73, 117, 183] отмечается, что механизм коррозии арматуры в расчётных поперечных трещинах находится в стадии интенсивного изучения, так как научные представления о нём имеются в недостаточном объёме. В иностранных научных источниках содержатся лишь разрозненные данные, по которым невозможно составить обобщенные количественные зависимости кинетики процесса коррозии арматуры в поперечных трещинах бетона, но в тоже время представляющие научную ценность, так как подтверждают результаты отечественных исследований долговечности нетрещиностойких железобетонных элементов при действии длительной постоянной нагрузки.

Долговечность обычных железобетонных конструкций с пластичной арматурой обеспечивается, если в процессе эксплуатации выполняются два условия по коррозионной сохранности элементов конструкции [60, 63, 80, 245]:

1) коррозия не должна приводить к недопустимому снижению механических характеристик арматуры;

2) коррозия не должна вызывать образования коррозионных трещин в бетоне вдоль арматурных стержне.

В то же время имеются неоднозначные выводы экспериментально-теоретических исследований по влиянию коррозии арматуры на изменение механических характеристик арматуры.

Если в [78] отмечается, что среда незначительно влияет при коррозии на прочностные свойства стали, то в [38, 67, 187, 223] утверждается, что агрессивная среда отрицательно влияет на пластические свойства сталей, понижая их сопротивляемость хрупкому разрушению. В [26] подчёркивается, что язвенные поражения при хлоридной коррозии арматуры вызывают заметное ухудшение её физико-механических характеристик в

стержне, особенно пластичности, и что пластичные арматурные стали менее чувствительны к коррозионным поражениям, вследствие перераспределения напряжений вблизи язв в процессе деформирования, по сравнению с малопластичными сталями.

В тоже время отмечается влияние коррозионных поражений поверхности металла на механические свойства аналогично действию концентраторов напряжений, которые локализуют пластическую деформацию в небольшом объёме металла [60].

## 1.2. Оценка степени агрессивности жидкой хлоридсодержащей среды на коррозионное поражение арматуры в силовых поперечных трещинах бетона

Определение степени агрессивности жидкой агрессивной среды по отношению к арматуре в поперечной трещине фиксированного раскрытия в зависимости от концентрации хлорид-ионов проводилось на 66 железобетонных образцах с размерами 280×40×40 мм, изготовленных из алитового среднеалюминатного портландцемента и кварцевого песка с модулем крупности 2,2 [86]. Цементно-песчаный бетон имел пониженную проницаемость с прочностью 31 МПа, водопоглощение по массе 5 %, эффективный коэффициент диффузии  $\text{CO}_2$  в бетоне  $0,53 \text{ см}^2/\text{с} \cdot 10^{-4}$  [148].

Призмы были армированы стержнями  $1\text{Ø}5$  мм класса В-I и имели одну поперечную трещину с шириной раскрытия  $a_{crc} = 0,20$  мм. Обоснованием выбора класса арматуры, её диаметра и ширины раскрытия поперечной трещины явились следующие предпосылки:

- повышенное коррозионное поражение арматуры гладкого профиля в поперечной трещине с учётом особенностей деформации её стенок;
- получение максимальной величины относительного снижения несущей способности на растяжение арматурного стержня малого диаметра в результате его коррозионного поражения;
- экспериментальная величина  $a_{crc} = 0,20$  мм, как максимальная нормативная ширина раскрытия при воздействии агрессивных сред [60, 170].

Опытные железобетонные элементы испытывали воздействие раствора хлористого натрия, имеющего различную нормальность: 0 (пресная вода); 0,01; 0,10; 0,25; 0,30; 0,40; 0,50 и 1Н. За время эксперимента выполнено 100 циклов увлажнения с последующим высушиванием. Периоды увлажнения и высушивания в одном цикле составляли соответственно 8 и 40 часов.

Полученные электрохимические и физические результаты испытания показывают увеличение коррозионного тока, глубины поражения арматуры, уменьшение массы металла и прочности стержня на растяжение в поперечных трещинах бетона при увеличении концентрации раствора NaCl до 0,2 нормального (12 г/л NaCl) (рис.1.11; 1.12). При этом максимальный

коэффициент ускорения коррозионного процесса на арматуре составляет  $K_K^{\max} = 10$  [88].

Критическим значением относительного уменьшения диаметра арматуры, с учётом максимального уровня снижения её несущей способности, является величина 15 % [159]. Для арматуры в проведённом эксперименте эта величина соответствует значению 750 мкм, что равняется средней глубине коррозионного поражения арматуры  $\delta_{\text{ср}} = 375$  мкм и шестипроцентному снижению её прочности. Согласно рис. 1.12 прямо пропорциональная зависимость снижения прочности при растяжении арматурного стержня от глубины коррозионных язв сохраняется до величины 750 мкм, что также составляет 15 % снижения диаметра арматуры.

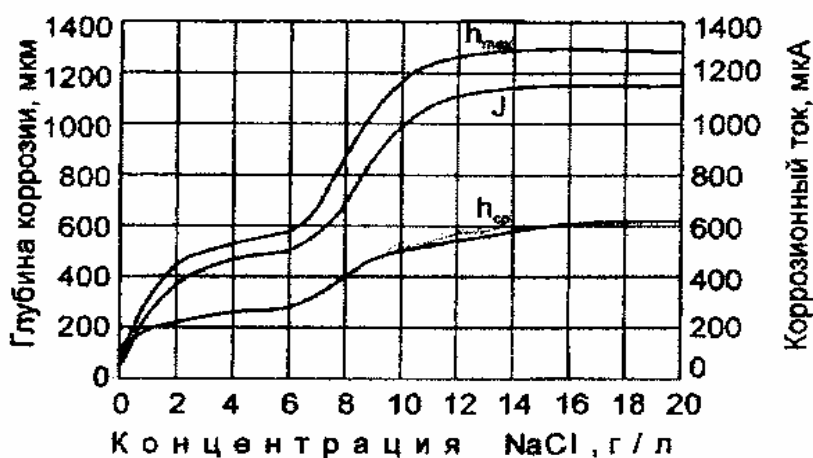


Рис. 1.11. Зависимости глубины коррозии арматуры и коррозионного тока в трещинах бетона от концентрации раствора NaCl:  
 $h_{\text{ср}}$ ,  $h_{\text{max}}$  – соответственно средняя и максимальная глубина коррозии арматуры;  
 $j$  – коррозионный ток



Рис. 1.12 Зависимости прочности при растяжении арматуры и потери массы металла от глубины коррозионных язв:  
 1 – прочность при растяжении; 2 – потеря массы металла

Предлагаемые степени агрессивности жидкой среды в трещине с  $a_{crc} = 0,20$  мм для арматуры первой группы согласно СНиП 2.03.11-85\*[170] в зависимости от концентрации в растворе хлорид-ионов, физических и электрохимических показателей арматуры представлены в табл. 1.10.

Т а б л и ц а 1 . 1 0

Предлагаемая степень агрессивного воздействия жидкой среды, содержащей хлорид-ионы, для арматуры первой группы, с учётом полученных экспериментальных электрохимических и физических характеристик жидкой агрессивной среды в поперечных трещинах бетона с  $a_{crc} = 0,20$  мм

Степень агрессивности среды	Средняя глубина поражения, мкм	Экспериментальная концентрация хлорид-ионов $Cl^-$ , мг/л (NaCl, мг/л)	Концентрация хлорид-ионов $Cl^-$ , мг/л, при периодическом увлажнении железобетона без трещин согласно СНиП 2.03.11-85*	Коррозионный ток, мкА	Снижение прочности стержня, %	Потеря металла	
						мг	%
Слабо-агрессивная	50	До 350 (до 580)	до 500	100	0	0,10	0,29
Средне-агрессивная	300	выше 350 (выше 580) до 3650 (до 6050)	свыше 500 до 5000	500	3,9	0,28	0,81
Сильно-агрессивная	более 300	свыше 3650 (свыше 6050)	свыше 5000	более 500	более 3,9	более 0,28	более 0,81
Критическая-экспериментальная (согласно 15 % снижения диаметра арматуры)	375	4500 (7460)	–	650	6,0	0,32	0,92

Данные эксперимента показывают, что несоответствие в значениях концентраций хлорид-ионов, определяющих степень агрессивности жидкой среды для железобетона с поперечными трещинами и без них, согласно СНиП 2.03.11-85\* [170], составляет в сторону уменьшения соответственно для сред: слабоагрессивной – 10 %, для среднеагрессивной и сильноагрессивной – 13 %. Следовательно, нормативные данные по концентрации хлорид-ионов для железобетонных элементов без поперечных трещин являются справедливыми и для железобетонных конструкций с постоянно раскрытыми трещинами  $a_{crc} \leq 0,20$  мм, по условию изменения

механических характеристик арматуры. Следовательно, причиной различия нормативных и фактических сроков эксплуатации обычных железобетонных конструкций в хлоридсодержащих средах, составляющие иногда десятки раз [60, 73, 81, 137], является отсутствие коррелируемого соответствия внутренних факторов железобетонных элементов и внешних эксплуатационных силовых воздействий на железобетонные конструкции.

### 1.3. Электрохимические и физические испытания опытных образцов в жидкой агрессивной среде

Одним из условий применения железобетонных конструкций с поперечными трещинами при эксплуатации в агрессивной среде является возможность допущения в определенных пределах коррозии арматуры в зоне поперечных трещин бетона для арматуры классов А-1, А-II, А-III и А-IV, не склонных к коррозионному растрескиванию, в нормативных документах [49, 170]. Это нормативное положение объясняется затухающим характером процесса коррозии арматуры в трещинах бетона. Однако, все основополагающие результаты экспериментальных исследований коррозии арматуры в поперечных трещинах бетона для СНиП 2.03.11 – 85\* [170] и ГОСТ 31384-2008 [49] были получены при действии постоянной длительной нагрузки и, следовательно, в постоянно раскрытых трещинах. В то же время в процессе эксплуатации железобетонные конструкции подвергаются воздействию различных переменных нагрузок. Железобетонные элементы зданий и инженерных сооружений: подкрановые балки, несущие конструкции перекрытий, открытые эстакады, мосты, в процессе эксплуатации в агрессивной среде, содержащей хлорид-ионы, например, в прибрежной зоне моря или океана, испытывают воздействие длительной циклической ступенчато-повторной нагрузки, когда в одном цикле нагружения в течение определенного времени действуют соответственно максимальная и минимальная эксплуатационная нагрузка. Однако в нормативных документах [170, 175] режим действия этих нагрузок при обосновании допустимой ширины раскрытия поперечных трещин ( $a_{cre}$ ), не учитывается.

В тоже время в работе [60] отмечается, что вероятность возникновения коррозии арматуры в поперечных трещинах бетона при переменном воздействии нагрузки больше, чем при постоянном, из-за периодического нарушения оксидной пассивирующей плёнки на поверхности арматуры, механического разрушения околоарматурного слоя бетона и вторичных продуктов коррозии металла. Поэтому проведение исследований на железобетонных образцах по изучению коррозионного состояния арматуры в поперечных трещинах бетона, с учётом их переменного раскрытия, является актуальным и представляет особую ценность для выработки научных

рекомендаций по повышению долговечности эксплуатирующихся железобетонных конструкций в агрессивной среде.

Изучение этого вопроса происходило с помощью кратковременных и длительных экспериментальных исследований как на железобетонных образцах, так и прямых моделях железобетонных конструкций. Предварительная оценка влияния переменной нагрузки на кинетику коррозии арматуры в зоне поперечных трещин была получена на железобетонных образцах по кратковременным электрохимическим испытаниям арматуры в поперечных трещинах бетона с помощью полученных анодных поляризационных кривых, значений анодного коррозионного тока и потенциала арматуры. Характеристики коррозионного поражения арматуры определялись как при переменном так и постоянном раскрытии поперечных трещин в процессе кратковременных и длительных испытаний.

Электрохимические и физические испытания арматуры в поперечных трещинах бетона проводились в соответствии с разработанными методиками снятия анодных поляризационных кривых стали в бетоне и оценки коррозионного состояния арматуры в поперечных трещинах бетона [86, 87, 131].

Кратковременные электрохимические и длительные физические исследования коррозии арматуры в поперечных трещинах бетона проводились на железобетонных балочках с размерами 440×100×40 мм, армированные одиночным арматурным стержнем класса В<sub>p</sub>-1. Образцы изготовлены на портландцементе марки 500 и гранитном щебне крупностью 5-10мм. Используемый бетон имел повышенную плотность с техническими характеристиками: класс В-39, водоцементное отношение 0,55; эффективный коэффициент диффузии CO<sub>2</sub> в бетоне 0,53 (см<sup>2</sup>/с·10<sup>-4</sup>). Повышенная плотность бетона принята из-за условия исключения коррозии арматуры вне зоны влияния поперечной трещины при длительном воздействии жидкой среды с высокой агрессивностью.

Каждый опытный образец в процессе испытания имел только одну поперечную трещину с шириной раскрытия  $a_{crc}=0,20$  мм. Обоснованием принятого значения  $a_{crc}$  является его нормативная предельно допустимая величина при воздействии жидких агрессивных сред по СНиП 2.03.11-85\* [170]. Измерение  $a_{crc}$  осуществлялось индикаторами часового типа с ценой деления 10 мкм, стационарно установленных на образцах на уровне арматуры по обе стороны трещин [91,92].

Для ускорения процесса нарушения пассивного состояния поверхности стали в поперечной трещине бетона использовался раствор NaCl с концентрацией хлорид-ионов Cl<sup>-</sup> = 35 г/л, верхняя зона попеременного увлажнения которого располагалась на уровне центральной оси арматуры.

Величина стационарного потенциала начала протекания анодного коррозионного тока на арматуре определялась с помощью анализа анодных поляризационных кривых стали, полученных на трех контрольных

опытных образцах с постоянно раскрытыми трещинами ( $a_{crc} = 0,20$  мм) и составила  $E = (+300)$  мВ (рис. 1.13) [90].

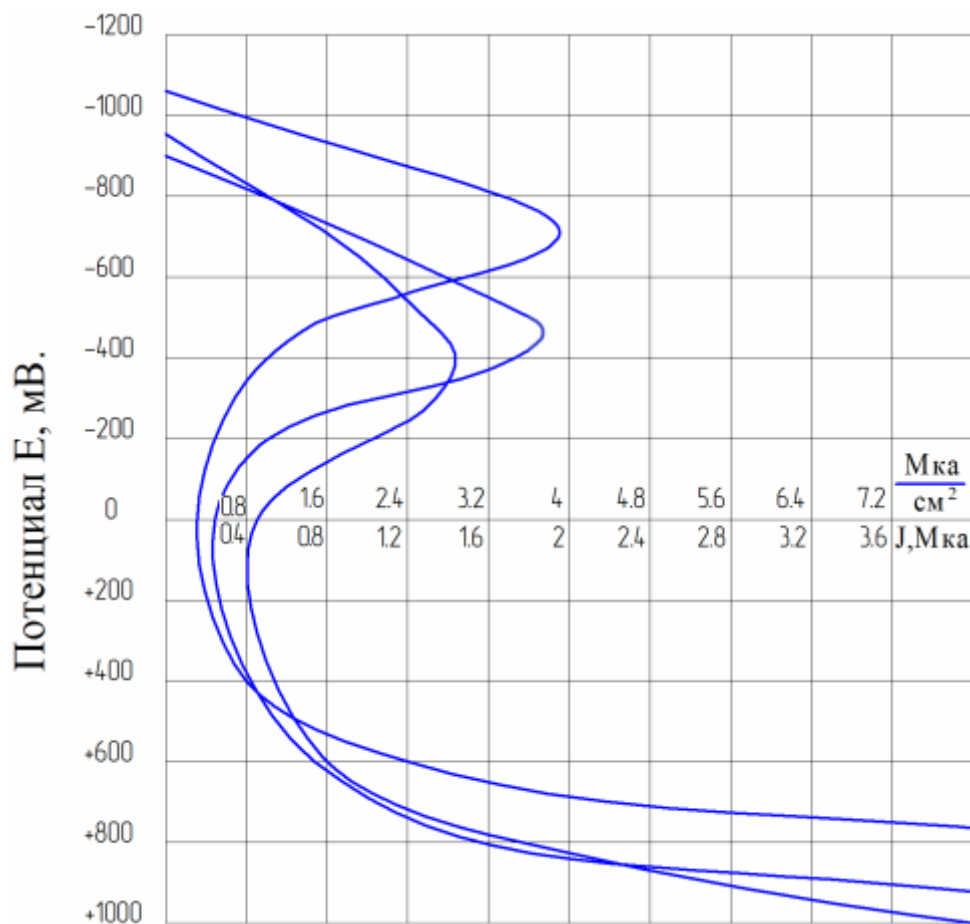
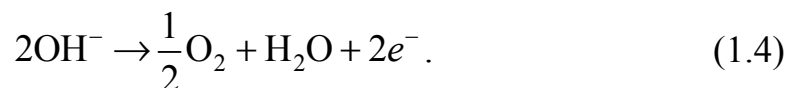


Рис.1.13. Анодные поляризационные кривые стали в бетоне с  $a_{crc} = 0,20$  мм

Данные на рис 1.13. показывают, что нарушение пассивного состояния стали в бетоне начинается при потенциале  $E = (+300)$  мВ, что связано с понижением рН поровой жидкости у поверхности металла, вследствие разряда ионов  $\text{OH}^-$  [186]:



Влияние переменного нагружения на изменение величины анодного тока на арматуре в поперечных трещинах бетона определялось на шести образцах – близнецах [87]. Впервые была использована методика определения величины коррозионного тока на арматуре в поперечных трещинах бетона при переменном их раскрытии [90]. Всего к образцам приложено двадцать комплексных циклов переменной нагрузки. Каждый комплексный цикл представлялся в виде следующей схемы изменения ширины раскрытия поперечной трещины:

$$a_{crc} = 0,03 \rightarrow 0,10 \rightarrow 0,20 \rightarrow 0,30 \rightarrow 0,40 \rightarrow 0,30 \rightarrow 0,20 \rightarrow 0,10 \rightarrow 0,03 \text{ мм} .$$

Период между ступенями нагружения и разгружения для электрохимической стабилизации коррозии арматуры в поперечной трещине бетона составлял 1 час (рис.1.14).

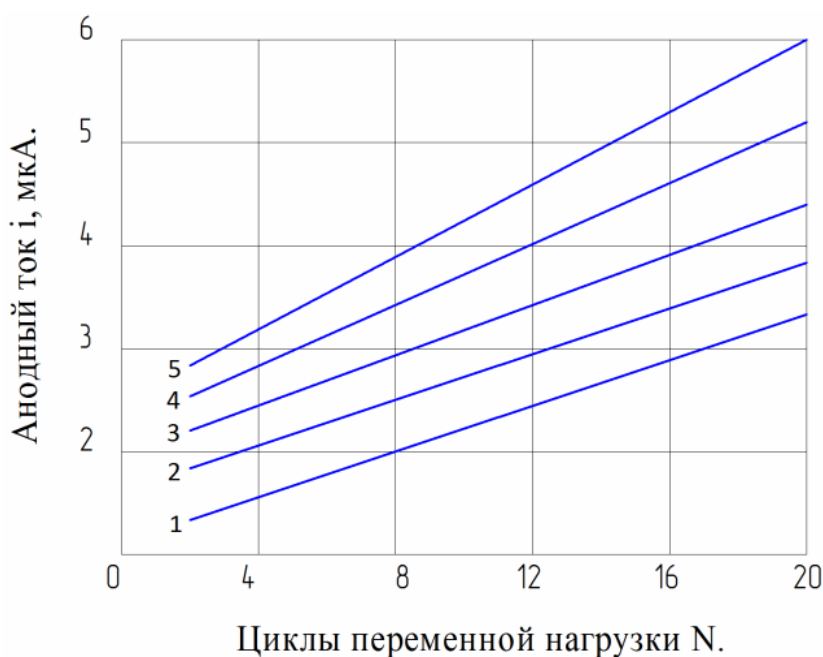


Рис.1.14. Изменение величины анодного тока при переменном раскрытии трещин:  
 1 –  $a_{crc} = 0,03$ ; 2 –  $a_{crc} = 0,1$ ; 3 –  $a_{crc} = 0,2$ ; 4 –  $a_{crc} = 0,3$ ; 5 –  $a_{crc} = 0,4$  мм;  
 $N$  – циклы нагружения

Результаты электрохимических испытаний на рис 1.14 показывают, что с увеличением  $a_{crc}$  коррозионный процесс на арматуре возрастает по линейной зависимости. После 20 циклов приложения переменной нагрузки величина приращения анодного тока ( $i$ ) в трещинах бетона с  $a_{crc} = 0,03$ ; 0,10; 0,20; 0,30 и 0,40 мм соответственно составляет  $i = 1,6$ ; 2,2; 2,4; 2,9 и 3,3 мкА, что почти в 2,5 раза превышает первоначальные значения [90]. Рост анодного тока на арматуре в поперечных трещинах наблюдается с увеличением циклов приложенной переменной нагрузки при различных абсолютных значениях  $a_{crc}$ , что подтверждает влияние фактора переменного раскрытия ширины поперечных трещин на изменение величины анодного тока.

Однако наиболее достоверную характеристику коррозионного состояния арматуры в поперечных трещинах бетона показывают электрохимические показатели, полученные в результате не кратковременных, а длительных экспериментальных испытаний, в сочетании с физическими показателями коррозионного процесса на арматуре (глубина, длина и площадь поражения) арматуры [60].

Влияние режимов эксплуатационных нагрузок, действующих на железобетонные конструкции (снеговые и ветровые нагрузки, нагрузки на перекрытия от подвижного транспорта), на электрохимические и физи-



ческие характеристики арматуры в поперечных трещинах бетона изучались с помощью длительных испытаний восемнадцати образцов в следующих режимах нагружения–разгружения: кратковременное нагружение–разгружение (к), два дня – два дня, месяц – месяц [56, 87]. Принятая в эксперименте величина переменной нагрузки вызывала кратковременное изменение длительного раскрытия  $a_{crc} = 0,20$  мм на величину  $\Delta a_{crc} = 0,10$  мм. Для проведения сопоставимого анализа результатов электрохимических и физических исследований одновременно в аналогичных условиях испытывались 12 контрольных балочек с постоянно раскрытыми поперечными трещинами [87].

Железобетонные образцы в течение 120 суток испытывали постоянное воздействие 3 %-го раствора NaCl на уровне растянутой арматуры в поперечных трещинах бетона. Результаты длительных экспериментальных исследований приведены в табл. 1.11 [87, 93].

Вероятность ( $p$ ), математическое ожидание ( $M$ ), доверительные верхние (ВИ) и нижние (НИ) интервалы для потенциала ( $E$ ) и плотности анодного тока ( $I$ ), а также соответствующие физические характеристики коррозионного поражения арматуры:  $\delta_{cp}$ ,  $\delta_{(max)}$ ,  $\ell$ ,  $S$  и  $m$  для 18 образцов, нагруженных переменной нагрузкой, приведены в табл. 1.12 [43].

Согласно [60] потенциал пассивной стали в плотном не карбонизированном бетоне составляет менее  $E = (-200)$  мВ. Электрохимические и физические характеристики коррозионного процесса на арматуре в табл.1.11 свидетельствуют о более активном коррозионном состоянии арматуры при переменном характере раскрытии поперечных трещин, по сравнению с постоянным. Переход от постоянного к переменному виду нагружения увеличивает электрохимические и физические значения коррозионного поражения арматуры. Повышение этих значений по отношению к трещинам с постоянным раскрытием соответственно составляет для  $a_{crc} = 0,20$  мм и  $a_{crc} = 0,30$  мм:

- для потенциала в 1,22 и 1,13 раза;
- для плотности анодного тока в 1,96 и 1.57 раза;
- для средней глубины коррозии в 1,86 и 1,13 раза;
- для максимальной глубины коррозии в 1,39 и 1,19 раза;
- для длины коррозии в 1,96 и 1,52 раза;
- для площади коррозии в 1,80 и 1,29 раза;
- для величины коррозионных потерь в 2,00 и 1,5 раза.

Результаты проведенного длительного эксперимента показывают, что переменная ступенчато-повторная нагрузка увеличивает электрохимические и физические характеристики коррозионного поражения табл.1.11. арматуры соответственно до 2,0 и 1,5 раз по сравнению с постоянным нагружением.

Таблица 1.11

Электрохимические и физические результаты длительных испытаний арматуры железобетонных образцов в зоне поперечных трещин бетона

Режим испытания	Ширина раскрытия трещины $a_{cr}, \text{мм}$	Потенциал $E, \text{мВ}$	Плотность анодного тока $I = \text{мкА/см}^2$	Глубина коррозии: средняя (максимальная) $\delta_{cp} (\delta_{max}), \text{мкм}$	Длина участка коррозии $\ell, \text{см}$	Площадь участка коррозии $S, \text{см}^2$	Величина коррозионных потерь $m, \text{г}$
К	0,30/0,20	-470	1,3	80 (184)	1,5	0,9	0,040
2+2	0,30/0,20	-490	1,8	76 (139)	1,3	1,0	0,020
м+м	0,30/0,20	-480	1,6	79 (157)	1,3	0,8	0,030
пост	0,20	-390	0,8	42 (115)	0,7	0,5	0,015
пост	0,30	-420	1,0	69 (135)	0,9	0,7	0,020

Таблица 1.12

Вероятность и доверительные интервалы для оценки математического ожидания нормального распределения электрохимических и физических характеристик арматуры при переменном раскрытии трещин

Статистические характеристики	$E(I) \text{мВ};$ ( $\text{мкА/см}^2$ )	$\delta_{cp} (\delta_{max}),$ мкм	$\ell(S), \text{см};$ ( $\text{см}^2$ )	$m, \text{г}$
$P$	0,97 (0,96)	0,96 (0,96)	0,97 (0,96)	0,95
$M$	-476 (1,57)	78 (160)	1,37 (0,90)	0,030
ВИ	-520 (1,73)	89 (185)	1,53 (1,03)	0,034
НИ	-416 (1,35)	66 (135)	1,22 (0,76)	0,026

Полученные экспериментальные значения плотности анодного тока достаточно хорошо соответствуют средним значениям глубины коррозионного поражения арматуры, рассчитанными по методике расчета средней глубины поражения арматурной стали в бетоне по известным значениям коррозионного тока, ширине постоянно раскрытой трещине и диаметров арматуры [117].

Затухание во времени процесса коррозии на арматуре в поперечных трещинах защитного слоя бетона железобетонных конструкций, рассчитываемых по третьей категории трещиностойкости, является надежной гарантией долговечности железобетонных элементов в агрессивной среде [60, 73, 117, 170]. Однако, нормативные значения ширины раскрытия поперечных трещин учитывают только результаты научных исследований коррозионного поражения арматуры в поперечных трещинах бетона, полученных при постоянном их раскрытии [60, 170].

Длительные экспериментальные исследования кинетики физических и электрохимических характеристик коррозионного поражения арматуры в переменном раскрытых поперечных трещинах при действии жидкой хлоридсодержащей среды проведены в течение трёх с половиной лет на соро-

ка пяти железобетонных образцах с размерами 440×100×40 мм, изготовленных из бетона повышенной плотности на алитовом среднеалюминатном портландцементе с арматурой 1Ø4 мм Вр-1 [88].

Каждый образец имел только одну поперечную трещину в защитном слое бетона. Балочки нагружались на силовых установках, позволяющих обеспечивать необходимые пределы изменения ширины раскрытия поперечных трещин в зоне чистого изгиба  $a_{crc2} = 0,20$  мм и  $a_{crc1} = 0,30$  мм [91], измерялись по реперным точкам на уровне растянутой арматуры с помощью микроскопа МБС-2 с ценой деления измерительной линейки 14 мкм.

Согласно разработанной методике исследования в качестве активатора и ускорителя процесса коррозии на арматуре в поперечных трещинах бетона принят раствор 0,5 % NaCl с периодическим (три раза в сутки) увлажнением образцов, что позволяет получить коэффициент ускорения коррозии арматуры в поперечных трещинах бетона около пяти [88]. Режим воздействия переменной нагрузки 1 сутки ( $a_{crc1}$ ) и 6 суток ( $a_{crc2}$ ). Электрохимические и физические экспериментальные характеристики коррозии арматуры в поперечных трещинах бетона приведены на рис. 1.15 и 1.16.

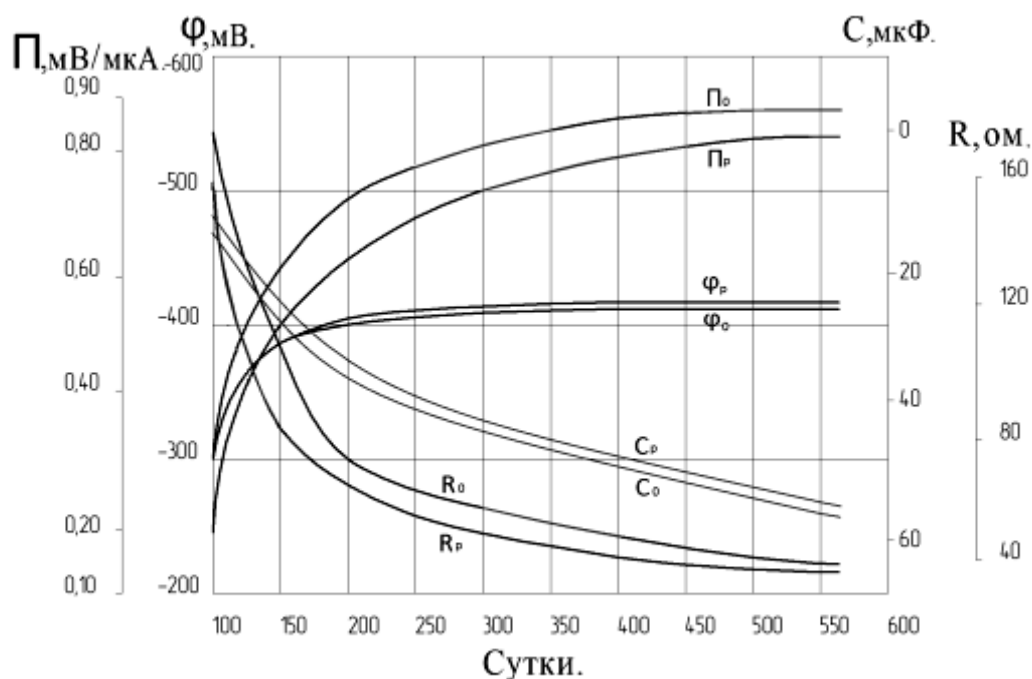


Рис. 1.15. Кинетика изменения параметров физических и электрохимических характеристик коррозионного процесса на арматуре в поперечных трещинах бетона:

П, φ — соответственно поляризуемость и потенциал арматуры;

С, R — соответственно емкость и сопротивление системы.

Индексы: о, р — соответственно постоянное и переменное воздействие нагрузки



#### 1.4. Влияние внутренних факторов железобетонных элементов на скорость образования коррозионных продольных трещин в защитном слое бетона опытных образцов в жидкой агрессивной среде

Исследования влияния коррозионного поражения арматуры гладкого и периодического профиля соответственно классов А-I и А-III на период появления и раскрытия коррозионных продольных трещин в защитном слое бетона проведено с помощью длительных экспериментальных исследований ненагруженных железобетонных образцов в агрессивной среде [105]. Испытано 18 серий образцов длиной 240 мм, по 6 балочек в каждой. Железобетонные элементы имеют один арматурный стержень класса А-I или А-III диаметром ( $d$ ) 10; 14 и 18 мм и толщину защитного слоя бетона ( $a$ ) 15; 25 и 35 мм. Использовался бетон с соответствующими техническими характеристиками: класс (В) 15; 22,5 и 30; водоцементное отношение 0,67; 0,55 и 0,45; эффективный коэффициент диффузии  $\text{CO}_2$  в бетоне ( $\text{см}^2/\text{с}\cdot 10^{-4}$ ) 0,17; 0,53 и 1,8 (табл. 1.13).

Т а б л и ц а 1 . 1 3

Технические характеристики железобетонных образцов

Номер серии	Размеры поперечного сечения, мм	Класс арматуры	$d$ , мм	$a$ , мм	$\Phi = d/a$	Коэффициент армирования $\mu$ , %
1(2)	100×80	А-I(А-III)	10	35	0,286	1,52
3(4)	100×60	А-I(А-III)	10	25	0,400	1,76
5(6)	100×40	А-I(А-III)	10	15	0,667	2,32
7(8)	100×84	А-I(А-III)	14	35	0,400	2,85
9(10)	100×64	А-I(А-III)	14	25	0,560	3,24
11(12)	100×44	А-I(А-III)	14	15	0,933	4,15
13(14)	100×88	А-I(А-III)	18	35	0,514	4,51
15(16)	100×68	А-I(А-III)	18	25	0,720	5,05
17(18)	100×48	А-I(А-III)	18	15	1,200	6,30

Для ускорения процесса коррозии арматуры при изготовлении образцов в бетонную смесь был введён хлористый натрий – 5 % от массы цемента [60, 73]. Испытания железобетонных элементов проводились в течение 22 месяцев в атмосферных условиях с периодическим, не реже двух раз в сутки, увлажнением водопроводной водой. По интенсивности коррозионного поражения арматуры данные условия характеризуются как сильноагрессивные [73].

Результаты экспериментальных исследований показывают, что коррозионные продольные трещины в защитном слое бетона образцов образуются в сроки от 2 до 18 месяцев. Раскрытие продольных трещин шириной 0,10 мм происходит при средней глубине поражения арматуры 300-600 мкм. На временной период возникновения продольных коррозион-

ных трещин, определяющие влияние оказывают конструктивные особенности железобетонных элементов: диаметр арматуры и толщина защитного слоя бетона

При эксплуатации железобетонных конструкций в слабо- или среднеагрессивной среде, когда процесс коррозии арматуры в бетоне протекает со сравнительно небольшой скоростью, экономически целесообразно увеличивать период до раскрытия коррозионных продольных трещин в несколько раз за счет изменения показателя  $\Phi = d/a$  (отношение диаметра арматуры к толщине защитного слоя бетона) (рис. 1.17).

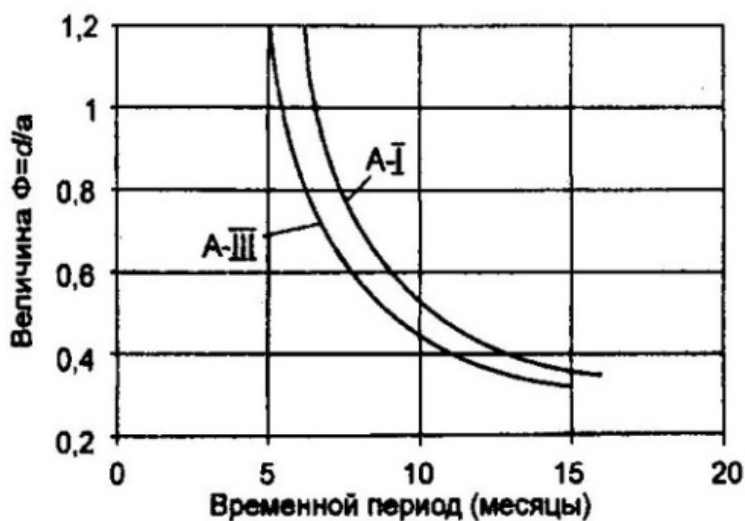


Рис. 1.17. Влияние показателя  $\Phi(d/a)$  на временной период до появления продольных трещин в бетоне защитного слоя

Для повышения долговечности конструкций при одновременном снижении расхода арматурной стали экономически целесообразно принимать значение показателя  $\Phi = 0,4$ . Эта величина определяет для защитного слоя бетона  $a$  (15; 20; 25; 30 и 35 мм) соответствующие диаметры стержней арматуры  $d$  (6; 8; 10; 12 и 14 мм). Учёт влияния показателя  $\Phi$  на время до появления коррозионных продольных трещин предполагает корректировку первой группы арматурной стали по степени опасности коррозионного поражения в табл.10 СНиП 2.03.11-85\* [170].

С помощью обработки результатов сбалансированного многофакторного эксперимента, где 3 независимых параметра внутренних факторов железобетонных элементов принимались на трех уровнях в латинском квадрате [206]:  $d$  – 10; 14 и 18 мм;  $a$  – 15; 25 и 35 мм;  $B$  – 15; 22,5 и 30, были получены уравнения регрессии для арматуры классов А-I и А-III длительности временного периода до появления продольных трещин ( $T$ ), средней ( $\delta_{cp}$ ) и максимальной ( $\delta_{max}$ ) глубины поражения арматуры от параметров внутренних факторов железобетонных конструкций: диаметра арматуры ( $d$ ), толщины защитного слоя ( $a$ ) и класса бетона ( $B$ ) табл.1.14. [105].

Т а б л и ц а 1 . 1 4

Уравнение функций  $T$  (мес),  $\delta_{cp}$  и  $\delta_{max}$  (мкм)

Класс арматуры	Уравнение функции $T; \delta_{cp}; \delta_{max} = f(d, a, B)$	Для параметрово-пытных внутренних факторов	
		max	min
А-I	$T = 0,0126211(13,84 - 0,34d)(0,46a)(7,88 + 0,03B)$	18,7	5,6
А-III	$T = 0,0160762(11,00 - 0,21d)(0,38a)(7,00 + 0,04B)$	15,6	5,0
А-I	$\delta_{cp} = 0,0000059(556 - 14,0d)(141 + 8,8a)(292 + 4,1B)$	457	173
А-III	$\delta_{cp} = 0,0000049(727 - 16,9d)(216 + 9,5a)(421 + 2,3B)$	733	338
А-I	$\delta_{max} = 0,0000012(1128 - 15,0d)(559 + 12,8a)(700 + 9,2B)$	1150	722
А-III	$\delta_{max} = 0,0000013(1100 - 19,6d)(500 + 16,7a)(800 + 4,0B)$	1173	627

Анализ результатов функциональных зависимостей в табл. 1.14 показывает, что для граничных параметров опытных внутренних факторов для арматуры классов А-I и А-III в момент времени появления коррозионных продольных трещин существенное расхождение наблюдается только в величинах средней глубины поражения  $\delta_{cp}$  – соответственно 47 % и 95 %. Из параметров внутренних факторов наибольшее влияние на результаты соответствующих функциональных зависимостей оказывают диаметр арматуры и толщина защитного слоя бетона.

### 1.5. Влияние депланации бетона силовых поперечных трещин на коррозию арматуры в жидкой агрессивной среде

Методика расчёта ширины раскрытия нормальных трещин в железобетонных конструкциях, разработанная профессором В.И. Мурашовым [119], позволяет определить среднее значение раскрытия трещин на поверхности гладкой арматуры, когда процесс трещинообразования уже закончился. Дополненная расчётными коэффициентами для различных видов нагружения, она была включена в СНиП II-V.1-62\* [171]. Расчётная ширина раскрытия трещин  $a_{crc}$  в значительной степени зависела от диаметра арматуры, увеличиваясь с его ростом. Прочность бетона на величину  $a_{crc}$  влияла через расстояния между трещинами  $\ell_T$ .

В отличие от СНиП II-V.1-62\* [171] при определении средней ширины раскрытия трещин по СН 365-67 [180] в расчёт вводился радиус армирования сечения, величина которого зависела от площади бетона, окружающей арматурные стержни, числа стержней и их диаметра.

В то же время надёжность конструкции, с учётом коррозионной сохранности арматуры в реальных условиях эксплуатации, определяется не средней, а максимальной шириной раскрытия трещин. Эксперименты, проведённые С.А. Дмитриевым и Н.М. Мулиным в НИИЖБе на балках,

армированных гладкой сталью и стержнями периодического профиля [57], выявили наличие отношения между максимальной и средней шириной раскрытия трещин, составляющее от 1,546 до 1,744, при значениях напряжения в растянутой арматуре в пределах 1000–7000 кгс/см<sup>2</sup>. Средние максимальные величины ширины раскрытия трещин статистически определяются как  $a_{crc}^{max} = a_T^{cp} + 2\sigma$  (где  $\sigma$  – среднее квадратичное отклонение). При использовании стали периодического профиля в экспериментах ширина раскрытия трещин на поверхности бетона уменьшилась не менее чем в 1,5 раза, по сравнению с арматурой гладкого профиля, в сопоставимых условиях испытания.

На основании статистического анализа результатов исследований, полученных на обычных железобетонных балках с толщиной защитного слоя бетона  $\delta_k=25$  мм [57, 58, 61], была составлена эмпирическая формула для определения максимальной ширины раскрытия трещин на поверхности бетона на уровне центра тяжести наиболее растянутой арматуры с доверительной вероятностью  $P=0,95$ , включённая сначала в СНиП II-21-75 [174], а затем в СНиП 2.03.01 – 84\* [173].

В то же время действующий нормативный документ СП 52-101-2003 [181] определяет среднюю ширину раскрытия трещин, нормальных к продольной оси элемента, на поверхности арматуры. Однако расчётные значения  $a_{crc}$ , полученные по СП 52-101-2003, не позволяют прогнозировать коррозионную сохранность арматуры в трещинах бетона, из-за включения в СНиП 2.03 11-85\* [170] нормативных значений ширины постоянно раскрытых трещин, рассматриваемых на поверхности защитного слоя бетона при  $\delta_{зсб} = 20-30$  мм в зависимости от вида и степени агрессивности среды. Следовательно, нормативные данные  $a_{crc}^H$  при постоянном их раскрытии в СНиП 2.03.11-85\*[170], обеспечивающие коррозионную сохранность арматуры в поперечных трещинах бетона, не согласовываются с их расчётными значениями  $a_{crc}^P$  по СНиП 52-01-2003 [175]. Причиной расхождения  $a_{crc}^H$  и  $a_{crc}^P$  является искривление (депланация) стенок бетона в поперечной трещине по толщине защитного слоя, из-за влияния силы сцепления бетона с арматурой.

Величина  $a_{crc}$  и геометрическая форма поперечных трещин по толщине защитного слоя бетона определяют проницаемость влаги, кислорода и различных агрессивных реагентов к арматуре и, в конечном счёте, величину коррозионного повреждения арматуры [8]. Фактическая ширина раскрытия поперечных трещин на поверхности бетона зависит от депланации бетона и толщины защитного слоя бетона. Необходимость учёта толщины защитного слоя бетона, состояния поверхности арматуры при расчёте ширины раскрытия трещин отмечается в [57].



Из действующих нормативных документов только межгосударственный стандарт ГОСТ 8829-94 [55] учитывает влияние депланации бетона трещин на ширину раскрытия нормальных трещин в изгибаемых элементах с помощью коэффициента  $q$ , определяемого по табл.1.15.

Т а б л и ц а 1 . 1 5

Влияние депланации бетона на ширину раскрытия поперечных трещин

$\delta_{зс25}/\delta_{зсб}$	0,8	0,6	0,5 и менее
$q$	0,95	0,85	0,75

П р и м е ч а н и е .  $\delta_{зс25}$  – толщина защитного слоя бетона, принимаемая равным 25 мм;  $\delta_{зсб}$  – проектное значение толщины защитного слоя бетона, мм.

Расчётное значение  $a_{срсб}$  на поверхности бетона защитного слоя, определяется, как частное значение от расчётной величины  $a_{срс}$ , полученной по СНиП 2.03. 01–84\* [173], умноженное на коэффициент  $q$ .

Кроме величины толщины защитного слоя бетона, депланация бетона зависит от напряжения в арматуре и вида её поверхности. Коэффициент депланации торца растянутого железобетонного образца при защитном слое бетона  $\delta_{зсб} = 60$  мм,  $K_D = a_{срсб}/a_{срс}$  изменяется в зависимости от величины усилия от 1,5 до 6,3 [135]. Величина раскрытия поперечных трещин непосредственно на поверхности арматуры периодического профиля в железобетонной конструкции в три раза меньше, чем у гладкой арматуры при тех же напряжениях [117]. Причиной является наличие внутренних кольцевых трещин вокруг стержня периодического профиля, не выходящих на поверхность бетона. Отмечается, что характер кривых депланации бетона изменяется с увеличением напряжений в арматуре (рис.1.18).

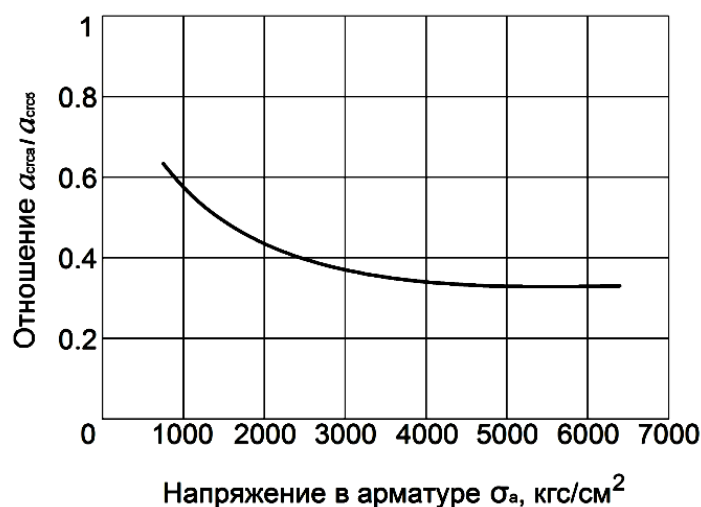


Рис. 1.18. Зависимость коэффициента депланации трещин от напряжения в арматуре периодического профиля

Результаты экспериментальных исследований на прямых моделях изгибаемых железобетонных элементов [123, 190] показывают, что в балках с гладкими стержнями депланация наблюдается на участках непосредственно прилегающих к арматуре, то есть 5–10 мм. На расстоянии от поверхности арматуры более  $\delta = 10$  мм депланация отсутствует. Для гладкой арматуры при напряжениях близких к пределу текучести, ширина раскрытия поперечных трещин по всей толщине защитного слоя бетона остаётся величиной постоянной, за счёт нарушения сцепления арматуры с бетоном.

В балках с арматурой периодического профиля изменение ширины поперечной трещины по всему сечению зависит от толщины защитного слоя бетона. Коэффициент депланации  $K_D = a_{crc25}/a_{crc\delta}$ , где  $a_{crc25}$  – ширина раскрытия трещин на расстоянии 25 мм от поверхности арматуры,  $a_{crc\delta}$  – ширина раскрытия трещин на поверхности защитного слоя бетона, при толщине защитного слоя бетона  $\delta_{зсб} > 25$  мм, аппроксимируется линейной зависимостью [123, 190]:

$$K_D = \left[ \frac{25}{\delta_{зсб}} \cdot (1 - \alpha) + \alpha \right] \text{ при } \delta_{зсб} = R_{вл} - \frac{d}{2}, \quad (1.5)$$

где  $\alpha = \sqrt{\frac{6}{d}}$  – коэффициент, учитывающий диаметр арматуры  $d$ , мм;

$R_{вл}$  – радиус взаимодействия арматуры с бетоном. Значения  $R_{вл}$  изменяются от  $2,5d$  до  $6d$  в зависимости от величины напряжения в арматуре [71, 135, 136, 138, 147]. Для практического использования рекомендуется принимать  $R_{вл} = 5d$  [123, 190].

Графическое изображение изменения значений коэффициента депланации при  $\delta_{зсб} > 25$  мм, вычисленных по формуле (1.5), приведено на рис. 1.19.

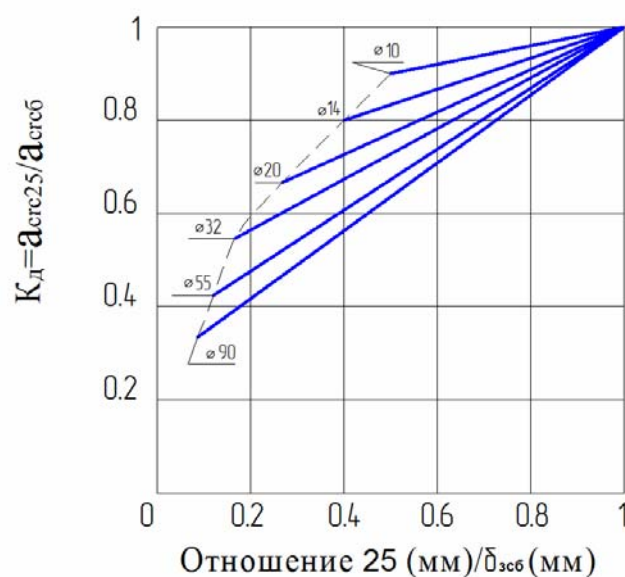


Рис. 1.19. Изменение коэффициента депланации бетона в поперечных трещинах при  $\delta_{зсб} > 25$  мм в зависимости от диаметра арматуры периодического профиля

На основании данных экспериментальных исследований, полученных на прямых моделях железобетонных балок [123, 190] и железобетонных призмах [71, 147], приведено изменение коэффициента депланации при  $\delta_{зсб} < 25$  мм на рис. 1.20.

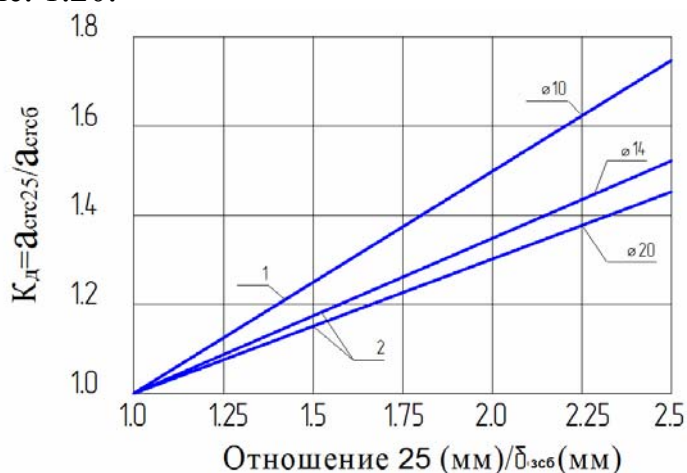


Рис. 1.20. Изменение коэффициента депланации бетона в поперечных трещинах при  $\delta_{зсб} < 25$  мм в зависимости от диаметра арматуры:  
 1 – опыты В.М. Кельнера, А.Г. Фартушного;  
 2 – опыты Э.Г. Портера, А.Г. Фартушного;  
 класс арматуры:  $\varnothing 10$  – А<sub>T</sub>-VII;  $\varnothing 14$  и  $\varnothing 20$  – А-II

По данным рис.1.19 и рис 1.20 построена диаграмма изменения  $a_{crc}$  по толщине защитного слоя бетона с учётом коэффициента депланации  $K_q = a_{crc25}/a_{crc}$  в зависимости от диаметра арматуры периодического профиля, которая представлена на рис 1.21.

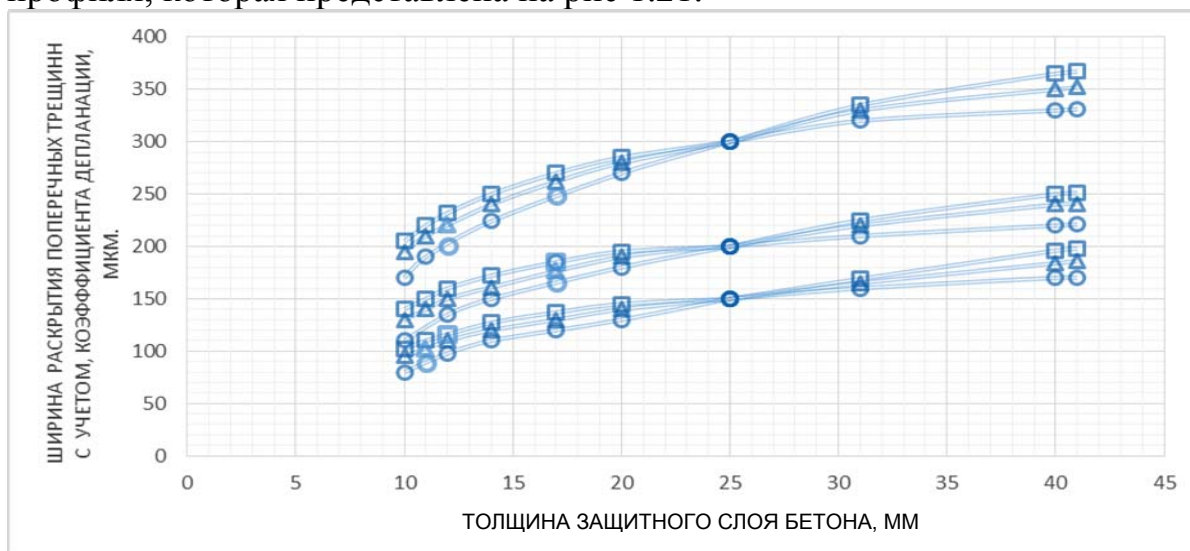


Рис. 1.21. Диаграмма зависимости ширины раскрытия трещин ( $a_{crc}$ ), от коэффициента депланации бетона ( $K_d = a_{crc25}/a_{crcб}$ ), от толщины защитного слоя бетона и диаметра арматуры периодического профиля  
 Условные обозначения: окружность –  $\varnothing 10$  мм ; треугольник –  $\varnothing 14$  мм ; квадрат  $\varnothing 18$  мм

По степени опасности коррозионного поражения стали в поперечных трещинах бетона горячекатаная арматура гладкого и периодического профиля классов А-I и А-III располагаются в одной группе в СНиП 2.03.11-85\* [170] и в межгосударственном стандарте ГОСТ 31384-2008 [49]. Разная величина депланации стенок трещин в бетоне для арматуры гладкого и периодического профиля является основанием для уточнения нормативных значений ширины раскрытия поперечных трещин для этих арматурных сталей с помощью проведения дополнительных экспериментальных исследований коррозионного состояния арматуры в поперечных трещинах бетона.

Длительные экспериментальные исследования влияния депланации бетона в поперечных трещинах на коррозионное поражение арматуры различного профиля классов А-I и А-III проведены на прямых моделях изгибаемых железобетонных элементов с размерами 2000×200×70 мм с классом бетона В-30 при воздействии жидкой хлоридсодержащей среды [89]. Используемый бетон имел пониженную проницаемость с эффективным коэффициентом диффузии CO<sub>2</sub> в бетоне 0,53×10<sup>-4</sup> см<sup>2</sup>/с [148]. Каждый образец был армирован одним рабочим стержнем класса А-I или А-III. В зоне чистого изгиба образцов поперечная арматура отсутствовала для получения независимых экспериментальных характеристик коррозионного поражения арматурных стержней в поперечных трещинах. Бетон изготавливался на портландцементе и гранитном щебне фракции 5-10 мм.

Расчётные физико-технические характеристики железобетонных образцов приведены в табл. 1.16.

Т а б л и ц а 1 . 1 6

Физико-технические характеристики железобетонных образцов

$\Sigma n$ , шт.	$T$ (шт.), $\varnothing$ (мм), $K$	$\delta_{зсб}$ , мм	$\mu$ , %	$a_{срс}^{max}$ , мм
23	1 $\varnothing$ 10	15	0,8	0,5
	1 $\varnothing$ 14	20	1,4	
	1 $\varnothing$ 18	25	2,4	
	А-I			
21	1 $\varnothing$ 10	15	0,8	0,5
	1 $\varnothing$ 14	20	1,4	
	1 $\varnothing$ 18	25	2,4	
	А-III			

П р и м е ч а н и е .  $\Sigma n$  – количество балок;  $T$ ,  $\varnothing$ ,  $K$  – соответственно количество, диаметр и класс рабочей арматуры;  $\delta_{зсб}$  – толщина защитного слоя бетона;  $\mu$  – коэффициент армирования;  $a_{срс}^{max}$  – расчётное значение максимальной ширины раскрытия трещины

Образцы испытывали воздействие постоянной нагрузки. Для стимуляции коррозии арматуры в поперечных трещинах бетона был использован 3 % раствор NaCl, которым два раза в сутки увлажнялась поверхность бетона. С учётом выбранной концентрации хлорид-ионов степень воздействия жидкой агрессивной среды на опытные образцы оценивается как сильноагрессивная [88].

Эксперимент проведён в атмосферных условиях в течение двух лет до появления на образцах на уровне рабочей арматуры, волосяных коррозионных продольных трещин, свидетельствующих о предаварийном состоянии железобетонных конструкций [60]. Двухлетний период испытания опытных образцов в сильноагрессивной среде приравнивается к 15-20 годам эксплуатации аналогичных железобетонных конструкций в слабоагрессивной жидкой среде, содержащей хлорид-ионы [88].

По окончании натурального эксперимента железобетонные образцы и арматура были испытаны на прочность изгибающей и растягивающей нагрузками соответственно.

При средней глубине коррозионного поражения  $\delta_{cp} = 300$  мкм арматуры  $\varnothing 14$  мм (снижение диаметра 4,3 %) класса А-111 практически не отмечено уменьшение несущей способности железобетонных образцов и арматуры. Предельной 15 %-ой величиной [159] снижения диаметра арматуры равного 14 мм является средняя глубина коррозии  $\delta_{cp} = 1050$  мкм. Экспериментальная средняя глубина коррозионного поражения стальных стержней, при которых возникали продольные трещины, составляла от  $\delta_{cp} = 240$  мкм до  $\delta_{cp} = 350$  мкм, в зависимости от толщины защитного слоя бетона и класса арматуры. Следовательно, принимая во внимание величину критического снижения диаметра арматуры, долговечность обычных железобетонных конструкций с поперечными трещинами при средней глубине коррозионного поражения стержня  $\delta_{cp} = 300$  мкм определяется только возникновением коррозионных продольных трещин в защитном слое бетона.

Согласно разработанной методике экспериментальных исследований коррозионная стойкость арматуры в поперечных трещинах бетона определялась коэффициентом  $K_0 = K_2/K_1$ , где  $K_1$  и  $K_2$  – соответственно глубины коррозионного поражения арматуры в поперечных трещинах бетона со стороны защитного слоя бетона и с противоположной стороны [89]. Данные эксперимента показывают, что величина  $K_0$  зависит от класса арматуры, значений  $a_{crc}$  и  $\delta_{зсб}$  (рис. 1.22 ; 1.23). Шириной раскрытия поперечных трещин, при которой  $K_0 = 0$ , является соответствующая величина  $a_{crc}$ : для гладкой арматуры класса А-I – 0,005 мм и ( $\delta_{зсб} = 15$  мм), 0,025 мм ( $\delta_{зсб} = 20$  мм) и 0,050 мм ( $\delta_{зсб} = 25$  мм); для арматуры периодического профиля класса А-III – 0,050 мм ( $\delta_{зсб} = 15$  мм), 0,10 ( $\delta_{зсб} \geq 20$  мм).

Экспериментальные исследования показали, что глубина ( $\delta$ ) и длина ( $\ell$ ) участка коррозионного поражения арматуры определяются классом арматуры, значением  $a_{crc}$  и величиной  $\Phi$  ( $\Phi = d_a / \delta_{зсб}$  – отношение диаметра арматуры к толщине защитного слоя бетона) рис. 1.24; 1.25.

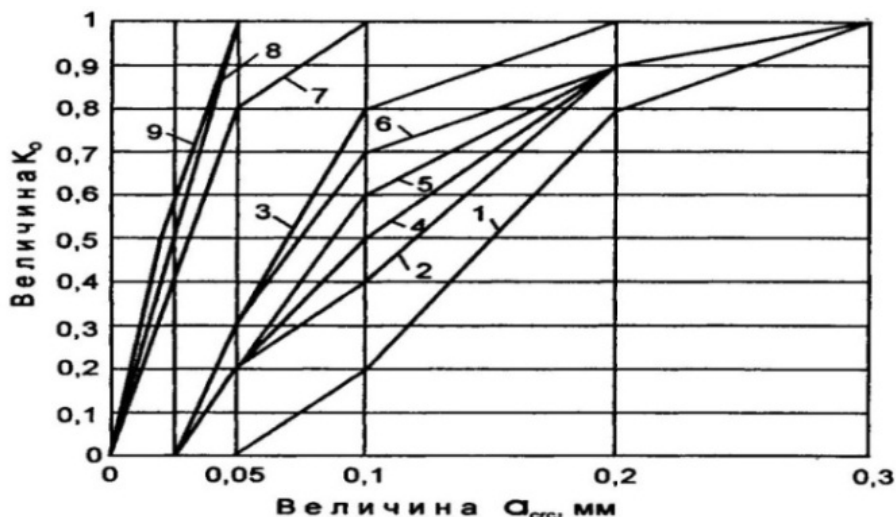


Рис. 1.22. Показатель коррозионной стойкости арматуры класса А-I в поперечных трещинах бетона  $K_0$ :

1 –  $d_a=18$  мм и  $\delta_{зсб}=25$  мм; 2 –  $d_a=14$  мм и  $\delta_{зсб}=25$  мм; 3 –  $d_a=10$  мм и  $\delta_{зсб}=25$  мм;  
 4 –  $d_a=18$  мм и  $\delta_{зсб}=20$  мм; 5 –  $d_a=14$  мм и  $\delta_{зсб}=20$  мм; 6 –  $d_a=10$  мм и  $\delta_{зсб}=20$  мм;  
 7 –  $d_a=18$  мм и  $\delta_{зсб}=15$  мм; 8 –  $d_a=14$  мм и  $\delta_{зсб}=15$  мм; 9 –  $d_a=10$  мм и  $\delta_{зсб}=15$  мм

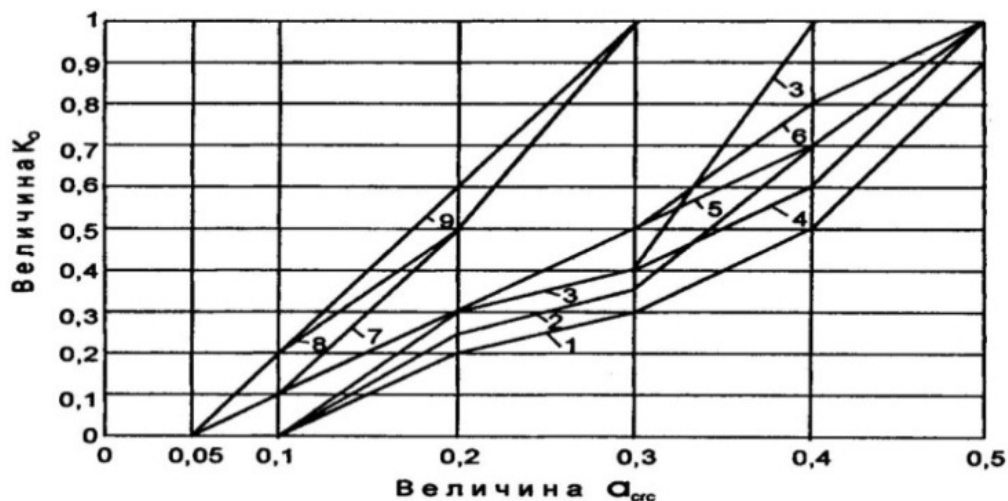


Рис. 1.23. Показатель коррозионной стойкости арматуры класса А-III в трещинах бетона  $K_0$ :

1 –  $d_a=18$  мм и  $\delta_{зсб}=25$  мм; 2 –  $d_a=14$  мм и  $\delta_{зсб}=25$  мм; 3 –  $d_a=10$  мм и  $\delta_{зсб}=25$  мм;  
 4 –  $d_a=18$  мм и  $\delta_{зсб}=20$  мм; 5 –  $d_a=14$  мм и  $\delta_{зсб}=20$  мм; 6 –  $d_a=10$  мм и  $\delta_{зсб}=20$  мм;  
 7 –  $d_a=18$  мм и  $\delta_{зсб}=15$  мм; 8 –  $d_a=14$  мм и  $\delta_{зсб}=15$  мм; 9 –  $d_a=10$  мм и  $\delta_{зсб}=15$  мм

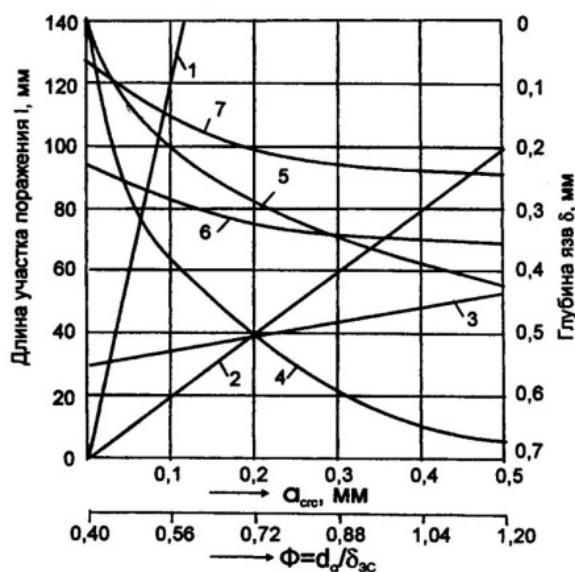


Рис. 1.24. Показатель коррозионного поражения арматуры класса А-I в зоне трещин бетона: 1 –  $l_{\max}(a_{crc})$ ; 2 –  $l_{cp}(a_{crc})$ ; 3 –  $l_{cp}(\Phi)$ ; 4 –  $\delta_{\max}(a_{crc})$ ; 5 –  $\delta_{cp}(a_{crc})$ ; 6 –  $\delta_{\max}(\Phi)$ ; 7 –  $\delta_{cp}(\Phi)$

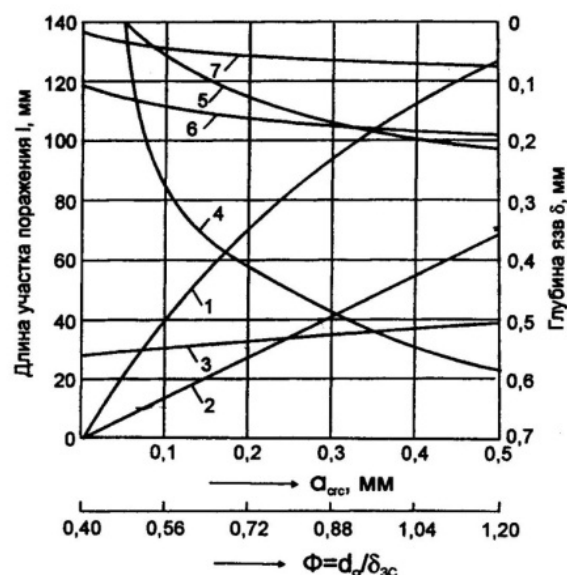


Рис. 1.25. Показатель коррозионного поражения арматуры класса А-III в зоне трещин бетона: 1 –  $l_{\max}(a_{crc})$ ; 2 –  $l_{cp}(a_{crc})$ ; 3 –  $l_{cp}(\Phi)$ ; 4 –  $\delta_{\max}(a_{crc})$ ; 5 –  $\delta_{cp}(a_{crc})$ ; 6 –  $\delta_{\max}(\Phi)$ ; 7 –  $\delta_{cp}(\Phi)$

В действующих СНиП 2.03.11-85\* [170] и ГОСТ 31384-2008 [49] приведена различная нормативная ширина длительного раскрытия поперечных трещин в обычных железобетонных конструкциях при воздействии сильноагрессивной среды, соответственно равная  $a_{crc} = 0,1$  мм и  $a_{crc} = 0,05$  мм. Результаты эксперимента показывают, что при действии постоянной нагрузки с учётом не допущения образования коррозионных продольных трещин для арматуры периодического профиля экономически обоснованной нормативной шириной раскрытия поперечных трещин в сильноагрессивной жидкой среде является величина  $a_{crc} = 0,10$  мм.

Schiessl P.P. [241] на основании экспериментальных исследований также устанавливает допустимую ширину постоянно раскрытых поперечных трещин  $a_{crc} = 0,1$  мм, так как после 10 лет экспозиции железобетонных образцов в атмосферных условиях города, промышленного района и морского побережья процент трещин  $a_{crc} = 0,1$  мм со средним значением глубины поражения не увеличился по сравнению с четырёхлетним сроком, из-за постепенной кольматации трещин, влияющей на торможение диффузии углекислого газа.

Математическая обработка результатов экспериментального исследования выявила функциональную зависимость между средними величинами длины

коррозионного поражения  $l_{cp}$  и глубины  $\delta_{cp}$  в поперечных трещинах с  $a_{crc} > 0,1$  мм в момент появления коррозионных продольных трещин в бетоне (табл. 1.17). Она устанавливает, что в агрессивной среде, содержащей хлорид-ионы, определяющее влияние на появление и раскрытие коррозионных продольных трещин в бетоне защитного слоя оказывает расстояние между поперечными трещинами на уровне растянутой арматуры  $l_{crc}$ .

Таблица 1.17

Уравнения регрессии функциональной зависимости средней длины участка коррозионного поражения арматуры от средней её глубины в поперечных трещинах с  $a_{crc} > 0,10$  мм

Класс арматуры	Уравнения $l_{cp} = f(\delta_{cp})$	Диаметр арматуры, мм
А-I	$l_{cp} = f(\delta_{cp} - 50)^{0,83} - 45$	1Ø10
		1Ø14
		1Ø18
А-III	$l_{cp} = 0,280 \cdot \delta_{cp}$	1Ø10
		1Ø14
		1Ø18

Математическое распределение полученных соответствующих выборок  $l_{crc}$  в зоне чистого изгиба опытных образцов для арматуры класса А-I и А-III имеет нормальный закон, так как критерий согласия « $\chi$  – квадрат» Пирсона  $\chi_{набл}^2 < \chi_{кр}^2$  (рис. 1.26).

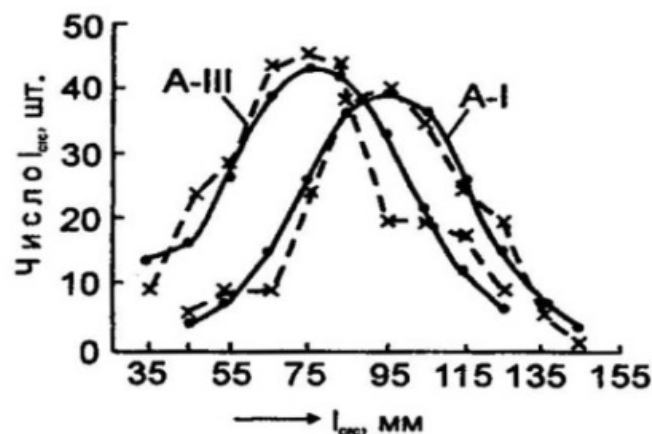


Рис. 1.26. Графики эмпирических (---) и теоретических(—) статистических распределений выборок  $l_{crc}$  для арматуры классов А-I и А-III

Результаты статистической обработки выборок  $l_{crc}$  в зоне чистого изгиба образцов приведены в табл. 1.18.



Т а б л и ц а 1 . 1 8

Результаты статистической обработки величины  $\ell_{crc}$

Класс арматуры	$\Sigma \ell_{crc}$ , шт.	$M$ , мм	$\sigma$ , мм	$A$	$E$	$\chi^2_{набл}$	$\chi^2_{кр}$	$\ell'_{crc}$ , мм
А-I	215	95,05	21,40	0,208	-0,238	7,95	15,50	59,74
А-III	261	77,00	22,90	0,247	-0,641	13,48	14,10	39,20

Примечание:  $M$  – величина математического ожидания;  $\sigma$  – среднее квадратическое отклонение;  $A$  и  $E$  – показатели асимметрии и эксцесса теоретического распределения;  $\chi^2_{набл}$  и  $\chi^2_{кр}$  соответственно теоретический и критический критерии согласия Пирсона,  $\ell'_{crc}$  – минимальное расстояние между поперечными трещинами при уровне значимости  $\alpha = 0,95$ .

Результаты вероятностного расчёта  $\ell'_{crc}$  показывают уменьшение расстояния между поперечными трещинами для арматуры периодического профиля в 1,53 раза по сравнению с арматурой гладкого профиля, что позволяет интенсифицировать образование коррозионных продольных трещин в защитном слое бетона в условиях применения арматуры периодического профиля.

Проведённое экспериментально-теоретическое исследование показывает:

- отсутствие в основных действующих нормативных документах по расчёту и защите железобетонных конструкций от коррозии единого системного подхода к назначению нормативной ширины раскрытия нормальных трещин;
- влияние депланации бетона поперечных трещин на коррозионное поражение арматуры периодического профиля;
- наличие линейной зависимости коэффициента депланации бетона нормальных трещин от толщины защитного слоя бетона для арматуры периодического профиля;
- необходимость дифференциации нормативной ширины раскрытия нормальных трещин для арматуры различного профиля;
- определяющее влияние коррозионных продольных трещин в защитном слое бетона на долговечность обычных железобетонных элементов.

## 1.6. Влияние переменной и постоянной нагрузки на коррозию арматуры в силовых поперечных трещинах и несущую способность железобетонных образцов в жидкой агрессивной среде

Длительные воздействия на опытные железобетонные балки постоянной нагрузки и многократно повторяющейся нагрузки способствуют более ускоренному развитию неупругих деформаций в бетоне сжатой зоны и увеличению прогибов балок по сравнению с деформациями и прогибами от кратковременного нагружения [66]. При одинаковом уровне длительной постоянной и пульсирующей нагрузки последняя вызывает более интенсивное развитие неупругих деформаций в сжатом бетоне и прогибов по сравнению с деформациями и прогибами при длительном нагружении [66].

Деформации железобетонных элементов при повторных статических нагружениях по величине значительно превосходят деформации при многократно повторяющихся нагружениях, причём повторно статические нагружения вызывают даже образование трещин в верхних волокнах сжатой зоны бетона [83, 112].

Среди всех переменных нагрузок одного знака ступенчатый вид переменных воздействий при высоких уровнях загрузки  $\sigma_{\max} > 0,6 R_{в,б}$  представляет наибольшую опасность для железобетонных конструкций, из-за повышенных деформаций ползучести арматуры и бетона. Согласно экспериментальным данным Л.А. Мурашко, А.Я. Барашикова, С.В. Александровского, В.Я. Багрия, Т.Ф. Гордеевой, П.П. Крамарчука величины этих деформаций определяются характеристиками циклов переменной нагрузки [4, 16, 44, 75, 120].

Причиной накопления остаточных деформаций железобетонных элементов при ступенчато-повторных нагружениях является увеличение пластических свойств арматуры, вследствие более интенсивного, чем при постоянной нагрузке, перераспределении напряжений с бетона на арматуру, снижение модуля упругости бетона сжатой зоны при периодическом нагружении, а также нарушение сцепления бетона с арматурой и образование новых трещин [16]. В результате действия на бетонные образцы ступенчато-повторной нагрузки в течение 224 сут, полные относительные деформации превысили в 2,5 раза аналогичные деформации образцов при действии плавной циклической нагрузки при равных их максимальных уровнях, из-за более интенсивного роста остаточных деформаций бетона на полупериодах разгрузки [16].

По данным [112] главной причиной возрастания деформативности является увеличения эффекта остаточного напряженного состояния сечения элемента после разгрузки железобетонной конструкции.

При действии ступенчато-повторной нагрузки с длительностью цикла загрузки  $1/7 \div 1/14$  года ползучесть бетона может приводить к изменению знака напряжений в сечении, из-за различия упругих свойств бетона и арматуры, с учётом изменения длительных деформационных процессов в железобетонных конструкциях от 120 до 360 суток. При действии ступенчато-повторной нагрузки с длительностью цикла 14 и 28 суток выявляется более 50 % конечных деформаций ползучести или деформаций упругого последействия [75].

Наиболее неблагоприятной является переменная нагрузка с длительностью цикла загрузки 56 суток [212]: деформации арматуры превышают в среднем на 12 % деформации арматуры в образцах с 28-суточным циклом загрузки и на 25 % деформации арматуры образцов, загруженных длительной постоянной нагрузкой. В качестве «опасной» продолжительности действия кратковременной нагрузки в течение года называется срок, равный двум месяцам [40].

Наиболее опасным для увеличения деформаций в железобетонных элементах является приложение повторной нагрузки высокой интенсивности, как за счет накопления в конструкциях остаточных деформаций в растянутой арматуре, так и в бетоне сжатой зоны [75]. На важность экспериментального исследования работы железобетонных конструкций при нагрузках высокого уровня указывается в работах [3, 6, 27, 151].

Результаты испытания изгибаемых железобетонных элементов без предварительного напряжения ступенчато-повторной нагрузкой девятью 28-суточными (14-14) циклами периодического нагружения в течение

250 суток с уровнями загрузки образцов:  $\rho_1 = \frac{0,82M_{\text{разр}}}{0,60M_{\text{разр}}}$ ;  $\rho_3 = \frac{0,82M_{\text{разр}}}{0}$

показывают зависимость режима нагрузки на изменение деформации бетона сжатой зоны, растянутой арматуры и на прогибы изгибаемых элементов [132, 133]. Величины прогибов балок, испытывающих воздействие переменной нагрузки в конце испытания возрастают по сравнению с начальными не менее, чем в 1,9 раза, а в балках с постоянной нагрузкой – в 1,6 раза. Отношение остаточных деформаций в сжатом бетоне к неупругим деформациям арматуры ( $\epsilon_{\sigma_1} / \epsilon_{\sigma_2}$ ) в периодически разгружаемых образцах увеличивается с 0,5 до 0,8, что свидетельствует об определяющем влиянии на развитие неупругих величин прогибов изгибаемых образцов деформаций сжатой зоны бетона.

Большая величина прогибов наблюдается в балках с большей разгрузкой [132, 133]. Рост деформаций бетона сжатой зоны при полных разгрузках связан только с ростом упругих деформаций в момент нагрузки и разгрузки, а при постоянной нагрузке – с накоплением необратимых деформаций ползучести. Рост величины прогибов в периодически разгружае-

мых элементах происходит как за счет накопления остаточных прогибов, вызванных необратимыми деформациями ползучести бетона сжатой зоны, особенно на первых циклах загрузки, так и за счет увеличения от цикла к циклу их упругих составляющих, зависящих от уровня разгрузки. Более значительный уровень разгрузки увеличивает упругие прогибы, при сохранившихся больших остаточных прогибах, связанных с необратимыми деформациями ползучести от верхнего уровня загрузки. Полные прогибы балок с уровнем загрузки  $\rho_2 = \frac{0,82M_{\text{разр}}}{0,40M_{\text{разр}}}$  значительно превышают

аналогичные значения опытных образцов, загруженных постоянной нагрузкой с  $\rho = 0,82M_{\text{разр}}$ . Несмотря на высокий уровень максимальной нагрузки кинетика роста прогибов при действии как переменной, так и постоянной нагрузки имеет затухающий характер. Деформации растянутой арматуры в периодически загружаемых образцах на 13-17 % превышают деформации арматуры образцов при постоянном нагружении [132, 133].

Длительные экспериментальные испытания шести прямых моделей обычных железобетонных конструкций, рассчитываемых по третьей категории трещиностойкости, проведены в условиях воздействия переменной ступенчато-повторной и постоянной нагрузок при воздействии агрессивной жидкой среды [95]. Три балки испытаны на воздействие переменной нагрузки, а три – на воздействие постоянной нагрузки. Опытные образцы с размерами 2000×200×70 мм изготовлены из тяжелого бетона пониженной прочности на алитовом среднеалюминатном портландцементе с арматурой 1Ø14 мм класса А-III и толщиной защитного слоя бетона  $\delta_{\text{зс}} = 25$  мм.

Максимальная и минимальная составляющие ступенчато-повторной нагрузки в периоде цикла нагружения приняты для всех образцов, испытывающих воздействие переменной нагрузки, соответственно равными  $M_{\text{max}} = 0,70 M_p$  и  $M_{\text{min}} = 0,40 M_p$ , где  $M_p$  – величина разрушающего изгибающего момента. Продолжительность цикла действия переменной нагрузки составляла  $t_{\text{ц}} = 60$  суток, с относительным временем действия максимальной нагрузки в периоде цикла –  $\eta = t_{M_{\text{min}}} / t_{\text{ц}} = 0,5$ . Величина нагрузки железобетонных балок, испытывающих воздействие постоянной нагрузки, составляла  $M_{\text{пост}} = 0,7 M_{\text{разр}}$ .

Экспериментальные исследования проводились на силовых установках, позволяющих загружать прямые модели железобетонных конструкций в натуральных атмосферных условиях Московской области при дополнительном воздействии жидкой агрессивной среды в виде периодического увлажнения поверхности конструкций раствором 3 %-го хлористого натрия не менее шести раз в сутки [94]. По концентрации хлорид-ионов в растворе данная среда по отношению к обычным железобетонным конструкциям с поперечными трещинами характеризуется как сильноагрессивная [88].

Общий период экспериментальных испытаний, ограниченный временем появления коррозионных продольных трещин в защитном слое бетона ( $a_T = 10$  мкм) составил полтора года. При коэффициенте ускорения коррозионного процесса на арматурной стали, равном десяти [88], период до появления коррозионных продольных трещин в реальных слабоагрессивных условиях эксплуатации железобетонных конструкций с поперечными трещинами ( $a_{crc}$ ) и арматурой класса А-III диаметром 14 мм составляет пятнадцать лет.

Результаты эксперимента показывают линейную зависимость несущей способности опытных железобетонных балок от внешнего изгибающего момента и временного сопротивления, физического предела текучести арматуры в зависимости от средней и максимальной величин глубины поражения арматуры (рис.1.27).

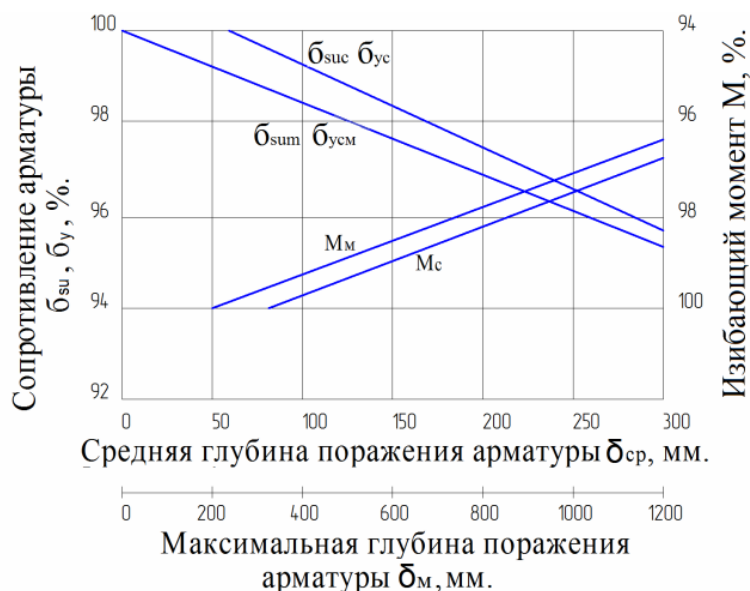


Рис. 1.27. Зависимости изменения величины несущей способности железобетонных балок на изгибающую нагрузку и механических характеристик арматуры класса А-III Ø14 мм от глубины коррозионного поражения арматуры при действии переменной и постоянной нагрузки.

где  $\sigma_{su}$  и  $\sigma_y$  – соответственно среднее временное сопротивление и физический предел текучести арматуры;  $M_c$  – изгибающий момент для постоянного нагружения;  $M_M$  – изгибающий момент для переменной нагрузки; индексы  $C$  и  $M$  – соответственно постоянное и переменное нагружение;  $\delta_{cp}$  и  $\delta_M$  – соответственно средняя и максимальная глубина коррозионного поражения арматуры

Данные рис. 1.27. показывают, что средняя (максимальная) глубина коррозии  $\delta_{cp} = 300$  мкм ( $\delta_M = 1200$  мкм) приводят к уменьшению несущей способности железобетонных моделей, временного сопротивления и физического предела текучести арматуры в момент появления коррозионных продольных трещин соответственно на:

- для переменного нагружения ÷ 3,5 % – 5 % – 5 %;

- для постоянного нагружения ÷ 2,5 % – 4,5 % – 4,5 %.

Характеристики коррозионного поражения арматуры: длина ( $\ell$ ), средняя глубина ( $\delta_{cp}$ ) и относительная величина участка коррозионного поражения по периметру стержня ( $P$ ) являются факторами, вызывающими образование коррозионных продольных трещин. Результаты полученных экспериментальных характеристик коррозионного поражения арматуры в поперечных трещинах бетона показывают их нелинейную зависимость от ширины раскрытия поперечных трещин (рис.1.28) [95].

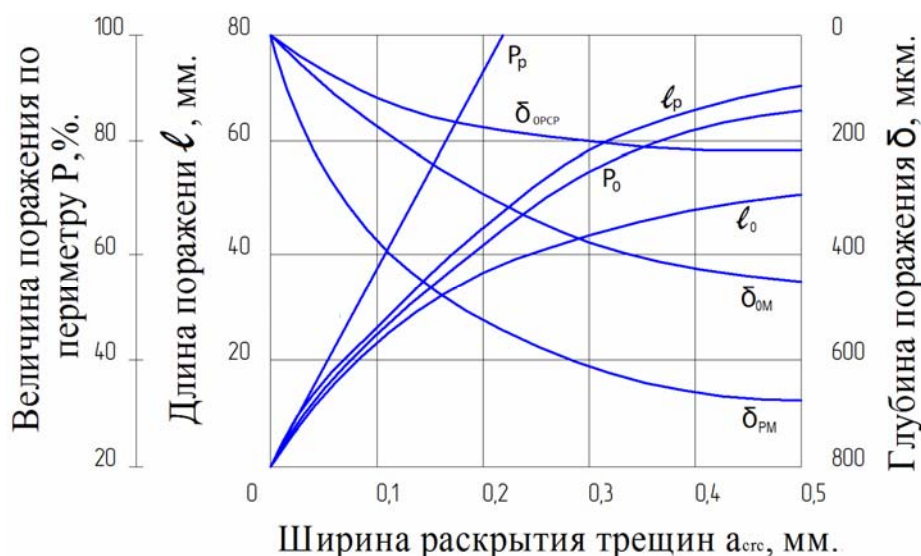


Рис. 1.28. Характеристики коррозионного поражения арматуры в трещинах бетона в зависимости от ширины раскрытия поперечных трещин:  $P$ ,  $\ell$ ,  $\delta_{cp}$ ,  $\delta_M$  – соответственно средняя относительная величина коррозионного поражения по периметру стержня, длина и средняя, максимальная глубина участка коррозионного поражения;  $O$  и  $P$  – соответственно постоянная и переменное воздействие нагрузок;  $C$ ,  $M$  – соответственно средние и максимальные значения

Согласно рис. 1.28 средняя, максимальная глубина и длина коррозионного поражения арматуры, а также средняя относительная величина коррозионного поражения по периметру стержня в момент появления коррозионных продольных трещин в защитном слое бетона соответственно составляют:

для переменного нагружения.

$$a_{crc} = 0,1 \text{ мм} - \delta_{cp} = 100 \text{ мкм}, \delta_M = 380 \text{ мкм}, \ell = 30 \text{ мм}; P = 55\%,$$

$$a_{crc} = 0,2 \text{ мм} - \delta_{cp} = 180 \text{ мкм}; \delta_M = 520 \text{ мкм}; \ell = 45 \text{ мм}; P = 94\%,$$

$$a_{crc} = 0,3 \text{ мм} - \delta_{cp} = 200 \text{ мкм}; \delta_M = 615 \text{ мкм}; \ell = 59 \text{ мм}; P = 100\%,$$

$$a_{crc} = 0,4 \text{ мм} - \delta_{cp} = 210 \text{ мкм}; \delta_M = 630 \text{ мкм}; \ell = 64 \text{ мм}; P = 100\%,$$

$$a_{crc} = 0,5 \text{ мм} - \delta_{cp} = 220 \text{ мкм}; \delta_M = 640 \text{ мкм}; \ell = 66 \text{ мм}; P = 100\%,$$

для постоянного нагружения:

$$a_{crc} = 0,1 \text{ мм} - \delta_{cp} = 100 \text{ мкм}; \delta_M = 175 \text{ мкм}; \ell = 23 \text{ мм}; P = 45\%,$$

$$a_{crc} = 0,2 \text{ мм} - \delta_{cp} = 180 \text{ мкм}; \delta_M = 290 \text{ мкм}; \ell = 38 \text{ мм}; P = 65\%,$$

$$a_{crc} = 0,3 \text{ мм} - \delta_{cp} = 200 \text{ мкм}; \delta_M = 390 \text{ мкм}; \ell = 44 \text{ мм}; P = 73\%,$$

$$a_{crc} = 0,4 \text{ мм} - \delta_{cp} = 210 \text{ мкм}; \delta_M = 515 \text{ мкм}; \ell = 50 \text{ мм}; P = 81\%,$$

$$a_{crc} = 0,5 \text{ мм} - \delta_{cp} = 220 \text{ мкм}; \delta_M = 450 \text{ мкм}; \ell = 53 \text{ мм}; P = 87\%.$$

Результаты проведённых экспериментальных исследований показывают, что переменная ступенчато-повторная нагрузка, увеличивает свыше полутора раз, распространение коррозии по периметру и длине стержня, а также максимальную глубину поражения по сравнению с действием постоянной нагрузки, и кроме того, вызывает появлению коррозионных продольных трещин в защитном слое бетона при средней глубине коррозии арматурного стержня  $\delta_{cp} = 240$  мкм (снижение диаметра 3.4 %), в то время как уменьшение прочности при действии изгибающего момента в железобетонных моделях составляет всего 1,5 %.

### 1.7. Влияние относительного увеличения ширины раскрытия силовых поперечных трещин на коррозию арматуры в жидкой агрессивной среде

Нормативная ширина между непродолжительным ( $a_{crc1}$ ) и продолжительным ( $a_{crc2}$ ) раскрытием поперечных трещин для всех групп арматурной стали и различных степеней агрессивного воздействия жидкой агрессивной среды унифицирована и составляет 50 мкм [170].

Для уточнения влияния дифференцированной величины амплитуды изменения ширины раскрытия поперечных трещин ( $a_{crc1} - a_{crc2}$ ) на коррозионное состояние арматуры проведены длительные экспериментальные исследования на девяти прямых моделях обычных железобетонных конструкций при действии переменной изгибающей нагрузки и агрессивной среды. Изучались поперечные трещины в зоне чистого изгиба [88].

Образцы с геометрическими размерами 2000×200×70 мм, толщиной защитного слоя бетона 20 мм и несущей арматурой 1 Ø14 мм класса А-Ш изготовлены из особоплотного бетона. Ширина раскрытия поперечных трещин в зоне чистого изгиба измерялась индикаторами часового типа с ценой деления 10 мкм, стационарно установленными на поверхности бетона между поперечными трещинами в уровне рабочей арматуры.

Продолжительность испытания в лабораторных условиях составило 183 суток при регулярном шестиразовом увлажнении в течение суток раствором 3 % NaCl и кратковременном увеличении ширины раскрытия трещин в зоне чистого изгиба  $a_{crc2} = 0,20$  мм на трёх балках в каждой серии

соответственно на 0,05; 0,10 и 0,15 мм, то есть до  $a_{crc1} = 0,25$  мм;  $a_{crc1} = 0,30$  мм;  $a_{crc1} = 0,35$  мм.

Величина коррозионного поражения арматуры в зоне чистого изгиба определялась после вскрытия не менее шести поперечных трещин определенной ширины по следующим показателям: площади ( $S$ ) и длине ( $\ell$ ) участка поражения, максимальной и средней глубине язв ( $\delta_{max}$  и  $\delta_{cp}$ ), относительной величине поражения по периметру стержня ( $P$ ). Изменение величины характеристик коррозионного поражения арматуры в поперечных трещинах бетона в зависимости от амплитуды их колебания представлено на рис. 1.29.

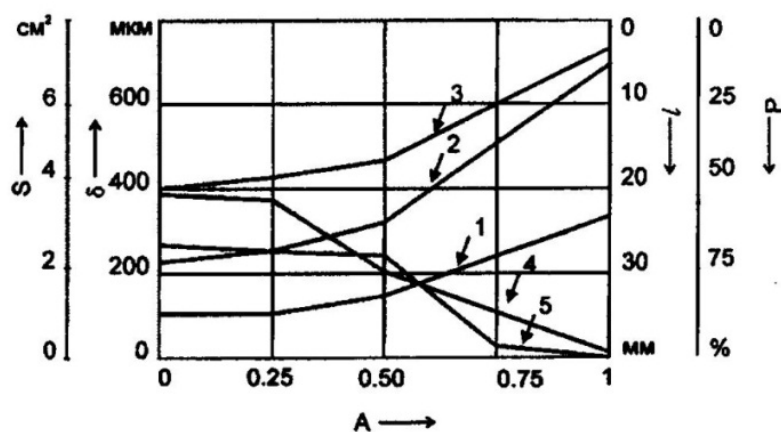


Рис. 1.29. Изменение характеристик коррозионного поражения арматуры в поперечных трещинах бетона в зависимости от относительной амплитуды изменения ширины раскрытия трещин  $A$ :

1, 2, 3, 4, 5 – соответственно средняя и максимальная глубина коррозии ( $\delta$ ) (площадь ( $S$ ), длина ( $\ell$ ) и относительная величина поражения по периметру стержня ( $P$ ))

Результаты испытания (рис. 1.29) показывают, что при нормировании  $a_{crc}$  при переменном раскрытии поперечных трещин необходимо учитывать не только абсолютную, но и относительную величину амплитуды изменения ширины раскрытия трещин  $A = (a_{crc1} - a_{crc2}) / a_{crc2}$ . Значительное увеличение показателей коррозионного поражения арматуры наблюдается при относительной величине амплитуды изменения ширины раскрытия поперечных трещин  $A \geq 0,5$ .

При действии переменной нагрузки максимальная глубина коррозии, длина участка коррозионного поражения вдоль арматуры и по периметру стержня увеличиваются не менее, чем в 1,5 раза по сравнению с постоянным воздействием нагрузки в поперечных трещинах бетона с одинаковой шириной раскрытия.

Снижение значений физического предела текучести и временного сопротивления арматуры на растяжение наблюдается при уменьшении диаметра стержня за счет коррозии арматуры более чем на 200 мкм (2,9 % снижения диаметра) и составляет около 3 % по отношению к аналогичным характеристикам контрольных стержней без коррозии.



### **Выводы:**

- длина участка коррозии вдоль арматуры и по периметру стержня, максимальная глубина коррозионных язв на арматуре в поперечных трещинах бетона при воздействии жидкой хлоридсодержащей среды увеличиваются не менее полутора раз при действии переменной нагрузки по сравнению с постоянной, что необходимо учитывать при корректировке нормативных значений  $a_{crc}$  [170];

- при нормировании  $a_{crc}$  на обычных железобетонных элементах, испытывающих воздействие жидкой хлоридсодержащей среды, определяющих получение допустимого коррозионного поражения арматуры, необходимо учитывать не только абсолютную, но и относительную амплитуду изменения ширины раскрытия поперечных трещин, принимая величину  $A < 0,5$ .

### **1.8. Влияние агрессивной газовой среды производственных зданий на коррозию арматуры в силовых поперечных трещинах, деформативные и прочностные свойства железобетонных образцов**

В агрессивных газовых средах основным видом повреждения железобетона является коррозия стальной арматуры, по сравнению с бетоном [161]. Процесс коррозии арматуры развивается после нейтрализации защитного слоя бетона и проникания к поверхности арматуры агрессивных к стали солей, образовавшихся при взаимодействии газов с цементным камнем. Потеря сцепления арматуры с бетоном и уменьшение сечения арматуры снижают несущую способность железобетонных конструкций.

Нормативные параметры газовой среды в животноводческих зданиях по содержанию крупного рогатого скота и в свиноводческих помещениях определяются технологическими нормами проектирования НТП 1-99 [134] и ВНТП 2-96 [37], в которых эти строительные объекты разделены на соответствующие группы по наиболее неблагоприятным параметрам физико-химических характеристик газовой среды:

- 1) здания для взрослых животных и молодняка молочных пород (в районах с расчётной зимней температурой минус 25 °С и ниже);
- 2) помещения для животных мясных пород крупного рогатого скота;
- 3) здания коровников для молодняка и скота на откорме;
- 4) помещения для содержания холостых и супоросных свиноматок;
- 5) помещения для содержания хряков;
- 6) помещения для свиней на откорме.

Нормативные параметры газовой среды для соответствующих групп животноводческих помещений приведены в табл. 1.19.

Таблица 1.19

Нормативные параметры воздушной среды соответствующих групп  
животноводческих помещений

Группа помещений	Характеристика атмосферы				
	Влажность, %	Температура, °С	Концентрация		
			H <sub>2</sub> S, мг/м <sup>3</sup>	NH <sub>3</sub> , мг/м <sup>3</sup>	CO <sub>2</sub> , % по объёму
1	85	3	1	20	0,25
2	85	3	1	20	0,25
3	75	10	5	15	0,25
4	75	13	10	20	0,20
5	75	13	10	20	0,20
6	70	14	10	20	0,20

Согласно СНиП 2.03.11-85\*[170] степень агрессивного воздействия газовой среды по отношению к строительным металлическим конструкциям в шести группах животноводческих помещений оценивается как среднеагрессивная. Однако, в данных газовой среде нормативный документ запрещает применение строительных металлических конструкций без вторичной защиты. В тоже время, в процессе эксплуатации использование поверхностной противокоррозионной защиты строительных металлических конструкций в животноводческих зданиях является технически и экономически не эффективным защитным средством. Одни виды покрытия, такие как лакокрасочные имеют сравнительно небольшой жизненный ресурс защитного действия, исчисляемый несколькими годами, другие, как металлоизоляционные – высокую стоимость, по сравнению с использованием альтернативных видов конструктивных материалов. Кроме того, некачественное нанесение защитного покрытия даже в одном месте металлической конструкции способствует её внезапному обрушению за счёт усиленного протекания электрохимического процесса коррозии именно в этом месте.

Обеспечение нормативной долговечности несущих конструкций в газовой среде животноводческих зданий может быть получено только за счёт применения железобетонных конструкций. Для приведённых шести групп животноводческих помещений согласно СНиП 2.03.11-85\*[170] степень агрессивного воздействия газообразных сред на конструкции из бетона оценивается как слабоагрессивная, а для железобетона – как среднеагрессивная. В то же время, условием соблюдения нормативного срока эксплуатации для железобетонных конструкций, эксплуатирующихся в среднеагрессивной газовой среде, является требование СНиП 2.03.11-85\* [170] о применении вторичной защиты в виде кремнийорганических,

полиуретановых, эпоксидных, перхлорвиниловых, хлоркаучуковых и тиоколовых лакокрасочных покрытий.

Основными причинами снижения нормативного срока эксплуатации обычных железобетонных конструкций в газовой среде в животноводческих зданиях является не только игнорирование соответствующих нормативных требований по технологии изготовления и периодическому возобновлению вторичной защиты, но и не учёт в процессе проектирования последствий коррозионного поражения арматуры в расчётных поперечных трещинах бетона [101]. Характерным примером являются результаты натурных исследований коррозионного износа не защищенных 12 тысяч обычных железобетонных ребристых плит покрытия на 85 животноводческих зданиях [60, 68]. Установлено, что общий период эксплуатации этих конструкций до наступления аварийного состояния, из-за образования продольных коррозионных трещин в защитном слое бетона вдоль несущих арматурных стержней в результате коррозии арматуры в поперечных трещинах бетона составляет 25 лет, вместо нормативных 50-ти.

В газовой среде зданий свиноводческого комплекса «Тамалинский» в Пензенской области из обследованных 86 обычных железобетонных полурам изготовленных из тяжёлого бетона нормальной проницаемости, на одиннадцати из них в защитном слое бетона вдоль арматурных стержней были зафиксированы коррозионные продольные трещины с раскрытием 50 мкм и длиной более 1 м, которые возникали между поперечными трещинами с  $a_{crc} > 0,20$  мм [100, 101, 102]. За 13 лет эксплуатации этих производственных сельскохозяйственных объектов среднее значение глубины карбонизации защитного слоя бетона толщиной 30 мм составило 17 мм.

Для изучения долговечности деформационных и прочностных характеристик обычных железобетонных конструкций, эксплуатирующихся в 4 группе помещений (табл.1.19) в зданиях свиноводческого комплекса «Тамалинский» были проведены длительные экспериментальные исследования влияния эксплуатационной переменной нагрузки и газовой внутренней производственной среды на шести прямых моделях обычных железобетонных конструкций [100–102].

В качестве контрольных образцов были испытаны девять опытных образцов, три из которых не подвергались воздействию нагрузки, а шесть – испытывали воздействие постоянной нагрузки. В качестве опытных образцов использовались балки с размерами 1500×200×70 мм из тяжёлого бетона класса В30 пониженной проницаемости с эффективным коэффициентом диффузии углекислого газа в бетоне  $D=0,17 \cdot 10^{-4}$  см<sup>2</sup>/с, изготовленного из среднеалюминатного портландцемента, и толщиной защитного слоя бетона  $\delta = 30$  мм. Плоский арматурный каркас имел одиночную несущую арматуру класса А-III с маркой стали 35ГС и диаметром стержня 12 мм.

Характеристики коррозионного поражения арматуры в поперечных трещинах определялись в зоне чистого изгиба, в которой поперечная арматура отсутствовала.

Балки испытывали воздействие длительной нагрузки, как постоянной ( $M_{\text{пост}}=0,7M_{\text{разр}}$ ), так и переменной ступенчато-повторной с минимальным и максимальным уровнями загрузки соответственно  $M_{\text{min}} = 0,4M_{\text{разр}}$  и  $M_{\text{max}}=0,7M_{\text{разр}}$  и режимом приложения соответствующих уровней нагрузки 14 сут – 14 сут в периоде цикла действия переменной нагрузки. Выбранная для эксперимента переменная нагрузка моделирует воздействие снега на железобетонные конструкции покрытия в реальных условиях их эксплуатации. Испытания опытных образцов проводились на автономных силовых установках, рассчитанных на одновременное нагружение двух балок на длительную как постоянную, так и переменную изгибающую нагрузку, в условиях воздействия газовой агрессивной среды [96].

Для стимуляции коррозии арматуры в поперечных трещинах бетона поверхность балок в течение первого года испытаний один раз в сутки увлажнялась раствором аналогичным составу жидкой среды, получаемой в процессе жизнедеятельности животных, и состоящим из 95,7 % воды и 4,3 % сухих веществ: мочевины – 2 %, мочевой кислоты – 0,05 %, натрий-ион – 0,35 %, калий-ион – 0,15 %, магний-ион – 0,04 %, кальций-ион – 0,06 %, хлорид-ион – 0,6 %, фосфат-ион – 0,27 %, сульфат-ион – 0,78 % [100.]

Появление на восемнадцатом году натурального испытания отдельных волосяных коррозионных продольных трещин с шириной раскрытия 20 мкм в защитном слое бетона в зоне чистого изгиба вдоль арматурных стержней опытных железобетонных элементов, испытывающих воздействие переменной нагрузки, явилось причиной прекращения длительного эксперимента, из-за нарушения сцепления арматуры с бетоном [117].

Три серии образцов по пять балок в каждой серии в том числе по две балки, подвергавшиеся воздействию переменной нагрузки, а две – постоянной нагрузки и одна не нагруженная, снимались с испытаний соответственно после четырёх, двенадцати и восемнадцати лет экспериментальных исследований и подвергались разрушению с определением несущей способности железобетонных образцов на изгибающую нагрузку и коррозионных характеристик арматуры в поперечных трещинах бетона.

После 18 лет натуральных испытаний железобетонных моделей на переменную нагрузку ширина максимально раскрытых поперечных трещин  $a_{\text{ср}} = 0,160$  мм при верхнем уровне загрузки увеличилась в 1,80 раза, а при нижнем – в 2,27 раза. Жёсткость балок при верхнем и нижнем уровне загрузки уменьшилась в 1,82 раза. Экспериментальные данные изменения жёсткости и ширины раскрытия трещин при верхнем и нижнем уровне загрузки показывают существенное влияние продуктов коррозии арматуры на кинетику закрытия поперечных трещин при переходе с верхнего

уровня переменной нагрузки на нижний. Увеличение жёсткости и ширины раскрытия поперечных трещин при постоянном действии нагрузки соответственно составляет 1,62 и 1,38 раза. Несущая способность опытных балок, нагруженных переменной нагрузкой, оказалась на 3,2 % ниже прочности этих опытных образцов при их первоначальном нагружении, на 6,3 % прочности балок с постоянным нагружением и 8,0 % прочности ненагруженных железобетонных элементов.

Прочность бетона на сжатие, полученная с контрольных кубиков 150×150×150 мм, увеличилась к концу испытаний на 9 МПа, благодаря воздействию на бетон газовой среды с высокой относительной влажностью ( $\phi > 70\%$ ), при средней глубине карбонизации бетона 14 мм.

После восемнадцати лет испытания железобетонных образцов при переменной нагрузке средняя (максимальная) глубина поражения стальных стержней в поперечных трещинах с шириной раскрытия  $a_{crc} = 0,30$  мм составила  $\delta_{cp} = 310$  мкм (1700 мкм) и длиной участка коррозии  $\ell = 32$  мм. Снижение величины механических характеристик арматуры диаметром 12 мм класса А-III наблюдается только при средней глубине коррозионного поражения более, чем на 200 мкм. По отношению к контрольным образцам арматуры, не подверженным коррозионному воздействию среды, физический предел текучести уменьшился на 20 МПа (4,2 %), а временное сопротивление – на 30 МПа (4,5 %).

Длина участка коррозии арматуры в постоянно раскрытых поперечных трещинах бетона с  $a_{crc} = 24$  мм составляет  $\ell = 14$  мм, что в 2,0 раза меньше длины участка коррозии арматуры в аналогичных по ширине трещинах с переменным раскрытием. По отношению к глубине поражения арматуры переменная нагрузка увеличивает только максимальную глубину поражения не менее полутора раз, по сравнению с постоянной нагрузкой в аналогичных по ширине раскрытия трещинах.

Прочностные, деформативные характеристики железобетонных балок, испытанных в натуральных условиях, а также, полученные у них характеристики коррозионного поражения арматуры в поперечных трещинах бетона при воздействии длительной переменной ступенчато-повторной нагрузки и газовой среды в момент появления продольных коррозионных трещин, имеют достаточно хорошую корреляцию с аналогичными экспериментальными результатами, приведёнными во втором разделе данной монографии.

Результаты натуральных обследований железобетонных конструкций и длительных экспериментальных исследований на прямых моделях железобетонных конструкций в производственных сельскохозяйственных зданиях показывают необходимость использования в газовой среде животноводческих зданий ингибиторов коррозии арматуры в железобетонных конструкциях, эксплуатирующихся с расчётными поперечными трещина-

ми, так как применение ингибиторов коррозии арматуры в виде соответствующих добавок в бетонную смесь практически не отражается на отпускной стоимости железобетонных элементов [131].

Кроме углекислого газа наиболее типичным представителем кислых газов, часто встречающимся в промышленных и производственных сельскохозяйственных зданиях и сооружениях, а также природных условиях, является сернистый ангидрид ( $\text{SO}_2$ ), который взаимодействуя со щелочными компонентами цементного камня в бетоне, образует сульфит-сульфат кальция, являющийся мало растворимым в жидкой фазе. По механизму воздействия на коррозионный процесс стали сернистый ангидрид относится к эффективному деполяризатору катодного процесса. Поэтому уже при незначительной концентрации  $\text{SO}_2$  в воздухе (0,015 %) его содержание в электролитах становится соизмеримым с концентрацией кислорода. Вместе с тем, наличие  $\text{SO}_2$  незначительно изменяет скорость протекания анодного процесса на арматуре.

Для изучения коррозионного поражения арматуры в поперечных трещинах бетона при воздействии сернистого ангидрида проведены длительные экспериментальные исследования в течение полугода на 20 (в том числе 10 контрольных) прямых моделях железобетонных конструкций с размерами  $2000 \times 200 \times 70$  мм [98]. В опытных образцах использовался тяжёлый бетон класса В 30 пониженной проницаемости, с одиночным рабочим арматурным стержнем диаметром 12 мм класса А-III, расположенным в плоском арматурном каркасе. В зоне чистого изгиба поперечная арматура отсутствует. Балки испытывают воздействие постоянной длительно действующей нагрузки, моделирующей вес промышленного технологического оборудования на перекрытие [104, 172].

Испытания образцов осуществлены в пяти герметичных камерах при постоянном воздействии агрессивной газовой среды [103]. В каждой экспериментальной камере располагались по четыре образца, испытывающих постоянное воздействие газовой воздушной атмосферы в течение полугода с концентрацией газа  $\text{SO}_2$  равной  $100 \text{ мг/м}^3$ . По степени агрессивного воздействия газообразной среды на железобетонные конструкции согласно СНиП 2.03.11-85\* [170] она оценивается как среднеагрессивная.

Результаты длительных экспериментальных исследований показали, что коррозионное поражение арматуры в зоне поперечных трещин локализуется на ограниченном участке, длина которого с увеличением ширины раскрытия трещин до 0,30 мм составляет 17 мм. Средняя и максимальная глубина коррозионных язв на арматуре в зоне максимально раскрытых поперечных трещин соответственно составляют 50 и 70 мкм. Сравнительно низкая скорость коррозионного поражения арматуры объясняется заполнением полости постоянно раскрытых поперечных трещин в защитном слое бетона продуктами коррозии цементного камня с сернистым ангидридом. В постоянно раскрытых нормальных поперечных трещинах шириной до 0,4 мм происходит

процесс самозалечивания трещин, вследствие отложения продуктов химических и электрохимических реакций, механической кольтматации, что приводит к ограничению скорости коррозии арматуры [153]. При заполнении поперечных трещин с раскрытием  $a_{crc}=0,2$  мм соответствующими материальными отложениями её диффузионная проницаемость уменьшается в 3 раза [153, 245]. Снижение диффузионной проницаемости трещины способствует восстановлению высокой щелочности поровой влаги и соответствующей пассивации стали. Свойство изменять диффузионную проницаемость поперечной трещин учтено в СНиП 2.03.11-85\* [170] положением о не уменьшении нормативных сроков службы железобетонных конструкций при наличии трещин с шириной раскрытия 0,15–0,30 мм в железобетонных конструкциях 2-3-й категорий трещиностойкости.

Результаты натуральных исследований, показывают, что в процессе длительной фильтрации обычной воды сквозь трещины в бетоне происходит их самоуплотнение [46, 201, 207]. Однако, при этих условиях воздействия внешней среды не самоуплотняются «дышащие» трещины при раскрытии 0,1 см и более [5, 24, 25, 62, 77, 200]

Результаты проведённых экспериментальных исследований, представленные в данном разделе главы монографии, показывают, что [101]:

- в газовой среде животноводческих зданий наиболее долговечным материалом является железобетон. В этих условиях эксплуатации долговечность обычных железобетонных конструкций определяется соблюдением выполнения требования СНиП 2.03.11-85\* [170] по обеспечению их вторичной защитой и коррозионной сохранностью арматуры в расчётных поперечных трещинах;

- по степени агрессивного воздействия газовой среда животноводческих зданий по отношению к железобетонным конструкциям, испытывающим воздействие длительной изгибающей переменной ступенчато-повторной нагрузки, является сильноагрессивной, из-за условия распространения коррозионного процесса вдоль арматурного стержня в зоне влияния поперечных трещин и возникновения продольных коррозионных трещин в защитном слое бетона;

- после 18 лет экспериментальных исследований прямых моделей железобетонных конструкций в атмосферных условиях животноводческого здания наибольшее различие между переменной и постоянной изгибающими нагрузками наблюдается в увеличении ширины раскрытия трещин (на 40 %) и характеристик коррозионного поражения арматуры: длины – 2,0 раза и максимальной глубины поражения – более полутора раз;

- длительные воздействия сернистого ангидрида и постоянной изгибающей нагрузки на прямые модели железобетонных конструкций не оказали определяющего влияния на снижение их долговечности, из-за коррозионного поражения арматуры.

## 1.9. Исследование кинетики поступления углекислого газа в поперечную трещину бетонного элемента с помощью математического моделирования

Агрессивная газоздушная среда оказывает преимущественное влияние на снижение долговечности железобетонных конструкций, из-за коррозии стальной арматуры [60]. Все существующие кислые газы воздействуют на железобетонные конструкции совместно с углекислым газом ( $\text{CO}_2$ ). Содержание углекислого газа в обычном чистом воздухе составляет около  $600 \text{ мг/м}^3$ . В промышленной атмосфере эта величина возрастает в десятки раз. Другие кислые газы присутствуют в газоздушной смеси в значительно меньшем количестве. В зависимости от вида газа их предельные допустимые по санитарным нормам концентрации составляют  $0,1\text{--}10 \text{ мг/м}^3$  [73, 161].

Воздействие кислых газов на бетон вызывает его нейтрализацию, а образующиеся соли проникают вглубь со скоростью, зависящей как от их растворимости, так и от влажности бетона. В реальных условиях эксплуатации ведущая роль в нейтрализации бетона принадлежит углекислому газу. Остальные кислые газы лишь дополнительно ускоряют или замедляют данный процесс. Способы прогнозирования защитного действия бетона по отношению к арматуре, как в России, так и за рубежом в отсутствие действия на бетон хлорсодержащих газов основываются на изучении кинетических закономерностей нейтрализации бетона кислыми газами и, в основном,  $\text{CO}_2$  [73, 161]. Длительность защитного действия бетона в атмосфере кислых газов рассчитывается по уравнениям диффузии в газовой фазе бетона [73]. Железобетонные конструкции в присутствии кислых газов повреждаются вследствие коррозии стальной арматуры после нейтрализации защитного слоя бетона.

Трещины в бетоне облегчают доступ внешней среды к поверхности арматуры и способствуют возникновению и развитию ее коррозии. Проницаемость бетона с трещинами для кислых газов намного выше, чем у бетона без трещин. Эффективный коэффициент диффузии углекислого газа в трещине бетона шириной раскрытия  $a_T = 0,20 \text{ мм}$  равен коэффициенту диффузии его в воздухе  $D_{\text{CO}_2} = 0,14 \text{ см}^2/\text{с}$ . Это на три порядка выше, чем в бетонах средней плотности [60, 73].

В обычных железобетонных элементах моделирование периода проникновения углекислого газа ( $\text{CO}_2$ ) в полость расчётной поперечной трещины, с учётом поглощения его бетоном стенок трещин, является важным фактором, определяющим коррозионную сохранность арматуры. Математическая модель поступления углекислого газа в бетонную полость поперечной трещины представлена в работах [98, 99], методика расчета которой основана на использовании первого закона Фика [60, 73].



На разработанной физической модели поперечной трещины [98, 101] в результате расчетов получены следующие функциональные зависимости относительной концентрации углекислого газа в полости трещины на границе карбонизации  $C_x$  в зависимости от соответствующих физических, геометрических и химических параметров бетона, поперечной трещины и времени:

$$\begin{aligned}
 K_1 = 0 &\rightarrow C_{1_x} = C_0; \\
 K_2 = 0,2 &\rightarrow C_{2_x} = 0,786C_0; \\
 K_3 = 0,4 &\rightarrow C_{3_x} = 0,540C_0; \\
 K_4 = 0,6 &\rightarrow C_{4_x} = 0,470C_0; \\
 K_5 = 0,8 &\rightarrow C_{5_x} = 0,420C_0; \\
 K_6 = 1 &\rightarrow C_{6_x} = 0,380C_0; \\
 K_7 = 2,0 &\rightarrow C_{7_x} = 0,270C_0; \\
 K_8 = 4,0 &\rightarrow C_{8_x} = 0,170C_0;
 \end{aligned} \tag{1.6}$$

где  $K$  – значение, определяемое по формуле  $K = \left[ \frac{8D_B m_0 \delta_4}{D_B^2 a_T^2 T} \right]$   $C_x$  – концен-

трация углекислого газа в полости трещины на границе карбонизации (относительные единицы);  $C_0$  – содержание углекислого газа в воздухе (относительные единицы);  $D_B$  – эффективный коэффициент диффузии углекислого газа в карбонизированном слое бетона,  $\text{см}^2/\text{с}$ ;  $D_B$  – коэффициент диффузии  $\text{CO}_2$  в воздухе,  $\text{см}^2/\text{с}$ ;  $m_0$  – реакционная способность бетона, характеризующая объем газа, поглощаемый единицей объема бетона;  $\delta$  – толщина защитного слоя бетона,  $\text{см}$ ;  $a_T$  – ширина раскрытия трещины,  $\text{см}$ ;  $T$  – время поступления газа в полость трещины,  $\text{с}$ .

Математическая модель периода времени (с), определяющая в полости трещины при соответствующем значении  $K$  соответствующую величину соотношения  $C_x/C_0$  представляется в виде:

$$T = \left[ \frac{8D_B m_0 \delta^4}{D_B^2 a_T^2 K} \right]. \tag{1.7}$$

Результаты расчетов, полученные на математической модели с помощью зависимостей (1.6) с учетом принятых значений  $m=50$ ,  $D_B = 1 \cdot 10^{-4} \text{ см}^2/\text{с}$ ,  $D_B = 0,14 \cdot 10 \text{ см}^2/\text{с}$  представлены в табл. 1.20 [60, 73]. Данные табл. 1.20 показывают, что повышение концентрации углекислого газа в полости поперечной трещины происходит постепенно и тем быстрее, чем выше плотность бетона. В то же время, полученные относительно небольшие значения времени достижения соответствующей относительной концентрации углекислого газа в бетонной полости поперечных трещин, по

сравнению с нормативным сроком эксплуатации железобетонных конструкций, не позволяют оказывать решающего влияния на увеличение долговечности железобетонных конструкций в эксплуатационных условиях. Однако, использование данного временного периода может быть полезным для разработки методики проведения ускоренных экспериментальных испытаний коррозионного поражения арматуры в трещинах бетона в агрессивной газовой среде, содержащей кислые газы.

Т а б л и ц а 1 . 2 0

Расчетный период времени получения относительной концентрации углекислого газа (CO<sub>2</sub>) в бетонной полости трещины

K	C <sub>x</sub> /C <sub>0</sub>	D <sub>B</sub> = 1·10 <sup>-4</sup> см <sup>2</sup> /с	δ <sub>зсб</sub> , см	T(с)·10 <sup>5</sup> /сут при a <sub>T</sub> (мм)				
				0,05	0,1	0,2	0,3	
0,2	0,786	1,0	1	4,080/4,7	1,020/1,2	0,255/0,3	0,11/0,13	
			2	65,306/75,6	16,327/18,9	4,082/4,7	1,814/2,1	
			3	330,618/382,7	82,653/95,7	20,663/23,9	9,184/10,6	
			0,2	1	0,816/0,9	0,204/0,2	0,051/0,1	0,023/0,01
				2	13,061/15,1	3,265/3,8	0,816/0,9	0,363/0,4
				3	66,122/76,5	16,531/19,1	4,133/4,8	1,837/2,1
			0,04	1	0,163/0,2	0,041/0,1	0,010/0,01	0,005/0,01
				2	2,612/3,0	0,653/0,8	0,163/0,2	0,073/0,1
				3	13,224/15,3	3,306/3,8	0,827/1,0	0,367/0,4
0,4	0,54	1,0	1	2,041/2,4	0,51/0,6	0,128/0,2	0,057/0,1	
			2	32,653/37,8	8,164/9,5	2,041/2,4	0,907/1,1	
			3	165,306/191,3	41,327/47,8	10,332/12,0	4,592/5,3	
			0,2	1	0,408/0,5	0,102/0,1	0,026/0,03	0,012/0,01
				2	6,531/7,6	1,633/1,9	0,408/0,5	0,182/0,2
				3	33,061/38,3	8,266/9,6	2,067/2,4	0,919/1,1
			0,04	1	0,082/0,1	0,020/0,02	0,005/0,01	0,003/0,01
				2	1,306/1,5	0,326/0,4	0,082/0,1	0,037/0,04
				3	6,612/7,7	1,653/5,4	0,414/0,5	0,184/0,2
1	0,38	1,0	1	0,816/0,9	0,204/0,2	0,051/0,06	0,023/0,03	
			2	13,061/15,1	3,265/3,8	0,816/0,9	0,363/0,4	
			3	66,122/76,5	16,531/19,1	4,133/4,8	1,837/2,1	
			0,2	1	0,163/0,2	0,041/0,1	0,010/0,01	0,005/0,006
				2	2,612/3,0	0,653/0,8	0,163/0,2	0,073/0,1
				3	13,224/15,3	3,306/3,8	0,827/1,0	0,367/0,4
			0,04	1	0,033/0,04	0,008/0,01	0,002/0,002	0,001/0,001
				2	0,522/0,6	0,131/0,2	0,033/0,04	0,015/0,02
				3	2,645/3,1	0,661/0,8	0,165/0,2	0,073/0,1

## 2. ПРОГРАММНЫЕ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ВЛИЯНИЯ ПЕРЕМЕННОЙ И ПОСТОЯННОЙ НАГРУЗКИ НА ИЗМЕНЕНИЕ ЖЁСТКОСТИ ПРЯМЫХ МОДЕЛЕЙ ЖЕЛЕЗОБЕТОННЫХ КОНСТРУКЦИЙ В ХЛОРИДСОДЕРЖАЩЕЙ ЖИДКОЙ АГРЕССИВНОЙ И ГАЗОВОЗДУШНОЙ НЕАГРЕССИВНОЙ СРЕДАХ

### 2.1. Общая часть

Комплексные экспериментальные исследования влияния длительных переменных ступенчато-повторных нагрузок с высоким уровнем загрузки при воздействии неагрессивной газовой и агрессивной жидкой хлоридсодержащей среды на кинетические и механические характеристики прямых моделей обычных железобетонных конструкций с размерами 1500×200×70 мм проведены на 40 образцах, зона чистого изгиба которых длиной 600 мм была свободной от поперечной арматуры. В опытных балках использовался тяжёлый бетон особо низкой проницаемости. При толщине защитного слоя бетона 25 мм изгибаемые образцы были армированы несущим плоским каркасом с одним рабочим стержнем диаметром 12 мм класса А-III и поперечными хомутами  $\phi$  6 мм из арматуры класса А-I с шагом 100 мм.

Программа исследования предусматривала изучение: кинетики кривизны и жёсткости прямых моделей железобетонных конструкций; кинетики ширины раскрытия поперечных трещин в бетоне защитного слоя; несущей способности опытных образцов; значений коррозионных характеристик арматуры и её несущей способности.

Класс бетона к началу натуральных испытаний образцов определялся по испытаниям на сжатие 32 кубов с размерами 150×150×150 мм, величина которого составила  $V=40,4$  МПа с призмочной прочностью бетона  $R_b = 296$  кг/с [54].

Нормативное сопротивление рабочей арматуры  $\varnothing 12$  мм класса А-III установлено по испытаниям на растяжение 14 стержней, исходя их наименьшей величины предела текучести  $R_{sn} = 475,2$  МПа [47].

Расчётная несущая способность опытных балок на воздействие внешнего изгибающего момента перед началом экспериментальных исследований определялись по фактическим механическим характеристикам бетона и арматуры и составила  $M_{расч} = 86614$  кг·см.

Погрешность между расчётным значением несущей способности  $M_{расч} = 86614$  кг·см и фактическим минимальным значением внутреннего

несущего момента опытных образцов, полученным перед началом натуральных экспериментальных исследований с помощью испытания четырёх балок в лабораторных условиях на кратковременную изгибающую нагрузку, составила 6,7 %

Опытные образцы попарно загружались на автономных силовых установках, позволяющих испытывать одну балку на воздействие агрессивной среды, а другую – неагрессивной [96]. Прогибы в зоне чистого изгиба образцов определялись с точностью отсчета 1мм, а ширина раскрытия поперечных трещин в зоне чистого изгиба с точностью – 7 мкм [92].

Математической основой методики испытания железобетонных элементов на воздействие переменной нагрузки выбран латинский квадрат с усредненными логарифмами результатов исследований (табл. 2.1) [121, 122, 206]. В сбалансированном многофакторном эксперименте три независимых параметра переменной ступенчато-повторной нагрузки в цикле загрузки: относительное время действия максимальной нагрузки в периоде цикла  $\eta = \frac{t_{M_{\max}}}{t_{\text{ц}}}$ , уровень загрузки минимальной нагрузкой  $\rho = \frac{M_{\min}}{M_{\max}}$  и

продолжительность цикла переменной нагрузки ( $t_{\text{ц}}$ ) приняты на четырех уровнях:

- $\eta$  – 0,1; 0,2; 0,3; 0,4;
- $\rho$  – 0,4; 0,533; 0,666; 0,8;
- $t_{\text{ц}}$  – 3,5 суток (84 часа); 14 суток (336 часа); 28 суток (672 часа); 56 суток (1344 часа).

Режимы загрузки железобетонных образцов приведён на рис. 2.1.

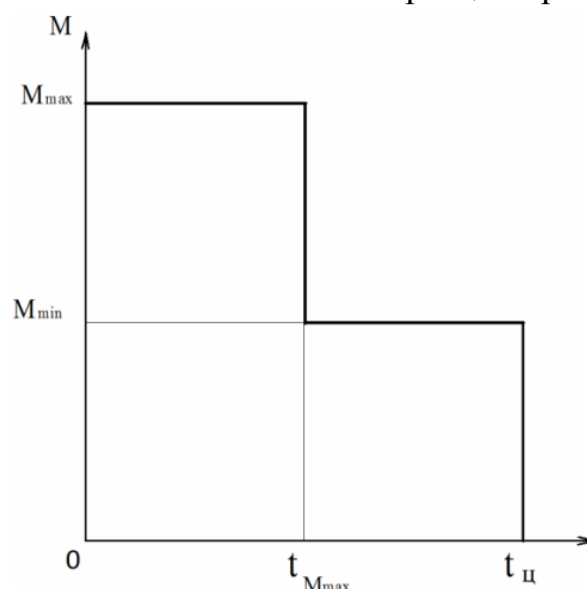


Рис. 2.1. Режимы загрузки ступенчато-повторной нагрузки:  
 где  $M_{\max}$ ,  $M_{\min}$  – соответственно максимальный и минимальный изгибающие моменты, переменной ступенчато-повторной нагрузки;  $t_{\text{ц}}$ ,  $t_{M_{\max}}$  – соответственно продолжительность цикла переменной нагрузки и время действия максимальной составляющей переменной нагрузки в периоде цикла

Численные значения характеристик переменной ступенчато-повторной нагрузки в соответствующих ячейках латинского квадрата представлено в табл. 2.1.

Т а б л и ц а 2 . 1 .

Численные значения характеристик переменной ступенчато-повторной нагрузки в соответствующих ячейках латинского квадрата (буквы с цифрами – шифры образцов, испытываемых в неагрессивных и агрессивных условиях)

$t_{ц} = 84 \text{ ч}$ $t_{M_{\max}} = 8 \text{ ч}$ $M_{\min} = 0,31M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ А-7(неагресс) А-8(агресс)	$t_{ц} = 84 \text{ ч}$ $t_{M_{\max}} = 16 \text{ ч}$ $M_{\min} = 0,41M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ Д-9(неагресс) Д-10(агресс)	$t_{ц} = 84 \text{ ч}$ $t_{M_{\max}} = 25 \text{ ч}$ $M_{\min} = 0,51M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ К-11(неагресс) К-12(агресс)	$t_{ц} = 84 \text{ ч}$ $t_{M_{\max}} = 34 \text{ ч}$ $M_{\min} = 0,62M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ О-27(неагресс) О-28(агресс)
$t_{ц} = 336 \text{ ч}$ $t_{M_{\max}} = 36,6 \text{ ч}$ $M_{\min} = 0,62M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ Б-15(неагресс) Б-16(агресс)	$t_{ц} = 336 \text{ ч}$ $t_{M_{\max}} = 67,2 \text{ ч}$ $M_{\min} = 0,31M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ Е-29(неагресс) Е-30(агресс)	$t_{ц} = 336 \text{ ч}$ $t_{M_{\max}} = 100,8 \text{ ч}$ $M_{\min} = 0,41M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ Л-17(неагресс) Л-18(агресс)	$t_{ц} = 336 \text{ ч}$ $t_{M_{\max}} = 134,44 \text{ ч}$ $M_{\min} = 0,51M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ П-31(неагресс) П-32(агресс)
$t_{ц} = 672 \text{ ч}$ $t_{M_{\max}} = 67,2 \text{ ч}$ $M_{\min} = 0,51M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ В-36(неагресс) В-16(агресс)	$t_{ц} = 672 \text{ ч}$ $t_{M_{\max}} = 134,4 \text{ ч}$ $M_{\min} = 0,62M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ Ж-33(неагресс) Ж-34(агресс)	$t_{ц} = 672 \text{ ч}$ $t_{M_{\max}} = 201,6 \text{ ч}$ $M_{\min} = 0,31M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ М-21(неагресс) М-22(агресс)	$t_{ц} = 672 \text{ ч}$ $t_{M_{\max}} = 268,8 \text{ ч}$ $M_{\min} = 0,41M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ Р-13(неагресс) Р-14(агресс)
$t_{ц} = 1344 \text{ ч}$ $t_{M_{\max}} = 134,4 \text{ ч}$ $M_{\min} = 0,41M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ Г-3(неагресс) Г-4(агресс)	$t_{ц} = 1344 \text{ ч}$ $t_{M_{\max}} = 268,8 \text{ ч}$ $M_{\min} = 0,51M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ з-38(неагресс) з-37(агресс)	$t_{ц} = 1344 \text{ ч}$ $t_{M_{\max}} = 403,2 \text{ ч}$ $M_{\min} = 0,62M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ Н-23(неагресс) Н-24(агресс)	$t_{ц} = 1344 \text{ ч}$ $t_{M_{\max}} = 537,6 \text{ ч}$ $M_{\min} = 0,31M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ С-25(неагресс) С-26(агресс)

Принятые в комплексных экспериментальных исследованиях значения параметров переменной ступенчато-повторной нагрузки отражают широкий диапазон нагрузок, действующих в реальных условиях эксплуатации на несущие железобетонные конструкции [16, 56, 97]. Максимальная составляющая ступенчато-повторной нагрузки имеет значение  $M_{\max} = 0,77M_{\text{разр}}$ , где  $M_{\text{разр}}$  – величина разрушающего изгибающего момента, принимаемая из условия получения  $a_{\text{срс}}^{\text{max}} = 0,25 \text{ мм}$  [170, 175].

Длительное влияние постоянной эксплуатационной изгибающей нагрузки в условиях воздействия неагрессивной и агрессивной среды, содержащей хлорид-ионы, экспериментально исследовано на железобетонных

моделях в количестве 8 штук, в том числе половина из которых была испытана в агрессивной среде с относительными уровнями загрузки  $M_{\text{пост}}/M_{\text{разр}}$  соответственно : 0,9; 0,533; 0,426 и 0,320.

Общее количество экспериментальных образцов составило сорок балок, двадцать из которых были испытаны в агрессивной среде, в том числе 16 моделей при переменной нагрузке, а другие двадцать – в неагрессивной среде, в том числе 16 образцов при переменной нагрузке. Эксперимент проведён в течение одного года в лабораторных условиях с периодическим шестиразовым воздействием в течение суток трёхпроцентного раствора NaCl на поверхность бетона образцов. После появления волосяных продольных трещин ( $a_{\text{т}} = 10$  мкм) в защитном слое бетона балок, испытывающих воздействие переменной нагрузки и агрессивной среды, натурная часть экспериментального исследования была завершена. При ускорении коррозии арматуры в поперечных трещинах бетона с  $a_{\text{crc}} = 0,20$  мм в 10 раз ( $K_{\text{к}} = 10$ ) [88] при заданной концентрации хлорид – ионов в растворе фактическая долговечность железобетонных прототипов прямых моделей с  $a_{\text{crc}}^{\text{max}} = 0,25$  мм в слабоагрессивной среде, содержащей хлорид-ионы, при действии переменной ступенчато-повторной нагрузки приблизительно может составить 10–15 лет, что в 3–4 раза меньше нормативной долговечности несущих обычных железобетонных конструкций из тяжелого бетона в капитальных зданиях [170].

## 2.2. Исследование кривизны и жёсткости

### 2.2.1. Исследование кривизны

Интенсивное использование несущих облегчённых железобетонных конструкций, способствующих увеличению пролётов современных сооружений предусматривает уменьшение поперечного сечения железобетонных элементов. Но в тоже время возникла необходимость более точного расчёта их перемещений и трещиностойкости. Определение длительной деформативности и трещиностойкости является особенно важным при определении несущей способности гибких внецентренно-сжатых колонн и раскосов ферм. Потеря устойчивости, исчерпание несущей способности этих железобетонных элементов во многом определяется развитием трещин по высоте перерезного сечения и шириной их раскрытия.

Данные экспериментальных исследований [72, 75, 132, 133] показывают, что в изгибаемых железобетонных элементах при длительном действии постоянной нагрузки происходит значительное увеличение средних деформаций растянутой арматуры. Однако они заканчиваются через 20-50 дней, тогда как рост деформаций бетона продолжается иногда несколько лет [16].

В [120] отмечается, что жёсткость сечения элементов железобетонных П-образных рам с размерами 1500×280 мм, армированных 4 Ø 14 АП и подвергнутых длительным периодическим загрузкам с длительностью цикла нагружения  $T_{ц} = 28$  суток одинаковой интенсивности  $\rho_1 = 0,37M_{разр}/0,18M_{разр}$  и  $\rho_2 = 0,37M_{разр}/0M_{разр}$  в течение 293 суток снизилась в 2÷2,3 раза по сравнению с начальной.

Зависимость изменения жёсткости сечения образцов от параметров длительно действующей ступенчато-переменной нагрузки установлена в работе [16].

Величина жёсткости является общей интегральной оценкой деформативных свойств конструкции: прогибов и углов поворота. В общем случае значение жёсткости изгибаемых, внецентренно сжатых и внецентренно растянутых поперечных сечений железобетонных элементов  $D(t)$  на участке с трещинами в растянутой зоне выражается через заменяющий момент  $M(t)$  и величину кривизны  $K = 1/R$ , где  $R$  – радиус дуги:

$$D(t) = \frac{M(t)}{1/R(t)}, \quad (2.1)$$

или определяется по формуле [181]:

$$D = E_{b1} \cdot I_{red}, \quad (2.2)$$

где  $E_{b1}$  – модуль деформации сжатого бетона, определяемый в зависимости от продолжительности действия нагрузки, относительной влажности окружающей среды и класса бетона;  $I_{red}$  – момент кривизны приведённого поперечного сечения относительно его центра тяжести, определяемый с учетом наличия трещин, и зависящий от приведённого модуля деформации сжатого бетона  $E_{bred}$  с учётом продолжительности действия нагрузки, от приведённого модуля растянутой арматуры  $E_{sred}$ , определяемого с учётом влияния работы растянутого бетона между трещинами и зависящего от коэффициента  $\psi_s$ , учитывающего неравномерное распределение относительных деформаций растянутой арматуры между трещинами.

Нормативные документы по расчёту железобетонных конструкций СНиП 52-01-2003 [175] и СП 52-101-2003 [181] не учитывают влияние длительных переменных нагрузок и соответствующих агрессивных сред принятых в СНиП 2.03.11-85\* [170], на величину жёсткости железобетонных конструкций, что снижает их долговечность и эксплуатационную надёжность.

В то же время результаты экспериментальных исследований [16] показывают, что изменение жёсткости в течение времени зависит, главным образом, от переменных расчётных характеристик  $\psi_{s(t)}$  и  $\xi_{(t)}$  (относительной

высоты сжатой зоны), которые являются функциями не только времени, но и переменных значений изгибающего момента  $M(t)$ , действующих в сечении. При этом подчеркивается необходимость введения в расчёты деформативности и прочности железобетонных элементов более широкого спектра внешнего силового воздействия, так как длительные переменные нагрузки в значительной степени влияют не только на растянутую, но и на сжатую зону бетона изгибаемых элементов.

Предметом комплексного экспериментального исследования в данном разделе монографии является изучение влияния длительной постоянной и переменной ступенчато-повторной нагрузки в агрессивной и неагрессивной среде на изменение жёсткости опытных железобетонных балок, с помощью определения кривизны в зоне чистого изгиба опытных образцов на базе 600 мм.

Радиус кривизны определялся по величине прогиба в зоне чистого изгиба образца ( $h$ ) при рассмотрении геометрических фигур сектора ОСД и треугольников ОМС и ОСК на рис. 2.2.

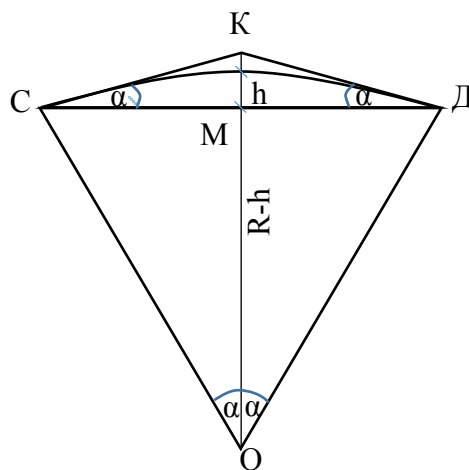


Рис.2.2. Расчётная геометрическая схема определения радиуса кривизны

Длина дуги сектора ОСД равна  $\ell = 2\alpha R$ , где  $2\alpha$  – центральный угол параболической дуги в радианах [2].

Из анализа сектора ОСД, прямоугольных треугольников ОСК и ОМС получается система уравнений:

$$\begin{cases} \ell = 2\alpha R \\ R(1 - \cos \alpha) = h \end{cases} \quad (2.3)$$

Значение  $\alpha$  раскладывается в ряд:

$$\cos \alpha = 1 - \frac{\alpha^2}{2} + \frac{\alpha^4}{24} - \frac{\alpha^6}{6!} + \dots \quad (2.4)$$



С учётом допущения соответствующей минимальной погрешности принимается:

$$\cos \alpha = 1 - \frac{\alpha^2}{2}.$$

Из (2.3) принимается  $R = \frac{\ell}{2\alpha}$ .

Подставляя  $\cos \alpha = 1 - \frac{\alpha^2}{2}$  во второе уравнение (2.3) и решая квадратное уравнение  $\alpha^2 \ell - 4h\alpha = 0$  определяется  $R$ :

$$R = \frac{\ell^2}{8h}, \quad (2.5)$$

где  $h$  – величина прогиба на базе 600 мм в зоне чистого изгиба.

Принимая в расчёт  $\cos \alpha = 1 - \frac{\alpha^2}{2}$  допускаем погрешность  $\left| \cos \alpha = 1 - \frac{\alpha^2}{2} \right| < \frac{\alpha^2}{24}$ , что составляет менее 1 %.

Аналогичное значение радиуса параболической кривой при измерении прогиба между двумя точками изгибаемой конструкции приводится в [150]:

$$R = \frac{\alpha^2}{8\rho}. \quad (2.6)$$

где  $\alpha$  – расстояние между двумя точками изгибаемой конструкции;  $\rho$  – прогиб, полученный из параболической кривой прогиба.

Экспериментальная величина прогиба в зоне чистого изгиба опытных образцов определялась с помощью съёмного тензометра, с жёстко расположенным на нём по середине индикатора часового типа с ценой деления 10 мкм, и опорных пластин из нержавеющей стали, прикрепленных к бетону с помощью эпоксидной смолы на границе зоны чистого изгиба [92]. Радиус кривизны в зоне чистого изгиба определялся с точностью до одного миллиметра.

Экспериментальные измерения прогибов в зоне чистого изгиба образцов, испытывающих воздействие переменной и постоянной нагрузки, проводились ежедневно на всех уровнях загрузки, в том числе до и после каждого цикла нагружения.

Полученные экспериментальные значения кривизны для всех уровней загрузки в процессе испытания показали, что кинетика изменения кривизны во времени имеет затухающий характер.

Математическая модель кривой корреляции изменения прироста величины кривизны железобетонных образцов во времени по экспериментальным данным представляется в виде уравнения:

$$\Delta K(t) = K_{\max} - (K_{\max} - K_{\min})e^{-kt}, \quad (2.7)$$

где  $\Delta K(t)$  – величина прироста кривизны во времени;  $K_{\max}$  – максимальное значение прироста кривизны, то есть асимптота, к которой стремится теоретическая кривая прироста кривизны;  $K_{\min}$  – начальное значение кривизны элемента после первого нагружения;  $k$  – коэффициент.

В экспериментальных графиках изменения кривизны балок математическая модель (2.7) представляется в виде  $\Delta K(t) = A - Be^{-kt}$ , где  $A$  – максимальное значение прироста кривизны, то есть асимптота, к которой стремится теоретическая кривая прироста кривизны;  $B$  – прироста кривизны, то есть асимптота, к которой стремится теоретическая кривая прироста кривизны;  $k$  – коэффициент.

Соответствующие расчётные параметры в уравнении (2.7) для каждого вида нагружения определяются по методу наименьших квадратов, по которому сумма квадратов отклонений экспериментальных точек отсчёта от теоретических значений является минимальной величиной.

В соответствии с характером кинетики кривизны в зоне чистого изгиба железобетонных элементов длительная жёсткость сечений во времени моделируется уравнением:

$$D(t) = D + D_1e^{-kt}, \quad (2.8)$$

где  $D(t)$  – длительная жёсткость элемента в момент времени  $t$ ;  $D$  – конечная минимальная жёсткость элемента;  $D_1 = D_0 - D$ , где  $D_1$  – суммарная величина снижения жёсткости элемента;  $D_0$  – начальная жёсткость элемента после первого нагружения.

Модели изменения кривизны и жёсткости поперечных сечений в зоне чистого изгиба являются справедливыми не только при воздействии постоянной конкретной среды на железобетонные элементы, неагрессивной или агрессивной, но и комбинированной при переходе через определённое время с неагрессивной на агрессивную и наоборот.

Учёт комбинированного воздействия различных по степени агрессивности сред на кинетику кривизны и жёсткости железобетонных элементов обоснован тем, что железобетонные конструкции в процессе эксплуатации могут испытывать периодические смены воздействия различных по степени агрессивности жидкой и газовой среды. К ним относятся не запланированные проливы технологической жидкости, влияние затяжных дождевых осадков и аэрозолей на морских побережьях.

Особенно большая вероятность появления комбинированного воздействия окружающей природной и технологической среды может наблюдаться у железобетонных конструкций крупных мостовых сооружений в производственных зданиях и сооружениях с длительным сроком строительства, превышающем 2 года. В период строительства этих объектов возводимые железобетонные конструкции не испытывают агрессивного воздействия, кроме силовой нагрузки от собственного веса, веса снеговой нагрузки и давления ветра. С вводом в эксплуатацию этих зданий и сооружений железобетонные конструкции, в зависимости от вида выпускаемой производственной продукции, подвергаются воздействию соответствующих технологическому процессу агрессивных сред.

Программа экспериментального исследования предусматривала изучение изменения кинетики кривизны образцов во времени, с определением её зависимости от параметров переменной ступенчато-повторной нагрузки. При этом анализировались экспериментальные данные, полученные при верхнем уровне загрузки, которые и определяют эксплуатационную жёсткость конструкций. Кинетика кривизны в зоне чистого изгиба опытных балок рассчитана с помощью программы “Microsoft Excel” на ПК.

В настоящее время в основе расчёта железобетонных элементов на длительное внешнее силовое воздействие находится деформационная теория расчёта. Поэтому изучение кинетики прироста кривизны во времени имеет важное значение при исследовании долговечности изгибаемых железобетонных конструкций.

На рис. 2.3–2.18 показаны экспериментальные данные изменения кривизны во времени, определённые на опытных образцах в неагрессивных условиях испытания при действии на балки переменной ступенчато-повторной нагрузки с верхним уровнем загрузки, и, построенные по экспериментальным результатам, теоретические корреляционные кривые кинетики кривизны, а на рис. 2.19–2.34 – теоретические корреляционные кривые кинетики прироста кривизны образцов во времени при испытании их переменной нагрузкой с верхним уровнем загрузки в неагрессивной среде с учётом определения соответствующего периода 95 % и 100 % увеличения прироста кривизны.

Анализ, построенных экспериментальных и теоретических кривых изменения кривизны во времени при действии на образцы переменной нагрузки с верхним уровнем загрузки в неагрессивных условиях испытания, показывает, во-первых, затухающий характер их роста во времени и, во-вторых, интенсивный их рост в первой трети периода испытания. С учётом этих двух факторов анализировались изменения кривизны балок во времени в зависимости от параметров переменной нагрузки, а именно значения 95 % и 100 % прироста кривизны при верхнем уровне воздействия переменной нагрузки.

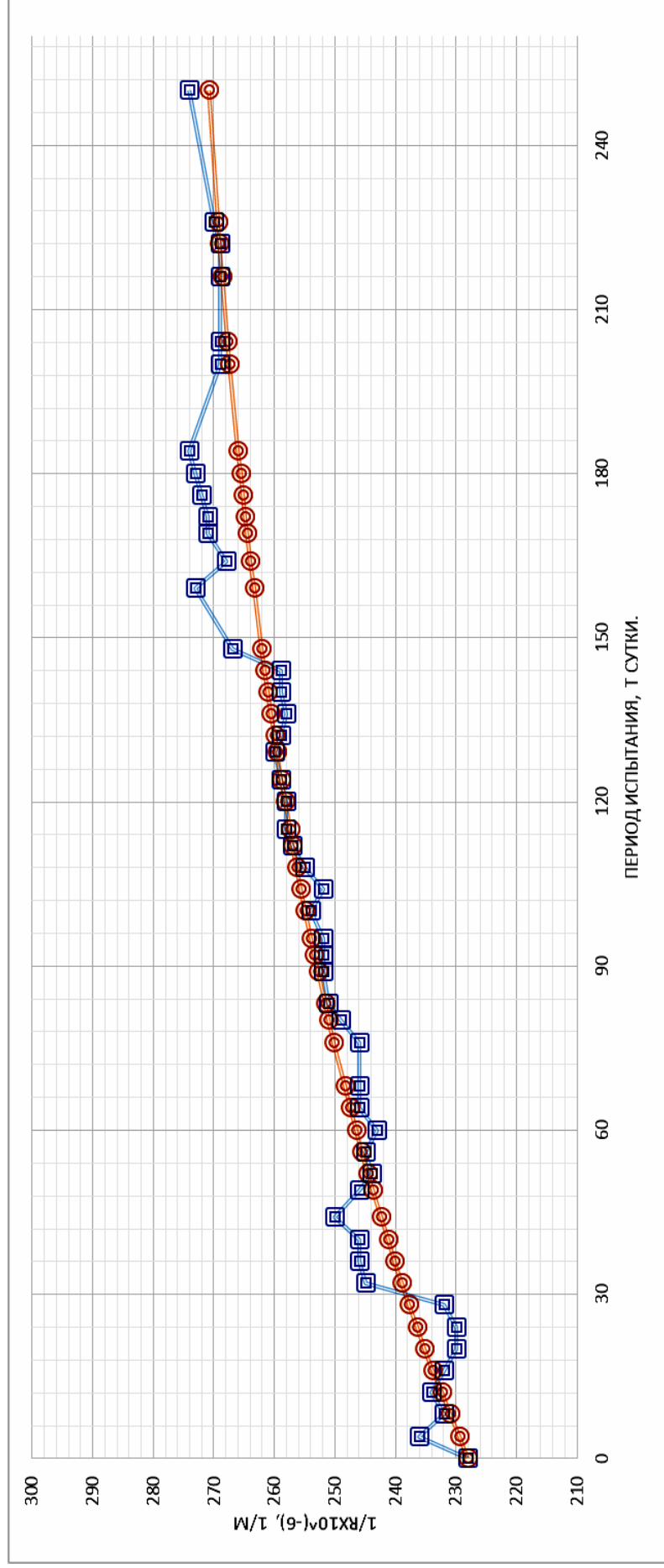


Рис. 2.3. Изменение кривизны балки А-7 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения

( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 84 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 0,31M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) в неагрессивных условиях в течение  $t=250$  суток,  $n=71$  цикл

$$(A = 278,25 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}; K = 0,00675; B = 50,02 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}).$$

Условные обозначения: R – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – экспериментальные данные;  
кривая с окружностями – теоретические данные

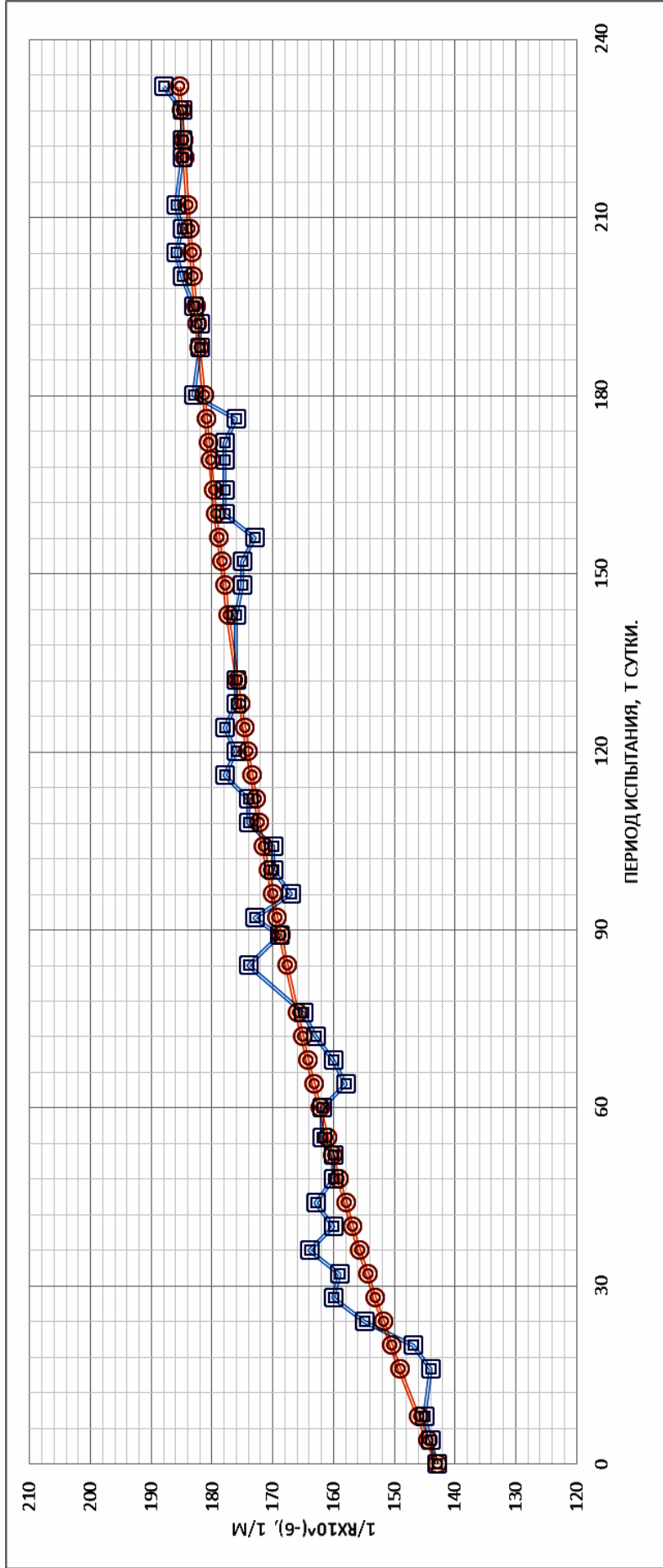


Рис. 2.4. Изменение кривизны балки Д-9 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{т}} = 84 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 16 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,41M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) в неагрессивных условиях в течение  $t = 232$  суток с учетом приложения  $n = 67$  циклов переменной нагрузки ( $A = 192,92 \cdot 10^{-6}$ ,  $1/\text{м}$ ;  $K = 0,008166$ ;  $B = 50,02 \cdot 10^{-6}$ ,  $1/\text{м}$ ).

Условные обозначения: R – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – экспериментальные данные; кривая с окружностями – теоретические данные

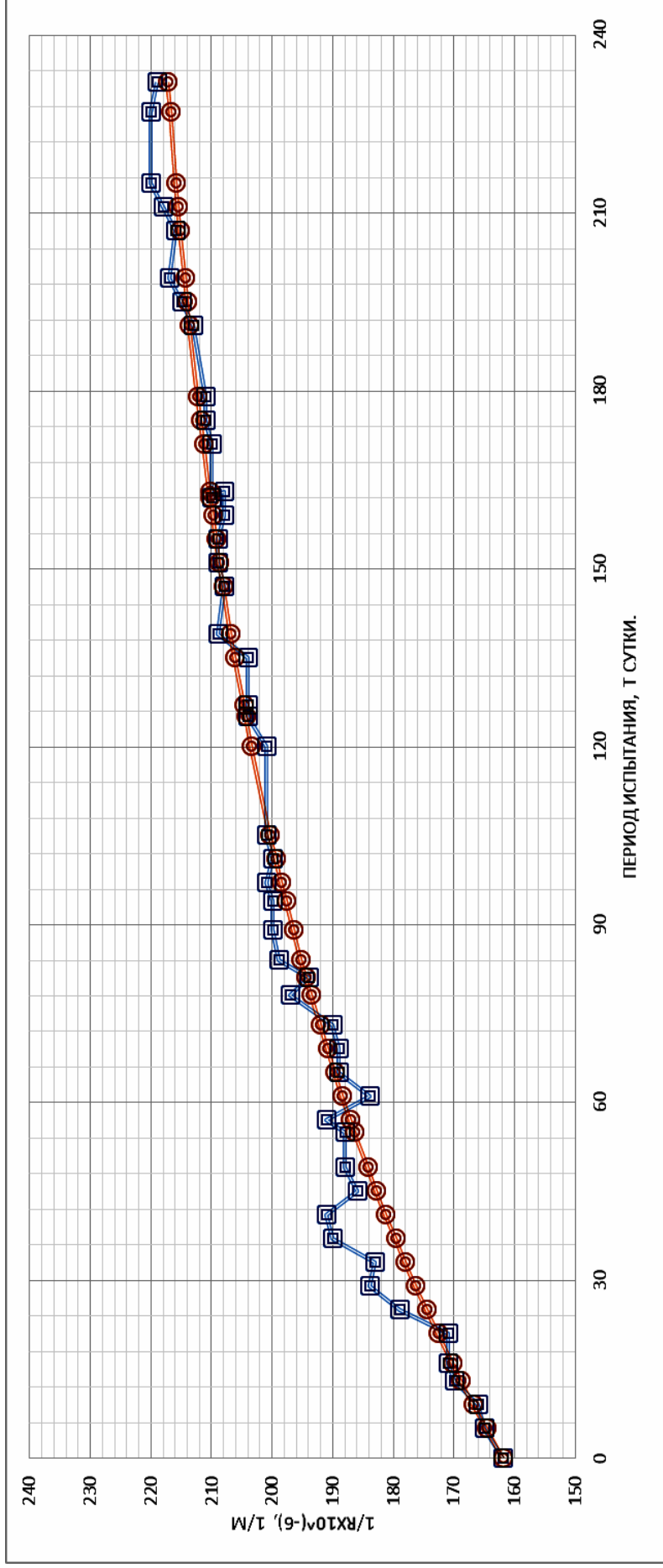


Рис. 2.5. Изменение кривизны балки К-11 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 84 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 25 \text{ ч}$ ,  $M_{\min}^{\text{от}} = 0,51M_{\text{разр}}^{\text{от}}$ ) в неагрессивных условиях испытания в течение  $t=232$  суток, с учетом приложения  $n=63$  циклов переменной нагрузки ( $A = 225,36 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ;  $K = 0,00886$ ;  $B = 63,02 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ );  
 Условные обозначения: R – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – экспериментальные данные;  
 кривая с окружностями – теоретические данные

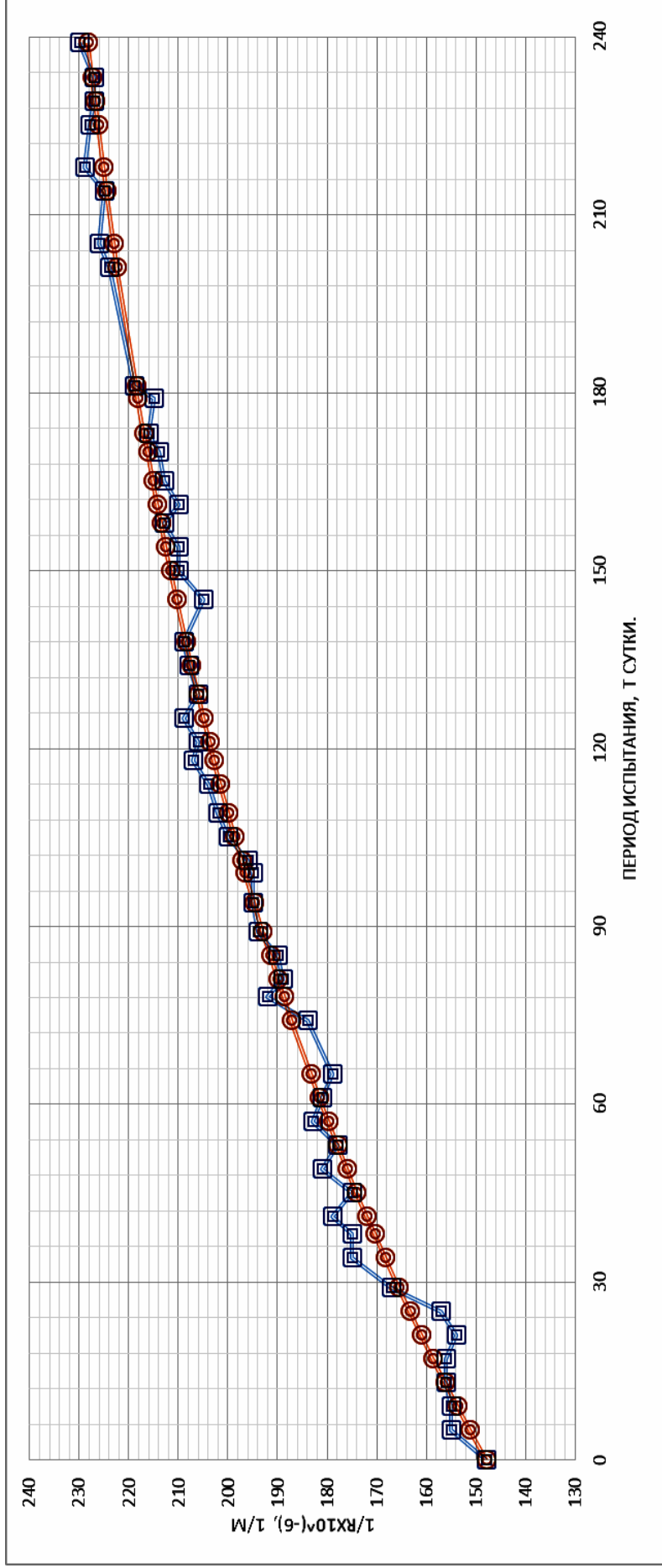


Рис. 2.6. Изменение кривизны при испытании балки О-27 при переменной нагрузке с верхним уровнем загрузки  
 ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 84 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 34 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,62M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) в неагрессивных условиях в течение  $t=237$  суток, с учетом приложения  $n=68$  циклов переменной нагрузки  $A = 249,08 \cdot 10^{-6}$ ,  $1/\text{м}$ ;  $K = 0,006630149$ ;  $B = 101,02 \cdot 10^{-6}$ ,  $1/\text{м}$ .  
 Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – экспериментальные данные;  
 кривая с окружностями – теоретические данные

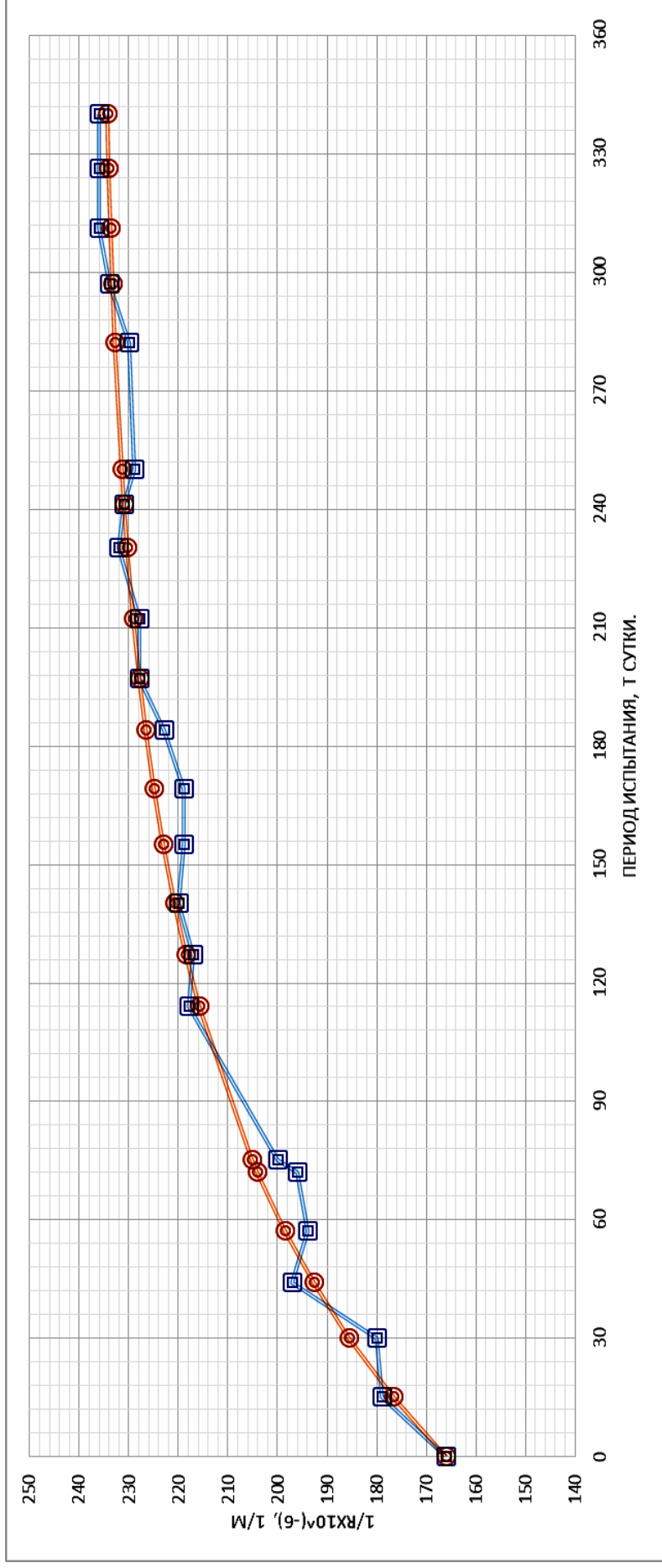


Рис. 2.7. Изменение кривизны балки Б-15 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем загрузки

( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 336 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 33,6 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,62M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) в неагрессивных условиях испытания

в течение  $t=340$  суток, с учетом приложения  $n=25$  циклов переменной нагрузки

$$(A = 236,14 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}; K = 0,0109055; B = 70,50 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м})$$

Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – экспериментальные данные; кривая с окружностями – теоретические данные



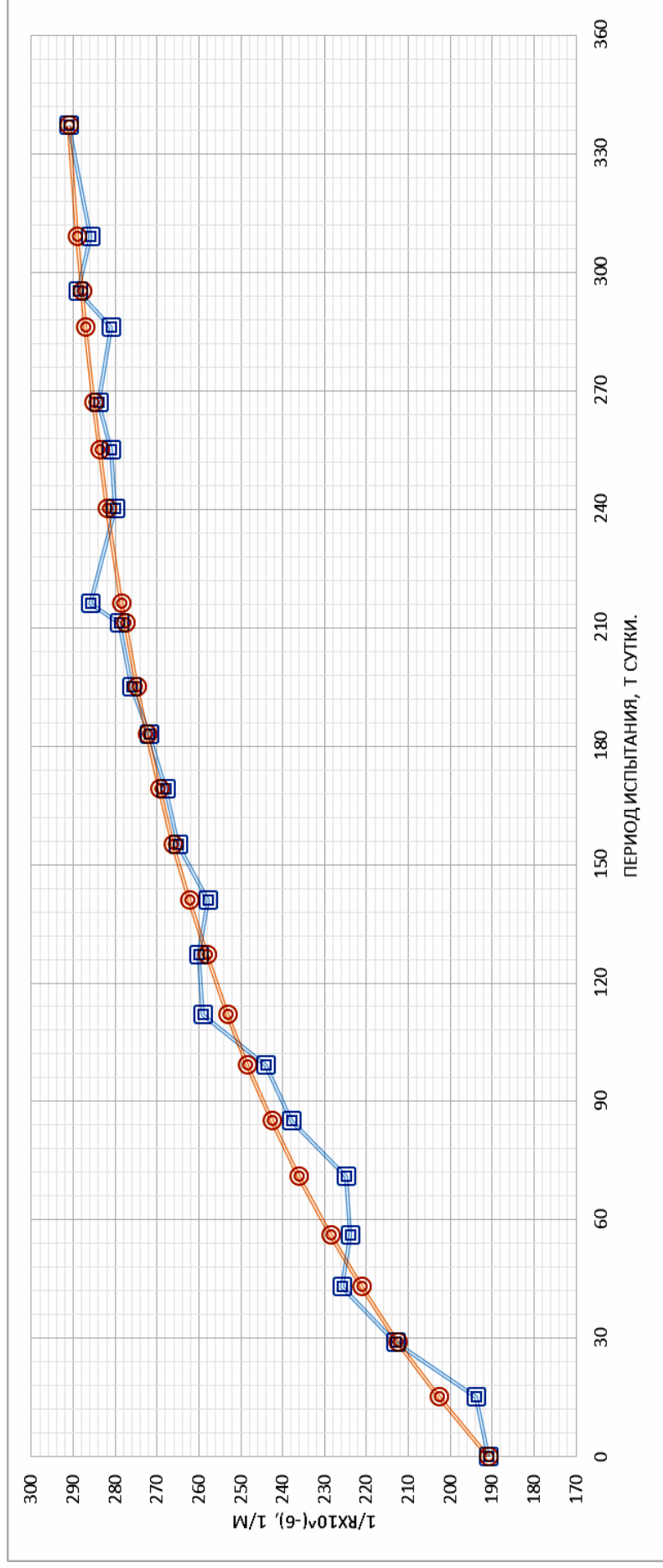


Рис. 2.8. Изменение кривизны балки E-29 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения

(  $M_{\max} = 72100$  кг · см,  $t_{\text{ц}} = 336$  ч,  $t_{M_{\max}} = 67,2$  ч,  $M_{\min} = 0,31M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$  ) в неагрессивных условиях в течение  $t=337$  суток,

с учетом приложения  $n=24$  циклов переменной нагрузки (  $A = 299,25 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ;  $K = 0,0076444498$ ;  $B = 108,64 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$  )

Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – экспериментальные данные;

кривая с окружностями – теоретические данные

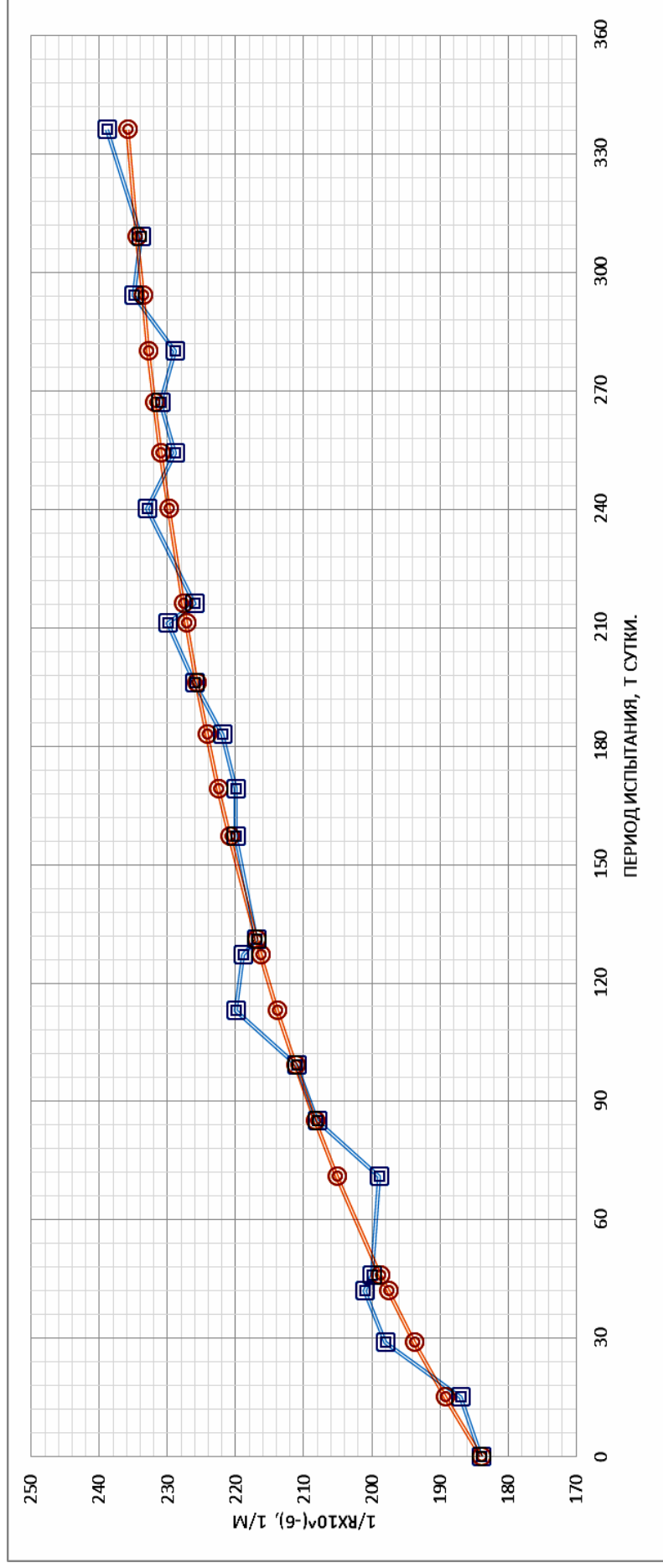


Рис. 2.9. Изменение кривизны балки Л-17 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 336 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 100,8 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,41M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) в неагрессивных условиях в течение  $t=337$  суток, с учетом приложения  $n=24$  циклов переменной нагрузки ( $A = 243,10 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ;  $K = 0,00625$ ;  $B = 59,35 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ )  
 Условные обозначения: R – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – экспериментальные данные;  
 кривая с окружностями – теоретические данные

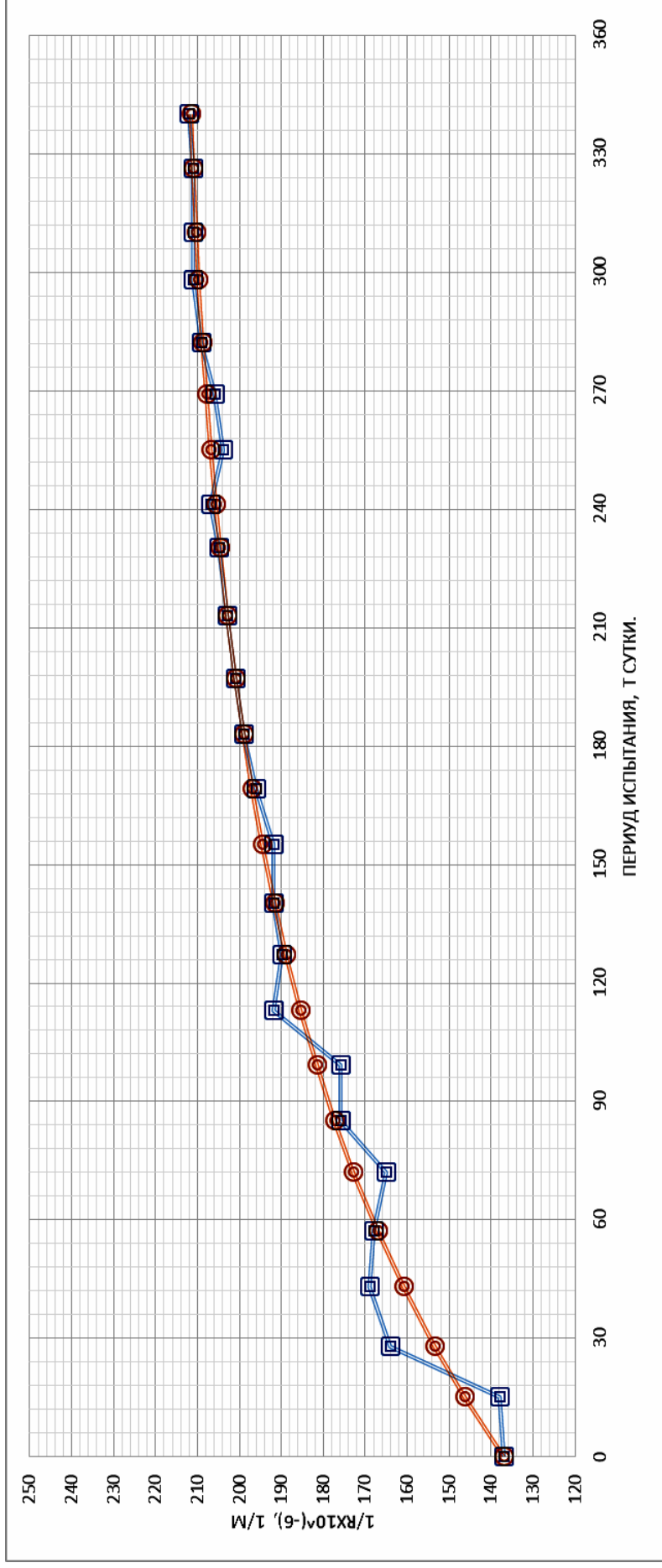


Рис. 2.10. Изменение кривизны балки П-31 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 336 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\min}} = 134,4 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,51M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) в неагрессивных условиях в течение  $t=340$  суток, с учетом приложения  $n=25$  циклов переменной нагрузки ( $A = 216,36 \cdot 10^{-6}$ ,  $1/\text{м}$ ;  $K = 0,00834$ ;  $B = 79,08 \cdot 10^{-6}$ ,  $1/\text{м}$ ).  
 Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – экспериментальные данные; кривая с окружностями – теоретические данные

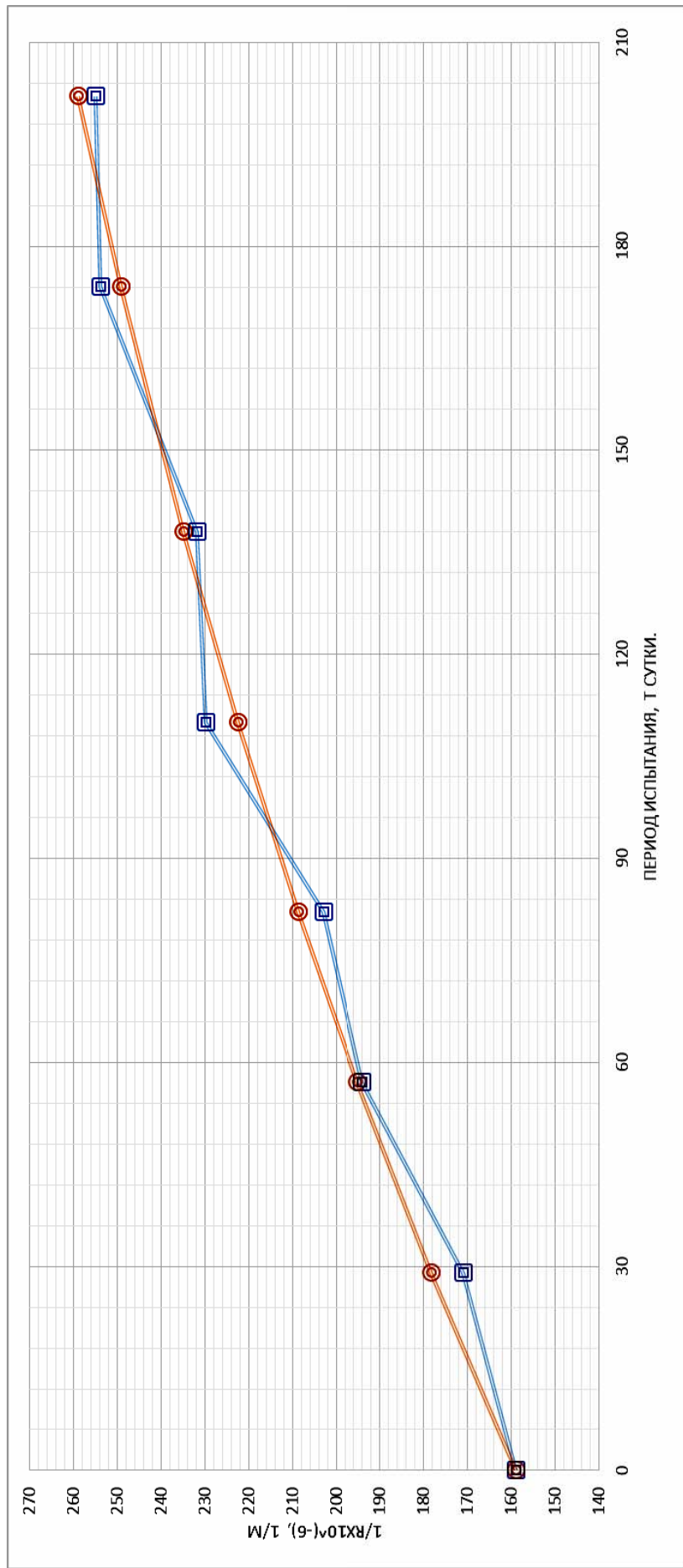


Рис. 2.11. Изменение кривизны балки В-36 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 672 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 67,2 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,51M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) в неагрессивных условиях испытания в течение  $t=202$  суток, с учетом приложения  $n=9$  циклов переменной нагрузки  
 $(A = 349,12 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}; K = 0,003705; B = 189 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м})$ .

Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – экспериментальные данные;  
 кривая с окружностями – теоретические данные

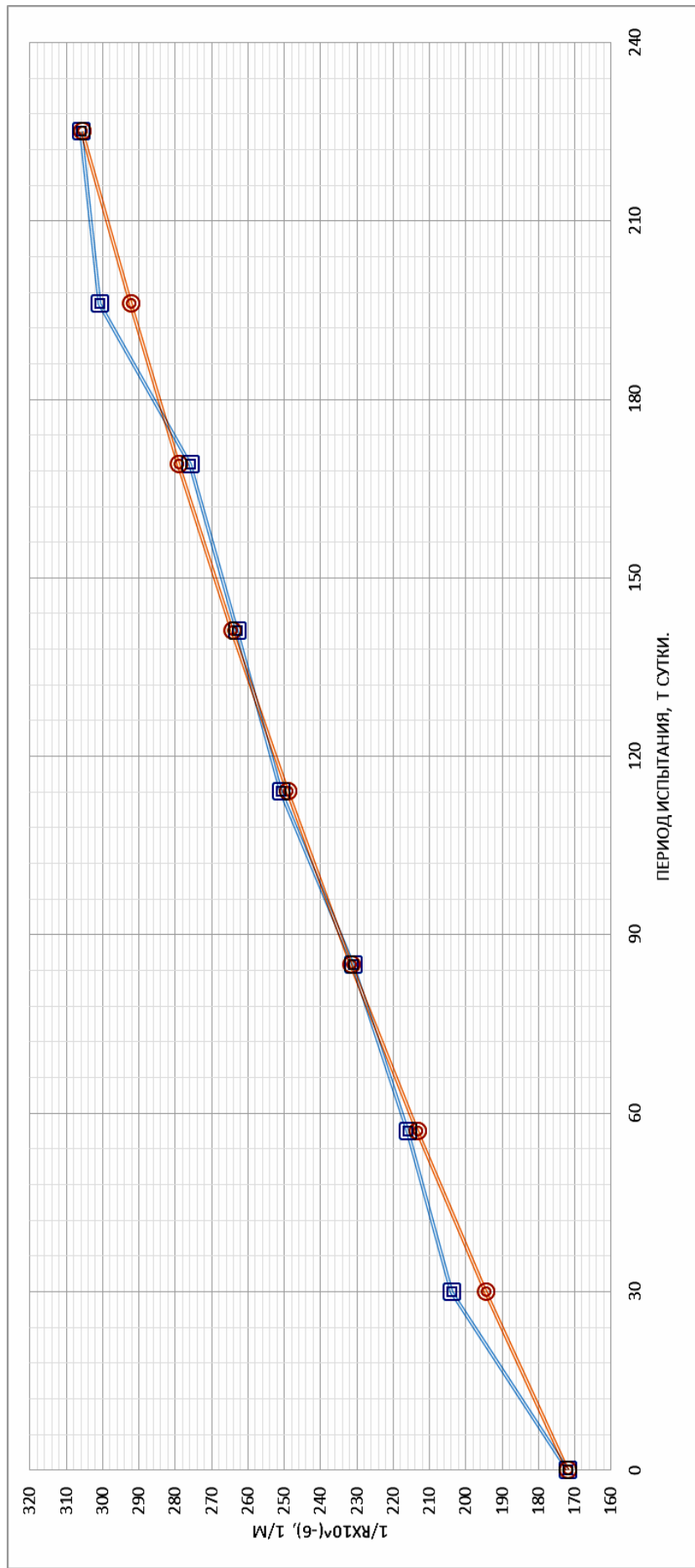


Рис. 2.12. Изменение кривизны балки Ж-33 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 672 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 134,4 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,62M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) в неагрессивных условиях в течение  $t=225$  суток, с учетом приложения  $n=9$  циклов переменной нагрузки ( $A = 480,50 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ;  $K = 0,002525$ ;  $B = 315 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ).

Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – экспериментальные данные; кривая с окружностями – теоретические данные

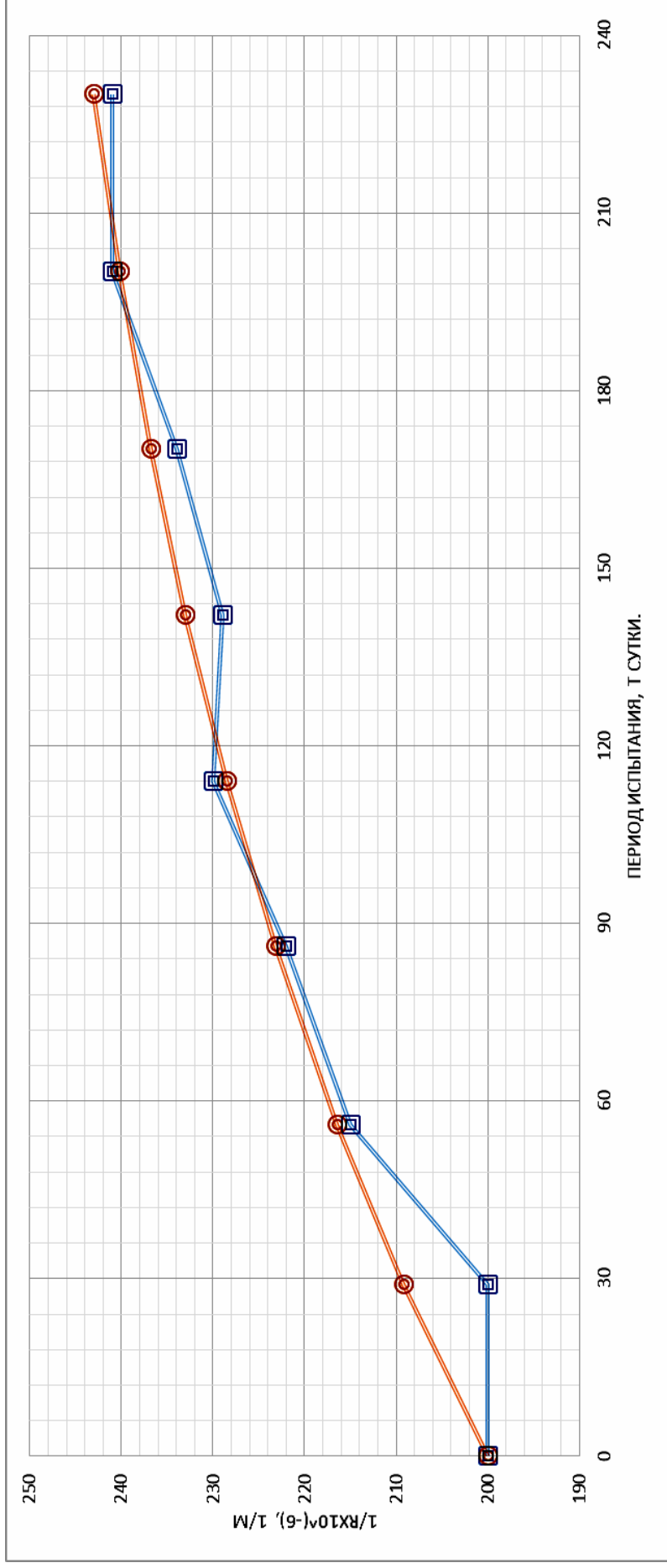


Рис. 2.13. Изменение кривизны балки М-21 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 672 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 201,6 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,31M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) в неагрессивных условиях испытания в течение  $t = 230$  суток, с учетом приложения  $n=9$  циклов переменной нагрузки ( $A = 480,50 \cdot 10^{-6} \text{ 1/м}$ ;  $K = 0,002525$ ;  $B = 315 \cdot 10^{-6} \text{ 1/м}$ ).

Условные обозначения: R – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – экспериментальные данные; кривая с окружностями – теоретические данные

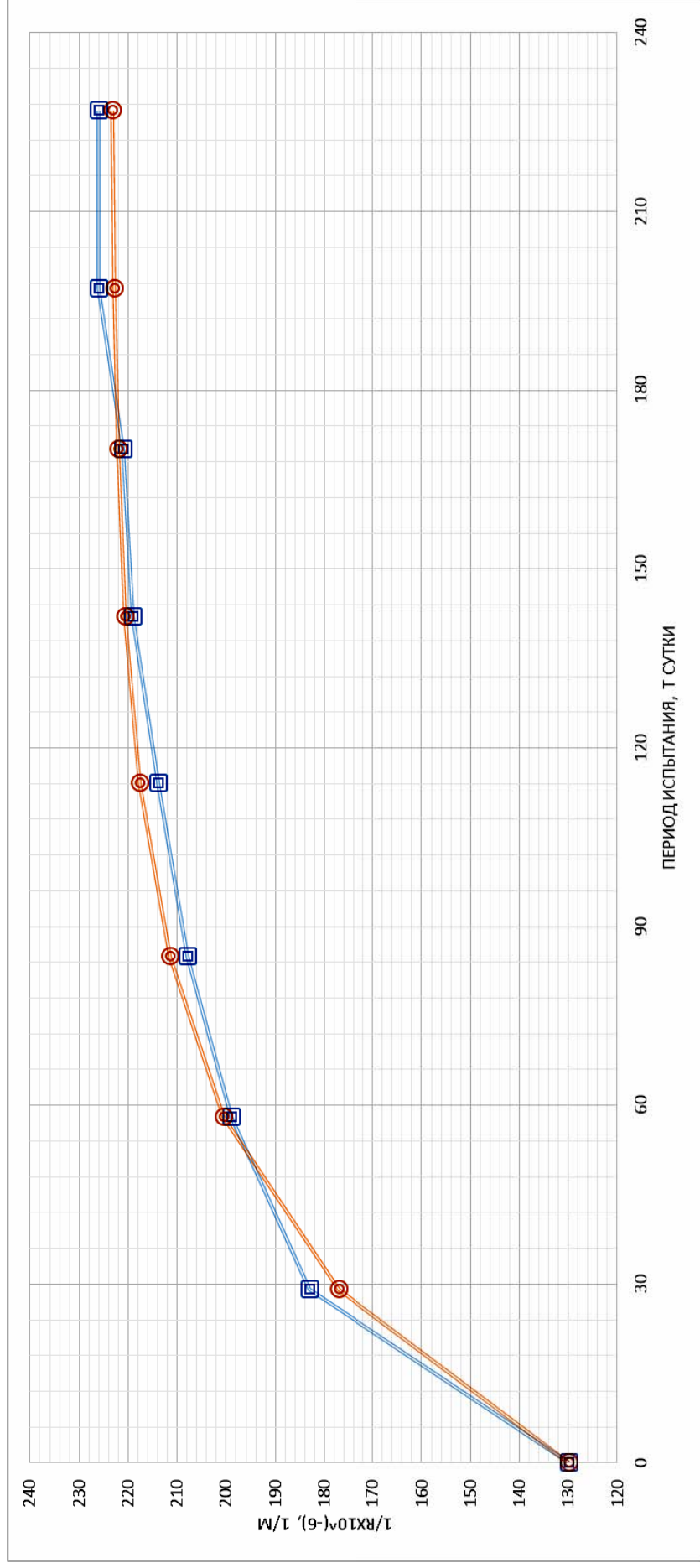


Рис. 2.14. Изменение кривизны балки Р-13 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 672 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 268,8 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,41M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) в неагрессивных условиях в течение  $t=227$  суток, с учетом приложения  $i=9$  циклов переменной нагрузки ( $A = 223,72 \cdot 10^{-6}$ ,  $1/\text{м}$ ;  $K = 0,02405$ ;  $B = 94,11 \cdot 10^{-6}$ ,  $1/\text{м}$ )

Условные обозначения: R – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – экспериментальные данные;  
кривая с окружностями – теоретические данные

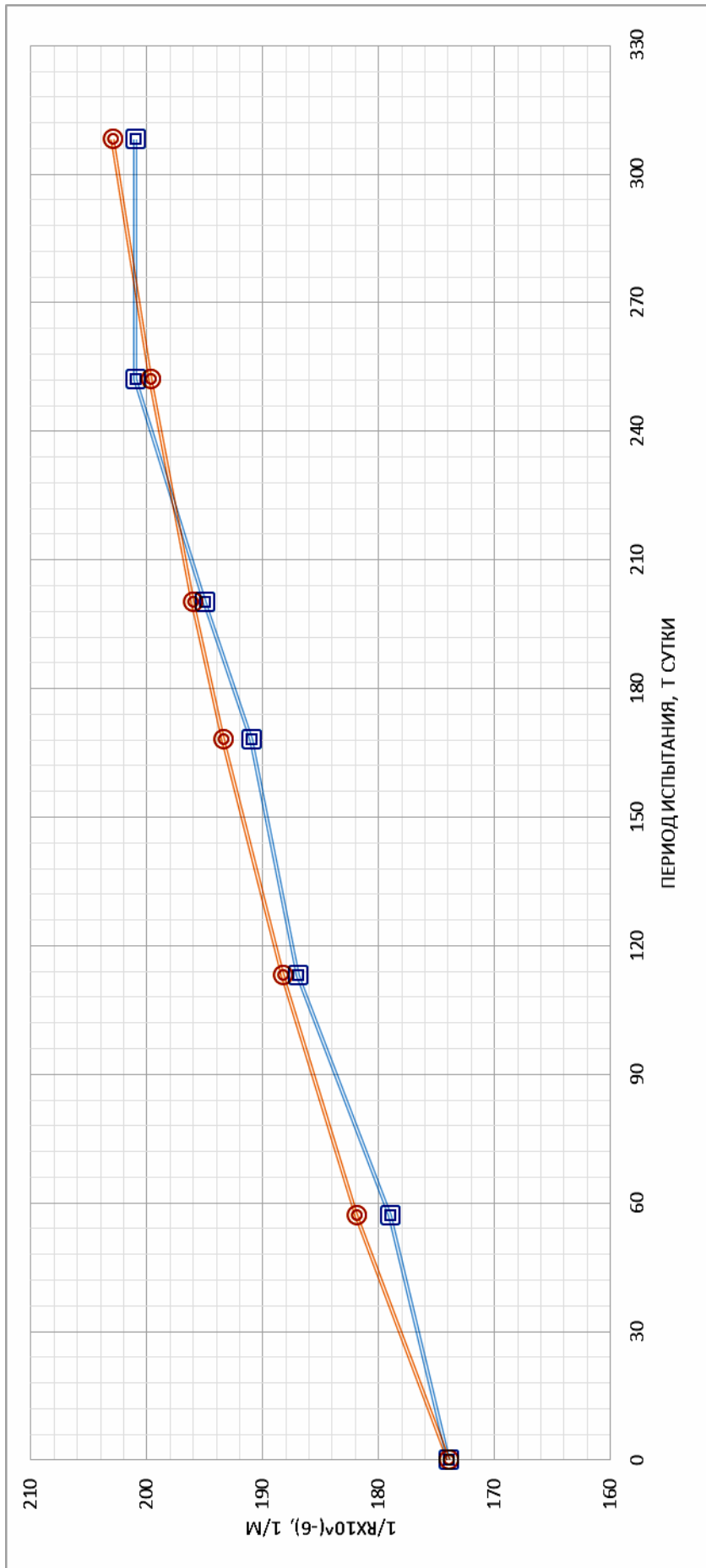


Рис. 2.15. Изменение кривизны балки Г-3 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения

( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 1344 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 134,4 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,41M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) в неагрессивных условиях испытания в течение  $t=307$  суток, с учетом приложения  $n=7$  циклов переменной нагрузки ( $A = 218,27 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ;  $K = 0,00345$ ;  $B = 44,92 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ )

Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – экспериментальные данные; кривая с окружностями – теоретические данные



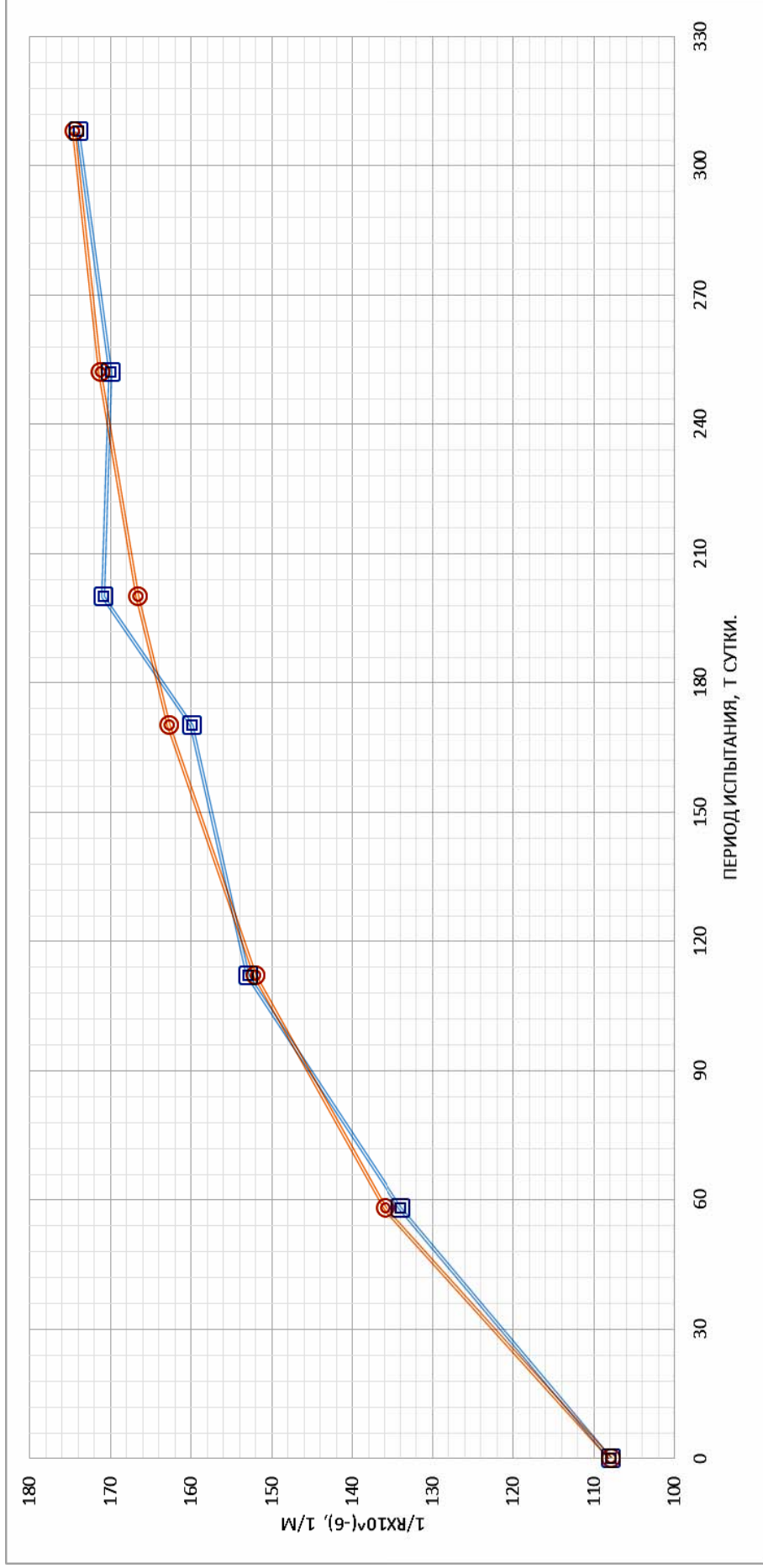


Рис. 2.16. Изменение кривизны балки 3-38 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 1344 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 268,8 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,51M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) в агрессивных условиях испытания в течение  $t=308$  суток, с учетом приложения  $n=7$  циклов нагрузки ( $A = 179,74 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ;  $K = 0,008515$ ;  $B = 72,06 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ).  
 Условные обозначения: R – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – экспериментальные данные; кривая с окружностями – теоретические данные

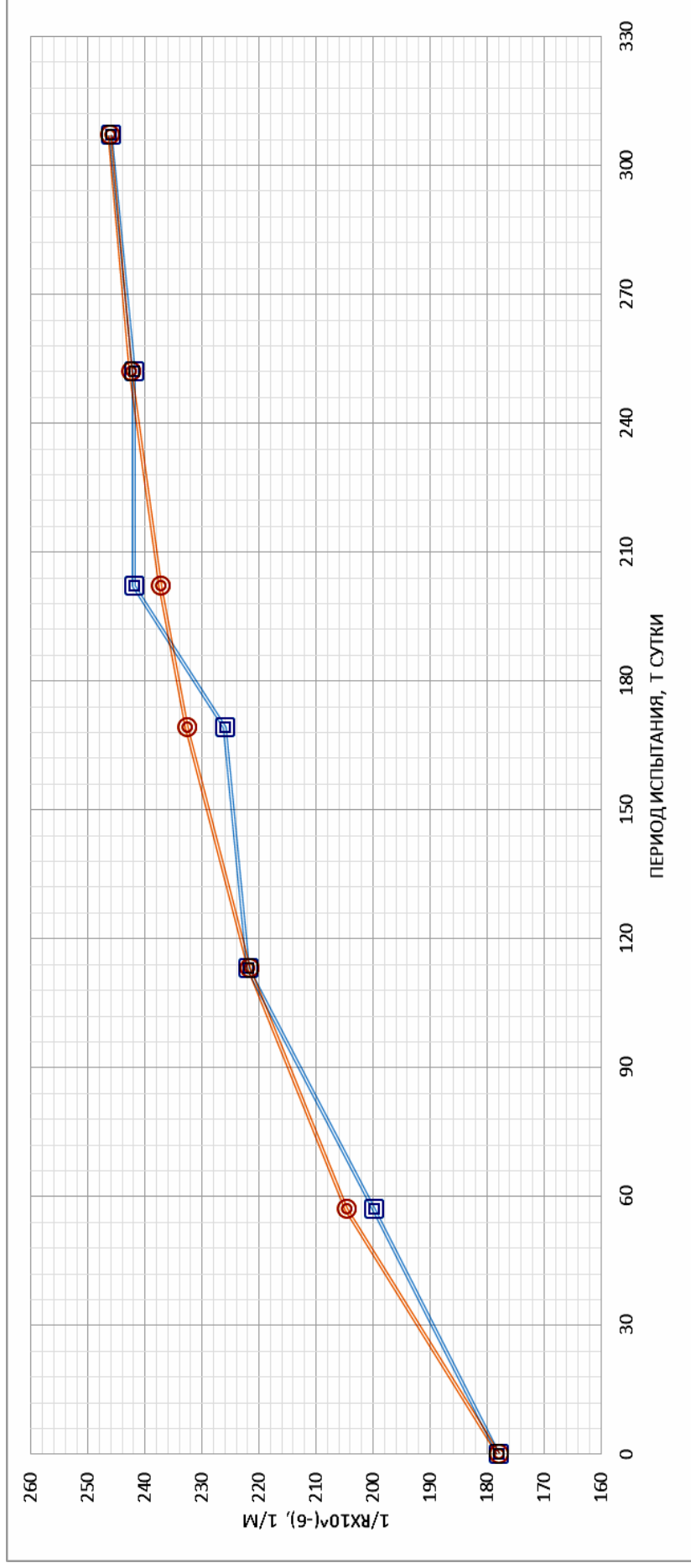


Рис. 2.17. Изменение кривизны балки Н-23 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем загрузки ( $M_{\max} = 72100$  кг·см,  $t_{\text{ц}} = 1344$  ч,  $t_{M_{\max}} = 43,2$  ч,  $M_{\min} = 0,62M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) в неагрессивных условиях испытания в течение  $t = 307$  суток, с учетом приложения  $n=7$  циклов переменной нагрузки ( $A = 253,29 \cdot 10^{-6}$ , 1/м;  $K = 0,0077$ ;  $B = 75,57 \cdot 10^{-6}$ , 1/м).  
 Условные обозначения: R – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – экспериментальные данные;  
 кривая с окружностями – теоретические данные

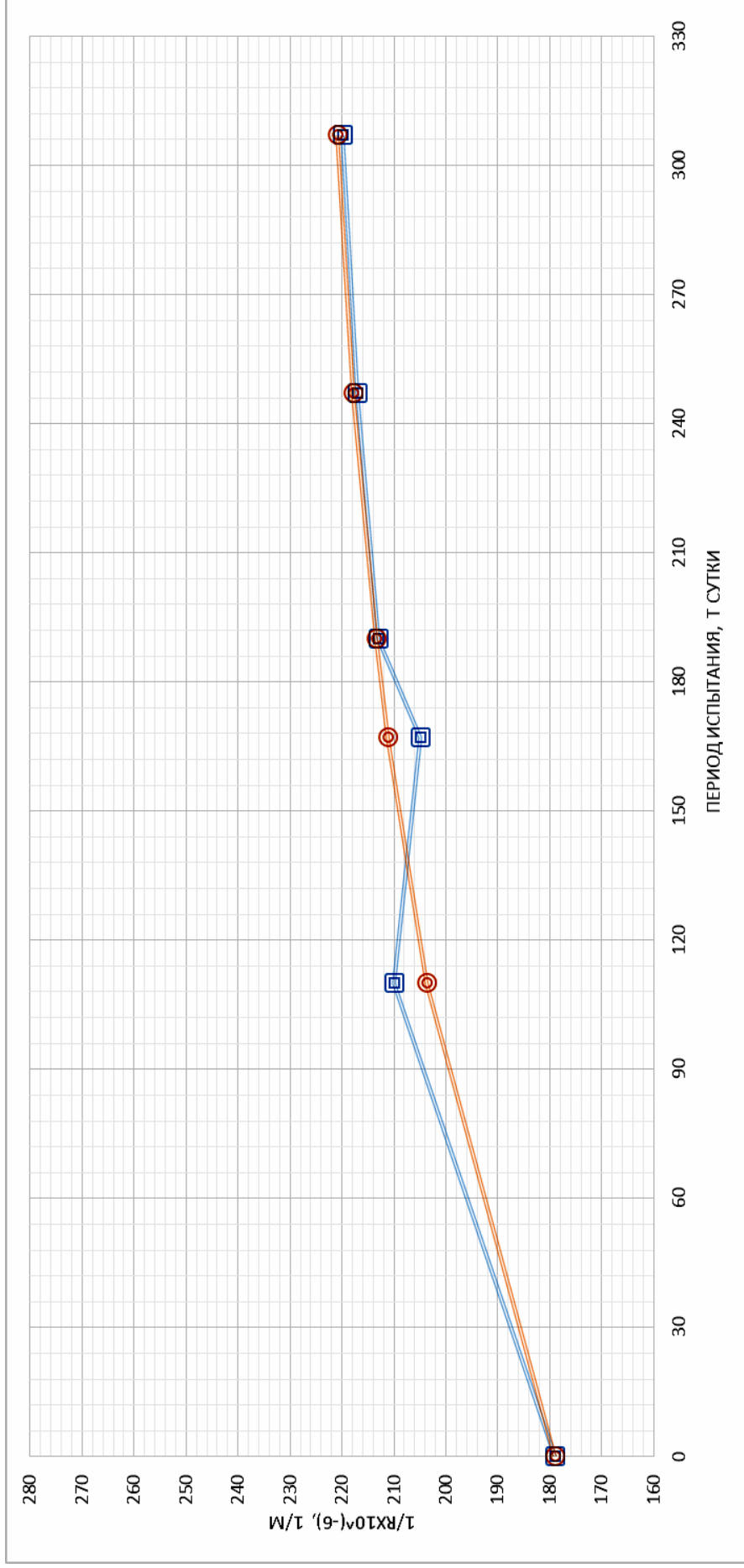


Рис. 2.18. Изменение кривизны балки С-25 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 1344 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 268,8 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,31M_{\text{разр}}$ ) в неагрессивных условиях испытания в течение  $t=307$  суток, с учетом приложения 7 циклов ( $A = 227,59 \cdot 10^{-6} \text{ 1/м}$ ;  $K = 0,0065$ ;  $B = 49,05 \cdot 10^{-6} \text{ 1/м}$ ).

Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – экспериментальные данные; кривая с окружностями – теоретические данные

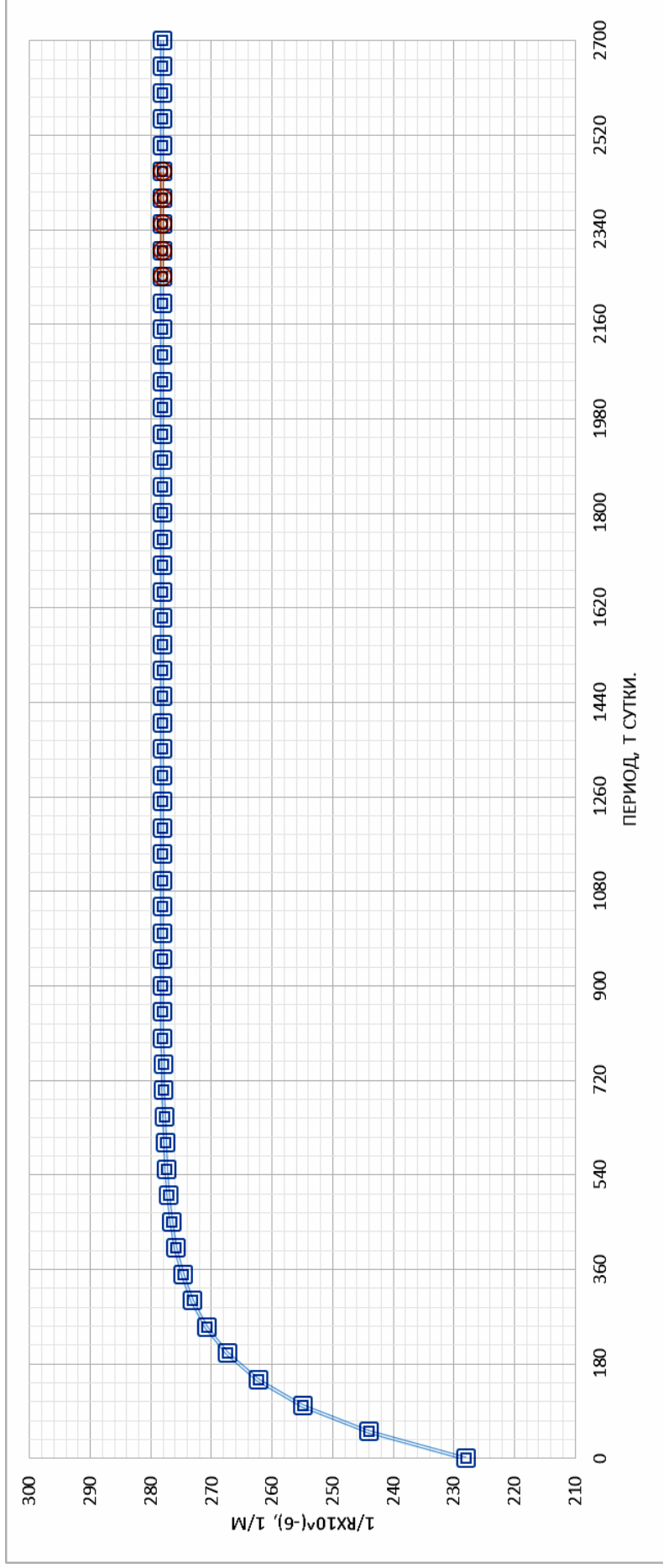


Рис. 2.19. Изменение кривизны балки А-7 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем загрузки ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 84 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 8 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,31M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) в неагрессивных условиях в течение  $t=250$  суток,  $n=71$  цикл ( $A = 278,24 \cdot 10^{-6}$ ,  $1/M$ ;  $K = 0,00675$ ;  $B = 50,02 \cdot 10^{-6}$ ,  $1/M$ ). Значение периода 100 % увеличения прироста кривизны-2700 суток. Величина периода 95 % увеличения прироста значения кривизны- 396 суток.

Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – теоретические данные

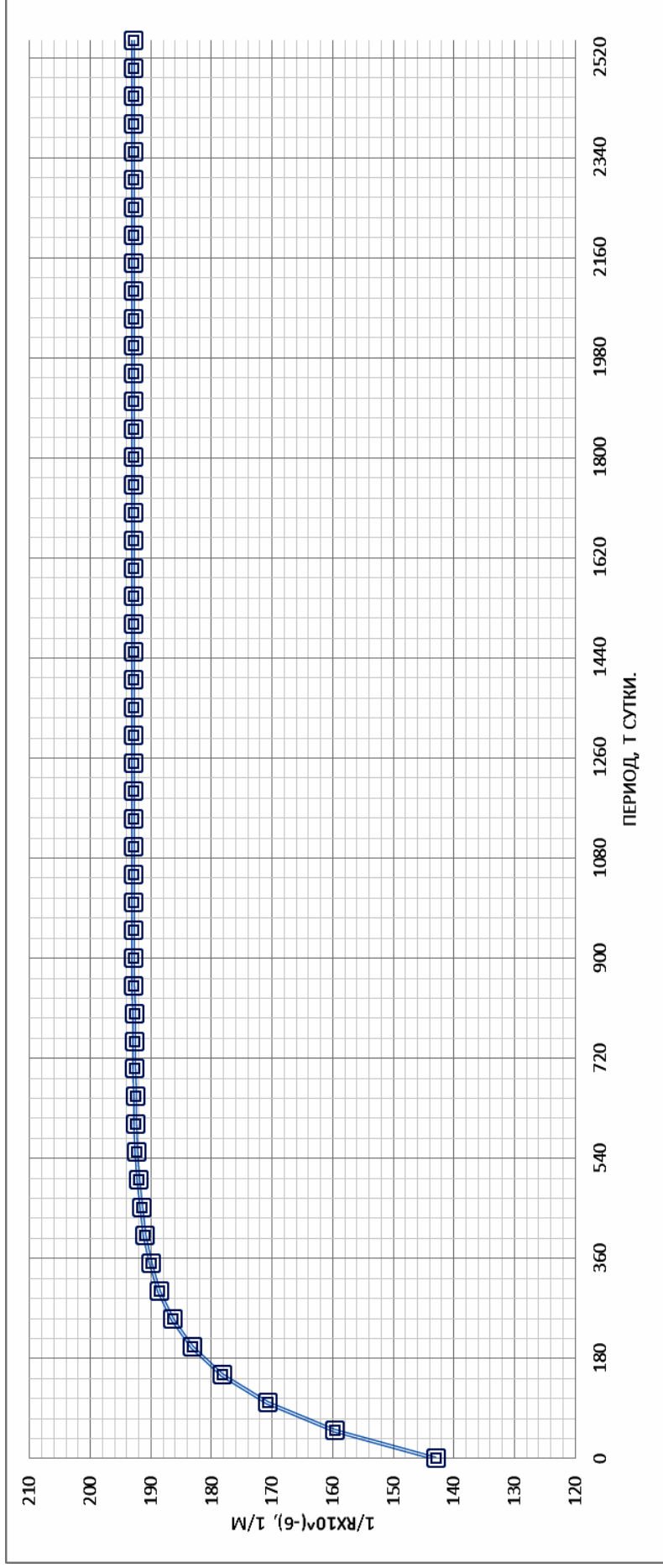


Рис. 2.20. Изменение кривизны балки Д-9 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем загрузки ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 84 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 16 \text{ ч}$ ,  $M_{\min}^{\text{оп}} = 0,41M_{\text{разр}}$ ) в неагрессивных условиях в течение  $t=232$  суток, с учетом приложения  $n=67$  циклов переменной нагрузки ( $A = 192,92 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ;  $K = 0,008166$ ;  $B = 50,02 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ).  
 Значение периода 100 % увеличения прироста кривизны-2550 суток. Величина периода 95 % увеличения прироста значения кривизны-396 суток.

Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами-теоретические данные

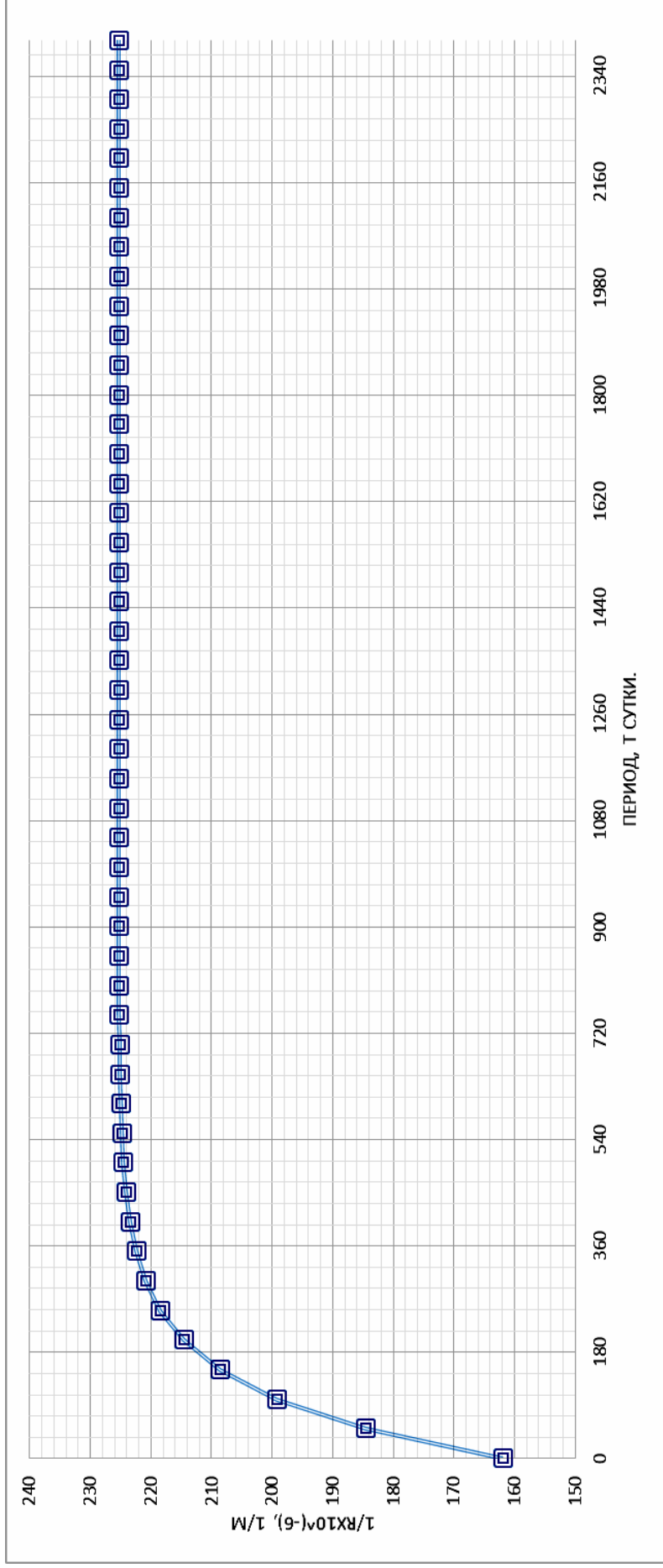


Рис. 2.21. Изменение кривизны балки К-11 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения

( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 84 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 25 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,51M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) в неагрессивных условиях испытания

в течение  $t=232$  суток, с учетом приложения  $i=63$  циклов переменной нагрузки

( $A = 225,36 \cdot 10^{-6} \text{ 1/м}$ ;  $K = 0,00886$ ;  $B = 63,02 \cdot 10^{-6} \text{ 1/м}$ ). Значение периода 100 % увеличения прироста кривизны –

2400 суток. Величина периода 95 %увеличения прироста значения кривизны – 324 суток.

Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – теоретические данные

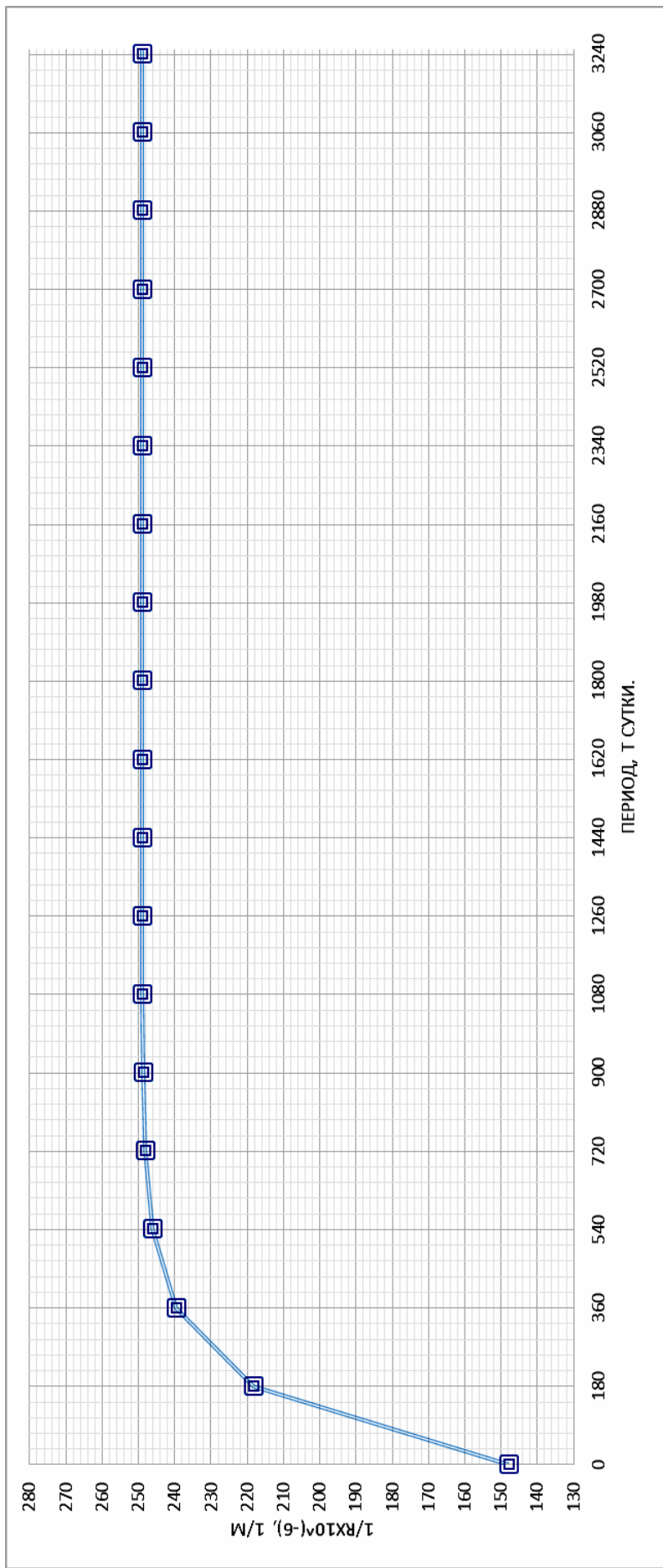


Рис. 2.22. Изменение кривизны при испытании балки О-27 при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 84 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 34 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0, 62M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) в неагрессивных условиях в течение  $t = 237$  суток с учетом приложения  $n = 68$  циклов переменной нагрузки ( $A = 249,08 \cdot 10^{-6} \text{ 1/м}$ ;  $K = 0,006301$ ;  $B = 101,02 \cdot 10^{-6} \text{ 1/м}$ ).

Значение периода 100 % увеличение прироста кривизны-3250 суток.

Величина периода 95 %увеличение прироста значения кривизны-504 суток.

Условные обозначения: R – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – теоретические данные

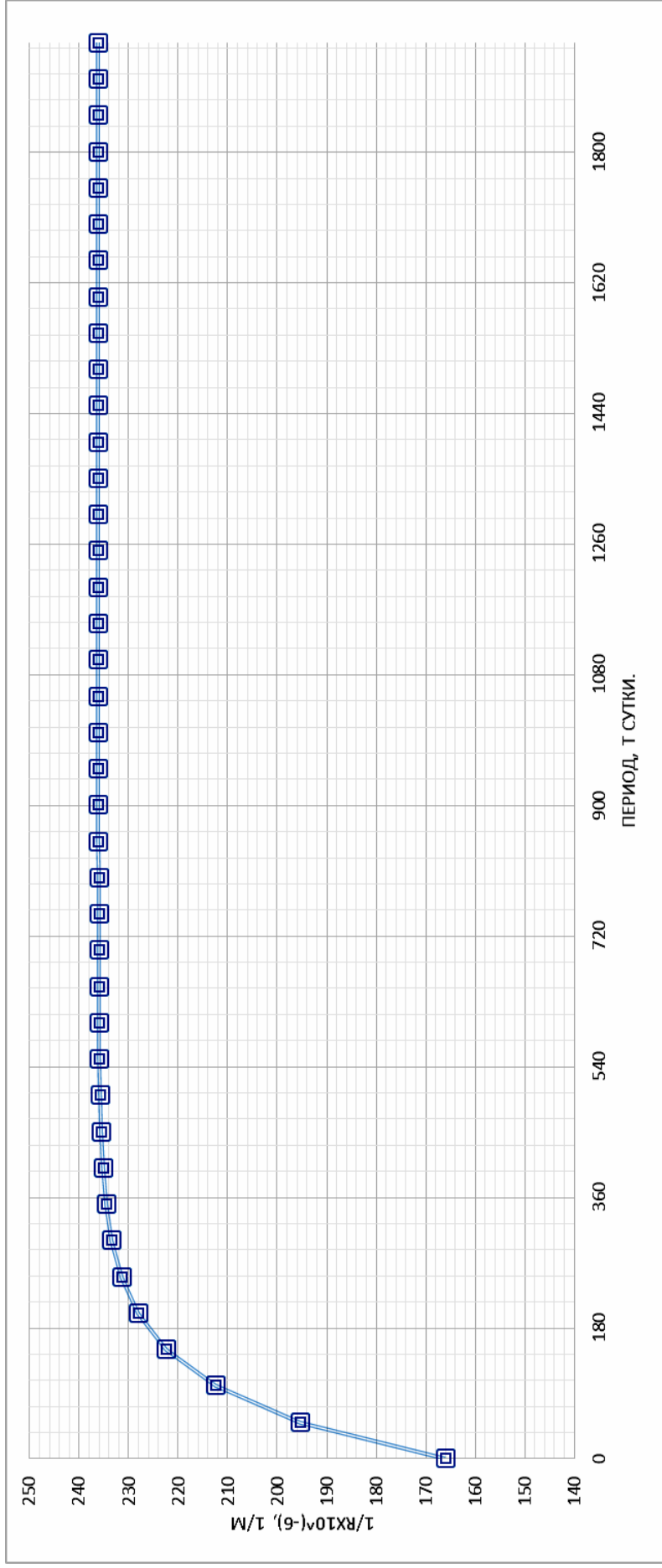


Рис. 2.23. Изменение кривизны балки Б-15 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем загрузки ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 336 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 33,6 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,62M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) в неагрессивных условиях испытания в течение ( $A = 236,14 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ;  $K = 0,0109055$ ;  $B = 70,50 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ). Значение периода 100 % увеличения прироста кривизны – 288 суток. Величина прироста кривизны  $n=25$  циклов переменной нагрузки  $t=340$  суток, с учетом приложении 95 % увеличения прироста значения кривизны – 288 суток. Основные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности, кривая с квадратами – теоретические данные



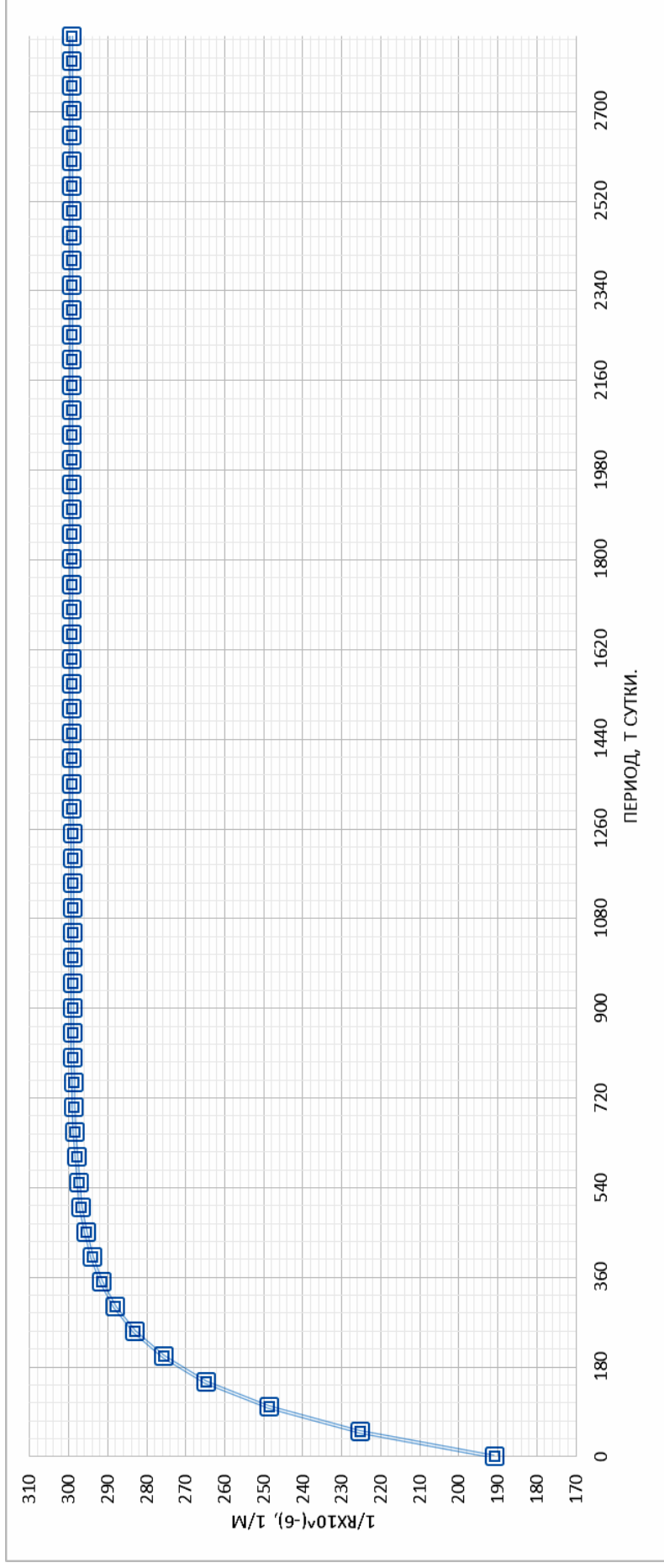


Рис. 2.24. Изменение кривизны балки E-29 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 336 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 67,2 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,31M_{\text{разр}}^{\text{от}}$ ) в неагрессивных условиях в течение  $t=337$  суток,

с учетом приложения  $n=24$  циклов переменной нагрузки

( $A = 299,25 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ;  $K = 0,00764498$ ;  $B = 108,64 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ). Значение периода прироста 100 % увеличение кривизны – 2850 суток. Величина периода прироста значения кривизны – 396 суток.

Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности, кривая с квадратами – теоретические данные

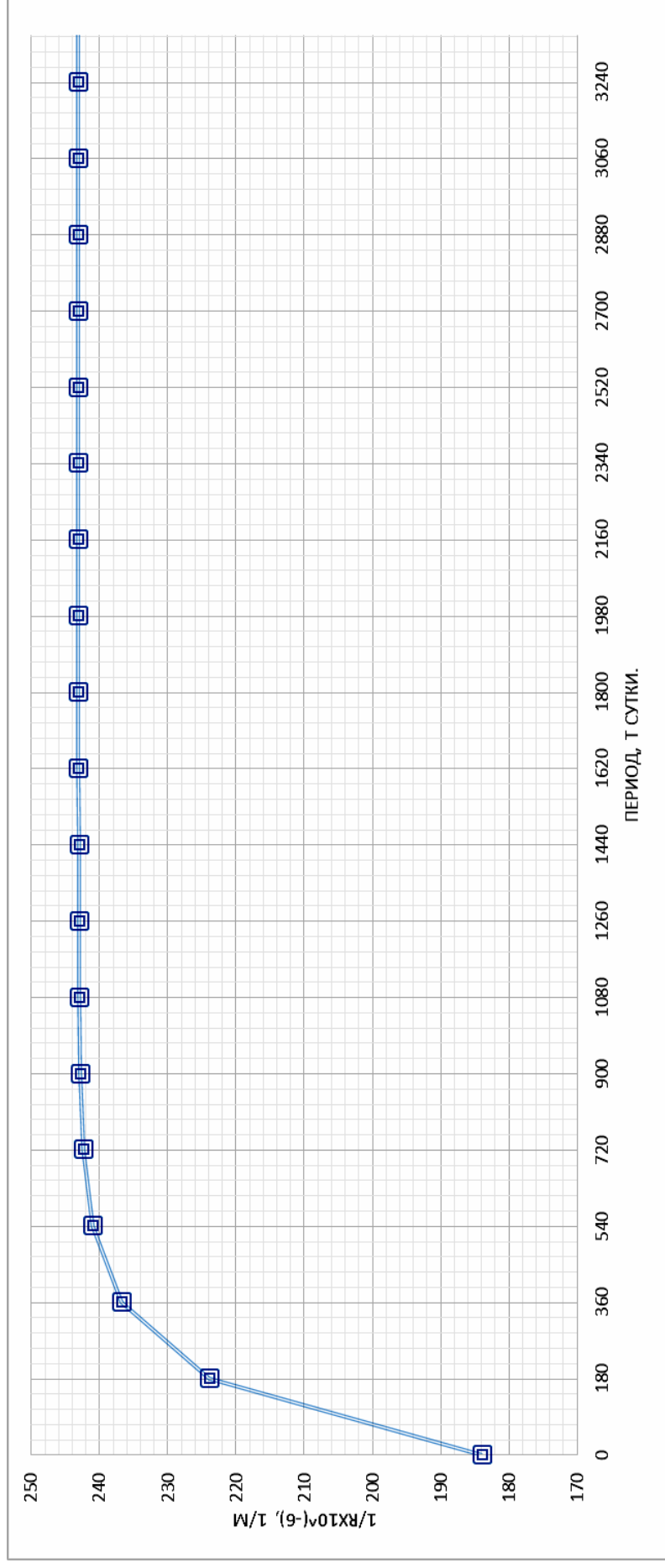


Рис. 2.25. Изменение кривизны балки JL-17 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем загрузки ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 336 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 100,8 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,41M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) в неагрессивных условиях в течение  $t=337$  суток, с учетом приложения  $n=24$  циклов переменной нагрузки ( $A = 243,10 \cdot 10^{-6}$ ,  $1/\text{м}$ ;  $K = 0,00625$ ;  $B = 59,35 \cdot 10^{-6}$ ,  $1/\text{м}$ ). Значение периода 100 % увеличения прироста кривизны – 3350 суток. Величина периода 95 % увеличения прироста значения кривизны – 504 суток.

Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – теоретические данные

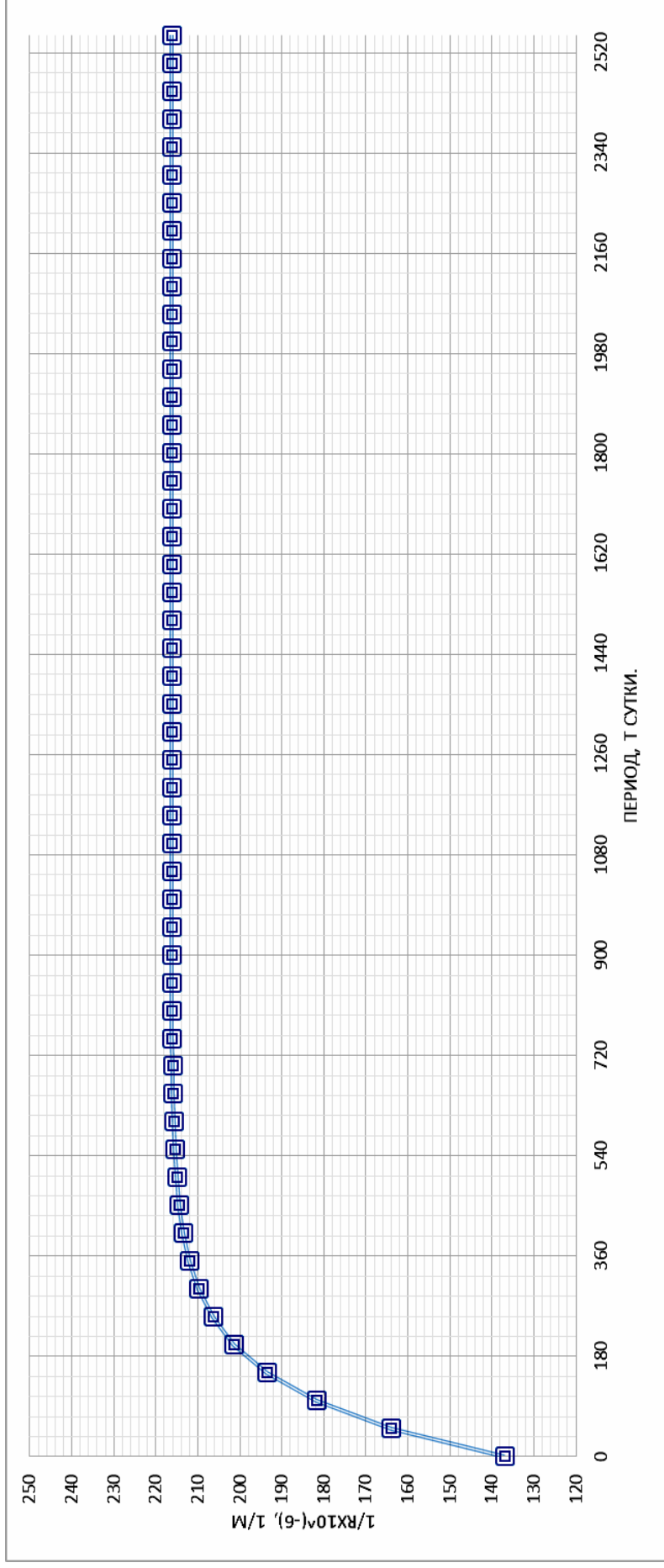


Рис. 2.26. Изменение кривизны балки П-31 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 336 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 134,4 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,51M_{\text{разр}}$ ) в неагрессивных условиях в течение  $t=340$  суток, с учетом приложения  $n=25$  циклов переменной нагрузки ( $A = 216,36 \cdot 10^{-6}$ ,  $1/\text{м}$ ;  $K = 0,00834$ ;  $B = 79,08 \cdot 10^{-6}$ ,  $1/\text{м}$ ). Значения периода 100 % увеличения прироста кривизны – 2550 суток. Величина периода 95 % увеличения прироста значения кривизны – 396 суток.

Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – теоретические данные

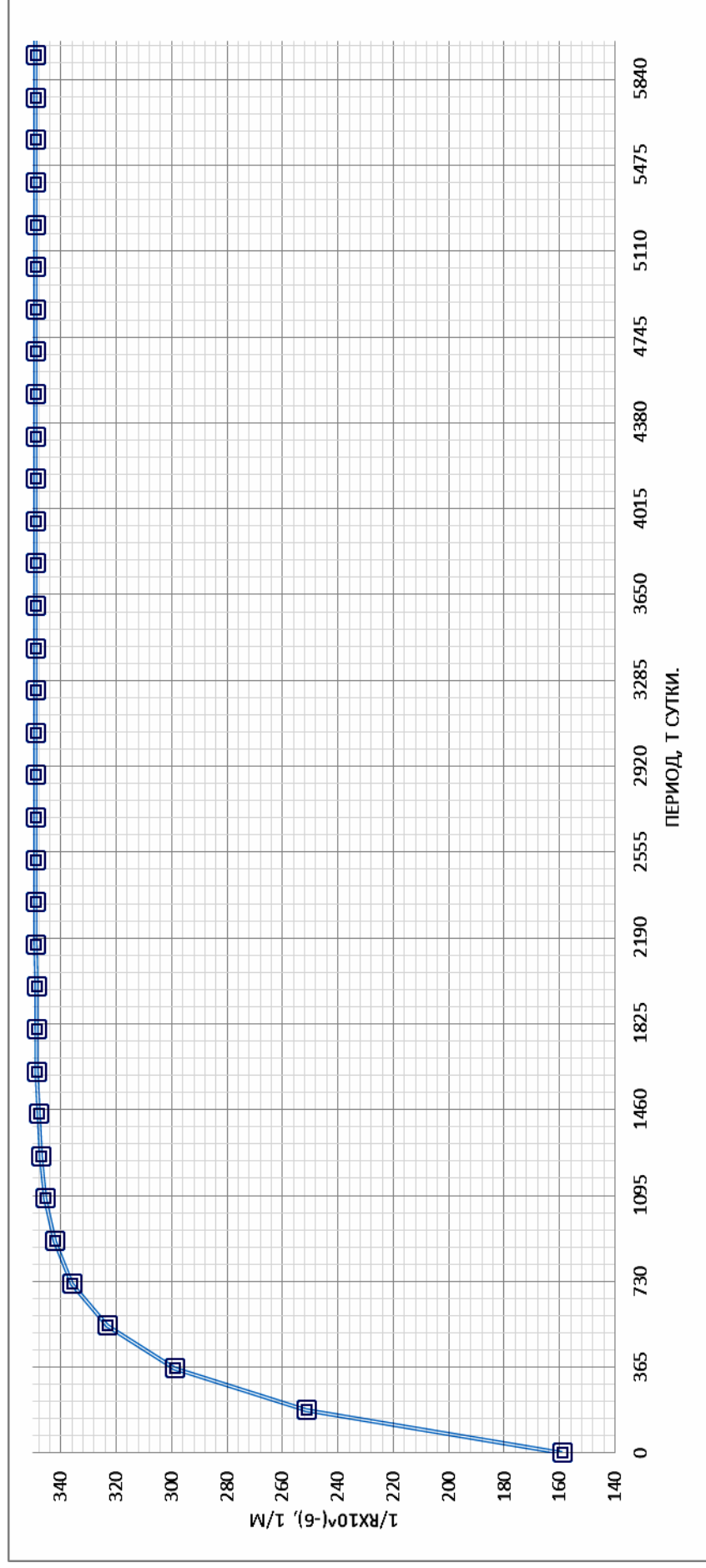


Рис. 2.27. Изменение кривизны балки В-36 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем загрузки

( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 672 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 67,2 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,51M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) в неагрессивных условиях испытания

в течение  $t=202$  суток, с учетом приложения  $n=9$  циклов переменной нагрузки

( $A = 349,12 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ;  $K = 0,003705$ ;  $B = 189,25 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ). Значения периода 100 % увеличения прироста кривизны – 6000 суток. Величина периода 95 % увеличения прироста значения кривизны – 840 суток.

Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – теоретические данные

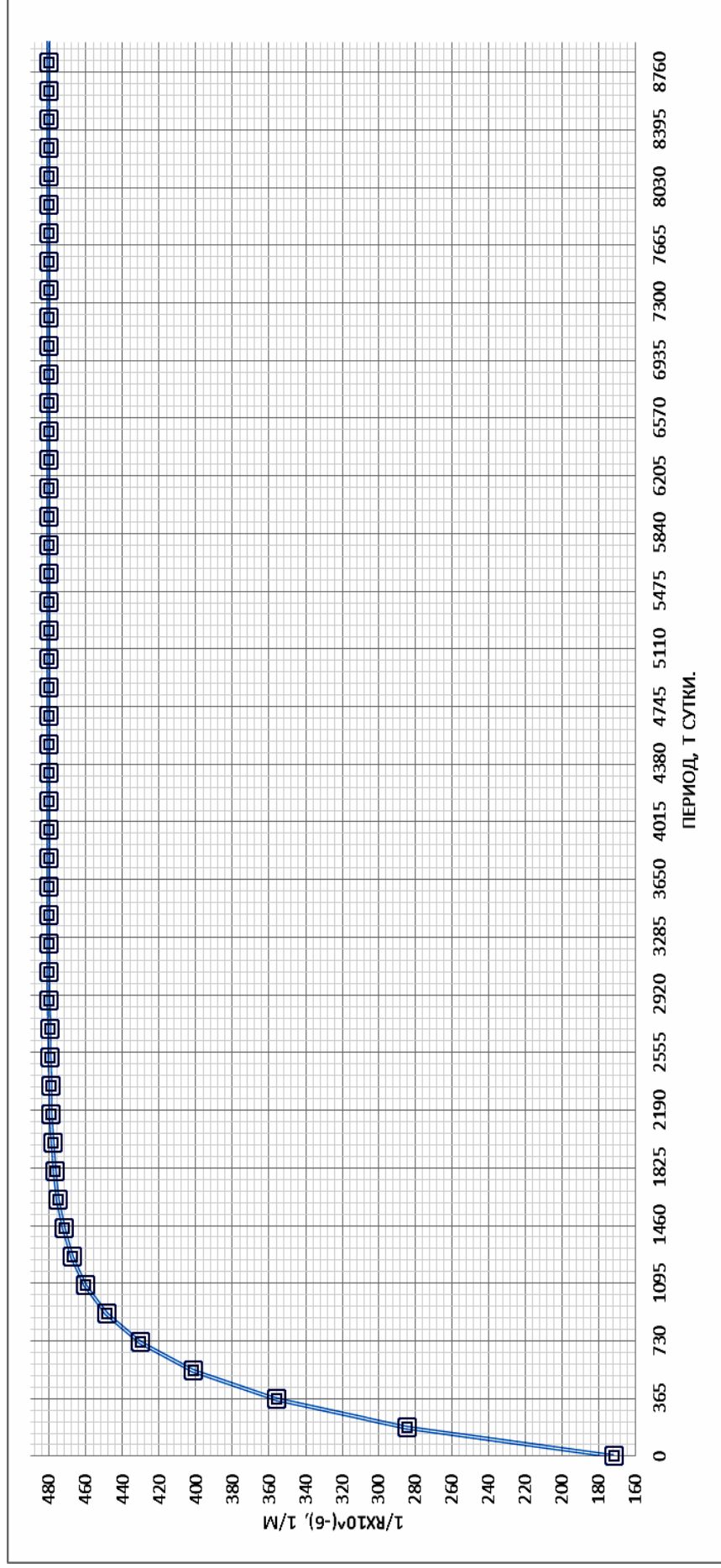


Рис. 2.28. Изменение кривизны балки Ж-33 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 672 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\min}} = 134,4 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,62M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) в неагрессивных условиях в течение  $t=225$  суток, с учетом приложения  $n=9$  циклов переменной нагрузки ( $A = 480,50 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ;  $K = 0,002525$ ;  $B = 31,50 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ). Значение периода 100 % увеличения прироста кривизны – 8850 суток. Величина периода 95 % увеличения прироста кривизны – 1400 суток.

Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – теоретические данные

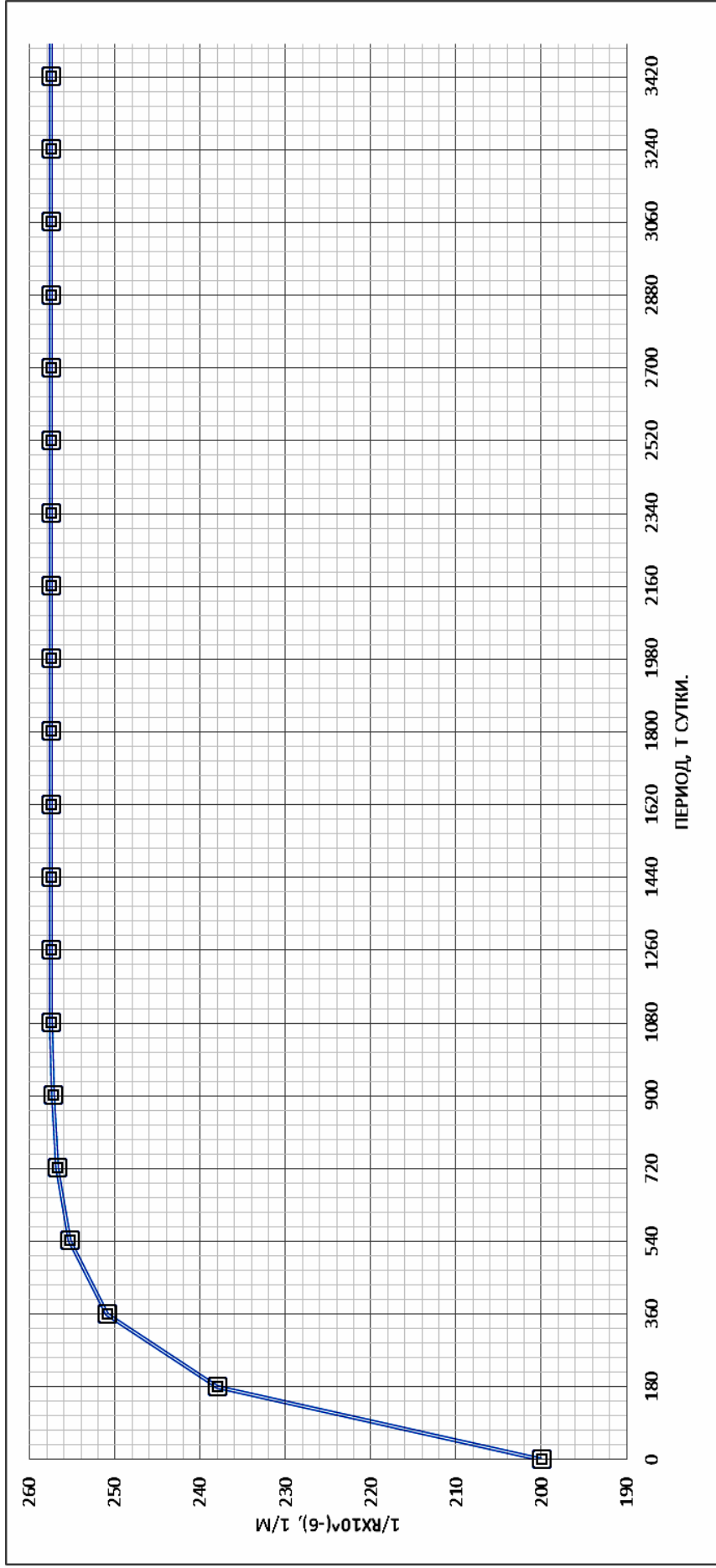


Рис. 2.29. Изменение кривизны балки М-21 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения

( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 672 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 201,6 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,31M_{\text{разр}}$ ) в неагрессивных условиях испытания

в течение  $t=230$  суток, с учетом приложения нагрузки  $n=9$  циклов переменной нагрузки

( $A = 257,61 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ;  $K = 0,006$ ;  $B = 58,33 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ). Значение периода  $100\%$  увеличения прироста кривизны –

3500 суток. Величина периода  $95\%$  увеличения прироста кривизны – 540 суток.

Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – теоретические данные

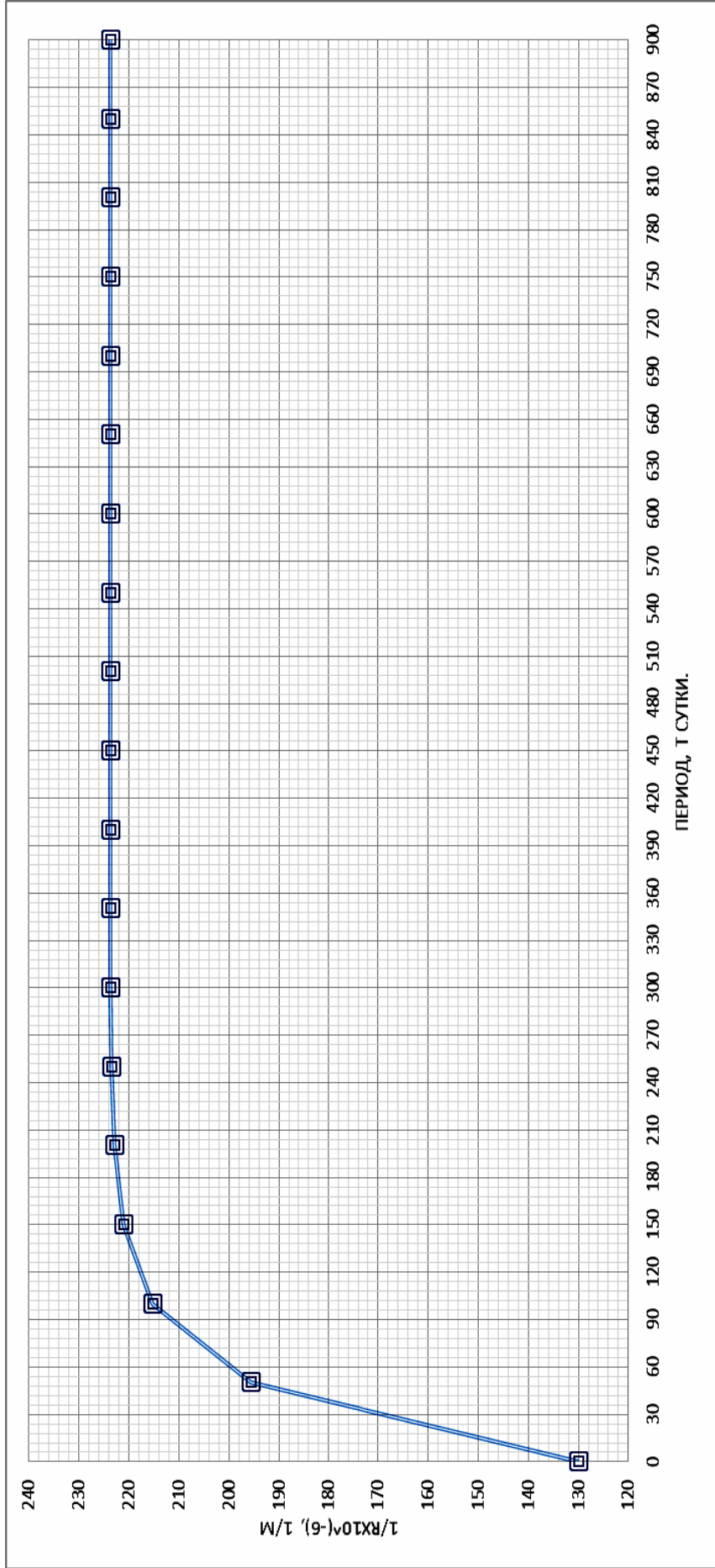


Рис. 2.30. Изменение кривизны балки Р-13 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 672 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\min}} = 268,8 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,41M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) в неагрессивных условиях в течение  $t=227$  суток, с учетом приложения  $n=9$  циклов переменной нагрузки ( $A = 223,72 \cdot 10^{-6} \text{ 1/м}$ ;  $K = 0,02405$ ;  $B = 94,11 \cdot 10^{-6} \text{ 1/м}$ ).

Значение периода 100 % увеличения прироста кривизны – 900 суток.

Величина периода 95 % увеличения прироста кривизны – 132 суток.

Условные обозначения: R – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – теоретические данные

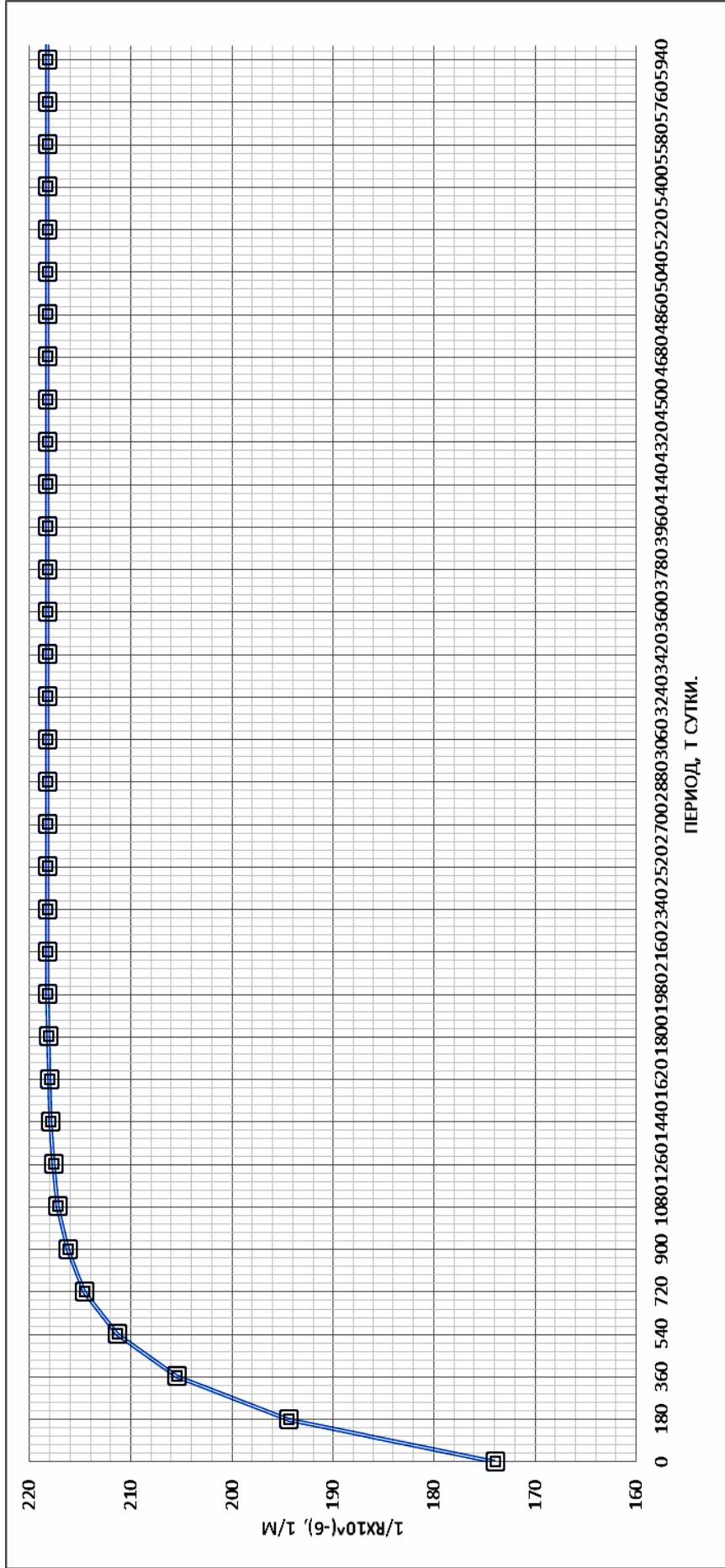


Рис. 2.31. Изменение кривизны балки Г-3 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 1344 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 134,4 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,41M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) в неагрессивных условиях испытания в течение  $t=307$  суток, с учетом приложения  $n=7$  циклов переменной нагрузки ( $A = 218,27 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ;  $K = 0,00345$ ;  $B = 44,92 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ). Значение периода 100 % процентов увеличения прироста кривизны – 6000 суток. Величина периода 95 % увеличения прироста кривизны – 900 суток. Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – теоретические данные



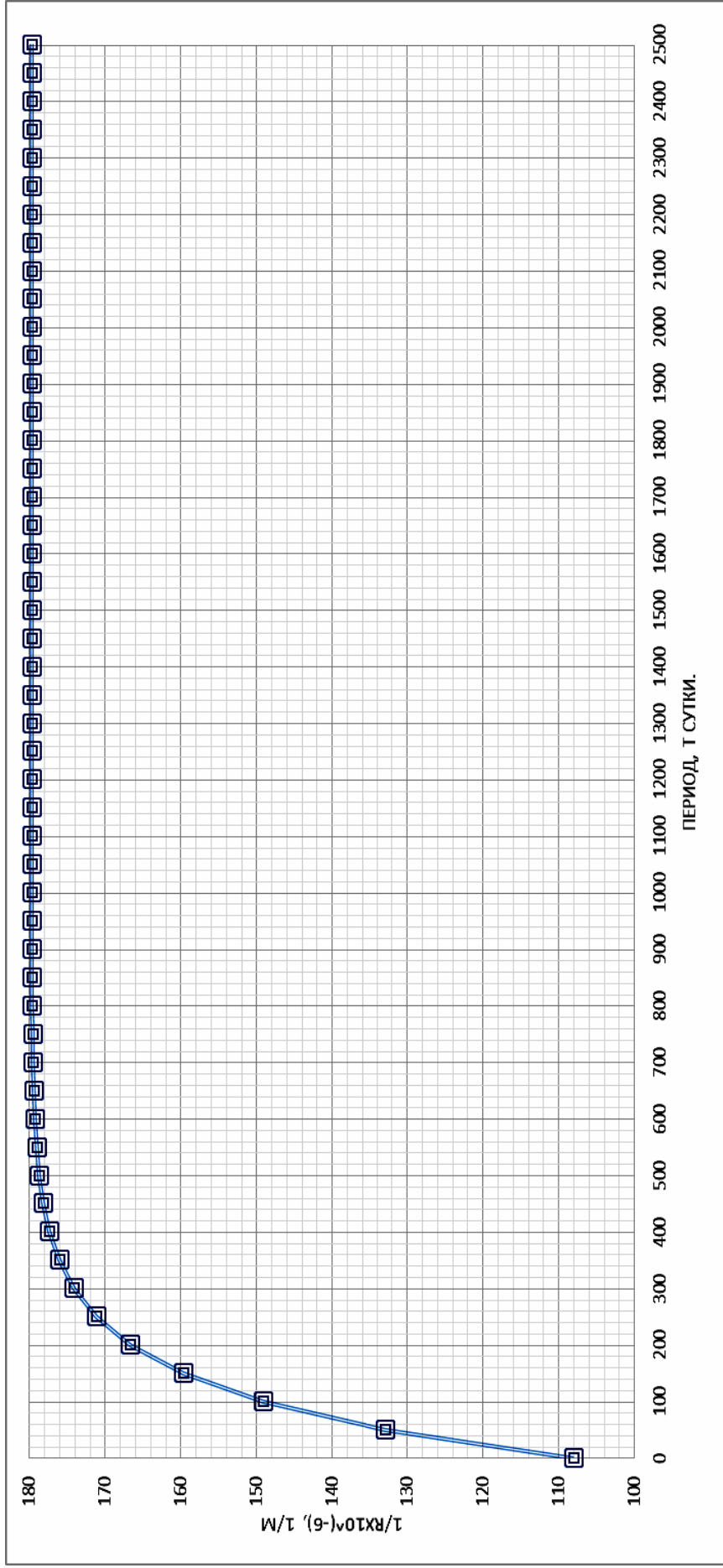


Рис. 2.32. Изменение кривизны балки 3-38 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения

(  $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 1344 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 268 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,51M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$  ) в неагрессивных условиях испытания

в течение  $t=308$  суток, с учетом приложения  $n=7$  циклов нагрузки

(  $A = 179,74 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ;  $K = 0,008515$ ;  $B = 72,06 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$  ). Значение периода 100 % увеличения прироста кривизны – 2500 суток. Величина периода 95 % увеличения прироста кривизны – 360 суток.

Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – теоретические данные

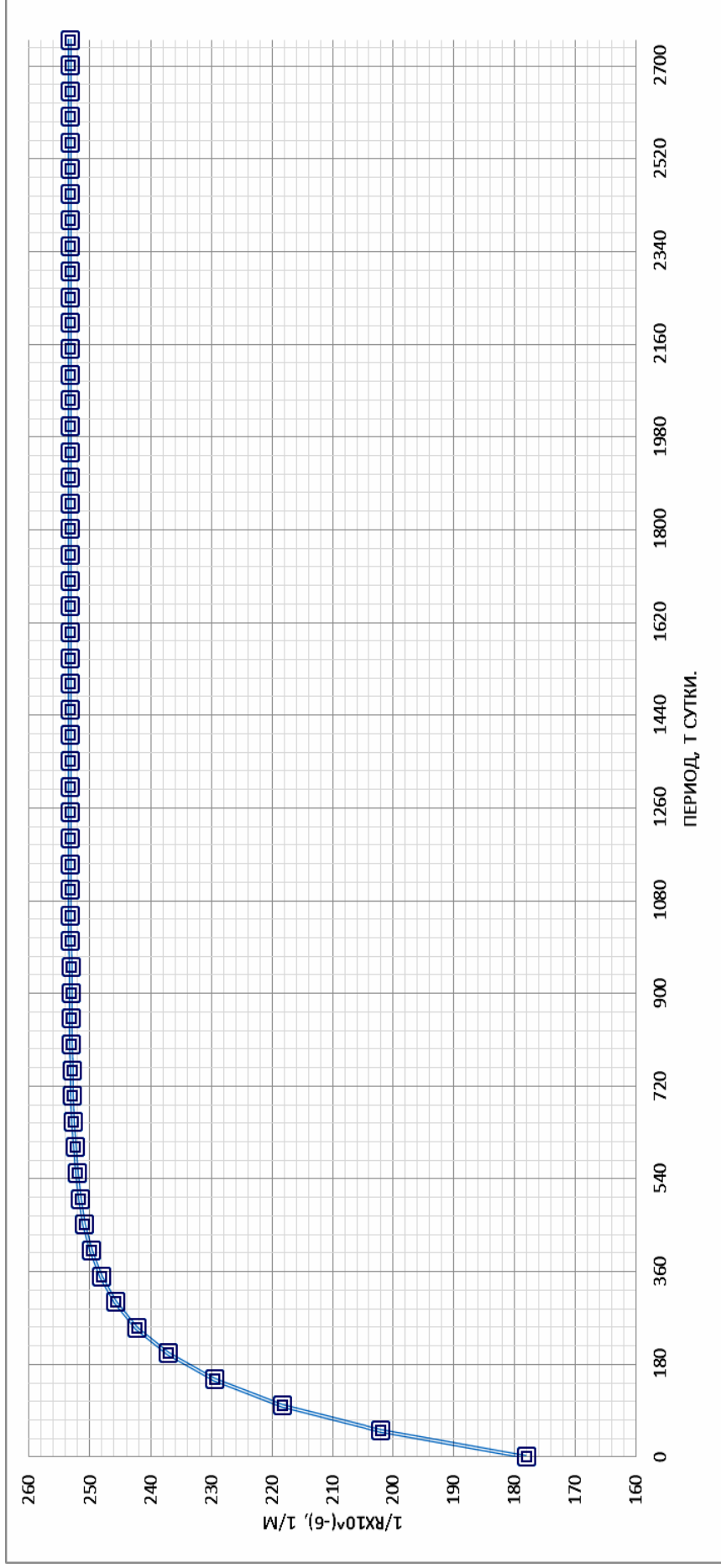


Рис. 2.33. Изменение кривизны балки Н-23 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем загрузки

(  $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 1344 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 43,2 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,62 M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$  ) в неагрессивных условиях испытания

в течение  $t=307$  суток, с учетом приложения  $n=7$  циклов переменной нагрузки

(  $A = 253,29 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ;  $K = 0,0077$ ;  $B = 75,57 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$  ). Значение периода 100 % увеличения прироста кривизны – 2750 суток. Величина периода 95 % увеличения прироста кривизны – 378 суток.

Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – теоретические данные

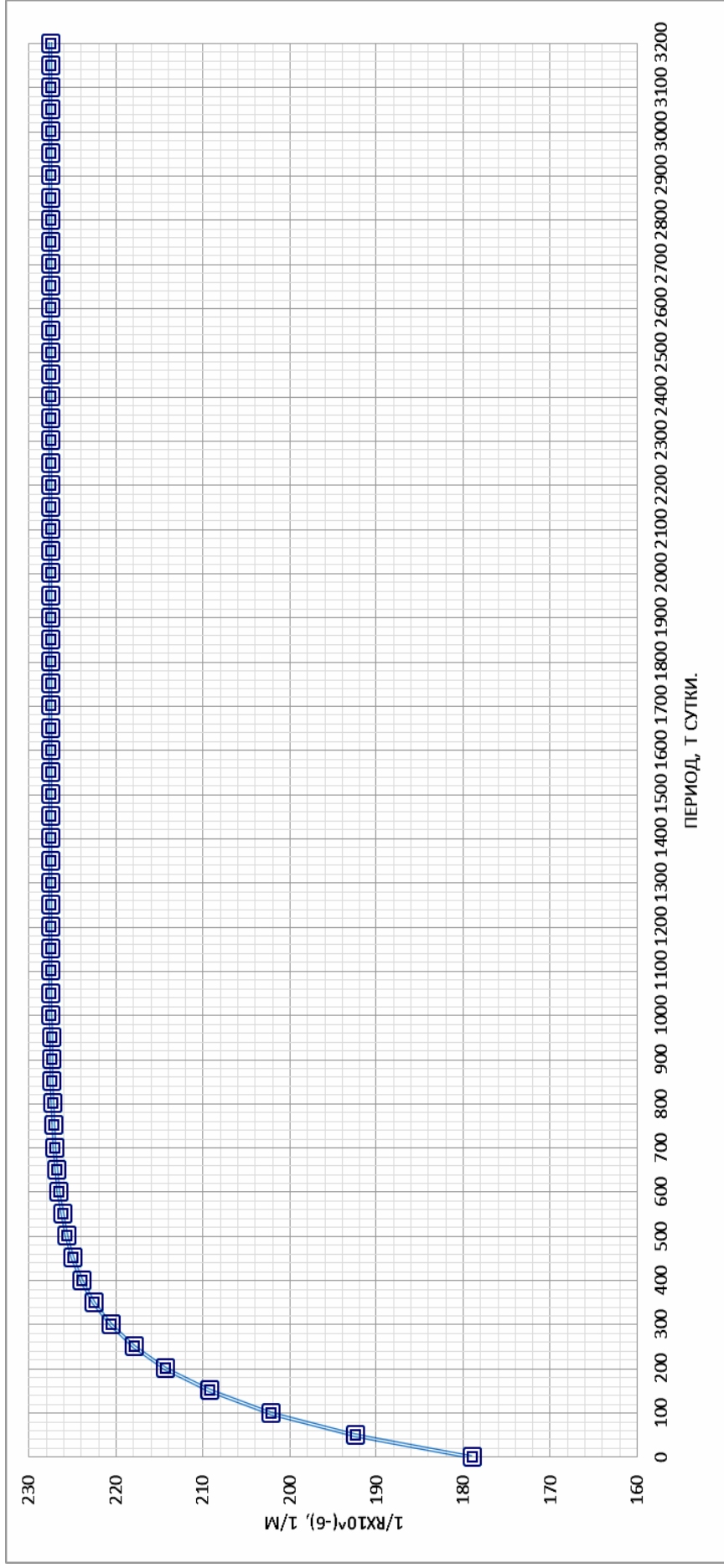


Рис. 2.34 Изменение кривизны балки С-25 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 1344 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\text{max}}} = 268,8 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,31M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) в неагрессивных условиях испытания в течение  $t=307$  суток, с учетом приращения 7 циклов ( $A = 227,59 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ;  $K = 0,0065$ ;  $B = 49,05 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ). Значение периода 100 %увеличения прироста кривизны – 3200 суток. Величина периода 95 % увеличение прироста кривизны – 480 суток.

Условные обозначения: R – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – теоретические данные

При указанных 16 комбинациях параметров переменной ступенчато-повторной нагрузки в результате проведённого эксперимента в неагрессивной среде были получены функциональные зависимости 95 % и 100 % значения прироста кривизны в виде произведения отдельных функций независимых переменных от параметров переменной ступенчато-повторной нагрузки [206]:

$$\Delta K = Kf(\eta) \cdot f(\rho) \cdot ft_{ц}, \quad (2.9)$$

где  $K$  – усреднённый коэффициент для шестнадцати комбинаций параметров воздействующей переменной нагрузки.

Результаты вычисления среднего антилагорифма 95 % и 100 % прироста кривизны от параметров переменной нагрузки  $\eta$ ,  $\rho$ , и  $t_{ц}$  в латинском квадрате (табл. 2.2, 2.3) использованы для определения соответствующих функциональных зависимостей 95 % (рис.2.35) и 100 % (рис.2.36) прироста кривизны в неагрессивных условиях испытания.

Анализ полученных функциональных зависимостей 95 % и 100 % прироста кривизны, представленных на рис. 2.35 и 2.36 показывают линейную зависимость изменения кривизны от параметров переменной ступенчато-повторной нагрузки. Однако если параметры  $\eta = t_{M_{max}}/t_{ц}$  и  $\rho = M_{min}/M_{max}$  прямо пропорционально влияют на прирост кривизны, то параметр  $t_{ц}$  имеет обратно пропорциональную зависимость. То есть увеличение нижнего уровня загрузки и рост количества циклов приложенной переменной нагрузки способствует к более значительному увеличению кривизны. Из всех параметров переменной нагрузки наибольшее влияние на увеличение прироста кривизны оказывает  $\rho = M_{min}/M_{max}$ , наименьшее –  $\eta = t_{M_{max}}/t_{ц}$ .

Т а б л и ц а 2 . 2

Величина 95 % теоретического приращения кривизны  $\Delta K = 1/R \cdot 10^{-6}$ , 1/м, балок с соответствующими шифрами в неагрессивной среде в матрице греческого квадрата в зависимости от переменной параметров ступенчато-повторной нагрузки

	$\eta = 0,1$	$\eta = 0,2$	$\eta = 0,3$	$\eta = 0,4$
$t_{ц} = 84$ ч (3,5 сут)	$\rho = 0,4$ 48 А-7	$\rho = 0,533$ 48 Д-9	$\rho = 0,666$ 600 К-11	$\rho = 0,8$ 96 О-27
$t_{ц} = 336$ часа (14 сут)	$\rho = 0,8$ 67 Б-15	$\rho = 0,4$ 103 Е-29	$\rho = 0,533$ 56 Л-17	$\rho = 0,666$ 75 П-31
$t_{ц} = 672$ ч (28 сут)	$\rho = 0,666$ 180 В-36	$\rho = 0,8$ 299 Ж-33	$\rho = 0,4$ 55 М-21	$\rho = 0,533$ 89 Р-13
$t_{ц} = 1344$ ч (56 сут)	$\rho = 0,533$ 42 Г-3	$\rho = 0,666$ 68 З-38	$\rho = 0,8$ 71 Н-23	$\rho = 0,4$ 47 С-25

Таблица 2.3

Величина 100 % теоретического приращения кривизны  $\Delta K = 1/R \cdot 10^{-6}$ , 1/м, балок с соответствующими шифрами в неагрессивной среде в матрице греческого квадрата в зависимости от параметров переменной ступенчато-повторной нагрузки

	$\eta = 0,1$	$\eta = 0,2$	$\eta = 0,3$	$\eta = 0,4$
$t_{\text{ц}} = 84$ ч (3,5 сут)	$\rho = 0,4$ 50 А-7	$\rho = 0,533$ 50 Д-9	$\rho = 0,666$ 63 К-11	$\rho = 0,8$ 101 О-27
$t_{\text{ц}} = 336$ ч (14 сут)	$\rho = 0,8$ 70 Б-15	$\rho = 0,4$ 108 Е-29	$\rho = 0,533$ 59 Л-17	$\rho = 0,666$ 79 П-31
$t_{\text{ц}} = 672$ ч (28 суток)	$\rho = 0,666$ 189 В-36	$\rho = 0,8$ 315 Ж-33	$\rho = 0,4$ 58 М-21	$\rho = 0,533$ 94 Р-13
$t_{\text{ц}} = 1344$ ч (56 сут)	$\rho = 0,533$ 44 Г-3	$\rho = 0,666$ 72 З-38	$\rho = 0,8$ 75 Н-23	$\rho = 0,4$ 49 С-25

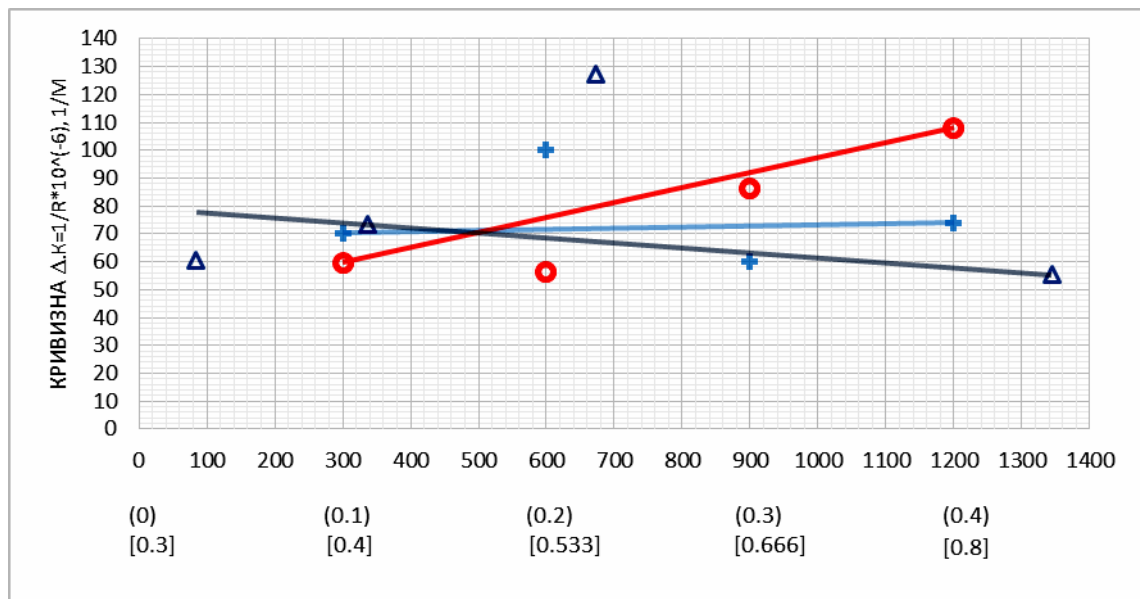


Рис. 2.35. Зависимость 95 % величины затухания теоретического приращения значения кривизны ( $\Delta K = \frac{1}{R} \cdot 10^{-6}$ , 1/м) в зоне чистого изгиба балок с верхним уровнем нагружения переменной нагрузки для неагрессивных условий испытания в газовой среде от параметров переменной ступенчатой повторной нагрузки: ось абсцисс: цифры без скобок предназначены для параметра  $t_{\text{ц}}$  — длительность цикла переменной нагрузки в часах (треугольник); цифры в круглых скобках предназначены для параметра  $\eta = t_{\text{max}}/t_{\text{ц}}$  (засечка); цифры в квадратных скобках предназначены для параметра  $\rho = M_{\text{min}}/M_{\text{max}}$  (окружность).

$$K = 0,00018 \cdot (68,93 + 12,667\eta)(20,25 + 98,872\rho)(79,45 - 0,018t_{\text{ц}})$$

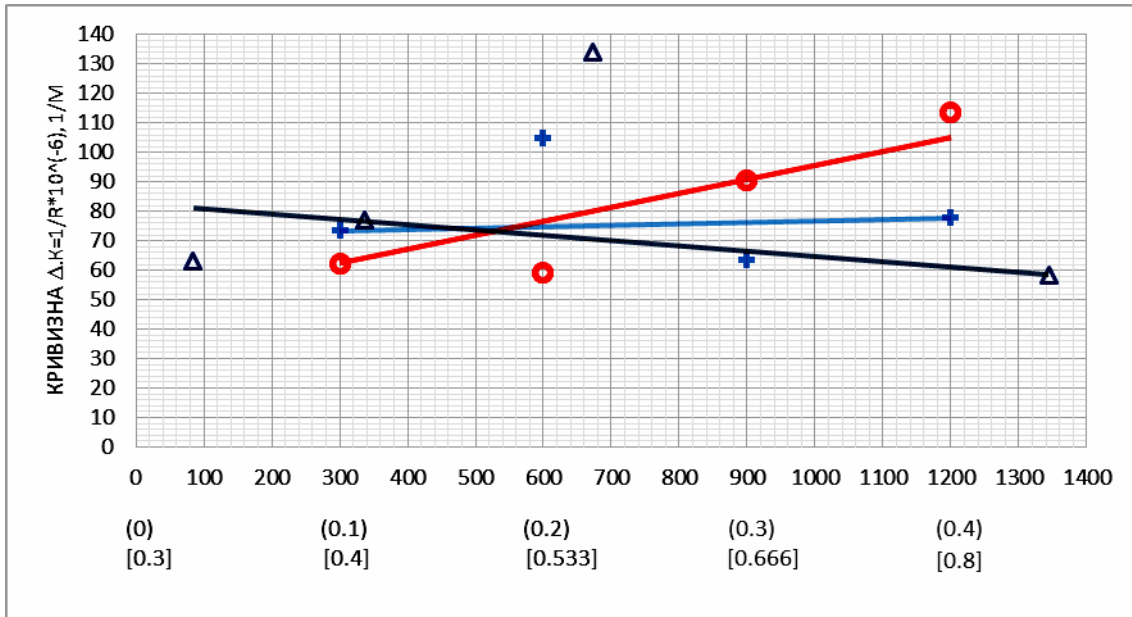


Рис. 2.36. Зависимость 100 % величины затухания теоретического приращения значения кривизны ( $\Delta K = \frac{1}{R} \cdot 10^{-6}$ , 1/м) в зоне чистого изгиба балок с верхним уровнем загрузки переменной нагрузки для неагрессивных условий испытания в газовой среде от параметров переменной ступенчатой повторной нагрузки:

ось абсцисс: цифры без скобок предназначены для параметра  $t_c$  – длительность цикла переменной нагрузки в часах (треугольник); цифры в круглых скобках предназначены для параметра  $\eta = t_{\max}/t_c$  (засечка); цифры в квадратных скобках предназначены для параметра  $\rho = M_{\min}/M_{\max}$  (окружность).

$$K = 0,00016 \cdot (71,93 + 14,667\eta)(19,59 + 106,767\rho)(82,59 - 0,018t_c)$$

На рис. 2.37 и 2.38 представлены функциональные зависимости продолжительности в сутках соответственно 95 % и 100 % увеличения прироста кривизны балок в неагрессивных условиях испытания в зависимости от параметров переменной ступенчато-повторной нагрузки, рассчитанные с помощью латинского квадрата (табл. 2.4, 2.5).

Анализ полученных функциональных зависимостей на рис. 2.37 и 2.38 показывает линейную зависимость продолжительности 95 % и 100 % увеличения прироста кривизны балок в неагрессивных условиях испытания в зависимости от параметров переменной ступенчато-повторной нагрузки. Параметры переменной нагрузки на продолжительность увеличения прироста кривизны балок на рис. 2.37 и 2.38 имеют одинаковый характер влияния. Параметры  $t_c$  и  $\rho = M_{\min}/M_{\max}$  прямо пропорционально увеличивают период затухания прироста кривизны, по сравнению с параметром  $\eta = t_{M_{\max}}/t_c$ .

Таблица 2.4

Продолжительность в сутках 95 % увеличения прироста кривизны балок с соответствующими номерами в зоне чистого изгиба в неагрессивной газовой среде в матрице греческого квадрата в зависимости от параметров переменной ступенчато-повторной нагрузки ( $\eta$ ,  $\rho$ ,  $t_u$ )

	$\eta = 0,1$	$\eta = 0,2$	$\eta = 0,3$	$\eta = 0,4$
$t_u = 84$ ч (3,5 сут)	$\rho = 0,4$ 396 сут А-7	$\rho = 0,533$ 396 сут Д-9	$\rho = 0,666$ 324 сут К-11	$\rho = 0,8$ 504 сут О-27
$t_u = 336$ ч (14 сут)	$\rho = 0,8$ 288 сут Б-15	$\rho = 0,4$ 396 сут Е-29	$\rho = 0,533$ 504 сут Л-17	$\rho = 0,666$ 396 сут П-31
$t_u = 672$ ч (28 сут)	$\rho = 0,666$ 840 сут В-36	$\rho = 0,8$ 1400 сут Ж-33	$\rho = 0,4$ 540 сут М-21	$\rho = 0,533$ 132 сут Р-13
$t_u = 1344$ ч (56 сут)	$\rho = 0,533$ 900 сут Г-3	$\rho = 0,666$ 360 сут З-38	$\rho = 0,8$ 378 сут Н-23	$\rho = 0,4$ 480 сут С-25

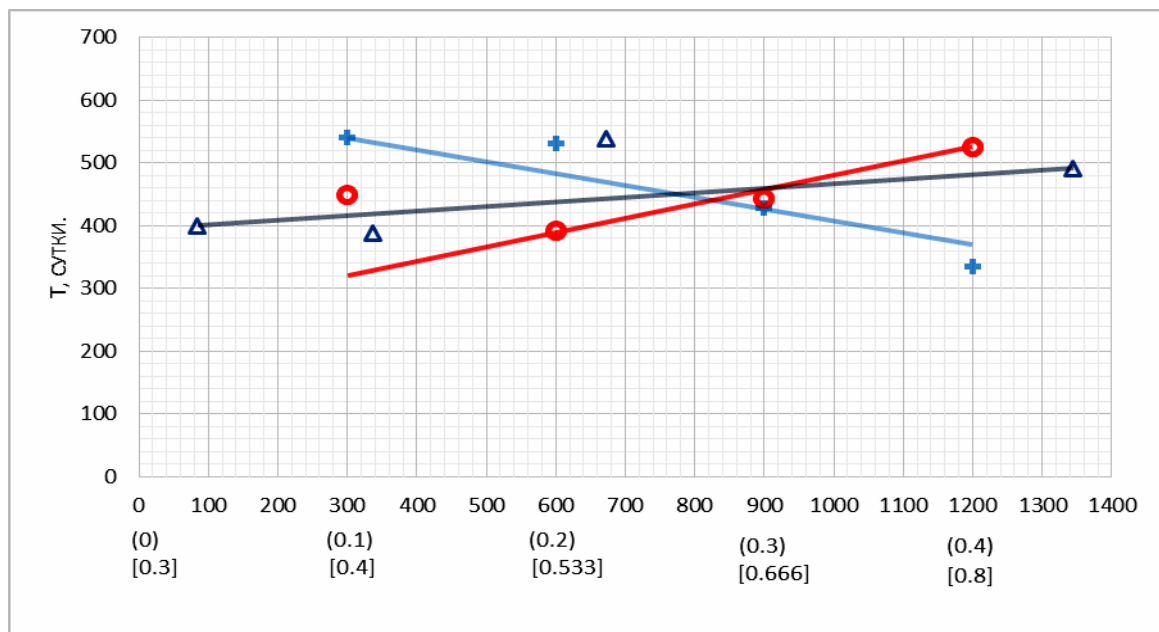


Рис. 2.37. Продолжительность в сутках 95 % увеличение прироста кривизны балок верхним уровнем загрузки переменной нагрузки в зоне чистого изгиба в неагрессивных газовой среде в условиях испытания от параметров переменной ступенчатой повторной нагрузки:

$T$  – период прироста величины кривизны в сутках. Ось абсцисс: цифры без скобок предназначены для параметра  $t_u$  – длительность цикла переменной нагрузки в часах (треугольник); цифры в круглых скобках предназначены для параметра  $\eta = t_{\max}/t_u$  (засечка); цифры в квадратных скобках предназначены

для параметра  $\rho = M_{\min}/M_{\max}$  (окружность).

$$T = 0,0000539 \cdot (599 - 570\eta)(124,4 + 502\rho)(394 + 0,073t_u)$$

Таблица 2.5

Продолжительность в сутках 100 % увеличения прироста кривизны балок с соответствующими шифрами в зоне чистого изгиба в неагрессивной газовоздушной среде в матрице греческого квадрата в зависимости от параметров переменной ступенчато-повторной нагрузки ( $\eta$ ,  $\rho$ ,  $t_{ц}$ )

	$\eta = 0,1$	$\eta = 0,2$	$\eta = 0,3$	$\eta = 0,4$
$t_{ц} = 84$ ч (3,5 сут)	$\rho = 0,4$ 2700 сут А-7	$\rho = 0,533$ 2550 сут Д-9	$\rho = 0,666$ 2400 сут К-11	$\rho = 0,8$ 3250 сут О-27
$t_{ц} = 336$ ч (14 сут)	$\rho = 0,8$ 1950 сут Б-15	$\rho = 0,4$ 2850 сут Е-29	$\rho = 0,533$ 3350 сут Л-17	$\rho = 0,666$ 2550 сут П-31
$t_{ц} = 672$ ч (28 сут)	$\rho = 0,666$ 6000 сут В-36	$\rho = 0,8$ 8850 сут Ж-33	$\rho = 0,4$ 3500 сут М-21	$\rho = 0,533$ 900 сут Р-13
$t_{ц} = 1344$ ч (56 сут)	$\rho = 0,533$ 6000 сут Г-3	$\rho = 0,666$ 2500 сут З-38	$\rho = 0,8$ 2750 сут Н-23	$\rho = 0,4$ 3200 сут С-25

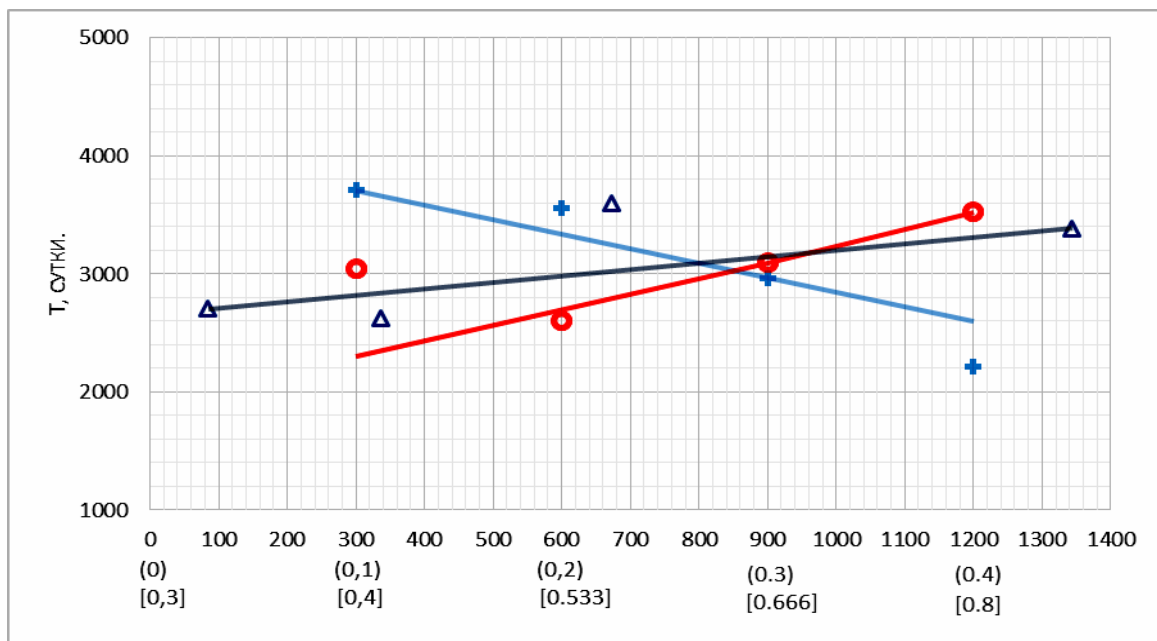


Рис. 2.38. Продолжительность в сутках 100 % увеличения прироста кривизны балок с верхним уровнем загрузки переменной нагрузки в зоне чистого изгиба в неагрессивных газовоздушных условиях от параметров переменной ступенчатой повторной нагрузки:

$T$  – период прироста величины кривизны в сутках. Ось абсцисс: цифры без скобок предназначены для параметра  $t_{ц}$  – длительность цикла переменной нагрузки в часах (треугольник); цифры в круглых скобках предназначены для параметра  $\eta = t_{max}/t_{ц}$  (засечка); цифры в квадратных скобках предназначены для параметра  $\rho = M_{min}/M_{max}$  (окружность).

$$T = 0,000000116 \cdot (4081 - 3720\eta)(969 + 3194\rho)(2662 + 0,540t_{ц})$$



На рис. 2.39–2.45 показаны экспериментальные данные изменения прироста кривизны, полученные на опытных образцах при комбинированном двухкратном воздействии среды, сначала неагрессивной, а затем агрессивной в условиях нагружения балок переменной ступенчато-повторной нагрузки с верхним уровнем загрузки и построенные по ним теоретические корреляционные кривые кривизны.

Теоретические корреляционные кривые кинетики прироста кривизны балок во времени при комбинированном двухкратном воздействии среды, сначала неагрессивной, а затем агрессивной при одновременном действии на образцы переменной ступенчато-повторной нагрузки с верхним уровнем загрузки, с учётом определения значений 95 % и 100 % кривизны образцов представлены на рис. 2.46–2.52.

Анализ результатов на рис. 2.46–2.52 показывает, что изменение воздействующей среды испытания с неагрессивной газовой среды на агрессивную, предусматривающую периодическое увлажнение в течение суток 3 % раствором NaCl, приводит к увеличению кривизны в среднем на 3,3 %, а максимально на 6,9 % к концу периода экспериментальных исследований.

На рис. 2.53–2.67 представлены экспериментальные данные увеличения прироста кривизны балок и построенные по ним теоретические корреляционные кривые в агрессивных условиях испытания при действии переменной ступенчато-повторной нагрузки с верхним уровнем загрузки, а на рис. 2.68–2.83 – теоретические корреляционные кривые кинетики прироста кривизны балок во времени при испытании их переменной нагрузкой с верхним уровнем нагружения в агрессивной среде с учётом 95 % и 100 % увеличения прироста кривизны балок.

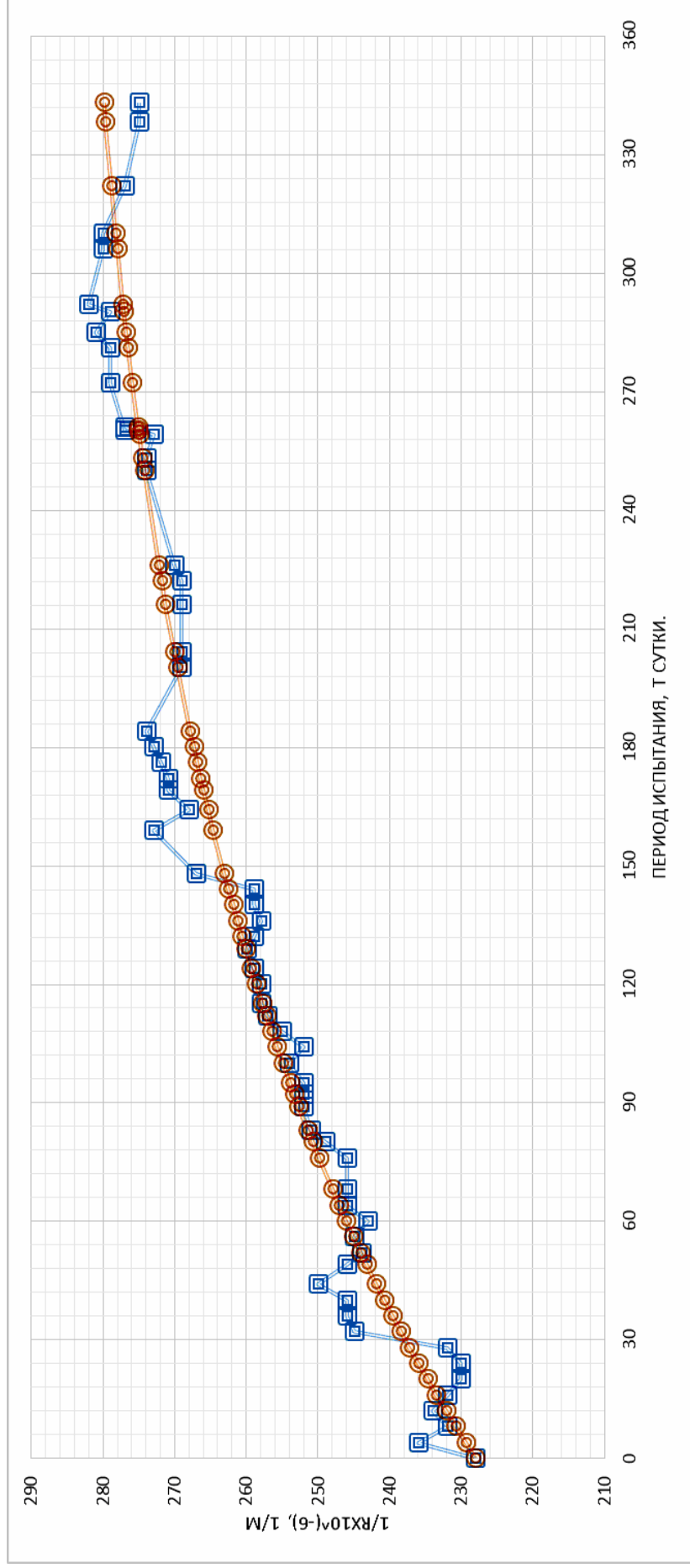


Рис. 2.39. Изменение кривизны балки А-7 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем загрузки ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 84 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 8 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,31M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) сначала в неагрессивных условиях в течение  $t=250$  суток, а затем в агрессивных условиях в течение 93 суток, с учетом приложения  $n=27$  циклов переменной нагрузки

$$(A = 287,40 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}; K = 0,0060405; B = 59,00 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м})$$

Условные обозначения: R – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – экспериментальные данные; кривая с окружностями – теоретические данные

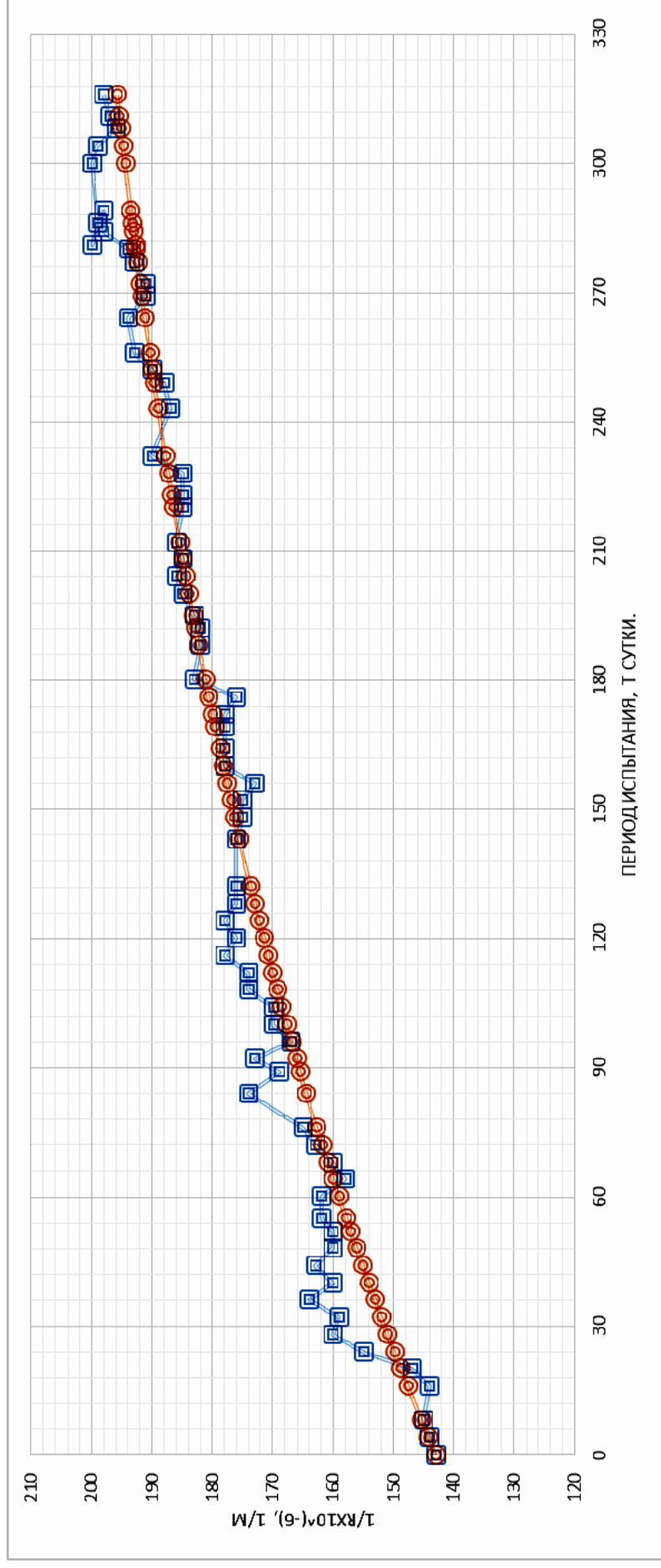


Рис. 2.40. Изменение кривизны балки Д-9 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем загрузки ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 84 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 16 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,41M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) сначала в неагрессивных условиях в течение  $t=232$  суток  $n=67$  циклов, а затем в агрессивных условиях в течение 84 суток, с учетом приложения 24 цикла переменной нагрузки ( $A = 214,17 \cdot 10^{-6} \text{ 1/м}$ ;  $K = 0,004225$ ;  $B = 71,02 \cdot 10^{-6} \text{ 1/м}$ ).

Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – экспериментальные данные; кривая с окружностями – теоретические данные

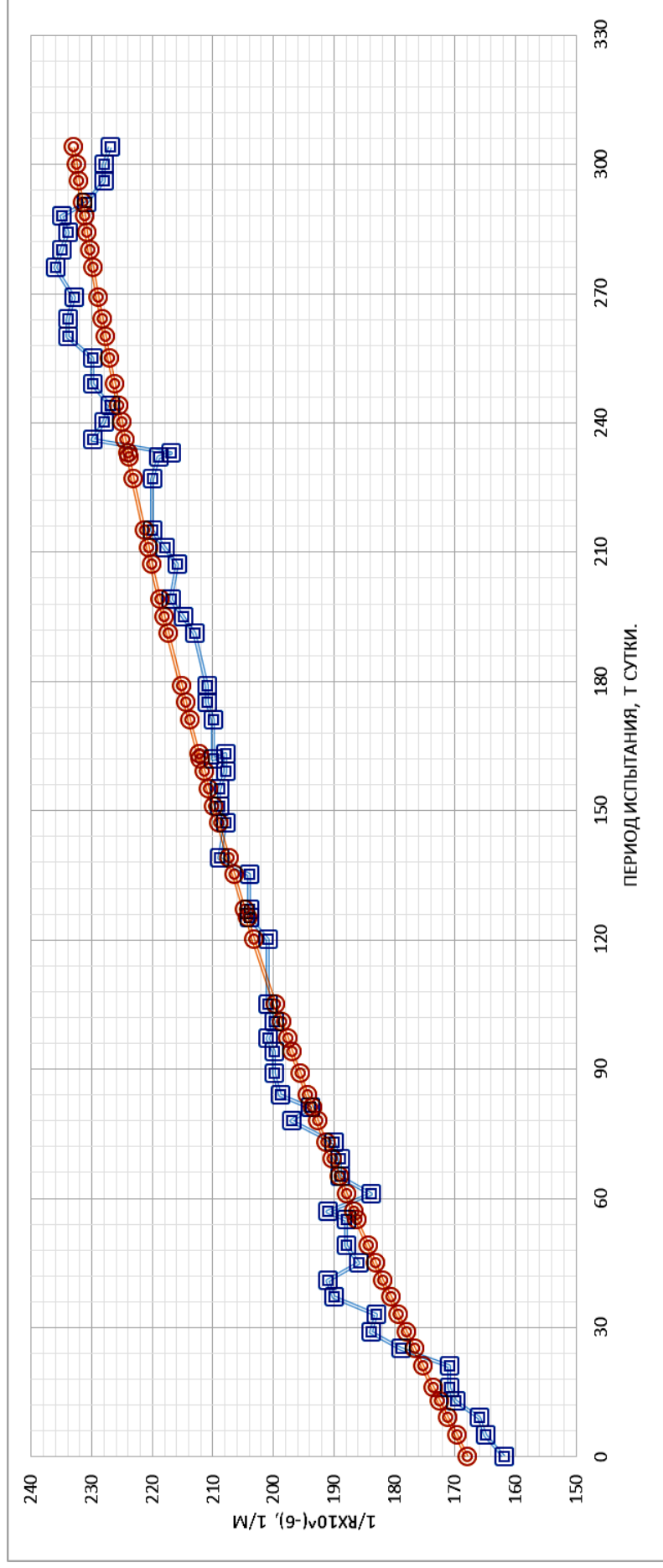


Рис. 2.41. Изменение кривизны балки К-11 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 84 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\min}} = 25 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,51M_{\text{разр}}^{\text{от}}$ ) сначала в неагрессивных условиях в течение  $t=232$  суток, с учетом приложения  $n=63$  циклов, а затем в агрессивных условиях в течение 72 суток, с учетом приложения 21 циклов переменной нагрузки ( $A = 260,76 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ;  $K = 0,00399$ ;  $B = 93,03 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ).

Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – экспериментальные данные; кривая с окружностями – теоретические данные

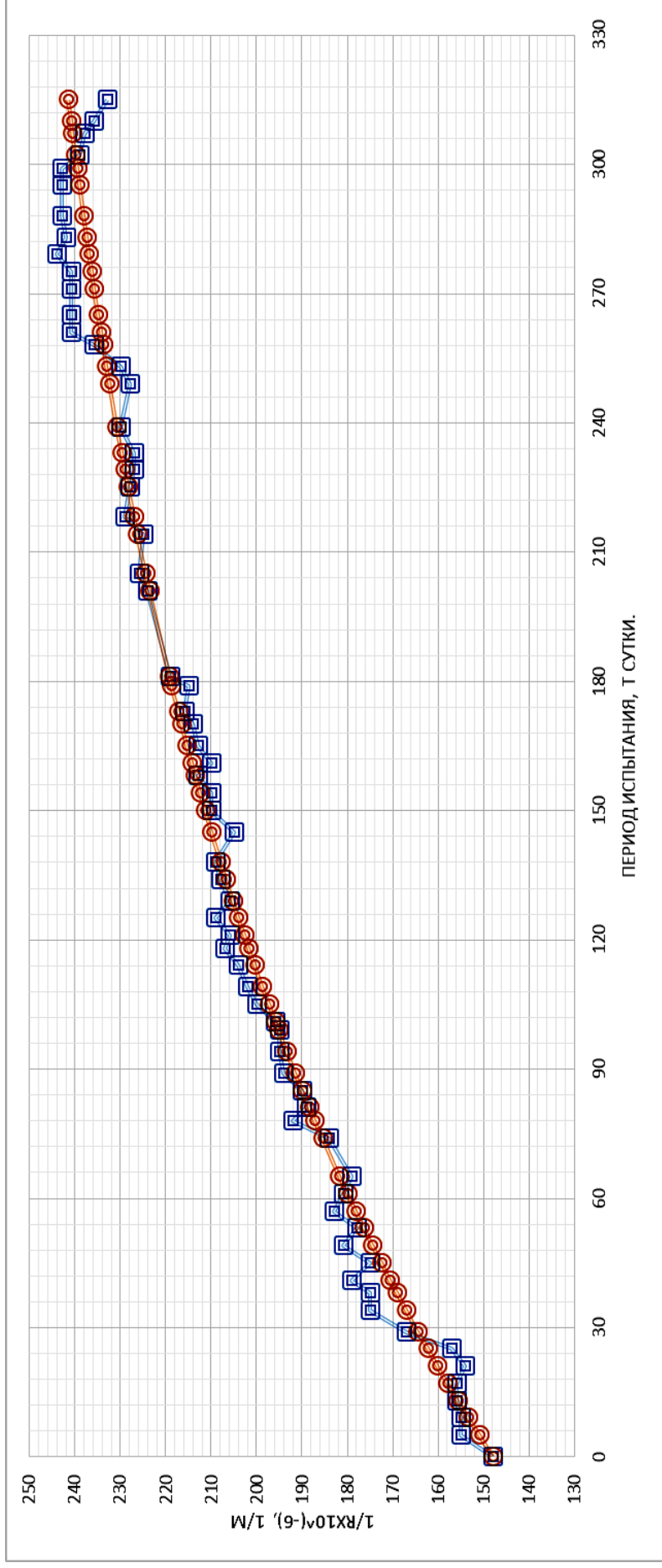


Рис. 2.42. Изменение кривизны балки О-27 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 84 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 34 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,62M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) сначала в неагрессивных условиях в течение  $t=237$  суток  $n=68$  циклов, а затем в агрессивных условиях в течение 78 суток, с учетом приложения 23 циклов переменной нагрузки ( $A = 262,75 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ;  $K = 0,005357299$ ;  $B = 115,02 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ).

Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – экспериментальные данные; кривая с окружностями – теоретические данные

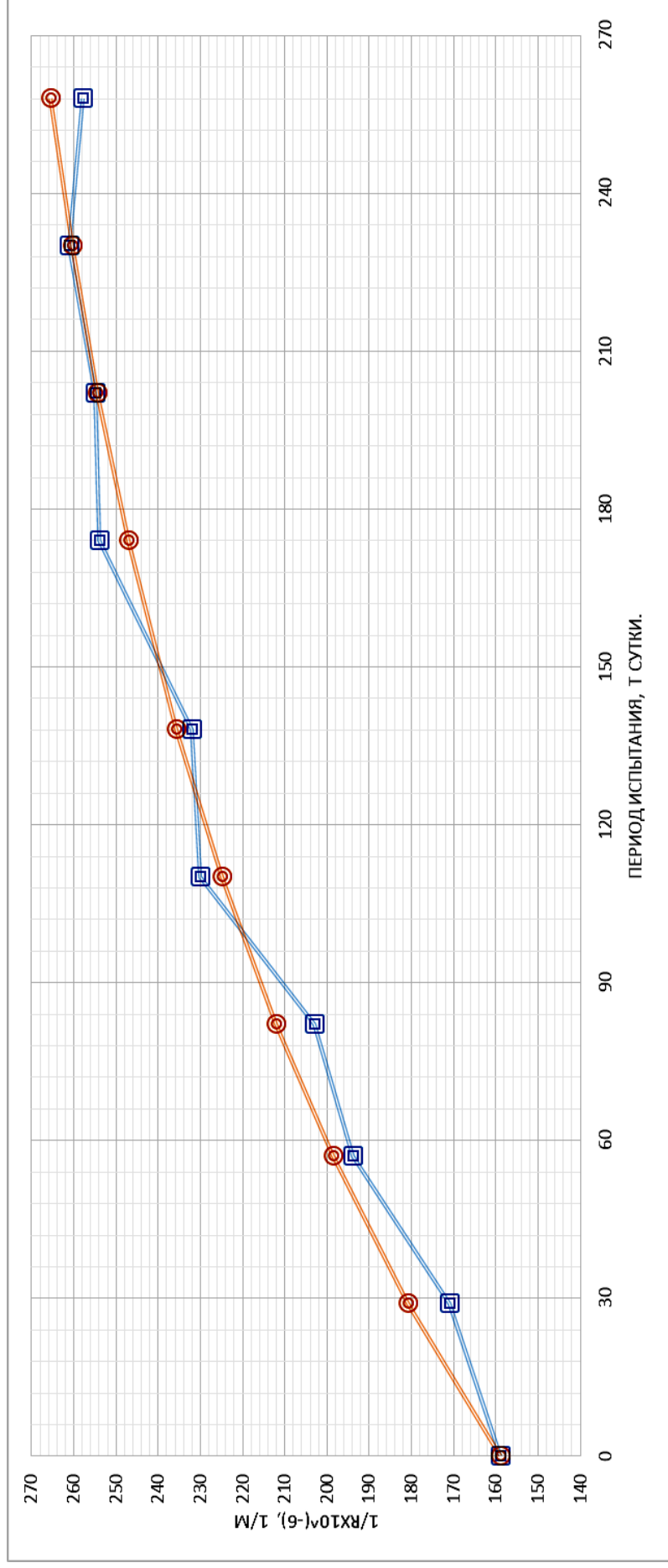


Рис. 2.43. Изменение кривизны балки В-36 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 672 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 67,2 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,51M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) сначала в неагрессивных условиях

в течение  $t=202$  суток,  $n=9$  циклов, а затем в агрессивных условиях в течение 56 суток, с учетом приложения  $n=2$  цикла переменной нагрузки

$$(A = 292,98 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}; K = 0,000616; B = 133,28 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}).$$

Условные обозначения: R – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – экспериментальные данные; кривая с окружностями – теоретические данные

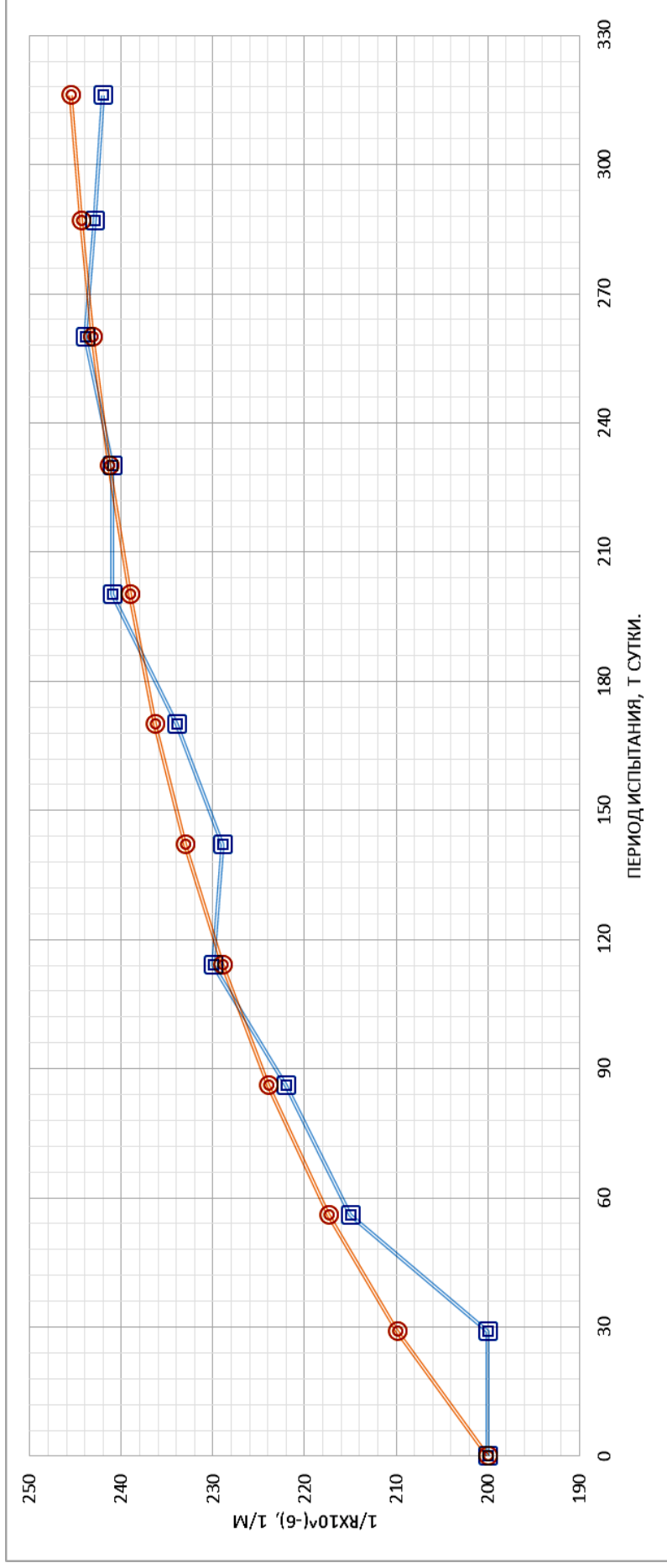


Рис. 2.44. Изменение кривизны балки М-21 при испытании при переменной нагрузке с верхнем уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 672 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 201,6 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,31M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) сначала в неагрессивных условиях испытания в течение начальных  $t=230$  суток  $n=9$  циклов, а затем в агрессивных условиях испытания в течение 86 суток, 3 цикла ( $A = 250,06 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ;  $K = 0,0076$ ;  $B = 50,52 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ).

Условные обозначения: R – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – экспериментальные данные;  
 кривая с окружностями – теоретические данные

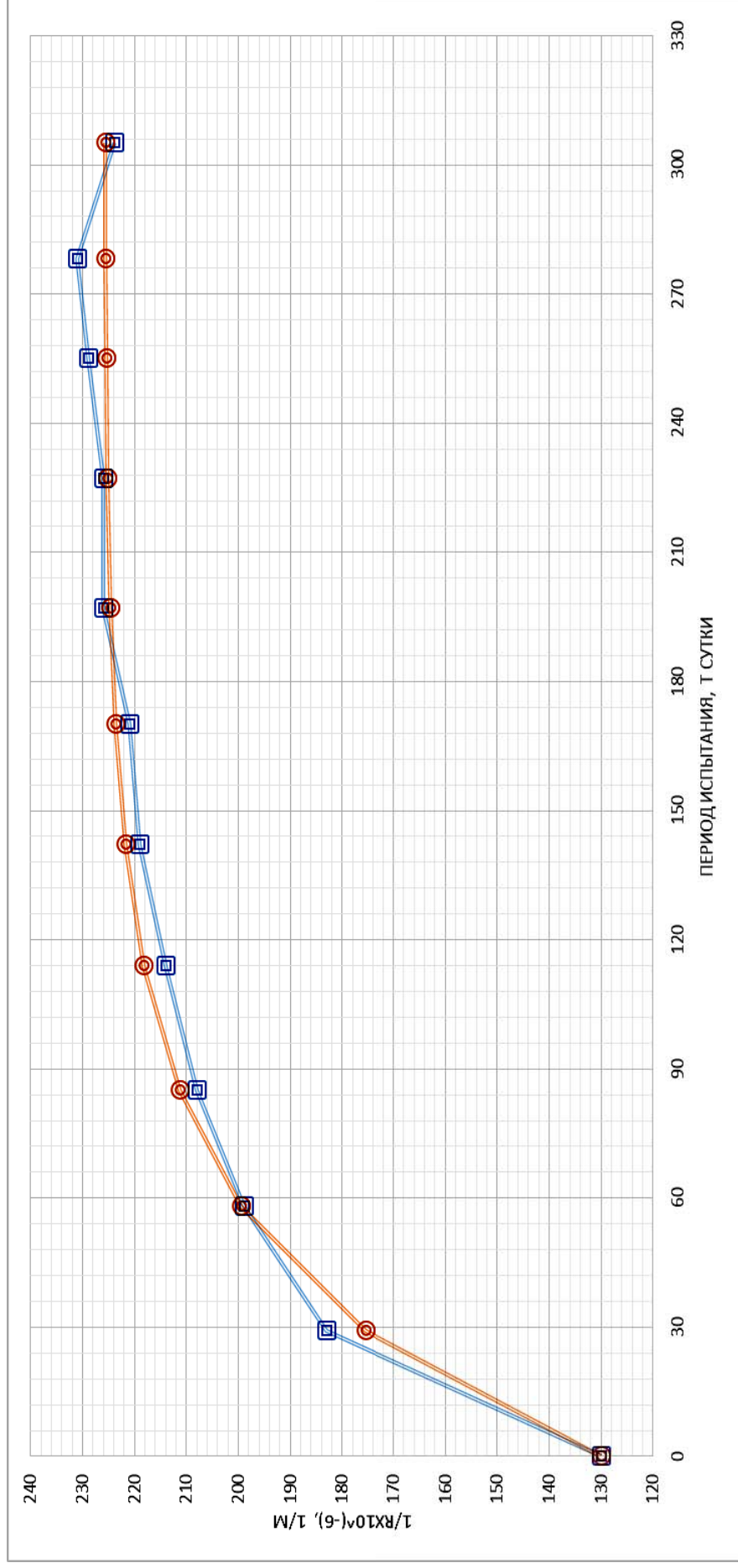


Рис. 2.45. Изменение кривизны балки Р-13 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 672 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 268,8 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,41M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) сначала в неагрессивных условиях в течение начальных  $t=227$  суток,  $n=9$  циклов, а затем в агрессивных условиях испытания в течение 78 суток 3 цикла ( $A = 225,80 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ;  $K = 0,0222265$ ;  $B = 96,00 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ).

Условные обозначения: R – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – экспериментальные данные; кривая с окружностями – теоретические данные



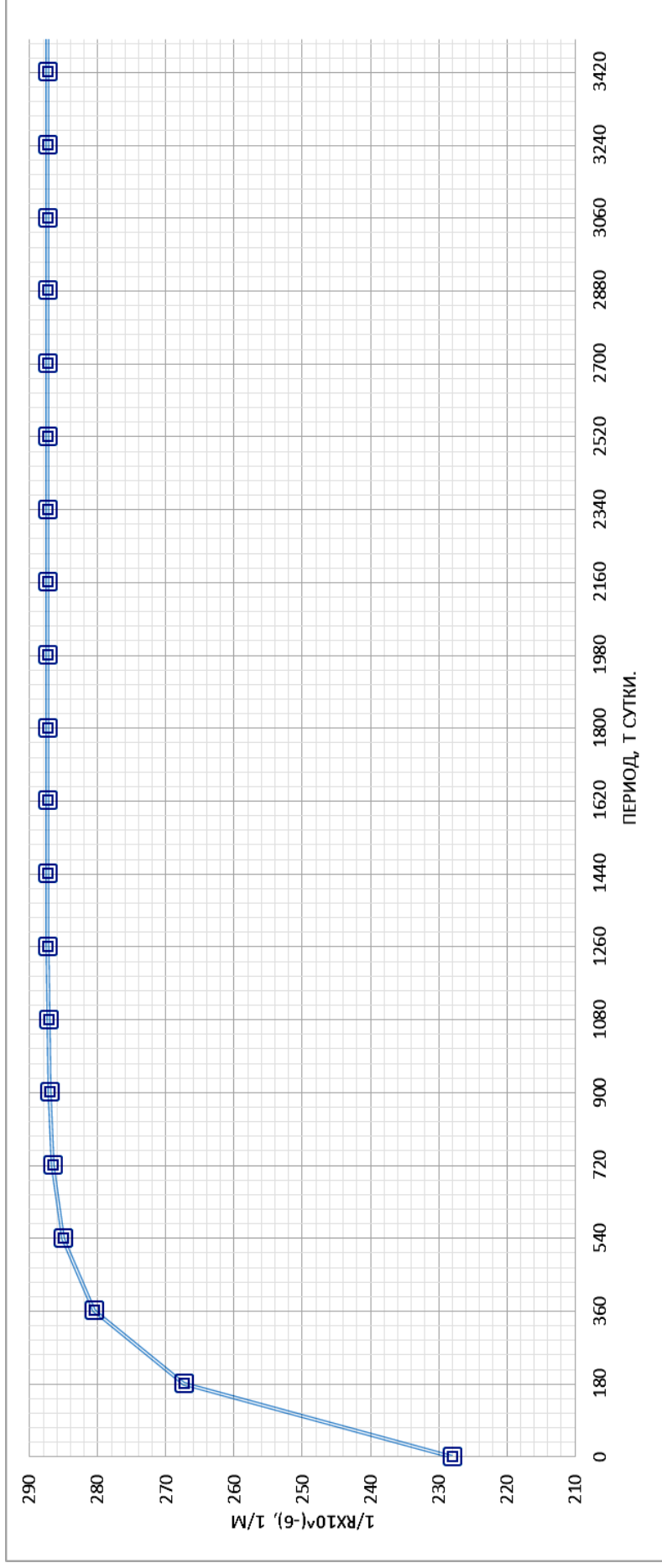


Рис. 2.46. Изменение кривизны балки А-7 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем загрузки

( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 84 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 8 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,31M_{\text{разр}}$ ) сначала в неагрессивных условиях в течение  $t=250$  суток, а затем в агрессивных условиях в течении 93 суток, с учетом приложения  $n=27$  циклов переменной нагрузки ( $A = 287,40 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ;  $K = 0,00060405$ ;  $B = 56,00 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ). Полное затухание величины периода прироста кривизны – 3500 суток. Величина периода 95 % прироста затухания значения кривизны – 504 суток.

Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – теоретические данные

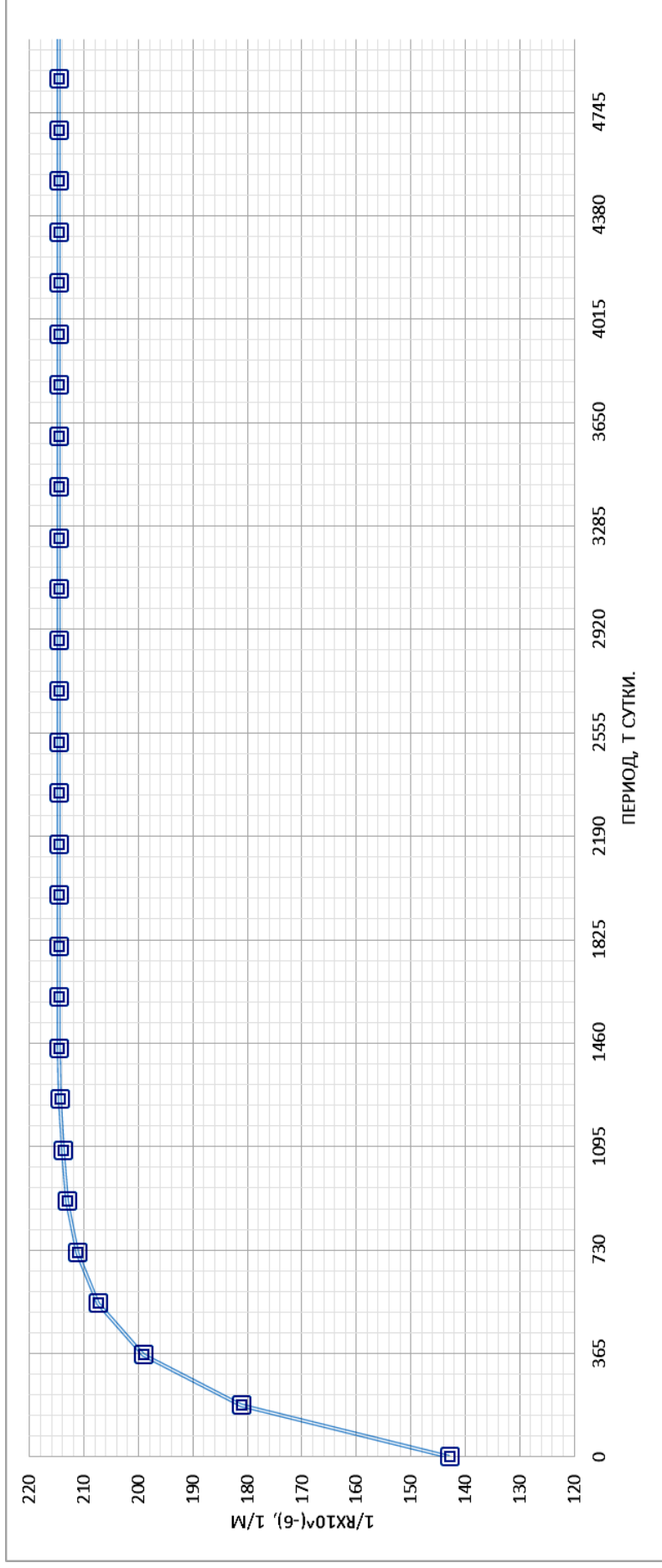


Рис. 2.47. Изменение кривизны балки Д-9 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 84 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 16 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,41M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) сначала в неагрессивных условиях в течение  $t=232$  суток  $n=67$  циклов, а затем в агрессивных условиях в течение 84 суток, с учетом приложения 24 цикла переменной нагрузки ( $A = 214,17 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ;  $K = 0,004225$ ;  $B = 71,02 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ). Полное затухание величины прироста кривизны – 5000 суток. Величина периода 95 % прироста затухания значения кривизны – 401 суток.  
 Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – теоретические данные

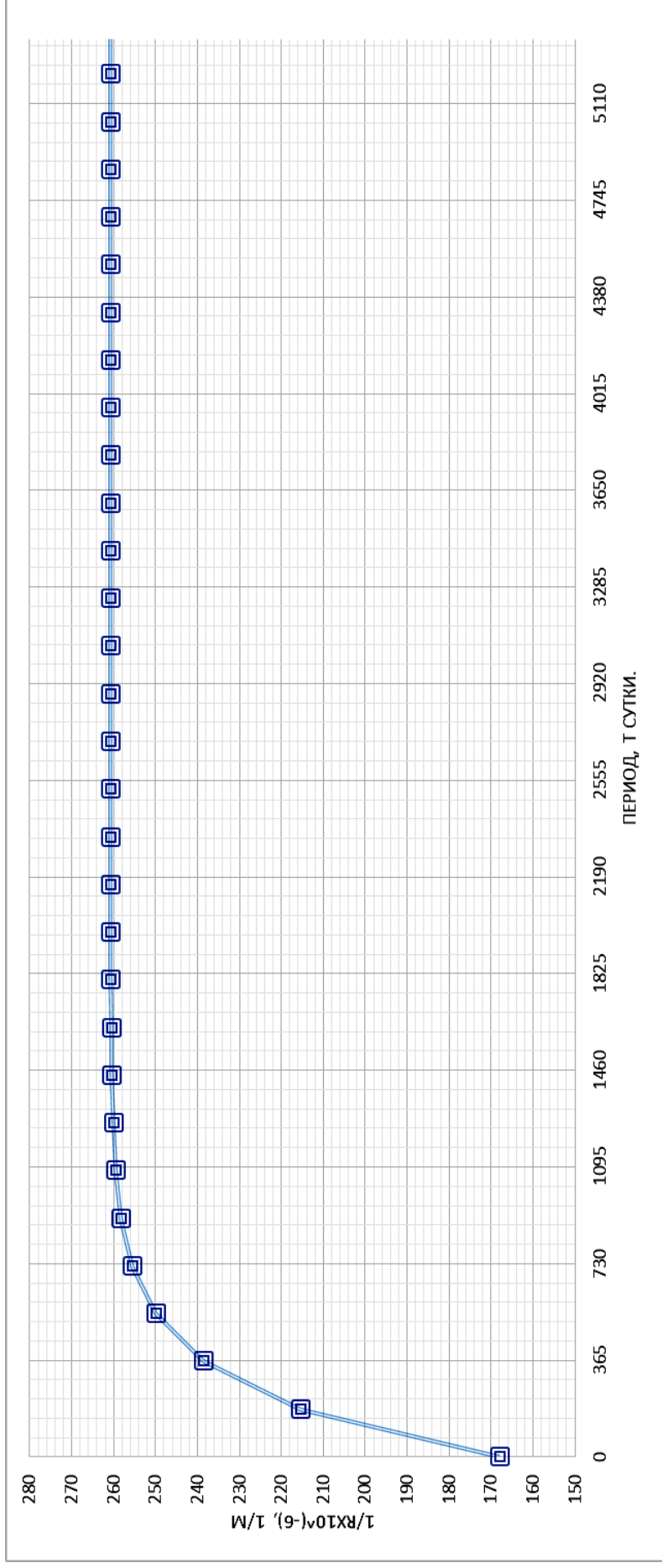


Рис. 2.48. Изменение кривизны балки К-11 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 84 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\min}} = 25 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,51M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) сначала в неагрессивных условиях в течение  $t=232$  суток, с учетом приложенной  $n=63$  циклов, а затем в агрессивных условиях в течении 72 суток, с учетом приложенной 21 циклов переменной нагрузки ( $A = 260,76 \cdot 10^{-6}$ ,  $\frac{1}{M}$ ;  $K = 0,00399$ ;  $B = 93,03 \cdot 10^{-6}$ ,  $1/M$ ). Полное затухание величины периода прироста кривизны – 5350 суток. Величина периода 95 % прироста затухания значения кривизны – 730 суток. Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – теоретические данные

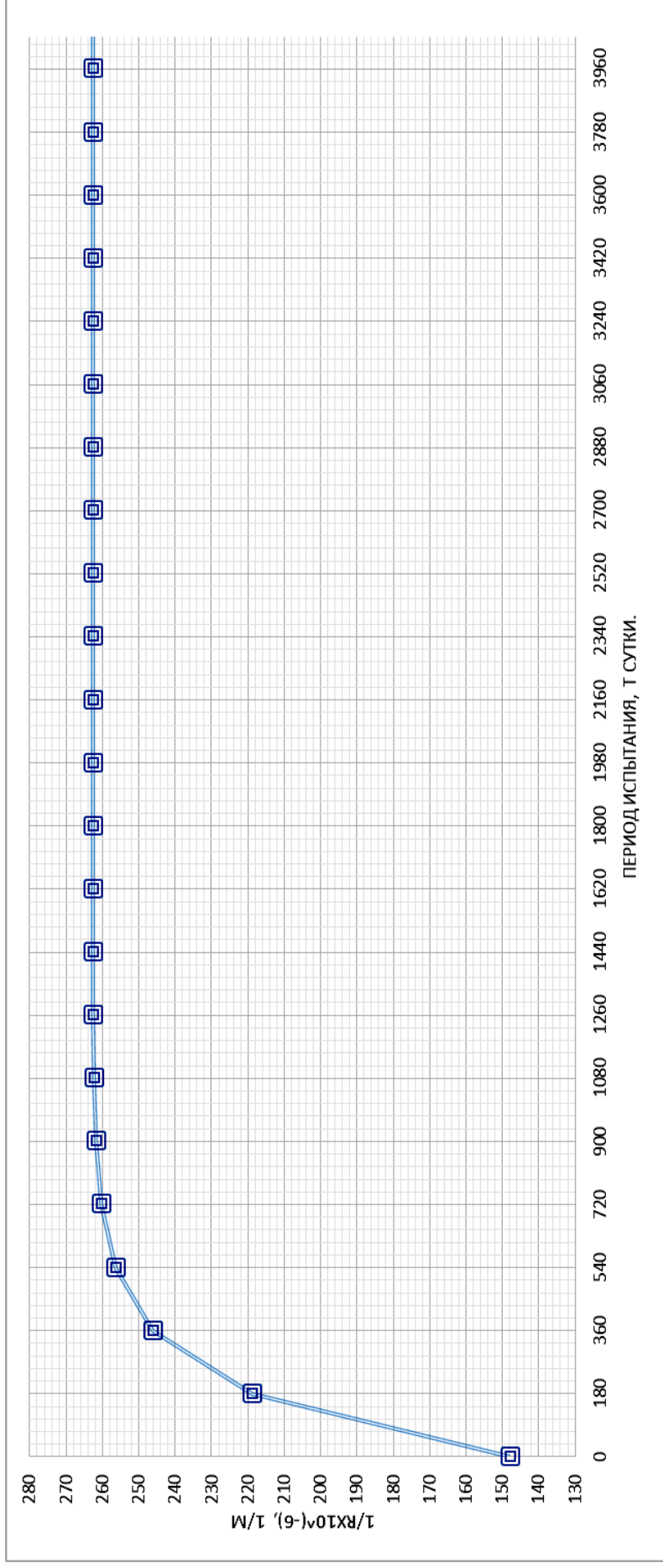


Рис. 2.49. Изменение кривизны балки О-27 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 84 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 34 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,62M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) сначала в неагрессивных условиях в течение  $t=237$  суток  $n=68$  циклов, а затем в агрессивных условиях в течение 78 суток, с учетом приложения 23 циклов переменной нагрузки ( $A = 262,75 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ;  $K = 0,005357299$ ;  $B = 115,02 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ). Полное затухание величины периода прироста кривизны – 4050 суток. Величина периода 95 % прироста затухания значения кривизны – 540 суток. Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – теоретические данные

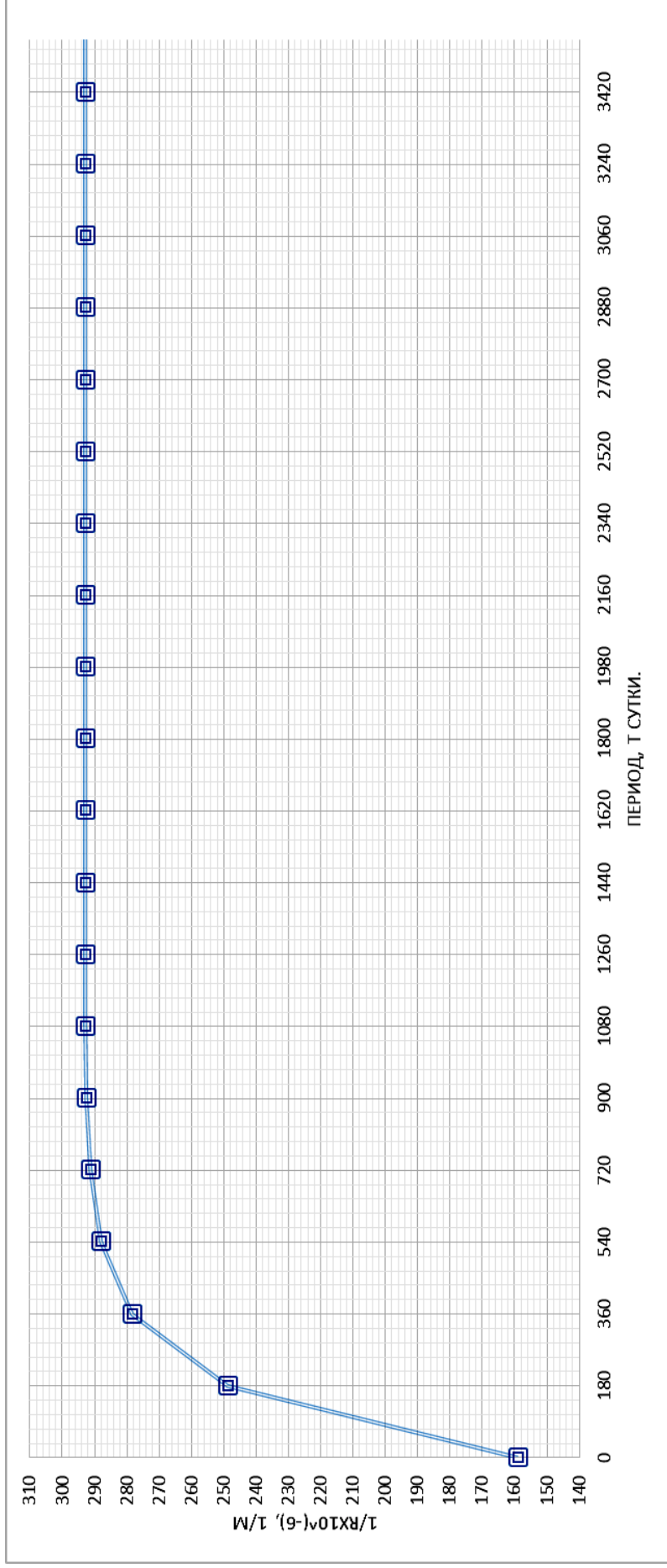


Рис. 2.50. Изменение кривизны балки В-36 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 672 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 67,2 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,51M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) сначала в неагрессивных условиях в течение  $t=202$  суток,  $n=9$  циклов, а затем в агрессивных условиях в течение 56 суток, с учетом приложения  $n=2$  цикла переменной нагрузки ( $A = 292,98 \cdot 10^{-6}$ ,  $1/\text{м}$ ;  $K = 0,00616$ ;  $B = 133,28 \cdot 10^{-6}$ ,  $1/\text{м}$ ). Полное затухание величины периода прироста кривизны – 3559 суток. Величина периода 95 % прироста затухания значения кривизны – 504 суток.

Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – теоретические данные

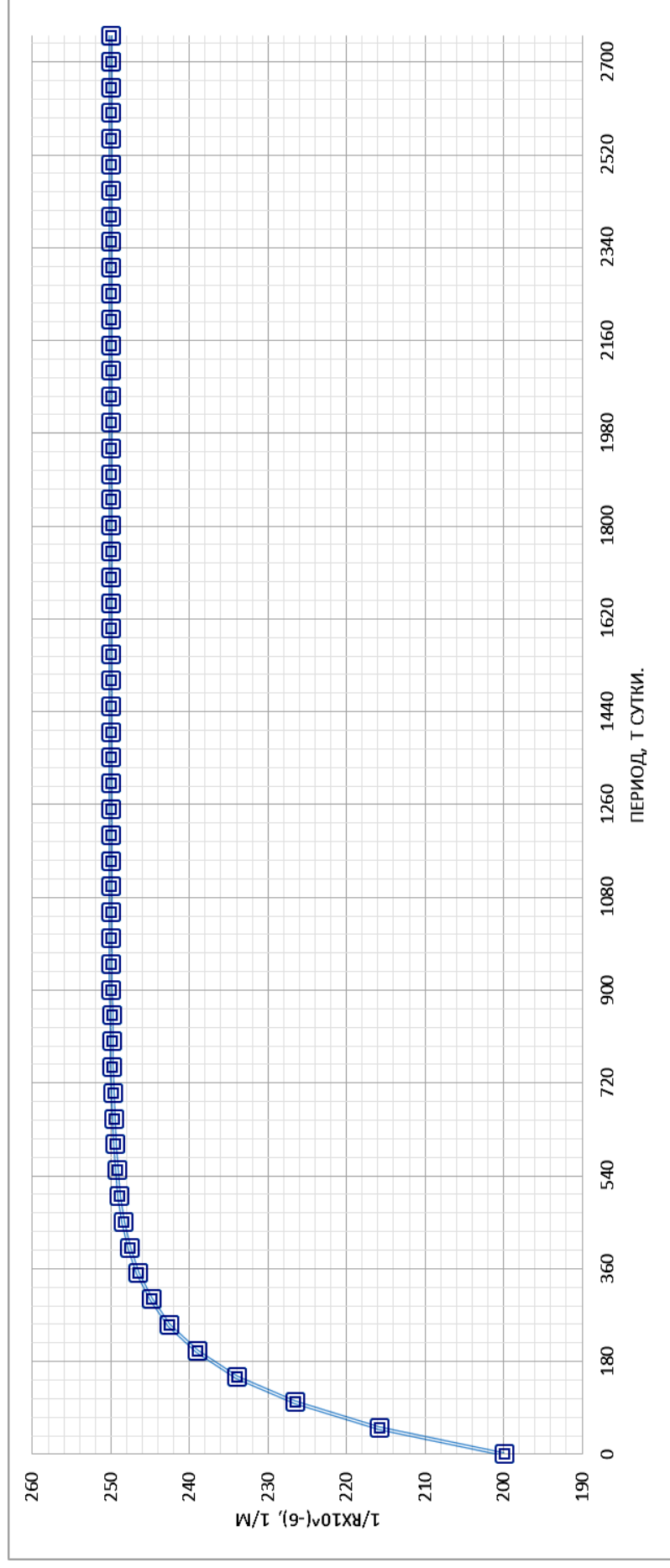


Рис. 2.51. Изменение кривизны балки М-21 при испытании при переменной нагрузке с верхнем уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 672 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 201,6 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,31M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) сначала в неагрессивных условиях испытания в течение начальных  $t=230$  суток,  $n=9$  циклов, а затем в агрессивных условиях испытания в течение 86 суток 3 цикла ( $A = 250,06 \cdot 10^{-6}$ ,  $1/\text{м}$ ;  $K = 0,0076$ ;  $B = 50,52 \cdot 10^{-6}$ ,  $1/\text{м}$ ). Полное затухание величины периода прироста кривизны – 2750 суток. Величина периода 95 % прироста затухания значения кривизны – 450 суток.

Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – теоретические данные

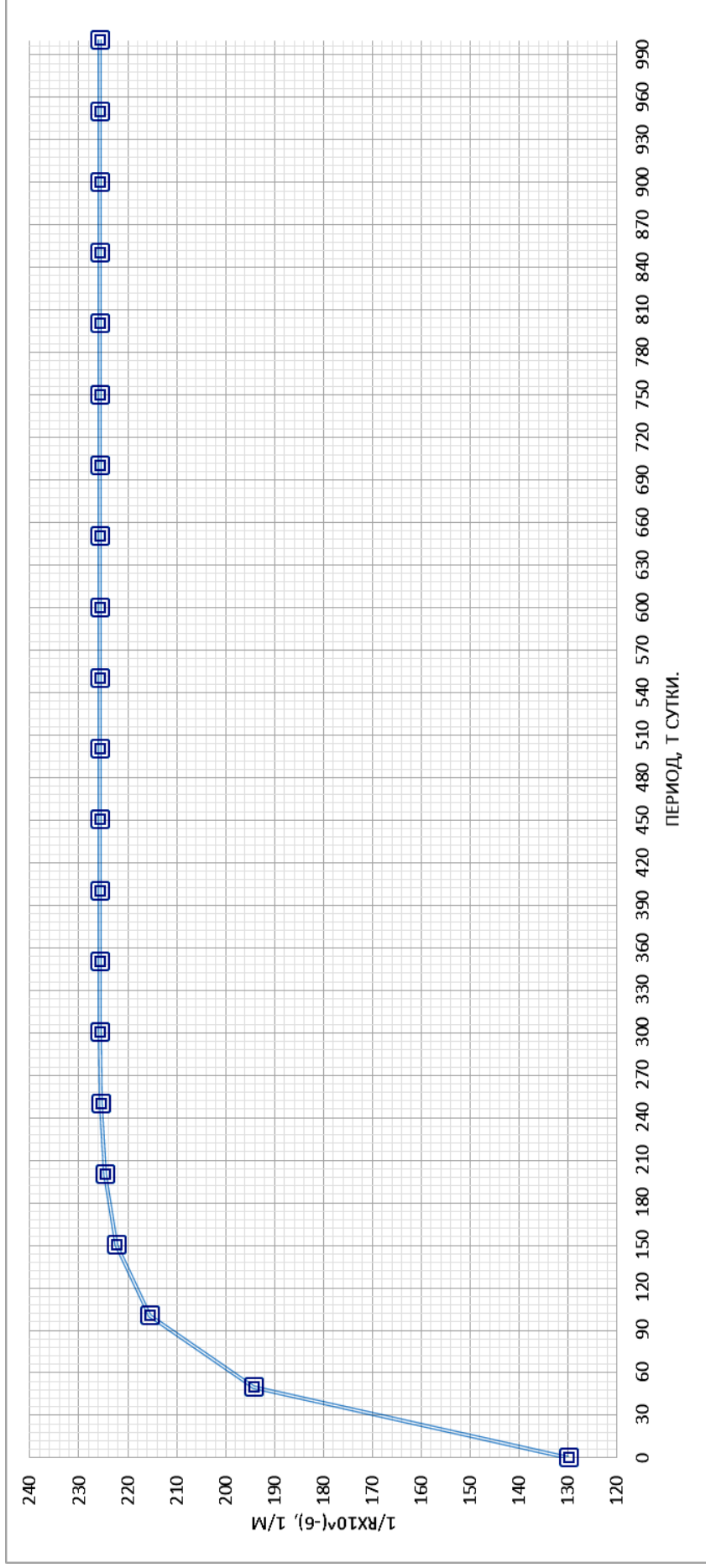


Рис. 2.52. Изменение кривизны балки P-13 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения

( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 672 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 268,8 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,41M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) сначала в неагрессивных условиях

в течение начальных  $t=227$  суток,  $n=9$  циклов, а затем в агрессивных условиях испытания в течение 78 суток 3 цикла ( $A = 225,80 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ;  $K = 0,0222265$ ;  $B = 96,00 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ). Полное затухание величины периода прироста кривизны – 1000 суток. Величина периода 95 % прироста затухания значения кривизны – 138 суток.

Условные обозначения: R – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – теоретические данные

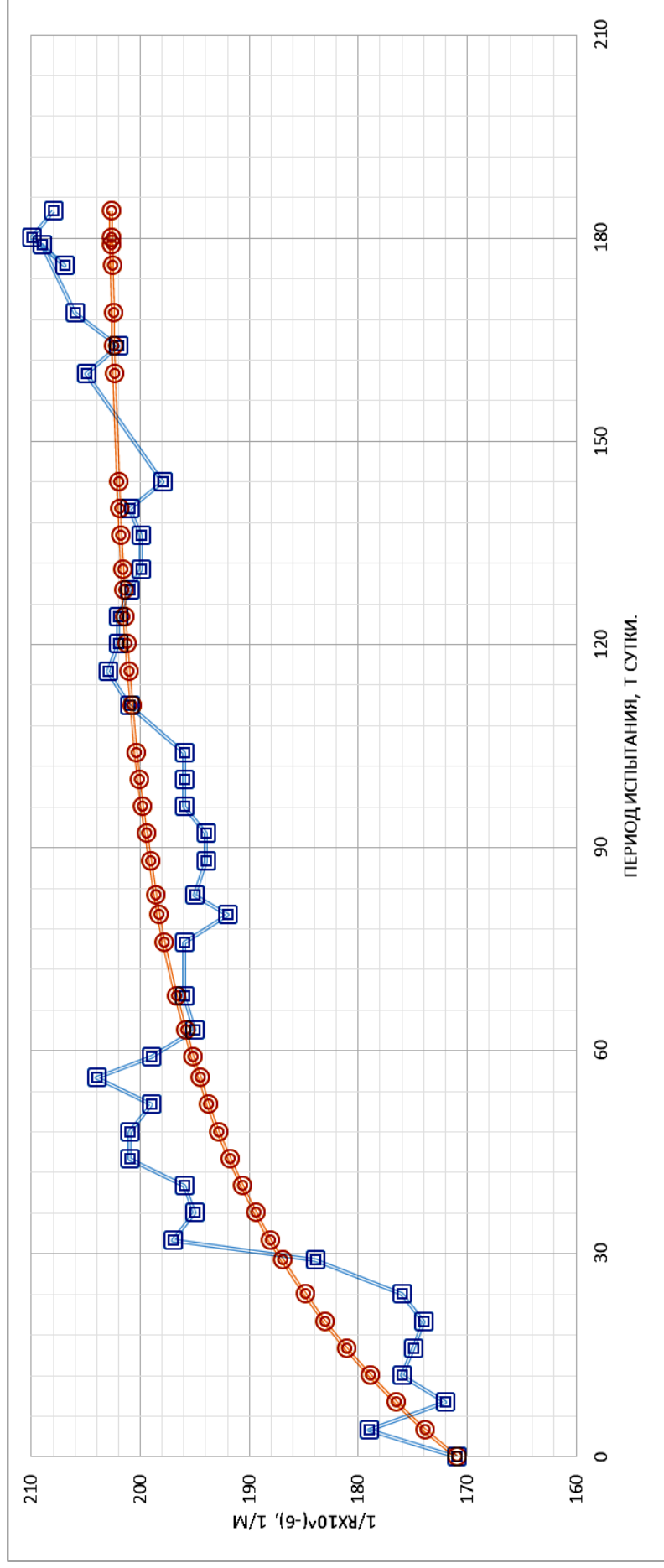


Рис. 2.53. Изменение кривизны балки А-8 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения

( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 84 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 8 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,31M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) в агрессивных условиях в течение  $t=184$  суток,

с учетом приложения  $n=53$  циклов переменной нагрузки ( $A = 203,91 \cdot 10^{-6}$ ,  $1/\text{м}$ ;  $K = 0,023681499$ ;  $B = 33,89 \cdot 10^{-6}$ ,  $1/\text{м}$ ).

Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – экспериментальные данные;  
 кривая с окружностями – теоретические данные



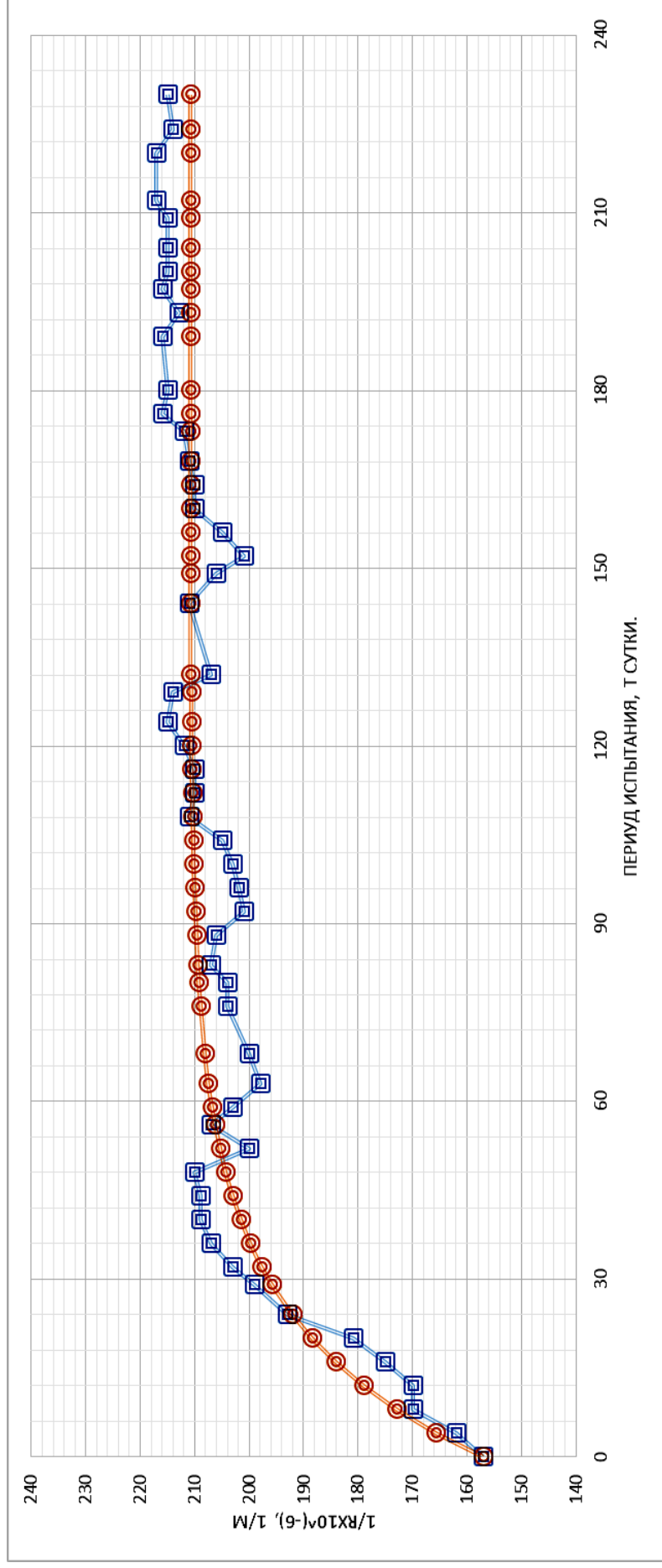


Рис. 2.54. Изменение кривизны балки Д-10 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 84 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 16 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,41M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) в агрессивных условиях в течение  $t=230$  суток  $n=66$  циклов ( $A = 210,91 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ;  $K = 0,043924998$ ;  $B = 54,98 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ).

Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – экспериментальные данные;  
кривая с окружностями – теоретические данные

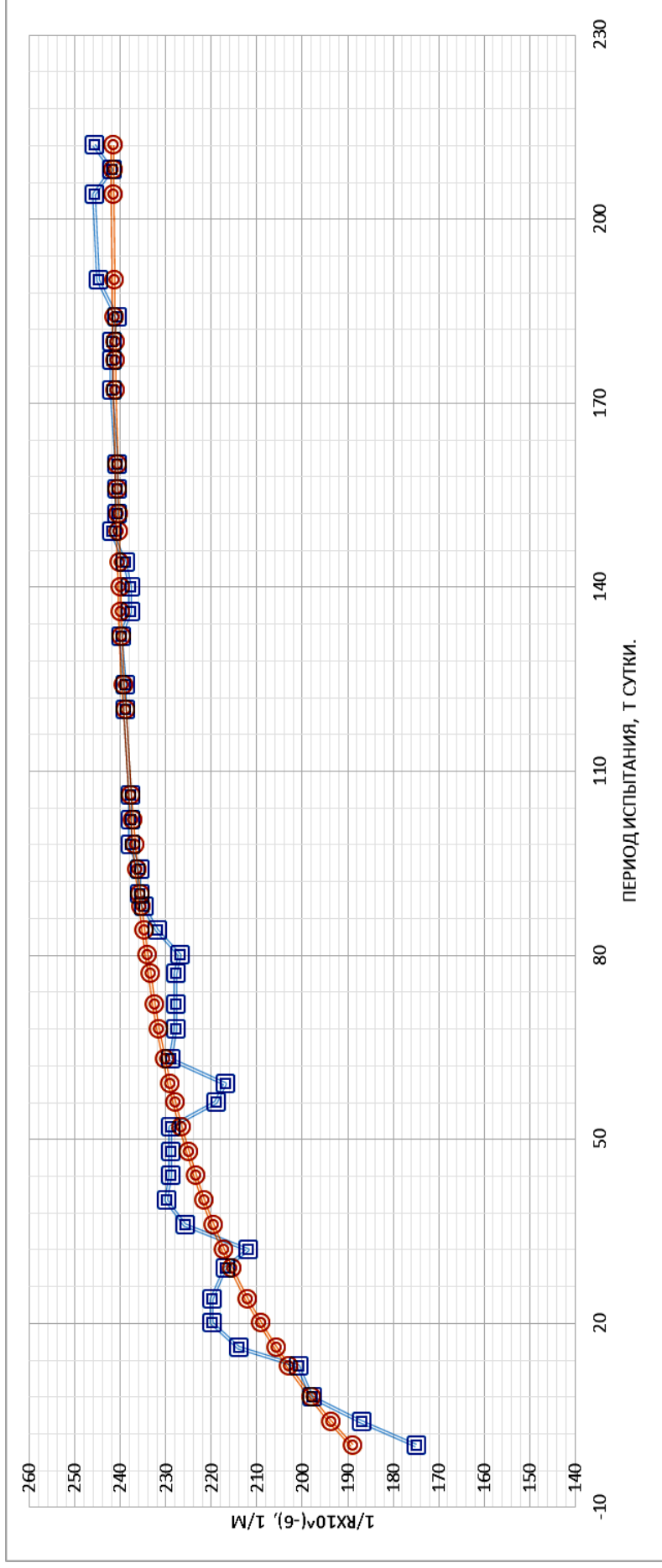


Рис. 2.55. Изменение кривизны балки К-12 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 84 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 25 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,51M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) в агрессивных условиях в течение  $t=212$  суток, с учетом приложения  $n=61$  циклов переменной нагрузки ( $A = 242,16 \cdot 10^{-6}$ ,  $1/\text{м}$ ;  $K = 0,02392$ ;  $B = 53,15 \cdot 10^{-6}$ ,  $1/\text{м}$ ).  
 Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – экспериментальные данные;  
 кривая с окружностями – теоретические данные

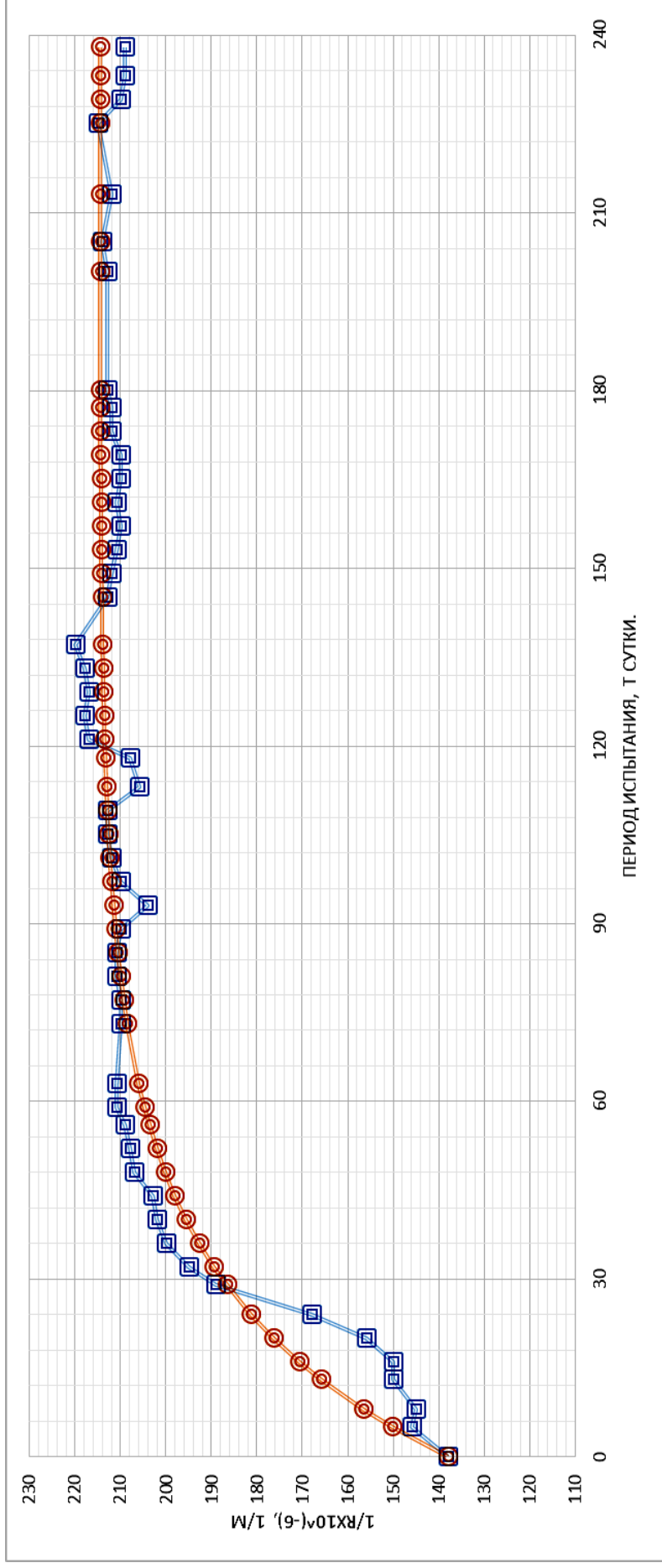


Рис. 2.56. Изменение кривизны балки О-28 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем загрузки

(  $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 84 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 34 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,62M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$  ) в агрессивных условиях в течение  $t=238$  суток,

$n=68$  циклов, с учетом приложения переменной нагрузки (  $A = 214,66 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ;  $K = 0,034775697$ ;  $B = 77,95 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$  ).

Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – экспериментальные данные;  
кривая с окружностями – теоретические данные

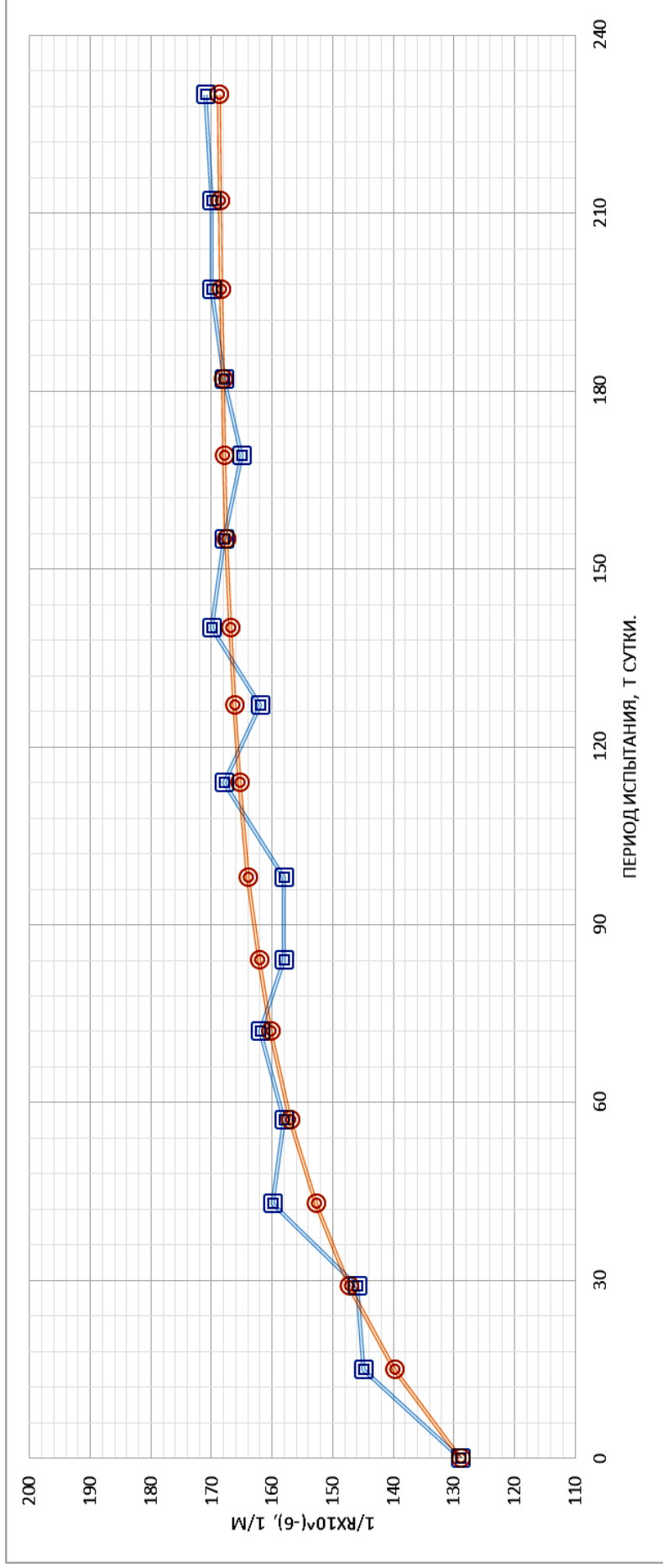


Рис. 2.57. Изменение кривизны балки Б-16 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 336 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 33,6 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,62M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) в агрессивных условиях в течение  $t=230$  суток, с учетом приложения  $n=17$  циклов переменной нагрузки ( $A = 169,08 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ;  $K = 0,021$ ;  $B = 40,01 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ).  
 Условные обозначения: R – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – экспериментальные данные;  
 кривая с окружностями – теоретические данные

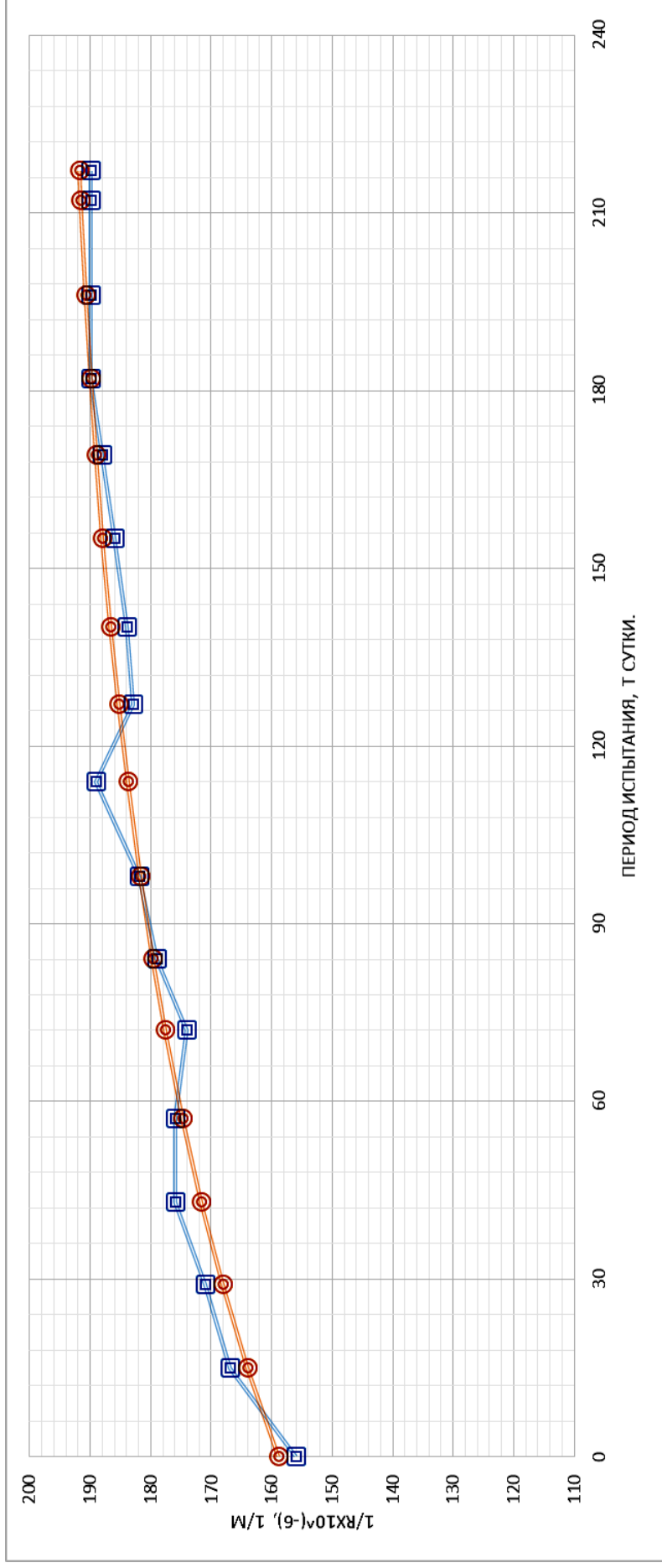


Рис. 2.58. Изменение кривизны балки E-30 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 336 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 67,2 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,31M_{\text{разр}}^{\text{от}}$ ) в агрессивных условиях в течение  $t=226$  суток, с учетом приложения  $n=17$  циклов переменной нагрузки ( $A = 196,62 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ;  $K = 0,0095$ ;  $B = 38,05 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ).

Условные обозначения: R – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – экспериментальные данные;  
кривая с окружностями – теоретические данные

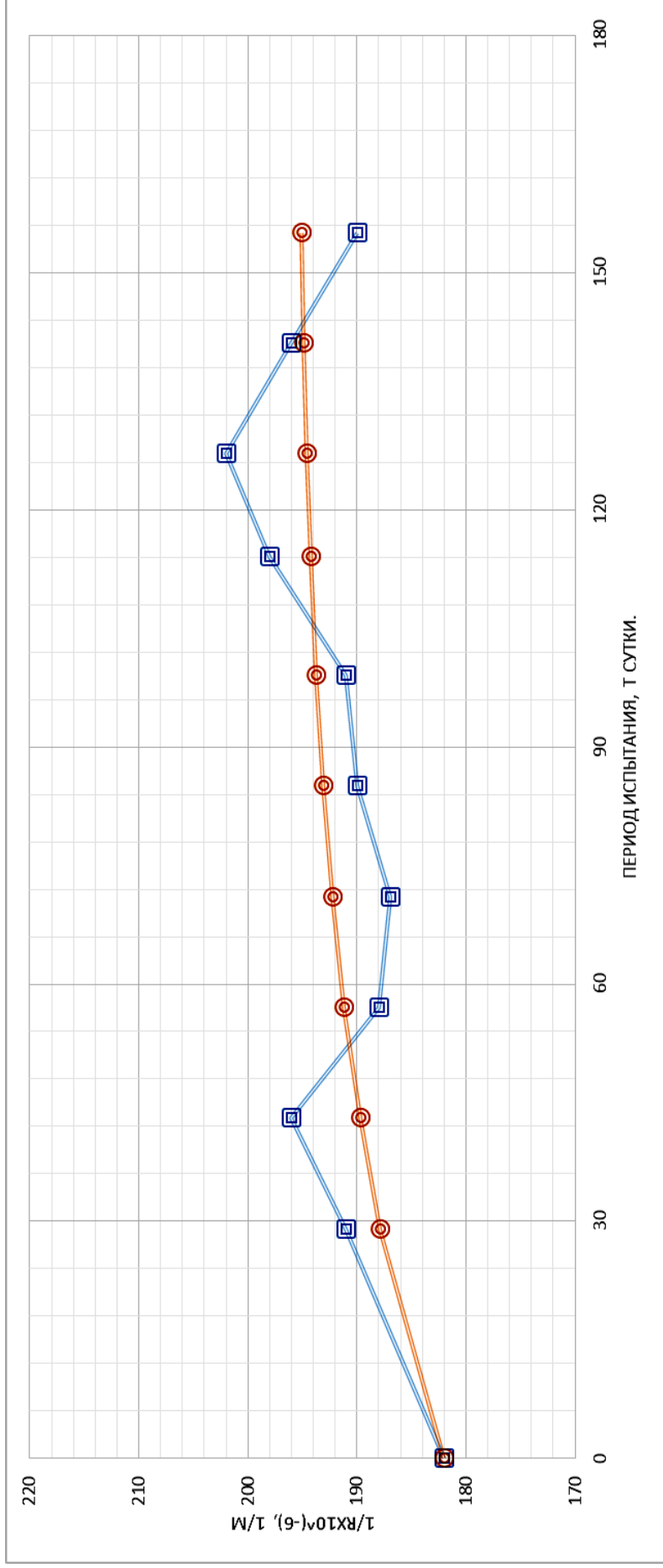


Рис. 2.59. Изменение кривизны балки Л-18 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 336 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 100,8 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,41M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) в агрессивных условиях испытания в течение  $t=155$  суток, с учетом приложения  $n=1$  циклов переменной нагрузки ( $A = 195,84 \cdot 10^{-6}$ ,  $1/\text{м}$ ;  $K = 0,01905$ ;  $B = 12,02 \cdot 10^{-6}$ ,  $1/\text{м}$ ).

Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – экспериментальные данные;  
 кривая с окружностями – теоретические данные

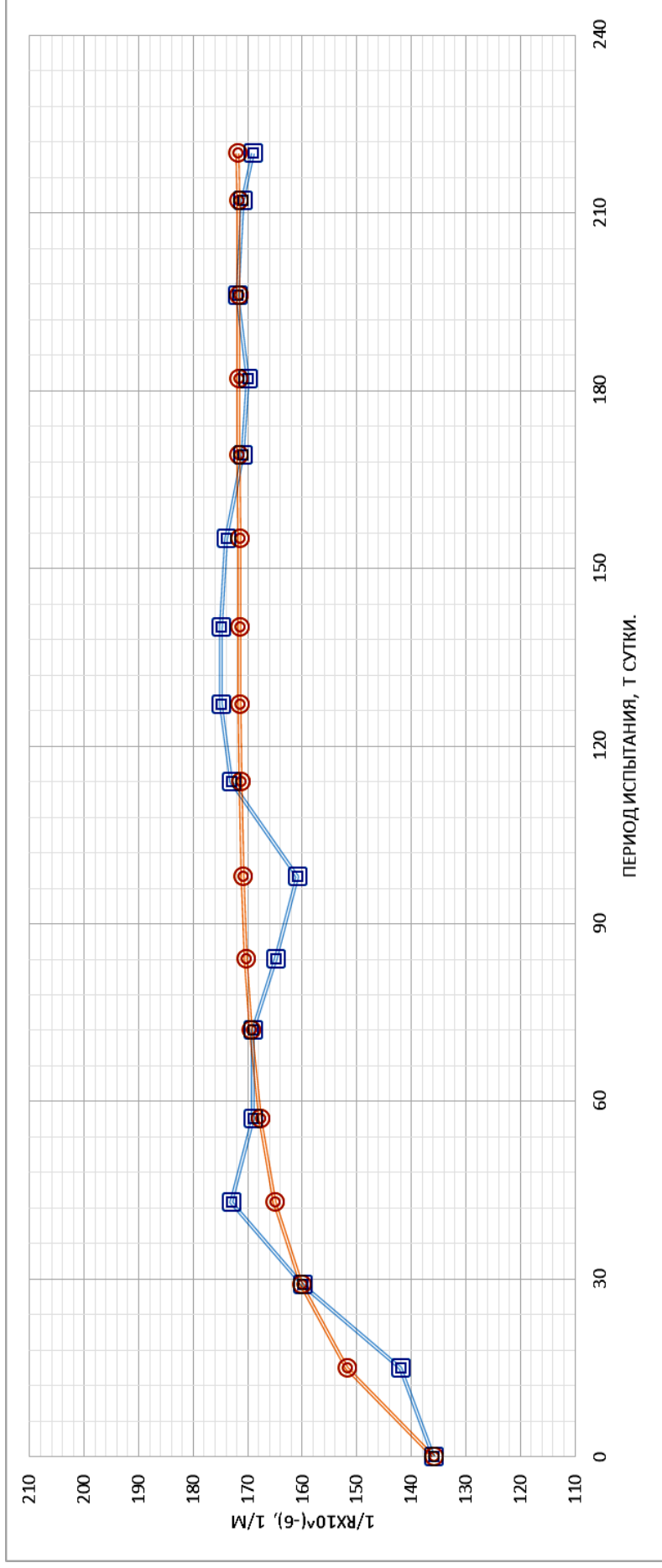


Рис. 2.60. Изменение кривизны балки П-32 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем загрузки ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 336 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 134,4 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,51M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) в агрессивных условиях в течение  $t=220$  суток, с учетом приложения  $n=17$  циклов переменной нагрузки ( $A = 171,71 \cdot 10^{-6} \text{ 1/м}$ ;  $K = 0,03$ ;  $B = 35,98 \cdot 10^{-6} \text{ 1/м}$ ).

Условные обозначения: R – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – экспериментальные данные;  
кривая с окружностями – теоретические данные

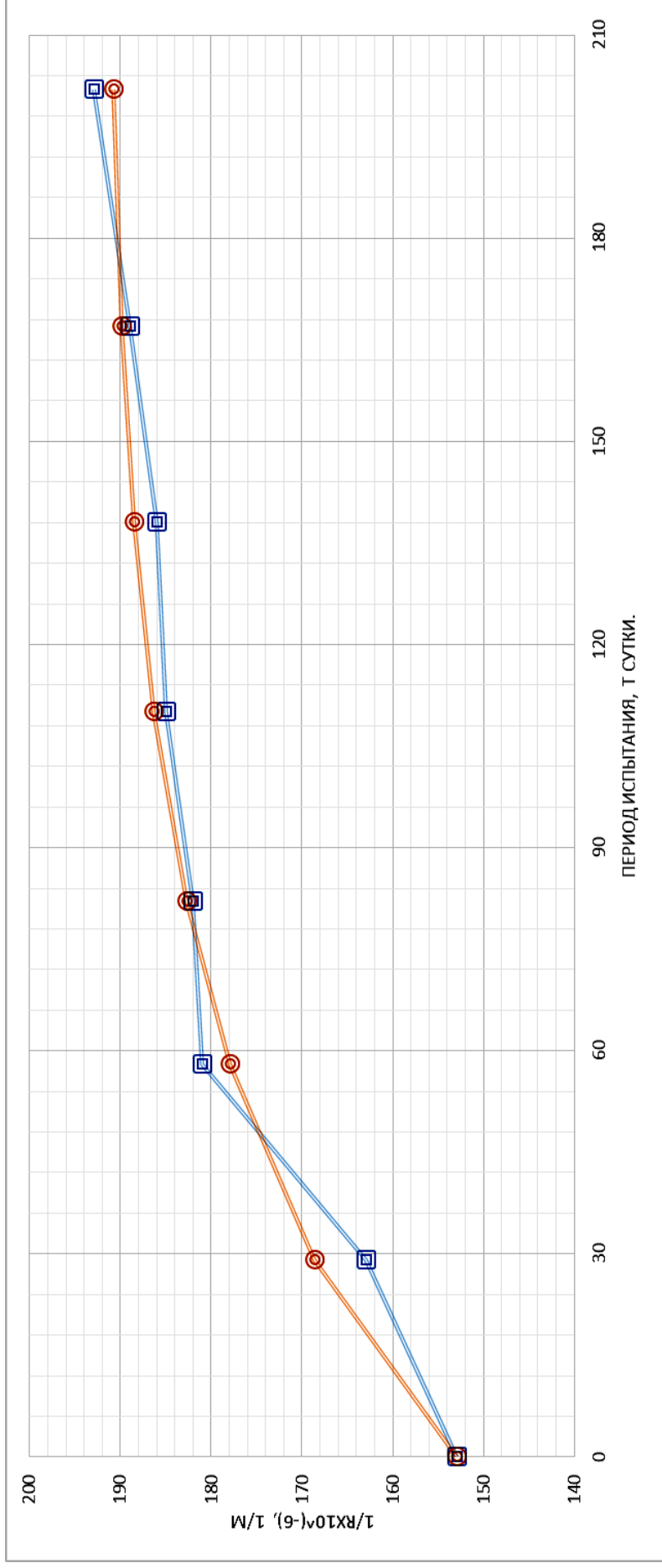


Рис. 2.61. Изменение кривизны балки В-16 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 672 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\min}} = 67,2 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,51M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) в агрессивных условиях испытания в течение  $t=202$  суток, с учетом приложения  $n=9$  циклов переменной нагрузки ( $A = 191,94 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ;  $K = 0,01765$ ;  $B = 39,95 \cdot 10^{-6}$ ).  
 Условные обозначения: R – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – экспериментальные данные; кривая с окружностями – теоретические данные



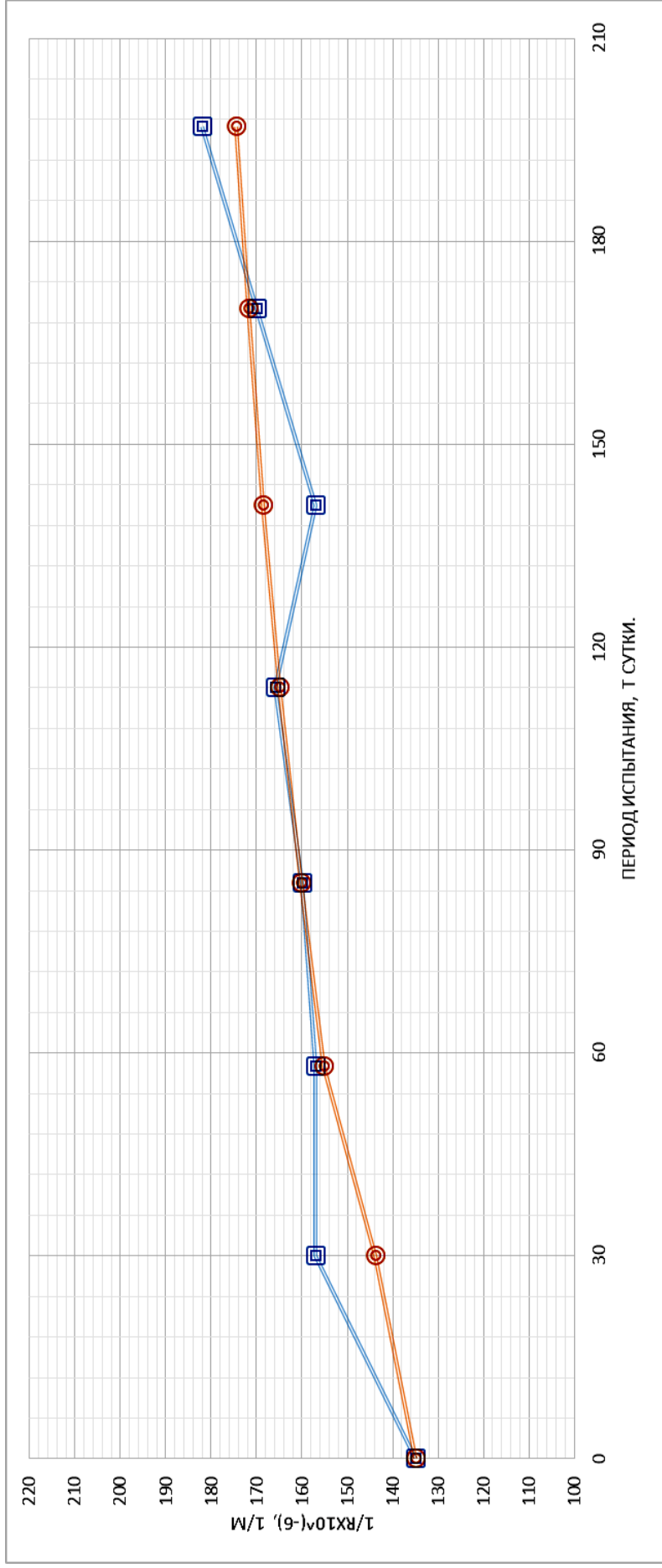


Рис. 2.62. Изменение кривизны балки Ж-34 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем загрузки ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 672 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 134,4 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,62M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) в агрессивных условиях в течение  $t=197$  суток, с учетом приложения  $n=8$  циклов переменной нагрузки ( $A = 189,22 \cdot 10^{-6} \text{ 1/м}$ ;  $K = 0,006$ ;  $B = 54,01 \cdot 10^{-6} \text{ 1/м}$ ).  
 Условные обозначения: R – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – экспериментальные данные; кривая с окружностями – теоретические данные

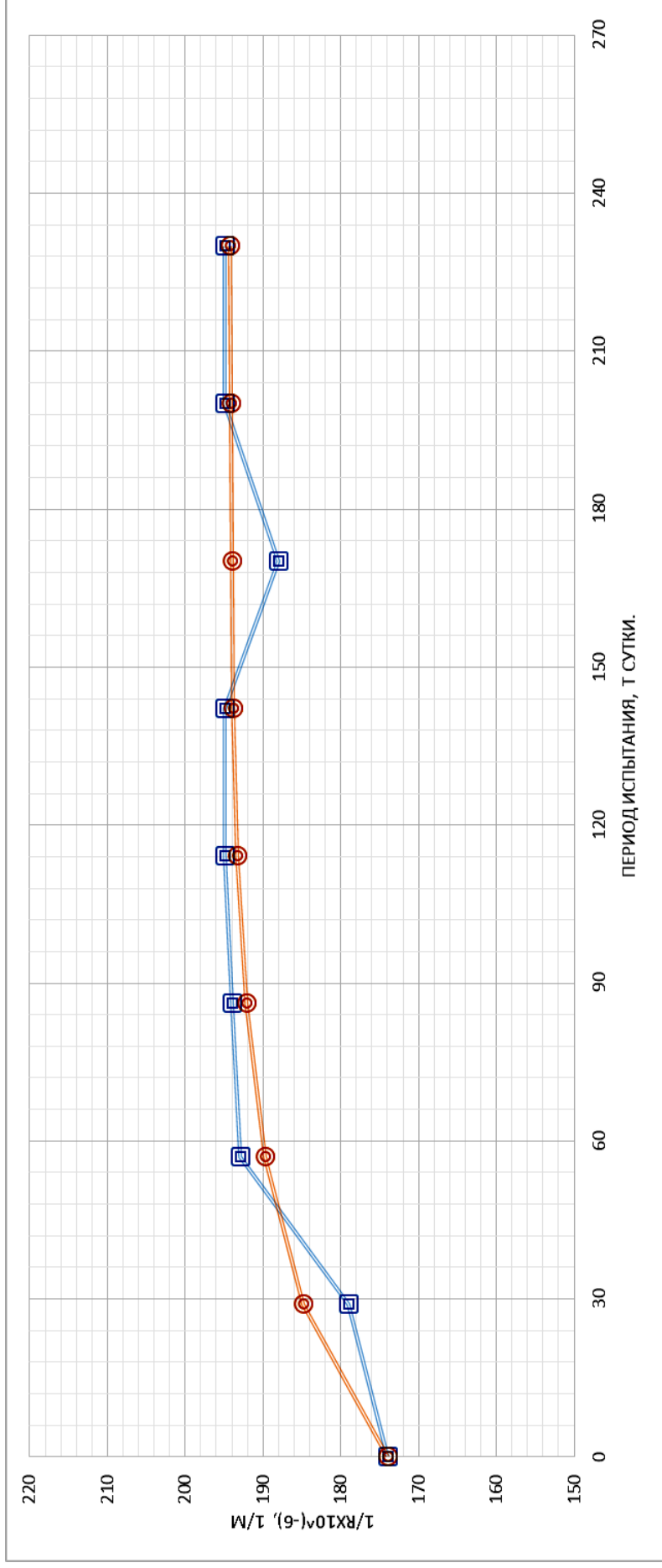


Рис. 2.63 Изменение кривизны балки М-22 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 672 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 201,6 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,31M_{\text{разр}}$ ) в агрессивных условиях в течение  $t=230$  суток, с учетом приложения  $n=9$  циклов переменной нагрузки ( $A = 194,30 \cdot 10^{-6}$ ,  $1/\text{м}$ ;  $K = 0,0265$ ;  $B = 20,94 \cdot 10^{-6}$ ,  $1/\text{м}$ ).  
 Условные обозначения: R – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – экспериментальные данные;  
 кривая с окружностями – теоретические данные

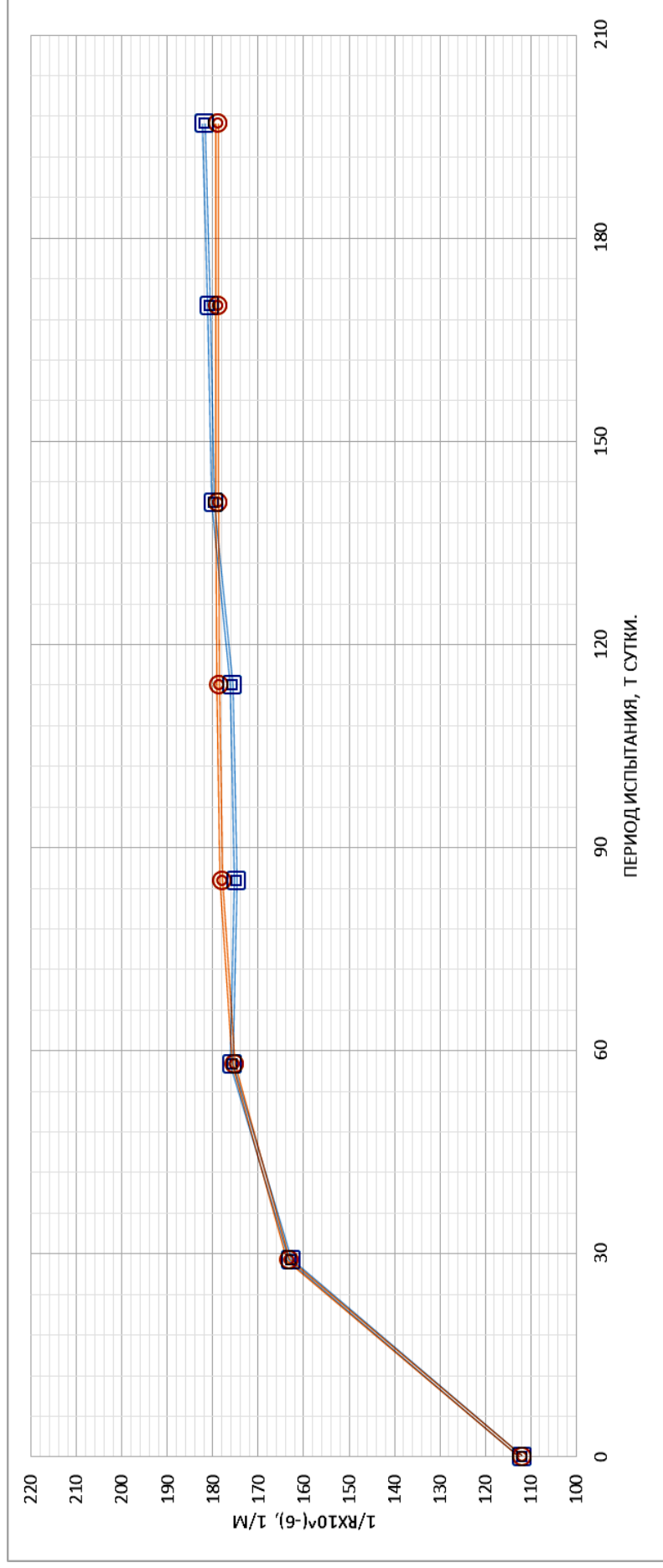


Рис. 2.64. Изменение кривизны балки Р-14 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения

( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 672 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 268,8 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,41M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) в агрессивных условиях испытания

в течение  $t=197$  суток, с учетом приложения  $n=8$  циклов переменной нагрузки

$$(A = 179,14 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}; K = 0,0500; B = 67,97 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}).$$

Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – экспериментальные данные; кривая с окружностями – теоретические данные

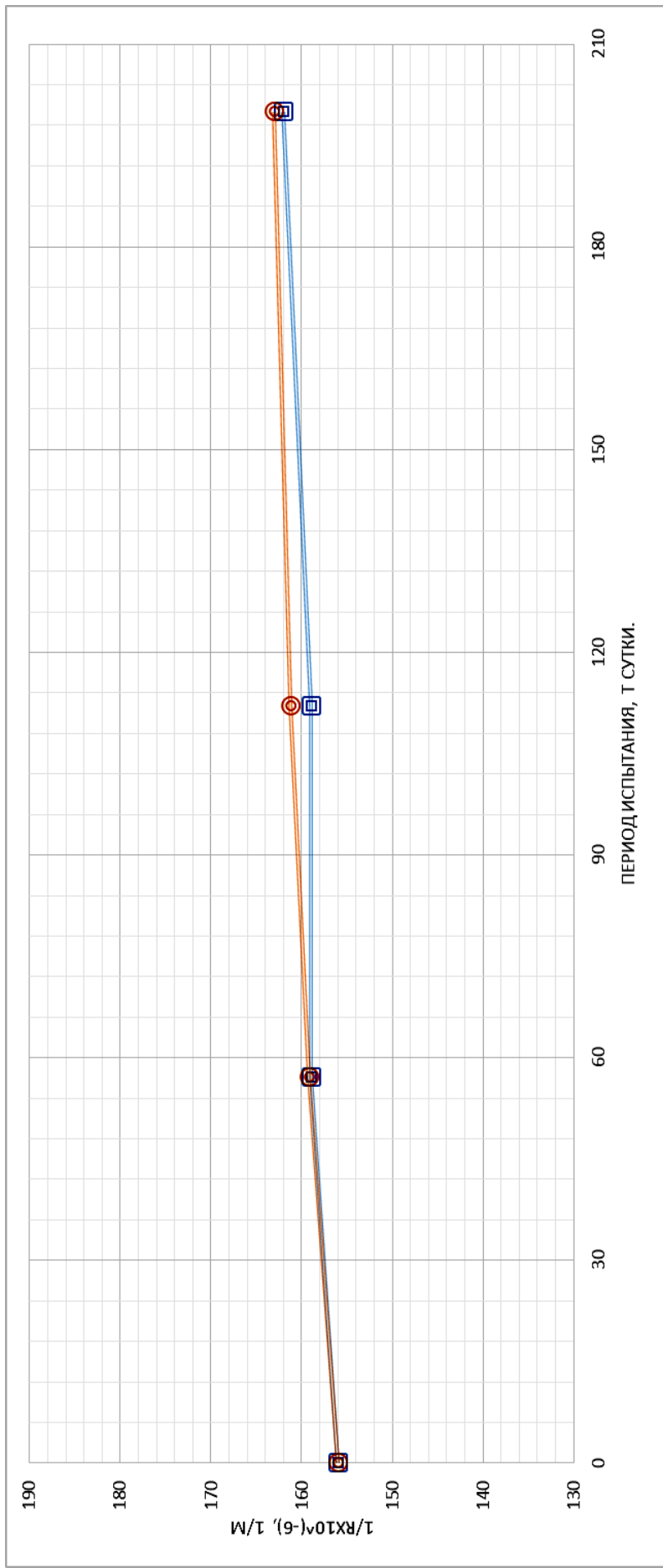


Рис. 2.65. Изменение кривизны балки Г-4 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 1344 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 134,4 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,41M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) в агрессивных условиях испытания в течение  $t=200$  суток, с учетом приложения  $n=4$  циклов переменной нагрузки ( $A = 164,83 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ;  $K = 0,008$ ;  $B = 9,01 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ).  
 Условные обозначения: R – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – экспериментальные данные;  
 кривая с окружностями – теоретические данные

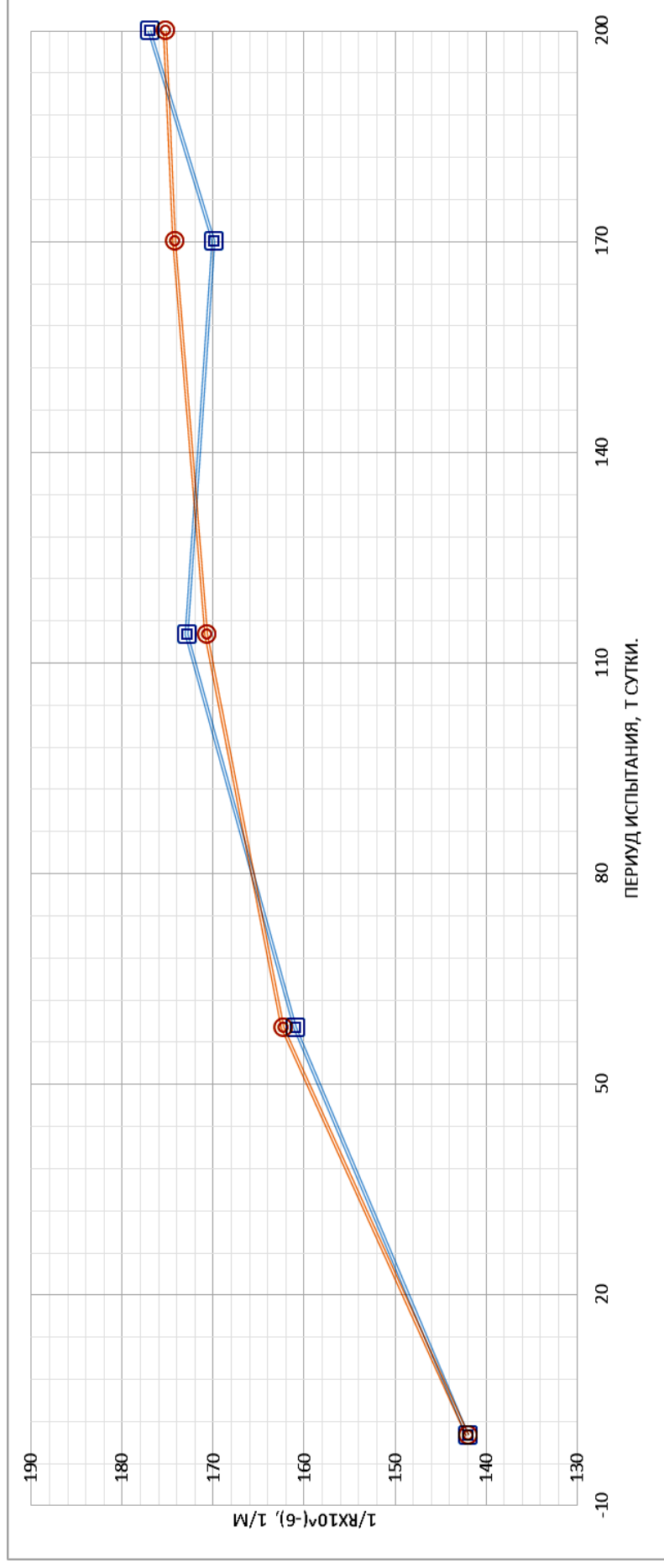


Рис 2.66. Изменение кривизны при испытании балки 3-37 при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 1344 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 268,8 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,51M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) в агрессивных условиях испытания в течение  $t=200$  суток, с учетом приложения  $n=5$  циклов переменной нагрузки  
 $(A = 177,03 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}; K = 0,0151; B = 35,92 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м})$ .

Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – экспериментальные данные; кривая с окружностями – теоретические данные

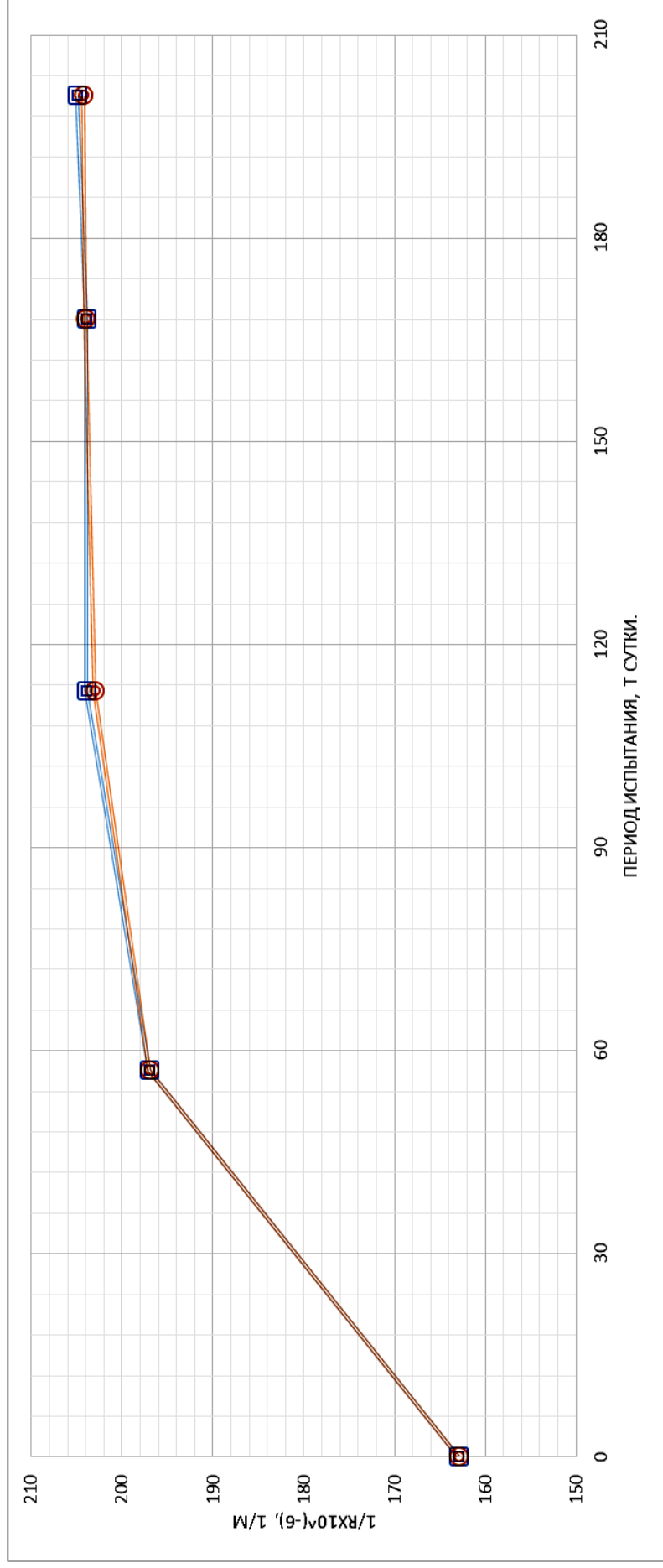


Рис. 2.67. Изменение кривизны балки Н-24 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 1344 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 43,2 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,62M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) в агрессивных условиях в течение  $t=201$  суток, с учетом приложения  $n=5$  циклов переменной нагрузки ( $A = 204,35 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ;  $K = 0,0303$ ;  $B = 41,98 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ).

Условные обозначения: R – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – экспериментальные данные; кривая с окружностями – теоретические данные

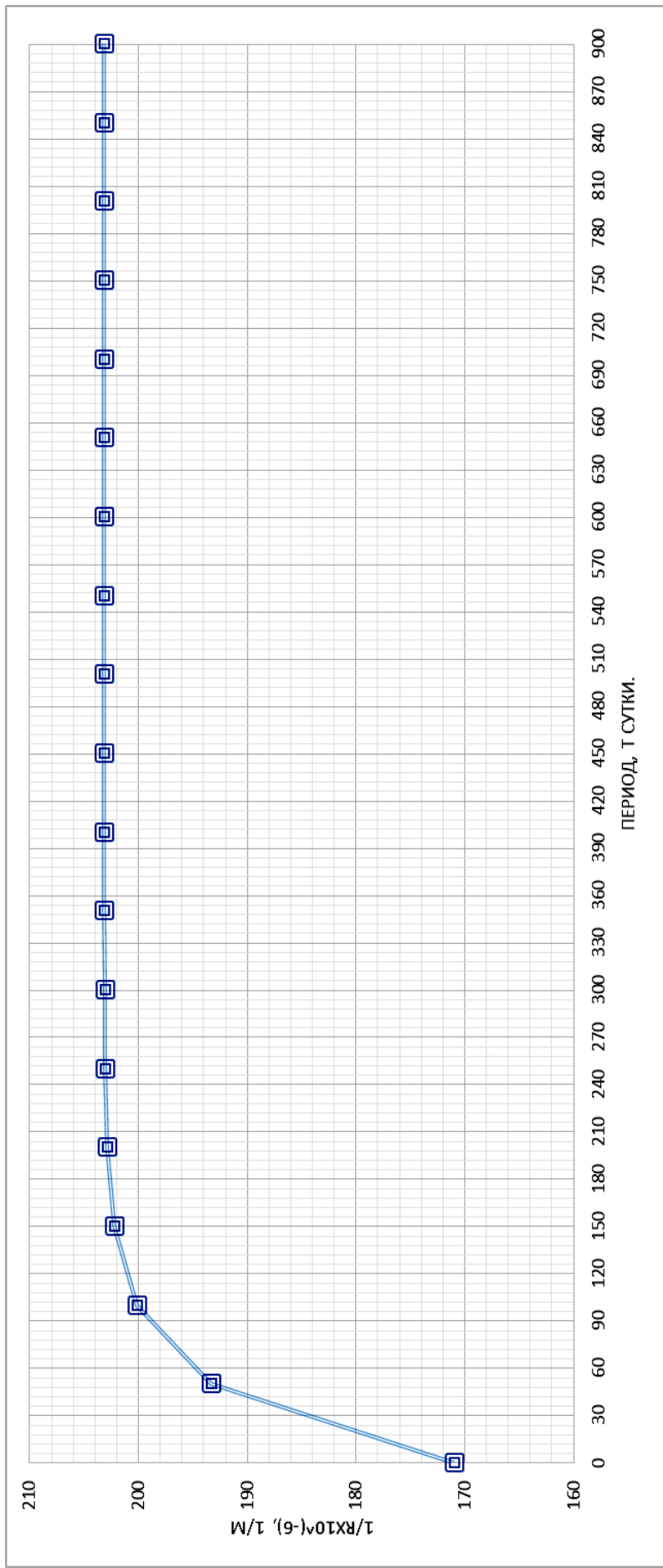


Рис. 2.68. Изменение кривизны балки А-8 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения

( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 84 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 8 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,31M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) в агрессивных условиях в течение  $t=184$  суток, с учетом приложения  $n=53$  циклов переменной нагрузки ( $A = 203,91 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ;  $K = 0,023681499$ ;  $B = 33,89 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ).

Полное затухание величины периода прироста кривизны – 900 суток.

Величина периода 95 % прироста затухания значения кривизны – 150 суток.

Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – теоретические данные

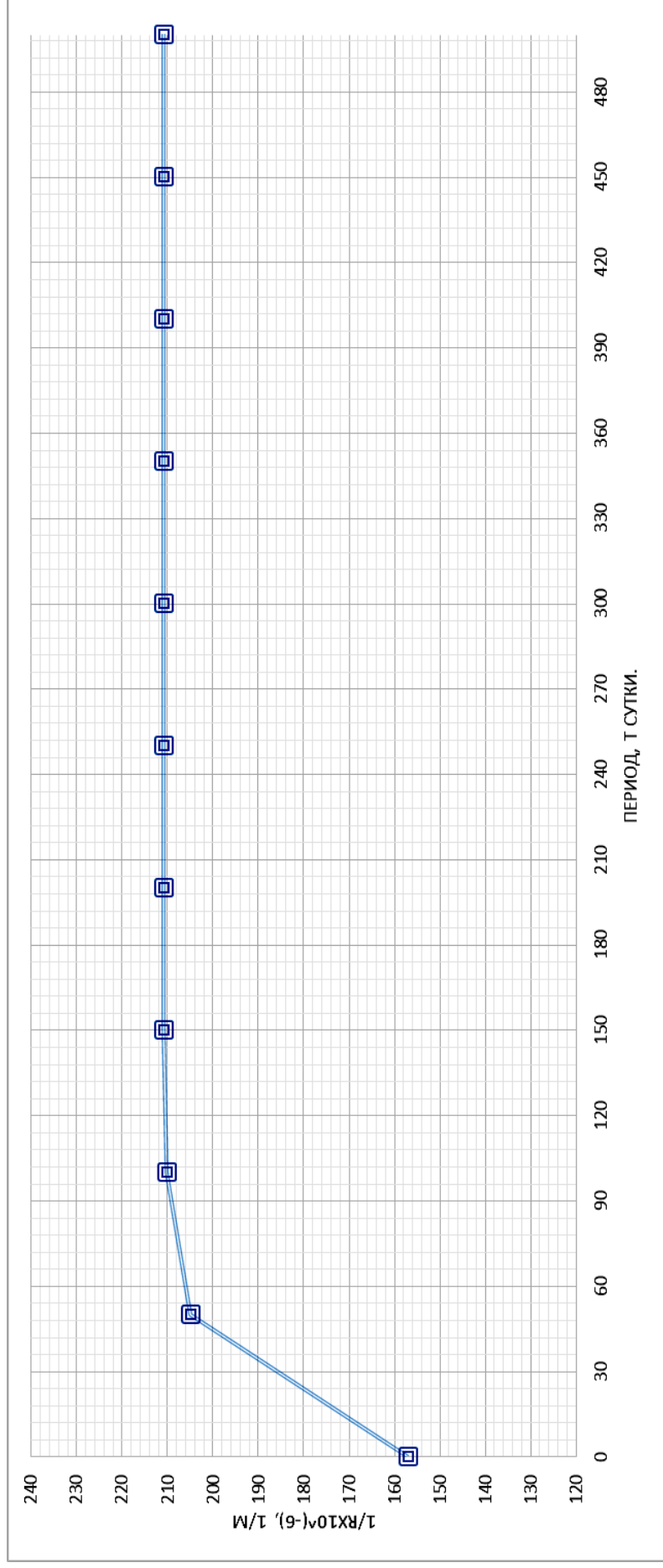


Рис. 2.69. Изменение кривизны балки Д-10 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 84 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 16 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,41M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) в агрессивных условиях в течение  $t=230$  суток

$$n=66 \text{ циклов } (A = 210,91 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}; K = 0,043924998; B = 54,98 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}).$$

Полное затухание величины периода прироста кривизны – 500 суток.

Величина периода 95 % прироста затухания значения кривизны – 84 суток.

Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – теоретические данные



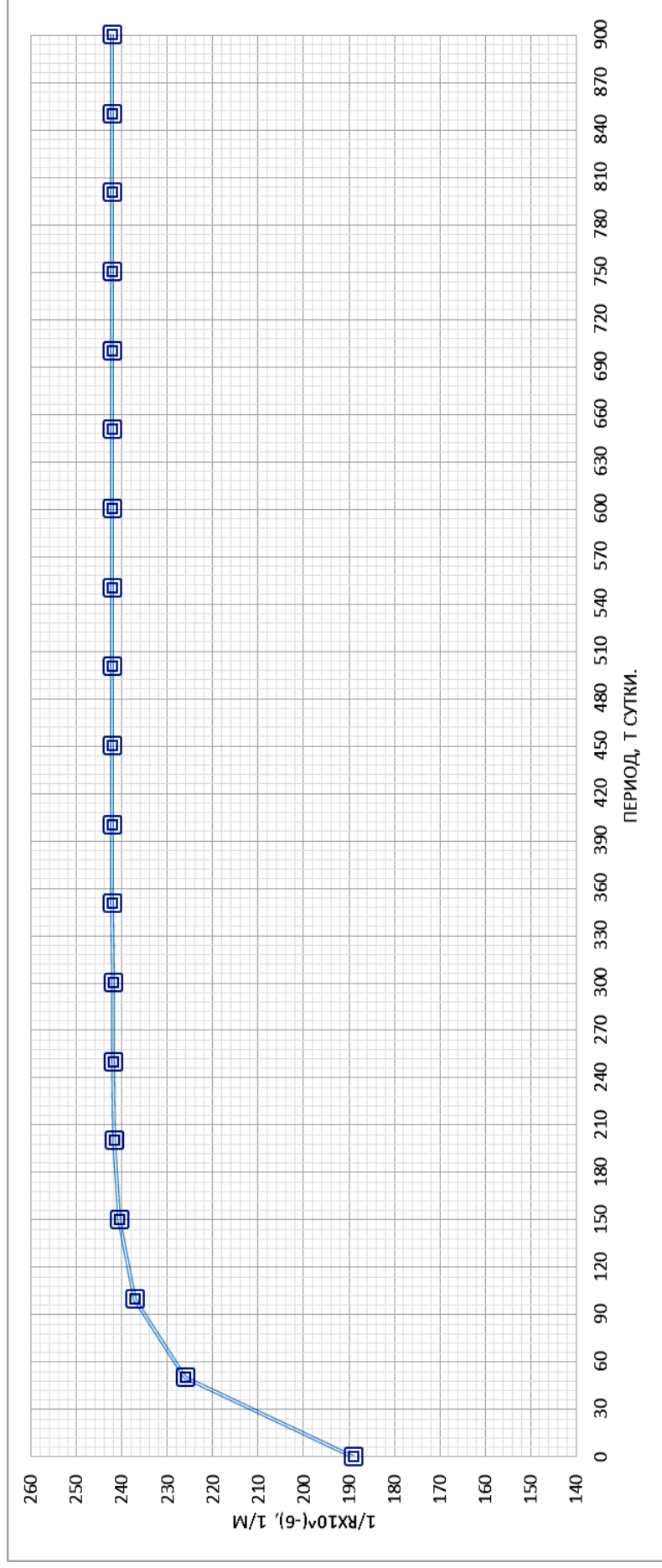


Рис. 2.70. Изменение кривизны балки К-12 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 84 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 25 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,51M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) в агрессивных условиях в течение  $t=212$  суток, с учетом приложения  $n=61$  циклов переменной нагрузки ( $A = 242,16 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ;  $K = 0,02392$ ;  $B = 54,15 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ).

Полное затухание величины периода прироста кривизны – 900 суток.

Величина периода 95 % прироста затухания значения кривизны – 120 суток.

Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – теоретические данные

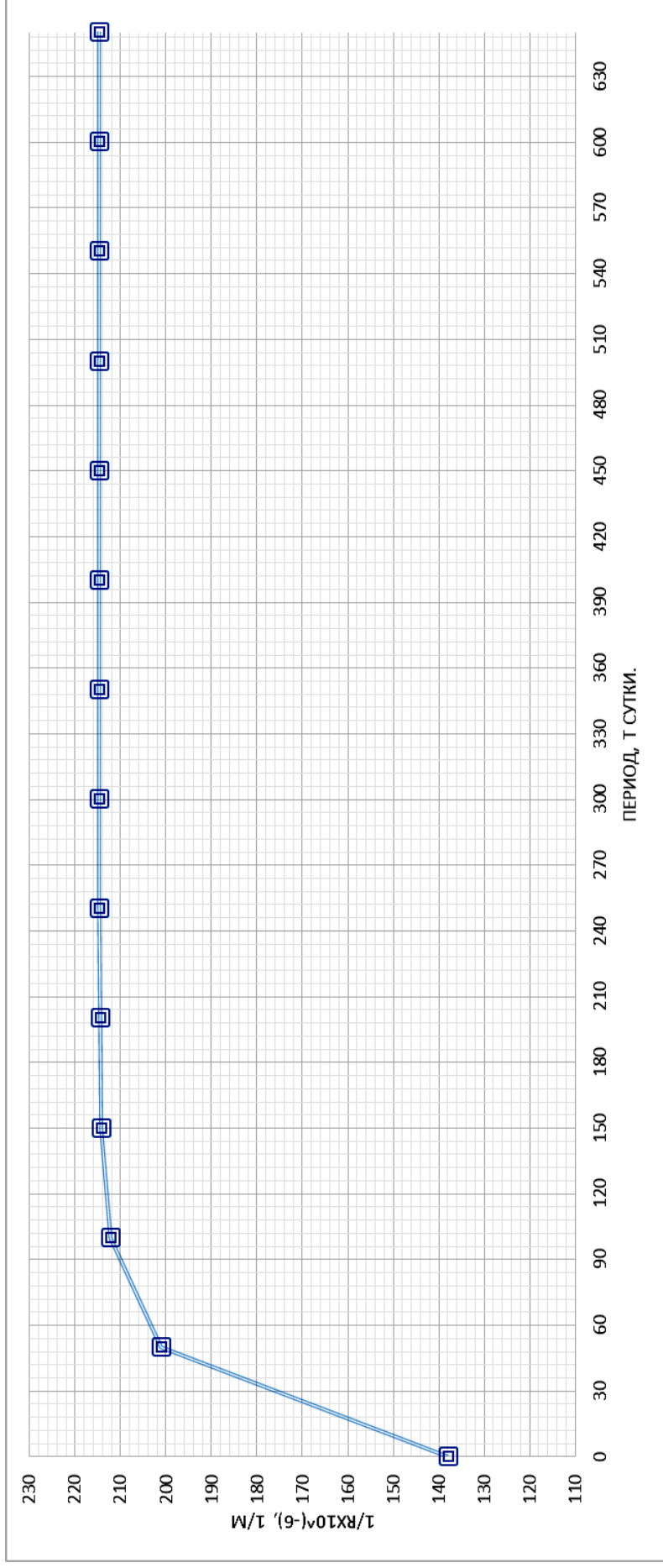


Рис. 2.71. Изменение кривизны балки О-28 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения

( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 84 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 34 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,62M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) в агрессивных условиях в течение  $t=238$  суток,  $n=68$  циклов, с учетом приложения переменной нагрузки ( $A = 214,66 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ;  $K = 0,034775497$ ;  $B = 77,95 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ).

Полное затухание величины периода прироста кривизны – 650 суток.

Величина периода 95 % прироста затухания значения кривизны – 51 сутки.

Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – теоретические данные

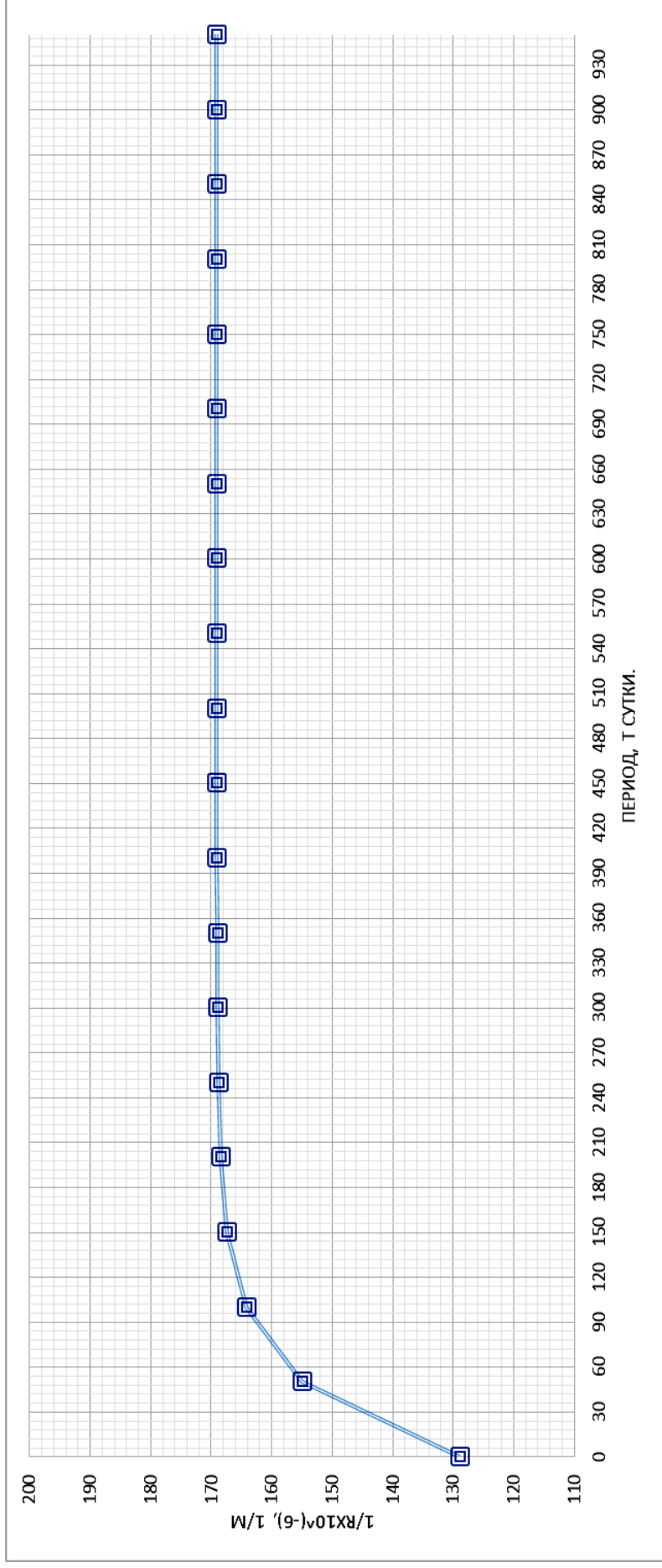


Рис. 2.72. Изменение кривизны балки Б-16 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 336 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 33,6 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,62M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) в агрессивных условиях в течение  $t=230$  суток, с учетом приложения  $n=17$  циклов переменной нагрузки ( $A = 169,08 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ;  $K = 0,021$ ;  $B = 40,01 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ).

Полное затухание величины периода прироста кривизны – 950 суток.

Величина периода 95 % прироста затухания значения кривизны – 150 суток.

Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – теоретические данные

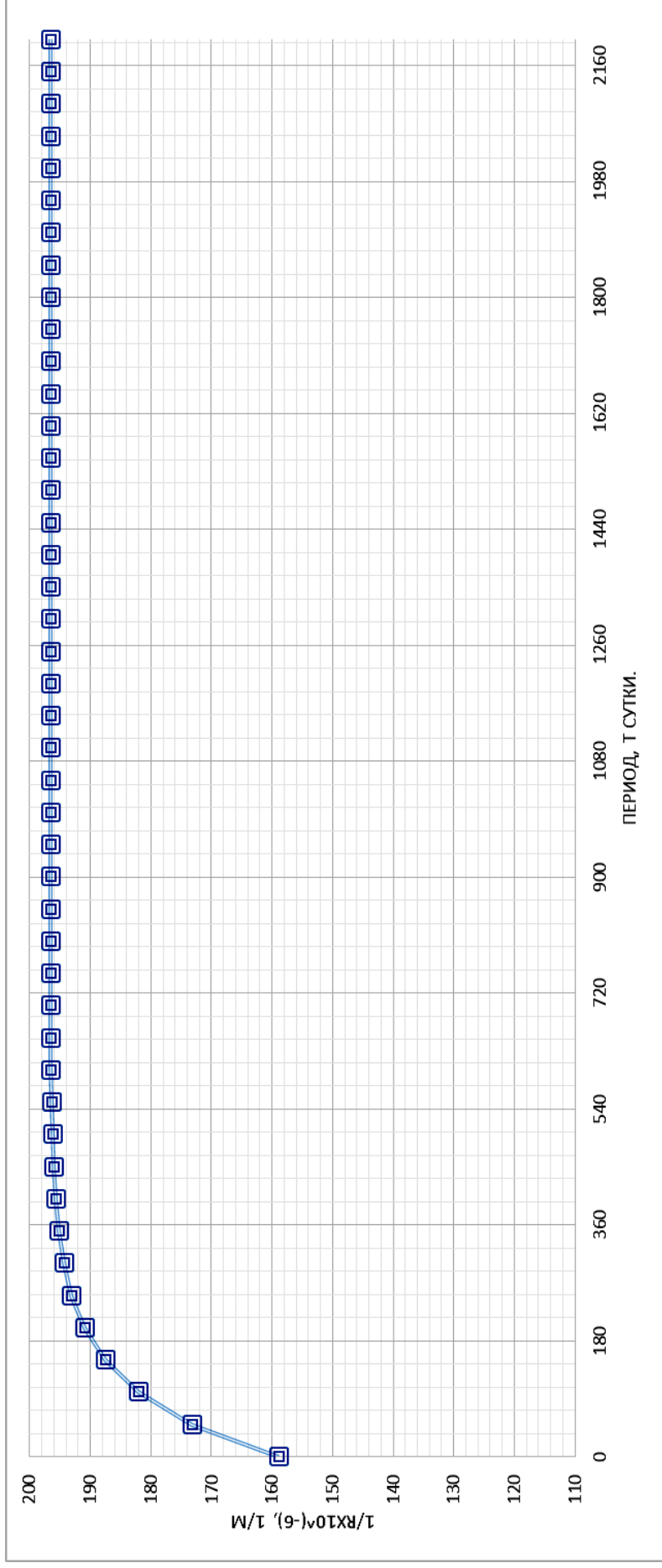


Рис. 2.73. Изменение кривизны балки E-30 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 336 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 67,2 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,31M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) в агрессивных условиях в течение  $t=226$  суток, с учетом приложения  $n=17$  циклов переменной нагрузки ( $A = 196,62 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ;  $K = 0,0095$ ;  $B = 38,05 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ).

Полное затухание величины периода прироста кривизны – 2200 суток.

Величина периода 95 % прироста затухания значения кривизны – 306 суток.

Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – теоретические данные

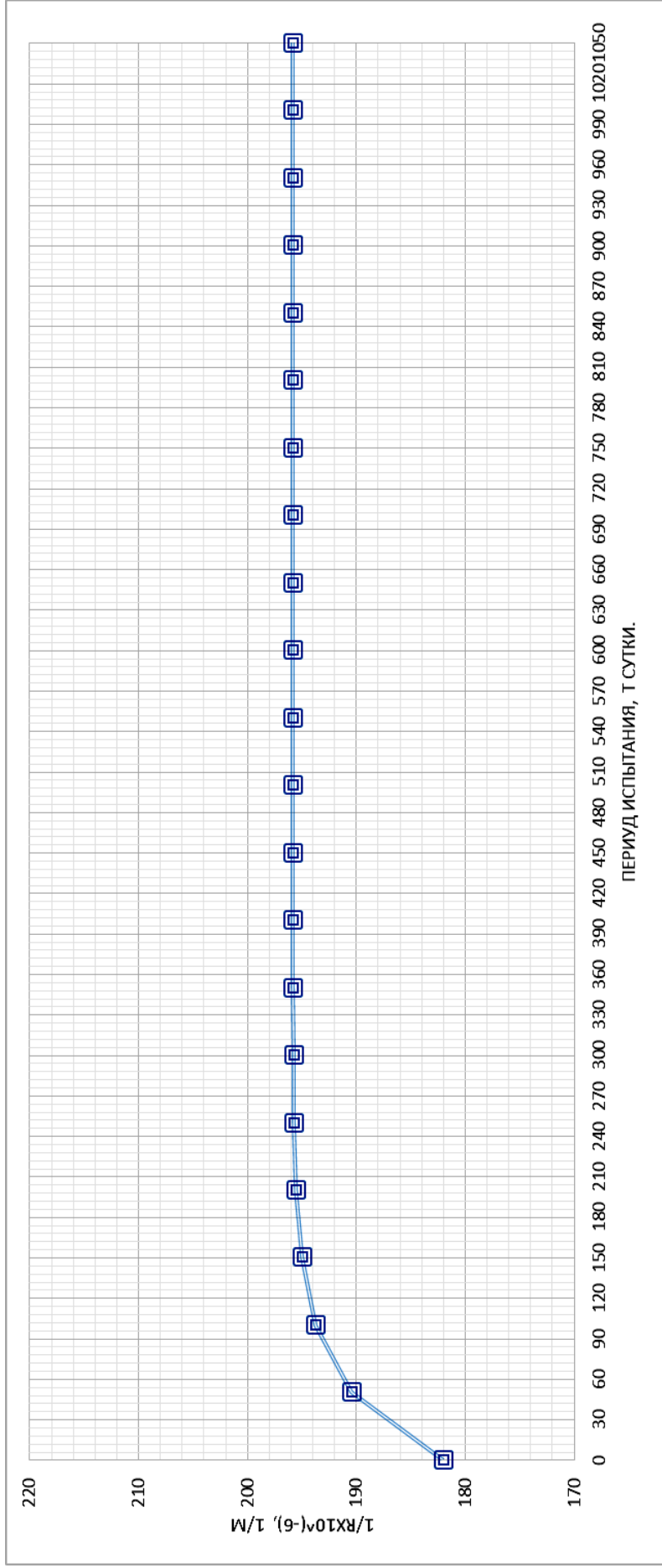


Рис. 2.74. Изменение кривизны при испытании балки JL-18 при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения

( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 336 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 100,8 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,41M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) в агрессивных условиях испытания

в течение  $t=155$  суток, с учетом приложения  $n=11$  циклов переменной нагрузки

( $A = 195,84 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ;  $K = 0,01905$ ;  $B = 12,39 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ). Полное затухание – 1050 суток.

Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – теоретические данные

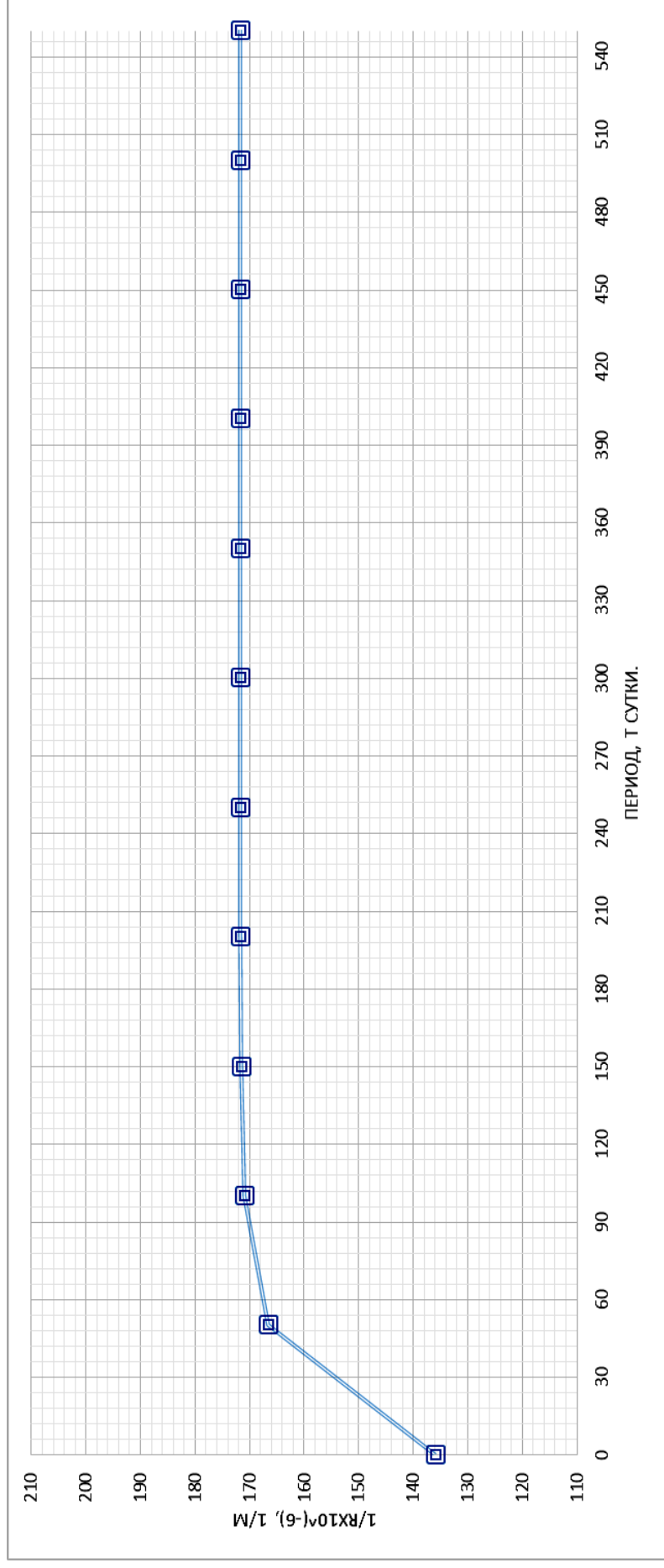


Рис. 2.75. Изменение кривизны балки П-32 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 336 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 134,4 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,51 M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) в агрессивных условиях в течение  $t=220$  суток, с учетом приложения  $n=17$  циклов переменной нагрузки ( $A = 171,71 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ;  $K = 0,039$ ;  $B = 35,98 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ).

Полное затухание величины периода прироста кривизны – 550 суток.

Величина периода 95 % прироста затухания значения кривизны – 72 суток.

Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – теоретические данные

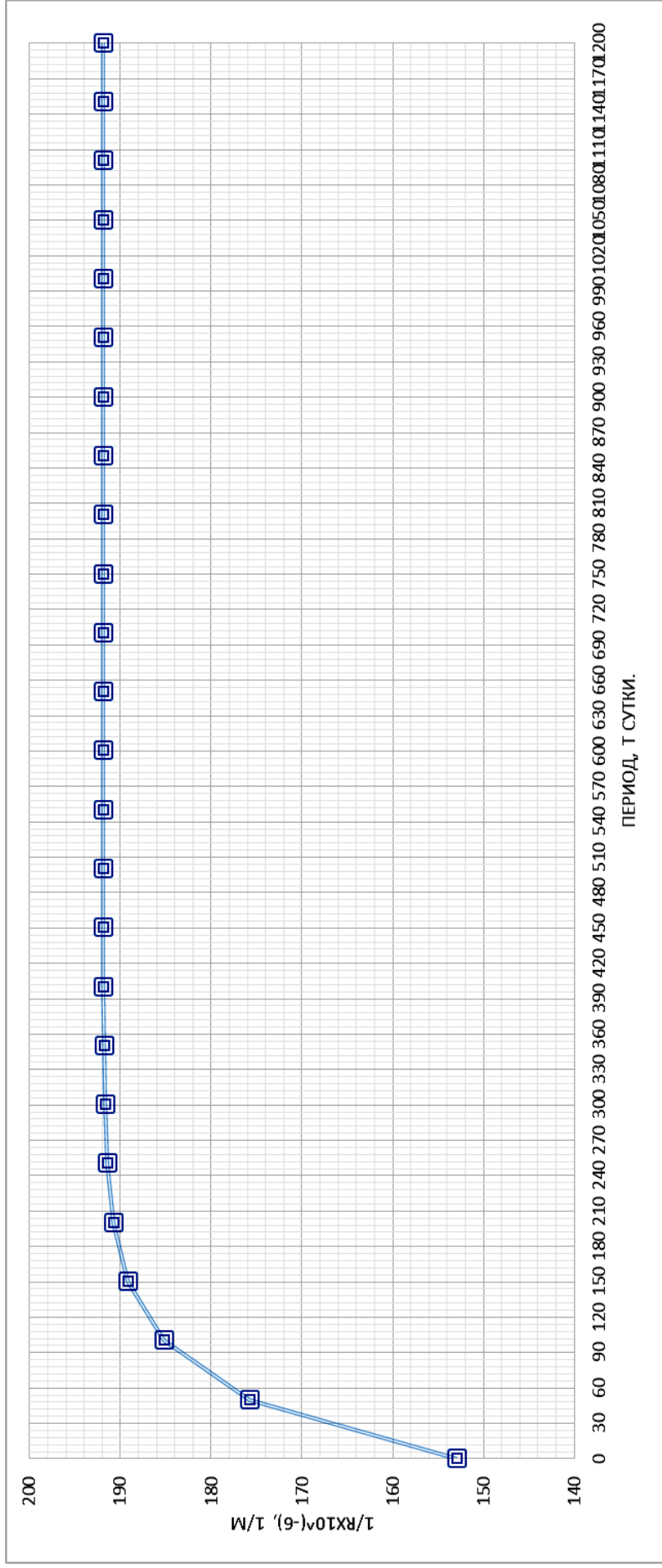


Рис. 2.76. Изменение кривизны балки В-16 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 672 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 67,2 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,51M_{\text{разр}}$ ) в агрессивных условиях испытания в течение  $t=202$  суток, с учетом приложения  $n=9$  циклов переменной нагрузки ( $A = 191,94 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ;  $K = 0,01765$ ;  $B = 39,95 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ).

Полное затухание величины периода прироста кривизны – 1200 суток.

Величина периода 95 % прироста затухания значения кривизны – 180 суток.

Условные обозначения: R – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – теоретические данные

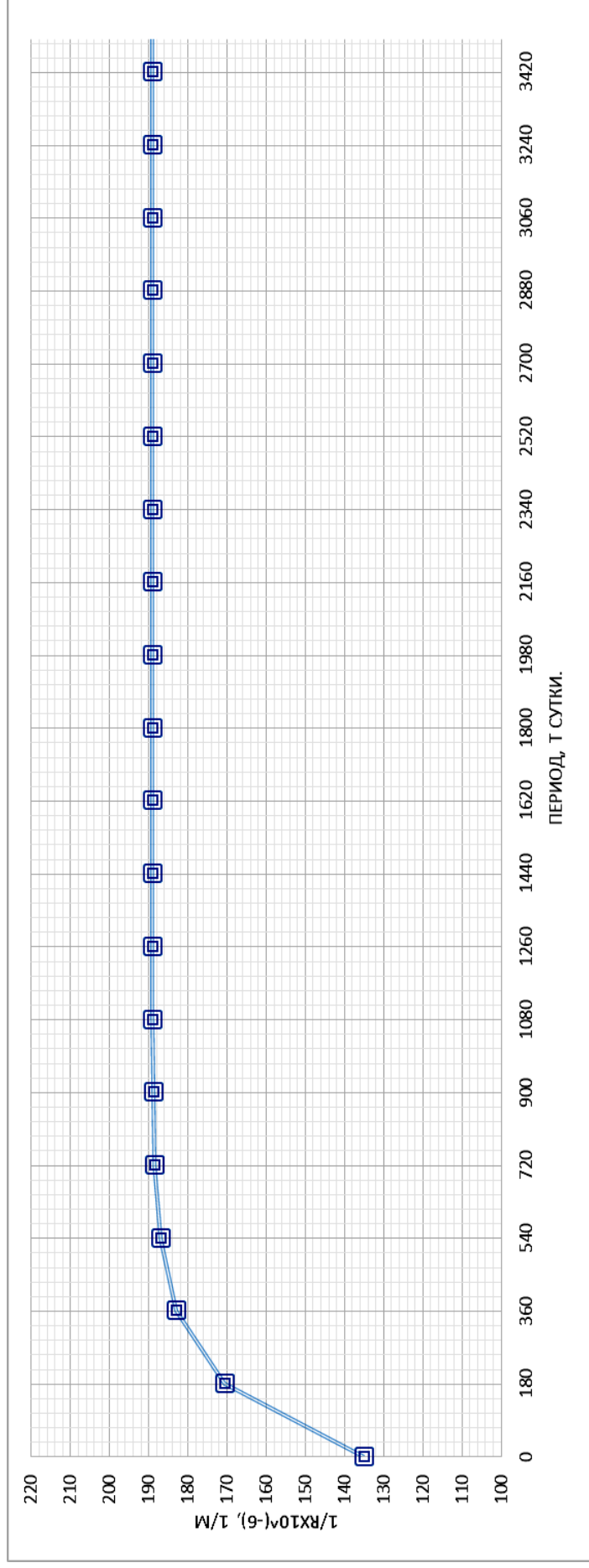


Рис. 2.77. Изменение кривизны балки Ж-34 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 672 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 134,4 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,62M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) в агрессивных условиях в течение  $t=197$  суток, с учетом приложения  $n=8$  циклов переменной нагрузки ( $A = 189,22 \cdot 10^{-6} \text{ 1/м}$ ;  $K = 0,006$ ;  $B = 54,01 \cdot 10^{-6} \text{ 1/м}$ ).

Полное затухание величины периода прироста кривизны – 3500 суток.

Величина периода 95 % прироста затухания значения кривизны – 504 суток.

Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – теоретические данные



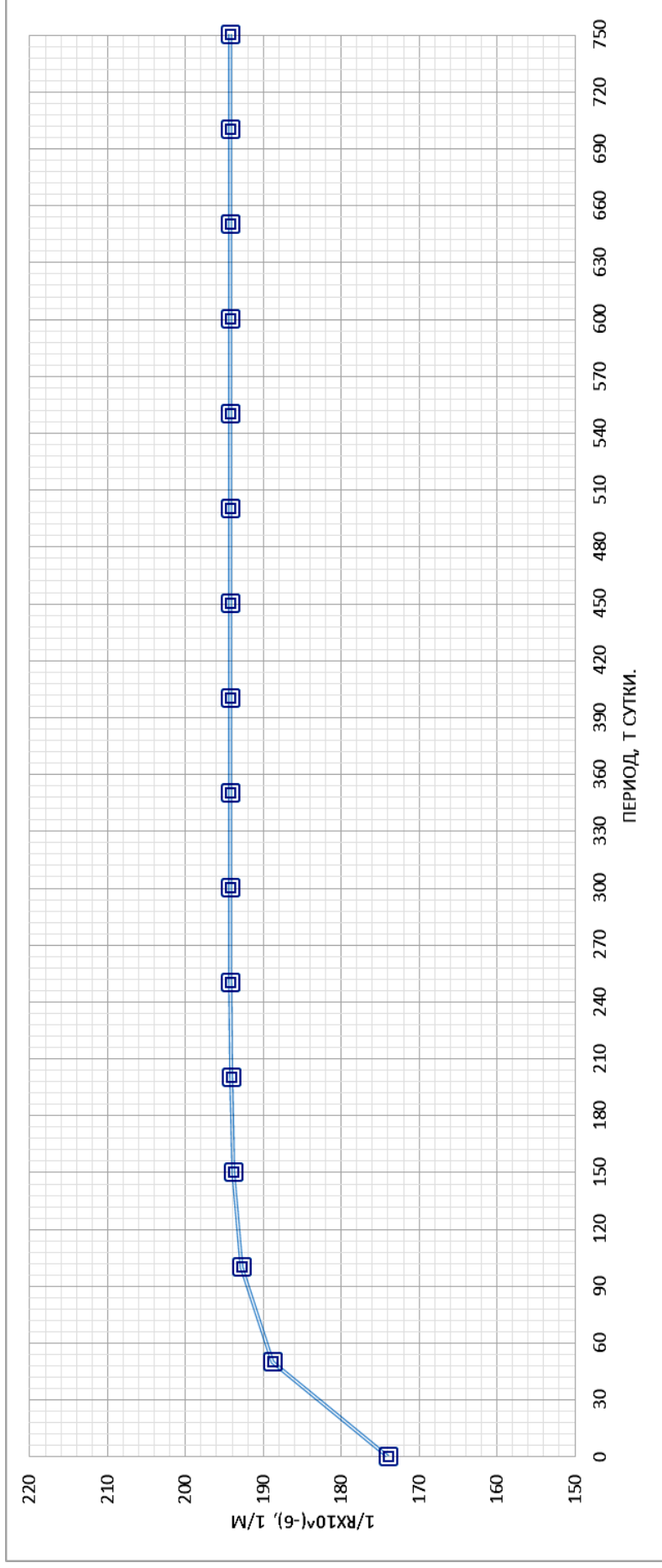


Рис. 2.78. Изменение кривизны балки М-22 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 672 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 201,6 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,31M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) в агрессивных условиях в течение  $t=230$  суток, с учетом приложения  $n=9$  циклов переменной нагрузки ( $A = 194,30 \cdot 10^{-6} \frac{1}{\text{м}}$ ;  $K = 0,0265$ ;  $B = 20,94 \cdot 10^{-6} \frac{1}{\text{м}}$ ).

Полное затухание величины периода прироста кривизны – 750 суток.

Величина периода 95 % прироста затухания значения кривизны – 102 суток.

Условные обозначения: R – радиус дуги окружности, кривая с квадратами – теоретические данные

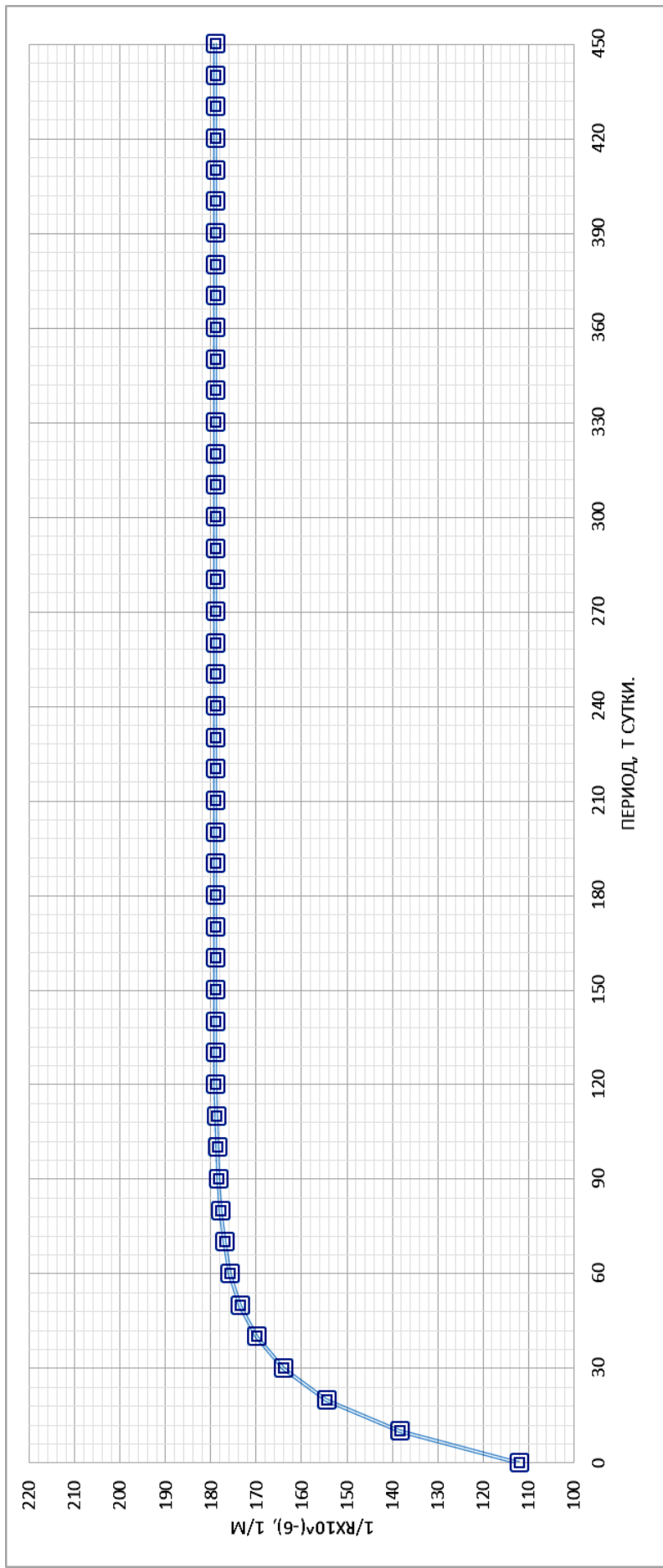


Рис. 2.79. Изменение кривизны балки Р-14 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_c = 672 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 268,8 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,41M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) в агрессивных условиях испытания в течение  $t=197$  суток, с учетом приложения  $n=8$  циклов переменной нагрузки ( $A = 179,14 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ;  $K = 0,0500$ ;  $B = 67,97 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ).

Полное затухание величины периода прироста кривизны – 450 суток.

Величина периода 95 % прироста затухания значения кривизны – 60 суток.

Условные обозначения: R – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – теоретические данные

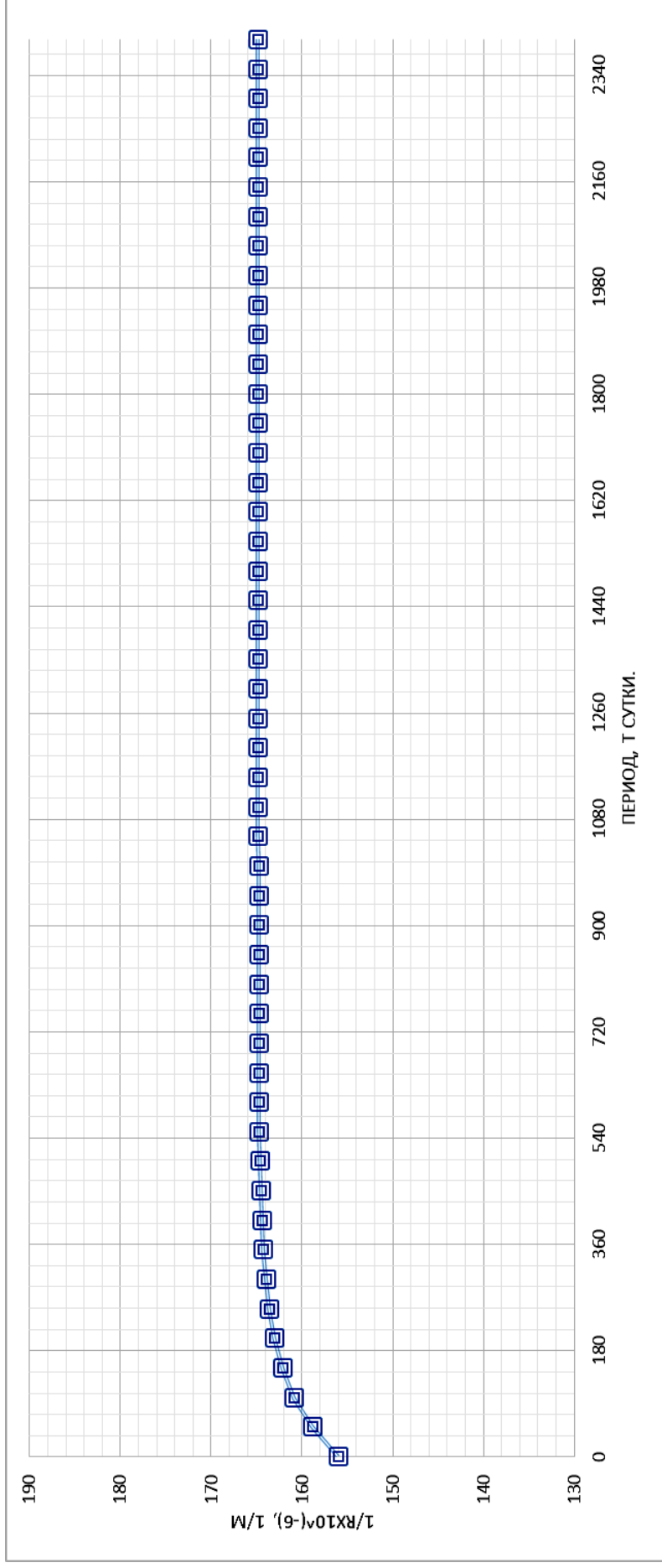


Рис. 2.80. Изменение кривизны балки Г-4 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 1344 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\min}} = 134,4 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,41M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) в агрессивных условиях испытания в течение  $t=200$  суток, с учетом приложения  $n=4$  циклов переменной нагрузки ( $A = 164,83 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ;  $K = 0,008$ ;  $B = 9,01 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ).

Полное затухание величины периода прироста кривизны – 2400 суток.

Величина периода 95 % прироста затухания значения кривизны – 540 суток.

Условные обозначения: R – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – теоретические данные

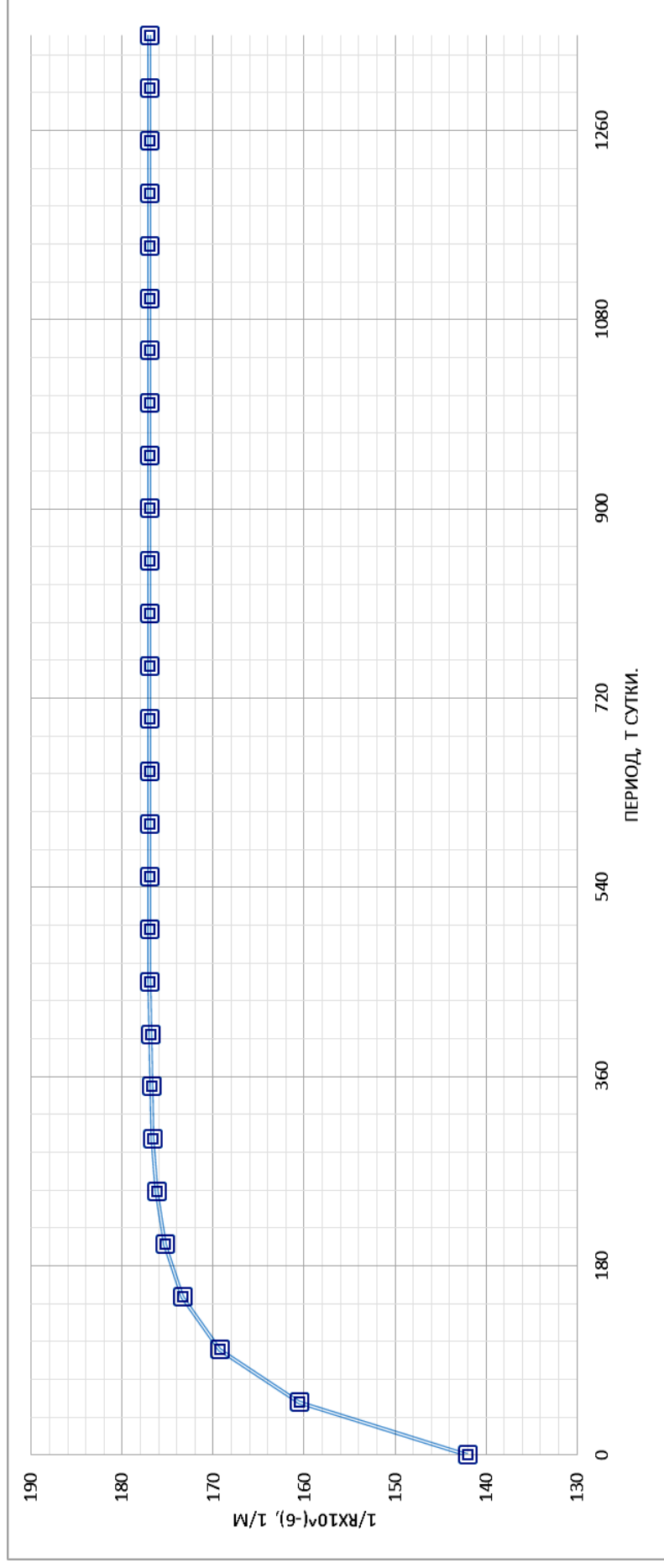


Рис. 2.81. Изменение кривизны балки 3-37 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 1344 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 268,8 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,51M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) в агрессивных условиях в течение  $t=200$  суток, с учетом приложения  $n=5$  циклов переменной нагрузки ( $A = 177,03 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ;  $K = 0,0151$ ;  $B = 35,92 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ).

Полное затухание величины величины периода прироста кривизны – 1350 суток.

Величина периода 95 % прироста затухания значения кривизны – 198 суток.

Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – теоретические данные

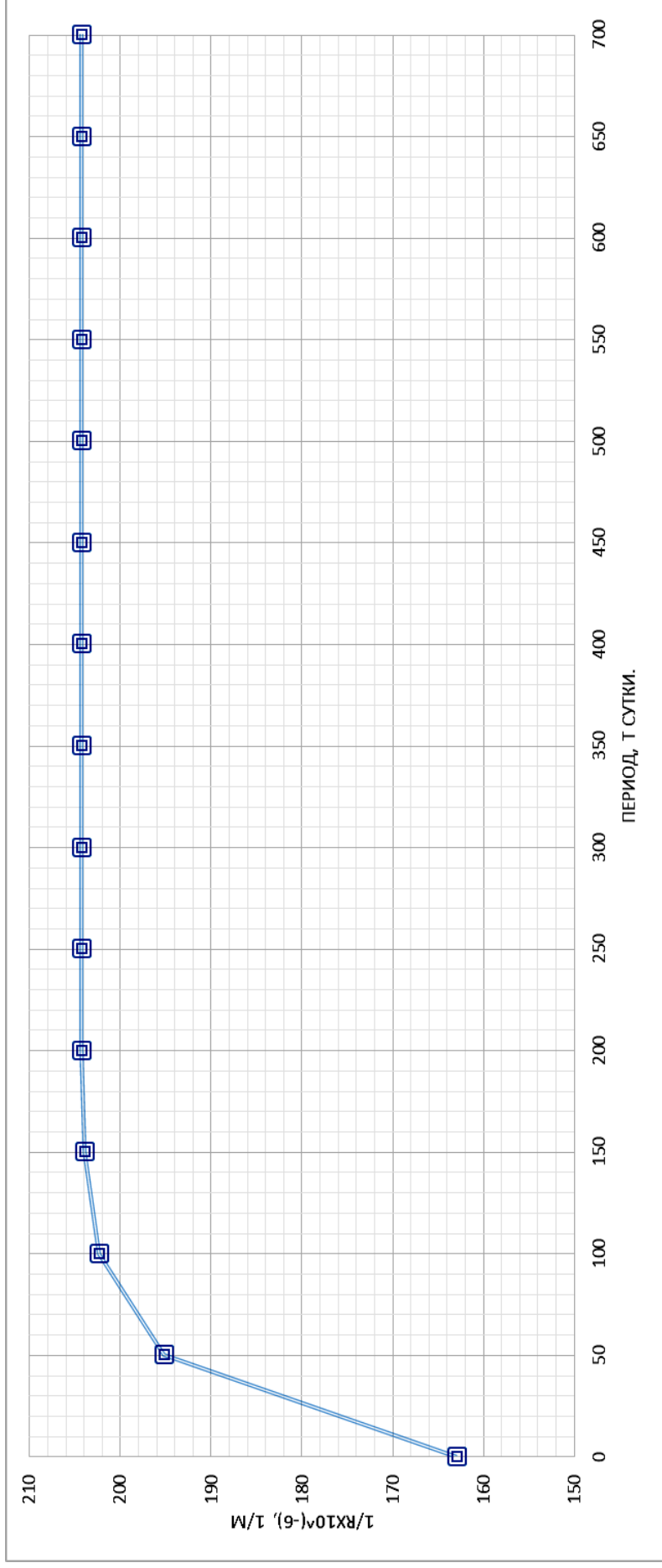


Рис. 2.82. Изменение кривизны балки Н-24 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 1344 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 43,2 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,62M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) в агрессивных условиях в течение  $t=201$  суток, с учетом приложения  $n=5$  циклов переменной нагрузки ( $A = 204,35 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ;  $K = 0,0303$ ;  $B = 41,98 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ).

Полное затухание величины периода прироста кривизны – 700 суток.

Величина периода 95 % прироста затухания значения кривизны – 85 суток.

Условные обозначения: R – радиус дуги окружности, кривая с квадратами – теоретические данные

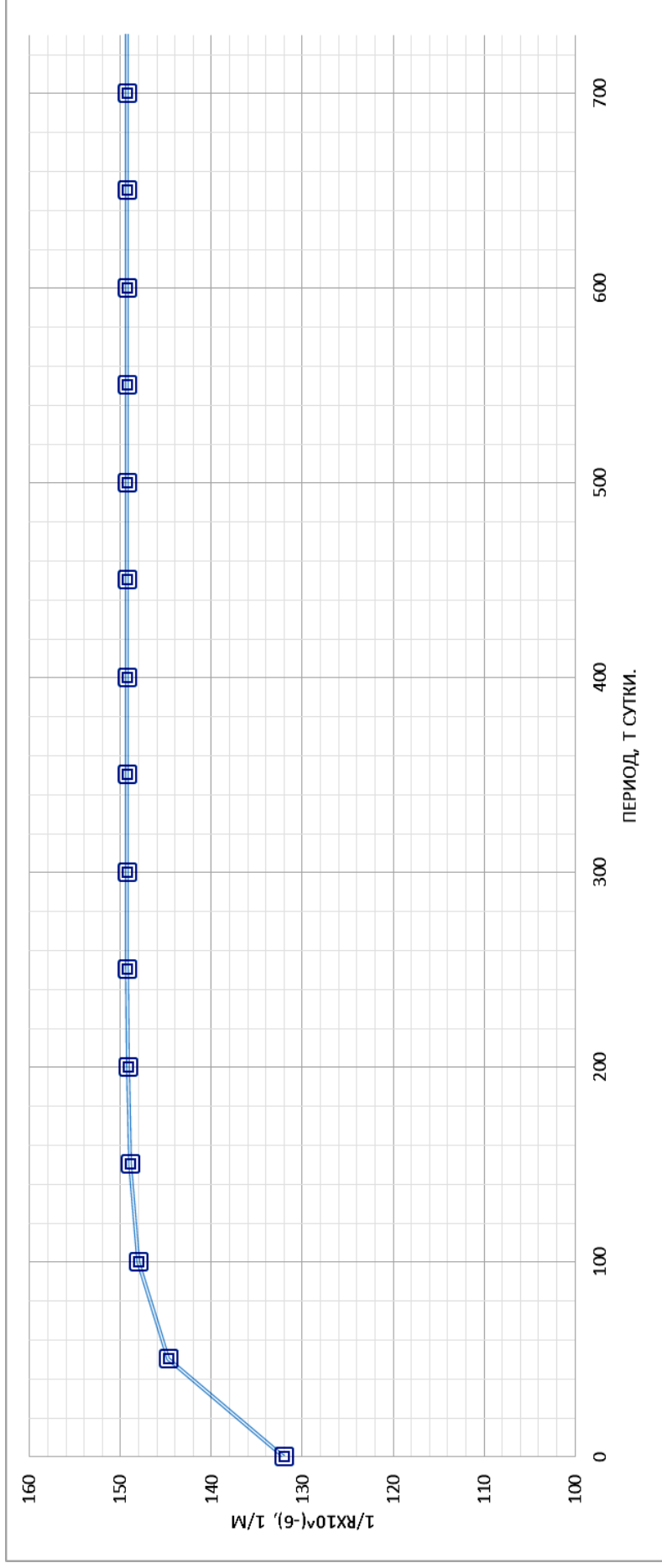


Рис. 2.83. Изменение кривизны балки С-26 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 1344 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 537,6 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,31M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) в агрессивных условиях в течение  $t=250$  суток, с учетом приложения  $n=5$  циклов переменной ступенчато-повторной нагрузки

$$(A = 148,22 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}; K = 0,027; B = 16,98 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}).$$

Полное затухание величины периода прироста кривизны – 730 суток.

Величина периода 95 % прироста затухания значения кривизны-55 суток.

Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности, кривая с квадратами – теоретические данные

На рис. 2.84 и 2.85 показаны функциональные зависимости теоретического приращения величины кривизны ( $\Delta K = 1/R \cdot 10^{-6}$ , 1/м) балок с верхним уровнем загрузки переменной нагрузки соответственно для 95 % и 100 % увеличения приращения кривизны для агрессивных условий испытания в зависимости от параметров переменной ступенчато-повторной нагрузки  $t_{ц}$ ,  $\eta = t_{M_{max}}/t_{ц}$ ,  $\rho = M_{min}/M_{max}$ , рассчитанные с помощью латинского квадрата (табл. 2.6 и 2.7).

Т а б л и ц а 2 . 6

Величина 95 % теоретического приращения кривизны  $\Delta K = 1/R \cdot 10^{-6}$ , 1/м, балок с верхним уровнем загрузки переменной нагрузки с соответствующими шифрами в агрессивной среде в матрице греческого квадрата в зависимости от параметров переменной ступенчато-повторной нагрузки

	$\eta = 0,1$	$\eta = 0,2$	$\eta = 0,3$	$\eta = 0,4$
$t_{ц} = 84$ ч (3,5 сут)	$\rho = 0,4$ 31 А-7	$\rho = 0,533$ 51 Д-9	$\rho = 0,666$ 50 К-11	$\rho = 0,8$ 73 О-27
$t_{ц} = 336$ ч (14 сут)	$\rho = 0,8$ 38 Б-15	$\rho = 0,4$ 36 Е-29	$\rho = 0,533$ 11 Л-17	$\rho = 0,666$ 33 П-31
$t_{ц} = 672$ ч (28 сут)	$\rho = 0,666$ 37 В-36	$\rho = 0,8$ 51 Ж-33	$\rho = 0,4$ 19 М-21	$\rho = 0,533$ 64 Р-13
$t_{ц} = 1344$ ч (56 сут)	$\rho = 0,533$ 8 Г-3	$\rho = 0,666$ 33 З-38	$\rho = 0,8$ 39 Н-23	$\rho = 0,4$ 13 С-25

Т а б л и ц а 2 . 7

Величина 100 % теоретического приращения кривизны  $\Delta K = 1/R \cdot 10^{-6}$ , 1/м, балок с верхним уровнем загрузки переменной нагрузки с соответствующими шифрами в агрессивной среде в матрице греческого квадрата в зависимости от параметров переменной ступенчато-повторной нагрузки

	$\eta = 0,1$	$\eta = 0,2$	$\eta = 0,3$	$\eta = 0,4$
$t_{ц} = 84$ ч (3,5 сут)	$\rho = 0,4$ 33 А-7	$\rho = 0,533$ 54 Д-9	$\rho = 0,666$ 53 К-11	$\rho = 0,8$ 77 О-27
$t_{ц} = 336$ ч (14 сут)	$\rho = 0,8$ 40 Б-15	$\rho = 0,4$ 38 Е-29	$\rho = 0,533$ 12 Л-17	$\rho = 0,666$ 35 П-31
$t_{ц} = 672$ ч (28 сут)	$\rho = 0,666$ 39 В-36	$\rho = 0,8$ 54 Ж-33	$\rho = 0,4$ 20 М-21	$\rho = 0,533$ 67 Р-13
$t_{ц} = 1344$ ч (56 сут)	$\rho = 0,533$ 9 Г-3	$\rho = 0,666$ 35 З-38	$\rho = 0,8$ 41 Н-23	$\rho = 0,4$ 16 С-25

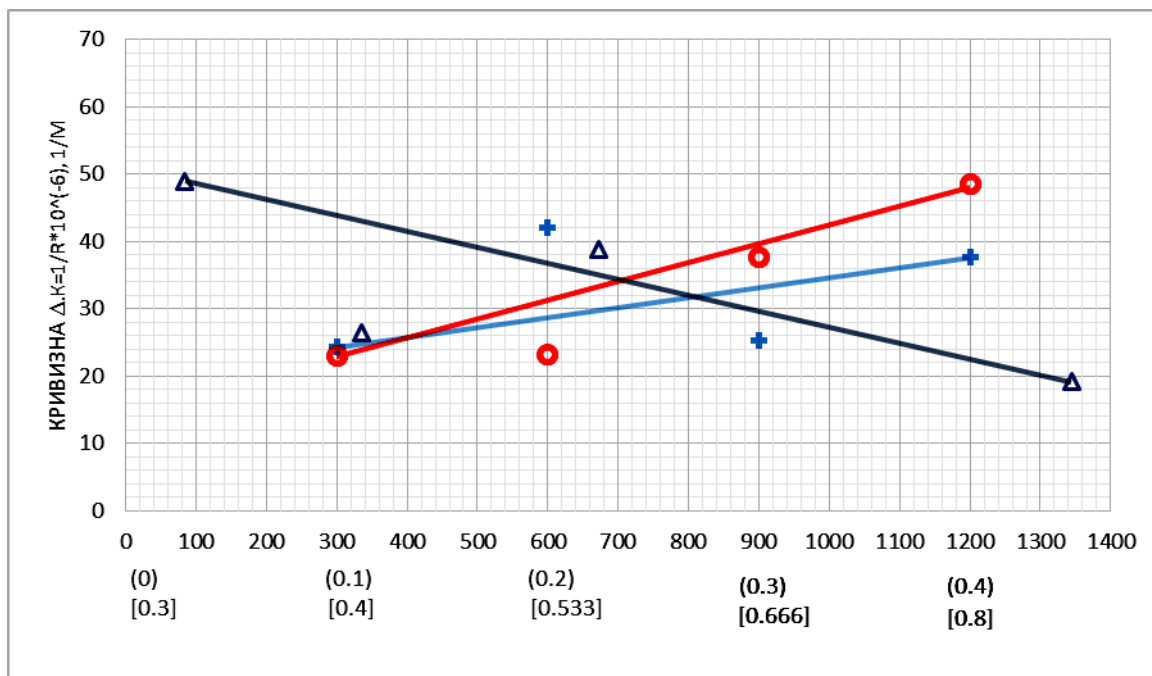


Рис. 2.84. Зависимость 95 % величины теоретического приращения кривизны ( $\Delta K = \frac{1}{R} \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ) балок с верхним уровнем загрузки переменной нагрузки для агрессивных условий испытания от параметров переменной ступенчатой повторной нагрузки:

ось абсцисс: цифры без скобок предназначены для параметра  $t_{\text{ц}}$  – длительность цикла переменной нагрузки в часах (треугольник); цифры в круглых скобках предназначены для параметра  $\eta = t_{\text{max}}/t_{\text{ц}}$  (засечка); цифры в квадратных скобках предназначены для параметра  $\rho = M_{\text{min}}/M_{\text{max}}$  (окружность).

$$K=0,00105 \cdot (19,87 + 44,333\eta)(0,64 + 55,639\rho)(50,99 - 0,024t_{\text{ц}})$$



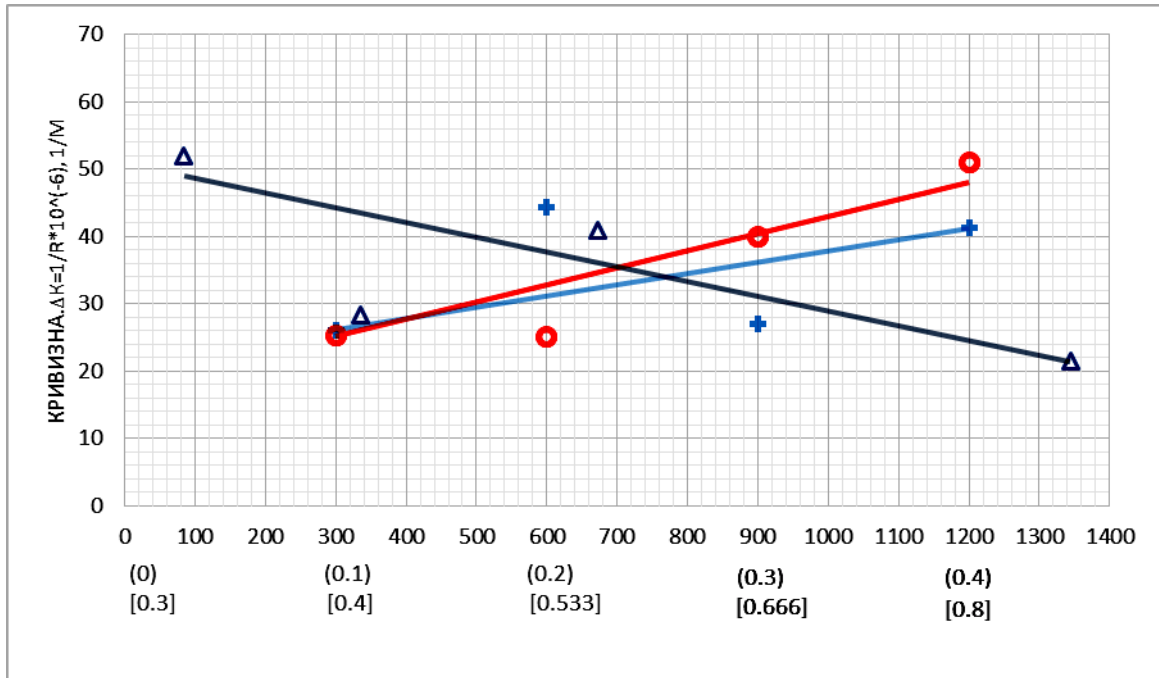


Рис. 2.85. Зависимость 100 % величины затухания теоретического приращения значения кривизны ( $\Delta K = \frac{1}{R} \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ) балок с верхним уровнем нагружения переменной нагрузки для агрессивных условий испытания от параметров переменной ступенчатой повторной нагрузки:  
 ось абсцисс: цифры без скобок предназначены для параметра  $t_{\text{ц}}$  – длительность цикла переменной нагрузки в часах (треугольник); цифры в круглых скобках предназначены для параметра  $\eta = t_{\text{max}}/t_{\text{ц}}$  (засечка); цифры в квадратных скобках предназначены для параметра  $\rho = M_{\text{min}}/M_{\text{max}}$  (окружность).  
 $K=0,00092 \cdot (21,07 + 50,333\eta)(3,09 + 55,26\rho)(53,933 - 0,024t_{\text{ц}})$

Анализ функциональных зависимостей на рис. 2.84 и 2.85, полученных для агрессивных условий испытания образцов с верхним уровнем нагружения переменной нагрузки, показывает прямопропорциональную зависимость 95 % и 100 % величины теоретического приращения кривизны балок от уровня нагружения минимальной нагрузки и относительного времени действия максимальной нагрузки в периоде цикла и обратнопропорциональную зависимость от длительности цикла.

На рис. 2.86 и 2.87 показаны функциональные зависимости продолжительности в сутках соответственно 95 % и 100 % увеличения прироста кривизны балок с верхним уровнем нагружения переменной нагрузки в агрессивных условиях испытания в зависимости от параметров переменной ступенчато-повторной нагрузки, рассчитанные с помощью латинского квадрата (табл. 2.8 и 2.9).

Таблица 2.8

Продолжительность в сутках 95 % увеличения прироста кривизны балок при верхнем уровне загрузки переменной нагрузки с соответствующими номерами в зоне чистого изгиба в агрессивной среде в зависимости от параметров переменной ступенчато-повторной нагрузки ( $\eta$ ,  $\rho$ ,  $t_{\text{ц}}$ )

	$\eta = 0,1$	$\eta = 0,2$	$\eta = 0,3$	$\eta = 0,4$
$t_{\text{ц}} = 84$ ч	$\rho = 0,4$ 150 сут А-8	$\rho = 0,533$ 84 сут Д-10	$\rho = 0,666$ 120 сут К-12	$\rho = 0,8$ 51 сут О-28
$t_{\text{ц}} = 336$ ч (3,5 сут)	$\rho = 0,8$ 150 сут Б-16	$\rho = 0,4$ 306 сут Е-30	$\rho = 0,533$ 150 сут Л-18	$\rho = 0,666$ 72 сут П-32
$t_{\text{ц}} = 672$ ч (28 сут)	$\rho = 0,666$ 180 сут В-16	$\rho = 0,8$ 504 сут Ж-34	$\rho = 0,4$ 102 сут М-22	$\rho = 0,533$ 60 сут Р-14
$t_{\text{ц}} = 1344$ часа (56 сут)	$\rho = 0,533$ 540 сут Г-3	$\rho = 0,666$ 195 сут З-37	$\rho = 0,8$ 85 сут Н-24	$\rho = 0,4$ 65 сут С-25

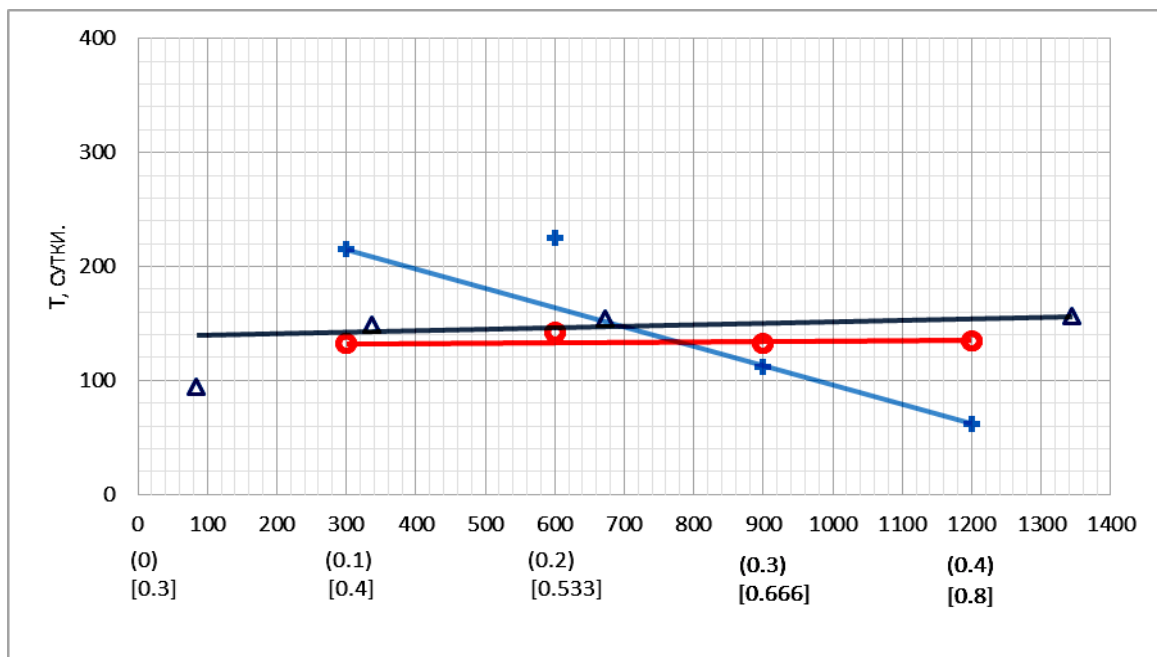


Рис. 2.86. Продолжительность в сутках 95 % увеличения прироста кривизны балок в зоне чистого изгиба в агрессивных условиях испытания образцов с верхним уровнем загрузки переменной нагрузки от параметров переменной ступенчатой повторной нагрузки:

$T$  – период полной стабилизации прироста величины кривизны в сутках.

Ось абсцисс: цифры без скобок предназначены для параметра  $t_{\text{ц}}$  – длительность цикла переменной нагрузки в часах (треугольник); цифры в круглых скобках предназначены для параметра  $\eta = t_{\text{max}}/t_{\text{ц}}$  (засечка); цифры в квадратных скобках предназначены для параметра  $\rho = M_{\text{min}}/M_{\text{max}}$  (окружность).

$$T = 0,000059 \cdot (267 - 513\eta)(129 + 7,5\rho)(147 + 0,00694t_{\text{ц}})$$

Таблица 2.9

Продолжительность в сутках 100 % увеличения прироста кривизны балок при верхнем уровне загрузки переменной нагрузки с соответствующими номерами в зоне чистого изгиба в агрессивной среде в зависимости от параметров переменной ступенчато-повторной нагрузки ( $\eta$ ,  $\rho$ ,  $t_{ц}$ )

	$\eta = 0,1$	$\eta = 0,2$	$\eta = 0,3$	$\eta = 0,4$
$t_{ц} = 84$ ч	$\rho = 0,4$ 900 сут А-8	$\rho = 0,533$ 500 сут Д-10	$\rho = 0,666$ 900 сут К-12	$\rho = 0,8$ 650 сут О-28
$t_{ц} = 336$ ч	$\rho = 0,8$ 950 сут Б-16	$\rho = 0,4$ 2200 сут Е-30	$\rho = 0,533$ 1050 сут Л-18	$\rho = 0,666$ 550 сут П-32
$t_{ц} = 672$ ч	$\rho = 0,666$ 1200 сут В-16	$\rho = 0,8$ 3500 сут Ж-34	$\rho = 0,4$ 750 сут М-22	$\rho = 0,533$ 450 сут Р-14
$t_{ц} = 1344$ ч	$\rho = 0,533$ 2400 сут Г-3	$\rho = 0,666$ 1350 сут З-37	$\rho = 0,8$ 700 сут Н-24	$\rho = 0,4$ 730 сут С-25

Анализ полученных соответствующих функциональных зависимостей на рис. 2.86 и 2.87 для агрессивных условий испытания железобетонных образцов с верхним уровнем загрузки переменной нагрузки, показывает прямо пропорциональную зависимость продолжительности затухания в сутках соответственно для 95 % и 100 % прироста кривизны балок от уровня загрузки минимальной нагрузки и длительности периода цикла и обратнопропорциональную зависимость от относительного действия максимальной нагрузки в цикле.

Сравнительный анализ продолжительности затухания 95 % и 100 % прироста кривизны балок для неагрессивных и агрессивных условий испытания по данным рис. 2.88 и 2.89 показывает, что процесс стабилизации значений кривизны образцов, испытывающих воздействие 3 % раствора NaCl, наступает в несколько раз быстрее, чем у балок, испытывающих воздействие неагрессивной газовой среды.

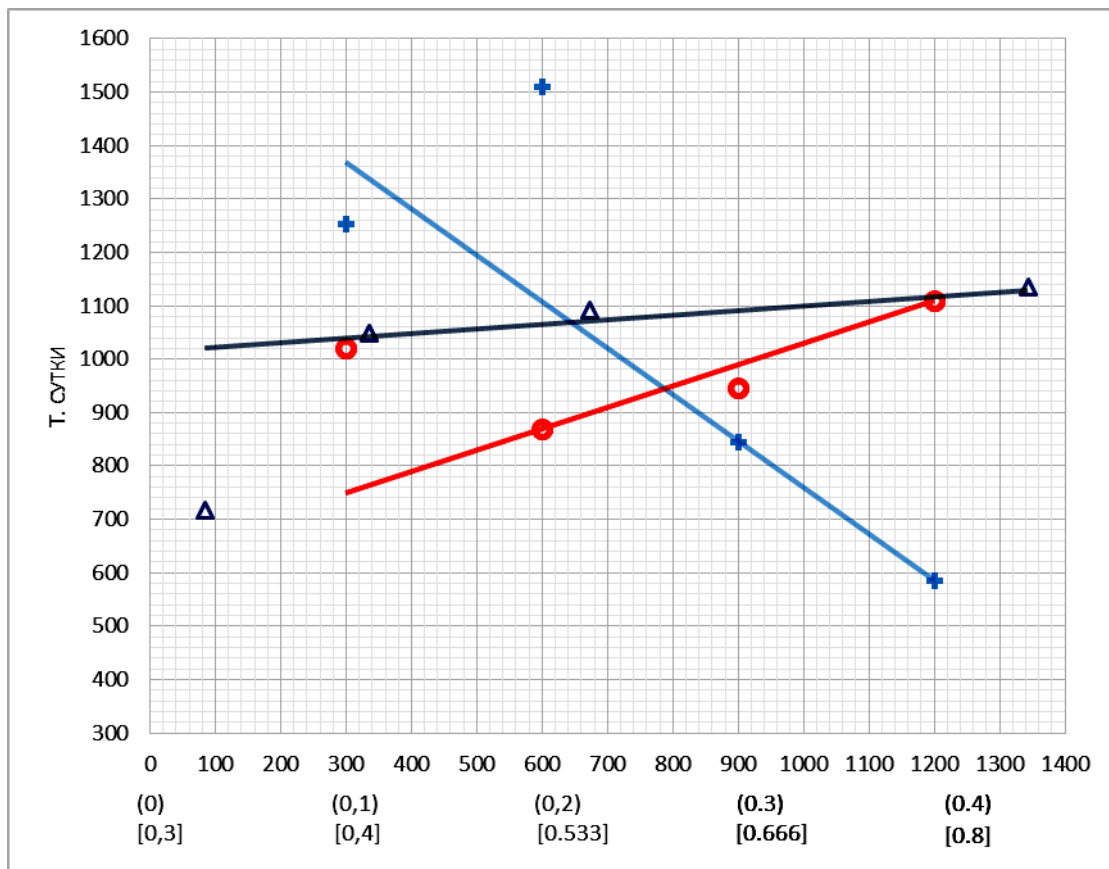


Рис. 2.87. Продолжительность в сутках 100 % увеличения прироста кривизны балок в зоне чистого изгиба в агрессивных условиях испытания образцов с верхним уровнем загрузки переменной нагрузки от параметров переменной ступенчатой повторной нагрузки:

$T$  – период полной стабилизации прироста величины кривизны в сутках.

Ось абсцисс: цифры без скобок предназначены для параметра  $t_u$  -длительность цикла переменной нагрузки в часах (треугольник); цифры в круглых скобках предназначены для параметра  $\eta = t_{\max}/t_{\text{ц}}$  (засечка); цифры в квадратных скобках предназначены для параметра  $\rho = M_{\min}/M_{\max}$  (окружность).

$$T = 0,00000101 \cdot (1601 - 2540\eta)(387 + 903\rho)(1048 + 0,00854t_u)$$

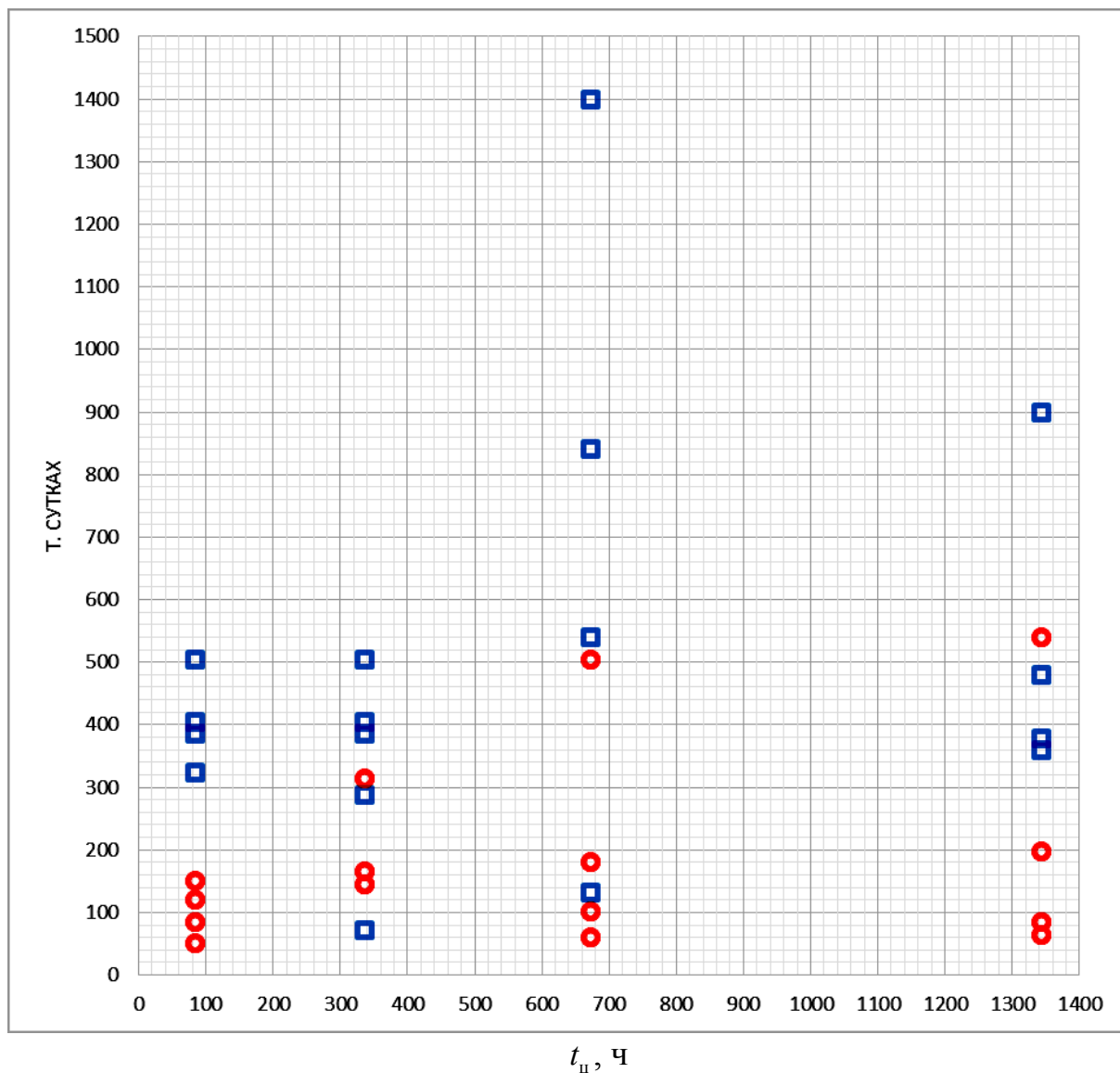


Рис. 2.88. Продолжительность в сутках ( $T$ ) 95 % стабилизации прироста кривизны балок с верхним уровнем загрузки переменной нагрузки в неагрессивной газовой среде и в агрессивной среде при периодическом увлажнении в течение суток 3 % раствором NaCl в зависимости от длительности цикла переменной ступенчатой повторной нагрузки в часах ( $t_{\text{ц}}$ ):  
 квадраты – неагрессивные условия; окружности – агрессивные условия

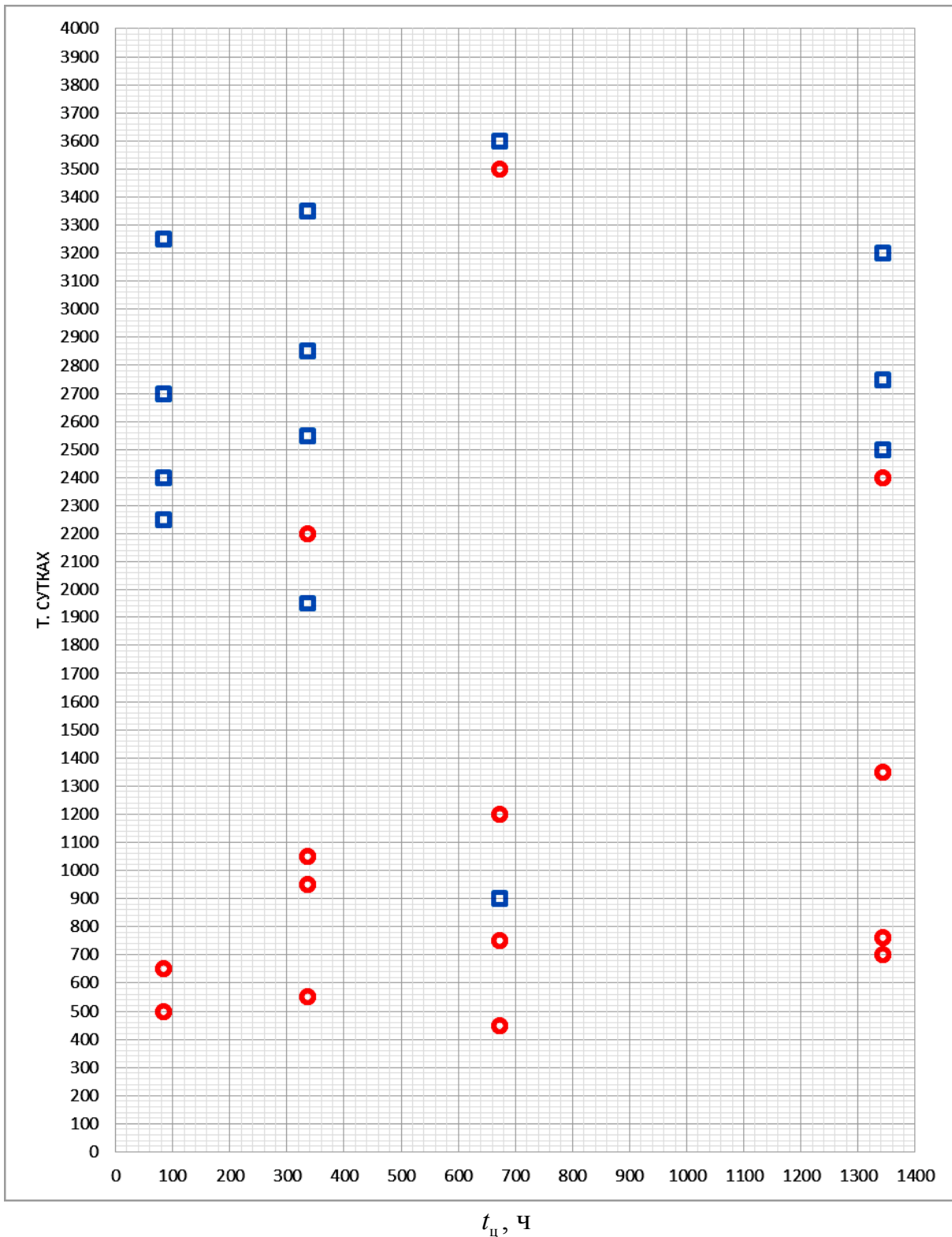


Рис. 2.89. Продолжительность в сутках ( $T$ ) 100 % стабилизации прироста кривизны балок с верхним уровнем загрузки переменной нагрузки в неагрессивной газовой среде и в агрессивной среде при периодическом увлажнении в течении суток 3 % раствором NaCl в зависимости от длительности цикла переменной ступенчатой повторной нагрузки в часах ( $t_u$ ): квадраты – неагрессивные условия; окружности – агрессивные условия

На рис. 2.90–2.102 приведены экспериментальные данные изменения прироста кривизны, полученные на опытных образцах с верхним уровнем нагружения переменной нагрузки при комбинированном воздействии среды, сначала агрессивной, а затем неагрессивной и построенные по ним теоретические корреляционные кривые кривизны, а на рис. 2.103–2.114 показаны теоретические корреляционные кривые кинетики прироста кривизны балок во времени при комбинированном воздействии среды, сначала агрессивной, а затем неагрессивной с учётом определения значений 95 % и 100 % кривизны образцов.

Результаты соотношения соответственно для 100 % и 95 % прироста величины кривизны, а также величины соотношения соответственно для 100 и 95 % периода затухания прироста кривизны балок для неагрессивных и агрессивных условий испытаний в зависимости от параметров переменной ступенчато-повторной нагрузки приведены в табл. 2.10.

Данные табл. 2.10 показывают что в неагрессивных газозооушных условиях испытания прирост кривизны по сравнению с агрессивными условиями испытания, предусматривающие периодическое увлажнение балок 3 % раствором NaCl, превышает в среднем соответственно для 100 % и 95 % прироста кривизны в 2,72 и 2,80 раза, а период затухания прироста кривизны в среднем для 100 % и 95 % прироста кривизны – соответственно в 3,36 и 3,89 раза.

Значения и соотношения соответственно для 100 % и 95 % прироста кривизны, а также величины и соотношения периода затухания прироста кривизны балок при однократной смене вида воздействующей среды в процессе длительного периода испытания образцов предоставлены в табл. 2.11.

Данные табл. 2.11 показывают, что изменение вида окружающей среды с неагрессивной на неагрессивную увеличивает прирост кривизны в среднем для 100 % и 95 % значения в 1,11 раза, а период затухания прироста кривизны в среднем для 100 % и 95 % значения соответственно в 1,32 и 1,15 раза.

В тоже время, изменение вида окружающей среды с агрессивной на неагрессивную увеличивает прирост кривизны в среднем для 100 % и 95 % значения соответственно в 1,37 и 1,38 раза, а период затухания прироста кривизны в среднем для 100 % и 95 % значения – соответственно в 3,89 и 3,70 раза.

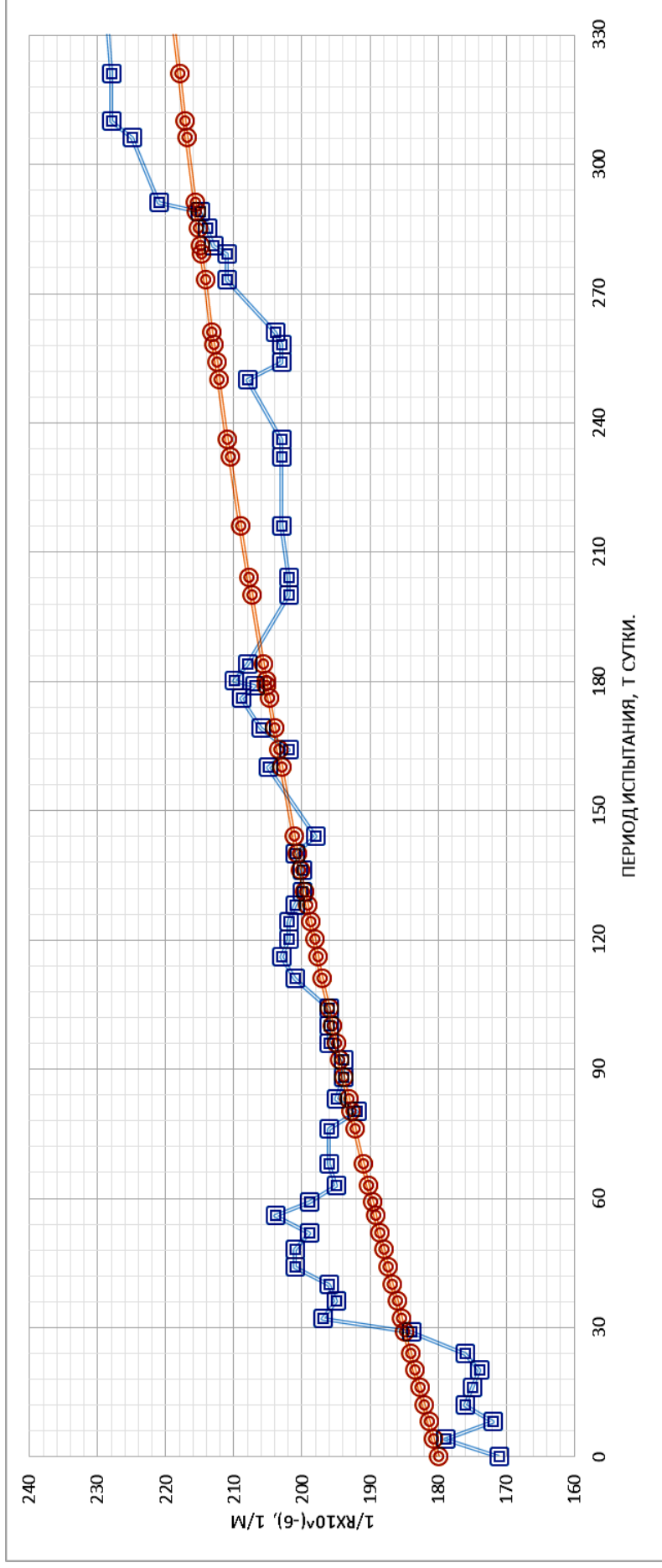


Рис. 2.90. Изменение кривизны балки А-8 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 84 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 8 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,31M_{\text{разр}}$ ) сначала в агрессивных условиях испытания в течение  $t=184$  суток,  $n=53$  циклов, а затем в неагрессивных условиях в течение 159 суток, с учетом приложения 46 циклов переменной нагрузки ( $A = 245,26 \cdot 10^{-6} \text{ 1/м}$ ;  $K = 0,002731$ ;  $B = 65,04 \cdot 10^{-6} \text{ 1/м}$ ).

Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – экспериментальные данные; кривая с окружностями – теоретические данные



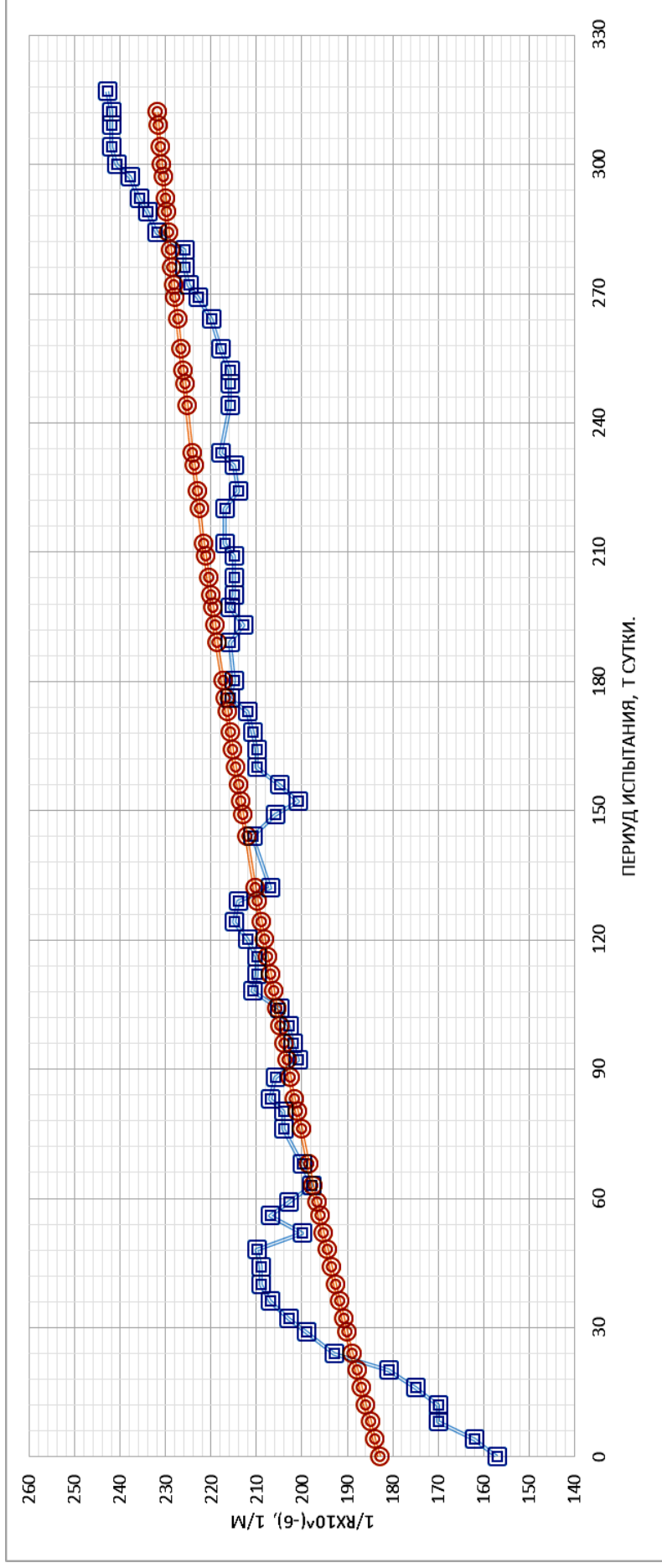


Рис. 2.91. Изменение кривизны балки Д-10 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 84 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 16 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0, 41M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) сначала в агрессивных условиях в течение  $t=230$  суток,  $n=66$  циклов, а затем в неагрессивных условиях в течение 87 суток 25 циклов

$$(A = 256,26 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}; K = 0,0035525; B = 73,86 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}).$$

Условные обозначения: R – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – экспериментальные данные; кривая с окружностями – теоретические данные

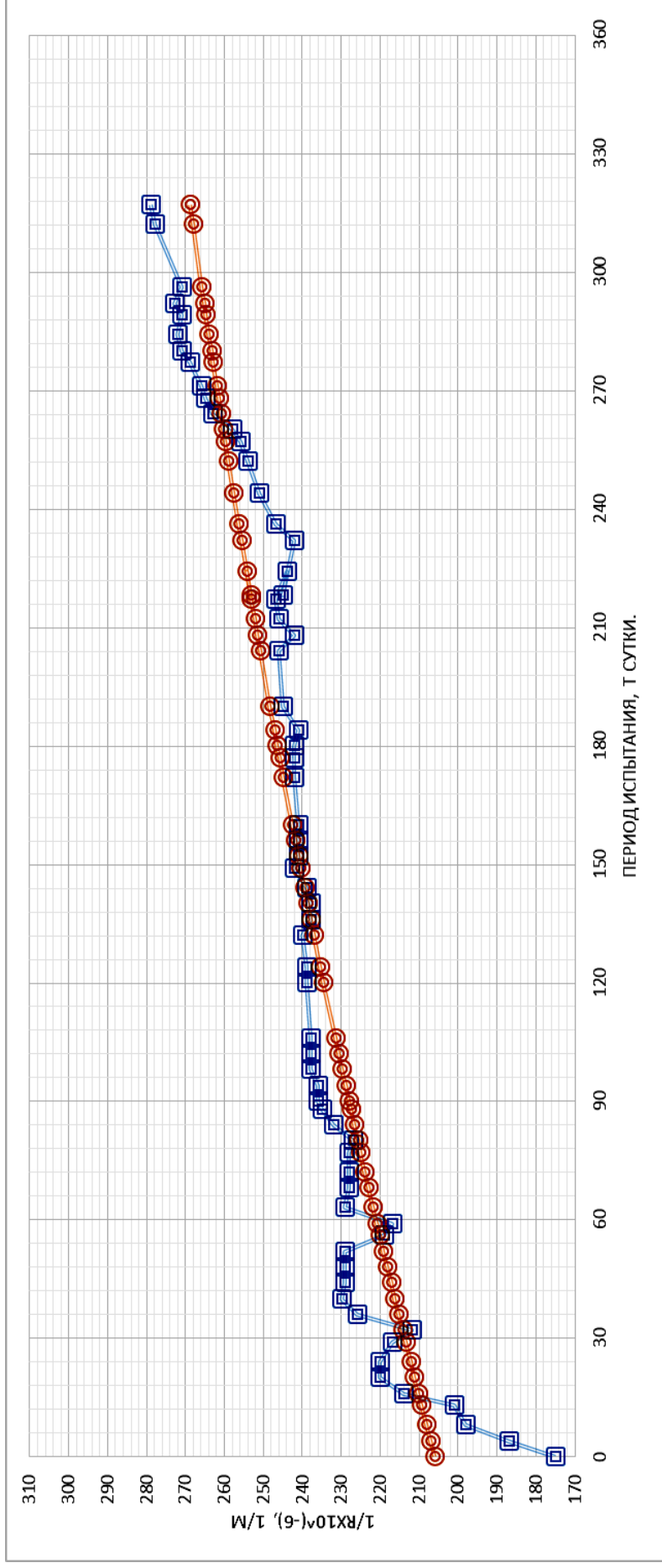


Рис. 2.92. Изменение кривизны балки К-12 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 84 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\min}} = 25 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,51M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) сначала в агрессивных условиях в течение  $t=212$  суток,  $n=61$  циклов, а затем в неагрессивных условиях в течение 104 суток, с учетом приложения  $n=30$  циклов переменной нагрузки ( $A = 340,06 \cdot 10^{-6}$ ,  $1/\text{м}$ ;  $K = 0,002$ ;  $B = 134,06 \cdot 10^{-6}$ ,  $1/\text{м}$ ).

Условные обозначения: R – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – экспериментальные данные; кривая с окружностями – теоретические данные

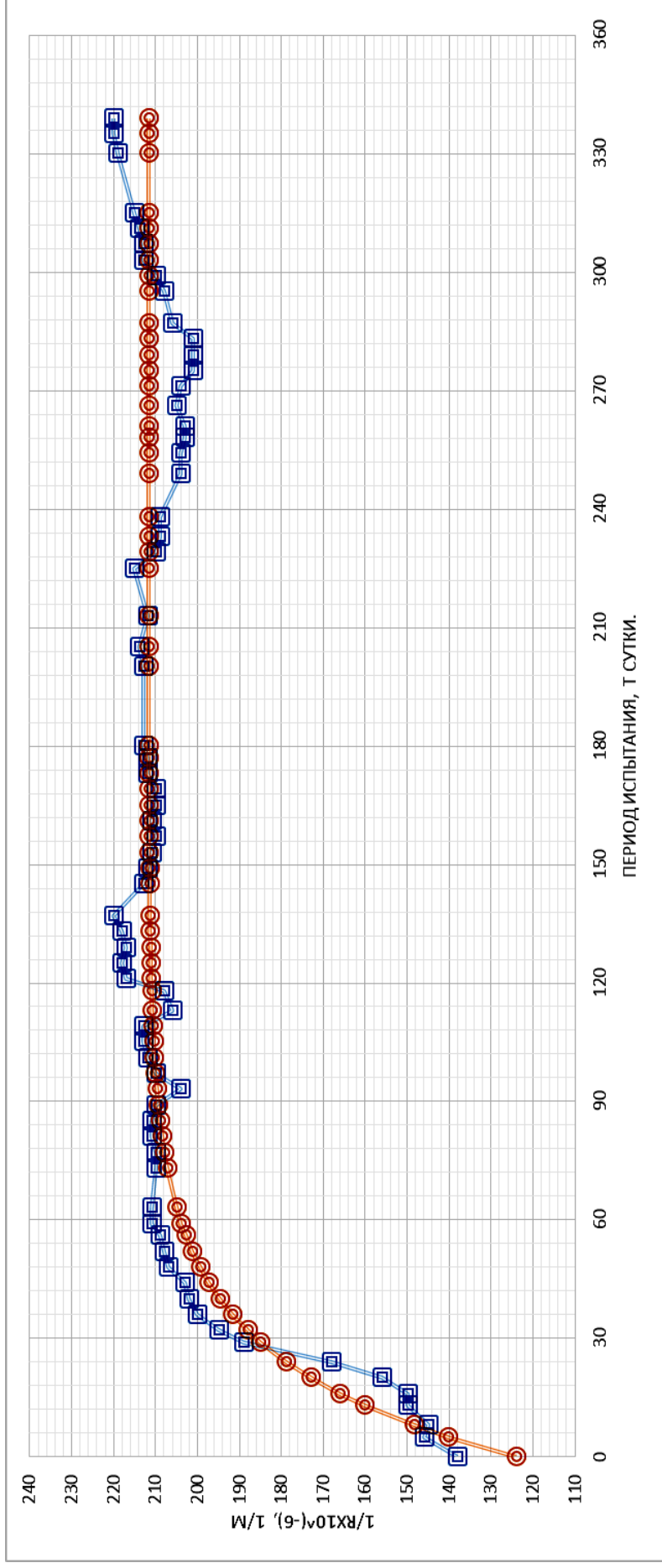


Рис. 2.93. Изменение кривизны балки О-28 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем загрузки ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 84 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 34 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,62M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) сначала в агрессивных условиях в течение  $t=238$  суток,  $n=68$  циклов, а затем в неагрессивных условиях в течение 101 суток, 29 циклов, с учетом приложения циклов переменной нагрузки ( $A = 211,74 \cdot 10^{-6} \text{ 1/м}$ ;  $K = 0,041$ ;  $B = 88,93 \cdot 10^{-6} \text{ 1/м}$ ).

Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – экспериментальные данные; кривая с окружностями – теоретические данные

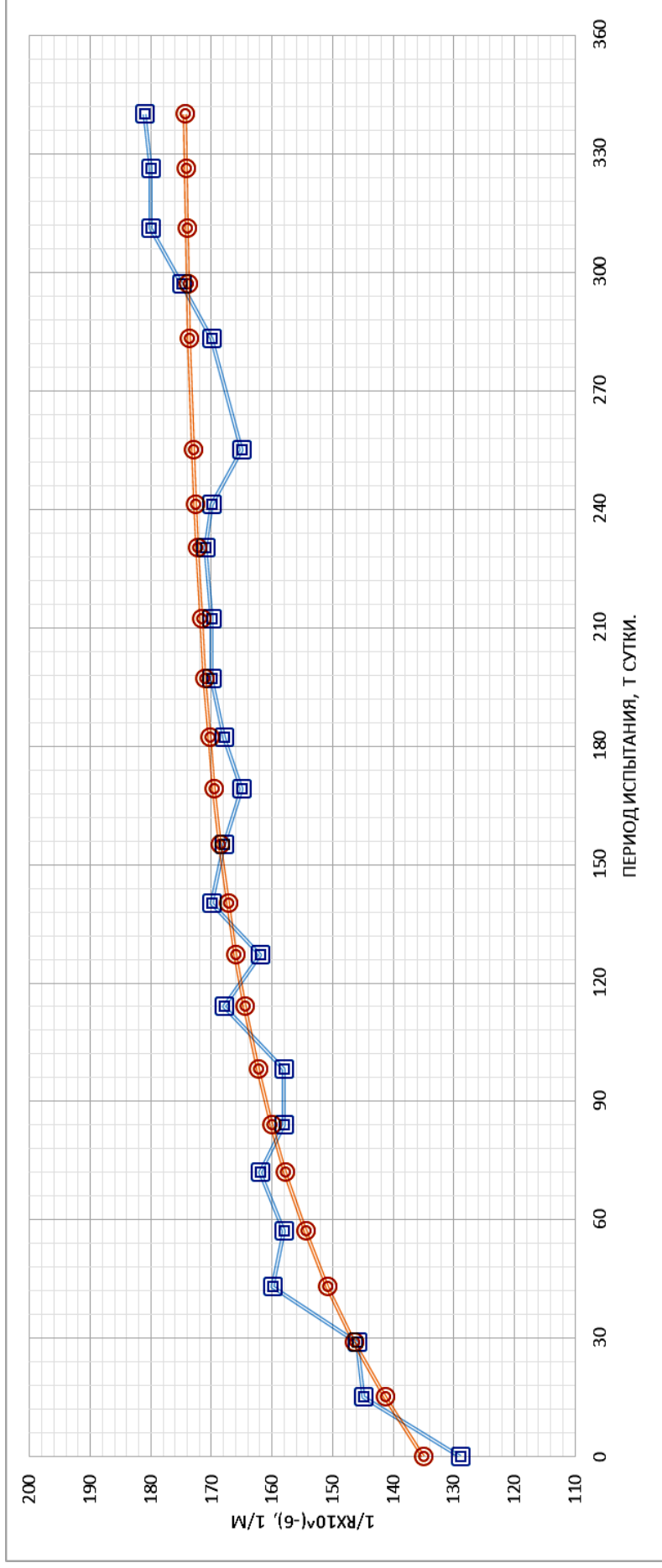


Рис. 2.94. Изменение кривизны балки Б-16 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 336 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\min}} = 33,6 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,62M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) сначала в агрессивных условиях испытания в течение  $t=230$  суток,  $n=17$  циклов, а затем в неагрессивных условиях в течение 110 суток, с учетом приложения 8 циклов. переменной нагрузки ( $A = 175,16 \cdot 10^{-6}$ ,  $1/\text{м}$ ;  $K = 0,01167$ ;  $B = 40,04 \cdot 10^{-6}$ ,  $1/\text{м}$ ).

Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – экспериментальные данные; кривая с окружностями – теоретические данные

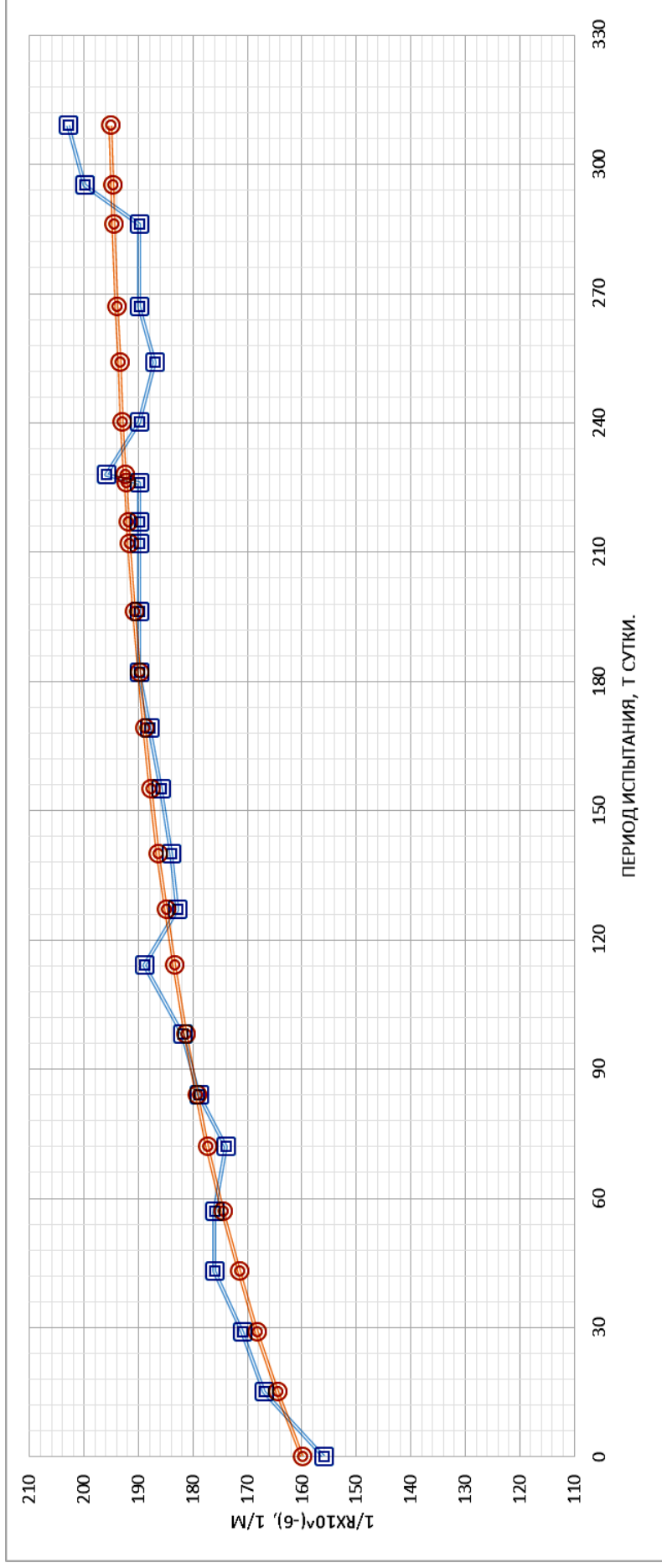


Рис. 2.95. Изменение кривизны балки E-30 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 336 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 67,2 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,31M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) сначала в агрессивных условиях в течение  $t=226$  суток,  $n=17$  циклов, а затем в неагрессивных условиях в течение 110 суток, с учетом приложения 8 циклов переменной нагрузки ( $A = 197,98 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ;  $K = 0,0085$ ;  $B = 38,09 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ).

Условные обозначения: R – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – экспериментальные данные; кривая с окружностями – теоретические данные

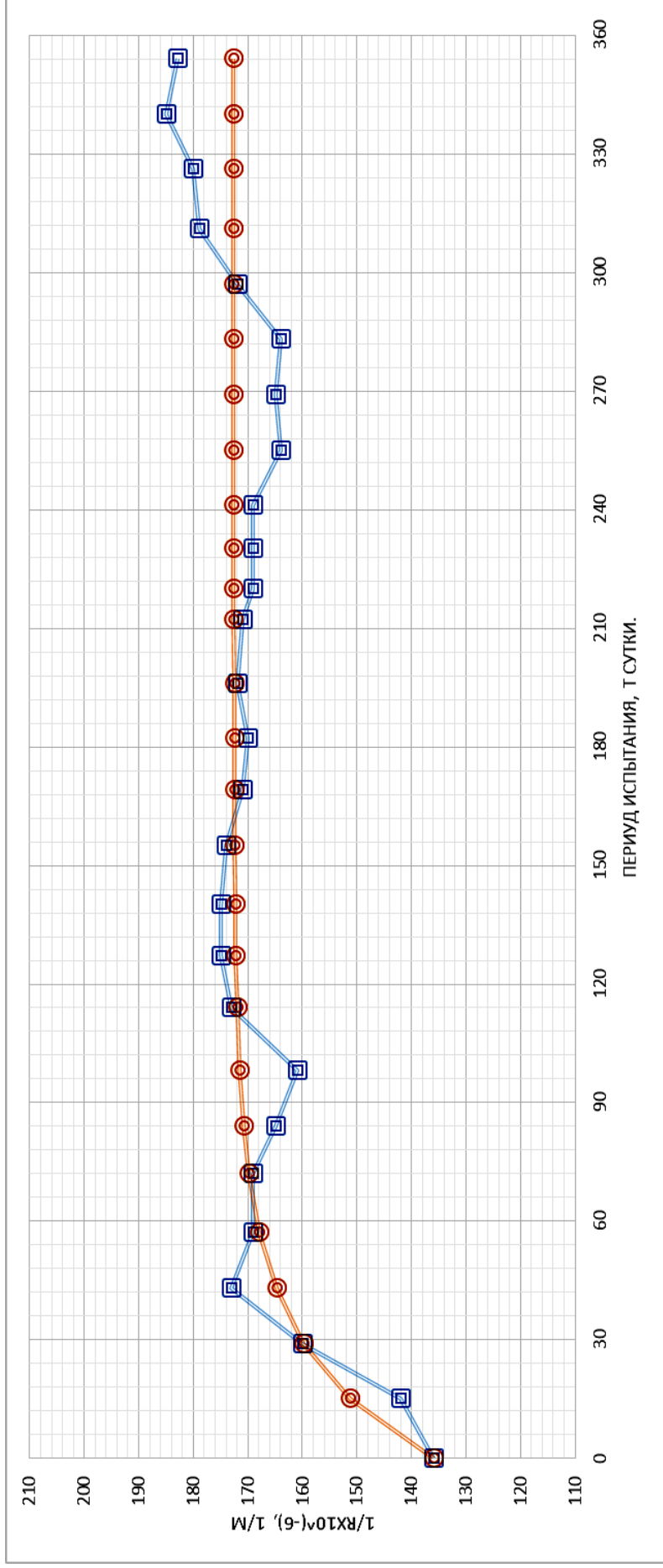


Рис. 2.96. Изменение кривизны балки П-32 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 336 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 134,4 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,51M_{\text{разр}}^{\text{от}}$ ) сначала в агрессивных условиях в течение  $t=220$  суток,  $n=17$  циклов, а затем в неагрессивных условиях в течение 134 суток, с учетом приложения 9 циклов переменной нагрузки ( $A = 172,61 \cdot 10^{-6}$ ,  $1/\text{м}$ ;  $K = 0,036$ ;  $B = 37,01 \cdot 10^{-6}$ ,  $1/\text{м}$ ).

Условные обозначения: R – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – экспериментальные данные; кривая с окружностями – теоретические данные

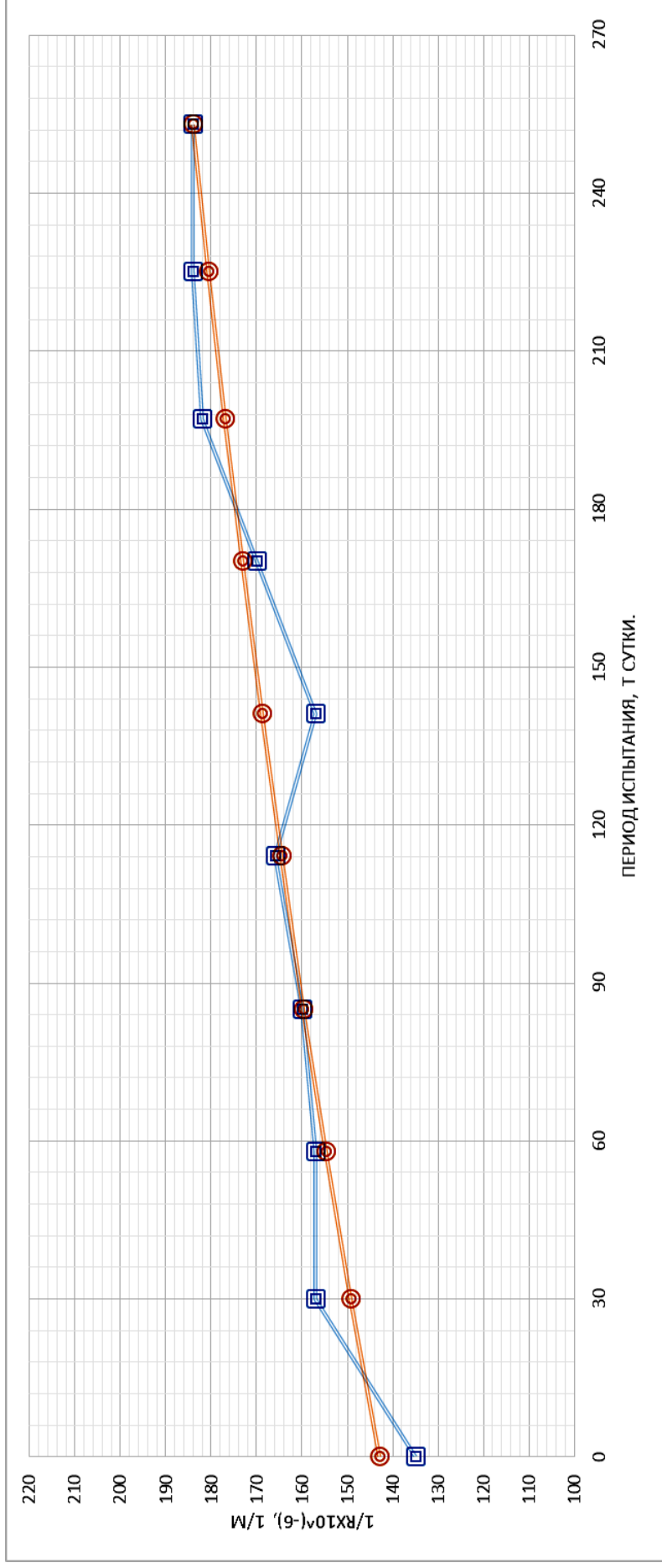


Рис. 2.97. Изменение кривизны балки Ж-34 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 672 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 134,4 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,62M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) сначала в агрессивных условиях испытания в течение  $t=197$ , суток  $n=8$  циклов, а затем в неагрессивных условиях в течение 56 суток, с учетом приложения 2 циклов переменной нагрузки ( $A = 233,26 \cdot 10^{-6}$ ,  $1/\text{м}$ ;  $K = 0,002405$ ;  $B = 90,06 \cdot 10^{-6}$ ,  $1/\text{м}$ )

Условные обозначения: R – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – экспериментальные данные; кривая с окружностями – теоретические данные

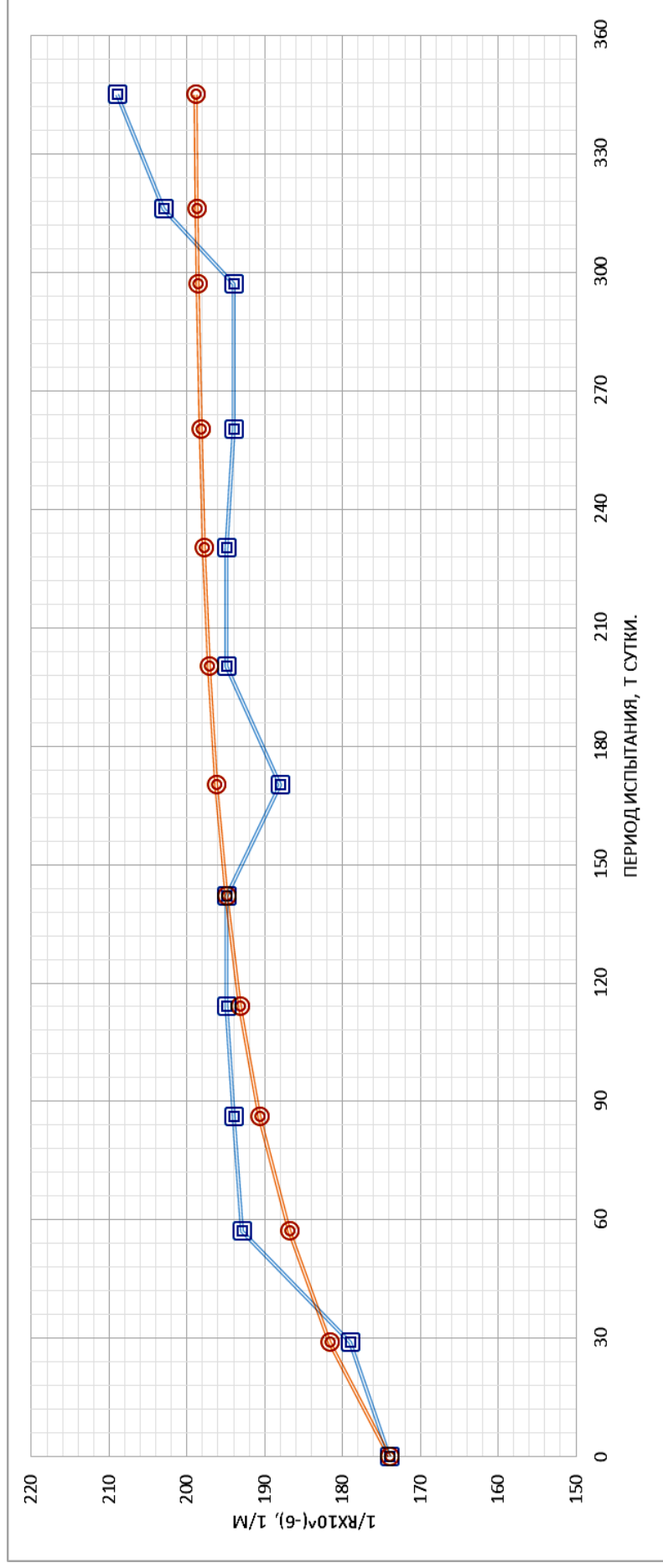


Рис. 2.98. Изменение кривизны балки М-22 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 672 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 201,6 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,31M_{\text{разр}}$ ) сначала в агрессивных условиях испытания в течение  $t=230$  суток,  $n=9$  циклов, а затем в неагрессивных условиях в течение 115 суток, с учетом приложения 4 цикла переменной нагрузки ( $A = 199,27 \cdot 10^{-6} \text{ 1/м}$ ;  $K = 0,00125$ ;  $B = 25,03 \cdot 10^{-6} \text{ 1/м}$ ).

Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – экспериментальные данные; кривая с окружностями – теоретические данные



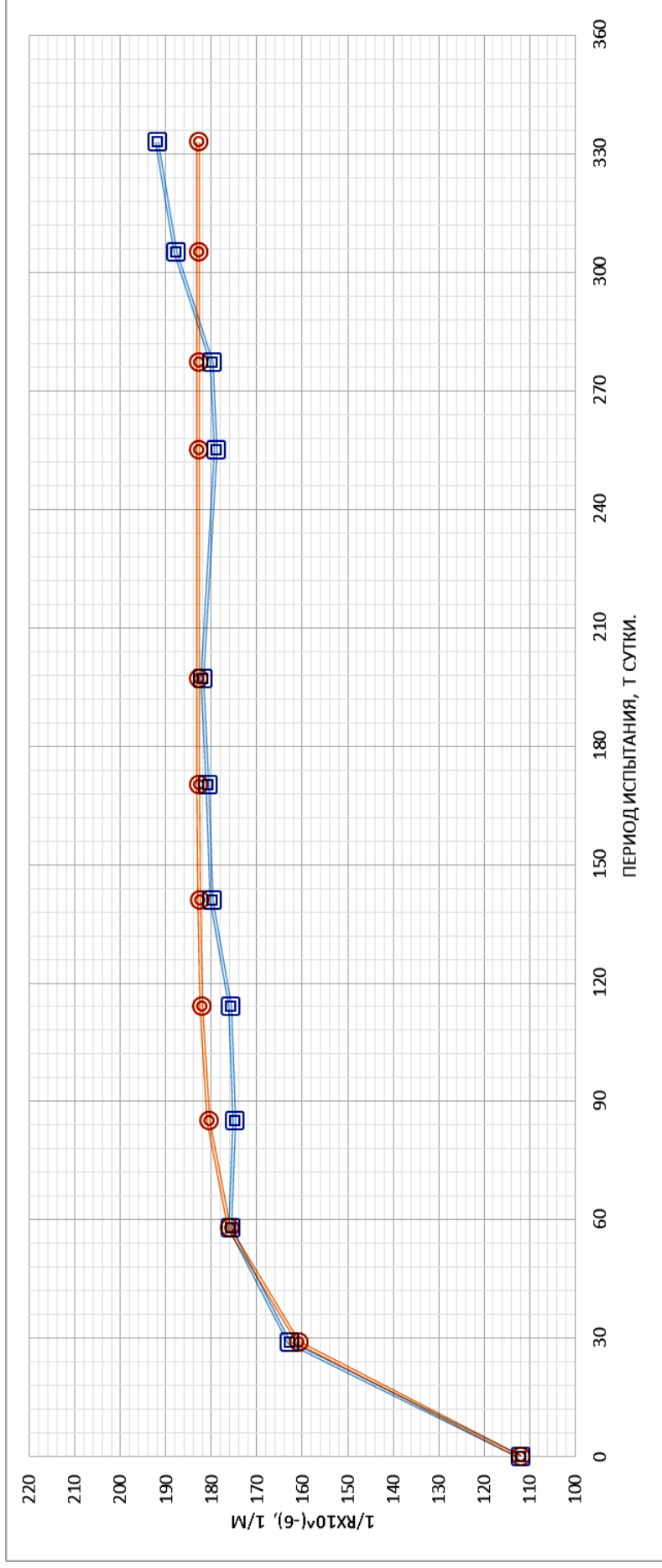


Рис. 2.99. Изменение кривизны балки Р-14 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем загрузки

( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_c = 672 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 268,8 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,41M_{\text{разр}}$ ) сначала в агрессивных условиях испытания в течение

$t=197$  суток,  $n=8$  циклов, а затем в неагрессивных условиях в течение 136 суток, с учетом приложения 5 циклов переменной нагрузки ( $A = 183,05 \cdot 10^{-6} \text{ 1/м}$ ;  $K = 0,04005005$ ;  $B = 71,96 \cdot 10^{-6} \text{ 1/м}$ ).

Условные обозначения: R – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – экспериментальные данные; кривая с окружностями – теоретические данные

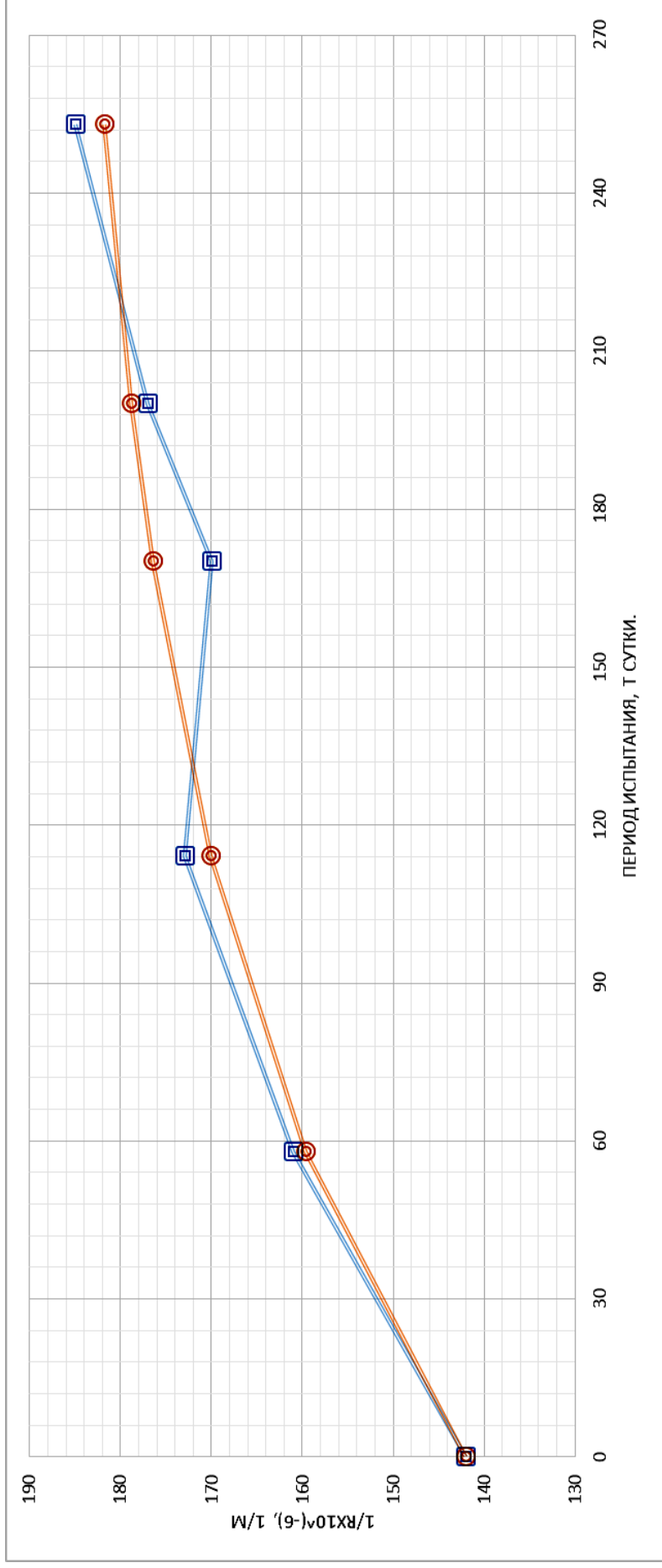


Рис. 2.100. Изменение кривизны балки 3-37 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 1344 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\min}} = 268,8 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,51M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) сначала в агрессивных условиях испытания в течение  $t=200$  суток,  $n=5$  циклов, а затем в неагрессивных условиях в течение 52 суток, с учетом приложения 2 циклов переменной нагрузки ( $A = 186,9 \cdot 10^{-6} \text{ 1/м}$ ;  $K = 0,0086$ ;  $B = 45,02 \cdot 10^{-6} \text{ 1/м}$ ).

Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – экспериментальные данные; кривая с окружностями – теоретические данные

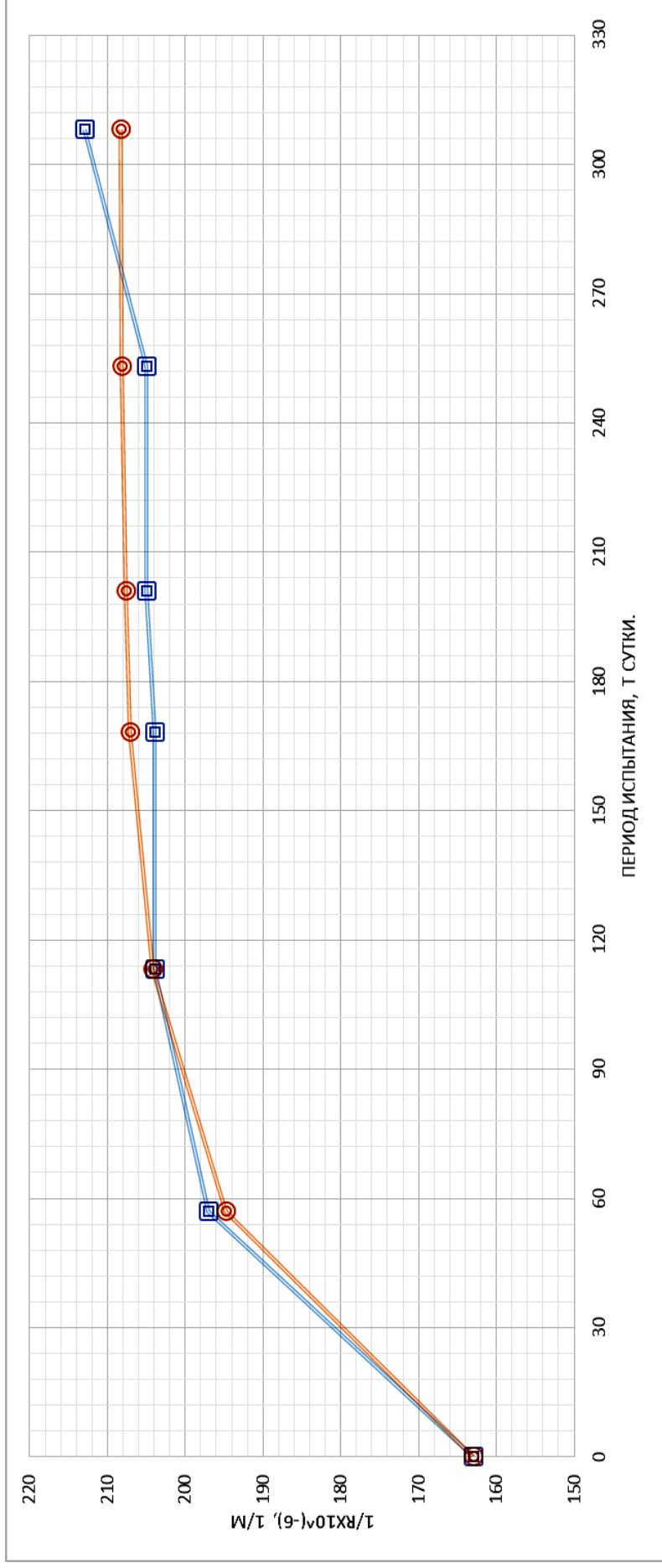


Рис. 2.101. Изменение кривизны балки Н-24 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 1344 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\min}} = 43,2 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,62M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) сначала в агрессивных условиях испытания в течение  $t=201$  суток,  $n=5$  циклов, а затем в неагрессивных условиях в течение 107 суток, с учетом приложения 2 циклов переменной нагрузки ( $A = 208,38 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ;  $K = 0,00211$ ;  $B = 45,01 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ).

Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – экспериментальные данные; кривая с окружностями – теоретические данные

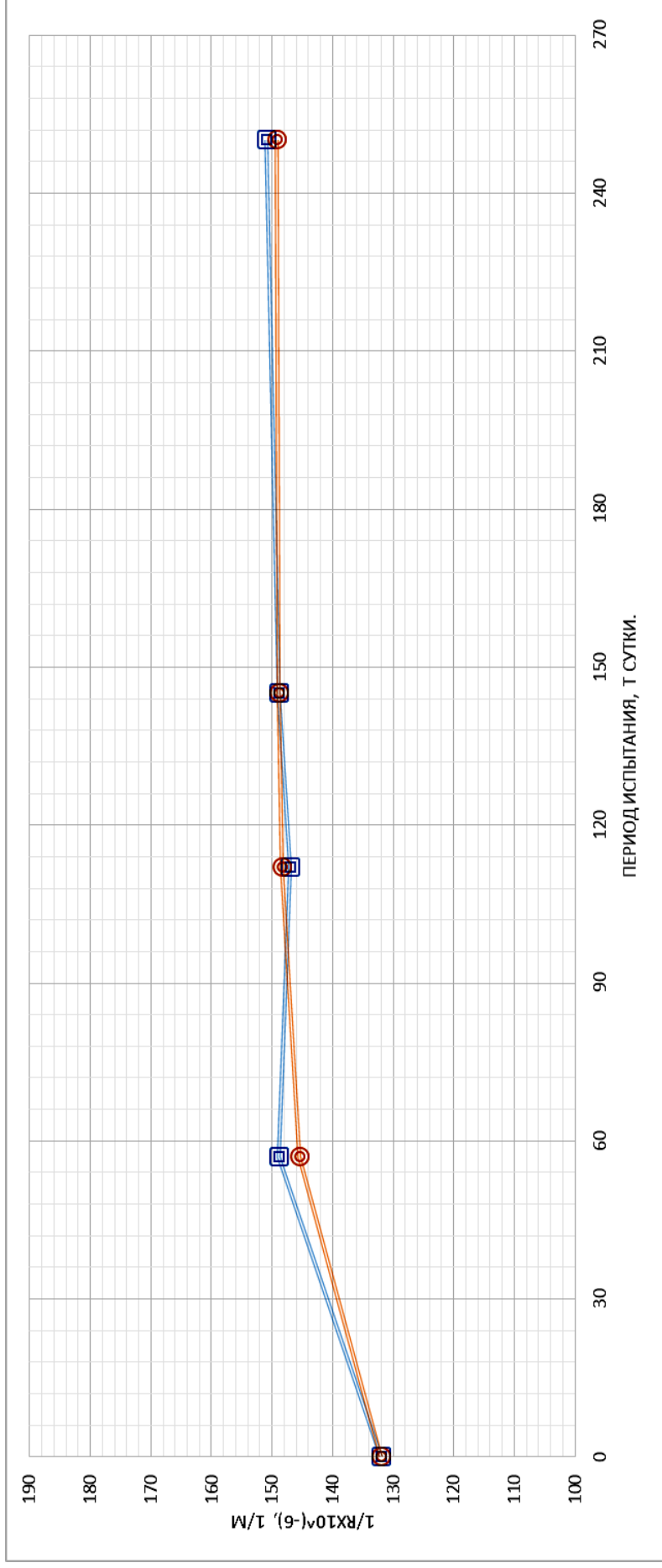


Рис. 2.102. Изменение кривизны балки С-26 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 1344 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 537,6 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,31M_{\text{разр}}^{\text{от}}$ ) сначала в агрессивных условиях в течение  $t=250$  суток,  $n=5$  циклов, а затем в агрессивных условиях в течение 50 суток, с учетом приложения 2 циклов переменной нагрузки ( $A = 148,38 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ;  $K = 0,027$ ;  $B = 16,98 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ).

Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – экспериментальные данные; кривая с окружностями – теоретические данные

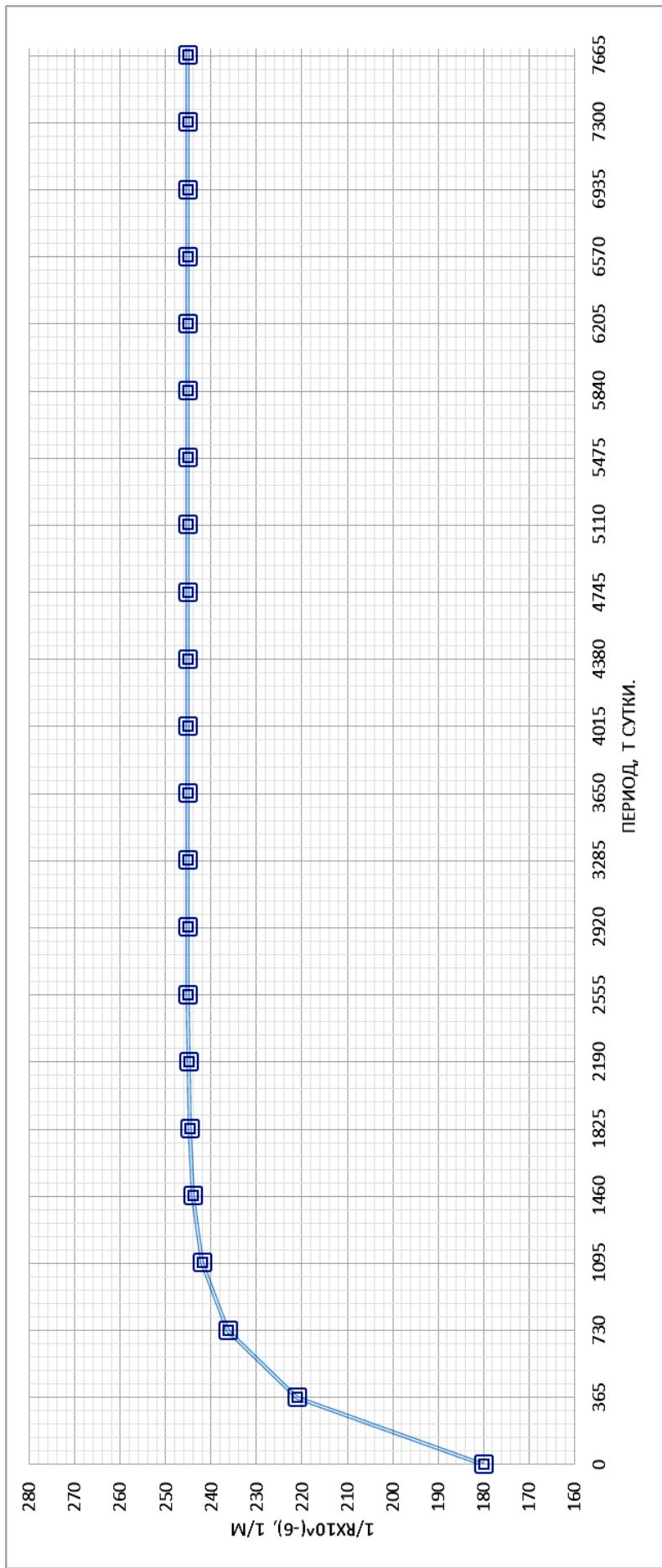


Рис. 2.103. Изменение кривизны балки А-8 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 84 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 8 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,31M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) сначала в агрессивных условиях испытания в течение  $t = 184$  суток  $n=53$  циклов, а затем в неагрессивных условиях в течении 159 суток, с учетом приложения 46 циклов переменной нагрузки ( $A = 245,26 \cdot 10^{-6} \text{ 1/м}$ ;  $K = 0,002731$ ;  $B = 65,04 \cdot 10^{-6} \text{ 1/м}$ ).

Полное затухание величины периода прироста кривизны – 7700 суток.

Величина периода 95 % прироста затухания значения кривизны – 1095 суток.

Условные обозначения: R – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – теоретические данные

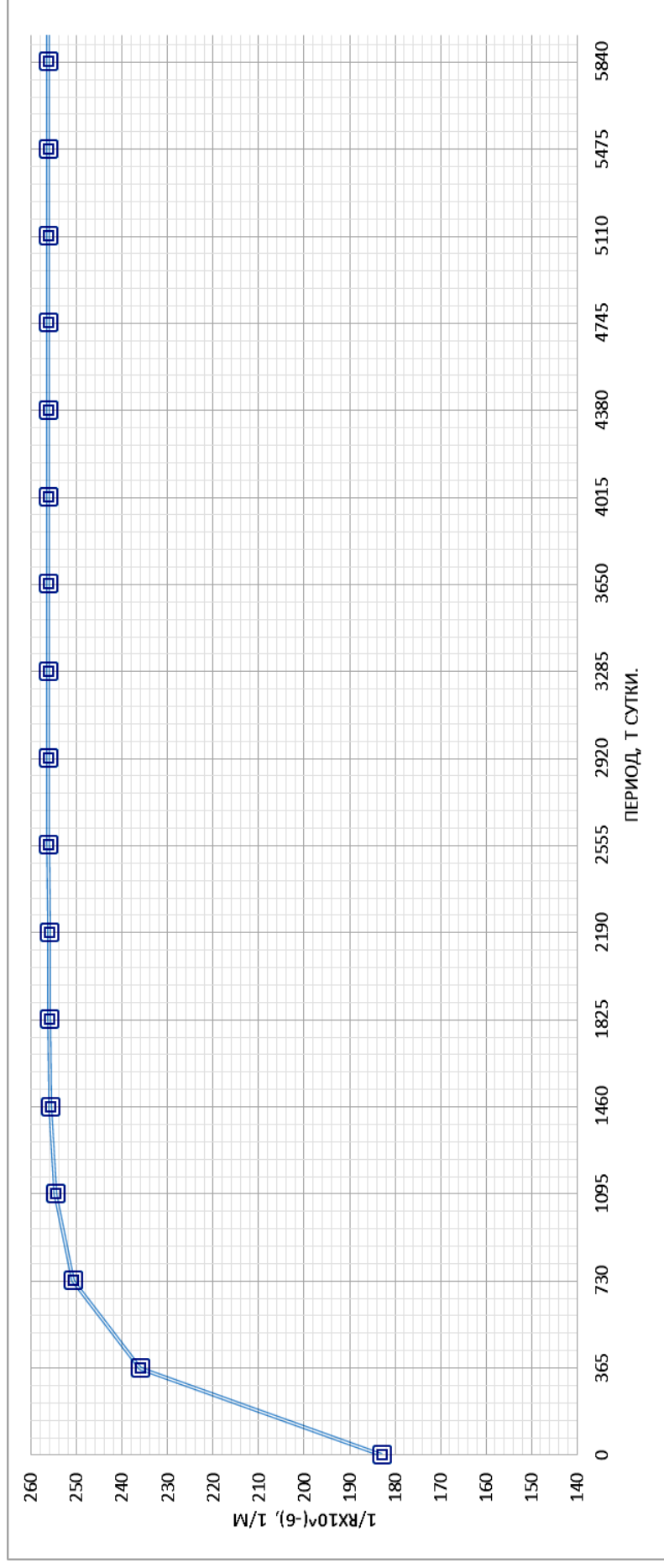


Рис. 2.104. Изменение кривизны балки Д-10 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 84 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\min}} = 16 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,41M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) сначала в агрессивных условиях в течение  $t=230$  суток

$n=66$  циклов, а затем в неагрессивных условиях в течение 87 суток 25 циклов  
 $(A = 256,26 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}; K = 0,0035525; B = 73,86 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м})$ .

Полное затухание величины периода прироста кривизны – 5950 суток.

Величина периода 95 % прироста затухания значения кривизны – 83 суток.

Условные обозначения: R – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – теоретические данные

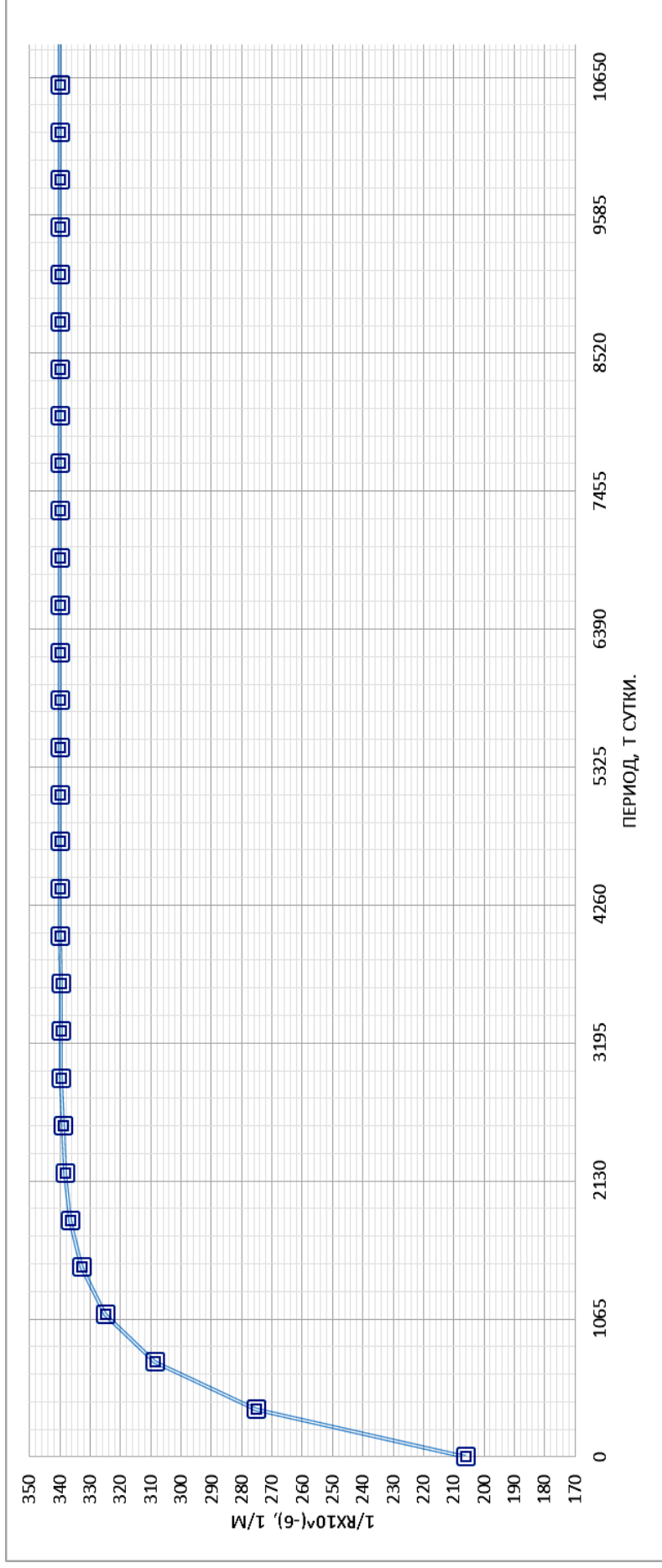


Рис. 2.105. Изменение кривизны при испытании балки К-12 при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 84 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 25 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,51M_{\text{разр}}^{\text{от}}$ ) в агрессивных условиях испытания в течение  $t=212$  суток с учетом приложения  $n=53$  циклов и последующем испытании в неагрессивных условиях в течение 104 суток, с учетом приложения  $n=25$  циклов переменной нагрузки ( $A = 340,06 \cdot 10^{-6} \text{ 1/м}$ ;  $K = 0,002$ ;  $B = 134,06 \cdot 10^{-6} \text{ 1/м}$ ).

Полное затухание величины периода прироста кривизны – 10900 суток.

Величина периода 95 % прироста затухания значения кривизны – 1491 сутки.

Условные обозначения: R – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – теоретические данные

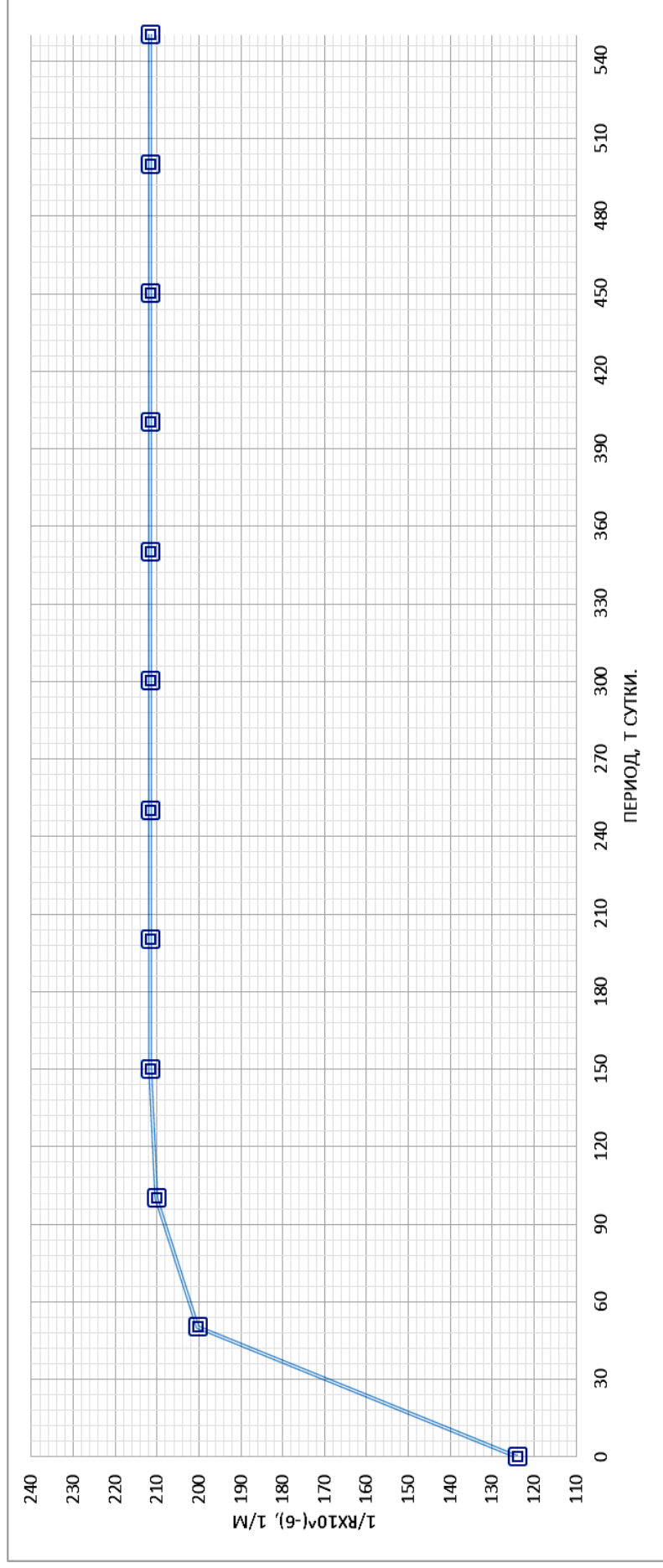


Рис. 2.106. Изменение кривизны балки О-28 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 84 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\min}} = 34 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,62M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) сначала в агрессивных условиях в течение  $t=238$  суток,  $n=68$  циклов, а затем в неагрессивных условиях в течение 101 суток 29 циклов, с учетом приложенных циклов переменной нагрузки ( $A = 211,74 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ;  $K = 0,041$ ;  $B = 88,93 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ).

Полное затухание величины периода прироста кривизны – 550 суток.

Величина периода 95 % прироста затухания значения кривизны – 90 суток.

Условные обозначения: R – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – теоретические данные



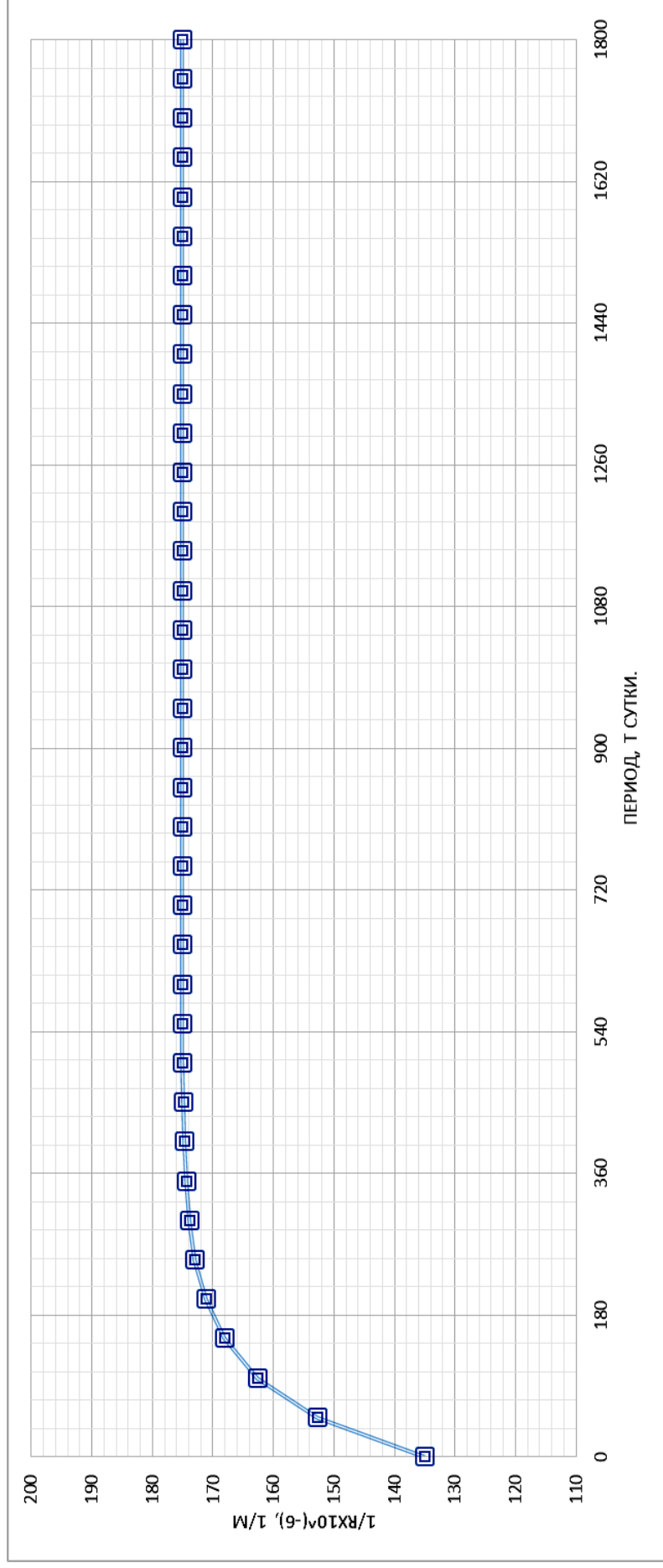


Рис. 2.107. Изменение кривизны балки Б-16 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 336 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\min}} = 33,6 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,62M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) сначала в агрессивных условиях испытания в течение  $t=230$  суток,  $n=17$  циклов, а затем в неагрессивных условиях в течение 110 суток, с учетом приложения 8 циклов. переменной нагрузки ( $A = 175,16 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ;  $K = 0,01176$ ;  $B = 40,04 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ).

Полное затухание величины периода 100 % прироста кривизны – 1800 суток.

Величина периода 95 % прироста затухания значения кривизны – 252 суток.

Условные обозначения: R – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – теоретические данные

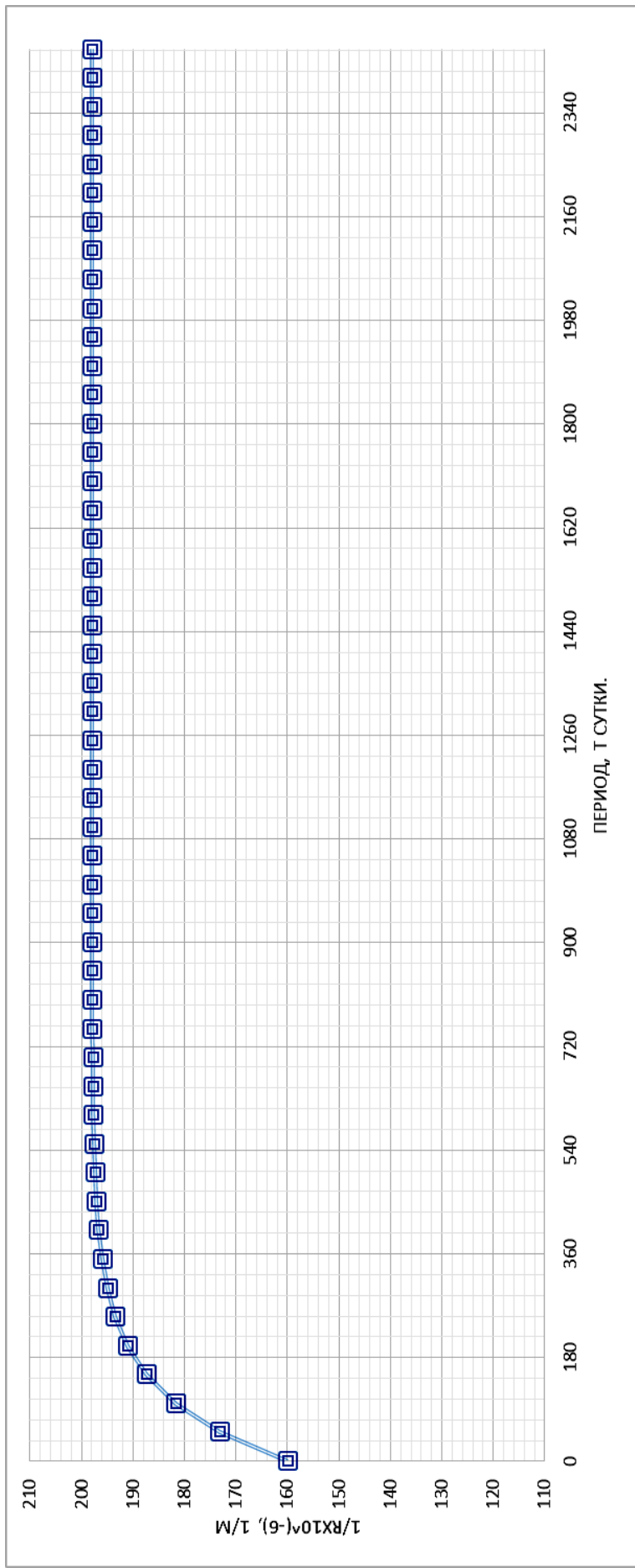


Рис. 2.108. Изменение кривизны балки Е-30 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_c = 336 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 67,2 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,31M_{\text{разр}}$ ) сначала в агрессивных условиях в течение  $t=226$  суток  $n=17$  циклов, а затем в неагрессивных условиях в течение 110 суток, с учетом приложения 8 циклов переменной нагрузки ( $A = 197,98 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ;  $K = 0,0085$ ;  $B = 38,09 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ).

Полное затухание величины величины периода прироста кривизны – 2450 суток.

Величина периода 95 % прироста затухания значения кривизны – 360 суток.

Условные обозначения: R – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – теоретические данные

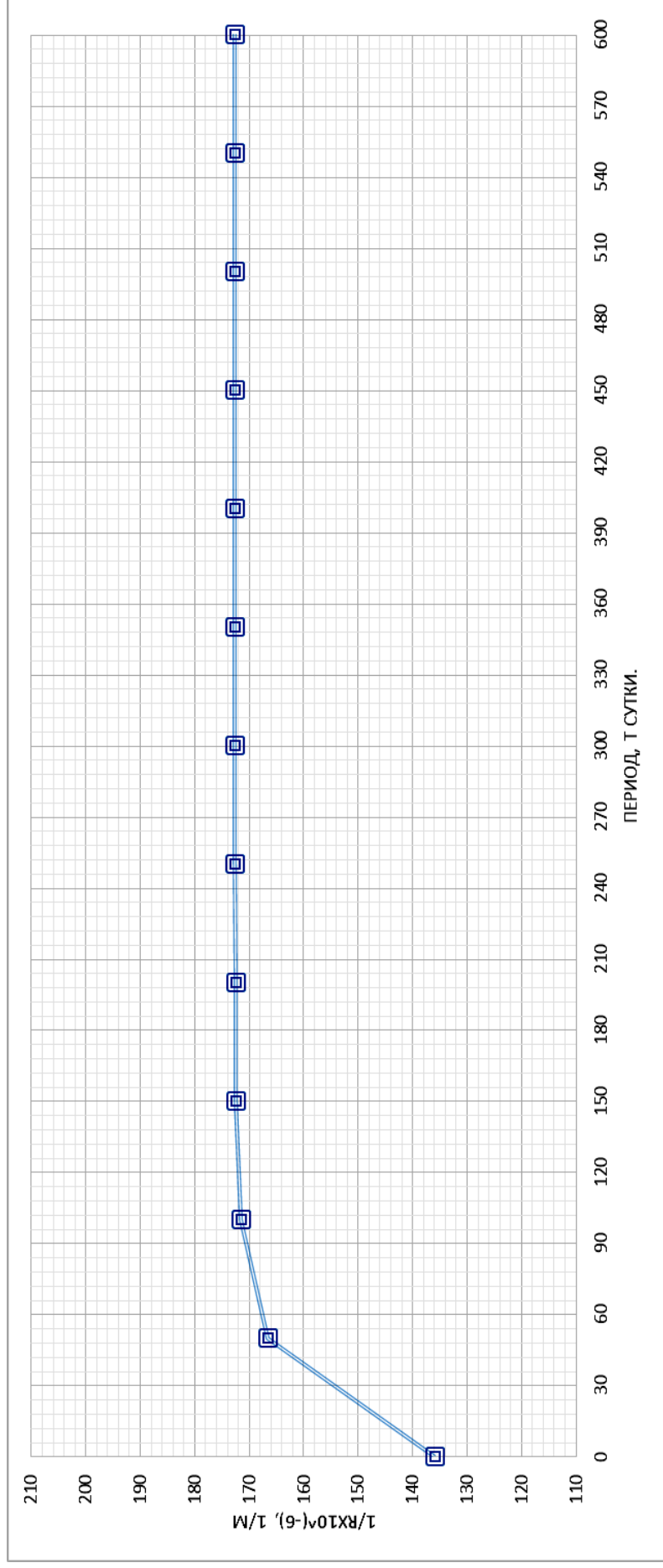


Рис. 2.109. Изменение кривизны балки П-32 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100$  кг·см,  $t_{\text{ц}} = 336$  ч,  $t_{M_{\min}} = 134,4$  ч,  $M_{\min}^{\text{оп}} = 0,51M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) сначала в агрессивных условиях в течение  $t=220$  суток,  $n=17$  циклов, а затем в неагрессивных условиях в течение 134 суток, с учетом приложения 9 циклов переменной нагрузки ( $A = 172,61 \cdot 10^{-6}$ , 1/м;  $K = 0,036$ ;  $B = 37,01 \cdot 10^{-6}$ , 1/м).

Полное затухание величины периода 100 % прироста кривизны – 600 суток.

Величина периода 95 % прироста затухания значения кривизны – 90 суток.

Условные обозначения: R – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – теоретические данные

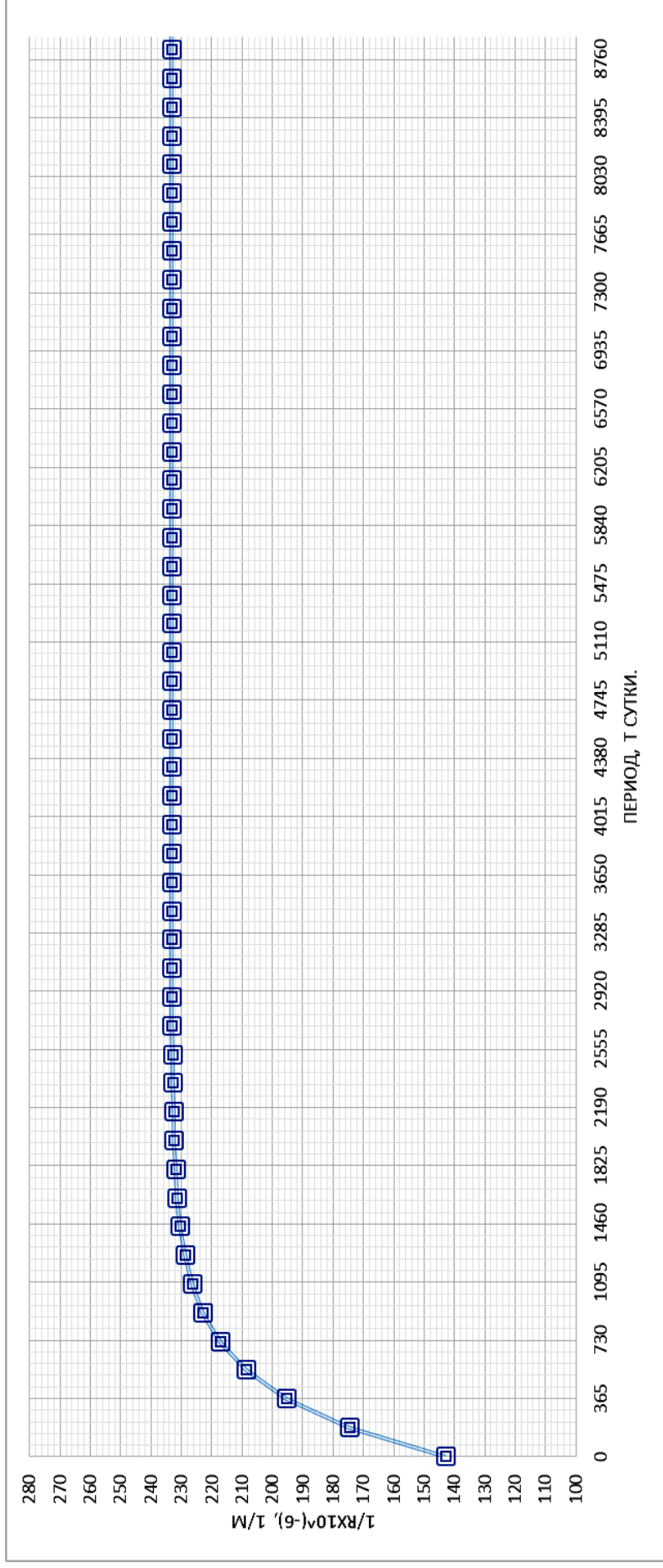


Рис. 2.110. Изменение кривизны балки Ж-34 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_c = 672 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 134,4 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,62M_{\text{разр}}^{\text{от}}$ ) сначала в агрессивных условиях испытания в течение  $t=197$  суток,  $n=8$  циклов, а затем в неагрессивных условиях в течение 56 суток, с учетом приложения 2 циклов переменной нагрузки ( $A = 233,26 \cdot 10^{-6} \text{ 1/м}$ ;  $K = 0,002405$ ;  $B = 90,06 \cdot 10^{-6} \text{ 1/м}$ ).

Полное затухание величины периода прироста кривизны – 8900 суток.

Величина периода 95 % прироста затухания значения кривизны – 1278 суток.

Условные обозначения: R – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – теоретические данные

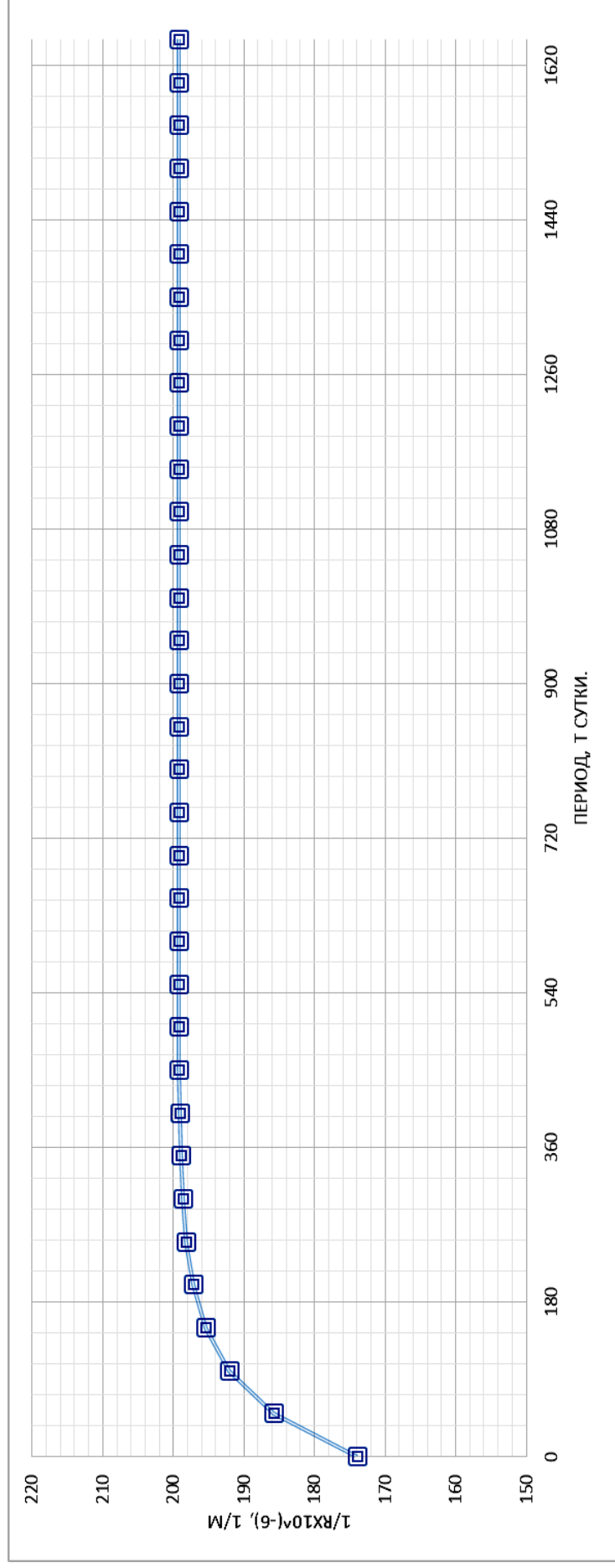


Рис. 2.111. Изменение кривизны балки М-22 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 672 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 201,6 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,31M_{\text{разр}}^{\text{от}}$ ) сначала в агрессивных условиях испытания в течение  $t=230$  суток,  $n=9$  циклов, а затем в неагрессивных условиях в течение 115 суток, с учетом приложения 4 цикла переменной нагрузки ( $A = 199,27 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ;  $K = 0,0125$ ;  $B = 25,03 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ).

Полное затухание величины периода 100 % прироста кривизны – 1650 суток.

Величина периода 95 % прироста затухания значения кривизны – 252 суток.

Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – теоретические данные

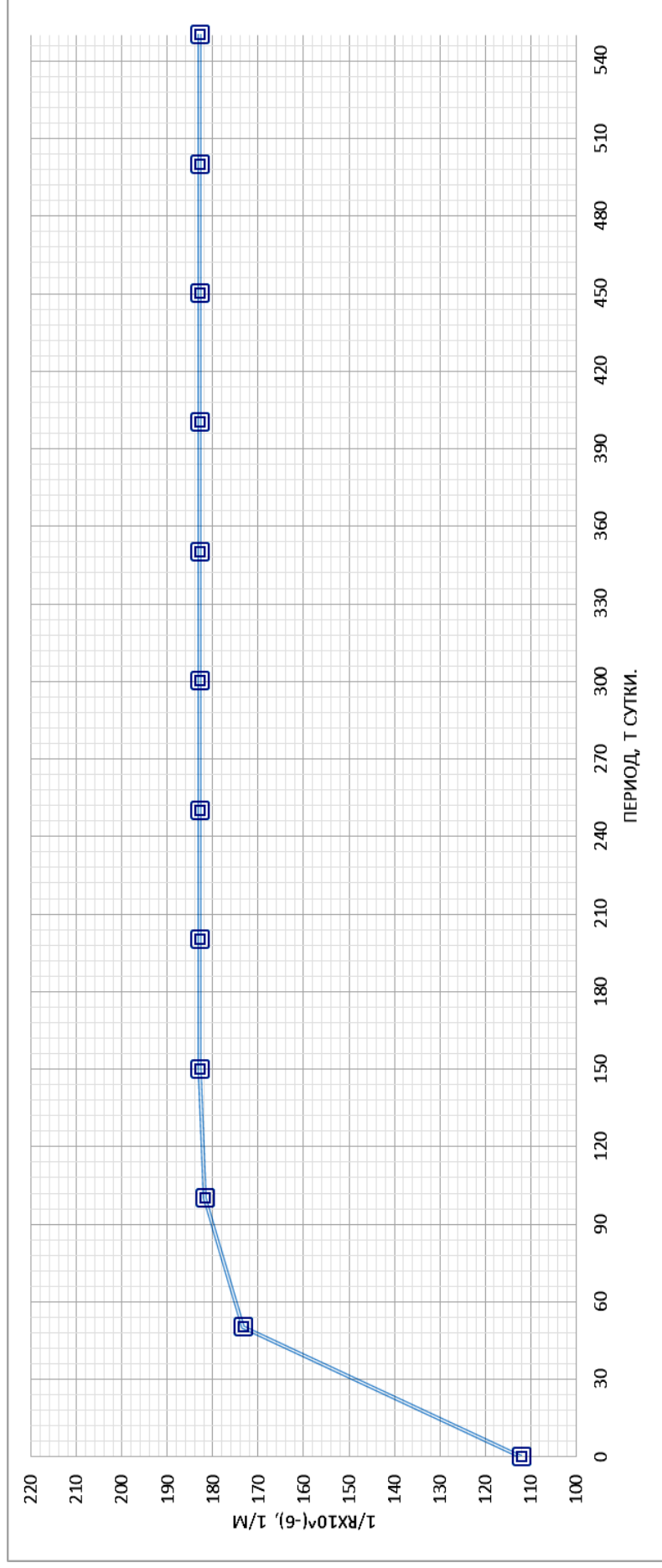


Рис. 2.112. Изменение кривизны балки Р-14 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения ( $M_{\text{max}} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 672 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\text{max}}} = 268,8 \text{ ч}$ ,  $M_{\text{min}} = 0,41M_{\text{разр}}^{\text{от}}$ ) сначала в агрессивных условиях испытания в течение  $t=197$  суток  $n=8$  циклов, а затем в неагрессивных условиях в течении 136 суток, с учетом приложения 5 циклов переменной нагрузки ( $A = 183,05 \cdot 10^{-6} \text{ 1/м}$ ;  $K = 0,04005005$ ;  $B = 71,96 \cdot 10^{-6} \text{ 1/м}$ ).

Полное затухание величины периода 100 % прироста кривизны – 550 суток.

Величина периода 95 % прироста затухания значения кривизны – 78 суток.

Условные обозначения: R – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – теоретические данные

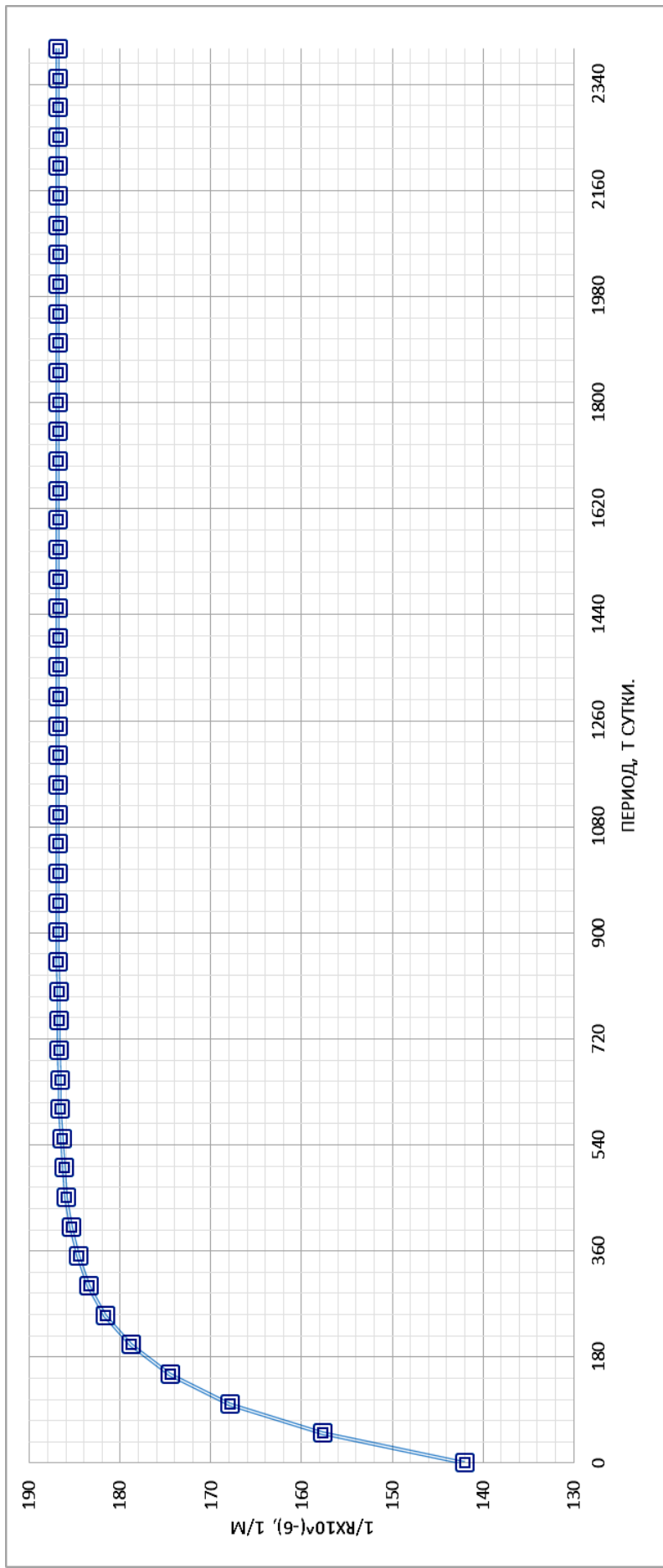


Рис. 2.113. Изменение кривизны балки 3-37 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 1344 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 268,8 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,51M_{\text{разр}}^{\text{оп}}$ ) сначала в агрессивных условиях испытания в течение  $t=200$  суток,  $n=5$  циклов, а затем в агрессивных условиях в течение 52 суток, с учетом приложения 2 циклов переменной нагрузки ( $A = 186,90 \cdot 10^{-6} \text{ 1/м}$ ;  $K = 0,0086$ ;  $B = 45,02 \cdot 10^{-6} \text{ 1/м}$ ).

Полное затухание величины периода прироста кривизны – 2400 суток.

Величина периода 95 % прироста затухания значения кривизны – 360 суток.

Условные обозначения: R – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – теоретические данные

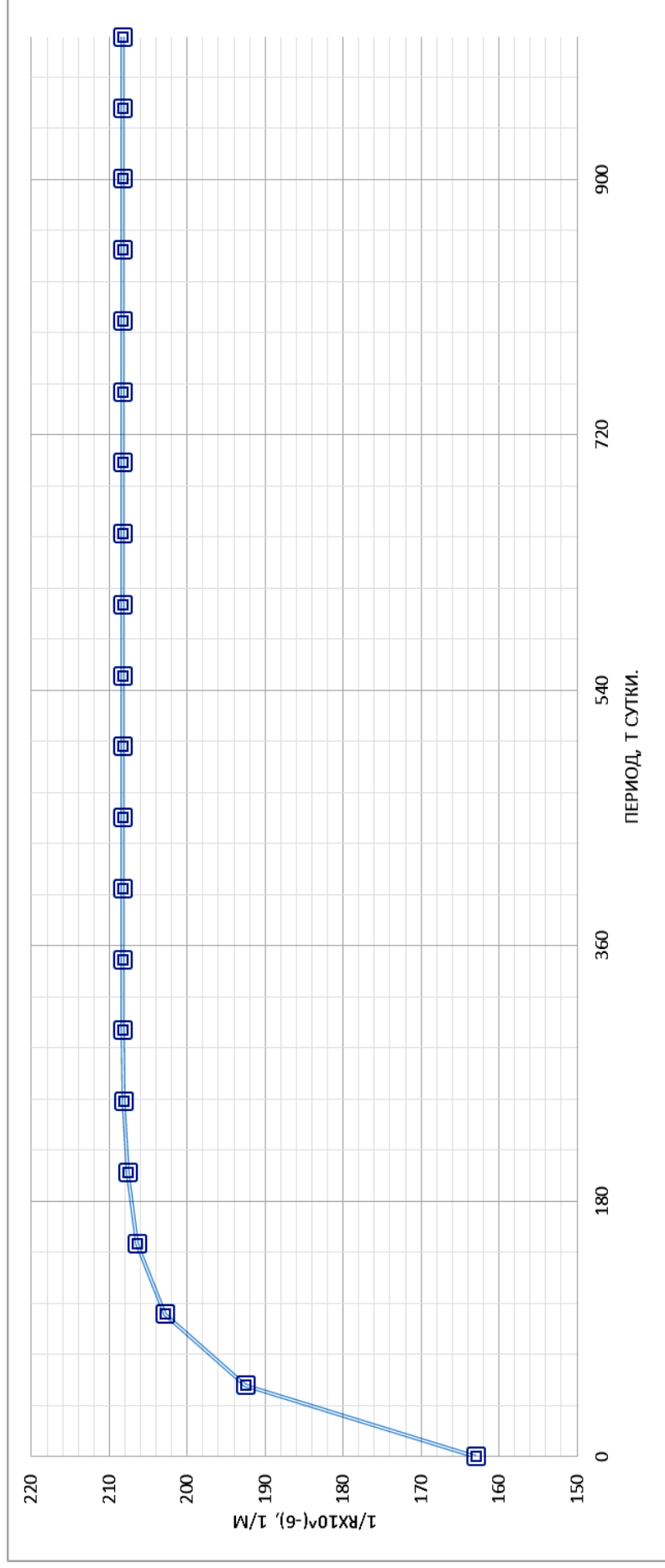


Рис. 2.114. Изменение кривизны балки Н-24 при испытании при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения ( $M_{\max} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ,  $t_{\text{ц}} = 1344 \text{ ч}$ ,  $t_{M_{\max}} = 43,2 \text{ ч}$ ,  $M_{\min} = 0,62M_{\text{рапр}}^{\text{от}}$ ) сначала в агрессивных условиях испытания в течение  $t=201$  суток  $n=5$  циклов, а затем в неагрессивных условиях в течение 107 суток, с учетом приложения 2 циклов переменной нагрузки ( $A = 208,38 \cdot 10^{-6} \text{ 1/м}$ ;  $K = 0,0211$ ;  $B = 45,1 \cdot 10^{-6} \text{ 1/м}$ ).

Полное затухание величины периода 100 % прироста кривизны – 1000 суток.

Величина периода 95 % прироста затухания значения кривизны – 90 суток.

Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – теоретические данные



Таблица 2.10

Соотношения для 100 % и для 95 % прироста кривизны, а так же соотношения для 100 % и для 95 % периода загибания прироста кривизны в зоне чистого изгиба балок для неагрессивных и агрессивных условий испытаний в зависимости от параметров переменной ступенчато-повторной нагрузки

Шифр образцов, неагрес.усл	Параметры переменной нагрузки			100 % прирост кривизны во времени		95 % прирост кривизны во времени		Период загибания 100 % прироста кривизны во времени		Период загибания 95 % прироста кривизны во времени	
	$t_{ц}, ч$	$\eta = \frac{t_{M_{max}}}{t_{ц}}$	$\rho = \frac{M_{max}}{M_{max}}$	Величина $\Delta K \cdot 10^{-6}, 1/м$	Частное величин $\Delta K$	Величина $\Delta K \cdot 10^{-6}, 1/м$	Частное величин $\Delta K$	Величина $T, сут$	Частное величин $T, сут$	Величина $T, сут$	Частное величин $T, сут$
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
A-7	84	0,1	0,4	50	1,52	48	1,55	2700	3,00	396	2,64
A-8	84	0,2	0,533	33	0,93	31	0,94	900	5,10	160	4,71
Д-9	84	0,3	0,666	50	1,19	48	1,20	2550	2,67	396	2,70
Д-10	84	0,4	0,8	54	1,31	51	1,32	500	5,00	84	9,88
К-11	84	0,1	0,8	63	1,75	50	1,76	2400	2,05	324	1,92
К-12	84	0,2	0,4	53	2,84	50	2,86	900	1,30	120	1,29
О-27	84	0,3	0,8	101		96		3250		504	
О-28	84	0,4	0,8	77		73		650		51	
Б-15	336	0,1	0,8	70		67		1950		288	
Б-16	336	0,1	0,8	40		38		950		150	
Е-29	336	0,2	0,4	108		103		2850		396	
Е-30	336	0,2	0,4	38		36		2200		306	

Окончание табл. 2.10

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
Л1-17	336	0,3	0,533	59	4,92	56	5,09	3350	3,19	504	3,36
Л1-18				12		11		1050		150	
П-31	336	0,4	0,666	79	2,26	75	2,27	2550	4,64	396	5,50
П-32				35		33		550		72	
В-36	672	0,1	0,666	189	4,85	180	4,86	6000	5,00	840	4,67
В-36				39		37		1200		180	
Ж-33	672	0,2	0,8	315	5,83	299	5,86	8850	2,53	1400	2,78
Ж-34				54		51		3500		504	
М-21	672	0,3	0,4	58	2,90	55	2,89	3500	4,67	540	5,29
М-22				20		19		750		710	
Р-13	672	0,4	0,5333	94	1,40	89	1,39	900	2,00	132	2,20
Р-14				67		64		450		102	
Г-3	1344	0,1	0,533	44	4,89	42	5,25	6000	2,50	900	1,67
Г-4				9		8		2400		540	
З-38	1344	0,2	0,666	72	2,06	68	2,06	2500	1,85	360	1,82
З-37				35		33		1350		198	
Н-23	1344	0,3	0,8	75	1,83	71	1,82	2750	3,93	378	4,45
Н-24				41		39		700		85	
С-25	1344	0,4	0,4	49	3,06	47	3,62	3200	4,38	480	7,38
С-26				16		13		730		65	
Среднее для неагрессивных условий				92	2,34	88	2,39	3456	2,94	515	2,91
Среднее для агрессивных условий				39		37		1174		177	

Таблица 2.11

Значения и соотношения соответственно для 100 % и 95 % прироста кривизны и соответственно для 100 % и 95 % периода затухания прироста кривизны в зоне чистого изгиба балок при смене вида воздействующей среды

Шифр образцов. Вид среды (Н – неагрессивная, А – агрессивная)	Параметры переменной ступенчато-повторной нагрузки		100 % значение прироста кривизны		95 % значение прироста кривизны		Период затухания величины 100 % прироста кривизны		Период затухания величины 95 % прироста кривизны		
	$t_{ц},$ ч	$\eta = \frac{t_{M_{max}}}{t_{ц}}$	$\rho = \frac{M_{max}}{M_{max}}$	Величина $\Delta_{100}^H = \frac{1}{R} \cdot 10^{-6}, \frac{1}{M}$ $\Delta_{100}^A = \frac{1}{R} \cdot 10^{-6}, \frac{1}{M}$	$\Delta_{100}^H / \Delta_{100}^A$	Величина $\Delta_{95}^H = \frac{1}{R} \cdot 10^{-6}, \frac{1}{M}$ $\Delta_{95}^A = \frac{1}{R} \cdot 10^{-6}, \frac{1}{M}$	$\Delta_{95}^H / \Delta_{95}^A$	Величина $T_{100}^H, \text{сут}$ $T_{100}^A, \text{сут}$	$T_{100}^H / T_{100}^A$	Величина $T_{95}^H, \text{сут}$ $T_{95}^A, \text{сут}$	$T_{95}^H / T_{95}^A$
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
A-7(Н-А)	84	0,1	0,4	59	1,18	56	1,17	3500	1,30	504	1,27
A-7(Н)				50		48		2700		396	
A-8(А-Н)	84	0,1	0,4	65	1,97	62	2,0	7700	8,56	1095	7,30
A-8(А)				33		31		900		150	
Д-9(Н-А)	84	0,2	0,533	71	1,42	67	1,40	5000	1,96	401	1,01
Д-9(Н)				50		48		2550		396	
Д-10(А-Н)	84	0,2	0,533	73	1,35	69	1,35	5950	11,90	803	9,56
Д-10А)				54		51		500		84	
К-11(Н-А)	84	0,3	0,666	93	1,48	88	1,47	5350	2,23	730	2,25
К-11(Н)				63		60		2400		324	

Продолжение табл. 2.11

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
К-12(А-Н)	84	0,3	0,666	134	2,53	127	2,54	10900	12,11	1491	12,43
К-12(А)				53		50		900		120	
О-27(Н-А)	84	0,4	0,666	115	1,14	109	1,14	4050	1,25	540	1,07
О-27(Н)				101		96		3250		504	
О-28(А-Н)	84	0,4	0,8	88	1,14	84	1,15	550	0,85	90	1,76
О-28(А)				77		73		650		51	
Б-16(А-Н)	336	0,1	0,8	40	1,00	38	1,00	1800	1,89	252	1,68
Б-16(А)				40		38		950		150	
Е30(А-Н)	336	0,2	0,4	38	1,0	36	1,00	2450	1,11	360	1,18
Е-30(А)				38		36		2200		306	
П-32(А-Н)	336	0,4	0,666	37	1,06	35	1,06	600	1,09	90	1,25
П-32(А)				35		33		550		72	
В-36(Н-А)	672	0,1	0,666	133	0,70	126	0,70	3559	0,59	504	0,60
В-36(Н)				189		180		6000		840	
Ж-34(А-Н)	672	0,2	0,8	90	1,67	86	1,69	8900	2,54	1278	2,54
Ж-34(А)				54		51		3500		504	
М-21(Н-А)	672	0,3	0,4	50	0,86	48	0,87	2750	0,79	450	0,83
М-21(Н)				58		55		3500		540	

Окончание табл. 2.11

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
M-22(A-H)	672	0,3	0,4	25	1,25	24	1,26	1650	2,20	252	2,47
M-22(A)				20		19		750		102	
P-13(H-A)	672	0,4	0,533	96	1,02	91	1,02	1000	1,11	138	1,05
P-13(H)				94		89		900		132	
P-14(A-H)	672	0,4	0,533	71	1,06	67	1,05	550	1,22	78	1,30
P-14(A)				67		64		450		60	
3-37(A-H)	134	0,2	0,666	45	1,29	43	1,30	2400	1,78	360	1,82
3-37(A)	4			35		33		1350		198	
H-24(A-H)	134	0,3	0,8	45	1,10	43	1,10	1000	1,43	90	1,06
H-24(A)	4			41		39		700		85	
Среднее значение при переходе с Н на А				$\frac{617}{7} = 88$		$\frac{585}{7} = 84$		$\frac{25209}{7} = 3601$		$\frac{3267}{7} = 467$	
Среднее значение при переходе с А на Н				$\frac{751}{12} = 63$	1,40	$\frac{714}{12} = 60$	1,40	$\frac{44450}{12} = 3704$	0,97	$\frac{6239}{12} = 520$	0,90

На рис. 2.115–2.118 представлены экспериментальные данные изменения приращения кривизны на балках в неагрессивных условиях испытания во времени при действии на балки длительно действующей постоянной изгибающей нагрузки с различными уровнями загрузки и построенные по ним теоретические корреляционные кривые кривизны, а на рис. 2.119–2.122 – теоретические корреляционные кривые кинетики полного приращения кривизны балок во времени при испытании их длительно постоянной изгибающей нагрузкой с различными уровнями загрузки в неагрессивной среде.

На рис. 2.123–2.125 приводятся экспериментальные данные изменения прироста кривизны на образцах в агрессивных условиях испытания во времени при действии на балки длительно действующей постоянной изгибающей нагрузки с различными уровнями загрузки и построенные по ним теоретические корреляционные кривые кривизны, а на рис. 2.126–2.128 – теоретические корреляционные кривые кинетики прироста кривизны балок во времени при испытании их длительно постоянной изгибающей нагрузкой с различными уровнями загрузки в агрессивной среде.

Экспериментальные данные изменения прироста кривизны, полученные на опытных образцах при комбинированном воздействии среды, сначала агрессивной, а затем неагрессивной при действии на балки длительно постоянной изгибающей нагрузки с различным уровнем загрузки и построенные по ним теоретические корреляционные кривые кривизны показаны на рис. 2.129–2.131, а на рис. 2.132–2.135 – теоретические корреляционные кривые кинетики прироста кривизны балок во времени при комбинированном воздействии среды, сначала агрессивной, а затем неагрессивной при действии на образцы длительно постоянной изгибающей нагрузки с различным уровнем загрузки.

В табл. 2.12 приведены значения для 100 % и 95 % прироста кривизны и величины для 100 % и 95 % периода затухания прироста кривизны балок и их соотношения для неагрессивных и агрессивных условий испытаний при действии длительно постоянной изгибающей нагрузки. Данные табл. 2.12 показывают, что для изгибающей постоянной нагрузки  $M_{оп} = 0,9M_{разр}$  величина полного 100 % прироста кривизны в неагрессивных условиях испытания в 1,53 раза превышает значение полного 100 % прироста кривизны в агрессивных условиях испытания, а превышение для 100 % периода затухания полного прироста кривизны в соответствующих условиях составляет 2,14 раза. С уменьшением уровня загрузки постоянной изгибающей нагрузкой увеличивается период затухания прироста кривизны.

На рис. 2.136 показана функциональная зависимость 100 % периода полного затухания 100 % прироста кривизны балок при действии длительно постоянной нагрузки в неагрессивной среде. При снижении уровня постоянной нагрузки в 2,9 раза 100 % период полного затухания 100 % прироста кривизны балок увеличивается в 6,5 раза.

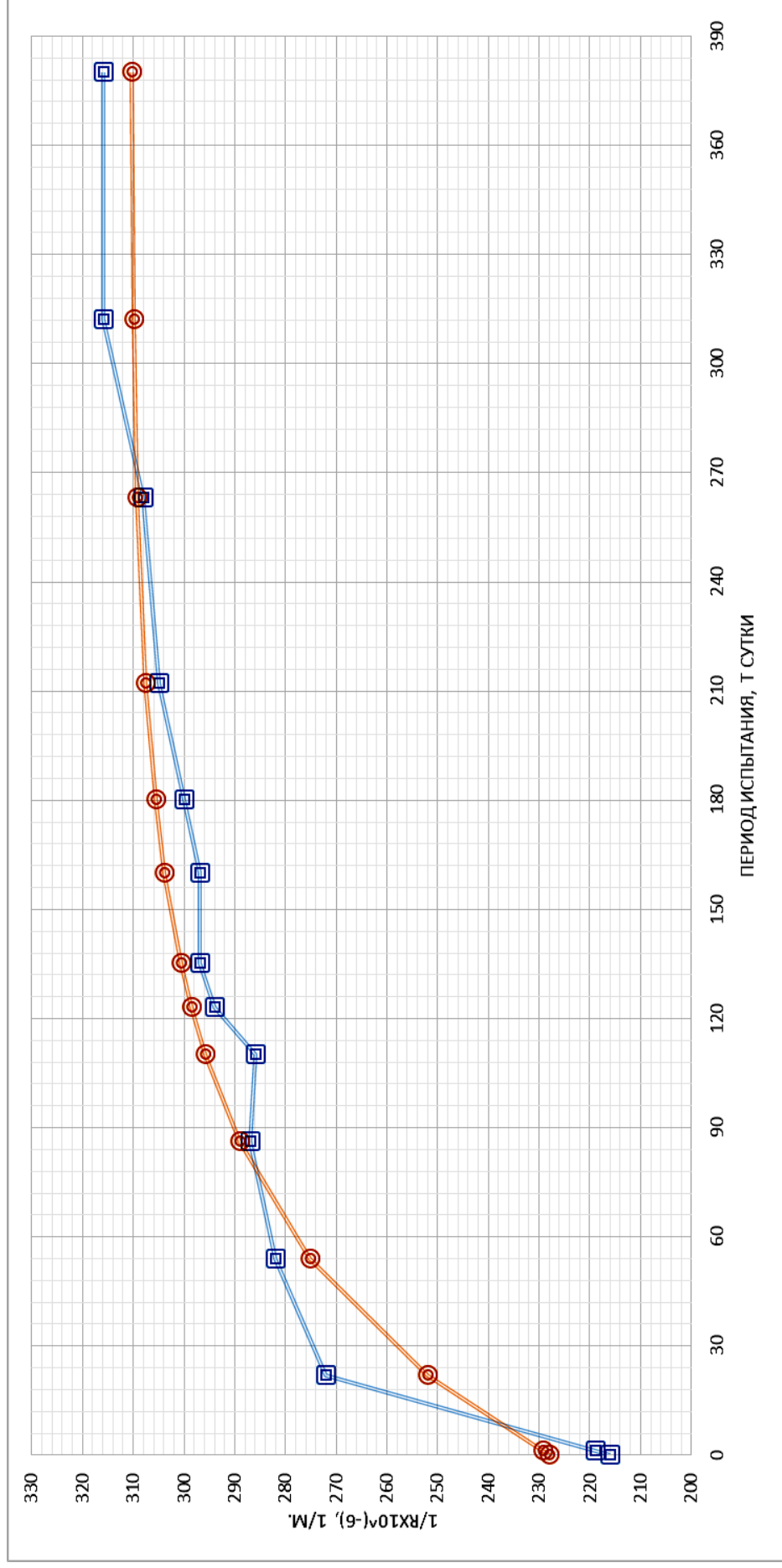


Рис. 2.115. Изменение кривизны балки Т-1 при воздействии постоянной нагрузки ( $M=84272 \text{ кг}\cdot\text{см}$ ) в неагрессивных условиях в течение  $t=382$  суток ( $A = 310,58 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ;  $K = 0,015675$ ;  $B = 83,81 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ).  
 Условные обозначения: R – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – экспериментальные данные; кривая с окружностями – теоретические данные

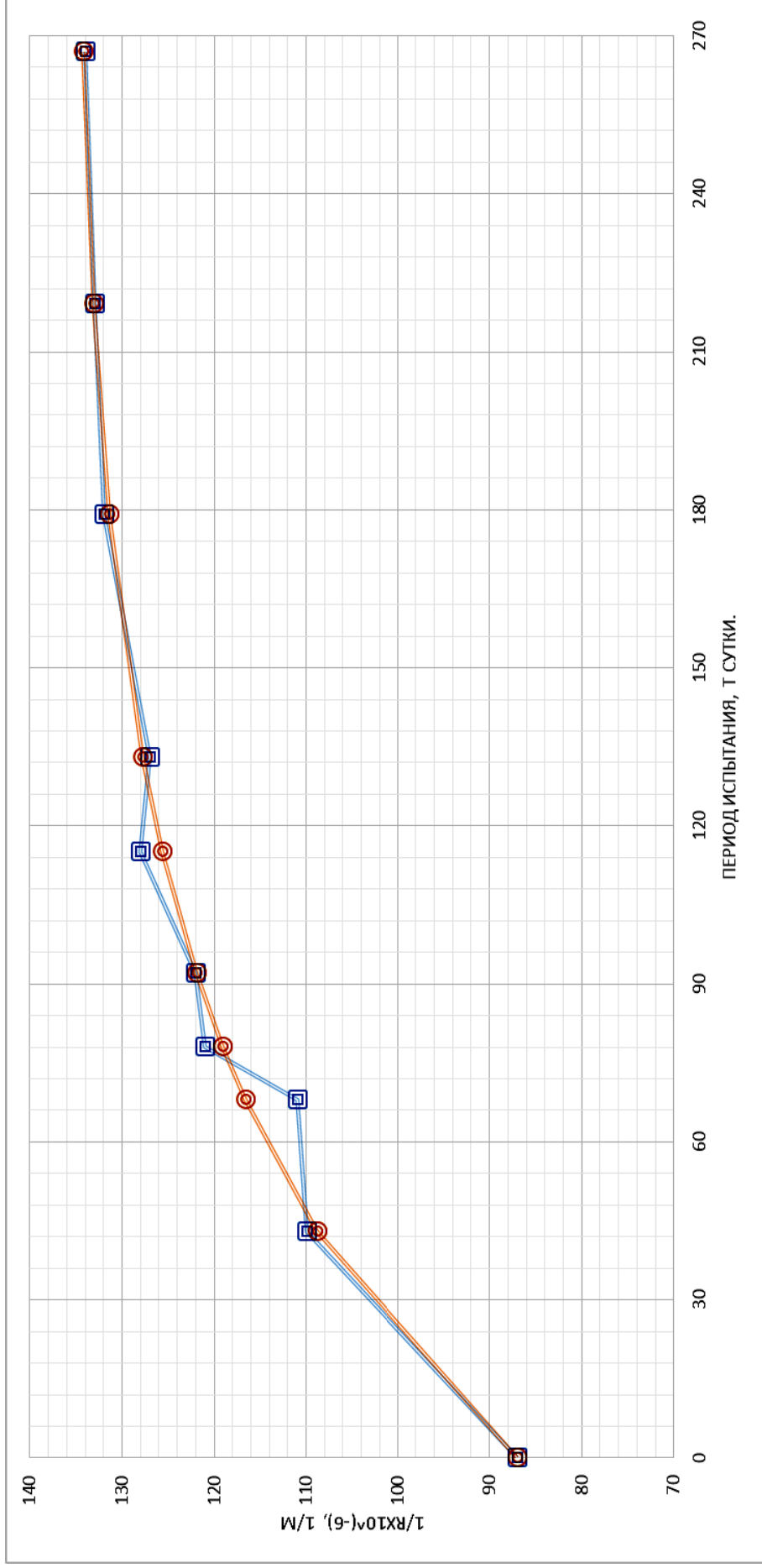


Рис. 2.116. Изменение кривизны балки Ц-42 при постоянной нагрузке ( $M=47751$  кг·см) в неагрессивных условиях в течение  $t=267$  суток ( $A = 135,40 \cdot 10^{-6}$ , 1/м;  $K = 0,01391$ ;  $B = 49,27 \cdot 10^{-6}$ , 1/м).  
 Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – экспериментальные данные;  
 кривая с окружностями – теоретические данные



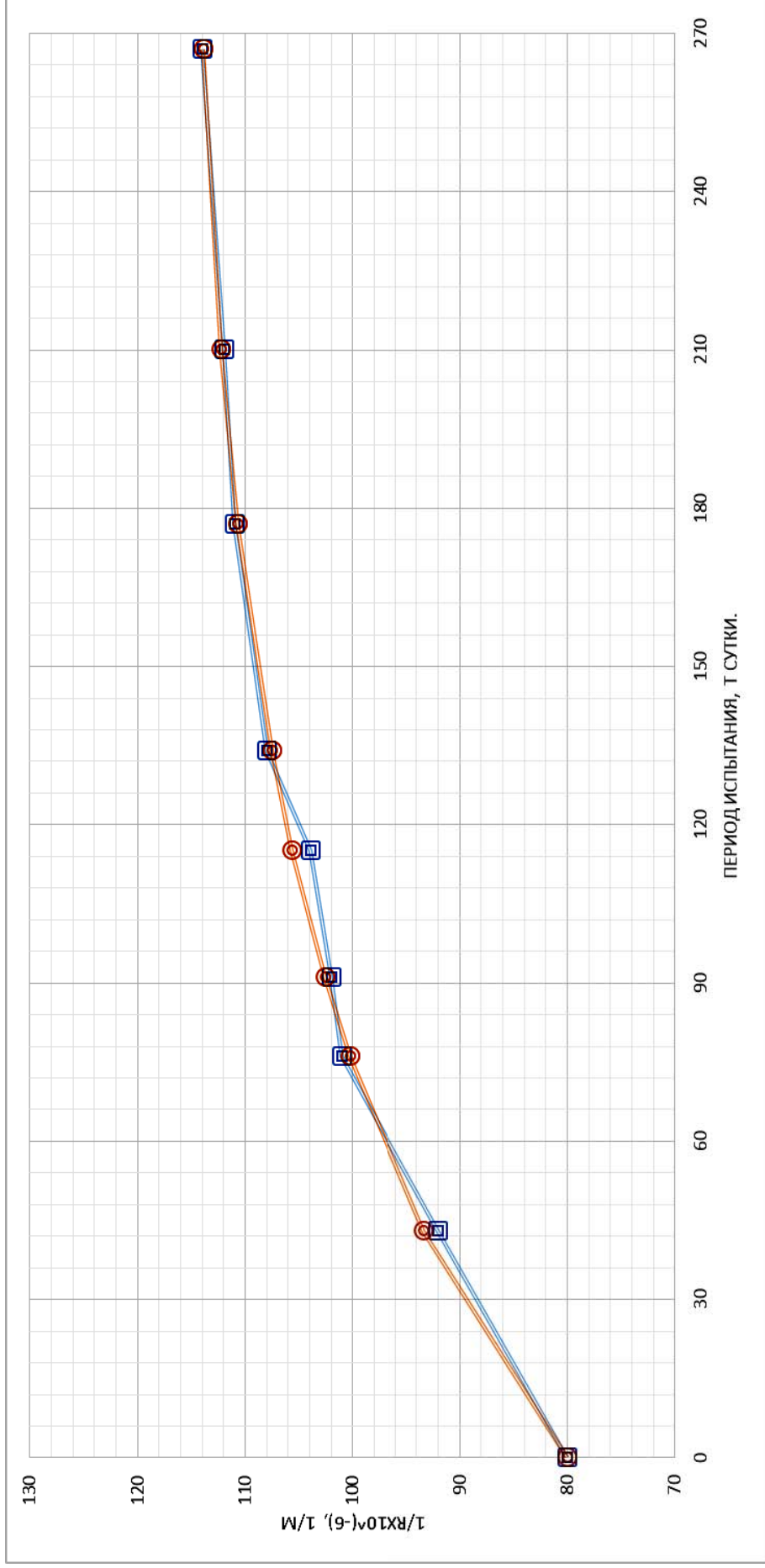


Рис. 2.117. Изменение кривизны балки Ч-40 при воздействии постоянной нагрузки ( $M=38388$  кг·см) в неагрессивных условиях в течение  $t=267$  суток ( $A = 115,92 \cdot 10^{-6}$ , 1/м;  $K = 0,0101$ ;  $B = 36,78 \cdot 10^{-6}$ , 1/м).  
 Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – экспериментальные данные;  
 кривая с окружностями – теоретические данные

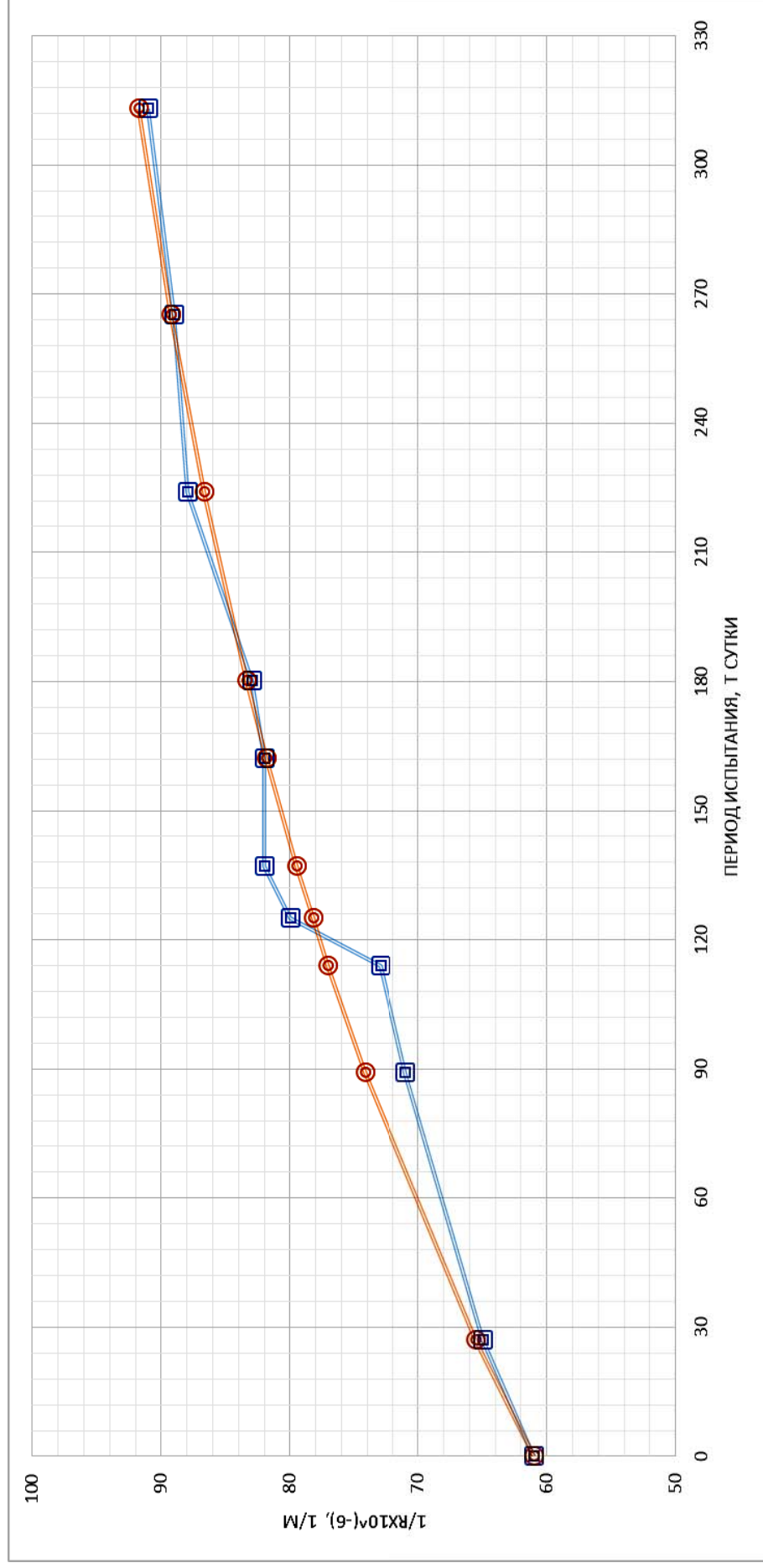


Рис. 2.118. Изменение кривизны балки У-5 при воздействии постоянной нагрузке ( $M=29025$  кг·см) в неагрессивных условиях в течение  $t=313$  суток ( $A = 102,84 \cdot 10^{-6}$ , 1/м;  $K = 0,00425$ ;  $B = 42,43 \cdot 10^{-6}$ , 1/м).  
 Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – экспериментальные данные;  
 кривая с окружностями – теоретические данные

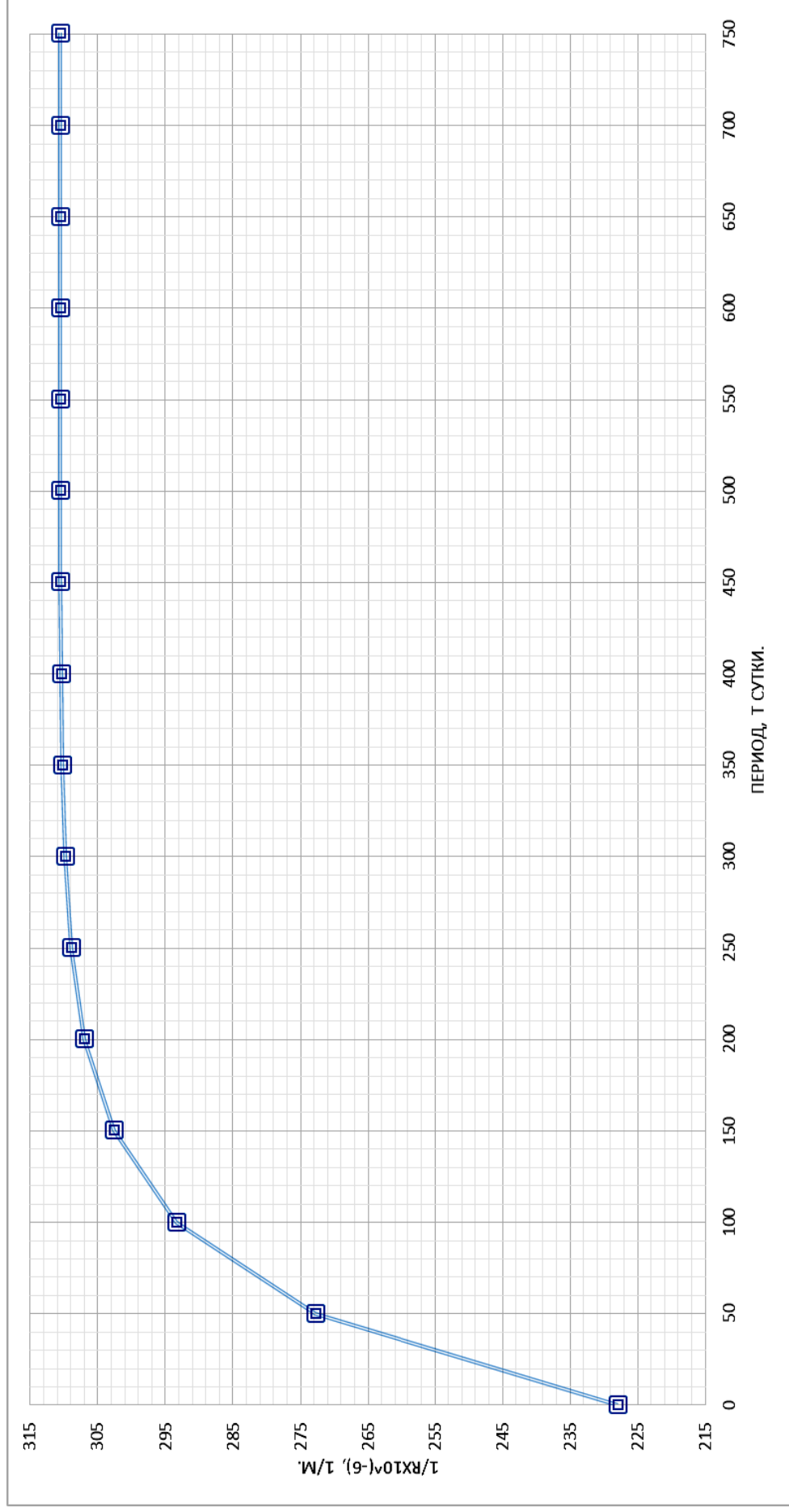


Рис. 2.119. Изменение кривизны при испытании балки Т-1 при воздействии постоянной нагрузки ( $M=84272 \text{ кг}\cdot\text{см}$ ) в неагрессивных условиях в течение  $t=382$  суток ( $A = 310, 58 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ;  $K = 0,015675$ ;  $B = 84 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ). Полное загужение величины периода 100 % прироста кривизны – 750 суток. Величина периода 95 % прироста загужения значения кривизны – 200 суток. Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – теоретические данные

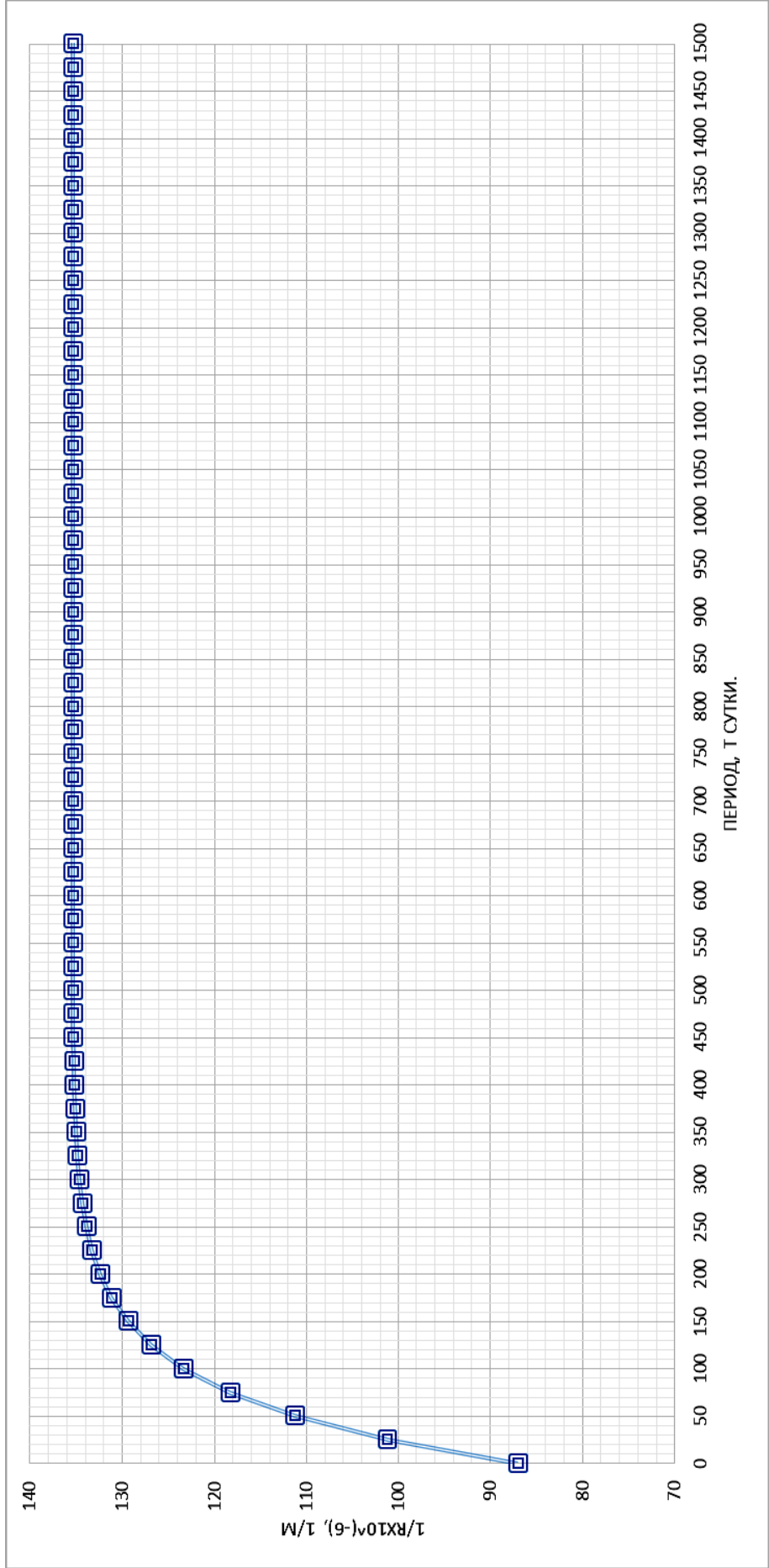


Рис. 2.120. Изменение кривизны при испытании балки Ц-42 при постоянной нагрузке ( $M=47751 \text{ кг}\cdot\text{см}$ ) в неагрессивных условиях в течение  $t=267$  суток ( $A = 135,40 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ;  $K = 0,01391$ ;  $B = 49,27 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ). Полное затухание величины периода 100 % прироста кривизны – 1500 суток. Величина периода 95 % прироста затухания значения кривизны – 200 суток. Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – теоретические данные

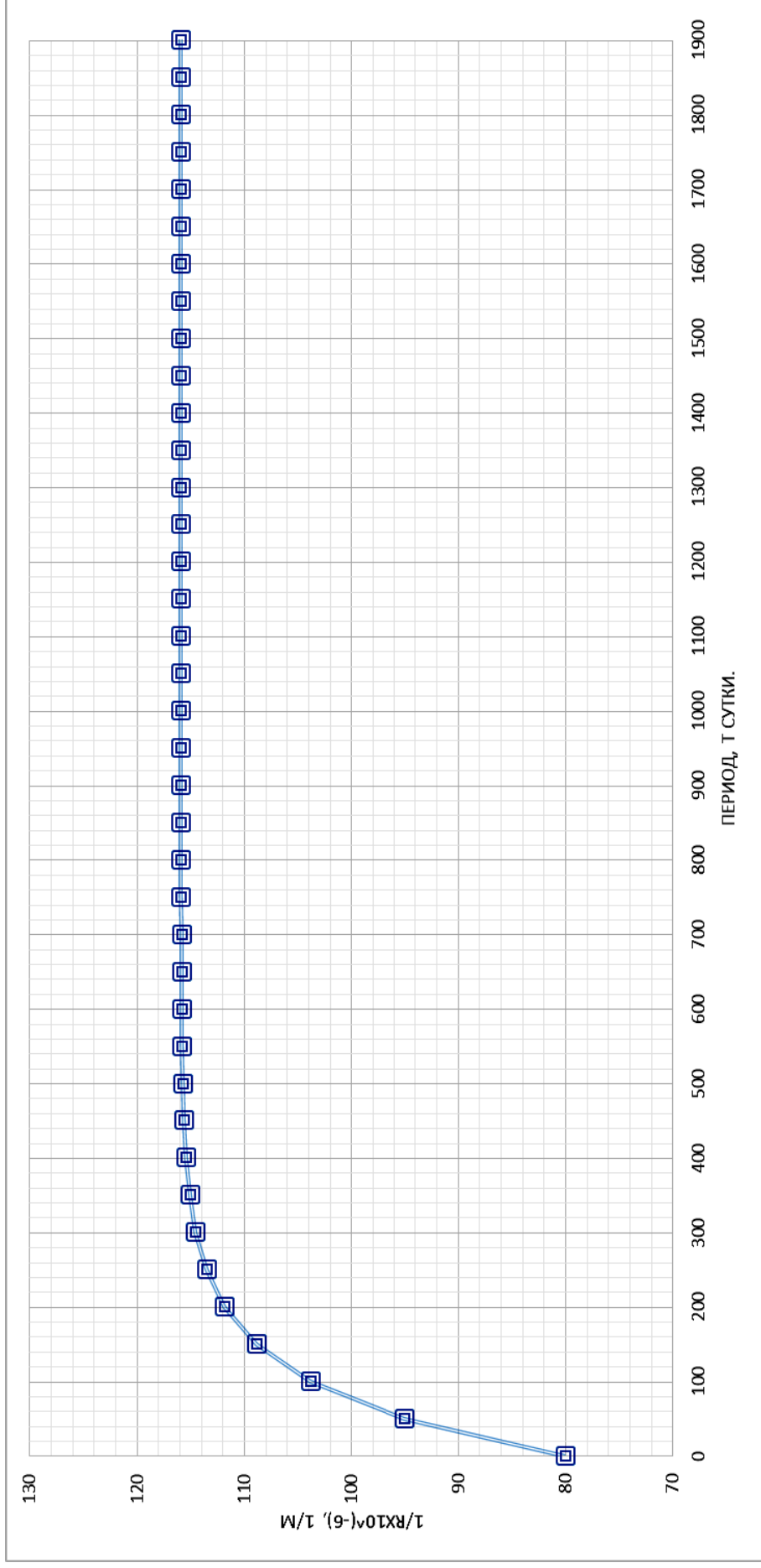


Рис. 2.121. Изменение кривизны балки Ч-40 при испытании при постоянной нагрузке ( $M=38388$  кг·см) в неагрессивных условиях в течение  $t=267$  суток ( $A = 115,92 \cdot 10^{-6}$ ,  $1/m$ ;  $K = 0,0109$ ;  $B = 36,78 \cdot 10^{-6}$ ,  $1/m$ ). Полное затухание величины 100 % периода прироста кривизны – 1900 суток. Величина периода 95 % прироста затухания значения кривизны – 300 суток. Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – теоретические данные



Рис. 2.122. Изменение кривизны балки У-5 при испытании при постоянной нагрузке ( $M=29025$  кг·см) в неагрессивных условиях в течение  $t=313$  суток ( $A = 102,84 \cdot 10^{-6}$ ,  $1/m$ ;  $K = 0,00425$ ;  $B = 42,43 \cdot 10^{-6}$ ,  $1/m$ ). Полное затухание величины периода 100 % прироста кривизны – 4850 суток. Величина периода 95 % прироста затухания значения кривизны – 710 суток. Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – теоретические данные

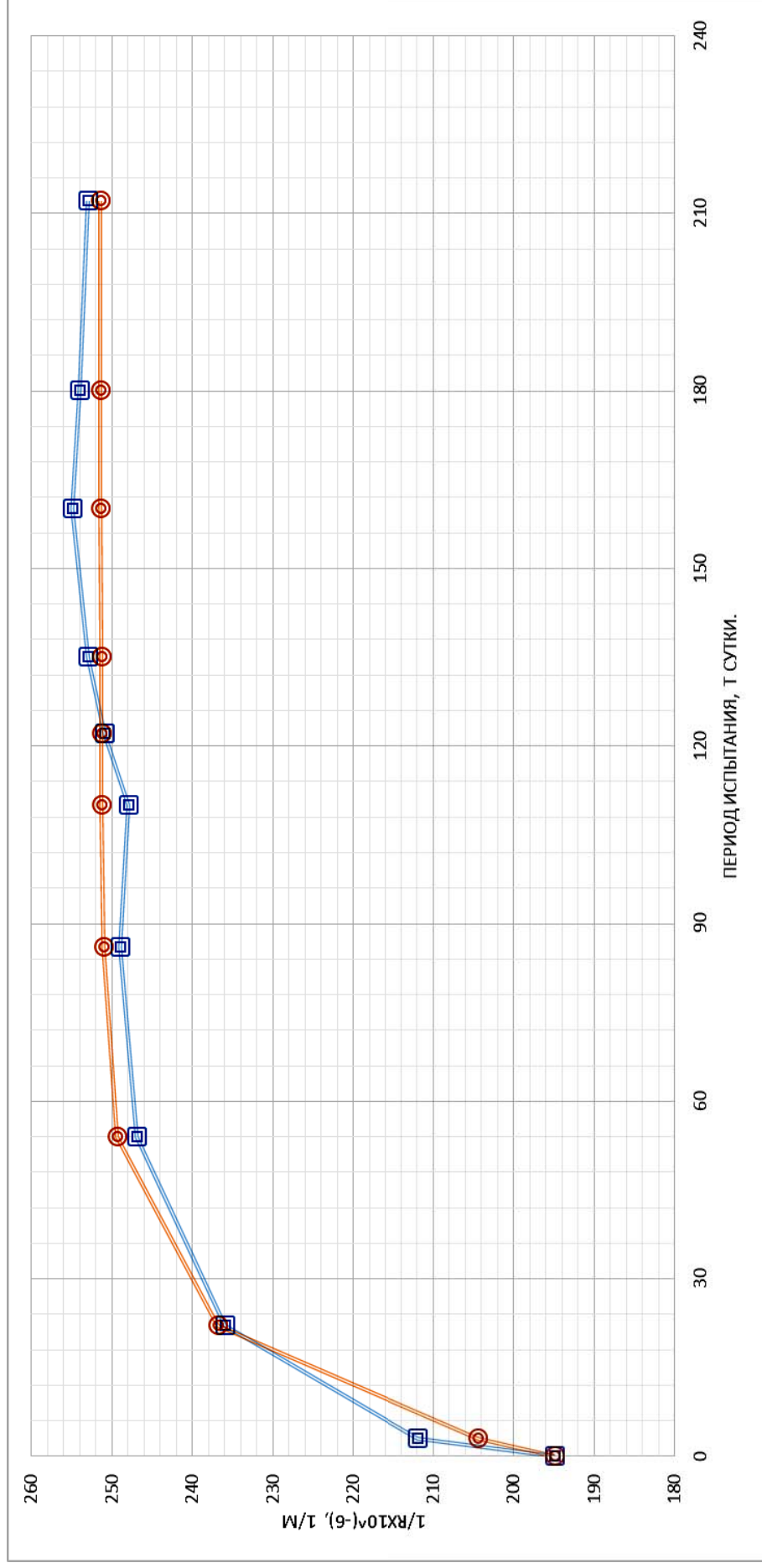


Рис. 2.123. Изменение кривизны при испытании балки Т-2 при постоянной нагрузке ( $M=84272$  кг·см) в агрессивных условиях в течение  $t=222$  суток ( $A = 251,41 \cdot 10^{-6}$ , 1/м;  $K = 0,06155$ ;  $B = 54,85 \cdot 10^{-6}$ , 1/м).

Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – экспериментальные данные;  
 кривая с окружностями – теоретические данные

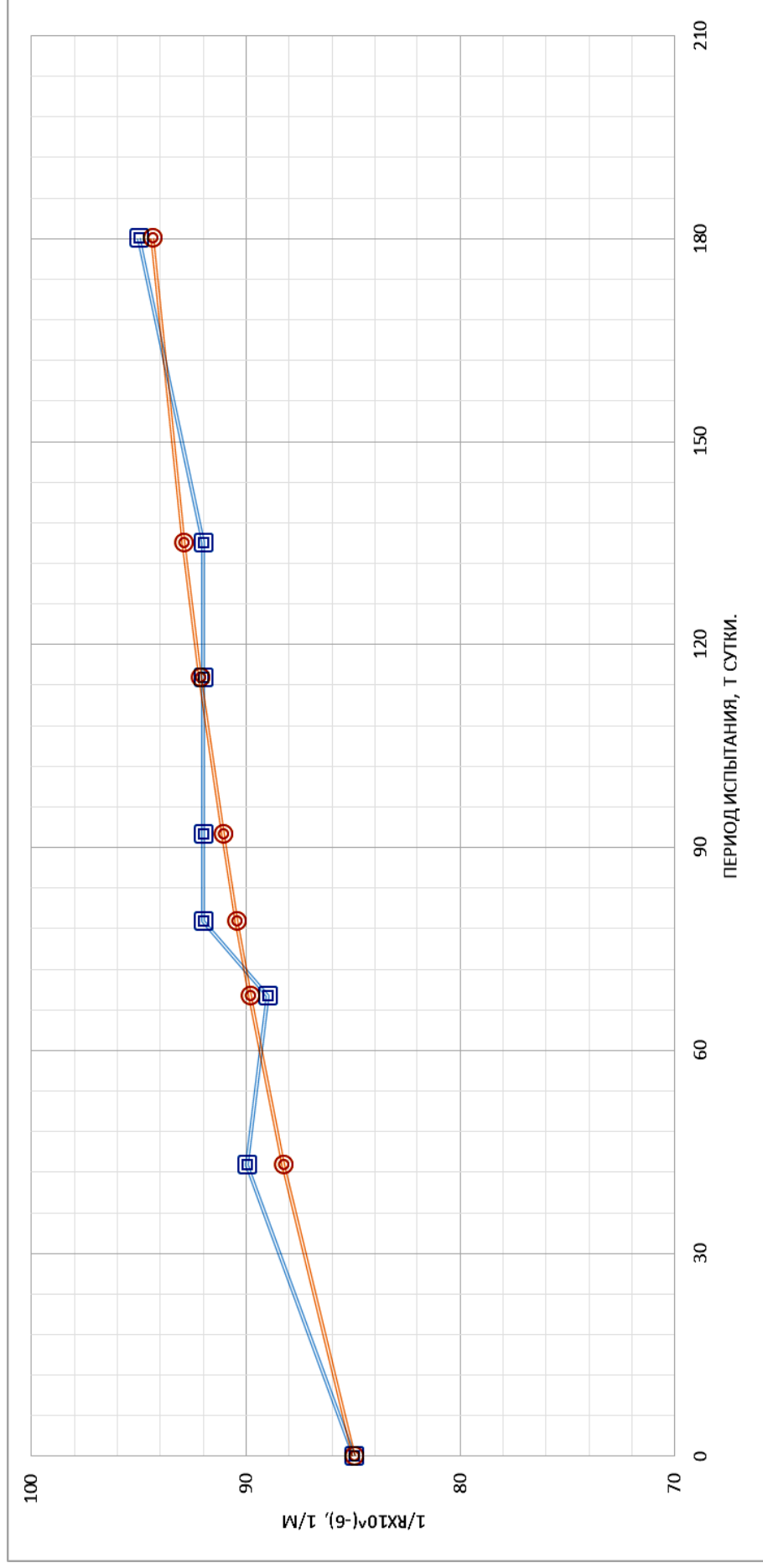


Рис. 2.124. Изменение кривизны при испытании балки Ц-41 при постоянной нагрузке ( $M=47751 \text{ кг}\cdot\text{см}$ ) в агрессивных условиях испытания в течение  $t=180$  суток ( $A = 98,71 \cdot 10^{-6}$ ,  $1/\text{м}$ ;  $K = 0,0064$ ;  $B = 13,3 \cdot 10^{-6}$ ,  $1/\text{м}$ ).

Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – экспериментальные данные;  
 кривая с окружностями – теоретические данные



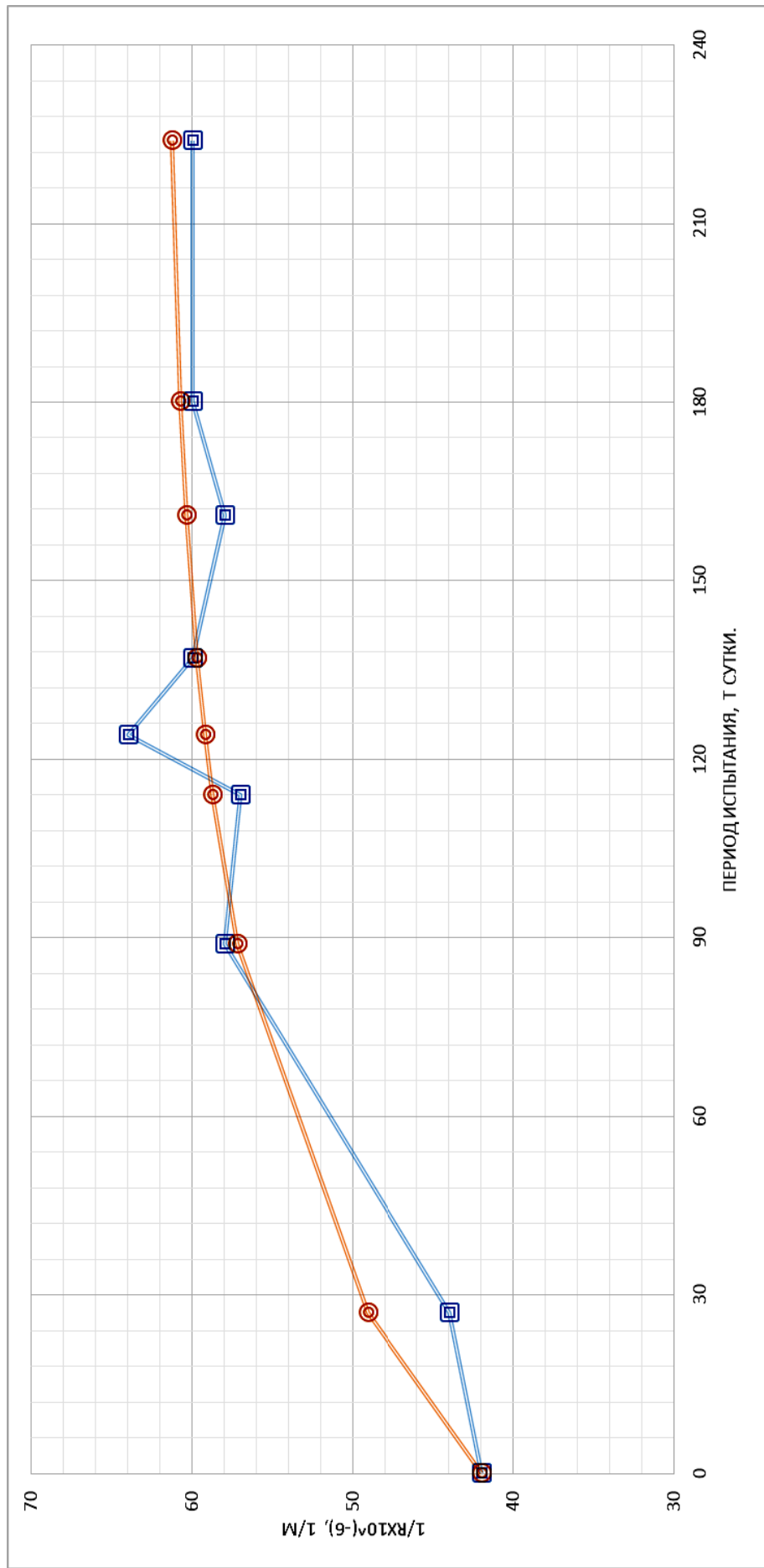


Рис. 2.125. Изменение кривизны балки У-6 при испытании при постоянной нагрузке ( $M=29025$  кг·см) в агрессивных условиях испытания в течение  $t=224$  суток ( $A = 61,79 \cdot 10^{-6}$ , 1/м;  $K = 0,01645$ ;  $B = 22,29 \cdot 10^{-6}$ , 1/м).

Условные обозначения: R – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – экспериментальные данные;  
кривая с окружностями – теоретические данные

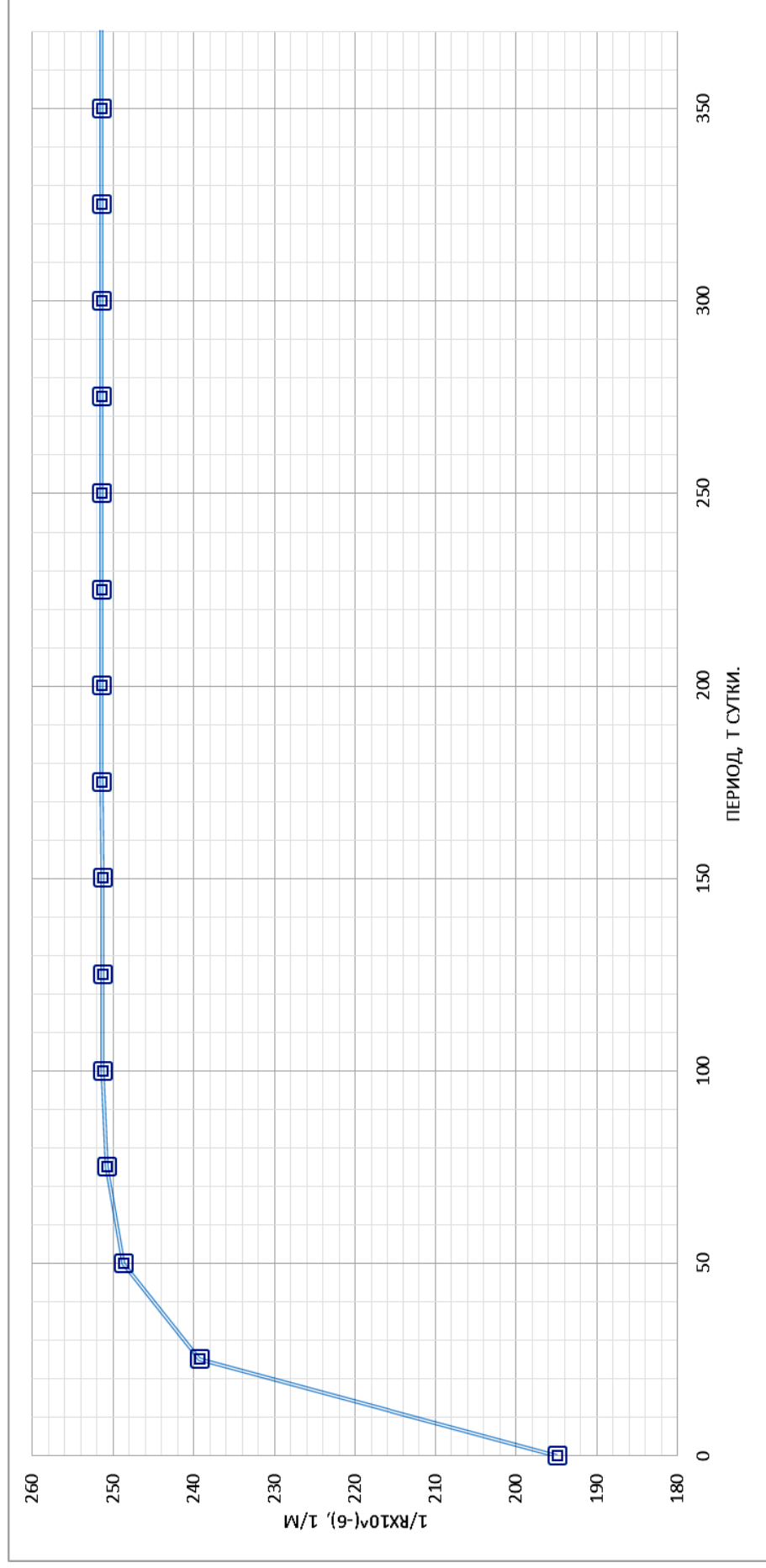


Рис. 2.126. Изменение кривизны при испытании балки Т-2 при постоянной нагрузке ( $M=84272$  кг·см) в агрессивных условиях в течение  $t=222$  суток ( $A = 251,41 \cdot 10^{-6}$ , 1/м;  $K = 0,06155$ ;  $B = 55,85 \cdot 10^{-6}$ , 1/м). Полное затухание величины периода прироста кривизны-350 суток. Величина периода 95 % прироста затухания значения кривизны-50 суток. Условные обозначения: R – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – теоретические данные

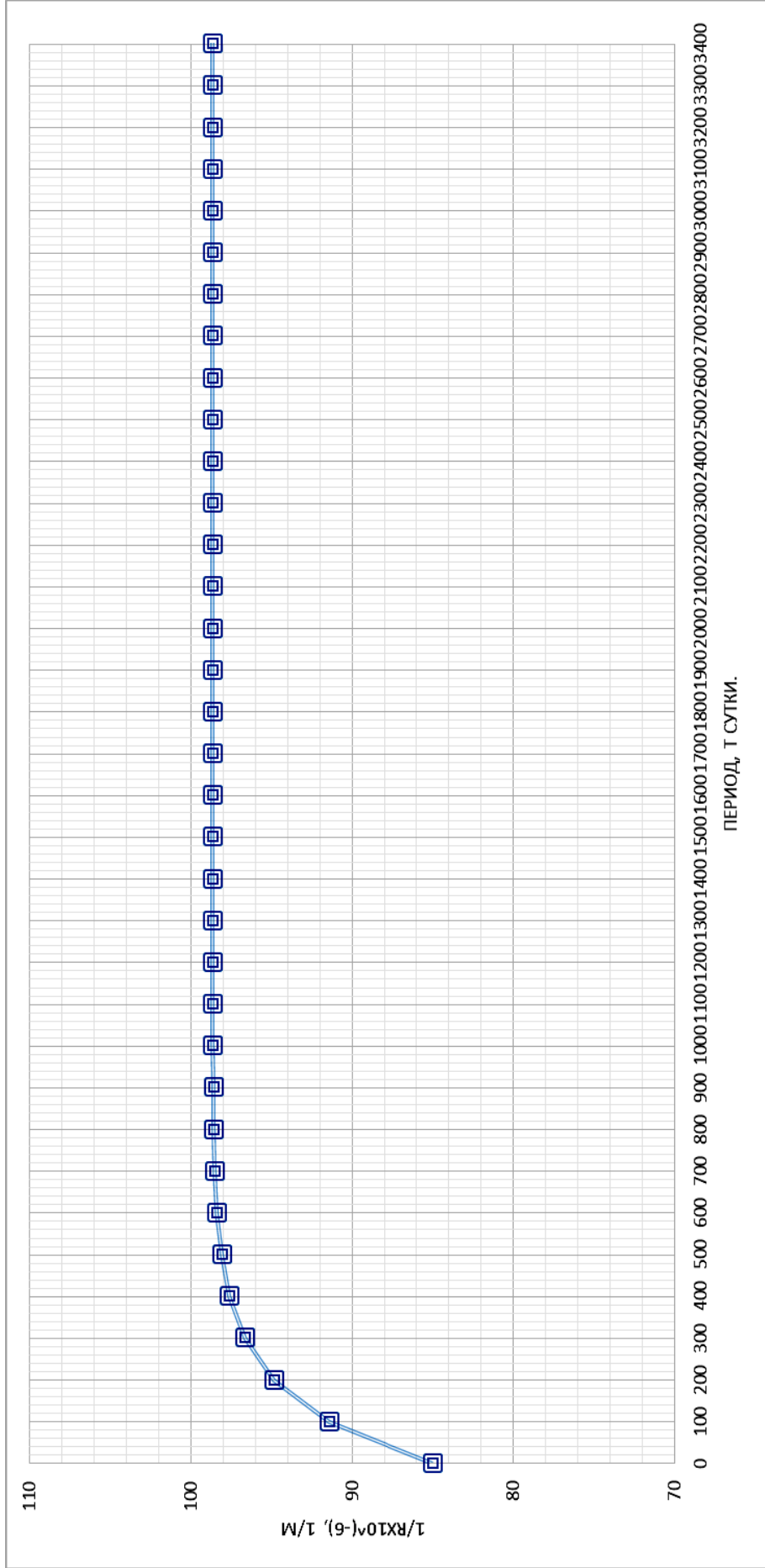


Рис. 2.127. Изменение кривизны при испытании балки Ц-41 при постоянной нагрузке ( $M=47751 \text{ кг}\cdot\text{см}$ ) в агрессивных условиях испытания в течение  $t=180$  суток ( $A = 98,71 \cdot 10^{-6}$ ,  $1/\text{м}$ ;  $K = 0,0064$ ;  $B = 13,29 \cdot 10^{-6}$ ,  $1/\text{м}$ ).

Полное затухание величины периода прироста кривизны – 3400 суток.

Величина периода 95 % прироста затухания значения кривизны – 500 суток.

Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – теоретические данные

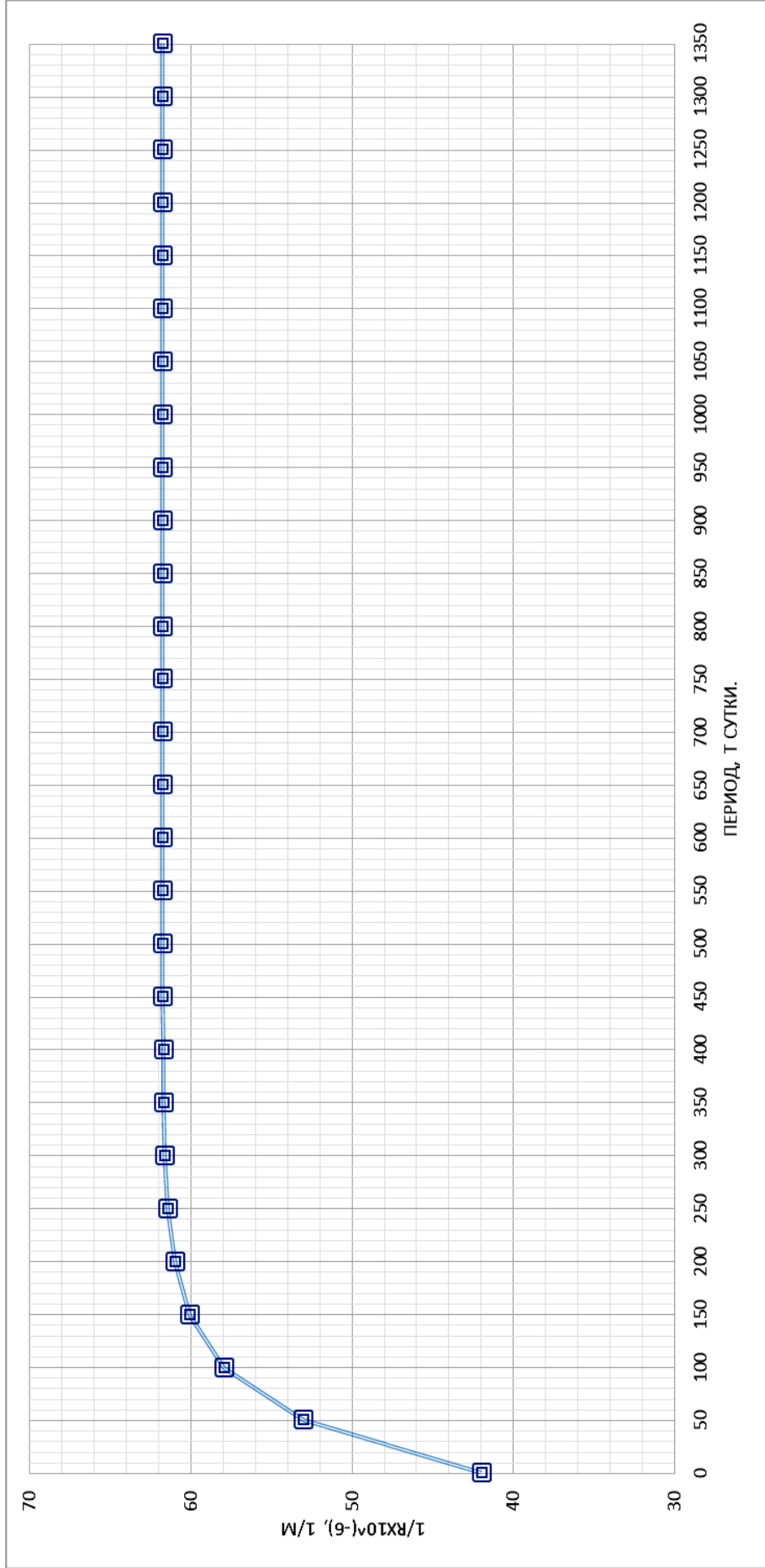


Рис. 2.128. Изменение кривизны балки У-6 при испытании при постоянной нагрузке ( $M=29025 \text{ кг}\cdot\text{см}$ ) в агрессивных условиях испытания в течение  $t=224$  суток ( $A = 61,79 \cdot 10^{-6}$ ,  $1/\text{м}$ ;  $K = 0,01645$ ;  $B = 22,29 \cdot 10^{-6}$ ,  $1/\text{м}$ ).

Полное затухание величины периода прироста кривизны – 1350 суток.  
 Величина периода 95 % прироста затухания значения кривизны – 200 суток.  
 Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – теоретические данные

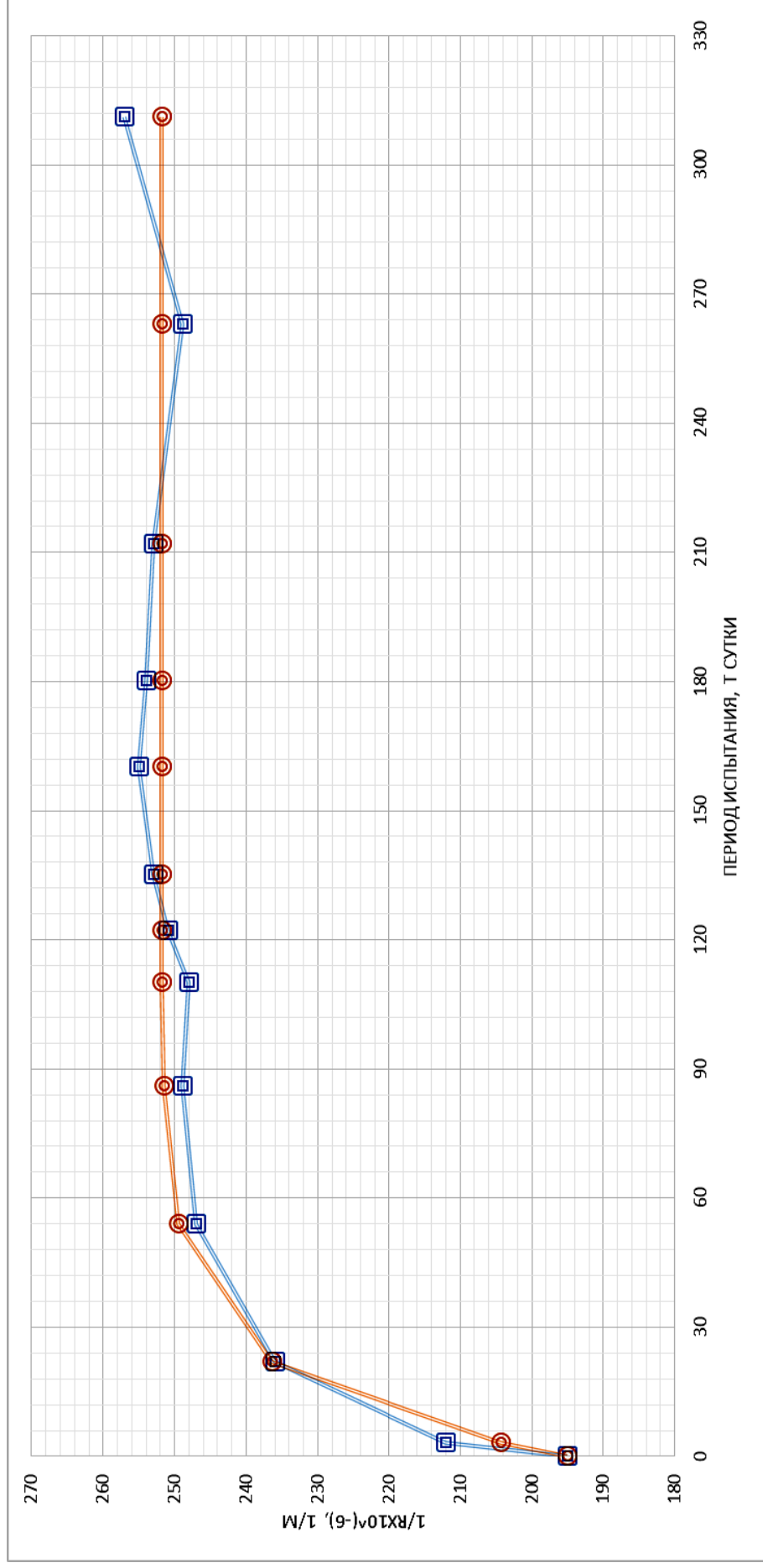


Рис. 2.129. Изменение кривизны при испытании балки Т-2 при постоянной нагрузке ( $M=84272$  кг·см) сначала в агрессивных условиях в течение  $t=222$  суток, а затем в неагрессивных условиях  $t=89$  суток

$$(A = 251,85 \cdot 10^{-6}, 1/м; K = 0,05955; B = 55,09 \cdot 10^{-6}, 1/м).$$

Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – экспериментальные данные; кривая с окружностями – теоретические данные

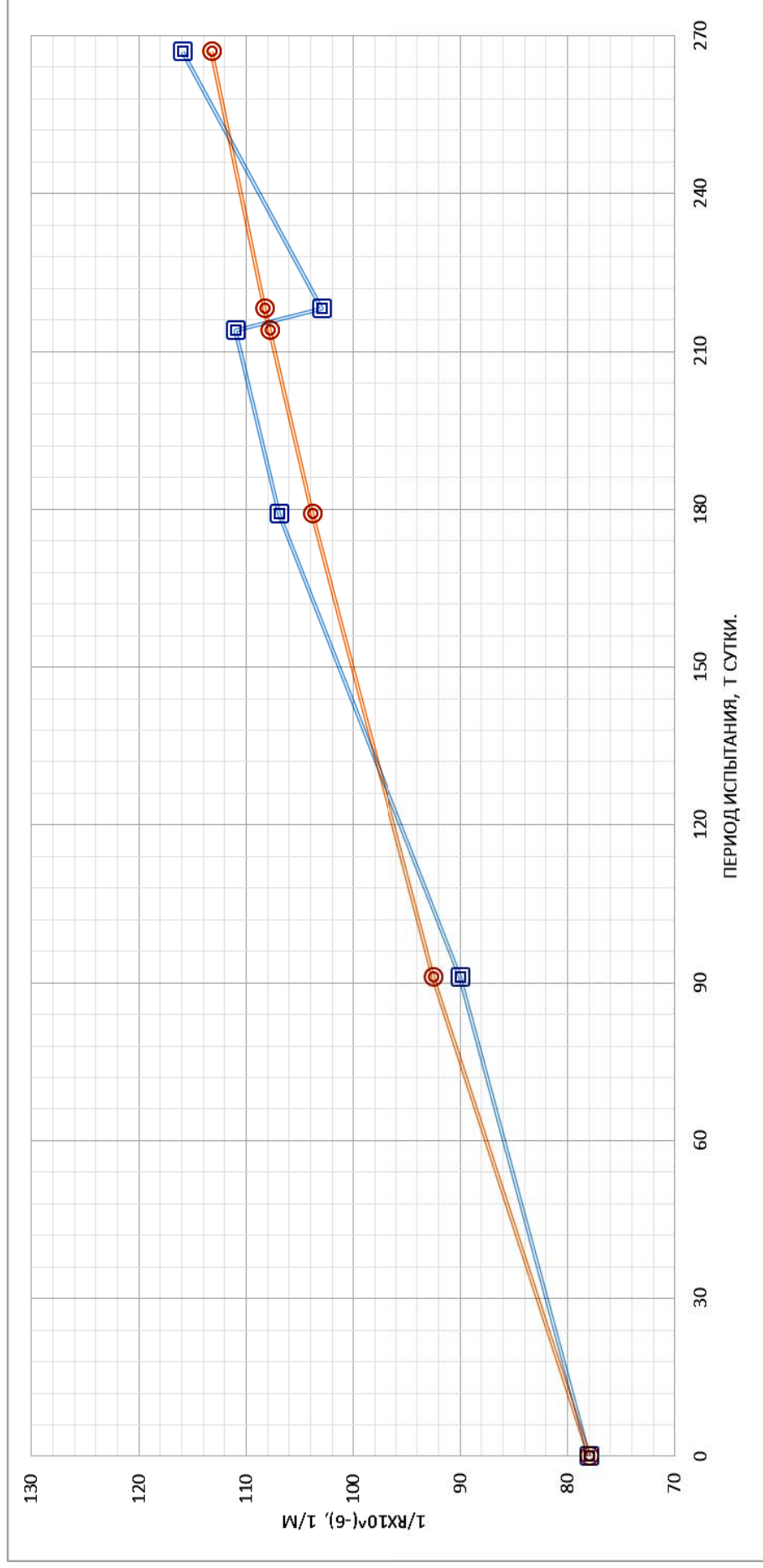


Рис. 2.130. Изменение кривизны балки Ч-39 при испытании при постоянной нагрузке ( $M=38388 \text{ кг}\cdot\text{см}$ ) сначала в агрессивных условиях в течение  $t=218$  суток, а затем в неагрессивных условиях испытания в течение 49 суток ( $A = 251,85 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ;  $K = 0,05955$ ;  $B = 55,09 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ ).

Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – экспериментальные данные;  
кривая с окружностями – теоретические данные

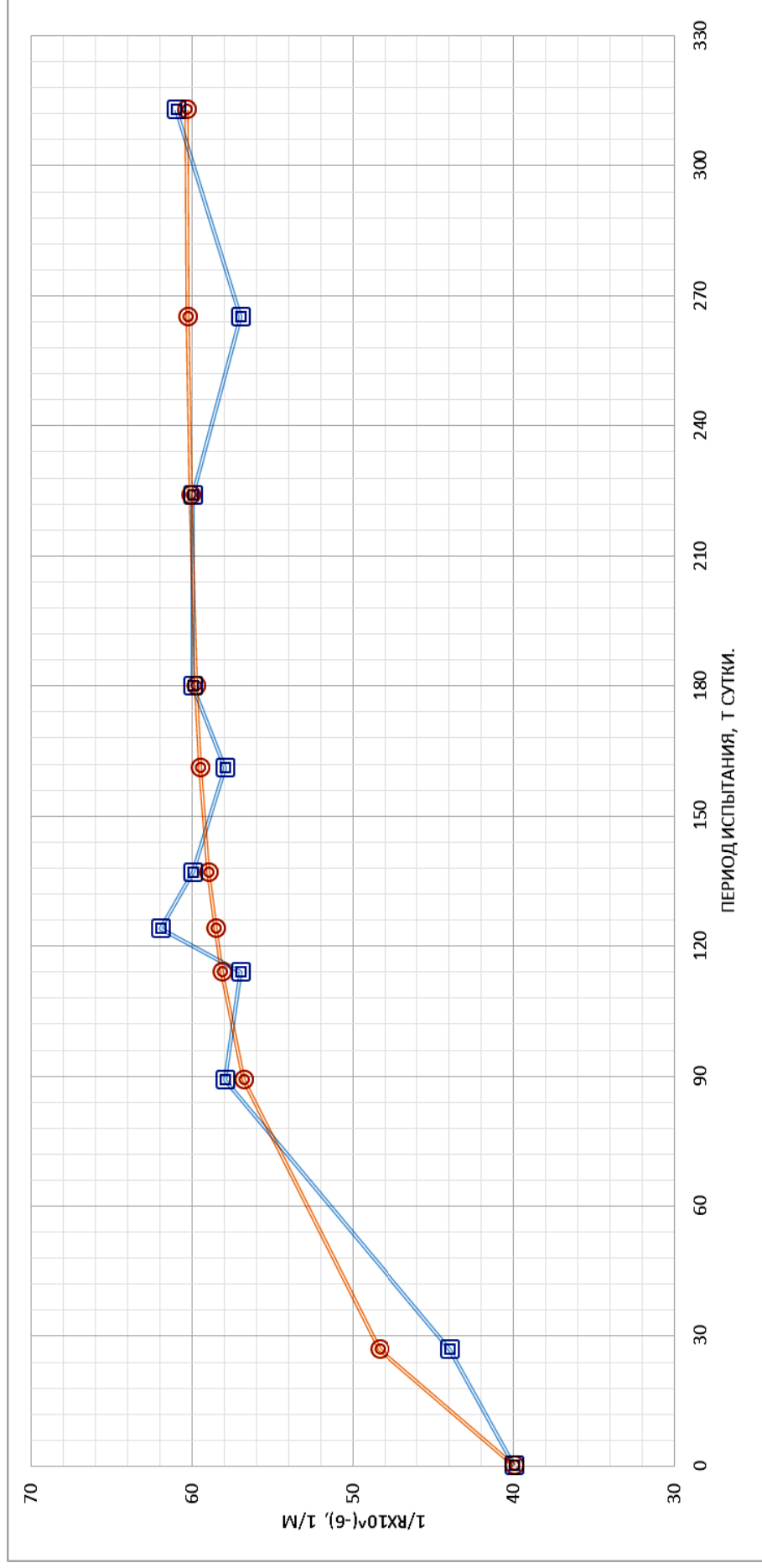


Рис. 2.131. Изменение кривизны балки У-6 при испытании при постоянной нагрузке ( $M=29025$  кг·см) сначала в агрессивных условиях в течение начальных  $t=224$  суток, а затем в неагрессивных условиях испытания в течение 89 суток ( $A = 60, 40 \cdot 10^{-6}, 1/м$ ;  $K = 0, 0196$ ;  $B = 21, 10 \cdot 10^{-6}, 1/м$ ).

Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – экспериментальные данные;  
кривая с окружностями – теоретические данные

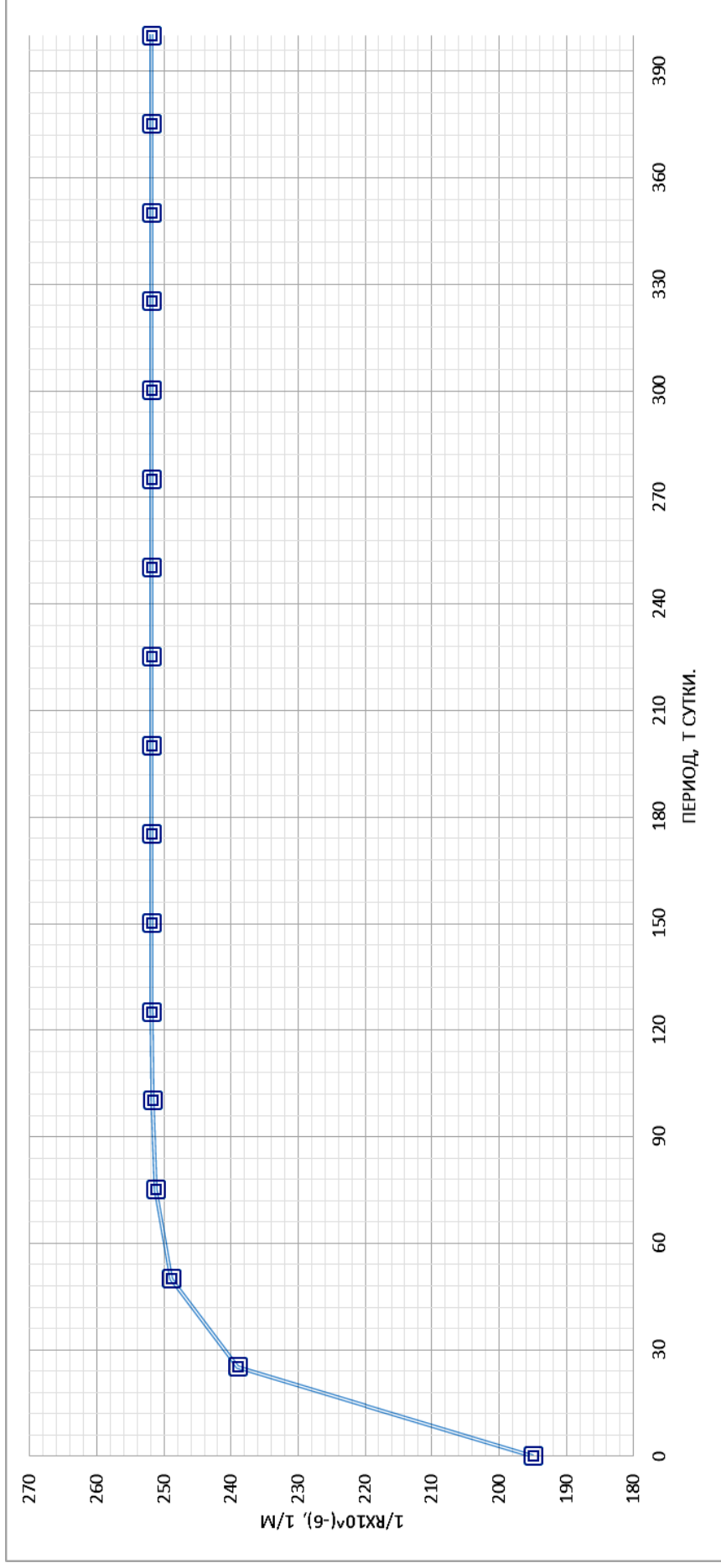


Рис. 2.132. Изменение кривизны при испытании балки Т-2 при постоянной нагрузке ( $M=84272$  кг·см) сначала в агрессивных условиях в течение  $t=222$  суток, а затем в неагрессивных условиях  $t=89$  суток

$$(A = 251,85 \cdot 10^{-6}, 1/M; K = 0,05955; B = 55,09 \cdot 10^{-6}, 1/M).$$

Полное затухание величины периода прироста кривизны – 375 суток.

Величина периода 95 % прироста затухания значения кривизны – 57 суток.

Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – теоретические данные



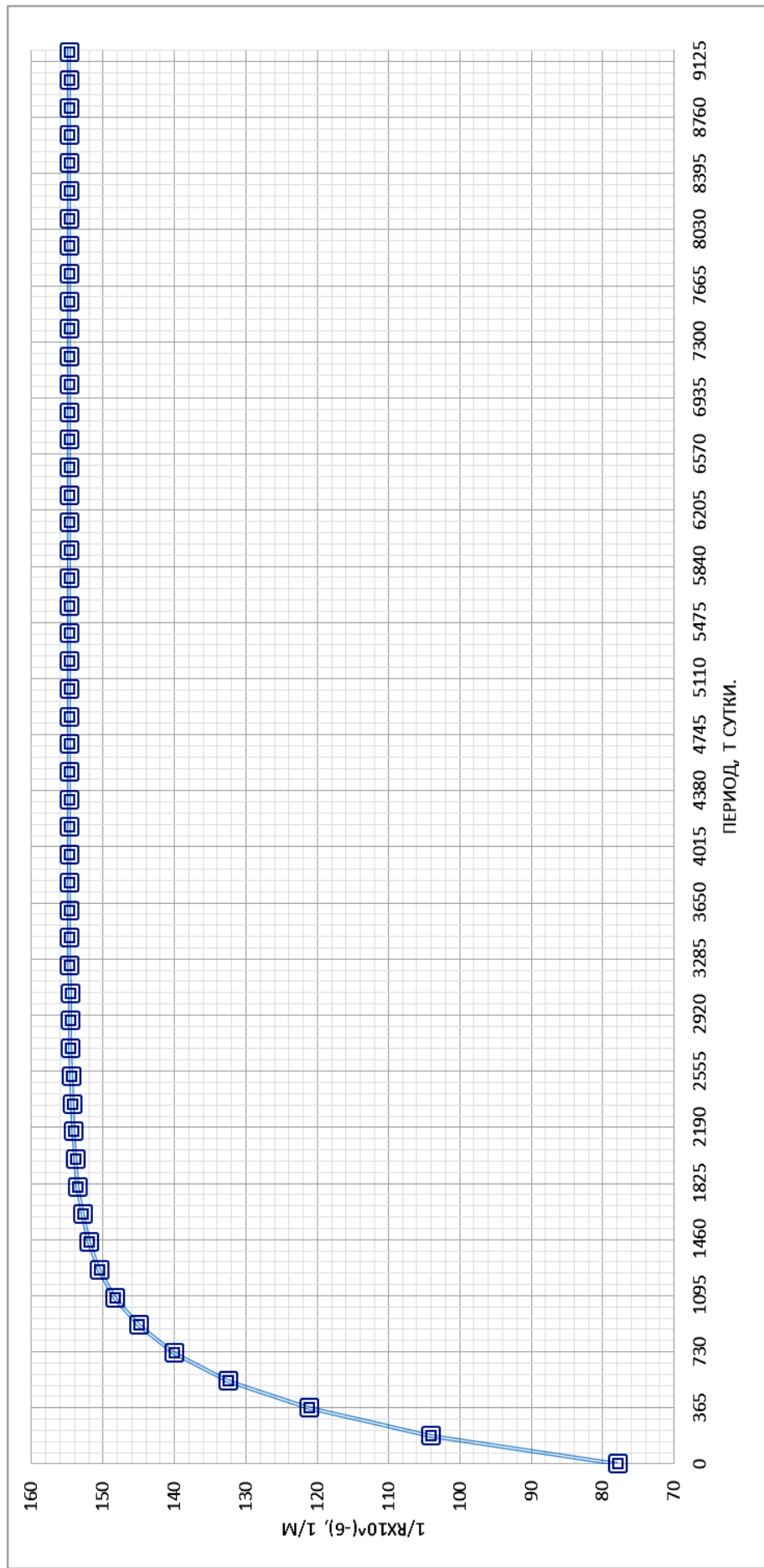


Рис. 2.133. Изменение кривизны балки Ч-39 при испытании при постоянной нагрузке ( $M=38388 \text{ кг}\cdot\text{см}$ ) сначала в агрессивных условиях в течение  $t=218$  суток, а затем в неагрессивных условиях испытания в течение 49 суток

$$(A = 154,75 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}; K = 0,0023; B = 75,86 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}).$$

Полное затухание величины периода прироста кривизны – 9200 суток.

Величина периода 95 % прироста затухания значения кривизны – 1387 суток.

Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – теоретические данные

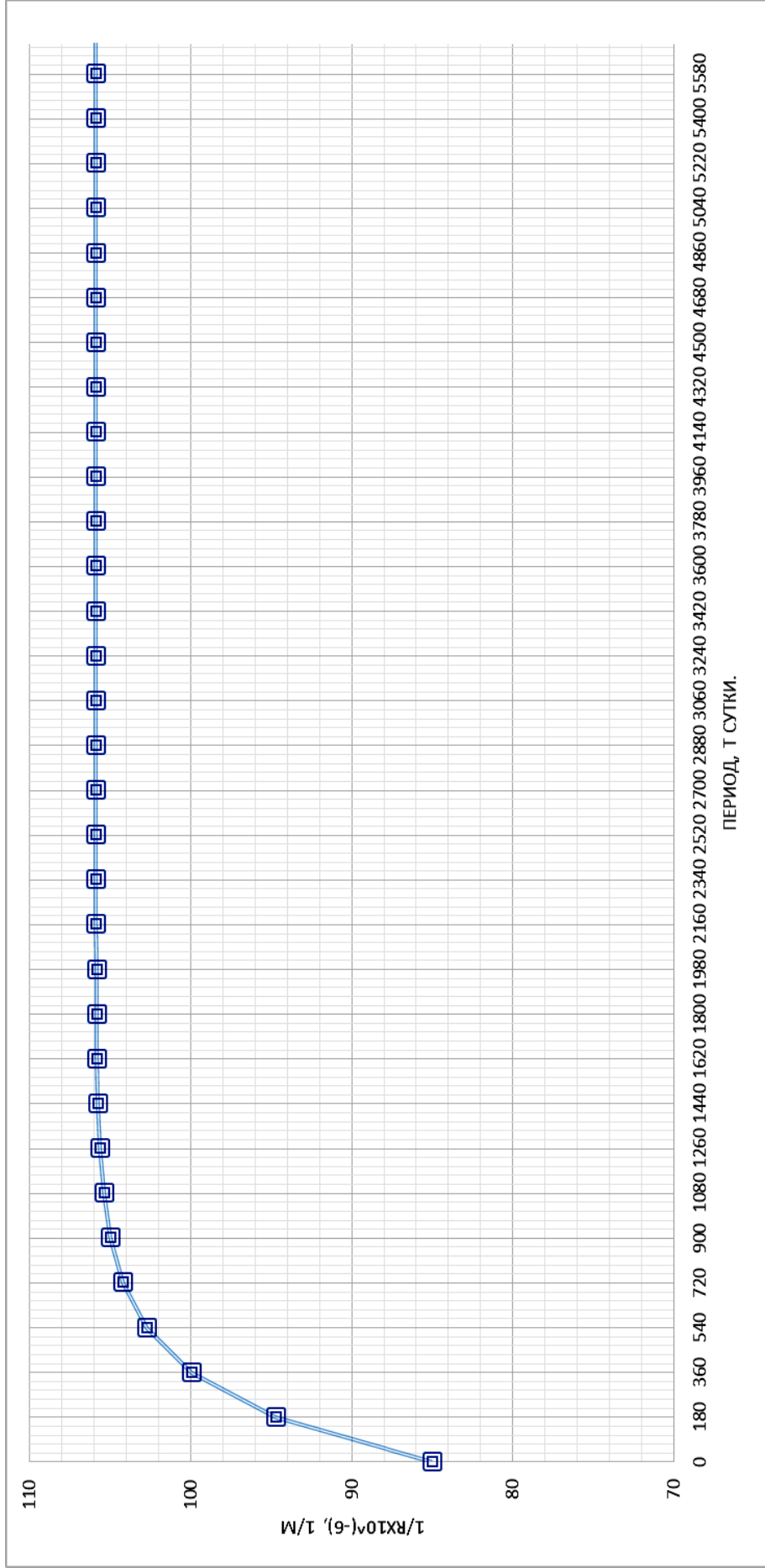


Рис. 2.134. Изменение кривизны при испытании балки Ц-41 при постоянной нагрузке ( $M=47751$  кг·см) сначала в агрессивных условиях испытания в течение  $t=180$  суток, а затем в неагрессивных условиях испытания в течение 87 суток ( $A = 105,91 \cdot 10^{-6}$ ,  $1/м$ ;  $K = 0,0035$ ;  $B = 20,27 \cdot 10^{-6}$ ,  $1/м$ ). Полное затухание величины периода прироста кривизны – 5700 суток. Величина периода 95 % прироста затухания значения кривизны-900 суток.

Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – теоретические данные

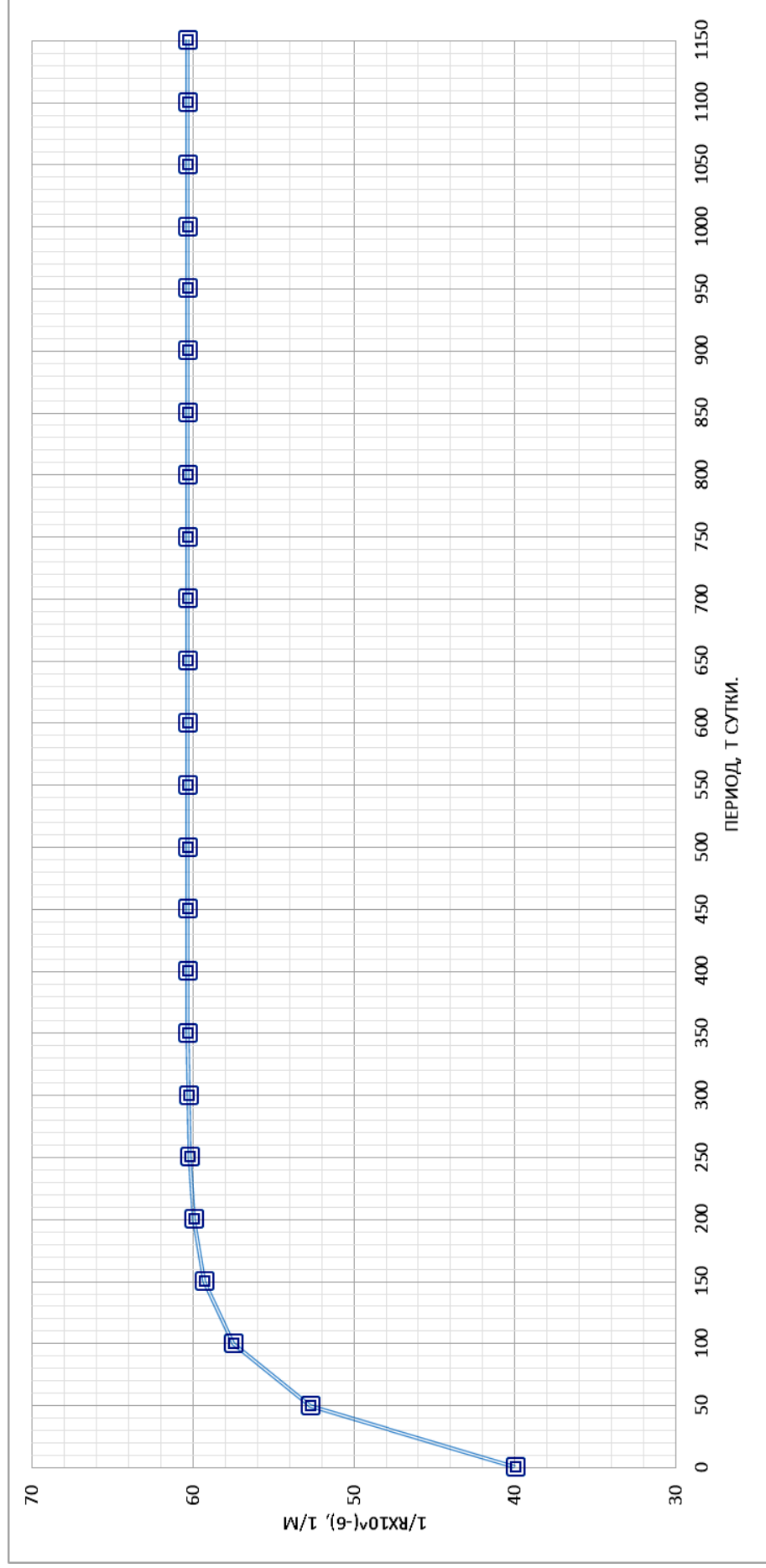


Рис. 2.135. Изменение кривизны балки У-6 при испытании при постоянной нагрузке ( $M=29025$  кг·см) сначала в агрессивных условиях в течение начальных  $t=224$  суток, а затем в неагрессивных условиях испытания в течение 89 суток ( $A = 60, 40 \cdot 10^{-6}$ ,  $1/m$ ;  $K = 0, 0196$ ;  $B = 21, 10 \cdot 10^{-6}$ ,  $1/m$ ). Полное затухание величины периода прироста кривизны – 1150 суток. Величина периода 95 % прироста затухания значения кривизны – 150 суток.

Условные обозначения:  $R$  – радиус дуги окружности; кривая с квадратами – теоретические данные

Таблица 2.12

Значения соответственно для 100 % и 95 % прироста кривизны и соответственно для 100 % и 95 % периода заужания прироста кривизны в зоне чистого изгиба балок и их соотношения для неагрессивных и агрессивных условий при действии длительной постоянной изгибающей нагрузки

Шифр образцов (№), с учётом вида воздействия	Постоянная изгибающая нагрузка $M$ , кг·см ( $M/M_{разр}$ )	100 % величина прироста кривизны $\Delta K$		95 % величина прироста кривизны $\Delta K$		100 % период заужания прироста кривизны ( $T$ )		95 % период заужания прироста кривизны ( $T$ )	
		Величина $\Delta K \cdot 10^{-6}$ , 1/м	Отношение $B$ , для различных условий испытания	Величина $\Delta K \cdot 10^{-6}$ , 1/м	Отношение $B$ , для различных условий испытания	Величина $T$ , сут	Отношение $T$ , для различных условий испытания	Величина $T$ , сут	Отношение $T$ , для различных условий испытания
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
T-1(Н)	84272 (0,9 $M_{разр}$ )	84	$\frac{T-1(Н)}{T-2(A)} = 1,53$	80	$\frac{T-1(Н)}{T-2(A)} = 1,51$	750	$\frac{T-1(Н)}{T-2(A)} = 2,14$	200	$\frac{T-1(Н)}{T-2(A)} = 4,0$
T-1 (А)	84272 (0,9 $M_{разр}$ )	55	–	53	–	350	–	50	–
T-2(А-Н)	84272 (0,9 $M_{разр}$ )	55	$\frac{T-2(A-Н)}{T-2(A)} = 1,00$	53	$\frac{T-2(A-Н)}{T-2(A)} = 1,00$	375	$\frac{T-2(A-Н)}{T-2(A)} = 1,07$	57	$\frac{T-2(A-Н)}{T-2(A)} = 1,14$
Ц-42(Н)	47751 (0,51 $M_{разр}$ )	49	$\frac{Ц-42(Н)}{Ц-41(A)} = 3,77$	47	$\frac{Ц-42(Н)}{Ц-41(A)} = 3,92$	1500	$\frac{Ц-42(Н)}{Ц-41(A)} = 0,44$	200	$\frac{Ц-42(Н)}{Ц-41(A)} = 0,40$
Ц-41(А)	47751 (0,51 $M_{разр}$ )	13	–	12	–	3400	–	500	–
Ц-41(А-Н)	47751 (0,51 $M_{разр}$ )	20	$\frac{Ц-41(A-Н)}{Ц-41(A)} = 1,54$	19	$\frac{Ц-41(A-Н)}{Ц-41(A)} = 1,58$	5700	$\frac{Ц-41(A-Н)}{Ц-41(A)} = 1,68$	900	$\frac{Ц-41(A-Н)}{Ц-41(A)} = 1,800$

Окончание табл. 2.12

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Ч-40(Н)	38388 (0,41M <sub>перп</sub> )	37	-	35	-	1900	-	300	-
Ч-39(А-Н)	38388 (0,41M <sub>перп</sub> )	076	$\frac{\text{Ч} - 39(\text{А} - \text{Н})}{\text{Ч} - 40(\text{Н})} = 2,05$	72	$\frac{\text{Ч} - 39(\text{А} - \text{Н})}{\text{Ч} - 40(\text{Н})} = 2,06$	9200	$\frac{\text{Ч} - 39(\text{А} - \text{Н})}{\text{Ч} - 40(\text{Н})} = 4,84$	1387	$\frac{\text{Ч} - 39(\text{А} - \text{Н})}{\text{Ч} - 40(\text{Н})} = 4,62$
У-5(Н)	29025 (0,31M <sub>перп</sub> )	42	$\frac{\text{У} - 5(\text{Н})}{\text{У} - 6(\text{А})} = 1,91$	40	$\frac{\text{У} - 5(\text{Н})}{\text{У} - 6(\text{А})} = 1,90$	4850	$\frac{\text{У} - 5(\text{Н})}{\text{У} - 6(\text{А})} = 3,59$	710	$\frac{\text{У} - 5(\text{Н})}{\text{У} - 6(\text{А})} = 3,55$
У-6(А)	29025 (0,31M <sub>перп</sub> )	22	-	21	-	1350	-	200	-
У-6(А-Н)	29025 (0,31M <sub>перп</sub> )	21	$\frac{\text{У} - 6(\text{А} - \text{Н})}{\text{У} - 6(\text{А})} = 0,96$	20	$\frac{\text{У} - 39(\text{А} - \text{Н})}{\text{У} - 40(\text{А})} = 0,95$	1150	$\frac{\text{У} - 39(\text{А} - \text{Н})}{\text{У} - 40(\text{А})} = 0,85$	150	$\frac{\text{У} - 39(\text{А} - \text{Н})}{\text{У} - 40(\text{А})} = 0,75$

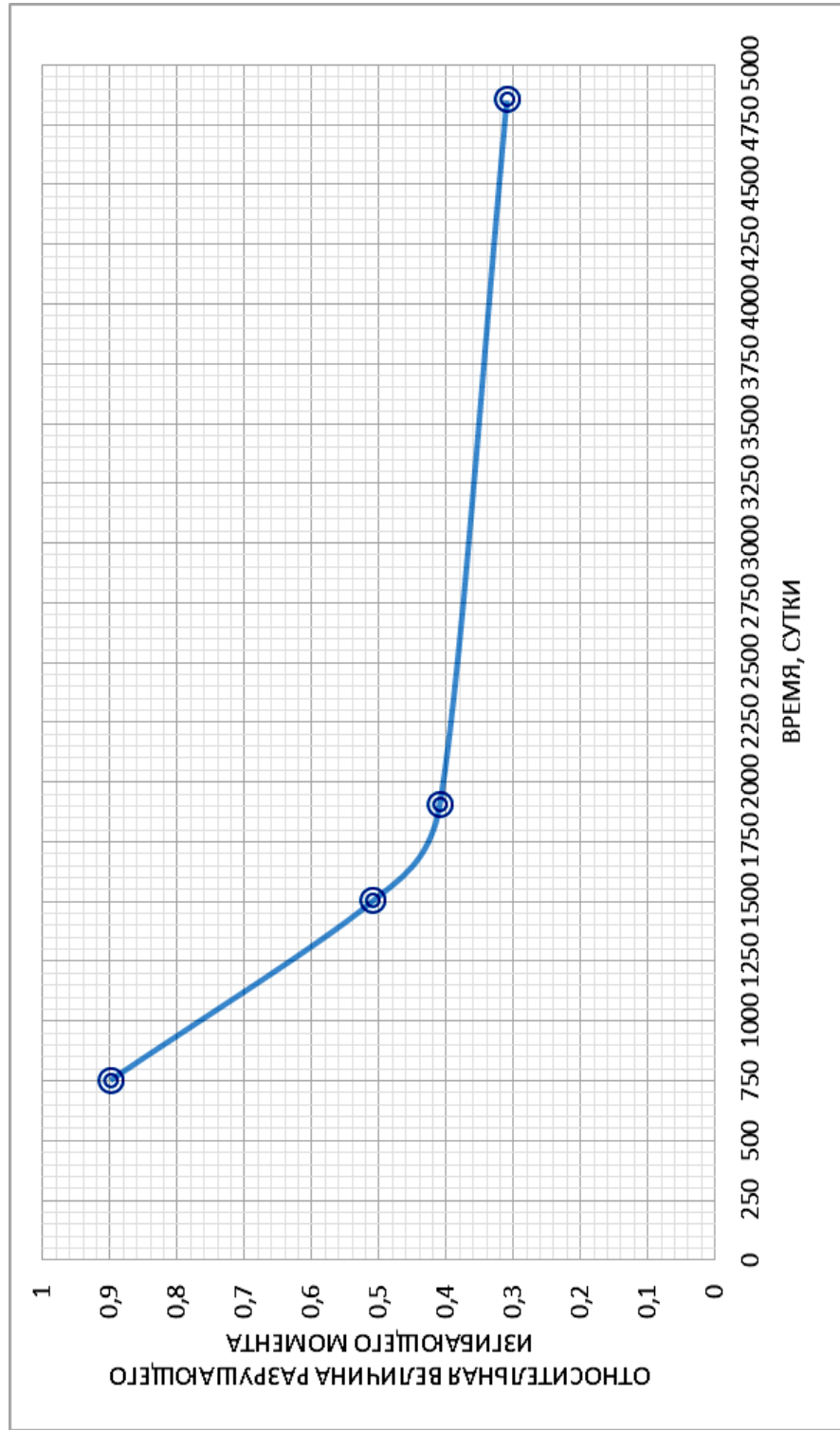


Рис. 2.136. Период полного затухания 100 % прироста кривизны балок при действии длительной постоянной нагрузки в неагрессивной среде.

Таблица 2.13

Сравнение средней величины прироста кривизны и среднего периода затухания прироста кривизны при действии переменной и постоянной изгибающей нагрузок

Условия испытания Н, А	Переменная изгибающая нагрузка $M_{\text{перем}} = 0,77M_{\text{разр}}$ Постоянная изгибающая нагрузка $M_{\text{пост}} = 0,77M_{\text{разр}}$	100 % величина прироста кривизны $\Delta K$		95 % величина прироста кривизны $\Delta K$		100 % средний период затухания прироста кривизны, T		95 % средний период затухания прироста кривизны, T	
		Величина $\Delta K \cdot 10^{-6}$ , 1/м	Отношение $\Delta K_{M_{\text{пер}}} / \Delta K_{M_{\text{пост}}}$	Величина $\Delta K \cdot 10^{-6}$ , 1/м	Отношение $\Delta K_{M_{\text{пер}}} / \Delta K_{M_{\text{пост}}}$	Величина $\Delta K \cdot 10^{-6}$ , 1/м	Отношение $\Delta K_{M_{\text{пер}}} / \Delta K_{M_{\text{пост}}}$	Величина T, сут	Отношение $T_{M_{\text{пер}}} / T_{M_{\text{пост}}}$
Н	$M_{\text{перем}}$	92	1,10	88	1,10	3456	4,61	515	2,58
Н	$M_{\text{пост}}$	84		80		750		200	
А	$M_{\text{перем}}$	39	0,71	37	0,70	1174	3,35	177	3,54
А	$M_{\text{пост}}$	55		53		350		50	
А-Н	$M_{\text{перем}}$	63	1,15	60	1,13	3704	9,88	520	9,12
А-Н	$M_{\text{пост}}$	55		53		375		57	

Результаты сравнения средней величины прироста кривизны и среднего периода затухания прироста кривизны при действии переменной и постоянной изгибающих нагрузок приведены в табл. 2.13. Данные табл. 2.13 показывают, что в неагрессивной среде переменная нагрузка в 1,1 раза увеличивает среднюю величину полного 100 % прироста кривизны и в 4,61 раза, среднее значение 100 % периода полного затухания прироста кривизны по сравнению с действием постоянной изгибающей нагрузки. В агрессивной среде переменная нагрузка уменьшает в 1,41 раза среднюю величину полного 100 % прироста кривизны, в тоже время увеличивает в 3,35 раза среднее значение 100 % периода полного затухания прироста кривизны по сравнению с аналогичными характеристиками при действии постоянной изгибающей нагрузки. При комбинированной однократной смене воздействующей среды с агрессивной на неагрессивную переменная нагрузка способствует увеличению средней 100 % величины полного прироста кривизны в 1,15 раза, а среднего значения полного 100 % периода затухания прироста кривизны в 9,88 раза.

### 2.2.2. Исследование жёсткости

В табл. 2.14 и 2.15 латинского квадрата приведены данные конечной ( $K$ ) и, начальной ( $K_0$ ), кривизны, и соответствующих этим значениям кривизны величины конечной ( $D$ ) и начальной жёсткости ( $D_0$ ), а также отношение начальной к конечной жёсткости, полученные в результате комплексных длительных экспериментальных исследований на образцах, испытывающих воздействие верхнего уровня загрузки переменной ступенчато-повторной нагрузки, соответственно в газовой и жидкой агрессивной условиях.

Анализ результатов в табл. 2.14 и 2.15 показывает, что начальная жёсткость ( $D_0$ ), полученная в первоначальный момент загрузки опытных балок до верхнего уровня загрузки ( $M_{\text{разр}}=72100 \text{ кг}\cdot\text{см}$ ), изменяется от  $D_0 = 3,16 \cdot 10^8 \text{ кг}\cdot\text{см}^2$  до  $D_0 = 6,70 \cdot 10^8 \text{ кг}\cdot\text{см}^2$  при среднеарифметической величине  $D_{0\text{сред}} = 149,52 \cdot 10^8 / 32 = 4,67 \cdot 10^8 \text{ кг}\cdot\text{см}^2$ . Вероятностное распределение величин начальной жёсткости ( $D_0$ ), полученное с 32 балок, имеет нормальный закон распределения с математическим ожиданием  $\bar{D}_0 = 4,51 \cdot 10^8 \text{ кг}\cdot\text{см}^2$  (рис.2.137). Величина жёсткости  $D_0$  при доверительном интервале оценки надёжности  $\gamma=0,95$  составляет  $D_0 = 4,215 \cdot 10^8 \text{ кг}\cdot\text{см}^2$ .

Анализ результатов, полученных в неагрессивной среде (табл.2.14), показывает, что конечная жёсткость  $D$  в зависимости от принятых в эксперименте параметров переменной ступенчато-повторной нагрузки изменяется от  $D = 1,50 \cdot 10^8 \text{ кг}\cdot\text{см}^2$  до  $D = 4,01 \cdot 10^8 \text{ кг}\cdot\text{см}^2$  при среднеарифме-



тическом значении конечной жёсткости  $D_{\text{сред}} = 3,14 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2$ . Отношение начальной жёсткости  $D_0$  к конечной жёсткости  $D$  изменяется от  $n = 1,22$  до  $n = 2,91$  при среднеарифметической величине  $n_{\text{средн}} = D_0/D = 1,58$ .

Т а б л и ц а 2 . 1 4

Шифр балок, испытывающихся при воздействии переменной ступенчато-повторной нагрузки в неагрессивных условиях, конечная ( $K$ ) и начальная ( $K_0$ ) кривизна, конечная ( $D$ ) и начальная ( $D_0$ ) жёсткость при верхнем уровне звгружения ( $M_{\text{верх}} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ), отношение начальной жёсткости к конечной в матрице греческого квадрата

<p>А-7  <math>K = 278,25 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}</math>  <math>K_0 = 228,23 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}</math>  <math>D = 2,59 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2</math>  <math>D_0 = 3,16 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2</math>  <math>n = D_0/D = 1,22</math></p>	<p>Д-9  <math>K = 192,92 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}</math>  <math>K_0 = 142,90 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}</math>  <math>D = 3,74 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2</math>  <math>D_0 = 5,05 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2</math>  <math>n = D_0/D = 1,35</math></p>	<p>К-11  <math>K = 225,36 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}</math>  <math>K_0 = 162,34 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}</math>  <math>D = 3,20 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2</math>  <math>D_0 = 4,44 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2</math>  <math>n = D_0/D = 1,39</math></p>	<p>О-27  <math>K = 249,58 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}</math>  <math>K_0 = 148,56 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}</math>  <math>D = 2,89 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2</math>  <math>D_0 = 4,87 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2</math>  <math>n = D_0/D = 1,69</math></p>
<p>Б-15  <math>K = 236,14 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}</math>  <math>K_0 = 165,64 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}</math>  <math>D = 3,05 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2</math>  <math>D_0 = 4,35 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2</math>  <math>n = D_0/D = 1,43</math></p>	<p>Е-29  <math>K = 299,25 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}</math>  <math>K_0 = 190,61 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}</math>  <math>D = 2,41 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2</math>  <math>D_0 = 3,78 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2</math>  <math>n = D_0/D = 1,57</math></p>	<p>Л-17  <math>K = 243,84 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}</math>  <math>K_0 = 183,75 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}</math>  <math>D = 2,97 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2</math>  <math>D_0 = 3,92 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2</math>  <math>n = D_0/D = 1,32</math></p>	<p>П-31  <math>K = 216,36 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}</math>  <math>K_0 = 137,28 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}</math>  <math>D = 3,33 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2</math>  <math>D_0 = 5,25 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2</math>  <math>n = D_0/D = 1,58</math></p>
<p>В-36  <math>K = 349,12 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}</math>  <math>K_0 = 160,12 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}</math>  <math>D = 2,07 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2</math>  <math>D_0 = 4,50 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2</math>  <math>n = D_0/D = 2,18</math></p>	<p>Ж-33  <math>K = 480,50 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}</math>  <math>K_0 = 165,50 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}</math>  <math>D = 1,50 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2</math>  <math>D_0 = 4,36 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2</math>  <math>n = D_0/D = 2,91</math></p>	<p>М-21  <math>K = 257,61 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}</math>  <math>K_0 = 199,28 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}</math>  <math>D = 2,80 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2</math>  <math>D_0 = 3,62 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2</math>  <math>n = D_0/D = 1,29</math></p>	<p>Р-13  <math>K = 223,72 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}</math>  <math>K_0 = 129,61 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}</math>  <math>D = 3,22 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2</math>  <math>D_0 = 5,56 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2</math>  <math>n = D_0/D = 1,73</math></p>
<p>Г-3  <math>K = 218,27 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}</math>  <math>K_0 = 173,35 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}</math>  <math>D = 3,30 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2</math>  <math>D_0 = 4,16 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2</math>  <math>n = D_0/D = 1,26</math></p>	<p>З-38  <math>K = 179,743 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}</math>  <math>K_0 = 107,63 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}</math>  <math>D = 4,01 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2</math>  <math>D_0 = 6,70 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2</math>  <math>n = D_0/D = 1,67</math></p>	<p>И-23  <math>K = 253,29 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}</math>  <math>K_0 = 177,72 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}</math>  <math>D = 2,85 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2</math>  <math>D_0 = 4,06 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2</math>  <math>n = D_0/D = 1,42</math></p>	<p>С-25  <math>K = 227,59 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}</math>  <math>K_0 = 178,54 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}</math>  <math>D = 3,17 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2</math>  <math>D_0 = 4,04 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2</math>  <math>n = D_0/D = 1,27</math></p>

Таблица 2.15

Шифр балок, испытывающихся при воздействии переменной ступенчато-повторной нагрузки в агрессивных условиях, конечная ( $K$ ) и начальная ( $K_0$ ) кривизна, конечная ( $D$ ) и начальная ( $D_0$ ) жёсткость при верхнем уровне звгружения ( $M_{\text{верх}}=71200$  кг·см), отношение начальной жёсткости к конечной в матрице греческого квадрата

<b>А-8</b> $K = 203,91 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ $K_0 = 170,02 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ $D = 3,54 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2$ $D_0 = 4,24 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2$ $n = D_0/D = 1,20$	<b>Д-10</b> $K = 210,91 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ $K_0 = 155,93 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ $D = 3,42 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2$ $D_0 = 4,62 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2$ $n = D_0/D = 1,35$	<b>К-12</b> $K = 242,16 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ $K_0 = 189,61 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ $D = 2,98 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2$ $D_0 = 3,81 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2$ $n = D_0/D = 1,28$	<b>О-28</b> $K = 214,66 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ $K_0 = 136,71 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ $D = 3,36 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2$ $D_0 = 5,27 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2$ $n = D_0/D = 1,57$
<b>Б-16</b> $K = 169,08 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ $K_0 = 129,07 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ $D = 4,26 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2$ $D_0 = 5,59 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2$ $n = D_0/D = 1,31$	<b>Е-30</b> $K = 196,62 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ $K_0 = 158,57 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ $D = 3,67 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2$ $D_0 = 4,55 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2$ $n = D_0/D = 1,24$	<b>Л-18</b> $K = 195,84 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ $K_0 = 183,82 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ $D = 3,68 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2$ $D_0 = 3,92 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2$ $n = D_0/D = 1,07$	<b>П-32</b> $K = 171,71 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ $K_0 = 135,73 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ $D = 4,20 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2$ $D_0 = 5,31 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2$ $n = D_0/D = 1,26$
<b>В-16</b> $K = 191,94 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ $K_0 = 151,99 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ $D = 3,76 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2$ $D_0 = 4,74 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2$ $n = D_0/D = 1,26$	<b>Ж-34</b> $K = 189,22 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ $K_0 = 135,21 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ $D = 3,81 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2$ $D_0 = 5,33 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2$ $n = D_0/D = 1,40$	<b>М-22</b> $K = 194,30 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ $K_0 = 173,36 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ $D = 3,71 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2$ $D_0 = 4,16 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2$ $n = D_0/D = 1,12$	<b>Р-14</b> $K = 179,14 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ $K_0 = 111,17 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ $D = 4,02 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2$ $D_0 = 6,49 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2$ $n = D_0/D = 1,61$
<b>Г-4</b> $K = 164,83 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ $K_0 = 155,82 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ $D = 4,37 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2$ $D_0 = 4,63 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2$ $n = D_0/D = 1,06$	<b>З-37</b> $K = 177,03 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ $K_0 = 141,11 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ $D = 4,07 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2$ $D_0 = 5,11 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2$ $n = D_0/D = 1,26$	<b>Н-24</b> $K = 204,35 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ $K_0 = 162,37 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ $D = 3,53 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2$ $D_0 = 4,44 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2$ $n = D_0/D = 1,26$	<b>С-26</b> $K = 147,22 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ $K_0 = 131,24 \cdot 10^{-6}, 1/\text{м}$ $D = 4,86 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2$ $D_0 = 5,49 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2$ $n = D_0/D = 1,13$

Анализ данных, полученных в агрессивной среде (табл.2.15) свидетельствует, что конечная жёсткость  $D$  изменяется в зависимости от принятых в эксперименте параметров переменной ступенчато-повторной нагрузки от  $D = 2,98 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2$  до  $D = 4,86 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2$  при среднеарифметическом их значении  $D_{\text{сред}} = 3,83 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2$ . Отношение начальной жёсткости  $D_0$  конечной жёсткости  $D$  изменяется от  $n=1,06$  до  $n=1,61$  при среднеарифметическом значении  $n_{\text{сред}} = D_0/D = 1,27$ .

Сравнительный анализ данных в табл.2.14 и 2.15 показывает, что в агрессивных условиях по сравнению с неагрессивными среднеарифметическое значение  $D_{\text{средн}}$  увеличивается на 23,2 %, а среднеарифметическое значение отношения начальной жёсткости к конечной  $n = D_0/D$  уменьшается на 19,6 %.

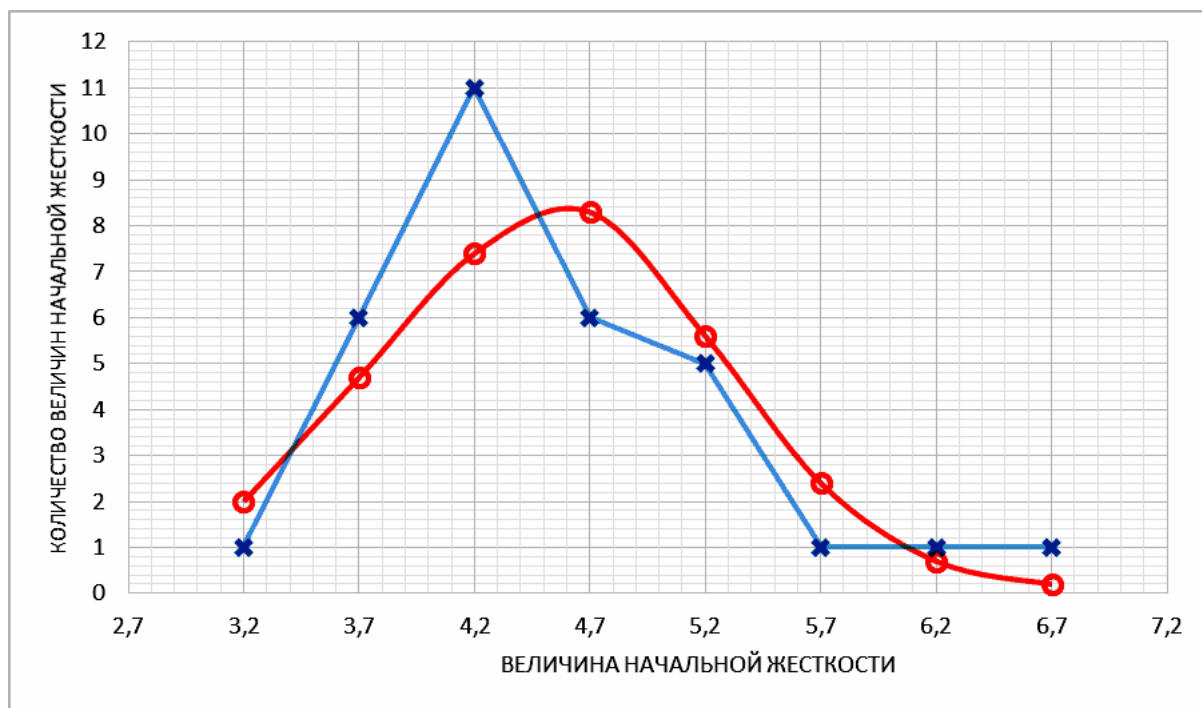


Рис. 2.137. Нормальная теоретическая кривая распределения, построенная по выравнивающим частотам и полигон экспериментальных частот значений начальной жесткости балок ( $D_0$ ) при первом нагружении внешним максимальным изгибающим моментом  $M_{\text{max}} = 0,77M_{\text{разр}}$  ( $M_{\text{max}} = 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ):

окружности – теоретическая кривая распределения;  
засечки – экспериментальные вероятностные частоты

Характеристики вероятностного распределения:  $\bar{D}_0 = 4,51 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ;

$\sigma = 0,758 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2$ ; асимметрия  $A = +0,917$ ; %; эксцесс  $E = +0,766$ ;

$\chi_{\text{кр}}^2 = 11,1 > \chi_{\text{набл}}^2 = 9,553$ , что указывает на нормальный закон вероятностного распределения

На рис. 2.138 и 2.139 представлены функциональные зависимости изменения конечной 100 % величины жёсткости опытных образцов от параметров переменной ступенчато-повторной нагрузки при верхнем уровне загрузки соответственно в неагрессивной  $D^H = f(\eta, \rho, t_{\text{ц}})$  и агрессивной  $D^A = f(\eta, \rho, t_{\text{ц}})$  среде. Исходными данными для построения функциональных зависимостей явились значения жёсткости  $D$  для образцов, испы-

тывающих воздействие переменной нагрузки соответственно в неагрессивной и агрессивной среде (табл. 2.14, 2.15).

Наиболее неблагоприятными значениями параметров переменной нагрузки в принятой шкале экспериментальных нагрузок при эксплуатации железобетонных конструкций в неагрессивных условиях для конечной 100 % величины жёсткости образцов при верхнем уровне нагружения переменной нагрузкой (рис. 2.138) являются:  $\eta = 0,1$ ;  $\rho = 0,8$  и  $t_{ц}=84$  часа. Для этих величин параметров переменной нагрузки жёсткость, согласно полученной экспериментальной функциональной зависимости  $D^H = f(\eta, \rho, t_{ц})$  составляет  $D_{неблаг}^H = 2,394 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2$ .

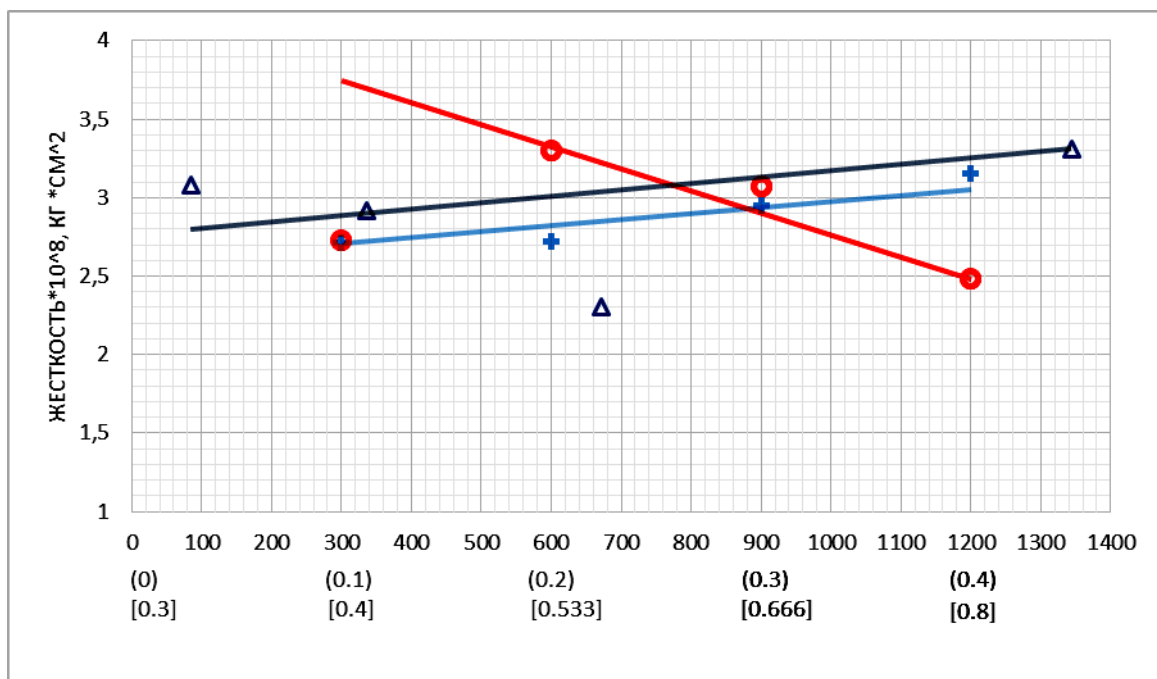


Рис. 2.138. Зависимость изменения конечной 100 % величины жёсткости балок с верхним уровнем загрузки переменной нагрузки для неагрессивных условий испытания от параметров переменной ступенчато-повторной нагрузки: ось абсцисс: цифры без скобок предназначены для параметра  $t_{ц}$  – длительность цикла переменной нагрузки в часах (треугольник); цифры в круглых скобках предназначены для параметра  $\eta = t_{max}/t_{ц}$  (засечка); цифры в квадратных скобках предназначены для параметра  $\rho = M_{min}/M_{max}$  (окружность).

$$D = 0,122 \cdot (2,72 + 0,8\eta)(4,94 - 3,071\rho)(2,79 + 0,00039t_{ц})$$

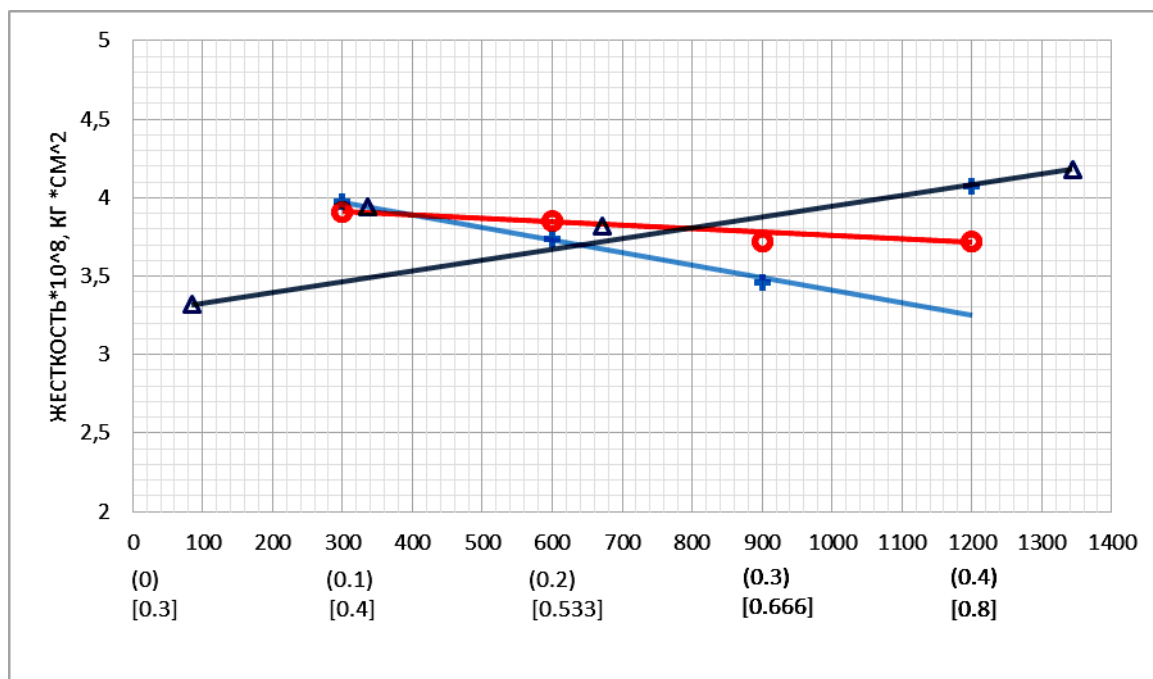


Рис. 2.139. Зависимость изменения конечной 100 % величины жесткости балок с верхним уровнем загрузки переменной нагрузки для агрессивных условий испытания от параметров переменной ступенчато-повторной нагрузки: ось абсцисс: цифры без скобок предназначены для параметра  $t_{ц}$  – длительность цикла переменной нагрузки в часах (треугольник); цифры в круглых скобках предназначены для параметра  $\eta = t_{max}/t_{ц}$  (засечка); цифры в квадратных скобках предназначены для параметра  $\rho = M_{min}/M_{max}$  (окружность).

$$D = 0,069 \cdot (4,2 - 2,3\eta)(4,1 - 0,475\rho)(3,25 + 0,00085t_{ц})$$

Наиболее благоприятными значениями параметров переменной нагрузки в полученной зависимости  $D^H = f(\eta, \rho, t_{ц})$  по отношению к деформационным свойствам эксплуатирующихся железобетонных конструкций являются параметры переменной нагрузки:  $\eta = 0,1$ ;  $\rho = 0,8$  и  $t_{ц} = 1344$  часа. Для этих величин параметров переменной нагрузки значения жесткости, согласно функциональной зависимости  $D^H = f(\eta, \rho, t_{ц})$ , составляет  $D_{благ}^H = 4,563 \cdot 10^8$  кг · см<sup>2</sup>.

Следовательно, в выбранной шкале экспериментальных параметров переменной нагрузки при верхнем уровне загрузки в условиях воздействия неагрессивной среды максимальное изменение жесткости  $D^H$  при воздействии переменной нагрузки с благоприятными и неблагоприятными параметрами может составлять до  $\Delta D^H = 47,5$  %. Среднеарифметическая величина конечной жесткости  $D_{cp}^H$ , полученная на 16 экспериментальных балках, испытанных при переменной нагрузке с верхним уровнем загрузки а неагрессивной среде, составляет  $D_{cp}^H = 2,944 \cdot 10^8$  кг · см<sup>2</sup>.

Согласно рис. 2.139, представляющего функциональную зависимость изменения конечной 100 % величины жёсткости образцов при верхнем уровне нагружения переменной нагрузкой для агрессивных условий испытания, наиболее неблагоприятными значениями параметров переменной нагрузки в принятой шкале экспериментальных нагрузок по отношению к эксплуатационным свойствам железобетонных конструкций являются:  $\eta = 0,4$ ;  $\rho = 0,8$  и  $t_{ц} = 84$  часа. Для этих величин параметров переменной нагрузки жёсткость балок согласно полученной экспериментальной функциональной зависимости  $D^A = f(\eta, \rho, t_{ц})$  составляет  $D_{неблаг}^A = 2,276 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2$ .

Наиболее благоприятными значениями параметров переменной нагрузки в полученной зависимости  $D^A = f(\eta, \rho, t_{ц})$  для работы железобетонных конструкций при их эксплуатации являются параметры переменной нагрузки:  $\eta = 0,1$ ;  $\rho = 0,4$  и  $t_{ц} = 1344$  часа. Для этих параметров переменной нагрузки значение жёсткости согласно функциональной зависимости  $D^A = f(\eta, \rho, t_{ц})$  составляет  $D_{благ}^A = 4,705 \text{ кг} \cdot \text{см}^2$ .

Следовательно, в принятой шкале экспериментальных параметров переменной нагрузки при верхнем уровне загрузки в условиях воздействия агрессивной среды максимальное изменение жёсткости  $D^A$  при воздействии благоприятных и неблагоприятных параметров переменной нагрузки может составлять  $\Delta D^A = 40,6\%$ .

Воздействие неблагоприятных параметров переменной нагрузки с верхним уровнем загрузки на железобетонные образцы в неагрессивной газовой среде по сравнению с жидкой агрессивной средой приводит к увеличению снижения их 100 % конечной жёсткости  $D$  на 14,4 %, а воздействие благоприятных параметров переменной нагрузки на железобетонные конструкции в аналогичных условиях испытания – на 3,02 %.

Среднеарифметическая величина жёсткости  $D_{ср}^A$ , полученная на 16 экспериментальных балках, испытанных при переменной нагрузке с верхним уровнем нагружения в агрессивной среде составляет  $D_{ср}^A = 3,828 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2$ .

При нижнем уровне загрузки опытных образцов функциональные зависимости отношения начальной жёсткости  $D_0$  к конечной во времени жёсткости  $D(n = D_0/D)$  в зависимости от параметров переменной нагрузки при испытании железобетонных образцов соответственно в неагрессивной  $n^H = D_0^H/D^H$  и агрессивной  $n^A = D_0^A/D^A$  средах показаны на рис. 2.140 и 2.141. Исходными данными для построения функциональных зависимостей явились значения  $n = D_0/D$  для образцов, отмеченных в матрицах латинского квадрата и представленных в табл. 2.14 и 2.15.

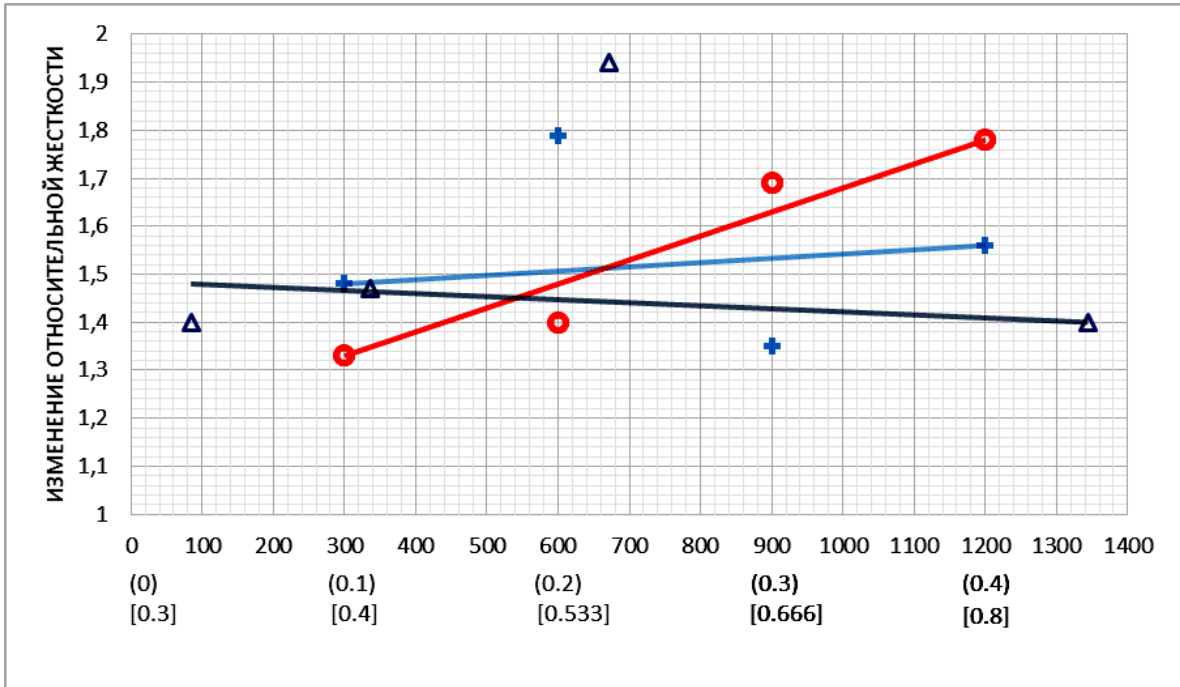


Рис. 2.140. Изменение конечной 100 % величины жесткости образцов  $n = \frac{D_0}{D}$

при нижнем уровне нагружения переменной нагрузки в зависимости от параметров переменной ступенчато-повторной нагрузки в неагрессивной среде испытания:

ось абсцисс: цифры без скобок предназначены для параметра  $t_{ц}$  – длительность цикла переменной нагрузки в часах (треугольник); цифры в круглых скобках предназначены для параметра  $\eta = t_{\max}/t_{ц}$  (засечка); цифры в квадратных скобках предназначены для параметра  $\rho = M_{\min}/M_{\max}$  (окружность).

Для прямой с окружностями –  $n = f(\rho)$ ; для прямой с засечками –  $n = f(\eta)$ ; для прямой с треугольниками –  $n = f(t_{ц})$ .

$$\frac{D_0}{D} = 0,424(1,45 + 0,263\eta)(0,885 + 1,115\rho)(1,149 - 0,0000704t_{ц}).$$

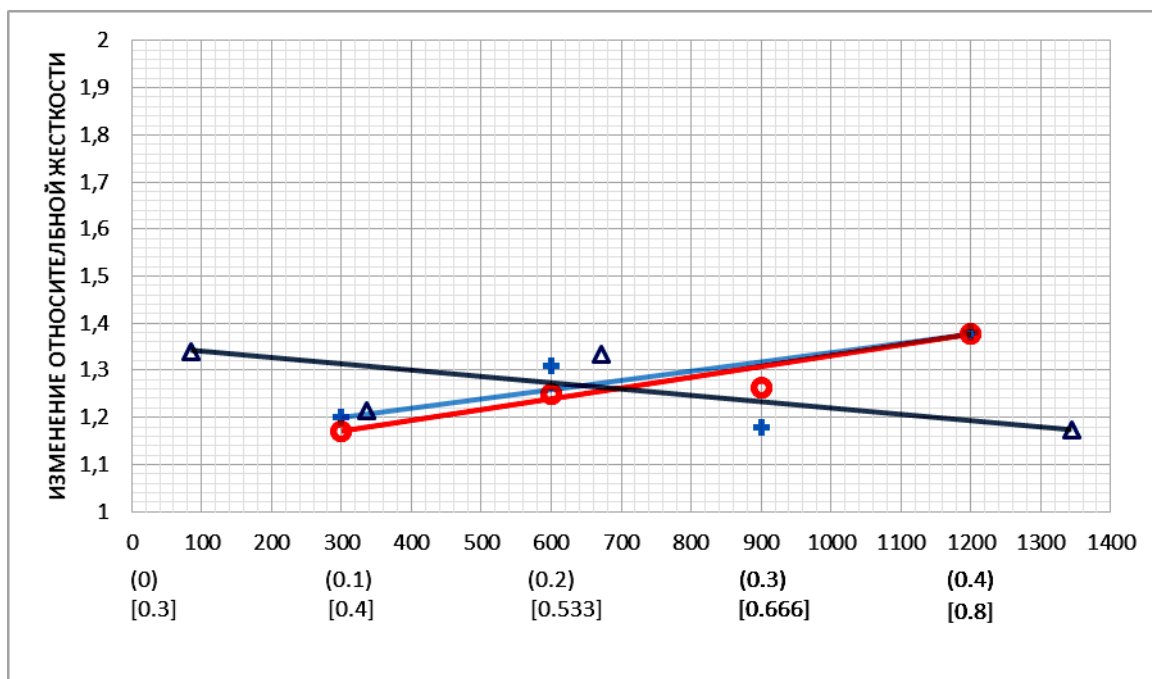


Рис. 2.141. Изменение конечной 100 % величины жесткости образцов  $n = \frac{D_0}{D}$

при нижнем уровне загрузки переменной нагрузки  
в зависимости от параметров переменной ступенчато-повторной нагрузки  
в агрессивной среде испытания:

ось абсцисс: цифры без скобок предназначены для параметра  $t_{ц}$  – длительность цикла переменной нагрузки в часах (треугольник); цифры в круглых скобках предназначены для параметра  $\eta = t_{max}/t_{ц}$  (засечка); цифры в квадратных скобках предназначены для параметра  $\rho = M_{min}/M_{max}$  (окружность).

Для прямой с окружностями –  $n = f(\rho)$ ; для прямой с засечками –  $n = f(\eta)$ ;

для прямой с треугольниками –  $n = f(t_{ц})$ .

$$\frac{D_0}{D} = 0,625(1,45 + 0,58\eta)(0,962 + 0,523\rho)(1,35 - 0,000134t_{ц}).$$

При нижнем уровне загрузке балок в неагрессивных условиях испытания наиболее неблагоприятными значениями параметров переменной ступенчато-повторной нагрузки в принятой шкале экспериментальных нагрузок по отношению к изменению начальной жесткости  $D_0^H$  в реальной работе железобетонных конструкций являются:  $\eta = 0,4$ ;  $\rho = 0,8$  и  $t_{ц} = 84$  часа (рис.2.140). Для этих параметров снижение жесткости опытных образцов, согласно полученной экспериментальной зависимости  $D_0^H/D^H = f(\eta, \rho, t_{ц})$  (рис. 2.140) составляет  $D_0^H/D^H = 1,74$ .

Для эксплуатации железобетонных конструкций наиболее благоприятными значениями параметров переменной нагрузки при нижнем уровне



загружения переменной нагрузки опытных балок, согласно полученной зависимости  $D_0^H/D^H = f(\eta, \rho, t_{ц})$ , являются параметры переменной нагрузки  $\eta = 0,1$ ;  $\rho = 0,4$  и  $t_{ц} = 1344$  часа. Для этих параметров снижение жёсткости опытных образцов в полученной зависимости  $D_0^H/D^H = f(\eta, \rho, t_{ц})$  составляет  $D_0^H/D^H = 1,16$ .

Следовательно, в принятой шкале экспериментальных параметров переменной нагрузки при воздействии неагрессивной среды максимальное изменение показателя  $n = D_0/D^H$  с учётом воздействия неблагоприятных и благоприятных параметров переменной нагрузки может составлять  $\Delta n^H = 33,3\%$ .

Среднеарифметическая величина  $n_{ср} = D_0^H/D^H$ , полученная на 16 экспериментальных балках, испытанных при переменной нагрузке в неагрессивной среде, составляет  $n_{ср}^H = 1,58$ .

При нижнем уровне загрузки балок в агрессивных условиях испытания, согласно полученной функциональной зависимости изменения начальной жёсткости  $D_0$  (рис. 2.141) к конечной жёсткости образцов  $D^A$ , наиболее неблагоприятными значениями параметров переменной нагрузки в области выбранных величин экспериментальных нагрузок для эксплуатации железобетонных элементов являются:  $\eta = 0,4$ ;  $\rho = 0,8$  и  $t_{ц} = 84$  часа. Для этих величин параметров переменной нагрузки снижение жёсткости опытных образцов, согласно полученной экспериментальной зависимости  $D_0^A/D^A = f(\eta, \rho, t_{ц})$  составляет  $D_0^A/D^A = 1,590$ .

Наиболее благоприятными значениями параметров переменной нагрузки для эксплуатации железобетонных конструкций в полученной зависимости  $D_0^A/D^A = f(\eta, \rho, t_{ц})$  (рис. 2.141) являются параметры переменной нагрузки  $\eta = 0,1$ ;  $\rho = 0,4$  и  $t_{ц} = 1344$  часа. Для этих параметров переменной нагрузки снижение жёсткости балок опытных железобетонных балок составляет  $D_0^A/D^A = 1,030$ .

Следовательно, в выбранной шкале экспериментальных переменных нагрузок при воздействии агрессивной среды максимальное изменение показателя  $n = D_0^A/D^A$ , с учётом воздействия неблагоприятных и благоприятных значений параметров переменной нагрузки, для эксплуатации железобетонных конструкций, составляет  $\Delta n^A = 35,2\%$ .

Среднеарифметическая величина  $n_{ср} = D_0^A/D^A$ , полученная на 16 экспериментальных балках, испытанных при переменной нагрузке в агрессивной среде, составляет  $\Delta n_{ср}^A = 1,27\%$ .

Функциональные зависимости отношения начальной жёсткости ( $D_0$ ) к конечной во времени жёсткости ( $D$ )  $n = D_0/D$  при загрузении опытных образцов минимальными значениями переменной нагрузки в первом цикле нагрузки ( $M_{\min}=0,31M_{\text{разр}}$ ;  $M_{\min}=0,41M_{\text{разр}}$ ;  $M_{\min}=0,51M_{\text{разр}}$ ;  $M_{\min}=0,62M_{\text{разр}}$ ) в неагрессивной и агрессивной среде в зависимости от параметров переменной ступенчато-повторной нагрузки при испытании железобетонных образцов соответственно приведены на рис. 2.142 и 2.143.

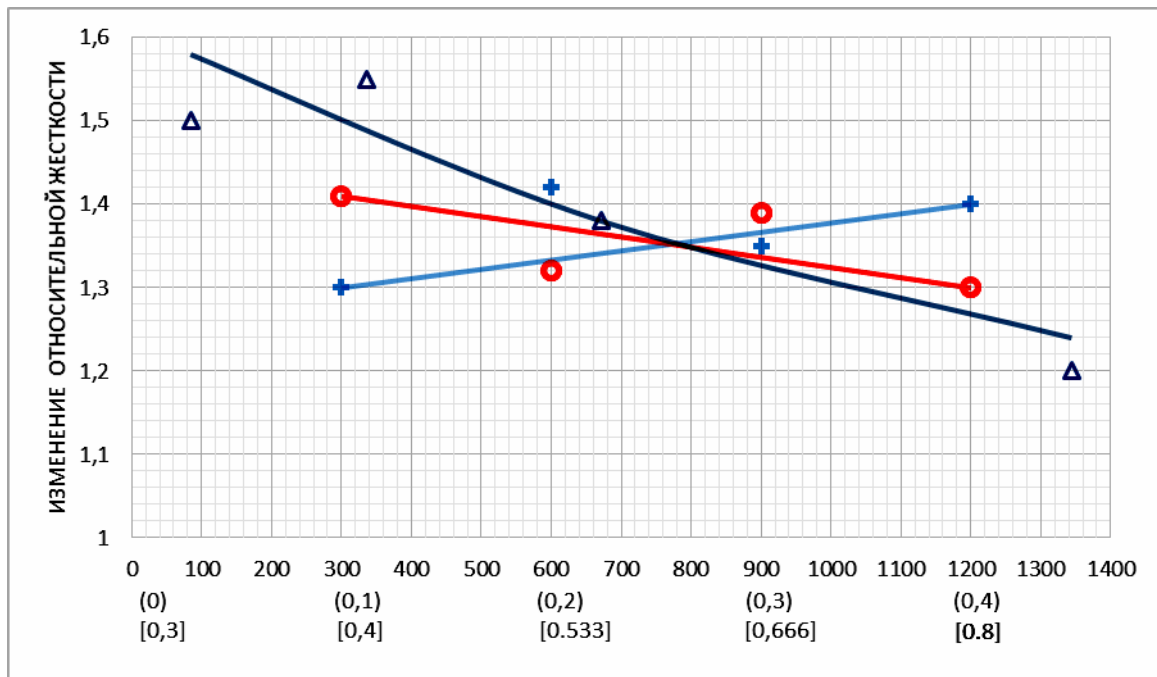


Рис. 2.142. Изменение величины жёсткости образцов  $n = \frac{D_0}{D}$  при нижнем уровне загрузки в зависимости от параметров переменной ступенчато-повторной нагрузки в неагрессивной газовой среде испытания: ось абсцисс: цифры без скобок предназначены для параметра  $t_{\text{ц}}$  — длительность цикла переменной нагрузки в часах (треугольник); цифры в круглых скобках предназначены для параметра  $\eta = t_{\text{max}}/t_{\text{ц}}$  (засечка); цифры в квадратных скобках предназначены для параметра  $\rho = M_{\text{min}}/M_{\text{max}}$  (окружность).

Для прямой с окружностями —  $n = f(\rho)$ ;

для прямой с треугольниками —  $n = f(\eta)$ ; для кривой с квадратами —  $n = f(t_{\text{ц}})$ .

$$\frac{D_0}{D} = 0,527(1,3 + 0,3\eta)(1,5 - 0,2\rho)(1,1 + 0,5e^{-0,020t_{\text{ц}}})$$

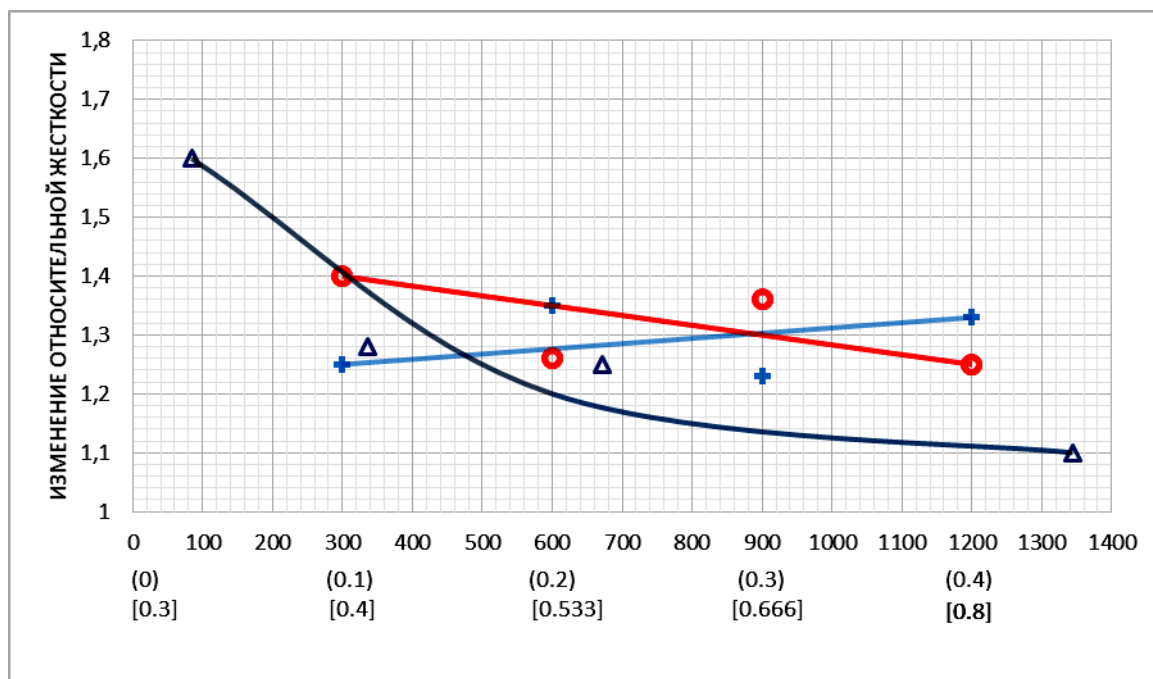


Рис. 2.143. Изменение величины жесткости образцов  $n = \frac{D_0}{D}$

при нижнем уровне загрузки в зависимости от параметров переменной ступенчато-повторной нагрузки в агрессивной среде испытания: ось абсцисс: цифры без скобок предназначены для параметра  $t_{ц}$  – длительность цикла переменной нагрузки в часах (треугольник); цифры в круглых скобках предназначены для параметра  $\eta = t_{max}/t_{ц}$  (засечка); цифры в квадратных скобках предназначены для параметра  $\rho = M_{min}/M_{max}$  (окружность). Для прямой с окружностями  $n = f(\rho)$ ; для прямой с треугольниками –  $n = f(\eta)$ ; для кривой с квадратами –  $n = f(t_{ц})$ .

$$\frac{D_0}{D} = 0,573(1,3 + 0,2\eta)(1,5 - 0,4\rho)(1,1 + 0,6e^{-0,06t_{ц}})$$

Наиболее неблагоприятными значениями параметров экспериментальной переменной нагрузки по данным рис.2.142 для изменения величины жесткости образцов при нижнем уровне загрузки в неагрессивных условиях для эксплуатации железобетонных элементов являются параметры:  $\eta = 0,4$ ;  $\rho = 0,8$  и  $t_{ц} = 84$  часа. Для этих параметров переменной нагрузки снижение жесткости опытных образцов, согласно полученной функциональной зависимости от параметров переменной нагрузки  $D_0^H/D^H = f(\eta, \rho, t_{ц})$ , составляет  $n_{неблаг} = D_0^H/D^H = 1,36$ .

Наиболее благоприятными значениями параметров переменной нагрузки в полученной функциональной зависимости  $n_{сп} = D_0^H/D^H$  (рис. 2.142)

являются параметры переменной нагрузки  $\eta = 0,1$ ;  $\rho = 0,4$  и  $t_{ц} = 1344$  часа. Для этих параметров переменной нагрузки снижение жёсткости опытных железобетонных балок при действии минимальной нагрузки, согласно полученной функциональной зависимости  $D_0^H/D^H = f(\eta, \rho, t_{ц})$  составляет  $n = D_0^H/D^H = 1,03$ .

Следовательно, в принятой шкале экспериментальных переменных ступенчато-повторных нагрузок при испытании в неагрессивной среде максимальное изменение показателя  $n_{ср} = D_0^H/D^H$  в зависимости от принимаемых параметров переменной нагрузки может составлять  $\Delta n^H = 2,3\%$ .

При нижнем уровне загрузки опытных образцов в агрессивной среде наиболее неблагоприятными значениями параметров переменной нагрузки в принятой шкале экспериментальных нагрузок для изменения величины конечной во времени жёсткости образцов согласно рис. 2.143 являются величины  $\eta = 0,4$ ;  $\rho = 0,8$  и  $t_{ц} = 84$  часа. Для этих значений параметров переменной нагрузки снижение жёсткости опытных образцов, согласно полученной функциональной зависимости от параметров переменной нагрузки  $D_0^A/D^A = f(\eta, \rho, t_{ц})$  составляет  $n_{неблаг} = D_0^A/D^A = 1,170$ . Наиболее благоприятными для работы железобетонных конструкций являются параметры переменной нагрузки  $\eta = 0,1$ ;  $\rho = 0,4$  и  $t_{ц} = 1344$  часа (рис. 2.143). Для этих параметров  $n_{благ} = D_0^A/D^A = 0,982$ . В выбранной области экспериментальных параметров переменной нагрузки при эксплуатации железобетонных конструкций в агрессивной среде максимальное изменение показателя  $n = D_0^A/D^A$  в зависимости от принимаемых параметров переменной нагрузки может составить  $\Delta n^A = 16,1\%$ .

При минимальной составляющей переменной нагрузки воздействие её неблагоприятных параметров в неагрессивной газовой среде по сравнению с жидкой агрессивной средой приводит к увеличению снижения жёсткости опытных образцов на 13,97 %, а воздействие благоприятных параметров переменной нагрузки на 4,7 %.

В табл. 2.16 показаны начальные и конечные значения кривизны и жёсткости балок, испытывающихся в условиях приложения к ним длительной постоянной нагрузки с разным уровнем загрузки в неагрессивной и агрессивной средах.

При действии длительной постоянной нагрузки  $M=0,9M_{разр}$  ( $M=84272$  кг·см) воздействие жидкой агрессивной среды увеличивает жёсткость на  $\Delta D_{ср} = 19,1\%$ .

При уменьшении уровня загрузки постоянной нагрузкой с  $M=0,9M_{разр}$  до  $M=0,31M_{разр}$  наблюдается снижение жёсткости для неагрессивных условий испытания на  $\Delta n = 19,9\%$ , а для агрессивных условий на  $\Delta n = 17,9\%$ .

Воздействие длительной постоянной нагрузки  $M=0,9M_{\text{разр}}$  в неагрессивной среде (табл.2.16) по сравнению с воздействием переменной нагрузки (табл.2.14) уменьшает среднеарифметическое снижение начальной жёсткости к конечной  $n = D_0/D$  на:  $\Delta n^H = 13,3\%$ . В тоже время в агрессивной среде этого снижения не отмечается, с учётом полученных значений  $n_{\text{средперем}}^A = 1,27$  и  $n_{\text{пост}}^A = 1,28$ .

Воздействие длительной постоянной изгибающей нагрузки в неагрессивной среде по сравнению с действием равной по величине нижним уровнем загрузки переменной нагрузки, даже в случае загрузки неблагоприятными значениями её параметров, приводит к снижению жёсткости на  $\Delta n^H = 12,8\%$ . В тоже время, воздействие длительной постоянной изгибающей нагрузки в агрессивной среде по сравнению с равной по величине нижним уровнем загрузки переменной нагрузки, также в случае загрузки неблагоприятными значениями её параметров, не приводит к уменьшению жесткости образцов.

Т а б л и ц а 2 . 1 6

Геометрические и механические характеристики балок, испытывающихся при воздействии длительной постоянной нагрузки с соответствующим уровнем загрузки в неагрессивных и агрессивных условиях испытания

Шифр балок	Опытная нагрузка		Условия испытания Неагрессивная (Н), агрессивная (А)	Начальные геометрические и механические характеристики		Конечные геометрические и механические характеристики		$n = D_0/D$
	$\frac{M_{\text{опытн}}}{M_{\text{разр}}}$	Величина $M_{\text{опыт}}$		Кривизна $K_0 \cdot 10^{-6}$ , 1/м	Жёсткость $D_0 \cdot 10^8$ , кг·см <sup>2</sup>	Кривизна $K_0 \cdot 10^{-6}$ , 1/м	Жёсткость $D_0 \cdot 10^8$ , кг·см <sup>2</sup>	
Т-1	0,9	84272	Н	226,58	3,72	310,58	2,71	1,37
Т-2	0,9	84282	А	196,56	4,29	251,41	3,35	1,28
Ц-42	0,51	47751	Н	86,13	5,54	135,40	3,53	1,57
Ц-41	0,51	47751	А	856,42	5,59	98,71	4,84	1,15
Ч-40	0,41	38388	Н	79,14	4,85	115,92	3,31	1,47
У-5	0,31	29025	Н	60,41	4,80	102,84	2,82	1,70
У-6	0,31	29025	А	39,50	7,35	61,79	4,70	1,56

Для сопоставления расчётных и экспериментальных данных был произведён расчёт жёсткости железобетонных образцов с трещинами в растянутой зоне согласно требований СП 52-101-2003 [181]. Для непродолжительного действия нагрузки расчётная величина жёсткости составила  $D_{\text{нд}}^p = 3,55 \cdot 10^8$  кг·см<sup>2</sup>, а для продолжительного действия нагрузки при

относительной влажности воздуха окружающей среды  $\varphi=40\div 75\%$ ; и  $\varphi > 75\%$  соответственно  $D_{\text{пд}}^{\text{р}} = 3,035 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2$  и  $D_{\text{пд}}^{\text{р}} = 4,015 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2$ .

Расхождение между расчётными значениями жёсткости балок для верхнего уровня загрузки балок при непродолжительном действии нагрузки  $D_{\text{пд}} = 3,55 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2$  и экспериментальными данными жёсткости, полученными с 32-х балок при первоначальном нагружении до верхнего уровня опытной переменной нагрузки  $M=0,77$  ( $M= 72100 \text{ кг} \cdot \text{см}$ ) с точностью оценки  $\gamma=0,95$   $D_{\text{эк}} = 3,55 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2$  (рис. 2.137) составляет  $\Delta D\% = 16,5\%$ .

Расхождение между расчётными значениями жёсткости балок для продолжительного действия нагрузки при относительной влажности воздуха окружающей среды  $\varphi=40\div 75\%$ ;  $D_{\text{пд}}^{\text{р}} = 3,035 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2$  и среднеарифметическим значением конечной жёсткости, полученной с 16 опытных образцов в неагрессивной среде при действии переменной нагрузки  $D_{\text{средн}} = 2,94 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2$  составляет  $\Delta D\% = 3,1\%$ .

Расхождение между расчётными значениями жёсткости балок для продолжительного действия нагрузки при относительной влажности воздуха окружающей среды  $\varphi > 75\%$   $D_{\text{пд}}^{\text{р}} = 4,015 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2$  и среднеарифметическим значением конечной жёсткости, полученной с 16 опытных образцов в агрессивной среде при действии переменной нагрузки  $D_{\text{средн}} = 3,83 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2$  составляет  $\Delta D\% = 4,6\%$ .

При этом, наблюдается удовлетворительная сходимость расчётных данных жёсткости железобетонных элементов, полученных при действии длительной нагрузки в газовой среде с различной величиной относительной влажности и конечными среднеарифметическими значениями жёсткости балок, испытанных при воздействии переменной ступенчато-повторной нагрузки в неагрессивной и агрессивной среде.

Расхождение между расчётными значениями жёсткости балок для продолжительного действия нагрузки  $M = 0,9 M_{\text{разр}}$  при относительной влажности воздуха  $\gamma = 40\div 75\%$   $D_{\text{пд}}^{\text{р}} = 3,035 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2$  и величиной жёсткости балки, испытанной при воздействии длительной постоянной нагрузки с  $M = 0,9 M_{\text{разр}}$  в неагрессивной среде  $D_{\text{эксп}} = 2,71 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2$  имеет значение  $\Delta D\% = 10,7\%$ .

Расхождение между расчётными значениями жёсткости балок для продолжительного действия нагрузки при относительной влажности воздуха  $\varphi > 75\%$   $D_{\text{пд}}^{\text{р}} = 4,015 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2$  и величиной жёсткости балки, испытанной при воздействии длительной постоянной нагрузки с  $M = 0,9 M_{\text{разр}}$  в агрессивной среде  $D_{\text{эксп}} = 3,35 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}^2$  составляет  $\Delta D\% = 16,6\%$ .

Следовательно, расчётные значения жёсткости балок по степени точности в большей степени удовлетворяют экспериментальные значения, полученные при действии переменной нагрузки, по сравнению с действием экспериментальной постоянной нагрузки.

### 2.3. Исследование ширины раскрытия силовых поперечных трещин

Данные экспериментальных исследований показывают, что повторные загрузки образцов почти не приводят к изменению их несущей способности. Однако, после 10 циклов кратковременного действия нагрузки, равной  $(0,5) P_{\text{разр}} - (0) P_{\text{разр}}$  на железобетонные образцы без предварительного напряжения (общая продолжительность испытания 2 сут) ширина трещин увеличивается в среднем на 30 % по сравнению с первым нагружением (для трещин 0,1-0,25 мм) [44]. После нескольких повторений циклов нагрузки, уровень которых не превышает  $0,5 P_{\text{разр}}$ , упругие деформации в момент нагрузки и разгрузки, а также число трещин в растянутой зоне увеличивается, по сравнению с длительным постоянным нагружением [17, 18].

В условиях приложения многократных повторных переменных нагрузок к изгибаемым и внецентренно сжатым элементам в неагрессивной среде ширина раскрытия поперечных трещин при переменном воздействии нагрузки увеличивается до 2,5 раза, тогда как при постоянном действии нагрузки до 1,5 раза [16, 23, 56, 124].

В центрально растянутых железобетонных элементах, армированных стержнями периодического профиля, действие переменной нагрузки почти не влияет на ширину раскрытия остаточных трещин, измеряемую на поверхности бетона, по сравнению с раскрытием трещин у поверхности арматуры. Причиной является уменьшение сцепления между арматурным стержнем и бетоном, вследствие «перемалывания» бетона на торцах бетонного блока при повторном приложении нагрузки [135].

Результаты испытания железобетонных П-образных рам с размерами 1500×1280 мм, армированных 4Ø14 А-II, подвергнутых длительным периодическим ступенчато-повторным нагружениям с длительностью цикла

нагружения  $T_{\text{ц}}=28$  суток с уровнями нагружения  $\rho_1 = \frac{0,27P_{\text{разр}}}{0,18P_{\text{разр}}}$ ;

$\rho_2 = \frac{0,27P_{\text{разр}}}{0P_{\text{разр}}}$  в течение 293 сут, показывают, что возникающие при первом

загружении трещины с шириной  $a_{\text{срс}} = 0,05 \div 0,08$  мм увеличиваются в конце

испытания в 2,5 раза и составляют  $a_{crc} = 0,13 \div 0,19$  мм, по сравнению с увеличением  $a_{crc}$  в 1,6 раза при постоянной нагрузке [120].

В неагрессивной среде при действии длительных ступенчато-повторных нагрузок ширина раскрытия трещин в железобетонных конструкциях зависит от параметров приложенной переменной нагрузки [16, 74, 75, 120]. В обычных железобетонных элементах при повторных загрузках ширина раскрытия трещин  $a_{crc} = 0,05 \div 0,15$  мм увеличивается в среднем до 3-х раз в зависимости от параметров переменной нагрузки, по отношению к первоначальной, а при постоянном нагружении  $a_{crc}$  растёт в среднем на 40-50 %.

Результаты испытания опытных железобетонных балок с размерами 200×25×15 см из бетона М 400 с арматурой 2 Ø12 А-V1 в течение пяти месяцев в неагрессивных условиях при действии временных нагрузок с режимом нагружения максимальной и минимальной нагрузкой (1 сут – 30 сут) показывают, что значение коэффициента относительного увеличения ширины раскрытия трещин  $C_d$  функционально зависит от уровня нагружения длительной составляющей переменной нагрузки. Максимально раскрытые трещины более медленно увеличиваются по сравнению с трещинами меньшей величины раскрытия, независимо от режима нагружения [76].

В проведённых комплексных экспериментальных исследованиях, рассматриваемых в данной монографии, измерение ширины раскрытия поперечных трещин в защитном слое бетона балок производилось с помощью реперных точек [92]. После появления поперечных трещин с ограниченной шириной раскрытия  $a_{crc} 0,03-0,05$  мм на боковую поверхность бетона балок на уровне арматуры наклеивались реперы по их обеим сторонам русла трещин. Поверхность бетона в месте установки реперов грунтовалась составом из 10 весовых частей эпоксидной смолы плюс 1 весовая часть ПЭПА (полиэтиленполиамин). Внешние поверхности реперов защищались от агрессивной жидкой среды с помощью двух слоёв перхлорвинилового лака. Ширина раскрытия поперечных трещин измерялась по реперным рискам с помощью микроскопа МБС-2 при 56-кратном увеличении с точностью измерения  $a_{crc} = 7$  мкм.

Изменение во времени экспериментальных значений ширины раскрытия поперечных трещин хорошо аппроксимируется функциональной зависимостью  $a_{crc} = A - Be^{-kt}$ , где  $A$ ,  $B$  и  $K$  – коэффициенты, получаемые с помощью ПК из минимизации суммы квадратичных отклонений расчётных и экспериментальных данных. Значение  $(A-B)$  представляет ширину раскрытия трещины в начальный момент времени испытания, которое с течением времени приближается к асимптоте  $a_{crc} = A$ . Оценка кинетики изменения ширины раскрытия поперечных трещин при воздействии длительной переменной и постоянной нагрузки производилась с помощью коэффициента  $C_d = A/A - B$ .



Исследование окончательной ширины раскрытия поперечных трещин во времени в комплексном сбалансированном многофакторном эксперименте, в зависимости от параметров ступенчато-повторной нагрузки  $\eta, \rho, t_{ц}$ , происходило в результате математического анализа латинского квадрата, где три независимых параметра переменной нагрузки  $\eta, \rho, t_{ц}$  принимаются на четырёх уровнях [206].

Учитывая неравномерность развития поперечных трещин во времени в зависимости от их абсолютных значений [76, 83, 112, 152, 195] после начального нагружения опытных образцов до верхнего уровня внешней изгибающей нагрузки  $M=0,77M_{разр}$  была произведена статистическая обработка полученных результатов ширины раскрытия поперечных трещин. Определялось вероятностное распределение  $a_{crc}$  как по абсолютным значениям, так и по соотношению между средними и максимальными значениями  $a_{crc}$  на уровне растянутой арматуры. Статистической обработке подлежали максимальные значения  $a_{crc}$ , измеренные как с одной стороны (рис.2.144, 2.145), так и с двух сторон образцов (рис. 2.146 и 2.147 в зоне чистого изгиба [43]).

На рис.2.144 приведены результаты статистической обработки максимально раскрытых поперечных трещин, измеренных на одной боковой поверхности бетона 34 образцов. Вероятность образования соответствующих значений ширины раскрытия поперечных трещин имеет нормальный закон распределения, так как по уровню значимости  $\alpha = 0,05$  и числу степеней свободы выборки экспериментальных значений  $k = 5$  критерий согласия « $\chi$ -квадрат» Пирсона, принятый с учётом критических точек распределения, равен  $\chi_{кр}^2 = 16,9$ , что меньше  $\chi_{набл}^2 = 1,70$ . При вероятности  $\rho = 0,95$  с верхней границей  $\bar{a}_{crc} + 1,65\sigma$ , где  $\sigma$  – среднеквадратическое отклонение, ширина раскрытия максимальных трещин составляет  $a_{crc} = 0,256$  мм.

При оценке долговечности железобетонных конструкций необходимо учитывать превышение фактических значений  $a_{crc}^{max}$ , полученных с учётом вероятностного обеспечения  $\rho = 0,95$ , так как появление даже одной поперечной трещины с недопустимо максимальной величиной раскрытия может оказать решающее влияние через коррозионное состояние арматуры на долговечность железобетонной конструкции.

Для опытных образцов с первоначальной нагрузкой  $M_{оп} = 0,77M_{разр}$  наибольшая ширина раскрытия трещин, рассчитанная по СНиП 2.03.01-84\* [170], составляет  $a_{crc}^p = 0,24$  мм, что на 6,3 %, меньше опытных значений  $a_{crc}^{max}$  с вероятностной обеспеченностью  $P = 0,95$ .

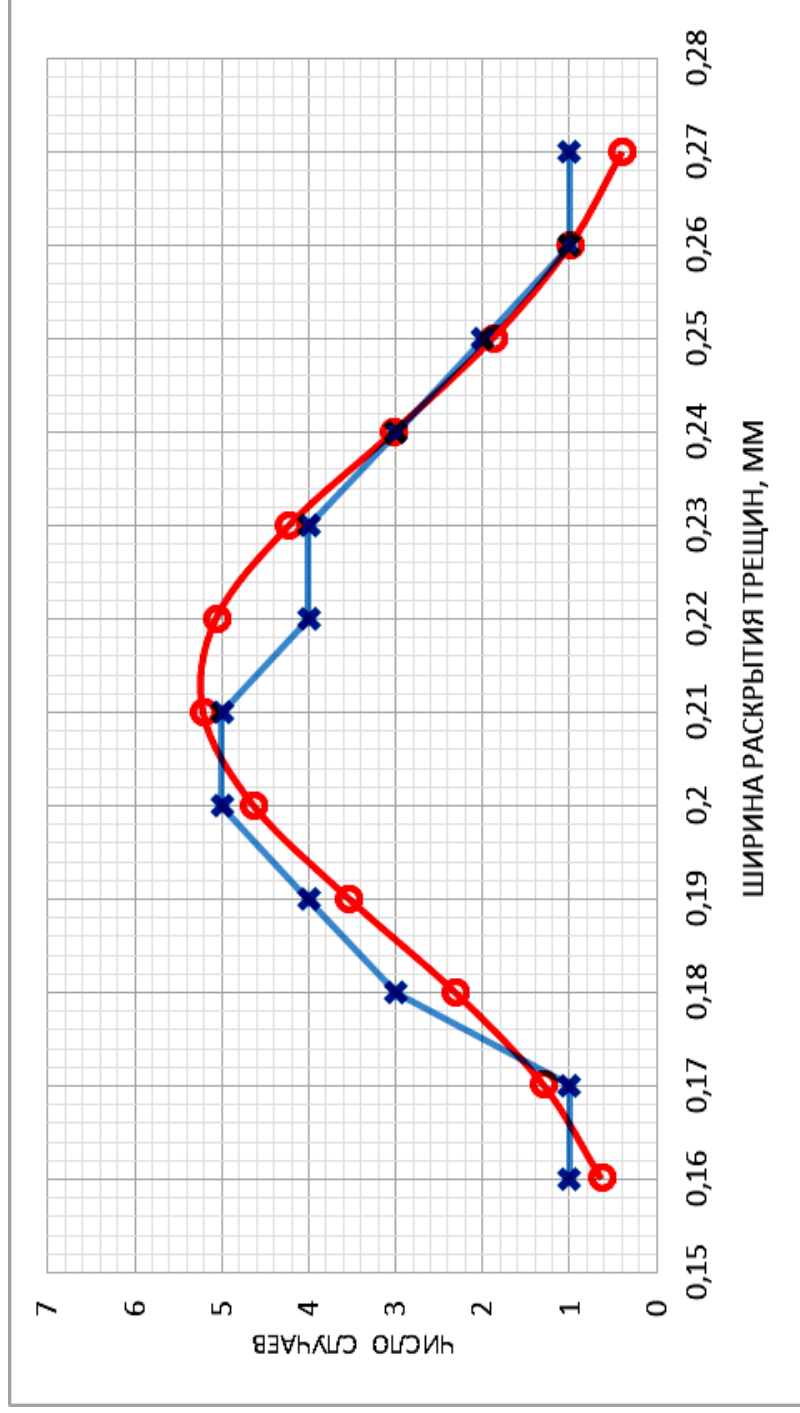


Рис. 2.144. Кривые вероятностного распределения  $a_{erc}^{max}$  (мм), полученных при измерении с одной стороны образцов:  
 прямая линия с засечками – эмпирическая кривая распределения;  
 кривая линия с окружностями – нормальная кривая вероятностного распределения;  
 Характеристики нормального вероятностного распределения: математическое ожидание –  $\bar{a}_{erc}^{max} = 0,213$  мм;  
 среднее квадратическое отклонение нормального распределения  $\sigma = 0,025$  мм; асимметрия  $A = +0,168$ ; эксцесс  $E = -0,52$

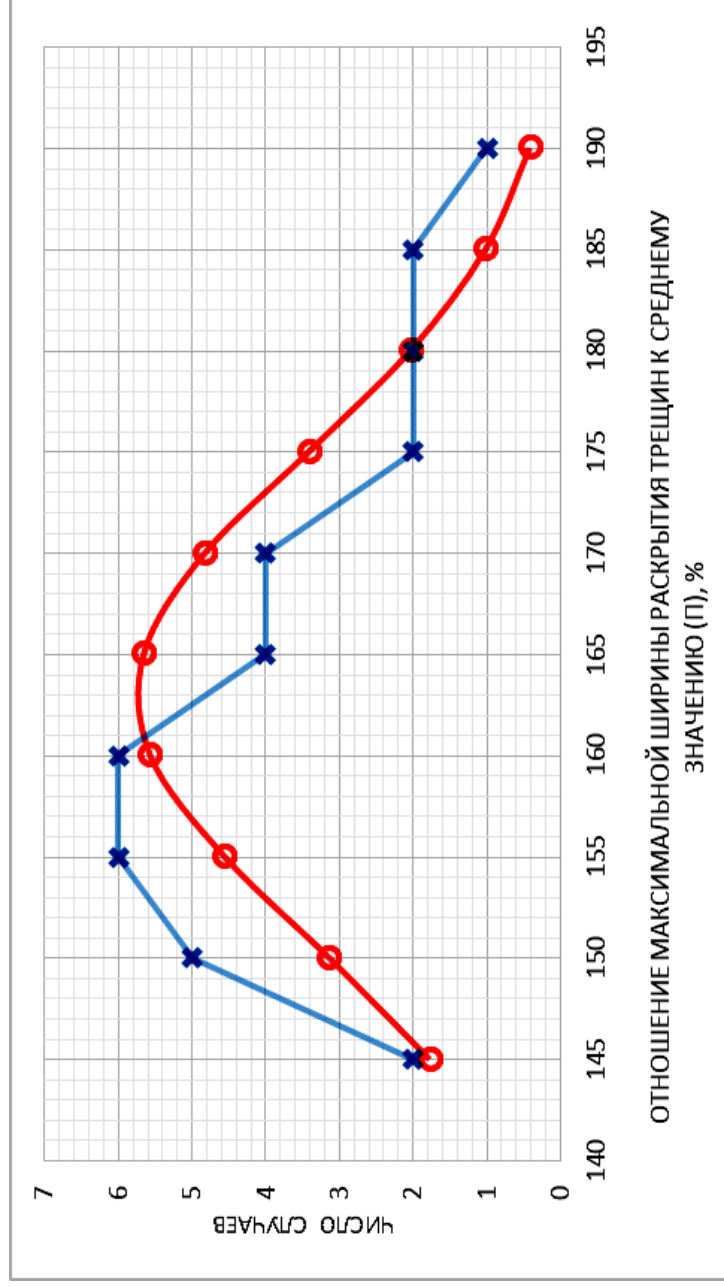


Рис.2.145. Кривые вероятностного распределения отношения максимальных  $a_{crс}^{max}$  полученных при измерении с одной стороны образцов, к средним  $a_{crс}^{max}$  в процентах:

прямая с засечками – эмпирическая кривая распределения;

кривая линия с окружностями – нормальная кривая вероятностного распределения;  $n = \frac{a_{crс}^{max}}{a_{crс}^{cp}} \cdot 100\%$

Характеристики нормального вероятностного распределения: математическое ожидание  $\bar{n} = 163\%$ ; среднее квадратическое отклонение нормального распределения  $\sigma = 11,8\%$ ; асимметрия  $A = +0,546$ ; эксцесс  $E = -0,57\%$ ;  $\chi_{набл}^2 = 4,580 < \chi_{кр}^2 = 14,1$ , где  $\chi_{набл}^2$  и  $\chi_{кр}^2$  – соответственно теоретический и критический критерий согласия Пирсона

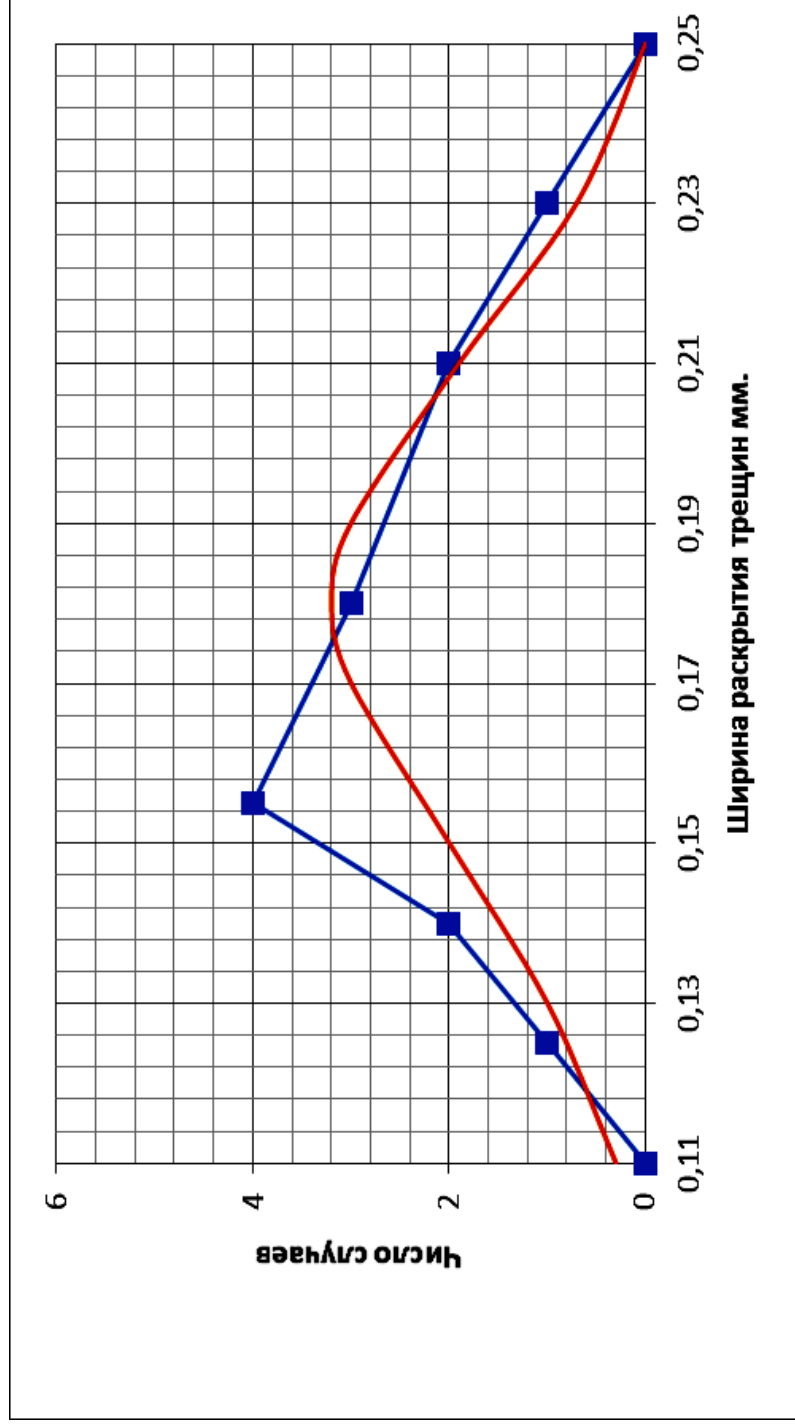


Рис. 2.146. Кривые вероятностного распределения величин  $a_{cr}^{max}$  (мм),

полученные при измерении с двух сторон образцов:

прямая линия с квадратом – эмпирическая кривая распределения;

красная линия – нормальная кривая вероятностного распределения.

Характеристики вероятностного распределения: математическое ожидание –  $\bar{a}_{cr}^{max, ср} = 0,177$  мм; среднее квадратическое отклонение нормального распределения  $\sigma = 0,031$  мм; асимметрия  $A = +0,40$ ; эксцесс  $E = -0,7$ ;  $\chi^2_{набл} = 4,56 < \chi^2_{ср} = 21,00$

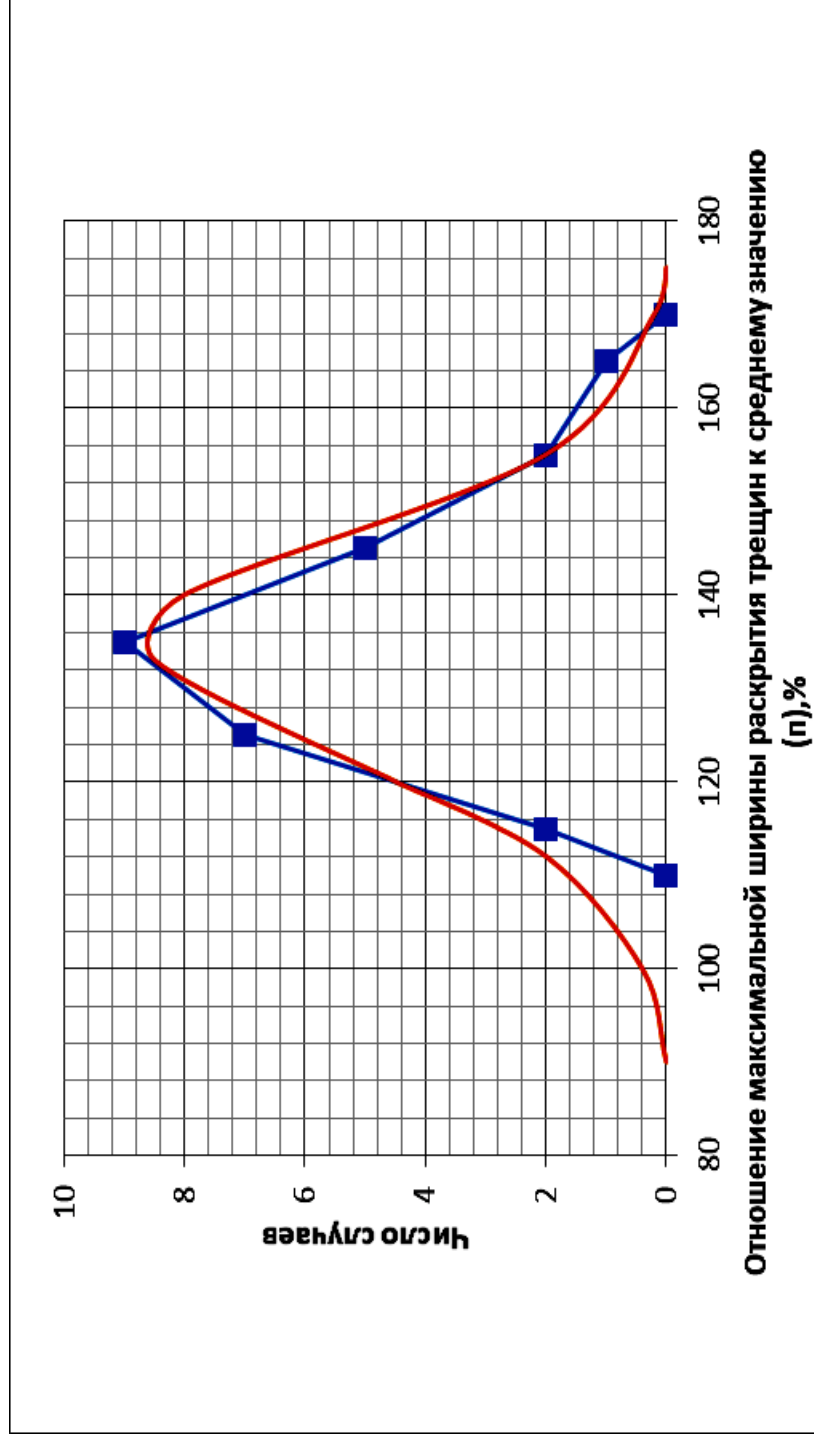


Рис. 2.147. Кривые вероятностного распределения отношения максимальных  $a_{crs}^{max}$  полученных при измерении

с двух сторон образцов, к средним  $a_{crs}^{cp}$ , в процентах:

$$n = \frac{a_{crs}^{max}}{a_{crs}^{cp}} \cdot 100\%$$

прямая линия с квадратом – эмпирическая кривая распределения; кривая линия – нормальная кривая вероятностного распределения.

Характеристики вероятностного распределения: математическое ожидание  $n = 135\%$ ; среднее квадратическое отклонение нормального распределения  $\sigma = 12\%$ ; асимметрия  $A = +0,47$ ; эксцесс  $E = -0,07\%$ ;  $\chi_{набл}^2 = 1,37 < \chi_{кр}^2 = 7,8$

Программа экспериментального исследования предусматривала изучение вероятностного соотношения между максимальными и средними значениями  $a_{crc}$  на экспериментальных образцах во время первого нагружения максимальной нагрузкой. Отношение между максимальными и минимальными величинами  $a_{crc}$  находятся в пределах /1,23÷1,6/, /1,08÷2,64/, /1,18÷2,77/, /1,03÷2,10/ со средними значениями соответственно 1,38; 1,63; 1,64; и 1,5 [194, 212], а в [57] соотношение  $a_T^{max} / a_T^{cp}$  составляет в среднем 1,66, с величиной  $a_{crc}^{max} = a_{crc}^{cp} + 2\sigma$  (где  $\sigma$  – среднее квадратическое отклонение).

В рассматриваемом в данной монографии комплексном эксперименте отношение максимальных  $a_{crc}^{max}$  к средним  $a_{crc}^{cp}$  в зоне чистого изгиба, по измеренным значениям  $a_{crc}$  с одной стороны балок, имеет нормальное распределение (рис. 2.145). При величине математического ожидания  $\bar{n} = 163\%$ , доверительный интервал этого отношения с учётом 95 % вероятностного обеспечения составляет от 139 до 187 %.

Наиболее объективной величиной коррозионного поражения арматуры является её оценка по периметру стержня. Поэтому, коррозионное поражение арматуры в поперечных трещинах бетона не может однозначно определяться шириной раскрытия поперечных трещин, измеренных только с одной стороны конструкции, особенно с небольшим поперечным сечением (ребра плит покрытия и перекрытия, балки, тонкостенные элементы). Реальную картину коррозионного поражения арматуры показывают средние значения ширины поперечных трещин, полученные при измерениях с двух сторон элемента.

На рис. 2.146 приведены кривые нормального вероятностного распределения величин  $a_{crc}^{cp}$ , измеренные с двух сторон образцов. При вероятностном обеспечении  $P = 0,95$  величина  $a_{crc} = 0,228$  мм, что на 5 % меньше расчётного значения  $a_{crc}^p = 0,240$  мм. По сравнению с трещинами, измеренными с одной стороны образцов, расхождение в значениях для математического ожидания и для верхней границы ширины раскрытия трещин соответственно составляет 16,9 % и 10,9 % в меньшую сторону.

На рис. 2.147 показаны кривые распределения отношения максимальных  $a_{crc}^{max}$ , полученных при их измерении с двух сторон образцов, к средним значениям  $a_{crc}^{cp}$  в зоне чистого изгиба. Доверительный интервал этого отношения с учётом 95 % вероятностного обеспечения составляет от 111 до 159 %. По сравнению с трещинами, измеренными с одной стороны образцов, расхождение для математического ожидания составляет 17,2 % в меньшую сторону.

Кинетика изменения ширины максимально раскрытых поперечных трещин, измеренных с одной стороны балок, на образцах с различной длительностью цикла нагружения  $t_{ц} = 3,5$  суток и  $t_{ц} = 56$  суток, в агрессивных и неагрессивных условиях испытания представлена на рис. 2.148–2.151. Кривые значений ширины раскрытия поперечных трещин, построенные по данным измерений  $a_{crc}^{max}$  в течение одного года на образцах, а затем аппроксимированные в теоретическую кривую с помощью метода наименьших квадратов, показывают, что в агрессивных и неагрессивных условиях испытания абсолютное увеличение  $a_{crc}^{max}$  при действии максимальной составляющей в цикле переменной нагрузки в течение 2-х лет не превышает полутора раз.

В условиях воздействия агрессивной среды в виде периодического увлажнения в течение суток 3 % раствором NaCl величины  $a_{crc}$  при действии минимальных нагрузок в циклах переменной нагрузки увеличиваются более интенсивно, по сравнению со значениями  $a_{crc}$ , полученными при верхнем уровне загрузки (рис. 2.148–2.151). Уменьшение амплитуды ширины раскрытия поперечных трещин за 2 года составляет не менее 2,5 раза. Причиной являются продукты коррозионного поражения арматуры, препятствующие закрытию стенок поперечных трещин, при снижении внешней нагрузки.

Увеличение  $a_{crc}$  на образцах, испытанных в неагрессивной газовой среде, при действии максимальной нагрузки не превышает 1,5 раза (рис. 2.148–2.151). В неагрессивных условиях амплитуда колебания ширины раскрытия поперечных трещин не только не уменьшается, но и в незначительной степени возрастает в результате повышенной ползучести бетона сжатой зоны и обратимости упругих деформаций сжатого бетона при снижении нагрузки [16].

Принимая во внимание различную степень увеличения ширины раскрытия поперечных трещин во времени в зависимости от их абсолютного значения, при выводе кинетических уравнений их раскрытия в комплексном экспериментальном исследовании все опытные значения  $a_{crc}$  в зоне чистого изгиба образцов, полученные при первоначальном нагружении, были распределены на соответствующие группы через 0,05 мм, с учётом имеющихся нормированных величин ширины раскрытия трещин в агрессивных условиях [170]. Количество трещин, входящие в соответствующие группы, составляло от трёх до пяти, среднеарифметическая величина которых в дальнейшем изучалась.

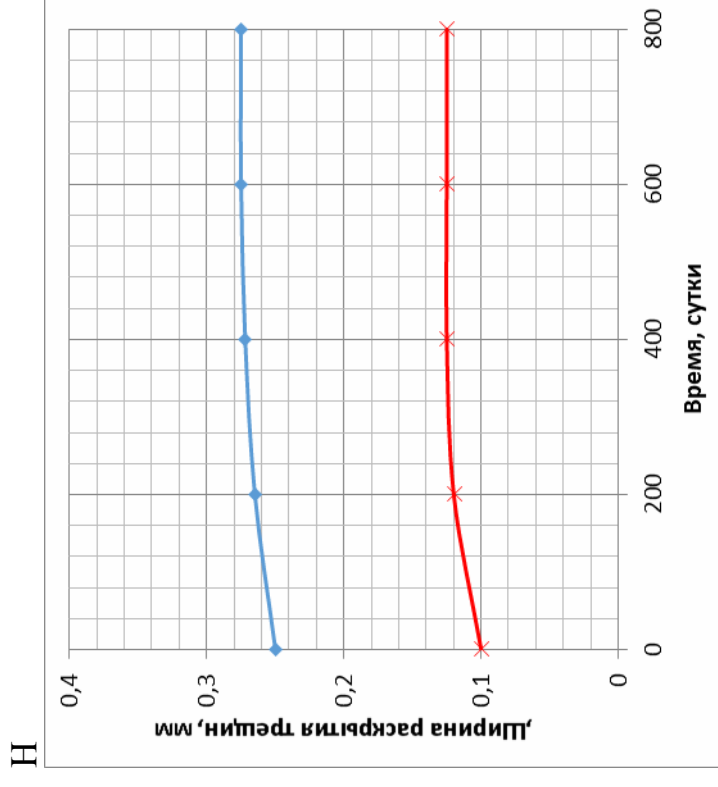
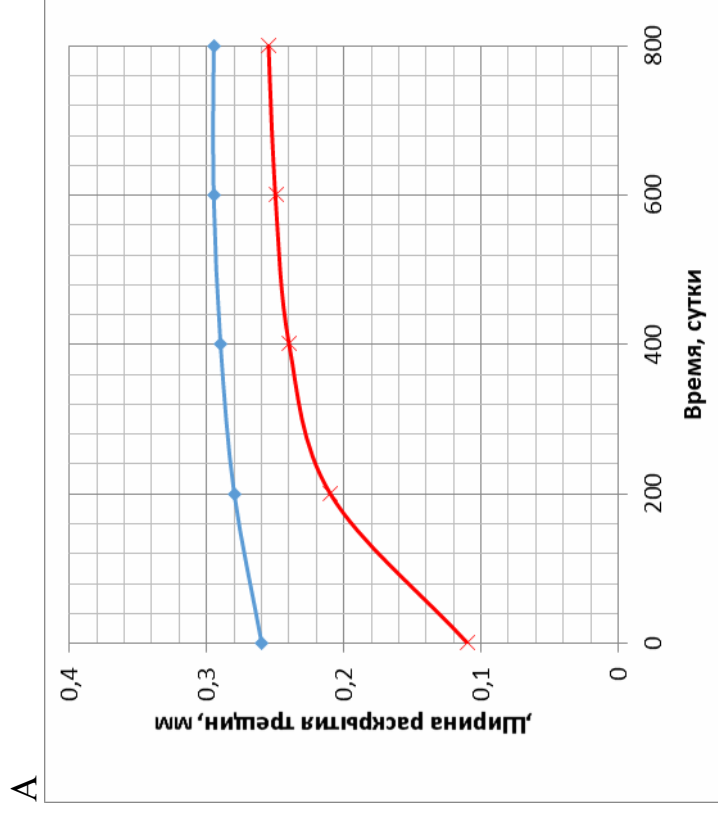


Рис. 2.148. Кинетика изменения максимальной ширины раскрытия поперечных трещин  $a_{cr}^{\max}$

при загрузении образцов переменной ступенчато-повторной нагрузкой с параметрами  $\eta = 0,1$ ;  $t_c = 3,5$  суток;  $\rho = 0,4$  :

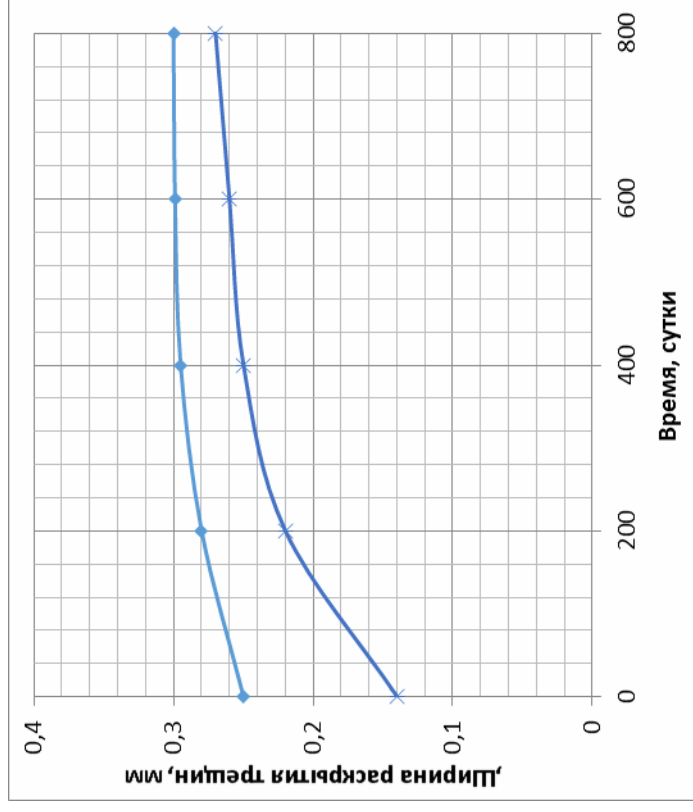
А, Н – соответственно агрессивные ( $A=8$ ) и неагрессивные ( $A=7$ ) условия.

Верхняя теоретическая кривая – изменение  $a_{cr}$  при загрузении образцов максимальной изгибающей нагрузкой  $M=0,77M_{разр}$ ;

нижняя теоретическая кривая – изменение  $a_{cr}$  при загрузении образцов минимальной изгибающей нагрузкой  $M=0,31M_{разр}$



А



Н

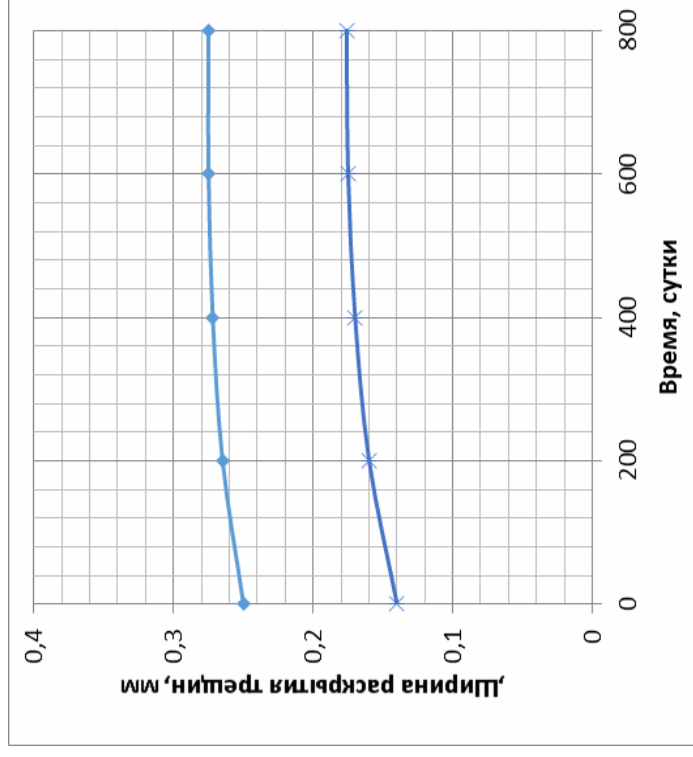


Рис 2.149. Кинетика изменения максимальной ширины раскрытия поперечных трещин  $a_{cr}^{max}$  при загрузении образцов переменной ступенчато-повторной нагрузкой с параметрами  $\eta = 0,1$ ;  $t_c = 56$  суток;  $\rho = 0,533$  :

А, Н – соответственно агрессивные ( $\Gamma-4$ ) и неагрессивные ( $\Gamma-3$ ) условия.

Верхняя теоретическая кривая – изменение  $a_{cr}$  при загрузении образцов максимальной изгибающей нагрузкой  $M=0,77M_{разр}$ ; нижняя теоретическая кривая – изменение  $a_{cr}$  при загрузении образцов минимальной изгибающей нагрузкой  $M=0,41M_{разр}$

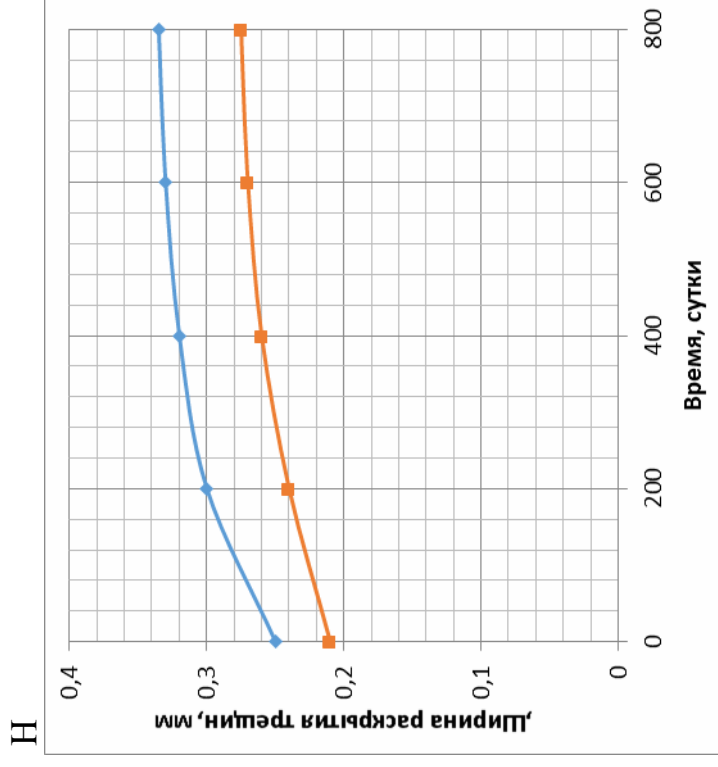
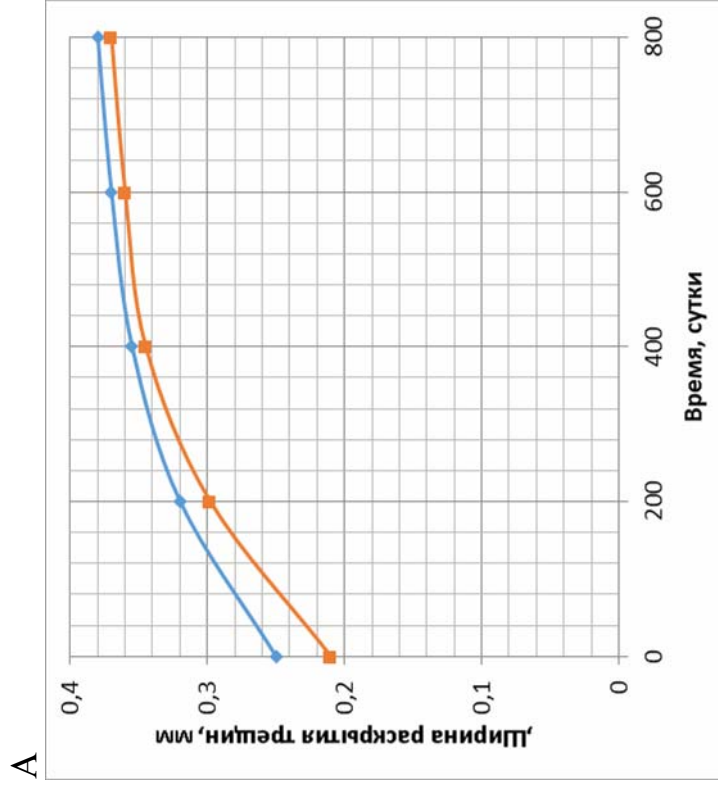


Рис. 2.150. Кинетика изменения максимальной ширины раскрытия поперечных трещин  $a_{\text{erc}}^{\text{max}}$  при загрузении образцов переменной ступенчато-повторной нагрузкой с параметрами: А, Н – соответственно агрессивные (О-28) и неагрессивные (О-27) условия. Верхняя теоретическая кривая – изменение  $a_{\text{erc}}$  при загрузении образцов максимальной изгибающей нагрузкой  $M=0,77M_{\text{разр}}$ ; верхняя теоретическая кривая – изменение  $a_{\text{erc}}$  при загрузении образцов минимальной изгибающей нагрузкой  $M=0,62M_{\text{разр}}$

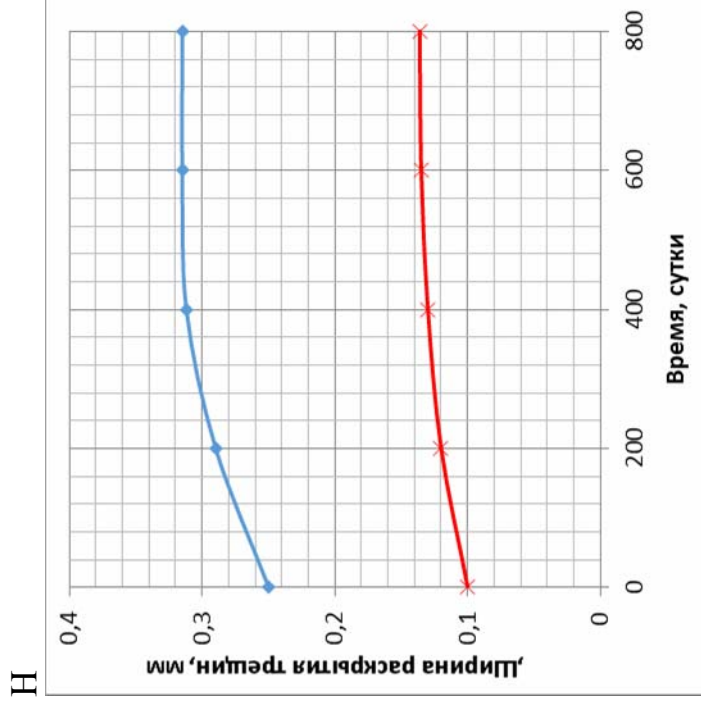
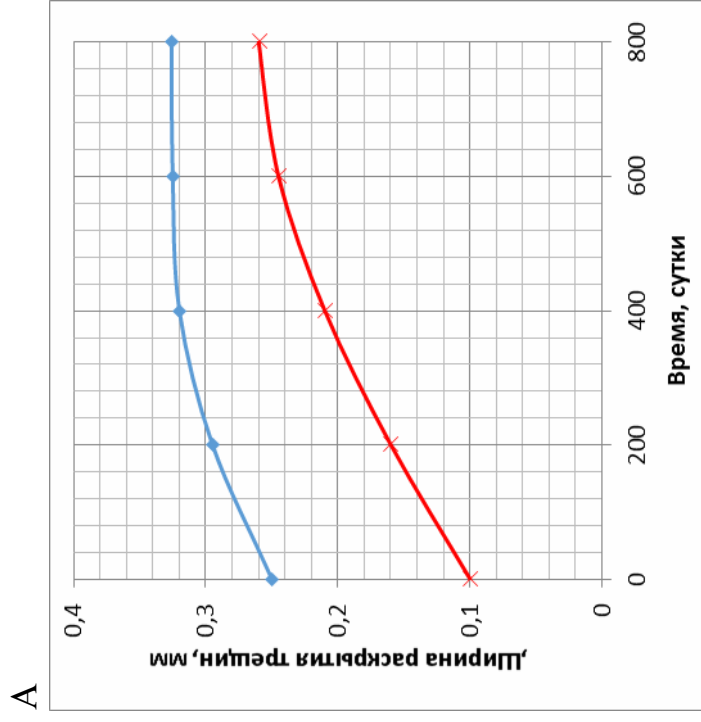


Рис. 2.151. Кинетика изменения максимальной ширины раскрытия поперечных трещин  $a_{erc}^{max}$  при нагружении образцов переменной ступенчато-повторной нагрузкой с параметрами  $\eta = 0,4$ ;  $t_{ц} = 56$  суток;  $\rho = 0,4$ :

А, Н – соответственно агрессивные (С-26) и неагрессивные (С-25) условия.  
 Верхняя теоретическая кривая – изменение  $a_{erc}$  при нагружении образцов максимальной изгибающей нагрузкой  $M=0.77M_{разр}$ ;  
 нижняя теоретическая кривая – изменение  $a_{erc}$  при нагружении образцов минимальной изгибающей нагрузкой  $M=0.31M_{разр}$

Значения ширины раскрытия поперечных трещин, полученные в течение 250 суток экспериментальных исследований образцов в соответствующих агрессивных и неагрессивных условиях, хорошо коррелировали с аппроксимированными экспоненциальными зависимостями типа  $a_{crc} = A - Be^{-kt}$ , где  $A$ ,  $B$  и  $K$  – коэффициенты уравнения, полученные с помощью ПК методом минимизации суммы квадратичных отклонений экспериментальных данных от расчётных значений принимаемой теоретической зависимости. Численная характеристика  $(A-B)$  соответствует начальной ширине раскрытия трещины, величина коэффициента  $A$  – длительной ширине раскрытия трещины.

Основной характеристикой «оценивающей» общее увеличение ширины раскрытия трещин во времени при действии длительной переменной повторно-ступенчатой нагрузки во времени, принят коэффициент  $C_D$ , определяемый как отношение величины длительного раскрытия трещины к значению ширины раскрытия при первоначальном загрузении  $C_D = A/A - B$ .

Для проводимого эксперимента на 32 образцах соответственно в неагрессивной и агрессивной среде при 16 комбинациях параметров переменной ступенчато-повторной нагрузки, отмеченных в латинском квадрате, установлена функция  $C_D$  от независимых переменных параметров ступенчато-повторной нагрузки ( $\eta$ ,  $\rho$ ,  $t_{ц}$ ) [206]:

$$C_D = Kf(\eta) \cdot f(\rho) \cdot f(t_{ц}), \quad (2.9)$$

где  $K$  – усреднённый коэффициент для шестнадцати комбинаций параметров воздействующей переменной нагрузки;  $\eta$ ,  $\rho$ ,  $t_{ц}$  – соответственно относительная длительность действия максимальной нагрузки в периоде цикла, уровень загрузения минимальной нагрузкой и длительность цикла переменной ступенчато-повторной нагрузки.

Анализ изменения  $C_D$  производился для поперечных трещин, полученных от действия как максимальной, так и минимальной нагрузки.

В общем случае результаты полученных функциональных зависимостей (рис. 2.152–2.160) показывают, что влияние параметров  $\eta$  и  $\rho$  переменной нагрузки на коэффициент  $C_D$  для всех групп поперечных трещин имеет линейный характер, а параметр  $t_{ц}$  – экспоненциальную зависимость типа  $e^{-kt}$ .

В неагрессивных и агрессивных условиях испытания при верхнем уровне загрузения для всех групп поперечных трещин (рис. 2.152–2.158) уменьшение длительности цикла загрузения ( $t_{ц}$ ), с одновременным увеличением количества циклов переменной нагрузки, рост относительного периода действия максимальной нагрузки ( $\eta$ ) и уровня минимальной нагрузки ( $\rho$ ) в цикле загрузения увеличивает относительный коэффициент  $C_D$ .

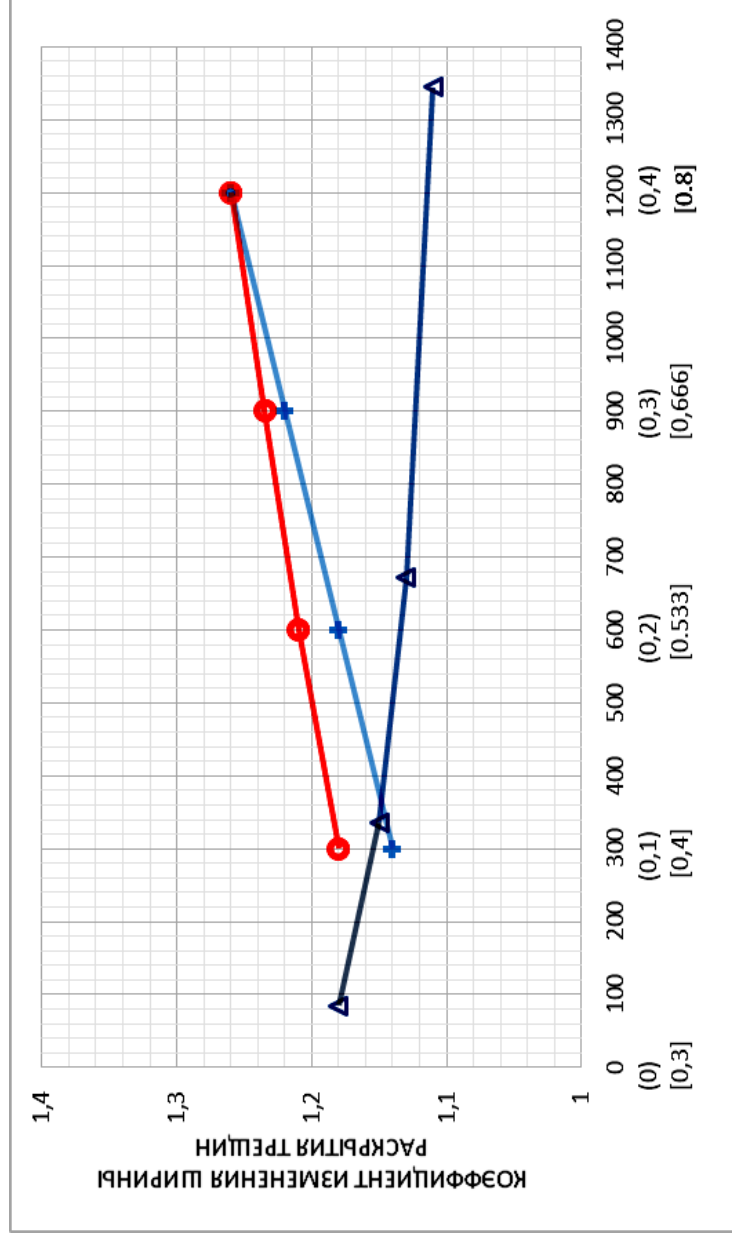


Рис. 2.152. Изменение величины коэффициента  $C_d$  для максимальных  $a_{erc}^{max} \geq 0,25$  при верхнем уровне загрузки, полученного по функциональной зависимости, с учетом соответствующих значений параметров переменной ступенчато-повторной нагрузки в неагрессивной газовой среде:

ось абсцисс: цифры без скобок предназначены для параметра  $t_{ц}$  (треугольник) – длительность цикла переменной нагрузки, ч; цифры в круглых скобках предназначены для параметра  $\eta = t_{max}/t_{ц}$  (засечка);

цифры в квадратных скобках предназначены для параметра  $\rho = M_{min}/M_{max}$  (окружность).

$$C_d = 0,735 \cdot (1,1 + 0,4\eta)(1,1 + 0,2\rho)(1,1 + 0,1e^{-0,043t_{ц}}), \text{ где } t_{ц} - \text{в функциональной зависимости в сутках}$$

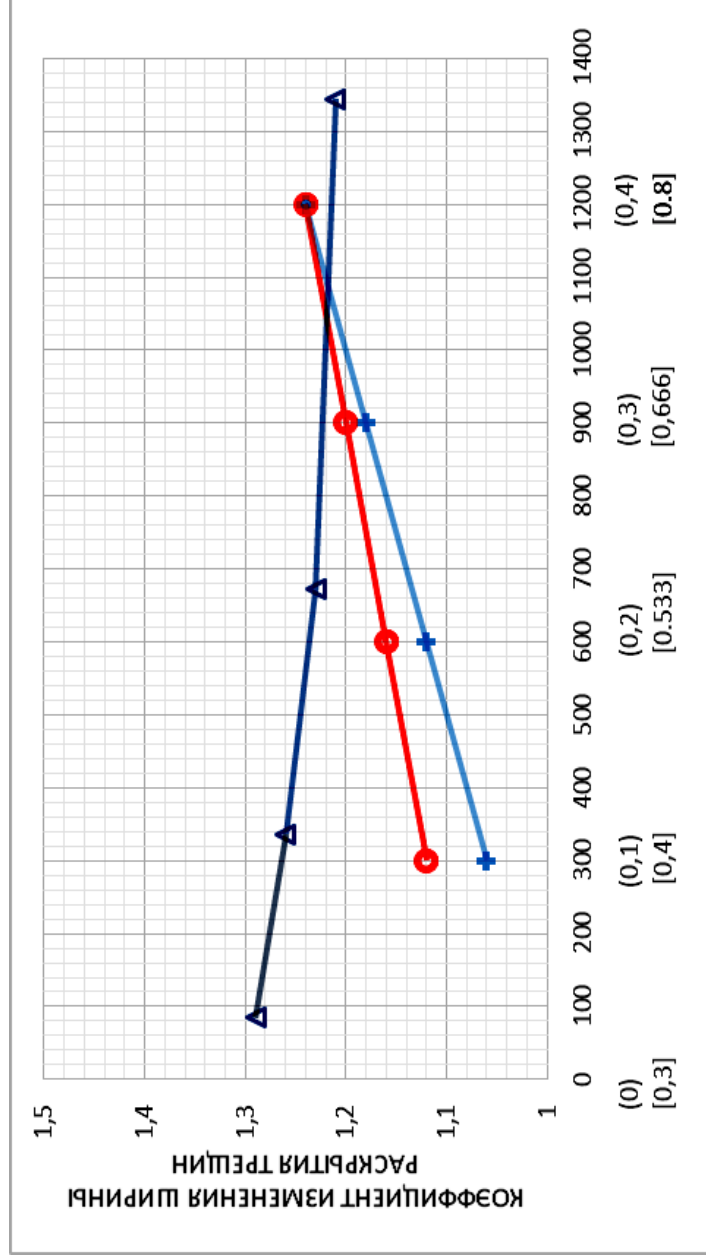


Рис. 2.153. Изменение величины коэффициента  $C_d$  для среднего значения  $a_{erc}^{max}$  в интервале  $a_{erc}^{max} = 0,20 \div 0,25$  при верхнем уровне загрузки, полученного по функциональной зависимости, с учетом соответствующих значений параметров переменной ступенчато-повторной нагрузки в неагрессивной газовой среде испытания образцов: ось абсцисс: цифры без скобок предназначены для параметра  $t_{ц}$  (треугольник) – длительность цикла переменной нагрузки, ч; цифры в круглых скобках предназначены для параметра  $\eta = t_{max}/t_{ц}$  (засечка);

цифры в квадратных скобках предназначены для параметра  $\rho = M_{min}/M_{max}$  (окружность).

$$C_d = 0,704 \cdot (1,0 + 0,6\eta)(1,0 + 0,3\rho)(1,2 + 0,1e^{-0,036t_{ц}}), \text{ где } t_{ц} - \text{в функциональной зависимости в сутках}$$

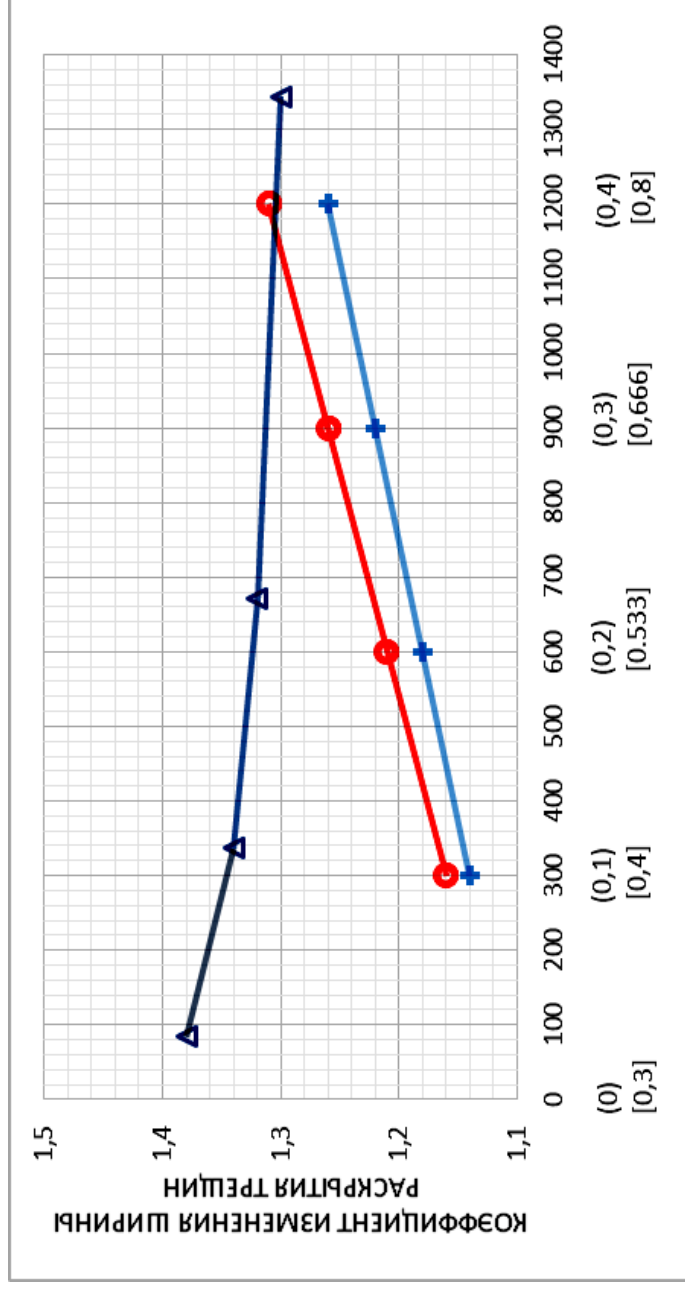


Рис. 2.154. Изменение величины коэффициента  $C_D$  для среднего значения  $a_{csc}^{max}$  в интервале  $a_{csc}^{max} = 0,20 \div 0,25$  при верхнем уровне загрузки, полученного по функциональной зависимости, с учетом соответствующих значений параметров переменной ступенчато-поаторной нагрузки в неагрессивной газовой среде испытания образцов: ось абсцисс: цифры без скобок предназначены для параметра  $t_{ц}$  (треугольник) – длительность цикла переменной нагрузки, ч; цифры в круглых скобках предназначены для параметра  $\eta = t_{max}/t_{ц}$  (засечка); цифры в квадратных скобках предназначены для параметра  $\rho = M_{min}/M_{max}$  (окружность).

$$C_D = 0,614 \cdot (1,1 + 0,4\eta)(1,0 + 0,4\rho)(1,3 + 0,1e^{-0,059t_{ц}}), \text{ где } t_{ц} - \text{ в функциональной зависимости в сутках}$$

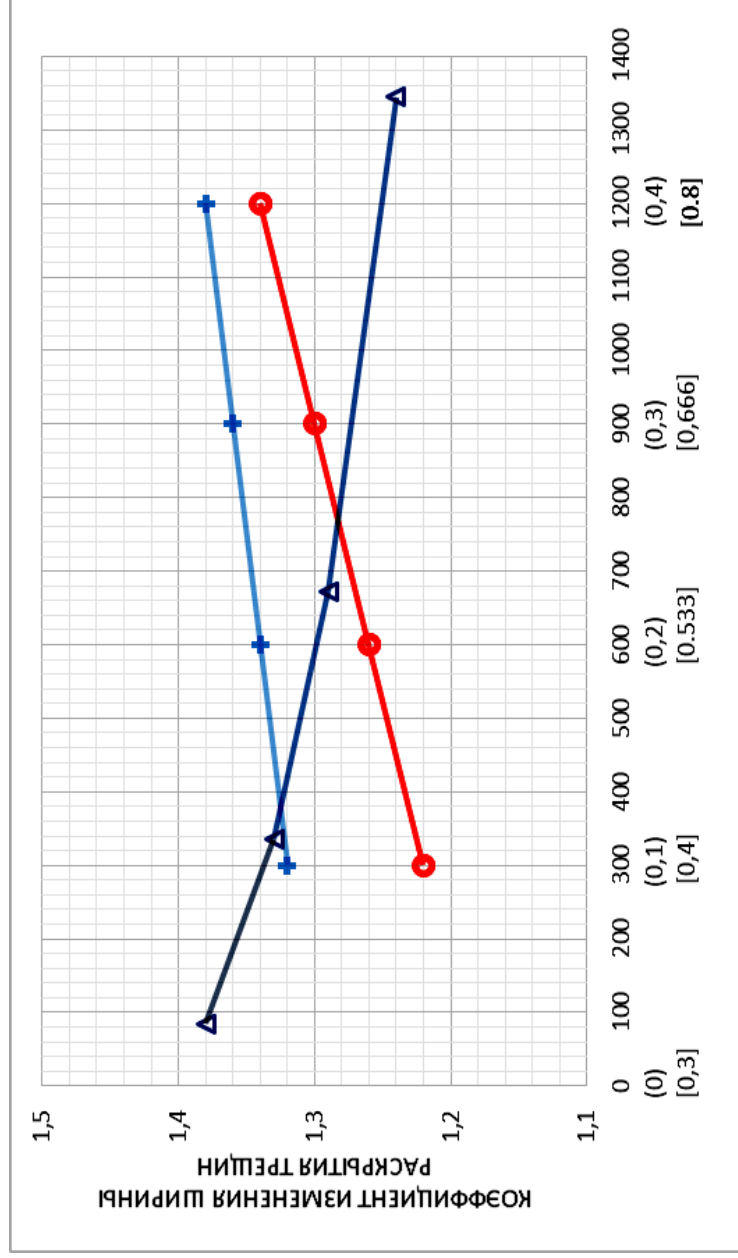


Рис. 2.155. Изменение величины коэффициента  $C_d$  для среднего значения  $a_{grc}^{max}$  в интервале  $a_{grc}^{max} = 0,20 \div 0,25$

при верхнем уровне загрузки, полученного по функциональной зависимости, с учетом соответствующих значений параметров переменной ступенчато-повторной нагрузки в неагрессивной газовой среде испытания образцов:

ось абсцисс: цифры без скобок предназначены для параметра  $t_{ц}$  (треугольник) – длительность цикла переменной нагрузки, ч; цифры в круглых скобках предназначены для параметра  $\eta = t_{max}/t_{ц}$  (засечка);

цифры в квадратных скобках предназначены для параметра  $\rho = M_{min}/M_{max}$  (окружность).

$$C_d = 0,601 \cdot (1,3 + 0,2\eta) (1,1 + 0,3\rho) (1,2 + 0,2e^{-0,029t_{ц}}), \text{ где } t_{ц} - \text{в функциональной зависимости в сутках}$$



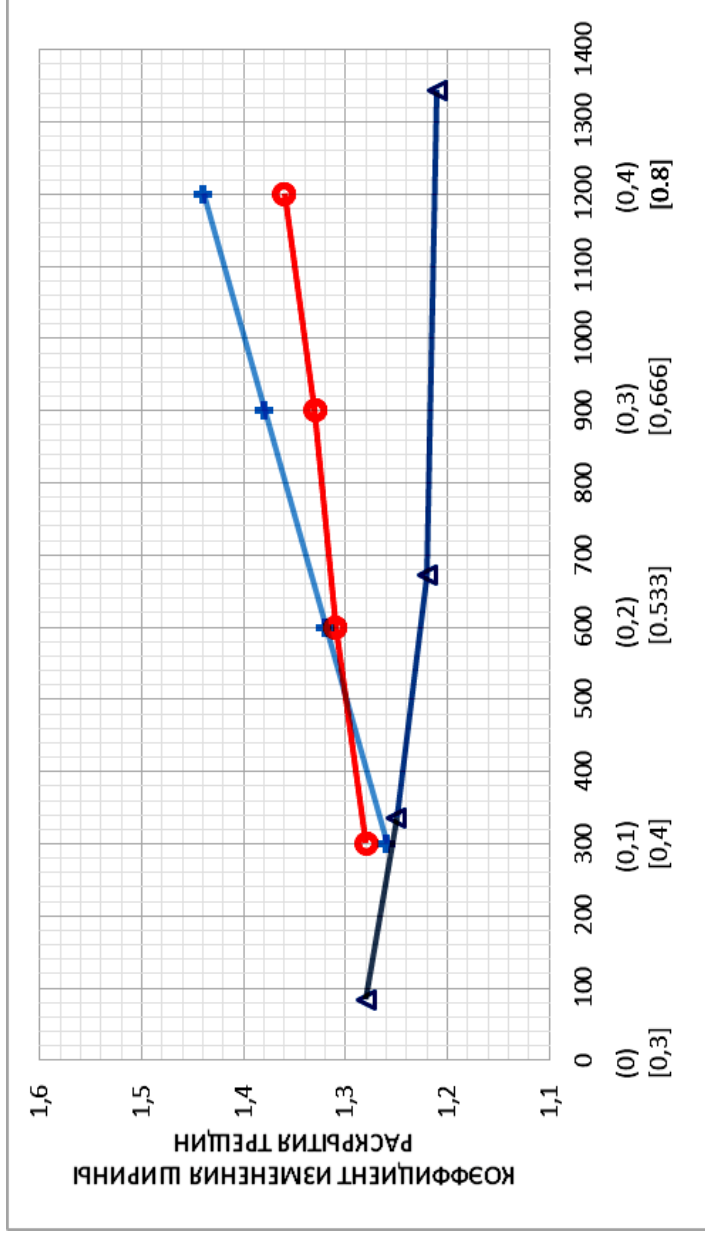


Рис. 2.156. Изменение величины коэффициента  $C_d$  для максимальных  $\alpha_{cyc}^{max} \geq 0,25$  при верхнем уровне загрузки, полученного по функциональной зависимости, с учетом соответствующих значений параметров переменной ступенчатого повторной нагрузки в агрессивной жидкой среде:

ось абсцисс: цифры без скобок предназначены для параметра  $t_{ц}$  (треугольник) – длительность цикла переменной нагрузки, ч; цифры в круглых скобках предназначены для параметра  $\eta = t_{max}/t_{ц}$  (засечка);

цифры в квадратных скобках предназначены для параметра  $\rho = M_{min}/M_{max}$  (окружность).

$$C_d = 0,609 \cdot (1,2 + 0,6\eta)(1,2 + 0,2\rho)(1,2 + 0,1e^{-0,050t_{ц}}), \text{ где } t_{ц} - \text{в функциональной зависимости в сутках}$$

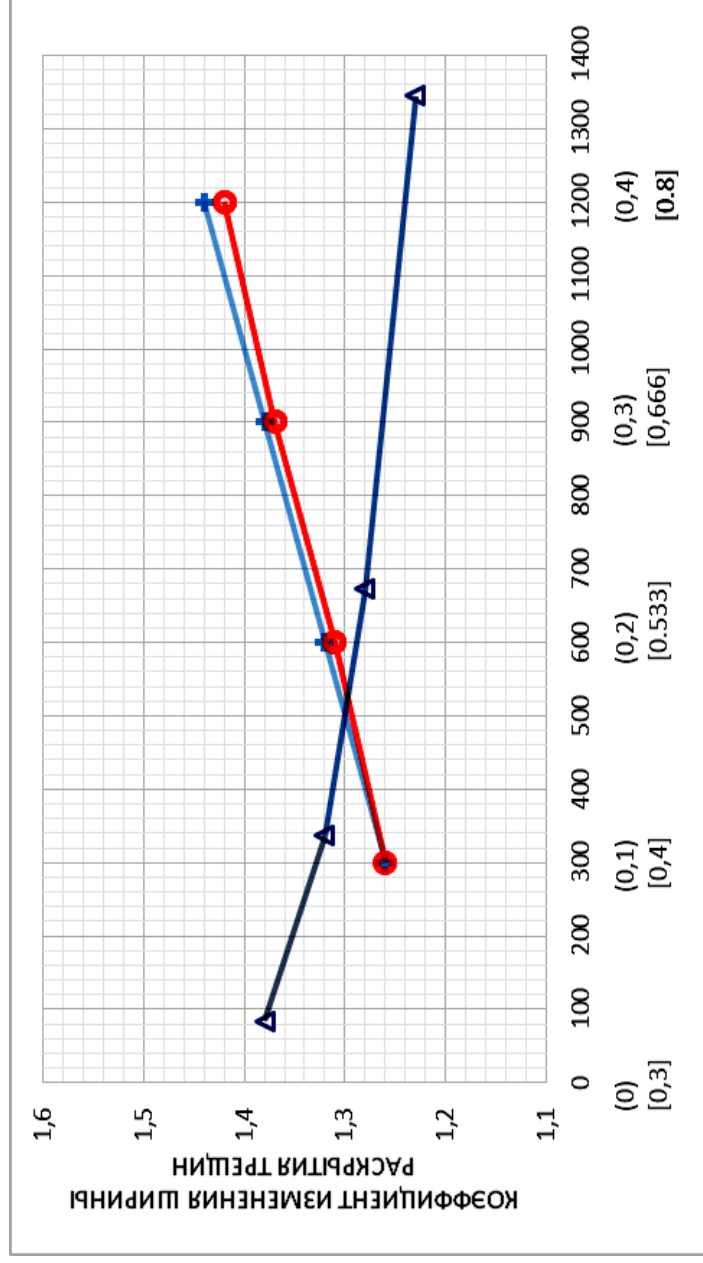


Рис. 2.157. Изменение величины коэффициента  $C_d$  для среднего значения  $a_{erc}^{max}$  в интервале  $a_{erc}^{max} = 0,20 \div 0,25$

при верхнем уровне загрузки, полученного по функциональной зависимости, с учетом соответствующих значений параметров переменной ступенчато-повторной нагрузки в агрессивной жидкой среде испытания образцов:

ось абсцисс: цифры без скобок предназначены для параметра  $t_{ц}$  (треугольник) – длительность цикла переменной нагрузки, ч; цифры в круглых скобках предназначены для параметра  $\eta = t_{max}/t_{ц}$  (засечка);

цифры в квадратных скобках предназначены для параметра  $\rho = M_{min}/M_{max}$  (окружность).

$$C_d = 0,570 \cdot (1,2 + 0,6\eta)(1,1 + 0,4\rho)(1,2 + 0,2e^{-0,035t_{ц}}), \text{ где } t_{ц} - \text{в функциональной зависимости в сутках}$$

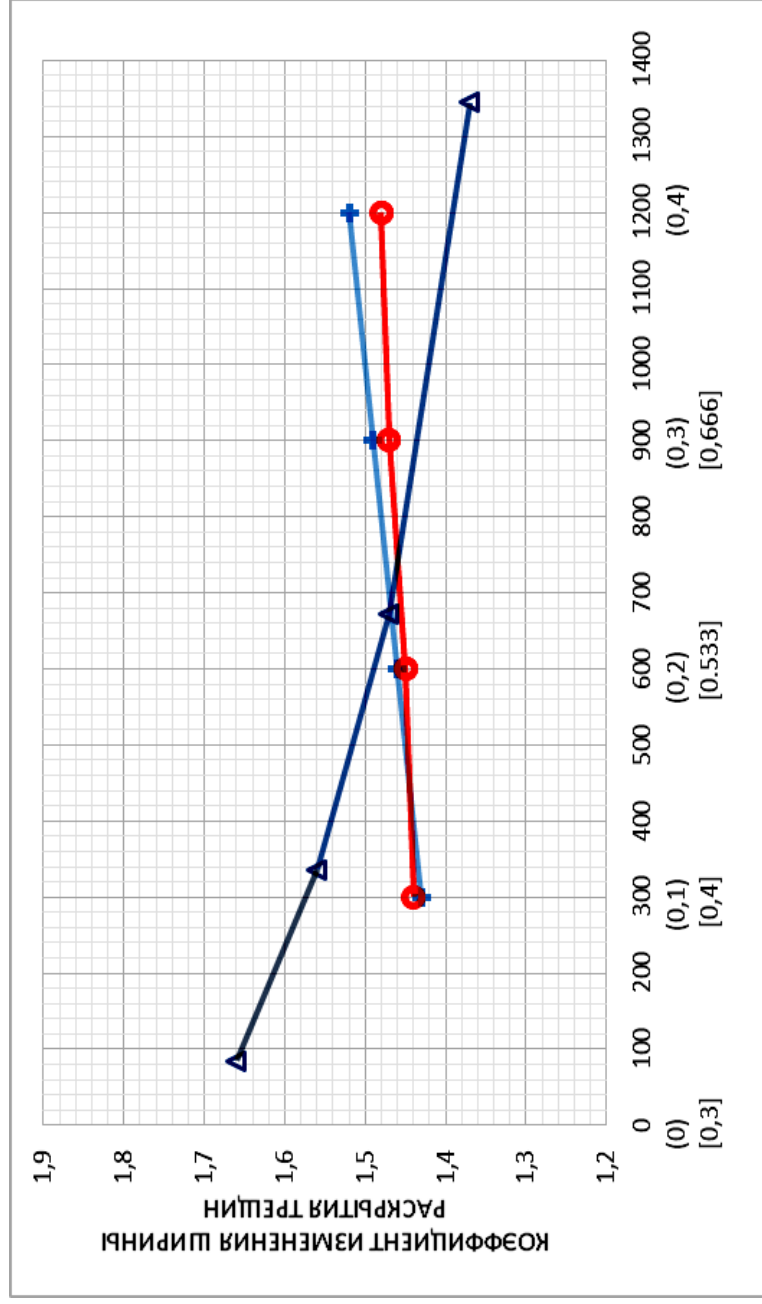


Рис. 2.158. Изменение величины коэффициента  $C_D$  для среднего значения  $a_{erc}^{\max}$  в интервале  $a_{erc}^{\max} = 0,20 \div 0,25$

при верхнем уровне загрузки, полученного по функциональной зависимости, с учетом соответствующих значений параметров переменной ступенчато-повторной нагрузки в агрессивной жидкой среде испытания образцов:

ось абсцисс: цифры без скобок предназначены для параметра  $t_{ц}$  (треугольник) – длительность цикла переменной нагрузки, ч; цифры в круглых скобках предназначены для параметра  $\eta = t_{\max}/t_{ц}$  (засечка);

цифры в квадратных скобках предназначены для параметра  $\rho = M_{\min}/M_{\max}$  (окружность).

$$C_D = 0,459 \cdot (1,4 + 0,3\eta)(1,4 + 0,1\rho)(1,3 + 0,4e^{-0,03t_{ц}}), \text{ где } t_{ц} - \text{в функциональной зависимости в сутках}$$

Напротив при действии минимальной составляющей переменной ступенчато-повторной нагрузки рис. 2.159, 2.160 снижение относительного периода действия максимальной нагрузки ( $\eta$ ) и уровня минимальной нагрузки ( $\rho$ ) в цикле загрузки увеличивает коэффициент  $C_D$ .

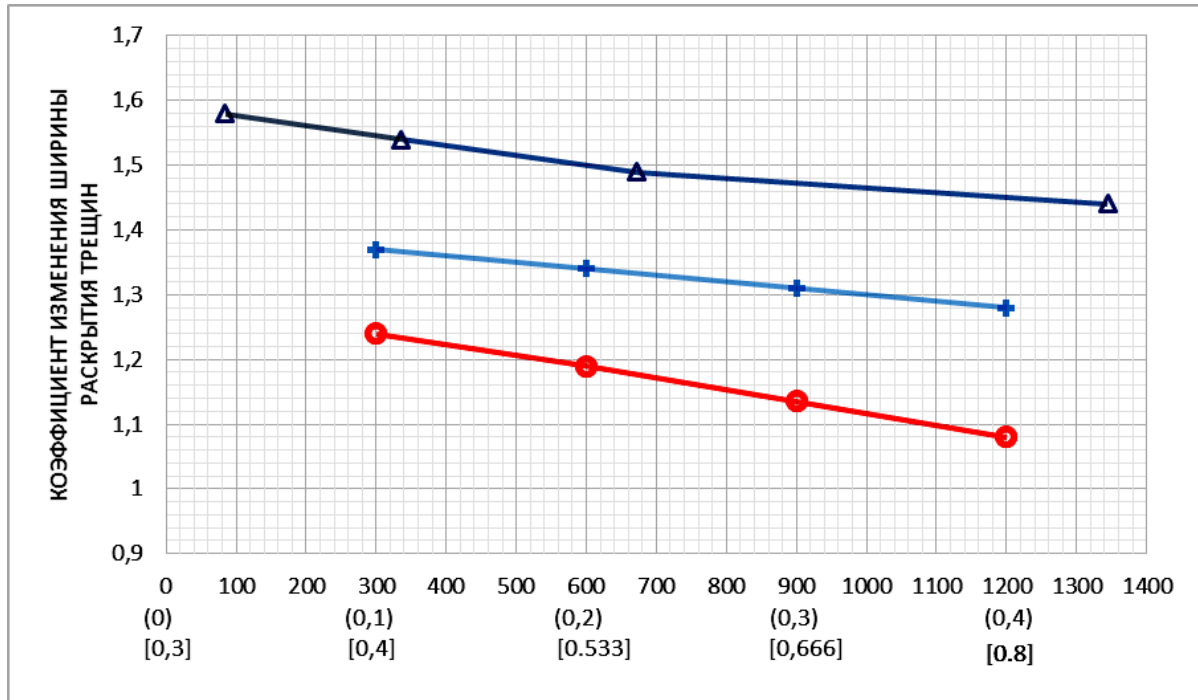


Рис. 2.159. Изменение величины коэффициента  $C_D$  для максимальных  $a_{crc}^{max} \geq 0,25$  при нижнем уровне загрузки, полученного по функциональной зависимости, с учетом соответствующих значений параметров переменной ступенчато-повторной нагрузки в неагрессивной жидкой среде:  
 ось абсцисс: цифры без скобок предназначены для параметра  $t_{ц}$  (треугольник) – длительность цикла переменной нагрузки, ч;  
 цифры в круглых скобках предназначены для параметра  $\eta = t_{max}/t_{ц}$  (засечка);  
 цифры в квадратных скобках предназначены для параметра  $\rho = M_{min}/M_{max}$  (окружность).

$$C_D = 0,603 \cdot (1,4 - 0,3\eta)(1,4 - 0,4\rho) \left(1,4 + 0,2e^{-0,028t_{ц}}\right),$$

где  $t_{ц}$  – в функциональной зависимости в сутках

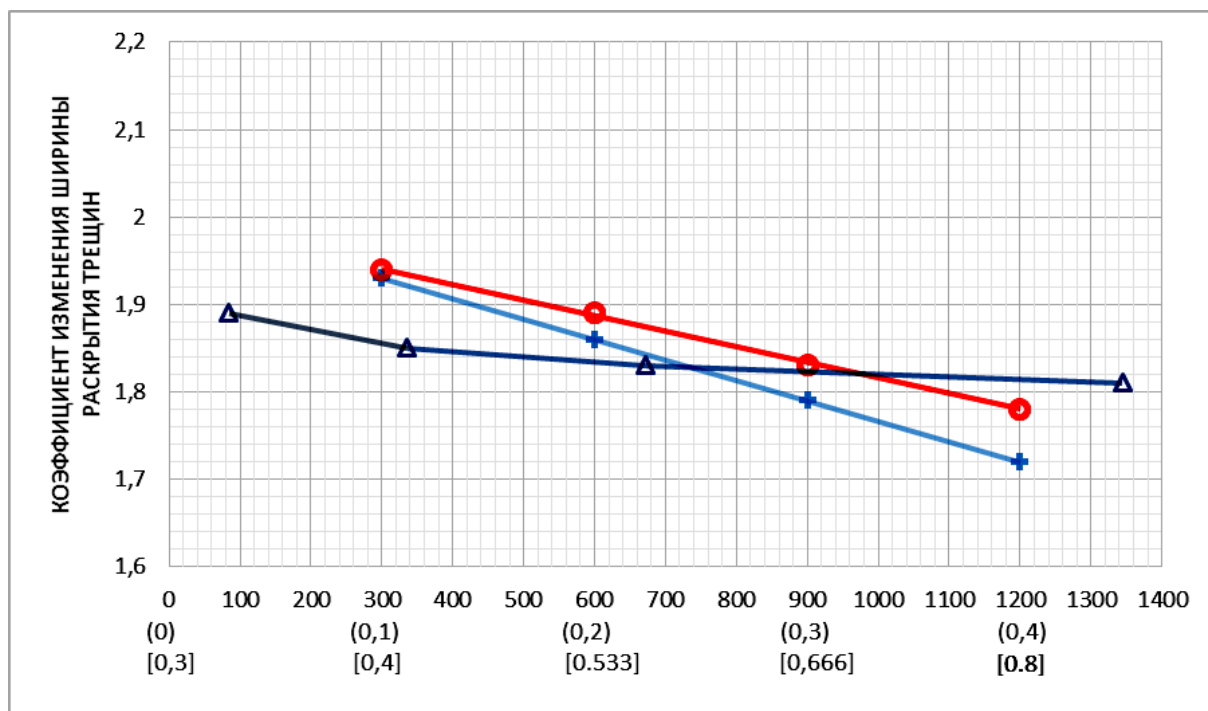


Рис. 2.160. Изменение величины коэффициента  $C_D$  для максимальных  $a_{crc}^{max} \geq 0,25$  при нижнем уровне загрузки, полученного по функциональной зависимости, с учетом соответствующих значений параметров переменной ступенчато-повторной нагрузки в агрессивной жидкой среде испытания образцов: ось абсцисс: цифры без скобок предназначены для параметра  $t_{ц}$  (треугольник) – длительность цикла переменной нагрузки, ч; цифры в круглых скобках предназначены для параметра  $\eta = t_{max}/t_{ц}$  (засечка); цифры в квадратных скобках предназначены для параметра  $\rho = M_{min}/M_{max}$  (окружность).

$$C_D = 0,296 \cdot (2,0 - 0,7\eta)(2,1 - 0,4\rho)(1,8 + 0,1e^{-0,045t_{ц}}),$$

где  $t_{ц}$  – в функциональной зависимости в сутках.

Результаты, представленные на рис. 2.148–2.151 для верхнего уровня загрузки соответствуют данным об увеличении ширины раскрытия поперечных трещин в неагрессивных условиях на рис. 2.152–2.158.

Полученные результаты экспериментальных исследований хорошо согласуются с данными работы [16] в которой рост числа циклов нагружения при верхнем уровне длительного повторно-ступенчатого нагружения с одновременным уменьшением продолжительности цикла приложенной переменной нагрузки, способствует увеличению ширины раскрытия поперечных трещин, за счёт роста остаточных деформаций бетона в сжатой и растянутой зонах при верхнем уровне нагружения. А.Я. Барашиков отмечает, что после разгрузки во время «отдыха» ширина раскрытия поперечных трещин уменьшается в результате обратимых деформаций ползучести бетона в сжатой и растянутой зонах.

Максимальные и минимальные значения коэффициента  $C_d$  для нормативных значений групп трещин  $a_{crc}$  [170] при верхнем уровне загрузки ( $M_{\text{верх}} = 0,77M_{\text{разр}}$ ) в зависимости от соответствующих граничных величин параметров опытной переменной нагрузки, рассчитанных по функциональным зависимостям (рис. 2.152–2.160), приведены в табл.2.17.

Таблица 2.17

Максимальные и минимальные значения коэффициента  $C_d$  в зависимости от соответствующих граничных величин параметров опытной переменной ступенчато-повторной нагрузки.

Группы трещин $a_{crc}$ при $M_{\text{верх}} = 0,77M_{\text{разр}}$ , мм	Анализируемый № рис.	Уровень переменной нагрузки	Вид среды	Граничные параметры опытной переменной нагрузки, определяющие максимальные или минимальные значения $C_d$			Значение $C_d^{\text{max}}$ ; $(C_d^{\text{min}})$	Изменение $C_d$ за счёт граничных параметров переменной нагрузки, %
				$\eta$	$\eta$	$t_{\text{ц}}, \text{сут}$		
$\geq 0,25$	1	Верхний	Неагр	0,4	0,8	3,5	1,38	20,3
$\geq 0,25$	1	Верхний	Неагр	0,1	0,4	56	(1,10)	
$0,20 \div 0,25$	2	Верхний	Неагр	0,4	0,8	3,5	1,30	23,1
$0,20 \div 0,25$	2	Верхний	Неагр	0,1	0,4	56	(1,00)	
$0,15 \div 0,20$	3	Верхний	Неагр	0,4	0,8	3,5	1,41	24,8
$0,15 \div 0,20$	3	Верхний	Неагр	0,1	0,4	56	(1,06)	
$0,10 \div 0,15$	4	Верхний	Неагр	0,4	0,8	3,5	1,53	21,6
$0,10 \div 0,15$	4	Верхний	Неагр	0,1	0,4	56	(1,20)	
$\geq 0,25$	5	Верхний	Неагр	0,1	0,4	3,5	1,62	25,9
$\geq 0,25$	5	Верхний	Неагр	0,4	0,8	56	(1,20)	
$\geq 0,25$	6	Верхний	Агресс	0,4	0,8	3,5	1,53	22,9
$\geq 0,25$	6	Верхний	Агресс	0,1	0,4	56	(1,18)	
$0,20 \div 0,25$	7	Верхний	Агресс	0,4	0,8	3,5	1,60	30,6
$0,20 \div 0,25$	7	Верхний	Агресс	0,1	0,4	56	(1,11)	
$0,10 \div 0,15$	8	Верхний	Агресс	0,4	0,8	3,5	1,71	24,0
$0,10 \div 0,15$	8	Верхний	Агресс	0,1	0,4	56	(1,30)	
$\geq 0,25$	9	Нижний	Агресс	0,1	0,4	3,5	2,09	21,5
$\geq 0,25$	9	Нижний	Агресс	0,4	0,8	56	(1,64)	

Анализ результатов в табл.2.17 показывает:

1) при уменьшении шкалы значений  $a_{crc}$  наблюдается увеличение в неагрессивной среде  $C_d^{\text{max}}$  на 9,8 % и  $C_d^{\text{min}}$  на 8,3 %;

2) влияние граничных значений параметров опытной переменной нагрузки в неагрессивной и агрессивной среде на изменение  $C_d$  для всех групп ширины раскрытия поперечных трещин: для верхнего и нижнего уровня загрузки соответственно от 20 до 30 %;

3) наибольшее увеличение  $a_{crc}^{\text{max}} = 0,25$  мм при соответствующих граничных параметрах переменной нагрузки при верхнем уровне нагружения

составляет в неагрессивных условиях  $C_D = 1,38$ , а в агрессивных условиях –  $C_D = 1,53$ , что больше предыдущего значения на 9,8 %;

4) наибольшее увеличение  $a_{crc}^{max} = 0,25$  мм при соответствующих граничных параметрах переменной нагрузки для нижнего уровня загрузки в неагрессивной среде составляет  $C_D = 1,62$ , а в агрессивной –  $C_D = 2,09$ , что на 22,5 % больше, чем для неагрессивных условий испытания;

5) уменьшение амплитуды колебания максимально раскрытых поперечных трещин  $a_{crc}^{max}$  для агрессивных условий испытания при верхнем и нижнем уровнях загрузки переменной нагрузкой. Для агрессивных условий значение  $\Delta C_D$  составляет  $\Delta C_D^A = 26,8\%$ , а для неагрессивных –  $\Delta C_D^H = 14,8\%$ .

Относительное влияние параметров переменной ступенчато-повторной нагрузки  $\eta$ ,  $\rho$  и  $t_{ц}$  в неагрессивной и агрессивной среде на изменение значений  $C_D$  представлено в табл. 2.18.

Т а б л и ц а 2 . 1 8

Относительное влияние параметров переменной ступенчато-повторной нагрузки на коэффициент  $C_D$

Условия испытания: неагрессивные – Н; агрессивные – А	Уровень переменной нагрузки	Влияние параметров нагрузки на коэффициент $C_D$ , %		
		$\eta = \frac{t_{M_{max}}}{t_{ц}}$	$\rho = \frac{M_{min}}{M_{max}}$	$t_{ц}$
Н	Верхний	45÷55	25÷35	5÷15
Н	Нижний	35÷45	30÷40	5÷15
А	Верхний	40÷50	25÷35	15÷25
А	Нижний	20÷30	50÷60	10÷20

В комплексных экспериментальных исследованиях восемь образцов испытывали длительное нагружение постоянной изгибающей нагрузкой с величинами  $M=0,9 M_{разр}$ ,  $M=0,51 M_{разр}$ ,  $M=0,41 M_{разр}$  и  $M=0,31 M_{разр}$ , в том числе четыре балки воздействию неагрессивной среды, а четыре – агрессивной среды. При сопоставлении  $a_{crc}$ , полученных в различных условиях испытания, анализировались их значения за первые 250 суток, так как образцы в агрессивной среде увлажнялись в течение 250 суток раствором 3 % NaCl.

Результаты в (табл. 2.19, 2.20) показывают, что для любых уровней постоянной нагрузки величина коэффициента  $C_D$  находится в пределах 1,5.



Для неагрессивных условий (табл. 2.19) при уровне загрузки  $M=0,9 M_{\text{разр}}$  наблюдается увеличение максимальной  $a_{\text{crc}}$  в 1,32 раза. На образце с уровнем загрузки  $M=0,51 M_{\text{разр}}$  и ниже рост максимальной  $a_{\text{crc}}$  значительно уступает росту меньших их по значению. По видимому, при длительном действии нагрузки это связано с перераспределением внутренних усилий в граничных с трещинами зонах контакта арматуры и бетона.

Т а б л и ц а 2 . 1 9

Изменение ширины раскрытия поперечных трещин  
при загрузении опытных образцов длительной постоянной нагрузкой  
в неагрессивной среде

Шифр образца	Нагрузка		Кол-во трещин, шт.	$a_{\text{crc}}^{\text{нач}}$ , мм	$a_{\text{crc}}^{\text{конеч}}$ , мм	$C_{\text{д}}$
	$\frac{M_{\text{опытн}}}{M_{\text{разр}}}$	$\sigma_{\alpha}$ , МПа				
Т-1	0,9	479,8	1	0,266	0,350	1,32
Т-1	0,9	479,8	5	0,242	0,267	1,11
Ц-42	0,51	273,9	1	0,133	0,158	1,19
Ц-42	0,51	273,9	2	0,102	0,150	1,47
Ц-42	0,51	273,9	7	0,065	0,097	1,49
Ц-42	0,51	273,9	4	0,041	0,064	1,55
Ч-40	0,41	219,2	1	0,077	0,105	1,36
Ч-40	0,41	219,2	2	0,070	0,101	1,44
Ч-40	0,41	219,2	4	0,032	0,046	1,44
У-5	0,31	165,6	1	0,105	0,112	1,07
У-5	0,31	165,6	6	0,057	0,070	1,23
У-5	0,31	165,6	1	0,020	0,022	1,10

Изменение ширины раскрытия трещин в агрессивных условиях при действии длительной постоянной нагрузки (табл. 2.20), показывает, что для максимальных  $a_{\text{crc}}$  и остальных групп ширины раскрытия поперечных трещин величина  $C_{\text{д}}$  за указанный период не превышает 1,5. Значения  $C_{\text{д}}$  максимально раскрытых трещин на образцах, имеющих различный уровень загрузки, получились примерно одинаковыми. По отношению к неагрессивным условиям испытания не отмечается расхождение в росте максимальных  $a_{\text{crc}}$ . Однако, среднее значение коэффициента  $C_{\text{д}}$  в группе поперечных трещин с величиной  $a_{\text{crc}} = 0,210 - 0,260$  мм в агрессивных условиях в 1,19 раза больше, чем в неагрессивных. При уровне загрузки  $M=0,51 M_{\text{разр}}$  и ниже не наблюдается преимущественный рост ширины раскрытия каких-либо поперечных трещин.

Таблица 2.20

Изменение ширины раскрытия поперечных трещин при загрузении опытных образцов длительной постоянной нагрузкой в агрессивной среде

Шифр образца	Нагрузка		Кол-во трещин, шт.	$a_{crс}^{нач}$ , мм	$a_{crс}^{конеч}$ , мм	$C_D$
	$\frac{M_{опытн}}{M_{разр}}$	$\sigma_\alpha$ , МПа				
Т-2	0,9	479,8	1	0,273	0,350	1,38
Т-2	0,9	479,8	3	0,229	0,303	1,32
Т-2	0,9	479,8	4	0,142	0,166	1,17
Т-2	0,9	479,8	1	0,070	0,085	1,21
Ц-41	0,51	273,9	1	0,112	0,150	1,34
Ц-41	0,51	273,9	2	0,080	0,121	1,51
Ц-41	0,51	273,9	1	0,035	0,050	1,43
Ч-39	0,41	219,2	1	0,084	0,104	1,24
Ч-39	0,41	219,2	3	0,061	0,078	1,28
У-6	0,31	165,6	3	0,043	0,062	1,44

Данные табл. 2.19 и 2.20 показывают, что в различных условиях испытания при действии длительной постоянной нагрузки ширина раскрытия первоначально раскрытых трещин возрастает не более чем в 1,5 раза, независимо от уровня разрушающей нагрузки. В общем случае величина коэффициента  $C_D$  трещин с одинаковой шириной раскрытия зависит от уровня нагрузки. С возрастанием уровня загрузки значение  $C_D$  увеличивается.

Анализ значений ширины раскрытия трещин при воздействии переменной нагрузки с верхним уровнем загрузки и граничными параметрами опытной нагрузки табл.2.17 по сравнению с  $a_{crс}$  от опытной длительной постоянной нагрузки табл.2.19 и 2.20 показывает:

1) в неагрессивных условиях испытания для максимально раскрытых трещин значение  $C_D = 1,38$  при переменной нагрузке для  $M = 0,77M_{разр}$ , что на 4,3 % выше значения  $C_D = 1,32$ , чем при постоянной для  $M = 0,9M_{разр}$ ;

2) в неагрессивных условиях испытания максимальное значение  $C_D$  для переменной нагрузки при верхнем уровне загрузки равно  $C_D = 1,79$ , что на 13,4 % больше  $C_D = 1,55$  для неагрессивной среды при постоянной нагрузке;

3) при действии максимальной нагрузки с нижнем уровнем загрузки в неагрессивной среде значение  $C_D = 1,62$ , что на 9,3 % выше  $C_D = 1,47$ , чем для постоянной нагрузки;

4) в агрессивных условиях испытания для максимально раскрытых трещин при переменной нагрузки для  $M = 0,77M_{разр}$  значение  $C_D = 1,53$ , что на 16,3 % выше, чем при постоянной нагрузки  $C_D = 1,28$ ;

5) при действии переменной нагрузки с нижним уровнем загрузки в агрессивной среде значение  $C_d = 2,09$ , что выше на 35,9 % величины  $C_d = 1,34$ , соответствующей постоянной нагрузке.

Значительный научный интерес представляет изучение зависимости изменения ширины раскрытия трещин, измеренных с одной стороны опытных образцов, при чередующемся воздействии различных сред (рис.2.161, 2.162). Первые 250 суток в комплексном исследовании балки испытывались в неагрессивных условиях, в течение которых амплитуда колебания ширины раскрытия поперечных трещин оставалась постоянной величиной. В этих условиях отмечается стабилизация ширины раскрытия поперечных трещин после 150 суток испытания образцов.

При изменении условий испытания от неагрессивной среды к агрессивной наблюдается заметное уменьшение ширины раскрытия поперечных трещин как от действия максимальной, так и минимальной нагрузки за счёт набухания бетона. В процессе воздействия жидкой среды амплитуда колебания ширины раскрытия поперечных трещин уменьшается за счёт появившихся в её полости продуктов коррозии арматуры и бетона. При переходе в процессе испытания от агрессивной среды к неагрессивной происходит резкое возрастание ширины раскрытия трещин при действии как максимальной, так и минимальной нагрузки. Следовательно, периодическое воздействие агрессивной среды вызывает общее увеличение ширины раскрытия поперечных трещин  $a_{crc}$ . В проведённом комплексном экспериментальном исследовании максимальное изменение величин  $a_{crc}$  в этом случае составляет не менее 0,05 мм.

На рис. 2.163 и 2.164 приведены графики изменения ширины максимально раскрытых трещин, полученных от измерения  $a_{crc}$  с двух сторон образцов, с длительностью цикла загрузки 28 и 56 суток в зависимости от величины приложенной переменной нагрузки. На образцах М-22, Н-24, испытывающихся в агрессивных условиях, на протяжении первых циклов загрузки наблюдается уменьшение  $a_{crc}$  от действия максимальной нагрузки. На образце М-21, испытывающемся в обычных условиях, стабилизация величины  $a_{crc}$  при действии максимальной и минимальной нагрузки отмечено после 45 суток испытания. Причиной является набухание бетона вследствие увеличения относительной влажности воздуха» в помещении при уменьшении температуры воздуха, где проводились испытания образцов. Стабилизация роста максимально раскрытой трещины в агрессивных условиях испытания на образце М-22 наступает начиная с 7 цикла загрузки, а для неагрессивных условий испытания на образце М-21 она происходит постепенно на протяжении всего периода испытаний.

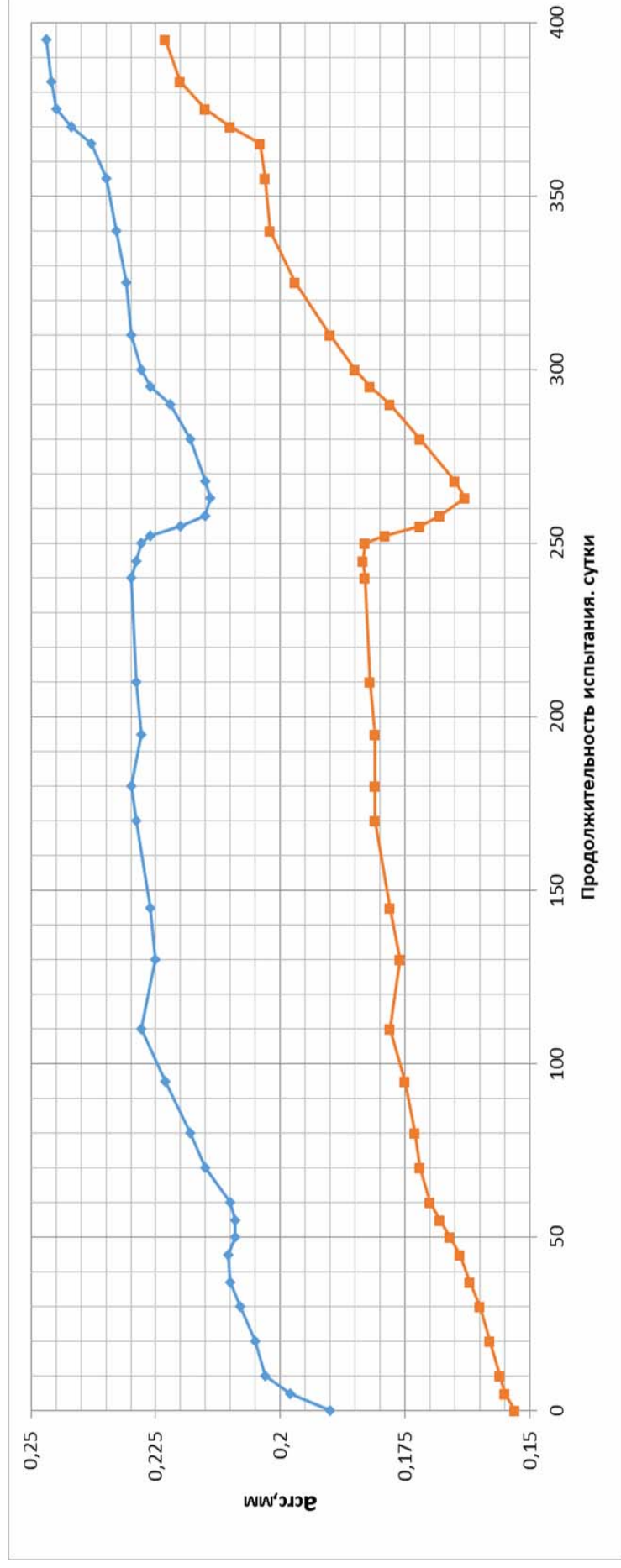


Рис. 2.161. Кинетика изменения раскрытия трещины наибольшей ширины на образце К-11 при действии переменной ступенчато-повторной нагрузки в зоне чистого изгиба. Параметры нагрузки  $\eta = 0,3$ ;  $\rho = 0,666$ ;  $t_c = 3,5$  суток:

ромбы и квадраты – соответственно при верхнем ( $0,77M_{разр}$ ) и нижнем ( $0,51M_{разр}$ ) уровнях нагружения.

Неагрессивные условия испытания в течение первоначальных 250 суток, а затем с 370 по 400 суток.

Агрессивные условия испытания с 250 по 370 суток

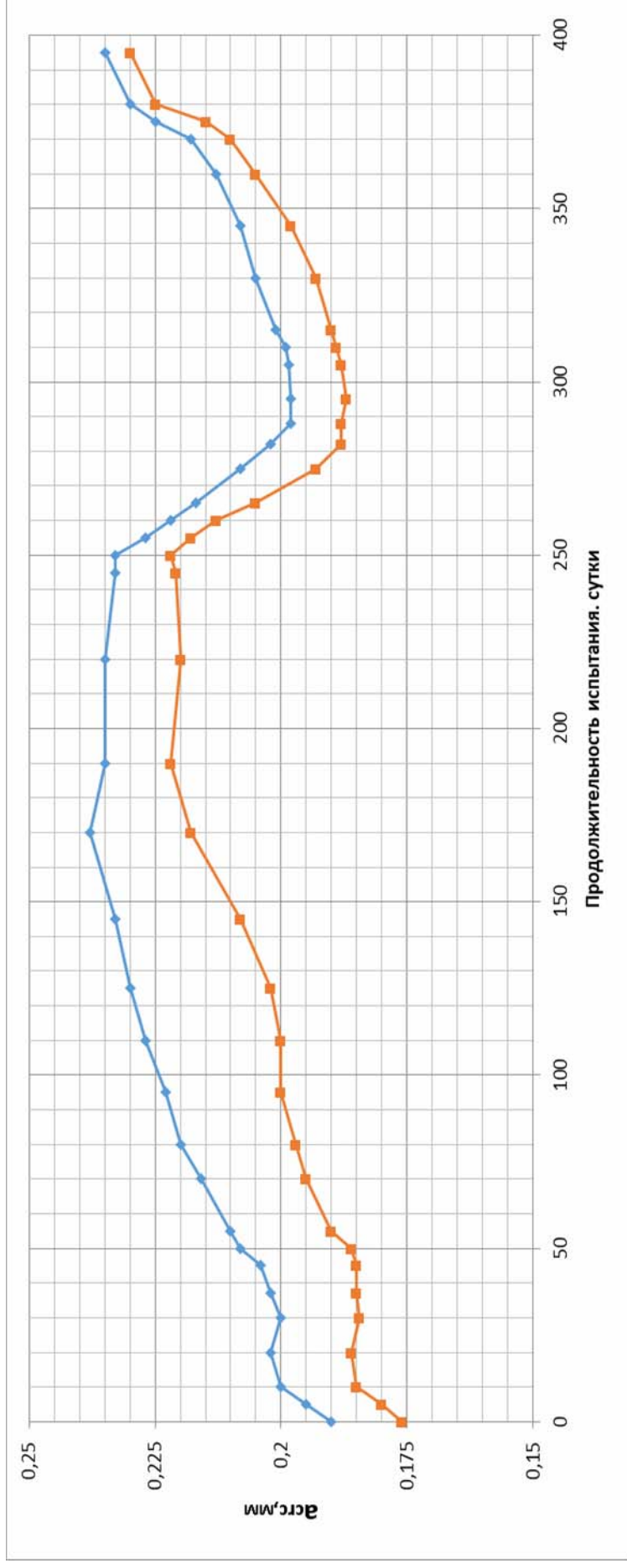


Рис. 2.162. Кинетика изменения раскрытия трещины наибольшей ширины на образце О-27 при действии переменной ступенчато-повторной нагрузки в зоне чистого изгиба. Параметры нагрузки  $\eta = 0,4$ ;  $\rho = 0,8$ ;  $t_{ц} = 3,5$  суток: ромбы и квадраты – соответственно при верхнем ( $0,77M_{разр}$ ) и нижнем ( $0,62M_{разр}$ ) уровнях нагружения. Неагрессивные условия испытания в течение первоначальных 250 суток, а затем с 370 по 400 суток. Агрессивные условия испытания с 250 по 370 суток

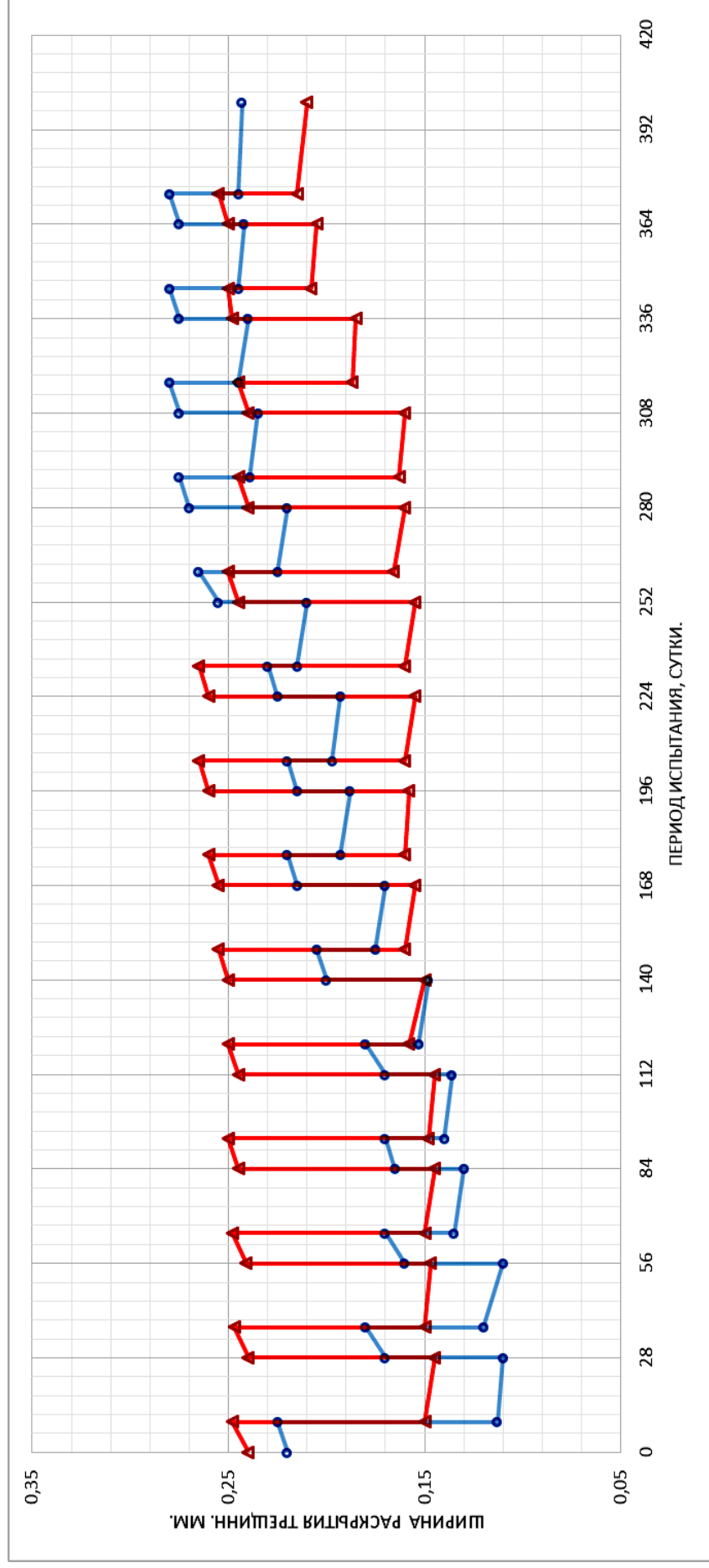


Рис. 2.163. Изменения наибольшей ширины раскрытия трещины, измеренной с двух сторон балки, при действии на образцы переменной ступенчато-повторной нагрузки: треугольник – образец M21 (неагрессивные условия); окружность – образец M22 (агрессивные условия). По окончании 252 суток испытания – смена вида воздействующей среды: неагрессивная-агрессивная, агрессивная-неагрессивная.

Параметры нагрузки  $\eta = 0, 3; \rho = 0, 4; t_{ц} = 28$  суток

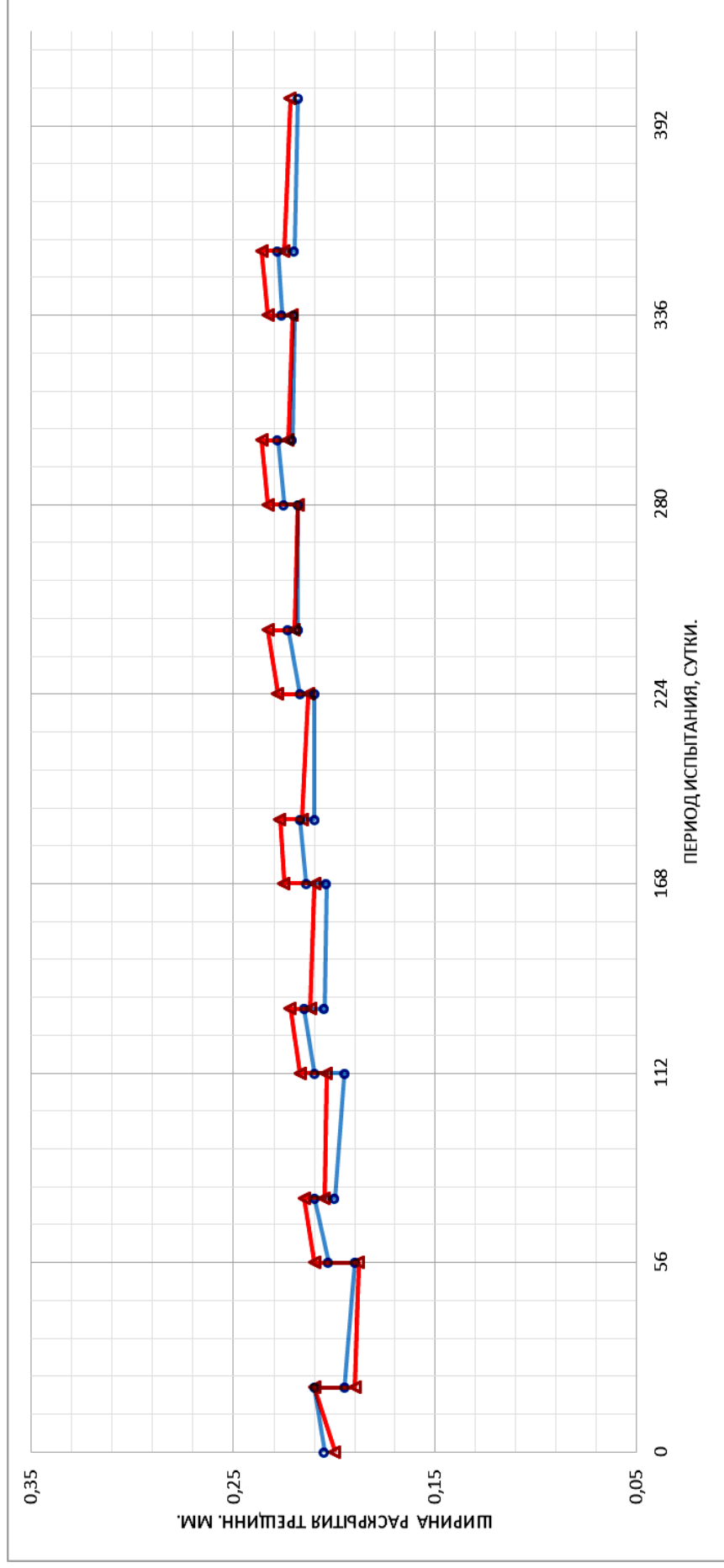


Рис. 2.164. Изменения наибольшей ширины раскрытия трещины, измеренной с двух сторон балки, при действии на образцы переменной ступенчато-повторной нагрузки:

треугольник – образец N23 (неагрессивные условия); окружность – образец N24 (агрессивные условия).

По окончании 201 суток испытания – смена вида воздействующей среды агрессивной на неагрессивную 106 суток: неагрессивная действует в течении 307 суток.

Параметры нагрузки  $\eta = 0,3$ ;  $\rho = 0,8$ ;  $t_{ц} = 56$  суток

После прекращения воздействия жидкой агрессивной среды на образец М-22 наблюдается резкое увеличение  $a_{crc}$  как от действия максимальной, так и минимальной нагрузки. Причиной является усадка бетона после окончания увлажнения и появление обратимых упругих деформаций в бетоне растянутой зоны образца. Амплитуда колебания ширины раскрытия поперечной трещины возрастает до  $a_{crc} = 0,070$  мм и в дальнейшем практически не изменяется.

На образцах М-21 и Н-23, находившихся на первом этапе испытания в неагрессивных условиях, отмечается рост  $a_{crc}$  как от действия максимальной, так и минимальной составляющих переменной нагрузки. На всём протяжении испытания амплитуда колебания ширины раскрытия поперечной трещины остаётся величиной постоянной.

Воздействие жидкой агрессивной среды на образец М-21 после испытания в течение 252 суток в неагрессивных условиях приводит к увеличению  $a_{crc}$  при действии минимальной нагрузки. Одновременно, в результате набухания бетона наблюдается уменьшение  $a_{crc}$  от действия максимальной нагрузки. Вследствие этого амплитуда колебания ширины раскрытия поперечной трещины уменьшается более чем в 2 раза и в конце испытания составляет менее  $\Delta a_{crc} = 0,050$  мм.

Для исследования влияния жидкой среды на кинетику ширины раскрытия поперечных трещин и прогибы в зоне чистого изгиба при действии переменной ступенчато-повторной нагрузки с параметрами:  $\eta = 0,2$ ;  $\rho = 0,533$  и  $t_{ц} = 3,5$  суток проведены длительные испытания образцов при периодическом воздействии жидкой среды, вызывающей коррозию арматуры в зоне поперечных трещин (3 % раствор NaCl), и жидкой среды, ингибированной нитритом натрия для защиты арматуры в зоне поперечных трещин от коррозии (рис. 2.165, 2.166) [131].

Данные (рис. 2.165 и 2.166) свидетельствуют о преобладающем влиянии коррозии арматуры на уменьшение амплитуды изменения ширины раскрытия поперечных трещин. Величина прогибов в зоне чистого изгиба на балке Б-20 превышает аналогичные значения на образце Б-19 (рис. 2.166). Причиной является повышенная ползучесть бетона сжатой зоны от воздействия электролита с повышенной концентрацией хлорид – ионов.

В начальный период испытания образцов в агрессивной среде наблюдается уменьшение  $a_{crc}$  (рис. 2.166), за счёт процесса набухания бетона. В первоначальный период испытания не отмечается увеличение прочности бетона в результате воздействия на него 3 % раствора NaCl. Вследствие набухания бетона суммарное усилие в бетоне сжатой зоны становится меньше, чем для неагрессивных условий, в результате чего плечо внутренней пары сил увеличивается, а напряжение в арматуре соответственно снижается. При этом уменьшается и величина  $a_{crc}$ .



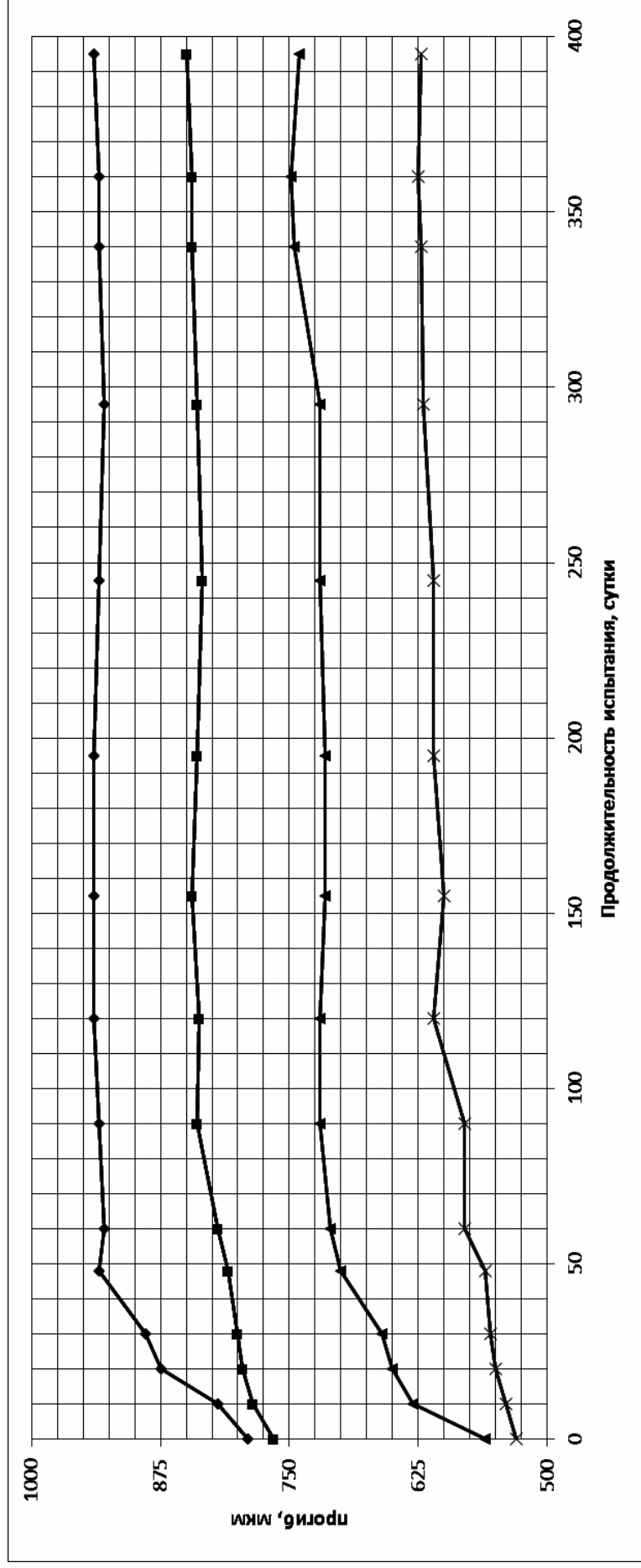


Рис. 2.165. Кинетика изменения прогибов балок Б19, Б20 в зоне чистого изгиба при действии переменной переменнo-ступенчатой нагрузки. Параметры нагрузки:  $\eta = 0,2$ ;  $\rho = 0,533$ ;  $t_{ц} = 3,5$  суток :

ромбы и треугольник – соответственно от действия максимальной ( $0,77M_{разр}$ ) и минимальной ( $0,41M_{разр}$ ) нагрузки для образца Б20(агрессивные условия);  
 квадраты и кресты – для образца Б19(неагрессивные условия).

Ромбы и треугольники – агрессивные условия (раствор 3 % NaCl);  
 квадраты и кресты – неагрессивные условия (раствор 1,5 % NaNO<sub>2</sub>+1,5 % NaCl)

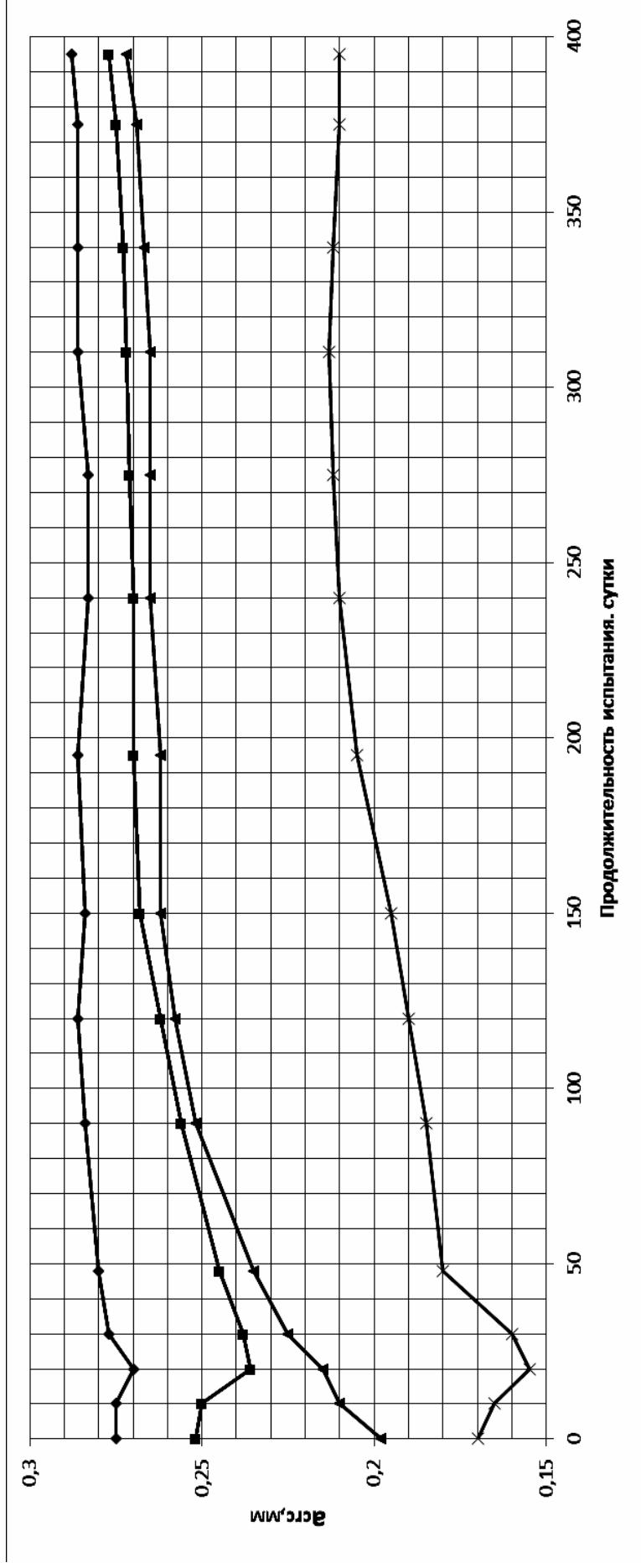


Рис.2.166. Раскрытие трещин наибольшей ширины на балках Б19, Б20 при действии переменной ступенчато-повторной нагрузки. Параметры нагрузки:  $\eta = 0,2$ ;  $\rho = 0,533$ ;  $t_{ц} = 3,5$  суток :

ромбы и треугольник – соответственно от действия максимальной ( $0,77M_{разр}$ ) и минимальной ( $0,41M_{разр}$ ) нагрузки для образца Б20 (агрессивные условия);  
 квадраты и кресты – для образца Б19 (неагрессивные условия).

Ромбы и треугольники-агрессивные условия (раствор 3 % NaCl);  
 квадраты и кресты – неагрессивные условия (раствор 1,5 % NaNO<sub>2</sub>+1,5 % NaCl)

При длительном действии агрессивной среды ползучесть бетона сжатой зоны, по сравнению с неагрессивными условиями, растёт более интенсивно. Полнота эпюры напряжений сжатия в бетоне  $\omega$  стремится к единице, высота сжатой зоны бетона уменьшается, напряжение в арматуре увеличивается, что и способствует росту  $a_{crc}$ . Этот процесс и подтверждается кинетикой  $a_{crc}$ . на рис 2.163. Следовательно, в данных условиях испытания величина коэффициента  $C_D$  зависит только от деформативности бетона сжатой зоны  $C_D = f(\epsilon_{\sigma c})$ .

После длительного периода испытания начинает сказываться влияние агрессивной жидкой среды и на рост прочности бетона сжатой зоны. При увеличении сопротивления бетона  $R_b$ , площадь эпюры напряжения  $\omega$  уменьшается, а плечо внутренней пары сил соответственно увеличивается, что приводит к снижению напряжения в арматуре, а следовательно, и величины  $a_{crc}$ .

## 2.4. Исследование несущей способности железобетонных образцов и коррозии арматуры в силовых поперечных трещинах

Переменные нагрузки влияют не только на увеличение деформативности железобетонных элементов, но и на их долговечность. Первые признаки разрушения бетона стен верхней части силосов при циклическом воздействии горизонтальных и вертикальных силовых усилий от сыпучих материалов, веса технологического оборудования, изменения температуры наружного воздуха, от нагнетаемого в силос воздуха при активной вентиляции, пневматике присутствующей при выгрузке материала из силоса, а также от ветра и снега проявляются уже через 10-15 лет эксплуатации [153].

Анализ результатов существующих экспериментальных исследований показывает отсутствие общепринятой оценки определения наступления предельно допустимого коррозионного повреждения арматуры. Исследования коррозии арматуры в железобетонных конструкциях направлены на определение физико-механических характеристик арматуры в зависимости от характера, интенсивности и продолжительности воздействия агрессивной внешней среды, без учёта количественной величины эксплуатационной нагрузки, в том числе не только постоянной, но и переменной [60, 73, 117]. Поэтому исследование коррозии арматуры в поперечных трещинах прямых моделей железобетонных конструкций при действии на них как постоянной, так и переменной нагрузки в присутствии жидкой агрессивной среды, содержащей хлорид-ионы, является актуальным и представляет как научную, так и практическую ценность.

Влияние параметров переменной нагрузки  $\eta = \frac{t_{M_{\max}}}{t_{\text{ц}}}$ ,  $\rho = \frac{M_{\min}}{M_{\max}}$ ,  $t_{\text{ц}}$  цик-

ла на коррозионное поражение арматуры в зоне поперечных трещин оценивалось в комплексном экспериментальном исследовании, рассматриваемом во 2-й главе монографии, на железобетонных образцах с размерами 1500×200×70 мм с рабочей арматурой диаметром 12мм класса А-III в процессе их испытания переменной нагрузкой и периодическом, до 3 раз в сутки, увлажнением 3 %-м раствором хлористого натрия. Верхний уровень нагрузки для всех образцов принимался равным  $M = 0,77M_{\text{разр}}$ , а нижний 0,62; 0,51; 0,41; 0,31  $M_{\text{разр}}$ . При испытании половина образцов (20 штук) увлажнялись раствором хлористого натрия с начала испытания. Вторая половина находилась в газовой воздушных условиях помещения лаборатории при относительной влажности воздуха до 80 %. После стабилизации ширины раскрытия поперечных трещин 8 образцов из неагрессивной группы увлажнялись в течение 120 суток 3 % раствором NaCl.

К началу испытания бетон имел марку по водонепроницаемости В-6 (испытания проводились по ГОСТ 12730.5-84 [48]). Влажность бетона опытных балок к началу времени испытания составляла 2,2 %. Отбором проб бетона по слоям установлено, что ежедневное изменение относительной влажности воздуха в помещении испытательного корпуса железобетонных конструкций в течение периода экспериментальных исследований приводит к изменению влажности на участке бетона с открытой поверхностью от 2,9 до 3,3 %. Влажность внутренних слоёв бетона остаётся неизменной и равняется 4,0 %, что способствовало постоянному функционированию макрогальванической пары электрохимической коррозии на поверхности арматуры в поперечных трещинах.

Прочность бетона к началу длительных испытаний составляла 33 МПа. Изменение прочности бетона в процессе эксперимента контролировалось по прочности кубов 10×10×10 см, часть из которых периодически увлажнялась агрессивным раствором, другая находилась в нормальных газовой воздушных условиях. Прочность образцов, подвергавшихся воздействию агрессивной среды в течение 120 суток составила 35 МПа, а в течение 250 суток – 37 МПа, то есть увлажнение раствором 3 % NaCl способствовало увеличению прочности бетона.

При обработке результатов коррозионного испытания арматуры применялся статистический критерий оценки Шовене, используемый в случае нормального распределения результатов испытания [206], приведённый в табл. 2.21.

Т а б л и ц а 2 . 2 1

Максимально допустимое отклонение экспериментального измерения к среднеарифметической величине в зависимости от количества опытных данных

Число данных	4	5	6	10	15	25	50	100	300
Отношение максимального значения к среднеарифметическому	1,54	1,65	1,73	1,96	2,13	2,33	2,57	2,81	3,14

В случае получения трёх и менее результатов опыта, отбрасывание любого из них не производилось.

Величина коррозионного поражения арматуры определялась после вскрытия не менее шести поперечных трещин определённой ширины раскрытия по следующим показателям: площади поражения и длине участка стержня с коррозией, см<sup>2</sup>(см); величине потерь от коррозии, г; максимальной и средней глубине язв, мкм; уменьшению деформативности и разрывного усилия стержня, %. Кроме того, определялась глубина нейтрализации (карбонизации) бетона в мм, содержания в бетоне хлорид – ионов. Общая оценка коррозионного поражения арматуры в зоне поперечных трещин производилась в баллах (табл. 2.22).

Т а б л и ц а 2 . 2 2

Оценка коррозионного состояния арматуры в зоне поперечных трещин в баллах

Баллы	Характеристика физического состояния поверхности арматуры	Длина участка коррозии, мм	Глубина язв, мкм
0	• отсутствие коррозии	0	0
1	• легкий поверхностный налет ржавчины	< 10	10-50
2	• уплотненный слой продуктов коррозии • небольшие язвы равномерно распределенные	10-20	50-250
3	• плотный слой продуктов коррозии • средние язвы	20-40	250-500
4	• то же • язвы крупные, отдельные	40-60	500-1000
5	• отслаивающиеся продукты коррозии • язвы крупные по периметру	> 60	> 1000

Площадь коррозионного поражения определялась с точностью до 1,0 мм<sup>2</sup> на развёртке поверхности при помощи трафарета.

Глубина нейтрализации (карбонизации) бетона определялась при нанесении на свежий скол бетона индикатора – 0,1 % раствора фенолфталина в спирте, а хлорид-ионов – децинормального раствора азотокислого серебра. Продукты коррозии с поверхности стержней удалялись химиче-

ским способом в 10 % растворе соляной кислоты +1 % уротропина. Глубина поражения в пределах 200 мкм определялась при помощи сканирующего микроскопа с точностью до 10 мкм. При большой глубине использовался индикатор часового типа с иглой.

Оценка уменьшения диаметра стержня в результате коррозии проводилась с помощью специально разработанной методики измерения глубины поражённого участка. Согласно этой методике количество измерений на поражённом участке полупериметра арматуры соответствовало шести. При коррозионном поражении на меньшем участке, чем полупериметр стержня, в расчёт определения средней глубины язв вводились соответствующие дополнительные нули. Предел прочности  $\sigma$  (н/мм<sup>2</sup>) и относительное удлинение  $\delta$ (%) стержней после коррозионных испытаний сопоставлялись с исходными показателями в состоянии их поставки.

Прямые модели железобетонных конструкций по окончании испытаний доводились до разрушения по ГОСТ 8829-94 [55] с определением величины их несущей способности. Результаты экспериментальных исследований показали, что несущая способность опытных образцов, испытанных при воздействии постоянной нагрузки в различных средах, не уменьшилась по сравнению с контрольными. Изменение несущей способности образцов, испытанных в течение 250 суток в агрессивной среде при воздействии переменной нагрузки оказалась в среднем выше на  $M=180$  н·м (1,9 %) балок, не испытывающих воздействие агрессивной среды. При действии постоянной нагрузки и агрессивной среды несущая способность экспериментальных моделей оказалась в среднем на  $M=590$  н·м (6,3 %) выше, чем в неагрессивной и на  $M=410$  н·м (4,4 %) больше контрольных образцов. Это объясняется большим влиянием адсорбционно-активной среды на повышение прочности бетона, а следовательно, и на несущую способность элементов в условиях постоянного нагружения, чем переменного. Прочность бетона образцов, подвергавшихся воздействию адсорбционно-активной жидкой среды в течение 250 суток увеличилась на 12 %.

В тоже время относительная несущая способность опытных балок, подвергавшихся воздействию агрессивной среды и переменной нагрузкой оказалась на 2.6 % меньше по сравнению с постоянным нагружением.

Влияние параметров переменной ступенчато-повторной нагрузки на изменение несущей способности железобетонных балок определялось с помощью относительного коэффициента несущей способности образцов

$$n = \frac{M_{\text{разр}}^{\text{оп}}}{M_{\text{разр}}^{\text{контр}}}$$
 после одного года воздействия переменной нагрузки.

Функциональные зависимости относительного изменения прочности образцов при действии изгибающей нагрузки от параметров переменной нагрузки при их 16 комбинациях и вида воздействующей среды, устано-

вленные с помощью математического анализа результатов многофакторного эксперимента [206], после 1 года испытания опытных железобетонных балок, приведены на рис. 2.167 и 2.168.

Наибольшее влияние на снижение несущей способности железобетонных балок в неагрессивной среде оказывают параметры  $\rho$  (уровень загрузки минимальной нагрузкой) и  $t_{\text{ц}}$  (длительность цикла переменной нагрузки), а в агрессивных условиях только параметр  $t_{\text{ц}}$  (длительность цикла переменной нагрузки) табл. 2.23, из-за возрастающего влияния неупругих деформаций бетона сжатой зоны при увеличении относительной длительности действия максимальной нагрузки в периоде цикла.

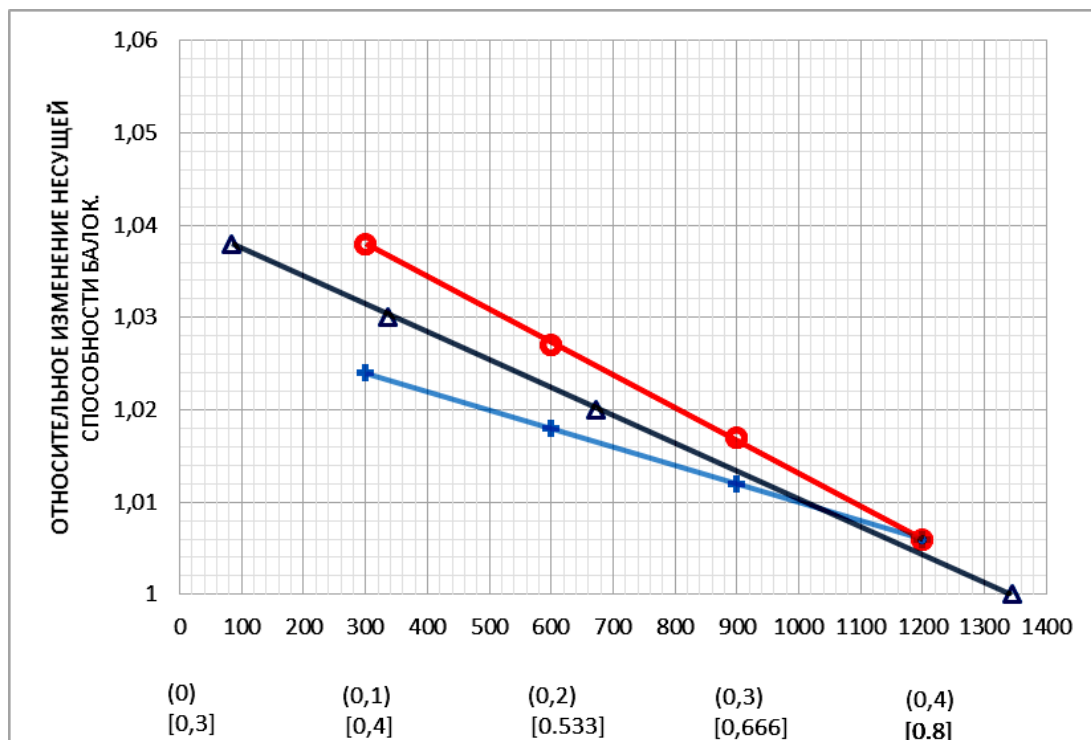


Рис. 2.167. Изменение несущей способности железобетонных опытных образцов в неагрессивной среде в зависимости от параметров переменной

$$\text{нагрузки } n_{\text{H}} = M_{\text{оп}}^{\text{разр}} / M_{\text{контр}}^{\text{разр}} :$$

ось абсцисс: цифры без скобок предназначены для параметра  $t_{\text{ц}}$  (треугольник) – длительность цикла переменной нагрузки, ч;

цифры в круглых скобках предназначены для параметра  $\eta = t_{\text{max}} / t_{\text{ц}}$  (засечка);

цифры в квадратных скобках предназначены для параметра  $\rho = M_{\text{min}} / M_{\text{max}}$  (окружность).

$$n_{\text{H}} = 0,966 \cdot (1,03 - 0,06\eta)(1,07 - 0,08\rho)(1,04 - 0,00003t_{\text{ц}}),$$

где  $t_{\text{ц}}$  – в функциональной зависимости в сутках

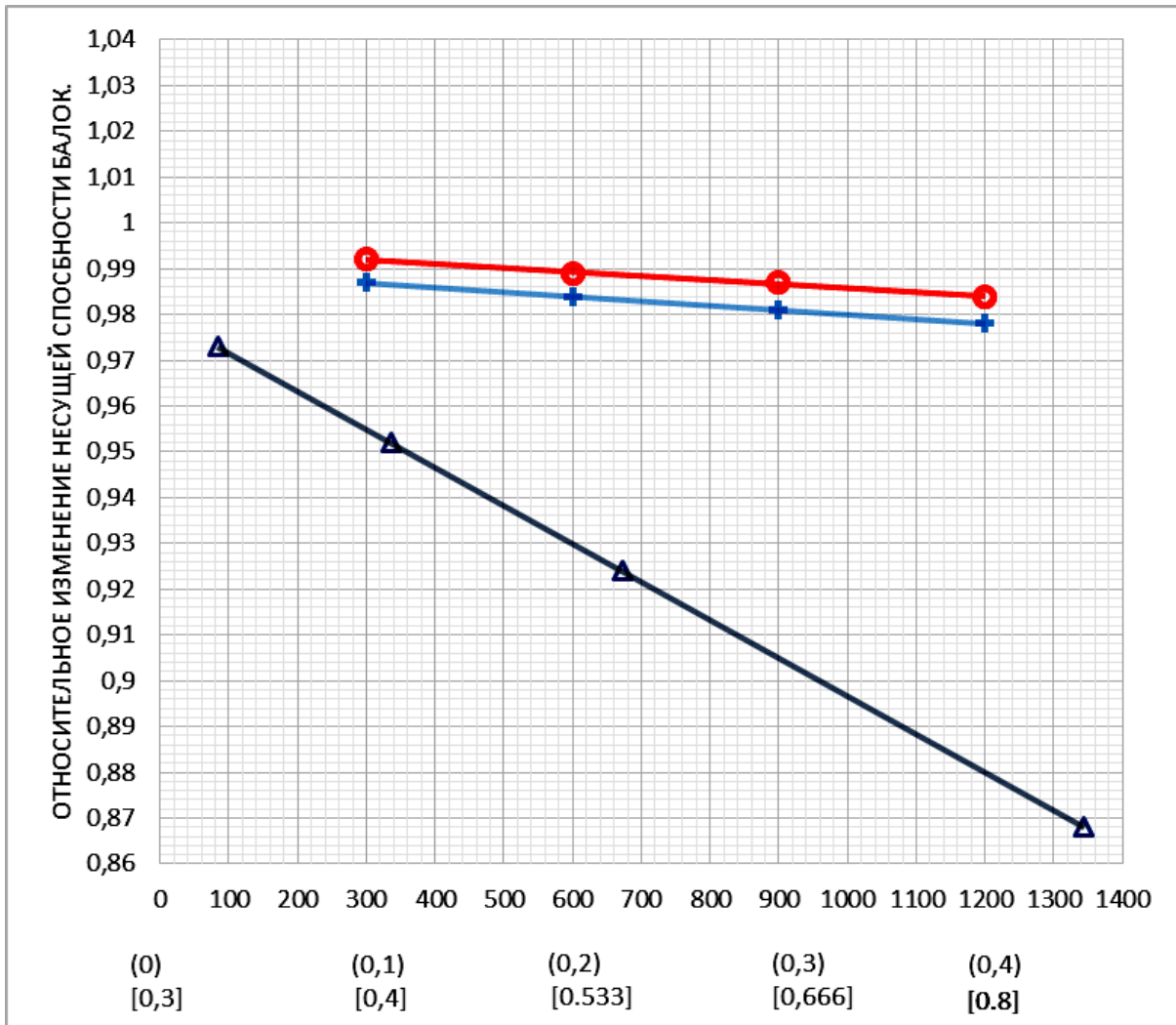


Рис.2.168. Изменение несущей способности железобетонных опытных образцов в агрессивной жидкой среде в зависимости от параметров переменной нагрузки

$$n_H = M_{оп}^{разр} / M_{контр}^{разр} :$$

ось абсцисс: цифры без скобок предназначены для параметра  $t_{ц}$  (треугольник) – длительность цикла переменной нагрузки в часах; цифры в круглых скобках предназначены для параметра  $\eta = t_{max} / t_{ц}$  (засечка); цифры в квадратных скобках

предназначены для параметра  $\rho = M_{min} / M_{max}$  (окружность).

$$n_a = 1,024 \cdot (0,993 - 0,03\eta)(1,00 - 0,02\rho)(0,98 - 0,002t_{ц}),$$

где  $t_{ц}$  – в функциональной зависимости в сутках



Т а б л и ц а 2 . 2 3

Влияние параметров опытной переменной нагрузки на снижение несущей

$$\text{способности железобетонных образцов } n = \frac{M_{\text{разр}}^{\text{оп}}}{M_{\text{разр}}^{\text{контр}}}$$

Показатели	Условия испытания	Данные, %		
		$\eta$	$\rho$	$t_{\text{ц}}$
$n_{\text{н}}$	Н	30	35	35
$n_{\text{а}}$	А	30	30	40

Параметры переменной ступенчато-повторной нагрузки ( $\eta$ ,  $\rho$  и  $t_{\text{ц}}$ ) имеют линейный характер влияния на относительное изменение несущей способности балок. В неагрессивной и агрессивной среде в пределах принятой экспериментальной шкалы опытной переменной нагрузки величинами параметров, приводящих к наибольшему снижению прочности образцов, являются их соответствующие значения:  $\eta = 0,4$ ;  $\rho = 0,8$  и  $t_{\text{ц}} = 56$  суток. Для этих величин в неагрессивной среде коэффициент  $n_{\text{н}} = 1,015$ , а в агрессивной –  $n_{\text{а}} = 0,855$ , с величиной количественного неравенства значений 15,8 %.

Значениями параметров, приводящих к наименьшему снижению прочности образцов, являются  $\eta=0,1$ ;  $\rho=0,4$  и  $t_{\text{ц}} = 3,5$  суток. Для этих величин в неагрессивной среде коэффициент  $n_{\text{н}} = 1,068$ , а в агрессивной среде –  $n_{\text{а}} = 0,976$ , с величиной количественного несоответствия значений – 8,6 %.

Расхождение в наибольших и наименьших значениях  $n$ , определяемых опытными значениями граничных параметров переменной нагрузки, составляет для неагрессивных условий испытания – 5,0 %, для агрессивной – 12,4 %.

Результаты проведенных опытов в комплексном эксперименте показали, что длина участка карбонизации контактного слоя бетона в зоне влияния поперечных трещин зависит от величины  $a_{\text{срс}}$ . На рис 2.169 приведены кривые длин участков карбонизации бетона в зонах поперечных трещин по обе стороны от них, полученные в зоне чистого изгиба на 27 опытных образцах, испытанных в агрессивных и неагрессивных условиях при действии переменной и постоянной нагрузки в течение одного года [85].

Данные на рис. 2.169 показывают, что при действии переменной нагрузки и агрессивной среды в полости трещины вокруг арматурного стержня при  $a_{\text{срс}} \leq 0,10$  мм сохраняется щелочная среда. Следовательно, при наличии воздействия на железобетонные конструкции переменной ступенчато-повторной нагрузки и агрессивной жидкой среды, содержащей хлорид – ионы, коррозионная сохранность арматуры обеспечивается в поперечных трещинах с шириной раскрытия менее  $a_{\text{срс}} \leq 0,10$  мм.

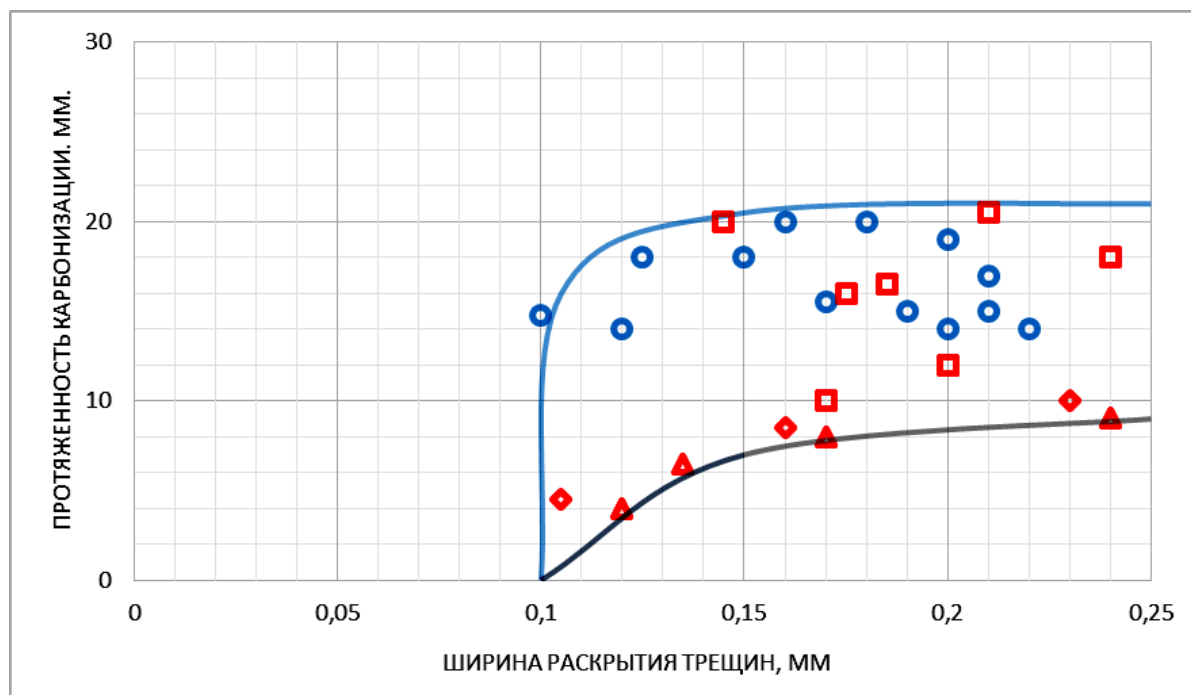


Рис. 2.169. Протяженность участка карбонизации контактного слоя бетона в зоне влияния трещин при переменном и постоянном их раскрытии после окончания испытания образцов:

квадраты – неагрессивные условия испытания при переменной нагрузке;  
 окружности – агрессивные условия испытания при переменной нагрузке;  
 треугольник – агрессивные условия испытания при постоянной нагрузке;  
 ромб – неагрессивные условия испытания при постоянной нагрузке

Полученные экспериментальные данные по карбонизации контактного бетонного слоя с арматурой (рис 2.169) показывают, что переменная нагрузка в два раза увеличивает длину участка карбонизации по сравнению с постоянной, что является косвенным свидетельством интенсивного микроразрушения бетона в приарматурной зоне и нарушения усилий сцепления бетона с арматурой при действии переменной нагрузки. Средняя и максимальная глубина карбонизации не разрушенного бетона балок за период испытаний составили соответственно 5 и 7 мм.

Экспериментальные результаты при 250 суточном воздействии жидкой агрессивной среды «показывают, что в трещинах с шириной раскрытия  $a_{crc} = 0,20$  мм максимальная и средняя длина участка коррозии вдоль арматуры, а также по периметру стержня, максимальная глубина коррозионных язв на арматуре и площадь коррозионного поражения увеличиваются не менее, чем в полтора раза при действии переменной нагрузки по сравнению с постоянной. Однако средняя глубина коррозии арматуры для обоих видов загрузки не изменяется.

Для арматуры класса А-III,  $\varnothing 12$  мм, средняя глубина поражения  $\delta_{cp}$  (% уменьшения диаметра) и средняя длина участка коррозионного пора-

жения в зоне влияния поперечной трещины  $\ell_{cp}$  при действии переменной нагрузки зависят от следующих значений ширины раскрытия трещин:

$$\begin{aligned} a_{crc} &= 0,05 \text{ мм} - \delta_{cp} = 45 \text{ мкм} (0,8\%) - \ell = 6 \text{ мм}, \\ a_{crc} &= 0,07 \text{ мм} - \delta_{cp} = 84 \text{ мкм} (1,4\%) - \ell = 11 \text{ мм}, \\ a_{crc} &= 0,10 \text{ мм} - \delta_{cp} = 125 \text{ мкм} (2,1\%) - \ell = 16 \text{ мм}, \\ a_{crc} &= 0,125 \text{ мм} - \delta_{cp} = 185 \text{ мкм} (3,1\%) - \ell = 25 \text{ мм}, \\ a_{crc} &= 0,15 \text{ мм} - \delta_{cp} = 240 \text{ мкм} (4,0\%) - \ell = 32 \text{ мм}, \\ a_{crc} &= 0,20 \text{ мм} - \delta_{cp} = 300 \text{ мкм} (5,0\%) - \ell = 39 \text{ мм}. \end{aligned}$$

Данные результаты хорошо аппроксимируются линейной зависимостью длины участка коррозии, мм, от средней глубины поражения, мкм:

$$\ell = 0,13\delta_{cp}. \quad (2.10)$$

Одним из способов предотвращения появления коррозионных продольных трещин в защитном слое бетона конструкции, испытывающих воздействие сильноагрессивных жидких сред с хлорид-ионами и переменной ступенчато-повторной нагрузки, с учётом данных рис.2.169 является не допустимость соответствующего значения ширины раскрытия поперечных трещин  $a_{crc} < 0,10 \text{ мм}$ .

Для арматуры периодического профиля диаметром 12 мм при толщине защитного слоя 25 мм наблюдается несколько характерных пределов раскрытия трещин при действии переменной нагрузки в условиях периодического увлажнения раствором с содержанием хлорид – ионов 18 г/л в течение 250 суток:

а)  $a_{crc} < 0,05 \text{ мм}$  вероятность возникновения коррозии незначительна (менее 0,1), показатели её низкие – трещины практически не представляют опасности для стальной арматуры;

б)  $a_{crc} = 0,05 \div 0,10 \text{ мм}$  – вероятность возникновения коррозии высокая (>9), показатели её существенно увеличиваются, однако глубина поражения остаётся невысокой;

в)  $a_{crc} = 0,10 \div 0,20 \text{ мм}$  – заметно возрастает максимальная и средняя глубина поражения (в 1,5 раза, по сравнению с  $a_{crc} = 0,05 \div 0,10 \text{ мм}$ ), остальные показатели коррозии увеличиваются незначительно (в 1,1 раза). Опасность трещин для арматуры средняя;

г)  $a_{crc} > 0,2 \text{ мм}$  – все показатели коррозии существенно увеличиваются. Опасность трещин для арматуры высокая.

Исходя из полученных значений характеристик коррозионного поражения арматуры в экспериментальных образцах, можно сделать вывод о возможности неопасного допущения для железобетонных конструкций в указанной агрессивной среде поперечных трещин с шириной раскрытия до

0,1 мм для арматуры периодического профиля при отношении  $\frac{d_a}{\delta_{зсб}} < 0,48$ ,

где  $d_a$  – диаметр арматуры,  $\delta_{зсб}$  – толщина защитного слоя бетона.

При испытании стержней арматуры  $\varnothing 12$  мм, класса А–III, извлеченных из железобетонных элементов после их разрушения по окончании экспериментального исследования на прочность переменной и постоянной изгибаемой нагрузкой, кинетику кривизны, жёсткости и ширины раскрытия поперечных трещин, на прочность при растяжении в соответствии с ГОСТ 12004-81 [47] их разрыв начинался на участках со средней глубиной коррозионных язв не менее 300 мкм. Однако разрывное усилие на прокорродированных стержнях заметно не изменялось. Физический предел текучести (470 МПа) и временное сопротивление (680 МПа) арматуры в среднем уменьшилось соответственно на 6 МПа (1,1 %) и 7 МПа (1,0 %) относительно значений, полученных на контрольных стержнях. Это объясняется тем, что фактические экспериментальные глубины коррозионного поражения арматуры значительно меньше предельного значения уменьшения диаметра арматуры, опасного для несущей способности железобетонного элемента, равного 15 %, что для арматуры с  $\varnothing 12$  мм составляет 1,8 мм или  $\delta_{кр} = 900$  мкм [159, 149].

Большое влияние на появление и раскрытие коррозионных продольных трещин в агрессивной среде оказывает расстояние между поперечными трещинами  $l_{crc}$ . Статистическое распределения величин  $l_{crc}$  в зоне чистого изгиба, полученное в эксперименте, имеет нормальный закон (табл.2.24).

Т а б л и ц а 2 . 2 4

Статистическое распределение  $l_{crc}$  в зоне чистого изгиба  
железобетонных образцов

Номер серии образцов	$\sum l_{crc}$ , шт.	$M$ , мм	$\sigma$ , мм	$A$	$E$	$\chi^2_{набл}$	$\chi^2_{кр}$	$l_{crc}$
1	143	75,28	23,20	-0,01	-0,651	4,37	15,50	37,02
2	135	75,00	22,77	-0,03	-0,344	2,53	15,50	37,40
3	54	81,48	19,54	0,121	-0,069	2,57	14,10	49,30

П р и м е ч а н и е .  $\sum l_{crc}$  – количество расстояний между поперечными трещинами;  $M$  – величина математического ожидания;  $\sigma$  – среднее квадратическое отклонение;  $A$  и  $E$  – показатели асимметрии и эксцесса теоретического распределения;  $\chi^2_{набл}$  и  $\chi^2_{кр}$  – соответственно теоретический и критический критерий согласия Пирсона;  $l_{crc}$  – доверительный интервал выборки при уровне значимости  $\alpha = 0,05$ .

В табл. 2.24 балки серий №1 (16 шт.) и №2 (16 шт.) испытывают переменную нагрузку, а балки серии №3 (8 шт.) – постоянную. Результаты эксперимента показывают, что переменная нагрузка в 1,35 раза уменьшает расстояние между поперечными трещинами по сравнению с постоянной. Это соотношение должно распространяться и на железобетонные прототипы экспериментальных прямых моделей. Для данных образцов, принимающих участие в комплексном экспериментальном исследовании, максимальное распространение продуктов коррозии вдоль арматурных стержней, не допускающее появления продольных трещин в защитном слое бетона, не должно превышать значений  $l_{crc} = 37$  мм и  $l_{crc} = 50$  мм соответственно при воздействии переменной и постоянной нагрузок.

Основными характеристиками, оценивающими коррозионное состояние арматуры в поперечных трещинах бетона, являются: максимальная  $l_k^{\max}$  и средняя  $l_k^{cp}$  длина участка коррозии арматуры, максимальная  $\delta_k^{\max}$  и средняя  $\delta_k^{cp}$  глубина коррозии, средняя площадь участка коррозии  $F_k^{cp}$  и коррозионное состояние в балках.

На рис 2.170–2.175 представлены зависимости коррозионных характеристик арматуры от параметров переменной ступенчато-повторной нагрузки для поперечных трещин бетона с  $a_{crc} = 0,20$  мм при верхнем уровне загрузки, как максимально допустимые в СНиП 2.03.11-85\* [170].

Максимальные и минимальные значения характеристик коррозионного поражения арматуры в поперечных трещинах бетона с  $a_{crc} = 0,20$  мм при верхнем уровне загрузки переменной ступенчато-повторной нагрузкой опытных образцов в зависимости от величины её параметров представлены в табл. 2.25.

Анализ экспериментальных результатов в табл. 2.25 показывает:

1) возможность увеличения максимальной длины коррозии арматуры по обе стороны трещины с  $a_{crc} = 0,20$  мм до  $l_k = 62,5$  мм, в зависимости от параметров опытной переменной нагрузки;

2) влияние параметров опытной переменной нагрузки на изменение до 33,5 % и 58,7 % соответственно максимальной и средней длины коррозии арматуры;

3) влияние значений параметров опытной переменной нагрузки на изменение максимальной и средней глубины коррозии арматуры соответственно на 89,2 % и 56,4;

4) возможность роста средней площади коррозии арматуры до 59 % и коррозионного состояния арматуры до 3,7 баллов в зависимости от соответствующих параметров опытной переменной нагрузки.

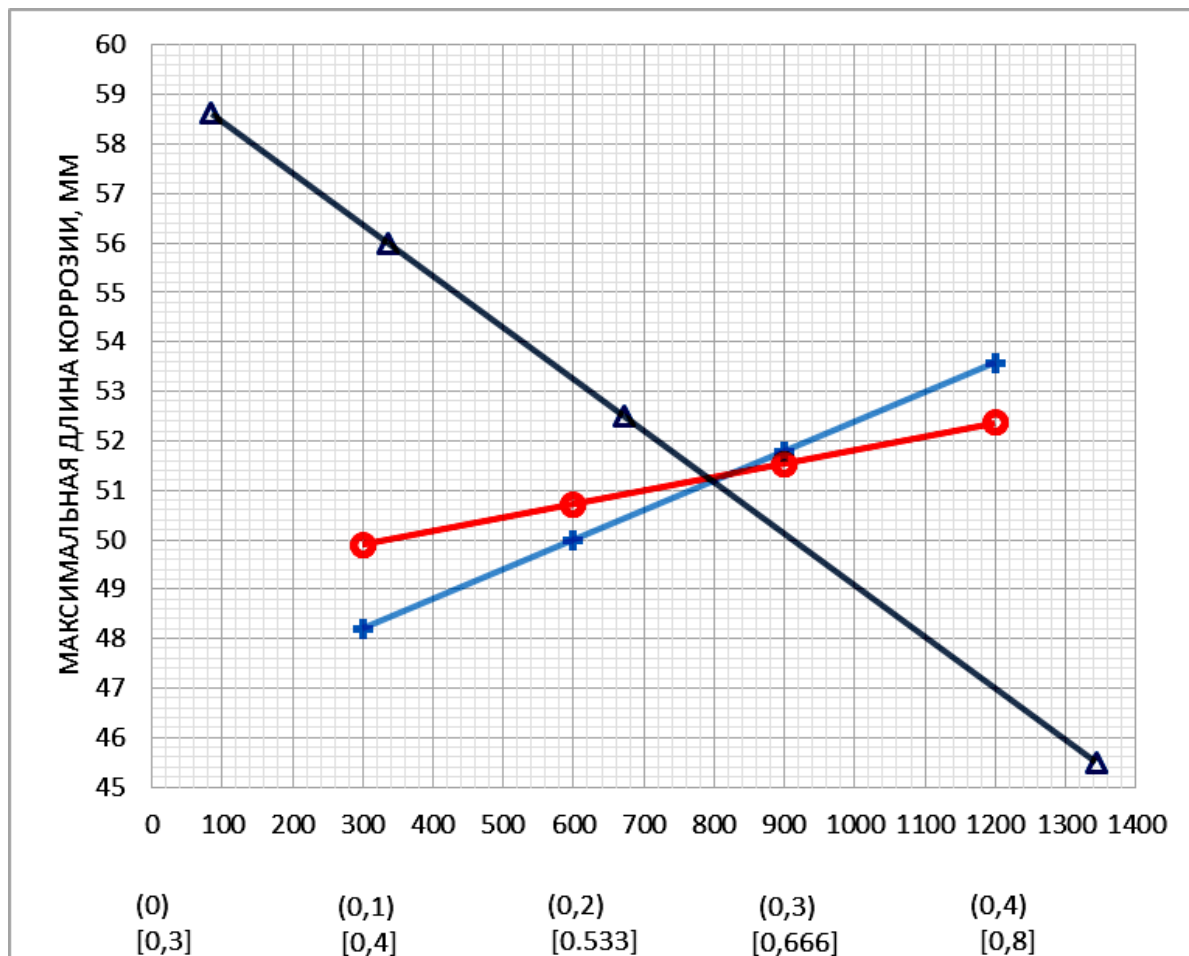


Рис. 2.170. Изменение максимальной длины участка коррозии арматуры  $l_k^{\max}$  в трещинах бетона с  $a_{\text{crc}} = 0,20$  мм в зависимости от параметров переменной нагрузки:

ось абсцисс: цифры без скобок предназначены для параметра  $t_{\text{ц}}$  (треугольник) – длительность цикла переменной нагрузки, ч;  
 цифры в круглых скобках предназначены для параметра  $\eta = t_{M_{\max}}/t_{\text{ц}}$  (засечка);  
 цифры в квадратных скобках предназначены для параметра  $\rho = M_{\min}/M_{\max}$  (окружность).

$$l_k^{\max} = 0,00038 \cdot (46,40 + 17,95\eta)(47,42 + 6,18\rho)(59,50 - 0,25t_{\text{ц}}),$$

где  $t_{\text{ц}}$  – в функциональной зависимости в сутках

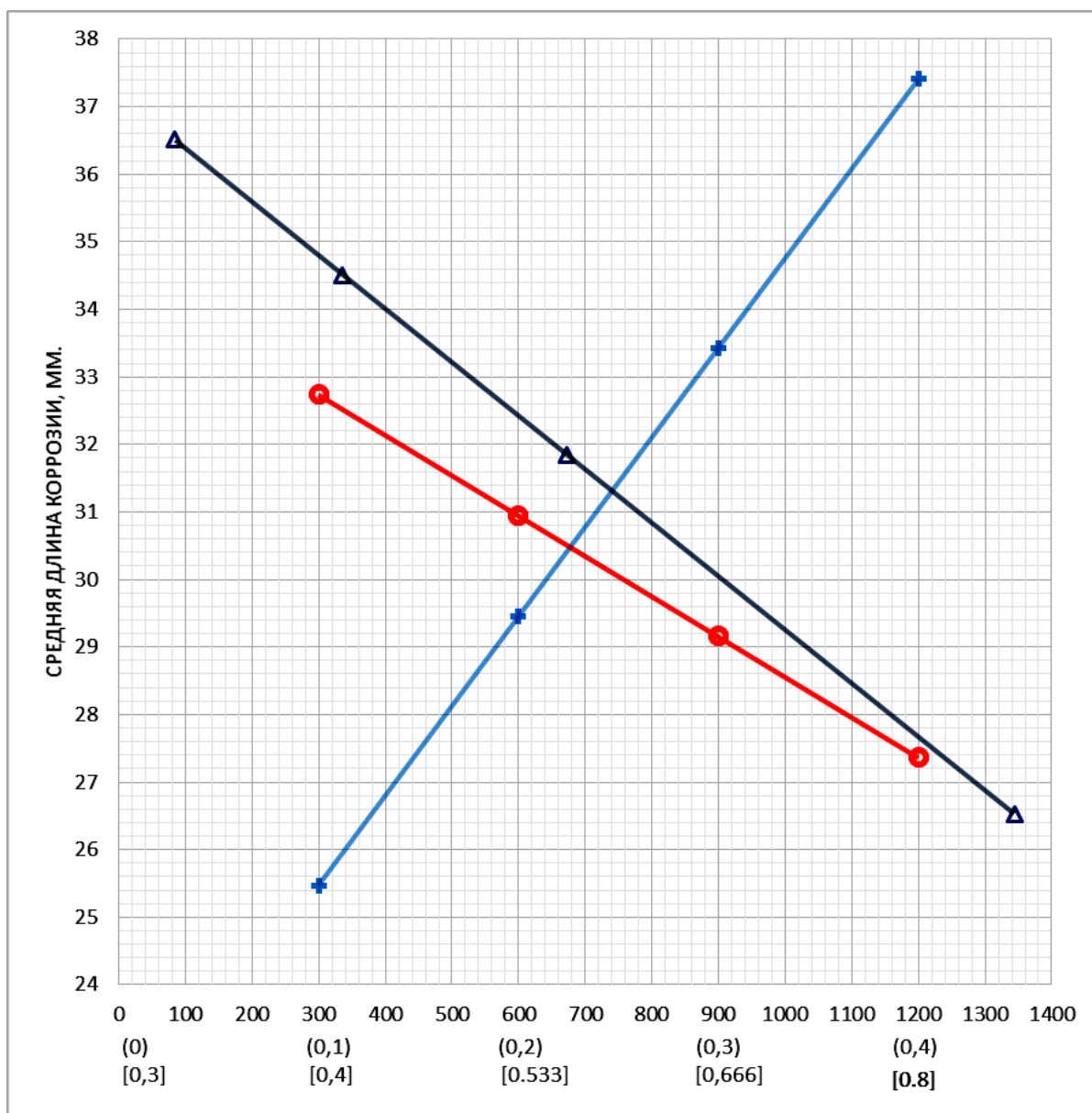


Рис. 2.171. Изменение средней длины участка коррозии арматуры  $\ell_k^{\max}$  в трещинах бетона с  $a_{crс} = 0,20$  мм в зависимости от параметров переменной нагрузки:

ось абсцисс: цифры без скобок предназначены для параметра  $t_{ц}$  (треугольник) – длительность цикла переменной нагрузки в часах; цифры в круглых скобках предназначены для параметра  $\eta = t_{\max}/t_{ц}$  (засечка); цифры в квадратных скобках предназначены для параметра  $\rho = M_{\min}/M_{\max}$  (окружность).

$$\ell_k^{\max} = 0,0005 \cdot (21,49 + 39,81\eta)(38,12 - 13,45\rho)(37,17 - 0,19t_{ц}),$$

где  $t_{ц}$  – в функциональной зависимости в сутках

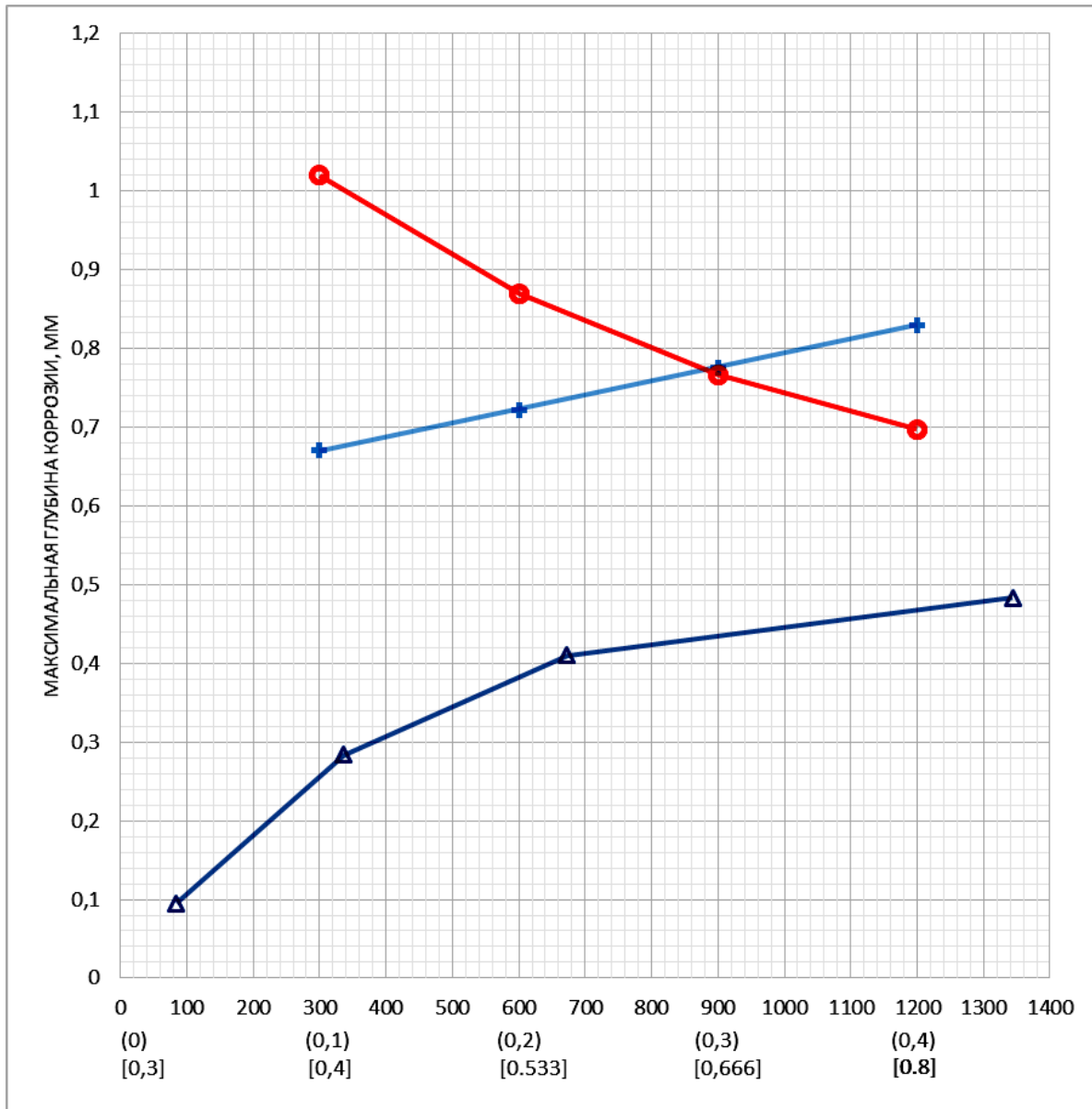


Рис. 2.172. Изменение максимальной глубины коррозии арматурного стержня  $\delta_k^{\max}$  в трещинах бетона с  $a_{crc} = 0,20$  мм в зависимости от параметров переменной нагрузки:

ось абсцисс: цифры без скобок предназначены для параметра  $t_{ц}$  (треугольник) – длительность цикла переменной нагрузки в часах;

цифры в круглых скобках предназначены для параметра  $\eta = t_{\max}/t_{ц}$  (засечка);

цифры в квадратных скобках предназначены для параметра  $\rho = M_{\min}/M_{\max}$  (окружность).

$$\delta_k^{\max} = 1,534 \cdot (0,614 + 0,54\eta) (0,55 + 1,5e^{-2,9\rho}) (0,5 - 0,5e^{-0,06t_{ц}}),$$

где  $t_{ц}$  – в функциональной зависимости в сутках



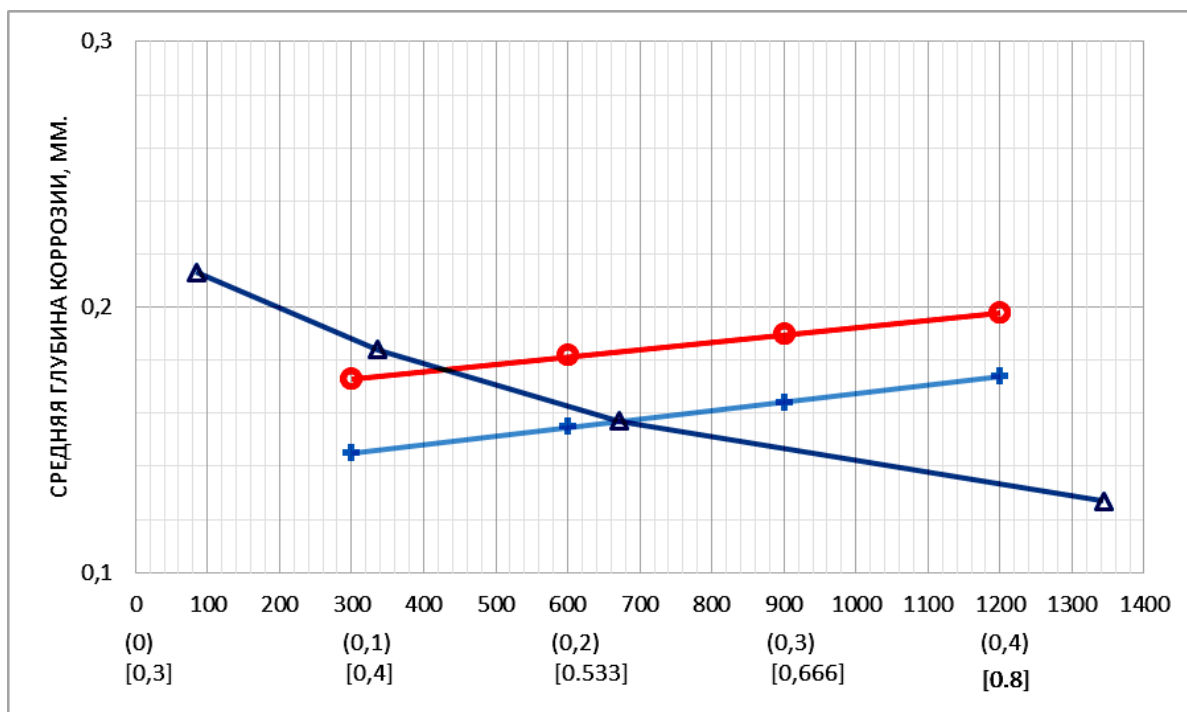


Рис. 2.173. Изменение средней глубины коррозии арматурного стержня  $\delta_k^{cp}$  в трещинах бетона с  $a_{crc} = 0,20$  мм в зависимости от параметров переменной нагрузки:

ось абсцисс: цифры без скобок предназначены для параметра  $t_{ц}$  (треугольник) – длительность цикла переменной нагрузки в часах;  
 цифры в круглых скобках предназначены для параметра  $\eta = t_{max}/t_{ц}$  (засечка);  
 цифры в квадратных скобках предназначены для параметра  $\rho = M_{min}/M_{max}$  (окружность).

$$\delta_k^{cp} = 39,98 \cdot (0,135 + 0,098\eta)(0,149 + 0,061\rho)(0,105 + 0,12e^{-0,03t_{ц}}),$$

где  $t_{ц}$  – в функциональной зависимости в сутках

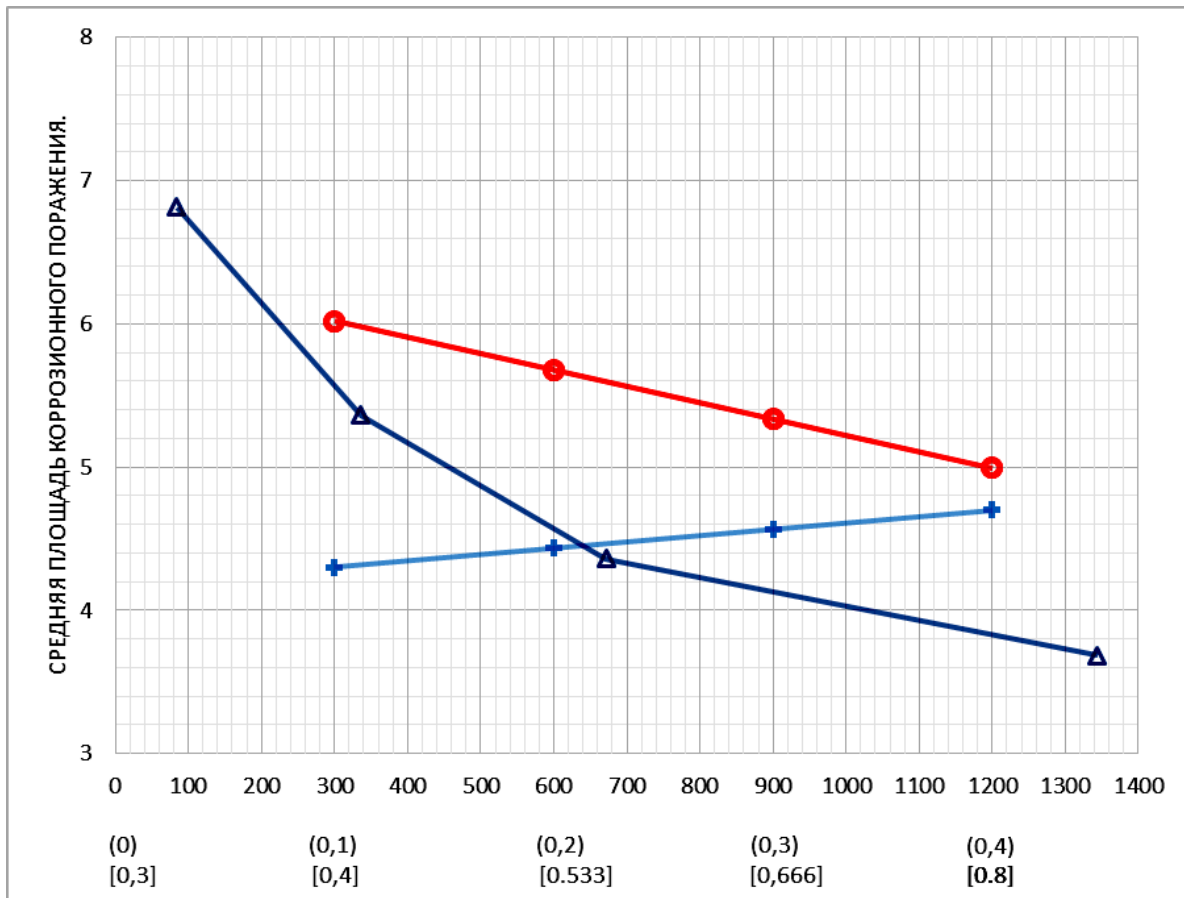


Рис. 2.174. Изменение средней площади участка коррозии арматурного стержня

$F_k^{\text{cp}}$  в трещинах бетона с  $a_{\text{crc}} = 0,20$  мм в зависимости от параметров

переменной нагрузки:

ось абсцисс: цифры без скобок предназначены для параметра  $t_{\text{ц}}$  (треугольник) – длительность цикла переменной нагрузки в часах;

цифры в круглых скобках предназначены для параметра  $\eta = t_{\text{max}}/t_{\text{ц}}$  (засечка);

цифры в квадратных скобках предназначены для параметра  $\rho = M_{\text{min}}/M_{\text{max}}$  (окружность).

$$F_k^{\text{cp}} = 0,04521 \cdot (4,17 + 1,338\eta)(7,05 - 2,57\rho)(3,5 + 4,02e^{-0,055t_{\text{ц}}}),$$

где  $t_{\text{ц}}$  – в функциональной зависимости в сутках,  $F_k^{\text{cp}} = \text{мм}^2 \cdot 100$

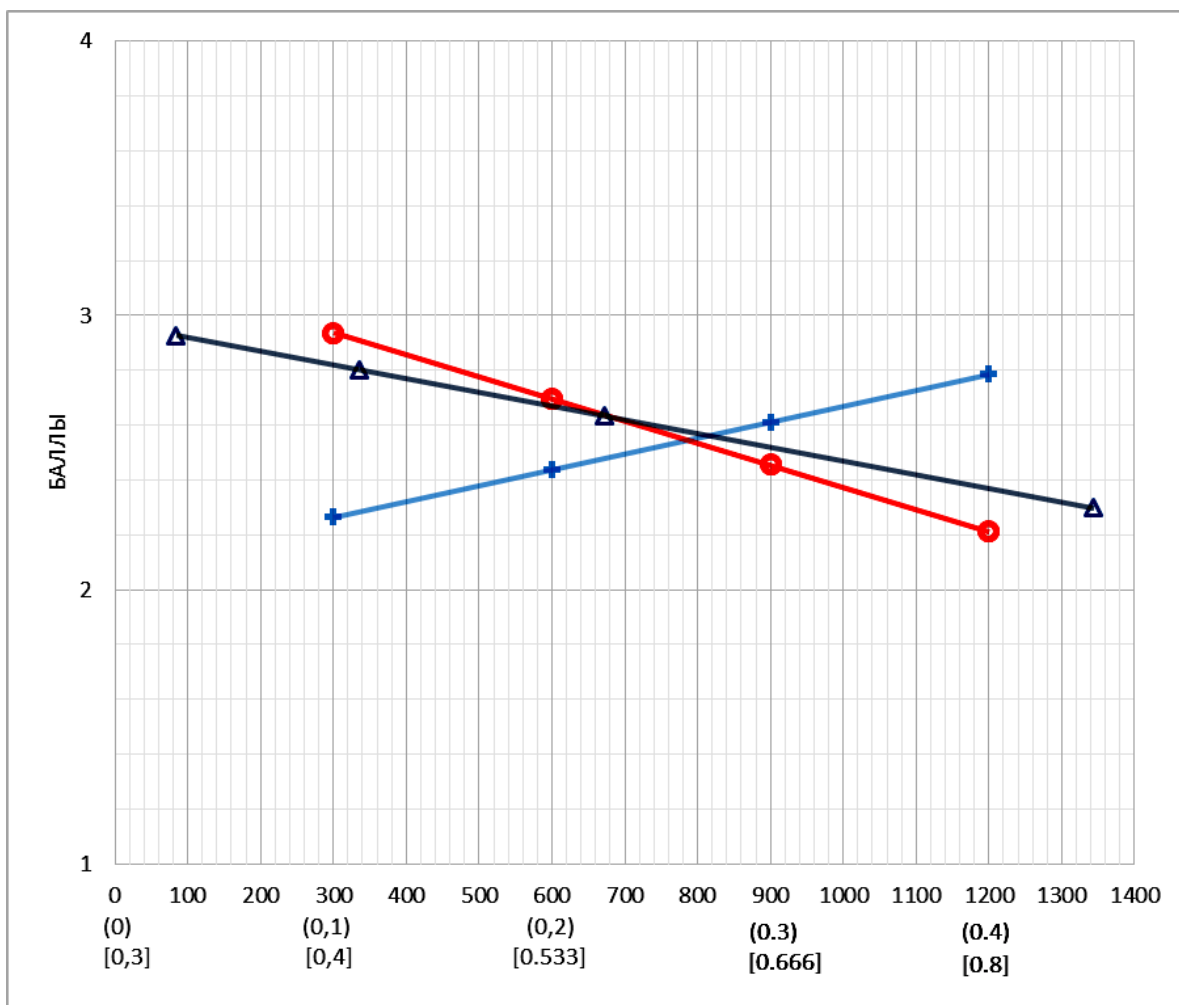


Рис. 2.175. Изменение коррозионного состояния арматуры в баллах в трещинах бетона с  $a_{\text{crc}} = 0,20$  мм в зависимости от параметров переменной нагрузки: ось абсцисс: цифры без скобок предназначены для параметра  $t_{\text{ц}}$  (треугольник) – длительность цикла переменной нагрузки в часах; цифры в круглых скобках предназначены для параметра  $\eta = t_{\text{max}}/t_{\text{ц}}$  (засечка); цифры в квадратных скобках предназначены для параметра  $\rho = M_{\text{min}}/M_{\text{max}}$  (окружность).

$$B = 0,155 \cdot (2,09 + 1,74\eta)(3,66 - 1,81\rho)(2,97 - 0,012t_{\text{ц}}),$$

где  $t_{\text{ц}}$  – в функциональной зависимости в сутках

Таблица 2.25

Максимальные и минимальные значения характеристик коррозионного поражения арматуры в трещинах бетона с  $a_{ср} = 0,20$  мм при верхнем уровне загрузки перерменной ступенчато-повторной нагрузкой опытных образцов в зависимости от величины её параметров.

Коррозионное поражение арматуры		Анализируемый рисунок	Граничные параметры опытной переменной нагрузки, определяющие максимальные или минимальные значения характеристик коррозионного поражения				Размерность измерения характеристик коррозионного поражения арматуры	Экспериментальные значения	
			$\eta$	$\rho$	$t_c$ , сутки	Изменение за счёт граничных параметров нагрузки, %			
Характеристики	Верхний или нижний уровень значений	3	0,4	0,8	3,5	мм	62,50	33,5	
	Верхний								
	Верхний	3	0,1	0,4	56	мм	47,57		
	Верхний	4	0,4	0,4	3,5	мм	22,36	58,7	
	Верхний	4	0,1	0,8	56	мм	9,24		
	Верхний	5	0,4	0,4	56	мм	0,627	89,2	
	Верхний	5	0,1	0,8	3,5	мм	0,068		
	Верхний	6	0,4	0,8	3,5	мм	0,293	56,4	
	Верхний	6	0,1	0,4	56	мм	0,128		
	Верхний	7	0,4	0,4	3,5	мм <sup>2</sup> х100	8,72	59,0	
	Верхний	7	0,1	0,8	56	мм <sup>2</sup> х100	3,58		
Коррозионное состояние	Верхний	8	0,4	0,4	3,5	баллы	3,7	51,8	
Коррозионное состояние	Верхний	8	0,1	0,8	56	баллы	1,8		

### 3. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ОБРАЗОВАНИЯ И РАЗВИТИЯ КОРРОЗИОННЫХ ПРОДОЛЬНЫХ ТРЕЩИН В ЗАЩИТНОМ СЛОЕ БЕТОНА ПРЯМЫХ МОДЕЛЕЙ ЖЕЛЕЗОБЕТОННЫХ КОНСТРУКЦИЙ И ИХ ВЛИЯНИЕ НА ДЕФОРМАТИВНЫЕ И ПРОЧНОСТНЫЕ СВОЙСТВА

#### 3.1. Образование и кинетика развития коррозионных продольных трещин

Одной из главных причин снижения долговечности железобетонных конструкций, эксплуатирующихся в агрессивных средах является возникновение коррозионных продольных трещин в защитном слое бетона в результате коррозии арматуры.

Впервые [81] в нормативных документах срок службы различных мостовых конструкций установлен в Московских городских строительных нормах МГСН 5.02-99 [84], созданные как дополнение к СНиП 2.05.03-84\* [178]. Согласно нормативных требований МГСН 5.02-99 [84] прогнозируемые сроки службы пролётных строений из железобетонных монолитных, железобетонных сборных и железобетонных сборно-монолитных элементов соответственно составляют 100, 70 и 80 лет. В тоже время в России средний срок службы заменяемых пролётных железобетонных строений мостов составляет 35-45 лет [81].

По результатам натурного обследования 63 автодорожных балочных железобетонных мостов, расположенных в различных частях Саратовской области РФ, в 2003 г. [82] в работе [81] на рис 3.1 приведены данные о соотношении возраста мостов, построенных в разные периоды времени в Саратовской области и анализ их технического состояния.

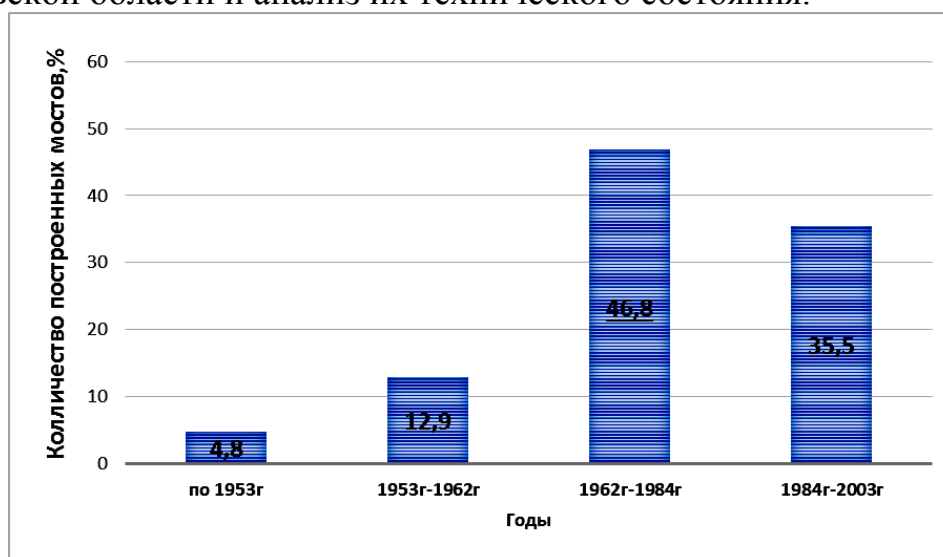


Рис. 3.1. Годы постройки эксплуатирующихся мостов

Количественное соотношение различных дефектов и повреждений , выявленных в пролётных строениях на обследованных мостах Саратовской области, представлены в табл.3.1.

Т а б л и ц а 3 . 1

Дефекты и повреждения, обнаруженные в пролётных строениях мостов

№ п/п	Дефекты и повреждения	Количество мостов с обнаруженным дефектом	% к общему количеству обследованных мостов
1	Сколы бетона, разрушение защитного слоя	36	57,1
2	Поперечные трещины вдоль рабочей арматуры	10	15,9
3	Продольные трещины вдоль рабочей арматуры	8	12,7
4	Наклонные трещины в ребре балок	3	4,8

Данные табл. 3.1 показывают, что причиной большинства дефектов в пролётных строениях является агрессивная среда. Карбонизация бетона и последующая хлоридная коррозия арматуры в результате воздействия на неё хлорид – ионов приводят к многократному увеличению продуктов коррозии арматуры в объёме и отслаиванию защитного слоя бетона. В плотном тяжёлом бетоне с низким коэффициентом диффузии а результате коррозии арматуры оксидные образования металла скапливаются на поверхности арматуры, так как скорость коррозии арматуры выше, чем скорость диффузии продуктов коррозии металла. Объём продуктов коррозии стали зависит от количества кислорода и по расчётам Л.В. Ойт [139] составляет в 2,9 раза больше, а по другим оценкам – от 2,5 до 6 раз больше [183], чем объём исходного металла.

Коррозионное разрушение арматуры в железобетонных элементах при хлоридной коррозии возрастает в карбонизированном бетоне. При карбонизации бетона критическая концентрация хлоридов, при которой начинается коррозия арматуры, уменьшается в два раза. При этом, коррозия стали резко интенсифицируется на достаточно протяжённых участках арматуры, что может привести к критическому раскрытию продольных трещин и отслоению защитного слоя бетона уже после 2 лет эксплуатации конструкции в агрессивной среде [29]. Карбонизация бетона, предшествующая прониканию хлоридов в бетон, значительно ускоряет скорость и интенсивность коррозии арматуры, по сравнению с обратной последовательностью [247].

Коррозионное состояние арматуры в бетоне оценивается величиной рН среды и коэффициентом диффузионной проницаемости бетона, зависящего

от плотности структуры, толщины слоя и химического состава цементного камня и результатами электрохимических испытаний [1, 8, 9, 60].

Определение технического состояния железобетонных конструкций, с коррозионным поражением арматуры является сложной задачей. Коррозия изменяет структуру поверхности и площади сечения арматуры. Инструментальные оценки коррозионного поражения арматуры в бетоне: контроль электрических параметров в виде потенциала и силы тока в макрогальванической паре арматура–бетон [60, 73, 225], а также вихретоковые измерения коррозии арматуры [214, 215, 236] трудоемки, а иногда и не выполнимы.

Объективной характеристикой изменения технического состояния железобетонных конструкций при коррозии арматуры являются внешние признаки нарушения сплошности бетона, проявляющиеся на поверхности конструкции. Возникновение первых видимых (волосяных) коррозионных продольных трещин наблюдается уже при потере сечения арматуры более 0,5 % [233]. Поэтому использование методик инструментального измерения ширины раскрытия коррозионных продольных трещин является наиболее доступным, и в то же время и эффективным средством оценки технического состояния железобетонных конструкций [107].

По сравнению с оценочным критерием в виде ширины раскрытия расчётных поперечных трещин, который часто используется при оценке технического состояния железобетонных конструкций, критерий в виде кинетики раскрытия коррозионных продольных трещин в защитном слое бетона практически не существует.

Для изучения кинетики развития коррозионных продольных трещин и характера их распределения в защитном слое бетона в Пензенском государственном университете архитектуры и строительства проводятся длительные экспериментальные исследования на прямых моделях обычных железобетонных конструкций, которые с 2010 года испытываются под открытым небом в климатических условиях г. Пензы.

Всего испытываются 93 образца, в том числе 64 образца в агрессивных условиях и 29 в неагрессивных (контрольные). Общее количество моделей двухконсольных колонн, участвующих в эксперименте, составляет 39 штук, в том числе испытывающих воздействие агрессивной и неагрессивной среды, соответственно 27 и 12 образцов. Общее количество моделей бесконсольных колонн равно 34, в том числе испытывающих воздействие агрессивной и неагрессивной среды соответственно 23 и 11. Общее количество моделей балочных конструкций составляет 20 штук, в том числе с агрессивным и неагрессивным воздействием среды соответственно 14 и 6 образцов.

По геометрическим размерам, конструктивному армированию, механическим характеристикам бетона и арматуры железобетонные образцы являются прямыми моделями железобетонных конструкций. Бетон опыт-

ных образцов изготовлен на портландцементе марки 400 и гранитном щебне фракции 5-10 мм с водоцементным отношением  $v/c=0,45$ .

Длина моделей колонн и размеры их поперечного сечения в центральной части по высоте соответственно составляют 1000 мм и 120×100 мм при толщине защитного слоя бетона 15 мм. Модели одноконсольных колонн имеют консоли длиной 120 мм в нижней и в верхней части. Железобетонные модели колонн армированы объемным каркасом с несущей арматурой 4Ø8 мм класса А-III и распределительной Ø5 мм класса Вр-I.

Длина железобетонных моделей балок и размеры их поперечного сечения соответственно составляют 1920 мм и 146×200 мм с толщиной защитного слоя бетона у рабочей арматуры 40 мм. Балки армированы плоским каркасом с несущей арматурой 1 Ø12 мм класса А-III и распределительной Ø5 мм класса Вр-I.

Для нейтрализации щелочи поровой влаги бетона и активизации коррозионного процесса на арматуре в бетонную смесь во время изготовления прямых моделей железобетонных конструкций вводились хлорид-ионы в виде добавки NaCl в количестве 5% от массы цемента: в серию опытных образцов балок в количестве 7 штук – в полный объем образцов, в серию опытных образцов балок в количестве 7 штук – в объем зоны чистого изгиба, в серии опытных образцов колонн с консолями и без консолей – в полный объем образцов [105]. В контрольных опытных образцах данная добавка отсутствовала.

В теплый период испытания железобетонные образцы не менее трех раз в сутки увлажняются водопроводной водой. По интенсивности коррозионного поражения арматуры натурные условия испытания характеризуются как сильноагрессивные [105].

Учитывая, что в климатических условиях г. Пензы пять месяцев в течение календарного года имеют отрицательную среднемесячную температуру [179], общий период испытания опытных образцов в теплый период времени с учетом фактического протекания электрохимического процесса коррозии на арматуре составил 11 месяцев.

В процессе обработки результатов длительных натуральных исследований, проводившихся каждый год, анализировались все коррозионные трещины на поверхности граней железобетонных образцов, образовавшиеся в результате коррозии как несущей продольной арматуры, так и конструктивной поперечной арматуры.

Программа экспериментального исследования предусматривала изучение кинетики интегрального параметра (ИП), определяемого в виде суммы произведений ширины раскрытия коррозионных продольных трещин  $a_T$  на их длину  $l_T$  в пределах отдельных дифференцированных участков на поверхности бетона.



Виды коррозионных продольных трещин в соответствующие годы их измерения и количество изучаемых дифференцированных участков на моделях представлены в табл. 3.2 со следующими условными обозначениями: Б – модели балок; КК и КБ – соответственно модели с консолями и без консолей

Т а б л и ц а 3 . 2

Количество измеренных дифференцированных участков на соответствующих моделях и виды коррозионных трещин

№ рисунка	Годы измерения	Вид моделей	Вид коррозионных трещин	Количество измеренных коррозионных дифференцированных участков с $a_T$ и $l_T$
1	2010-2011-2012-2013	Б	продольные	19-53-58-37
2	2010-2011-2012-2013	Б	продольные	9-18-31-15
3	2011-2012-2013	КК	продольные	148-652-656
3	2011-2012-2013	КК	продольные и поперечные	167-798-815
3	2011-2012-2013	КК	поперечные	19-146-159
4	2011-2012-2013	КБ	продольные	242-651-886
4	2011-2012-2013	КБ	продольные и поперечные	261-767-1067
4	2011-2012-2013	КБ	поперечные	19-116-181

Данные натурных измерений в 2011, 2012 и 2013 годах показывают, что величина усреднённых интегральных показателей коррозионных продольных (от коррозии несущей арматуры) и поперечных (от коррозии конструктивной арматуры) трещин, на моделях железобетонных колонн с консолями и без консолей имеют нормальный закон распределения (рис. 3.2–3.12) [43].

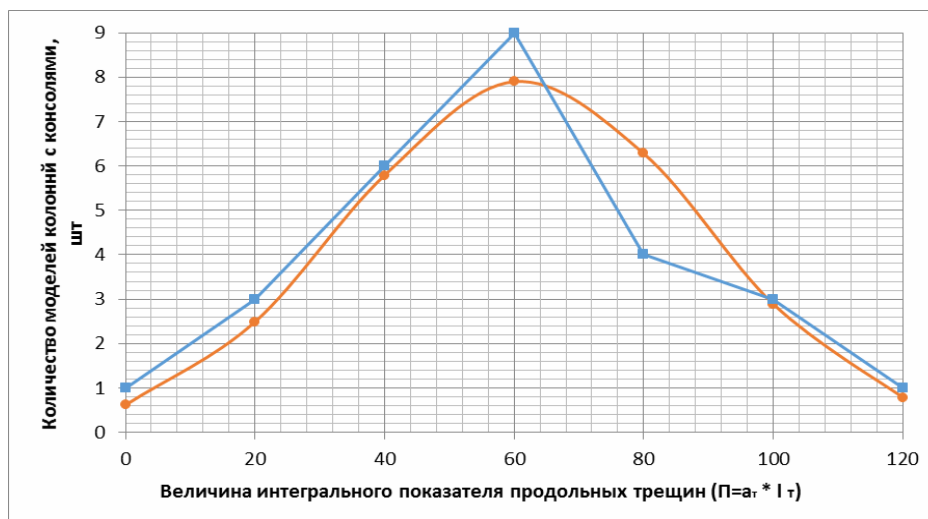


Рис. 3.2. Нормальная теоретическая кривая, построенная по выравнивающим частотам (окружности), и полигон экспериментальных частот (квадраты) значений величины интегрального показателя продольных коррозионных трещин на одной модели по 4 граням, усредненных по 27 образцам, полученных в результате измерений в 2011 году на отдельных прямых моделях железобетонных колонн с консолями: характеристики вероятностного распределения: математическое ожидание  $\bar{n} = 58,5 \text{ мм}^2$ ; среднее квадратическое отклонение нормального распределения  $\sigma = 27,7 \text{ мм}^2$ ; асимметрия  $A=+0,01$ ; эксцесс  $E=-0,298$ ;  $\chi^2_{\text{набл}} = 1,715 < \chi^2_{\text{кр}} = 9,5$ , где  $\chi^2_{\text{набл}}$  и  $\chi^2_{\text{кр}}$  – соответственно теоретический и критический критерий согласия Пирсона

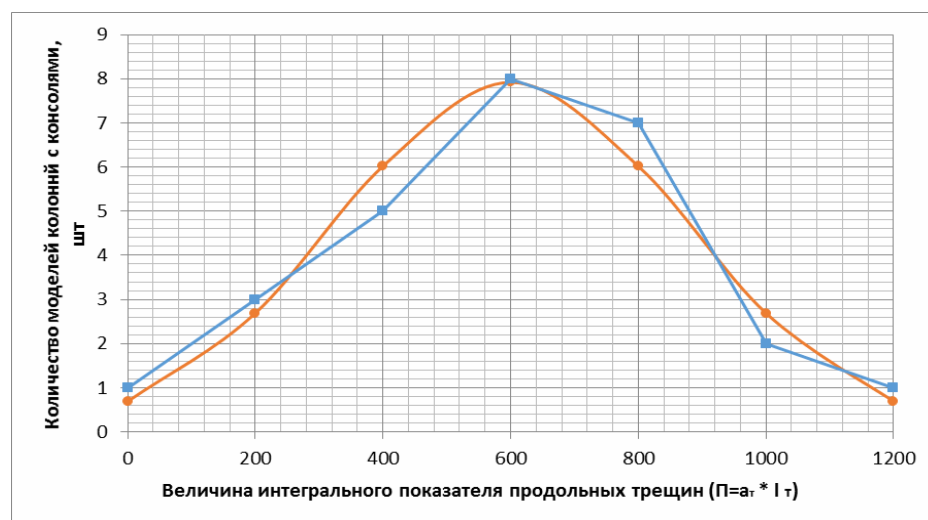


Рис. 3.3. Нормальная теоретическая кривая, построенная по выравнивающим частотам (окружности), и полигон экспериментальных частот (квадраты) значений величины интегрального показателя продольных коррозионных трещин на одной модели по 4 граням, усредненных по 27 образцам, полученных в результате измерений в 2012 году на отдельных прямых моделях железобетонных колонн с консолями: характеристики вероятностного распределения: математическое ожидание  $\bar{n} = 600 \text{ мм}^2$ ; среднее квадратическое отклонение нормального распределения  $\sigma = 272 \text{ мм}^2$ ; асимметрия  $A=-0,087$ ; эксцесс  $E=-0,30$ ;  $\chi^2_{\text{набл}} = 0,784 < \chi^2_{\text{кр}} = 9,5$ , где  $\chi^2_{\text{набл}}$  и  $\chi^2_{\text{кр}}$  – соответственно теоретический и критический критерий согласия Пирсона

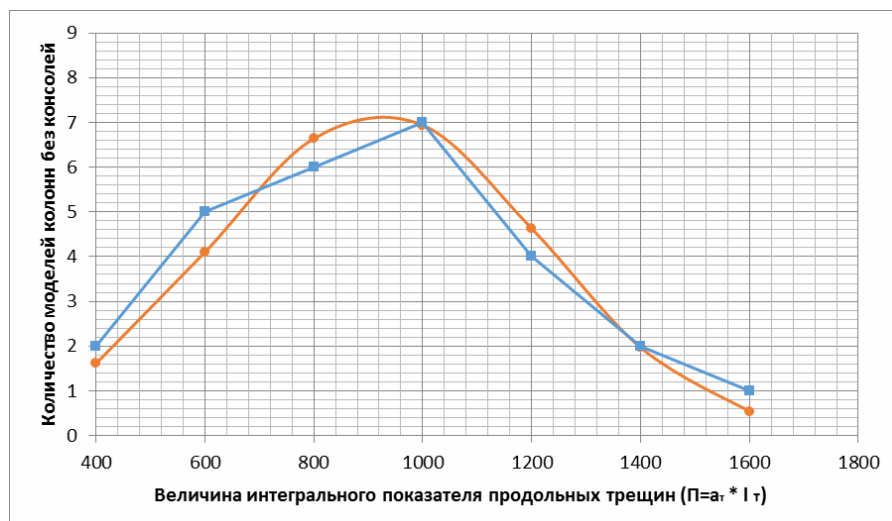


Рис.3.4. Нормальная теоретическая кривая, построенная по выравнивающим частотам (окружности), и полигон экспериментальных частот (квадраты) значений величины интегрального показателя продольных коррозионных трещин на 1 одной модели по 4 граням, усредненных по 27 образцам, полученных в результате измерений в 2013 году на отдельных прямых моделях железобетонных колонн с консолями: характеристики вероятностного распределения: математическое ожидание  $\bar{n} = 918,6 \text{ мм}^2$ ; среднее квадратическое отклонение нормального распределения  $\sigma = 299,4 \text{ мм}^2$ ; асимметрия  $A = -0,33$ ; эксцесс  $E = +0,78$ ;  $\chi^2_{\text{набл}} = 0,832 < \chi^2_{\text{кр}} = 9,5$ , где  $\chi^2_{\text{набл}}$  и  $\chi^2_{\text{кр}}$  – соответственно теоретический и критический критерий согласия Пирсона

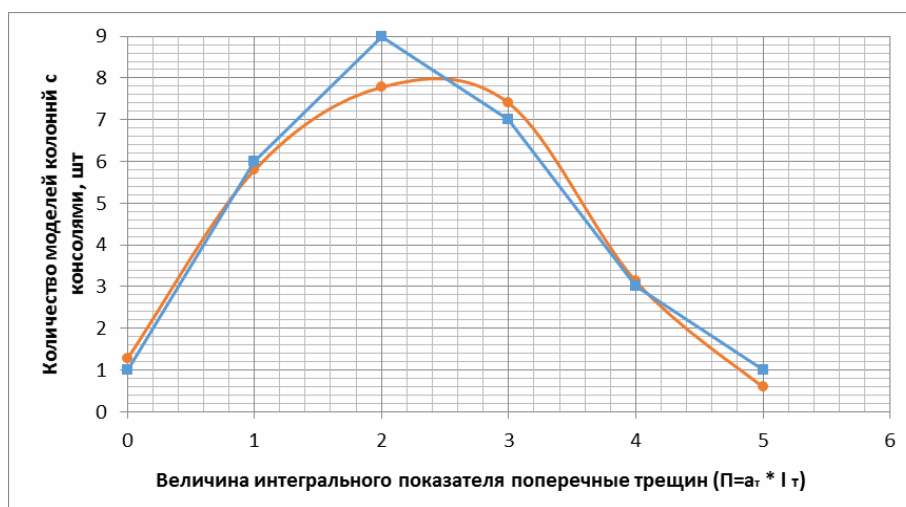


Рис.3.5. Нормальная теоретическая кривая, построенная по выравнивающим частотам (окружности), и полигон экспериментальных частот (квадраты) значений величины интегрального показателя поперечных коррозионных трещин на 1 одной модели по 4 граням, усредненных по 27 образцам, полученных в результате измерений в 2011 году на отдельных прямых моделях железобетонных колонн с консолями: характеристики вероятностного распределения: математическое ожидание  $\bar{n} = 2,3 \text{ мм}^2$ ; среднее квадратическое отклонение нормального распределения  $\sigma = 1,2 \text{ мм}^2$ ; асимметрия  $A = +0,270$ ; эксцесс  $E = -0,350$ ;  $\chi^2_{\text{набл}} = 0,624 < \chi^2_{\text{кр}} = 7,8$ , где  $\chi^2_{\text{набл}}$  и  $\chi^2_{\text{кр}}$  – соответственно теоретический и критический критерий согласия Пирсона

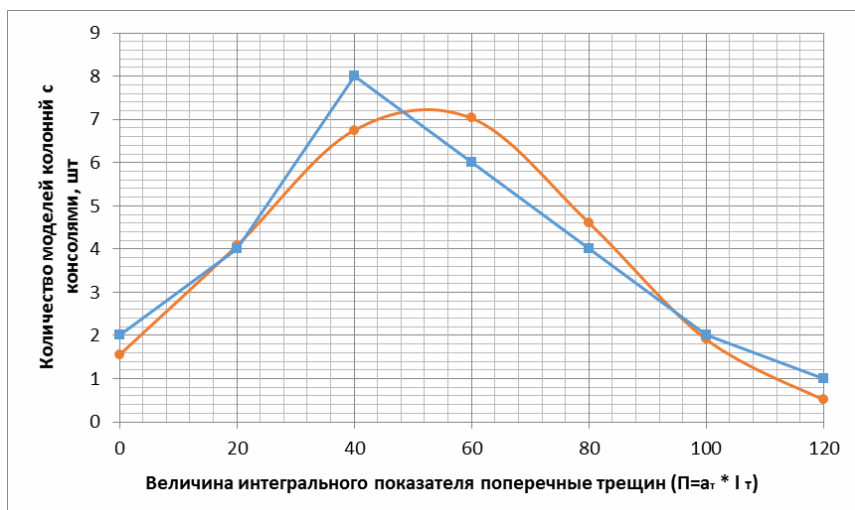


Рис.3.6. Нормальная теоретическая кривая, построенная по выравнивающим частотам (окружности), и полигон экспериментальных частот (квадраты) значений величины интегрального показателя поперечных коррозионных трещин на 1 одной модели по 4 граням, усредненных по 27 образцам, полученных в результате измерений в 2012 году на отдельных прямых моделях железобетонных колонн с консолями: характеристики вероятностного распределения: математическое ожидание  $\bar{n} = 51,8 \text{ мм}^2$ ; среднее квадратическое отклонение нормального распределения  $\sigma = 29,5 \text{ мм}^2$ ; асимметрия  $A=+0,003$ ; эксцесс  $E=-0,860$ ;  $\chi^2_{\text{набл}} = 1,071 < \chi^2_{\text{кр}} = 9,5$ , где  $\chi^2_{\text{набл}}$  и  $\chi^2_{\text{кр}}$  – соответственно теоретический и критический критерий согласия Пирсона

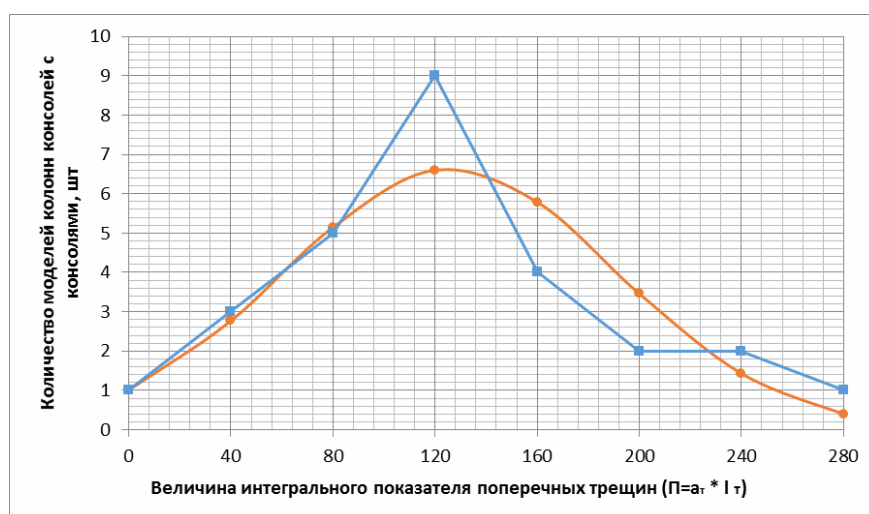


Рис.3.7. Нормальная теоретическая кривая, построенная по выравнивающим частотам (окружности), и полигон экспериментальных частот (квадраты) значений величины интегрального показателя поперечных коррозионных трещин на 1 одной модели по 4 граням, усредненных по 27 образцам, полученных в результате измерений в 2013 году на отдельных прямых моделях железобетонных колонн с консолями; характеристики вероятностного распределения: математическое ожидание  $\bar{n} = 125,9 \text{ мм}^2$ ; среднее квадратическое отклонение нормального распределения  $\sigma = 65,1 \text{ мм}^2$ ; асимметрия  $A=+0,43$ ; эксцесс  $E= - 0,09$ ;  $\chi^2_{\text{набл}} = 3,193 < \chi^2_{\text{кр}} = 11,1$ , где  $\chi^2_{\text{набл}}$  и  $\chi^2_{\text{кр}}$  – соответственно теоретический и критический критерий согласия Пирсона

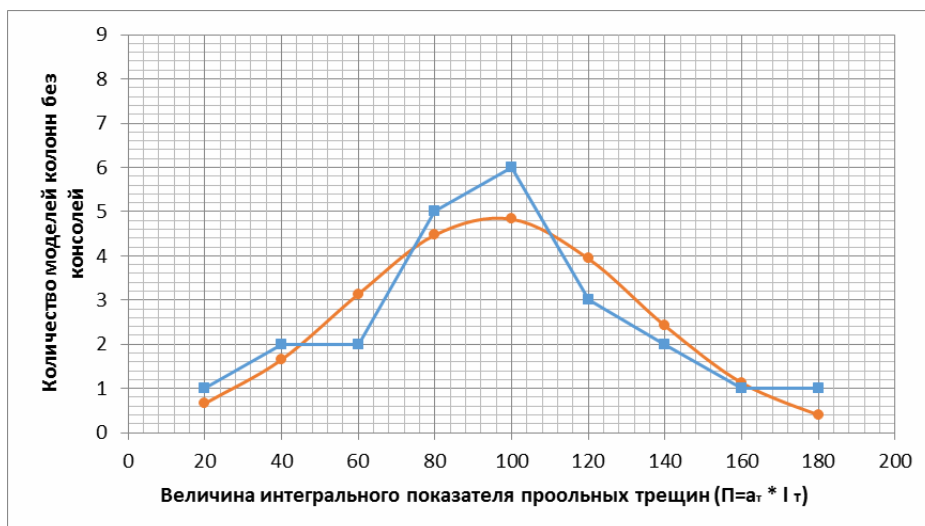


Рис.3.8. Нормальная теоретическая кривая, построенная по выравнивающим частотам (окружности), и полигон экспериментальных частот (квадраты) значений величины интегрального показателя продольных коррозионных трещин на 1 одной модели по 4 граням, усредненных по 23 образцам, полученных в результате измерений в 2011 году на отдельных прямых моделях железобетонных колонн без консолей: характеристики вероятностного распределения: математическое ожидание  $\bar{n} = 95,6 \text{ мм}^2$ ; среднее квадратическое отклонение нормального распределения  $\sigma = 37,7 \text{ мм}^2$ ; асимметрия  $A=+0,160$ ; эксцесс  $E=-0,170$ ;  $\chi^2_{\text{набл}} = 2,215 < \chi^2_{\text{кр}} = 12,6$ , где  $\chi^2_{\text{набл}}$  и  $\chi^2_{\text{кр}}$  – соответственно теоретический и критический критерий согласия Пирсона

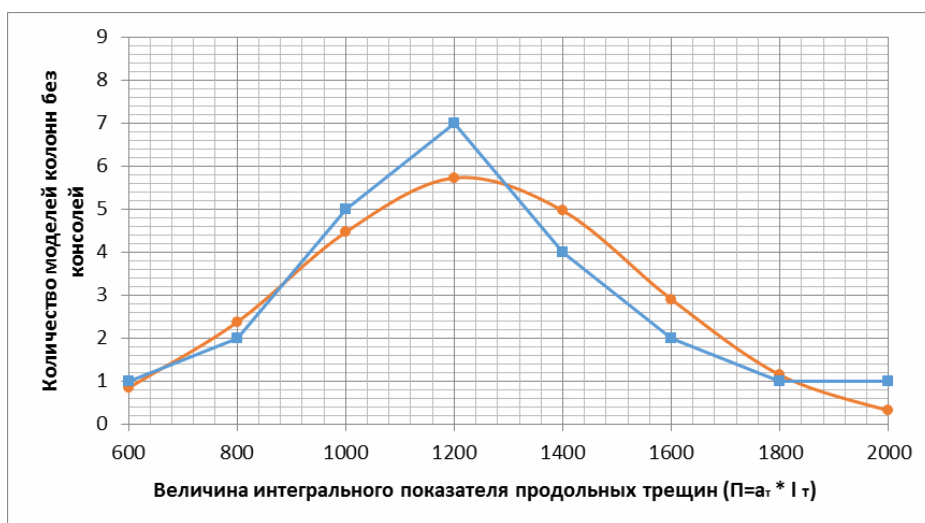


Рис.3.9. Нормальная теоретическая кривая, построенная по выравнивающим частотам (окружности), и полигон экспериментальных частот (квадраты) значений величины интегрального показателя продольных коррозионных трещин на одной модели по 4 граням, усредненных по 23 образцам, полученных в результате измерений в 2012 году на отдельных прямых моделях железобетонных колонн без консолей: характеристики вероятностного распределения: математическое ожидание  $\bar{n} = 1226 \text{ мм}^2$ ; среднее квадратическое отклонение нормального распределения  $\sigma = 319,6 \text{ мм}^2$ ; асимметрия  $A=+0,430$ ; эксцесс  $E=+0,120$ ;  $\chi^2_{\text{набл}} = 2,457 < \chi^2_{\text{кр}} = 11,1$ , где  $\chi^2_{\text{набл}}$  и  $\chi^2_{\text{кр}}$  – соответственно теоретический и критический критерий согласия Пирсона

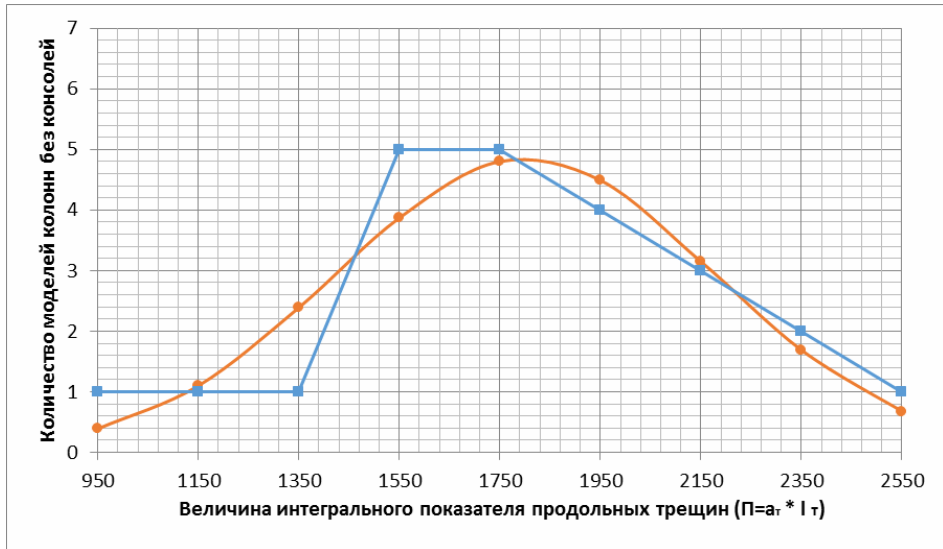


Рис. 3.10. Нормальная теоретическая кривая, построенная по выравнивающим частотам (окружности), и полигон экспериментальных частот (квадраты) значений величины интегрального показателя продольных коррозионных трещин на 1 одной модели с 4 граней, усредненных по 23 образцам, полученных в результате измерений в 2013 году на отдельных прямых моделях железобетонных колонн без консолей: характеристики вероятностного распределения: математическое ожидание  $\bar{n} = 1802 \text{ мм}^2$ ; среднее квадратическое отклонение нормального распределения  $\sigma = 378,5 \text{ мм}^2$ ; асимметрия  $A = -0,14$ ; эксцесс  $E = -0,22$ ;  $\chi^2_{\text{набл}} = 2,584 < \chi^2_{\text{кр}} = 12,6$ , где  $\chi^2_{\text{набл}}$  и  $\chi^2_{\text{кр}}$  – соответственно теоретический и критический критерий согласия Пирсона

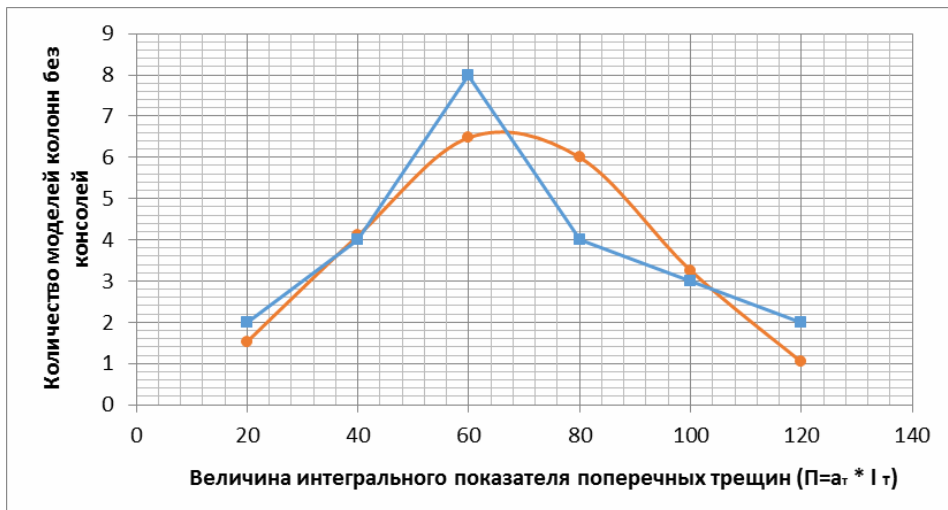


Рис. 3.11. Нормальная теоретическая кривая, построенная по выравнивающим частотам (окружности), и полигон экспериментальных частот (квадраты) значений величины интегрального показателя поперечных коррозионных трещин на одной модели по 4 граням, усредненных по 23 образцам, полученных в результате измерений в 2012 году на отдельных прямых моделях железобетонных колонн без консолей: характеристики вероятностного распределения: математическое ожидание  $\bar{n} = 67,00 \text{ мм}^2$ ; среднее квадратическое отклонение нормального распределения  $\sigma = 27,4 \text{ мм}^2$ ; асимметрия  $A = +0,270$ ; эксцесс  $E = -0,580$ ;  $\chi^2_{\text{набл}} = 2,077 < \chi^2_{\text{кр}} = 7,8$ , где  $\chi^2_{\text{набл}}$  и  $\chi^2_{\text{кр}}$  – соответственно теоретический и критический критерий согласия Пирсона

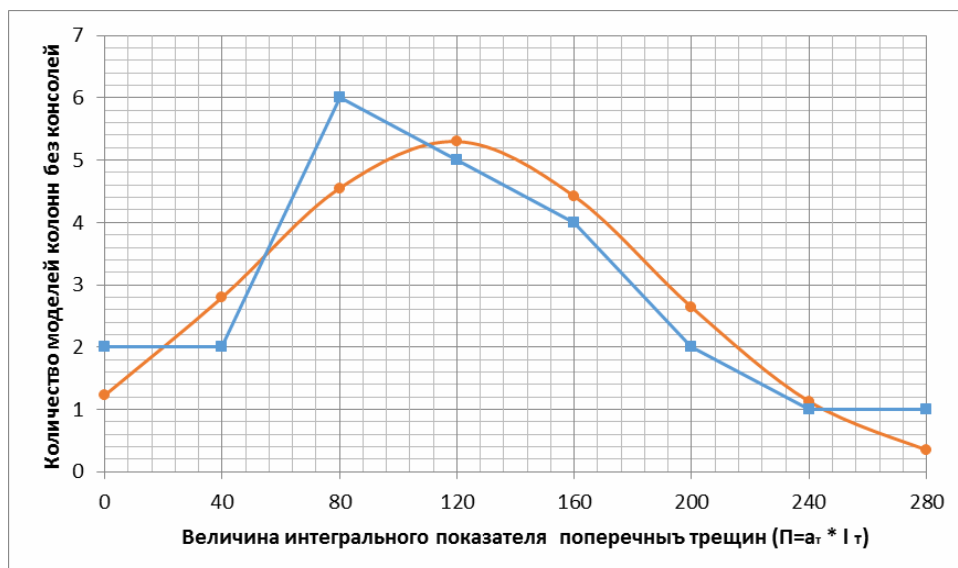


Рис. 3.12. Нормальная теоретическая кривая, построенная по выравнивающим частотам (окружности), и полигон экспериментальных частот (квадраты) значений величины интегрального показателя поперечных коррозионных трещин на одной модели по 4 граням, усредненных по 23 образцам, полученных в результате измерений в 2013 году на отдельных прямых моделях железобетонных колонн без консолей: характеристики вероятностного распределения: математическое ожидание  $\bar{n} = 118,3 \text{ мм}^2$ ; среднее квадратическое отклонение нормального распределения  $\sigma = 69,3 \text{ мм}^2$ ; асимметрия  $A = +0,370$ ; эксцесс  $E = -0,197$ ;  $\chi^2_{\text{набл}} = 2,605 < \chi^2_{\text{кр}} = 11,1$ , где  $\chi^2_{\text{набл}}$  и  $\chi^2_{\text{кр}}$  – соответственно теоретический и критический критерий согласия Пирсона

Кинетика изменения во времени совокупных значений интегральных параметров на соответствующих моделях балок и колонн, полученных в результате определения интегральных параметров на дифференцированных участках коррозионных продольных трещин представлена на рис. 3.13–3.16.

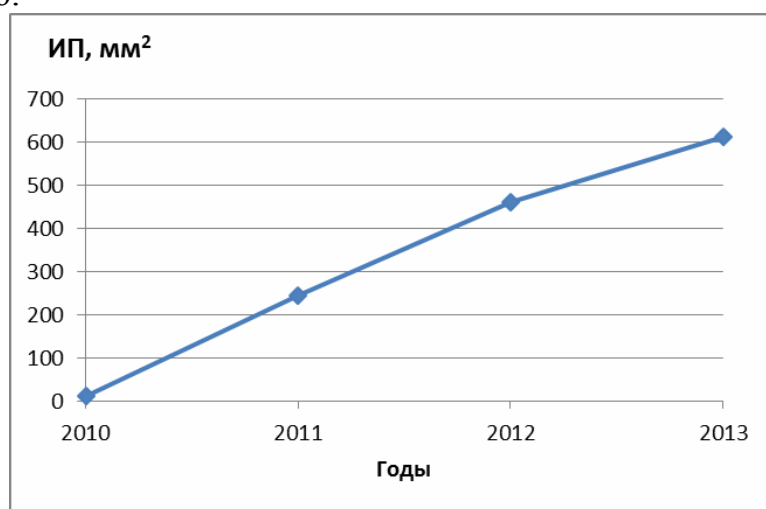


Рис.3.13. Интегральный параметр  $ИП = a_T \cdot \ell_T$ , полученный на одной усреднённой прямой модели балки с 1-й грани на 7-ми опытных образцах с коррозией по всей длине арматурного стержня

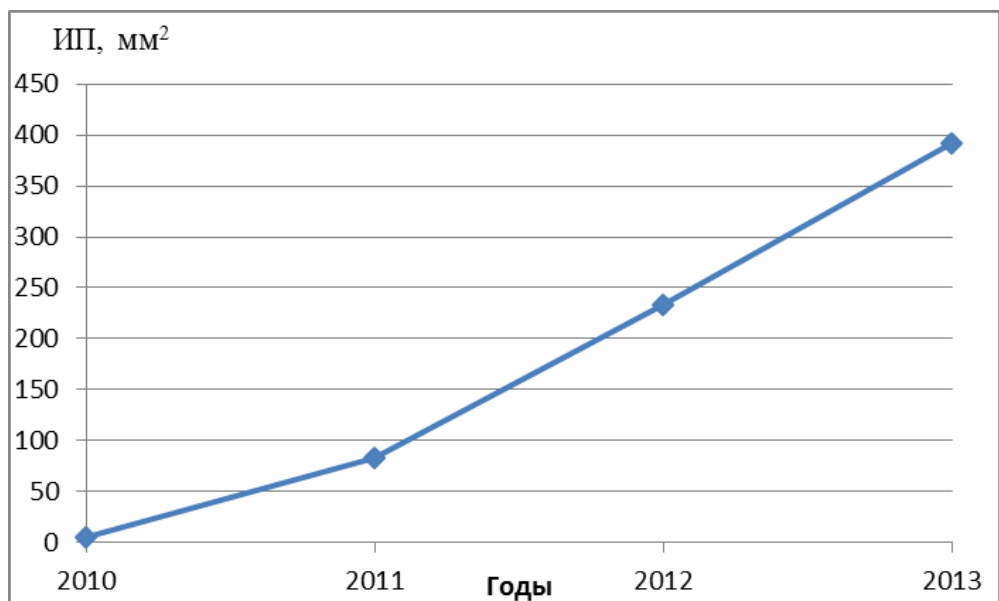


Рис.3.14. Интегральный параметр  $ИП = a_T \cdot \ell_T$ , полученный на одной усреднённой прямой модели балки с 1-й грани на 6-ти опытных образцах с коррозией арматурного стержня в зоне чистого изгиба

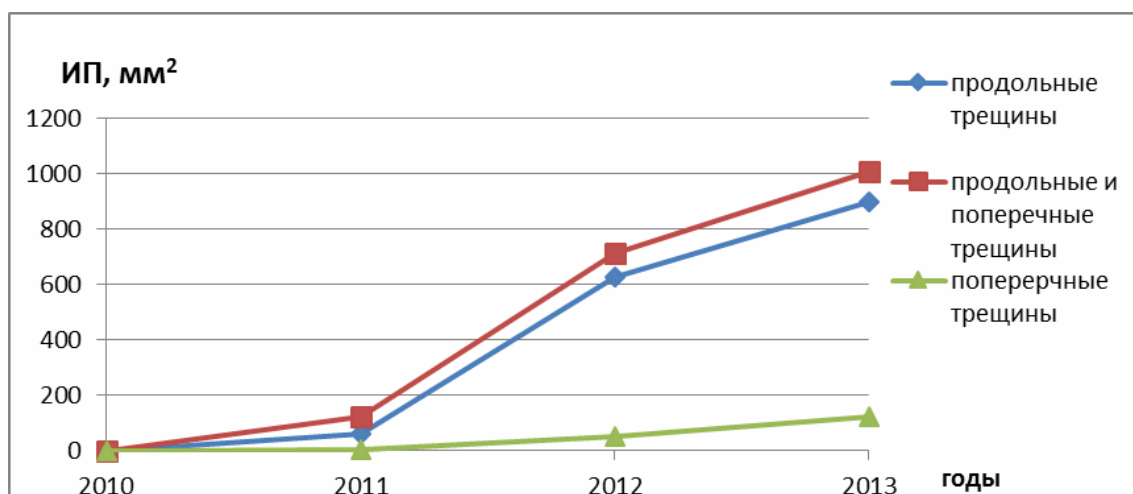


Рис.3.15. Интегральный параметр  $ИП = a_T \cdot \ell_T$ , полученный на одной усреднённой прямой модели колонны с консолями с 4-х граней на 27-ми опытных образцах



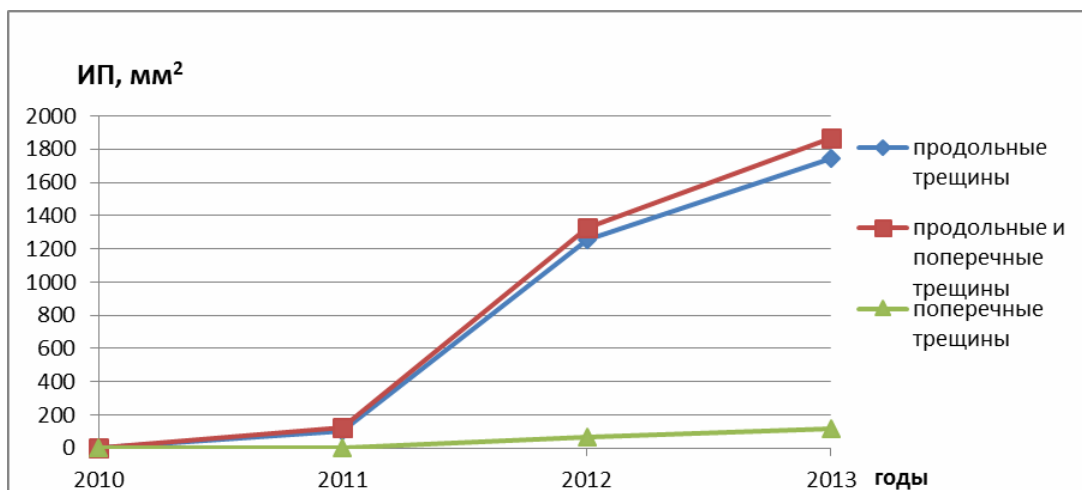


Рис.3.16. Интегральный параметр  $ИП = a_T \cdot \ell_T$ , полученный на одной усреднённой прямой модели призматической колонны с 4-х граней на 23-х опытных образцах

Величины усреднённых значений ширины максимально раскрытых коррозионных продольных трещин применительно к одной условной грани моделей железобетонных колонн с консолями и без консолей, полученные в результате измерения на дифференцированных участках в 2011, 2012 и 2013 годах, имеют нормальный закон распределения (рис. 3.17–3.22) [43].

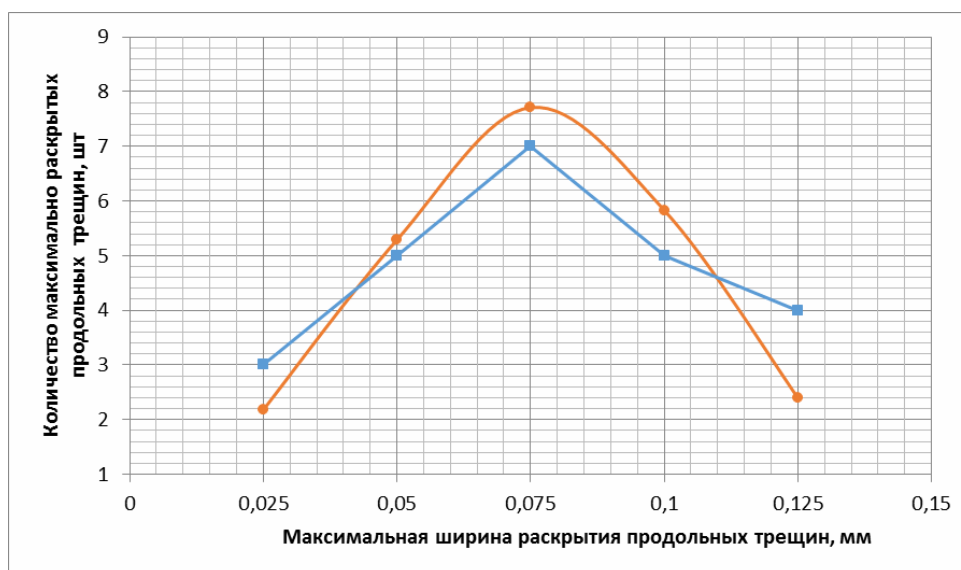


Рис. 3.17. Нормальная теоретическая кривая, построенная по выравнивающим частотам (окружности), и полигон экспериментальных частот (квадраты) значений максимально раскрытых продольных трещин на 4 гранях на дифференцируемых участках одной модели, усредненных по 24 образцам, полученных в результате измерения в 2011 году на отдельных прямых моделях железобетонных колонн с консолями:  
характеристики вероятностного распределения: математическое ожидание  $a_T^{\max} = 0,077$  мм ;  
среднее квадратическое отклонение нормального распределения  $\sigma=0,031$  мм;  
асимметрия  $A=-0,03$ ; эксцесс  $E=-0,872$ ;  $\chi^2_{\text{набл}} = 1,575 < \chi^2_{\text{кр}} = 6,0$ , где  $\chi^2_{\text{набл}}$  и  $\chi^2_{\text{кр}}$  – соответственно теоретический и критический критерий согласия Пирсона

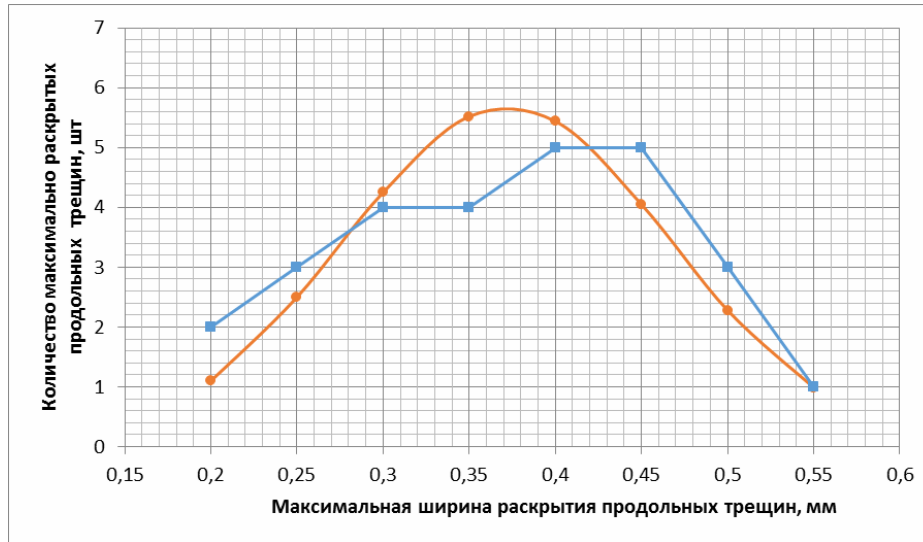


Рис. 3.18. Нормальная теоретическая кривая, построенная по выравнивающим частотам (окружности), и полигон экспериментальных частот (квадраты) значений максимально раскрытых продольных трещин с 4 граней на дифференцируемых участках одной модели, усредненных по 27 образцам, полученных в результате измерения в 2012 году на отдельных прямых моделях железобетонных колонн с консолями: характеристики вероятностного распределения: математическое ожидание  $a_T^{\max} = 0,372$  мм; среднее квадратическое отклонение нормального распределения  $\sigma = 0,095$  мм; асимметрия  $A = -0,120$ ; эксцесс  $E = -0,938$ ;  $\chi_{\text{набл}}^2 = 1,756 < \chi_{\text{кр}}^2 = 11,1$ , где  $\chi_{\text{набл}}^2$  и  $\chi_{\text{кр}}^2$  — соответственно теоретический и критический критерий согласия Пирсона



Рис. 3.19. Нормальная теоретическая кривая, построенная по выравнивающим частотам (окружности), и полигон экспериментальных частот (квадраты) значений максимально раскрытых продольных трещин с 4 граней на дифференцируемых участках одной модели, усредненных по 27 образцам, полученных в результате измерения в 2013 году на отдельных прямых моделях железобетонных колонн с консолями: характеристики вероятностного распределения: математическое ожидание  $\bar{a}_T^{\max} = 0,619$  мм; среднее квадратическое отклонение нормального распределения  $\sigma = 0,124$  мм; асимметрия  $A = -0,208$ ; эксцесс  $E = -0,547$ ;  $\chi_{\text{набл}}^2 = 1,789 < \chi_{\text{кр}}^2 = 15,5$ , где  $\chi_{\text{набл}}^2$  и  $\chi_{\text{кр}}^2$  — соответственно теоретический и критический критерий согласия Пирсона

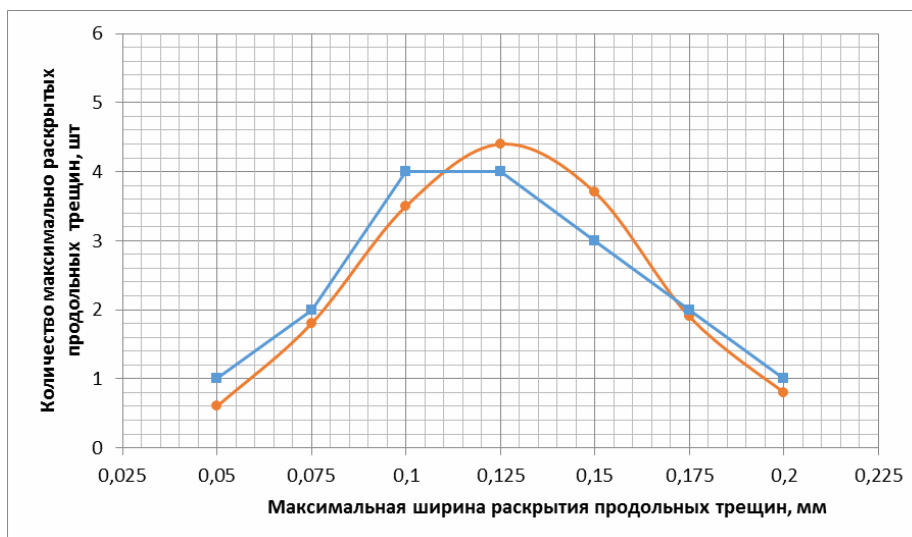


Рис. 3.20. Нормальная теоретическая кривая, построенная по выравнивающим частотам (окружности), и полигон экспериментальных частот (квадраты) значений максимальной ширины раскрытия коррозионных продольных трещин на 4 гранях на дифференцированных участках одной модели, усредненных по 17 образцам, полученных в результате измерения в 2011 году на прямых моделях железобетонных колонн без консолей:

характеристики вероятностного распределения: математическое ожидание  $\bar{a}_T^{-\max} = 0,126$  мм; среднее квадратическое отклонение нормального распределения  $\sigma = 0,039$  мм; асимметрия  $A = -0,097$ ; эксцесс  $E = -0,7$ ;  $\chi^2_{\text{набл}} = 0,528 < \chi^2_{\text{кр}} = 9,5$ , где  $\chi^2_{\text{набл}}$  и  $\chi^2_{\text{кр}}$  — соответственно теоретический и критический критерий согласия Пирсона

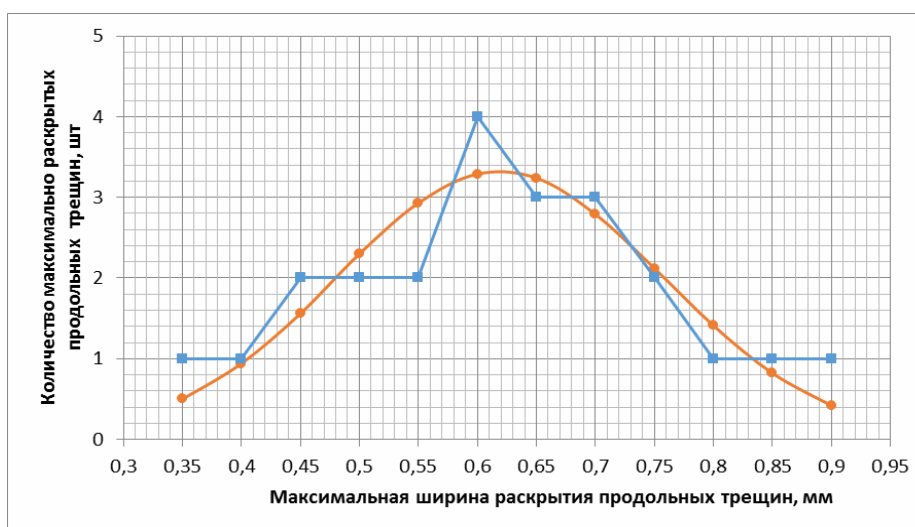


Рис.3.21. Нормальная теоретическая кривая, построенная по выравнивающим частотам (окружности), и полигон экспериментальных частот (квадраты) значений максимально раскрытых коррозионных продольных трещин с 4 граней на дифференцируемых участках одной модели, усредненных по 23 образцам, полученных в результате измерения в 2012 году на отдельных прямых моделях железобетонных колонн без консолей:

характеристики вероятностного распределения: математическое ожидание  $\bar{a}_T^{-\max} = 0,619$  мм; среднее квадратическое отклонение нормального распределения  $\sigma = 0,138$  мм; асимметрия  $A = +0,539$ ; эксцесс  $E = -0,900$ ;  $\chi^2_{\text{набл}} = 2,115 < \chi^2_{\text{кр}} = 16,9$ , где  $\chi^2_{\text{набл}}$  и  $\chi^2_{\text{кр}}$  — соответственно теоретический и критический критерий согласия Пирсона

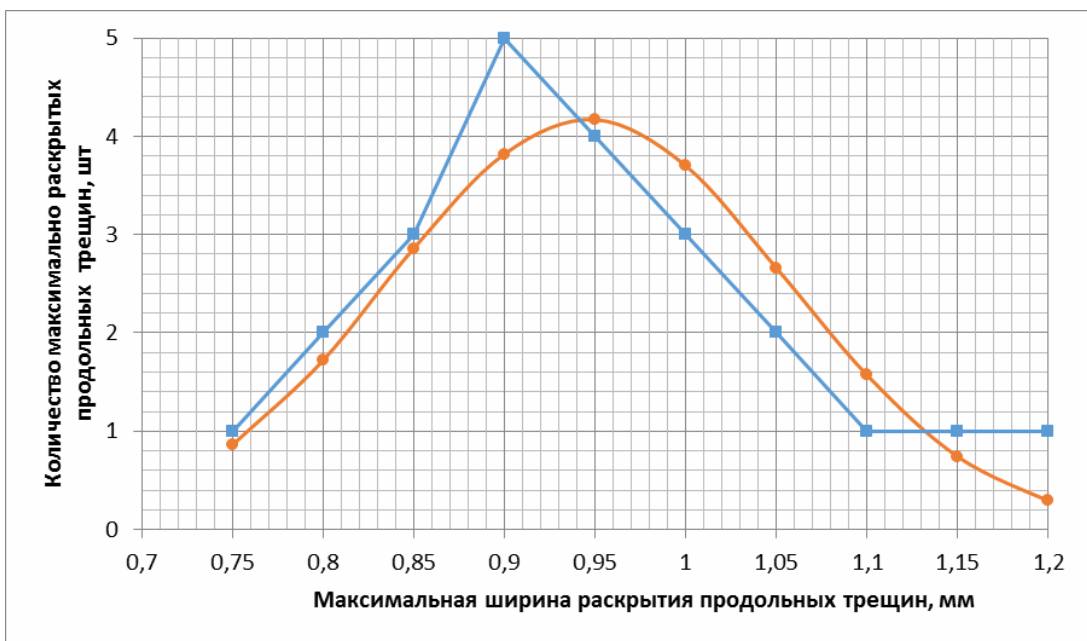


Рис. 3.22. Нормальная теоретическая кривая, построенная по выравнивающим частотам (окружности), и полигон экспериментальных частот (квадраты) значений максимально раскрытых продольных трещин с 4 граней на дифференцируемых участках одной модели, усредненных по 23 образцам, полученных в результате измерения в 2013 году на отдельных прямых моделях железобетонных колонн без консолей:

характеристики вероятностного распределения: математическое ожидание  $\bar{a}_T^{\max} = 0,126$  мм; среднее квадратическое отклонение нормального распределения  $\sigma = 0,110$  мм; асимметрия  $A = +0,481$ ; эксцесс  $E = -0,201$ ;  $\chi_{\text{набл}}^2 = 2,780 < \chi_{\text{кр}}^2 = 14,1$ , где  $\chi_{\text{набл}}^2$  и  $\chi_{\text{кр}}^2$  — соответственно теоретический и критический критерий согласия Пирсона

Величины усреднённых значений длины максимально раскрытых коррозионных продольных трещин применительно к одной условной грани моделей железобетонных колонн с консолями и без консолей, полученные в результате измерения на дифференцированных участках в 2011, 2012 и 2013 годах, имеют нормальный закон распределения (рис.3.23–3.28) [43].

Кинетика изменения максимальных значений ширины и длины коррозионных продольных трещин на дифференцированных участках, усредненных со всех граней соответствующих видов моделей применительно к одной условной грани каждой модели показана на рис. 3.29–3.36.

На рис.3.29 и 3.30 представлены соответствующие кинетики изменения усредненной максимальной  $a_T$ , рассчитанной из максимальных значений  $a_T$  на всех дифференцированных участках, и усредненной максимальной  $l_T$ , рассчитанной из максимальных значений  $l_T$  на всех дифференцированных участках, применительно к 1 грани на 7 прямых моделях железобетонных балок с коррозией арматурных стержней по всей длине.

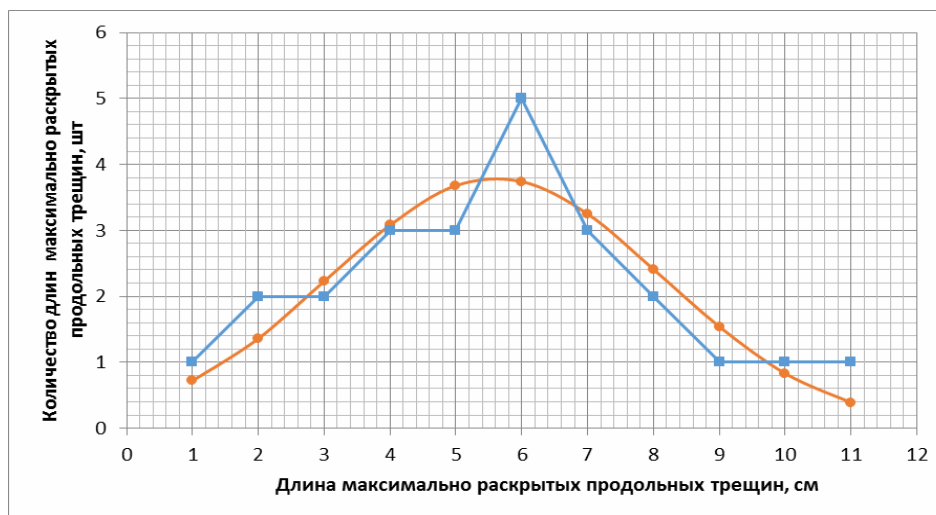


Рис. 3.23. Нормальная теоретическая кривая, построенная по выравнивающим частотам (окружности), и полигон экспериментальных частот (квадраты) значений длины максимально раскрытых продольных трещин с 4 граней на дифференцируемых участках одной модели, усредненных по 24 образцам, полученных в результате измерения в 2011 году на отдельных прямых моделях железобетонных колонн с консолями: характеристики вероятностного распределения: математическое ожидание  $\bar{\ell}_T^{\max} = 5,61$  мм; среднее квадратическое отклонение нормального распределения  $\sigma = 2,53$  см; асимметрия  $A = +0,20$ ; эксцесс  $E = -0,628$ ;  $\chi_{\text{набл}}^2 = 1,267 < \chi_{\text{кр}}^2 = 15,5$ , где  $\chi_{\text{набл}}^2$  и  $\chi_{\text{кр}}^2$  – соответственно теоретический и критический критерий согласия Пирсона

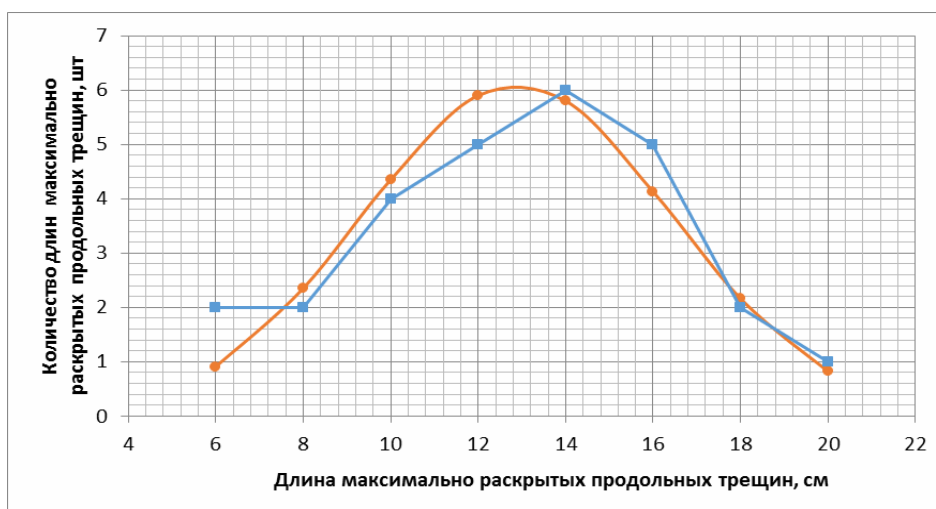


Рис. 3.24. Нормальная теоретическая кривая, построенная по выравнивающим частотам (окружности), и полигон экспериментальных частот (квадраты) значений длины максимально раскрытых продольных трещин с 4 граней на дифференцируемых участках одной модели, усредненных по 27 образцам, полученных в результате измерения в 2012 году на отдельных прямых моделях железобетонных колонн с консолями: характеристики вероятностного распределения: математическое ожидание  $\bar{\ell}_T^{\max} = 12,89$  мм; среднее квадратическое отклонение нормального распределения  $\sigma = 3,54$  см; асимметрия  $A = -0,168$ ; эксцесс  $E = -0,564$ ;  $\chi_{\text{набл}}^2 = 0,379 < \chi_{\text{кр}}^2 = 11,1$ , где  $\chi_{\text{набл}}^2$  и  $\chi_{\text{кр}}^2$  – соответственно теоретический и критический критерий согласия Пирсона

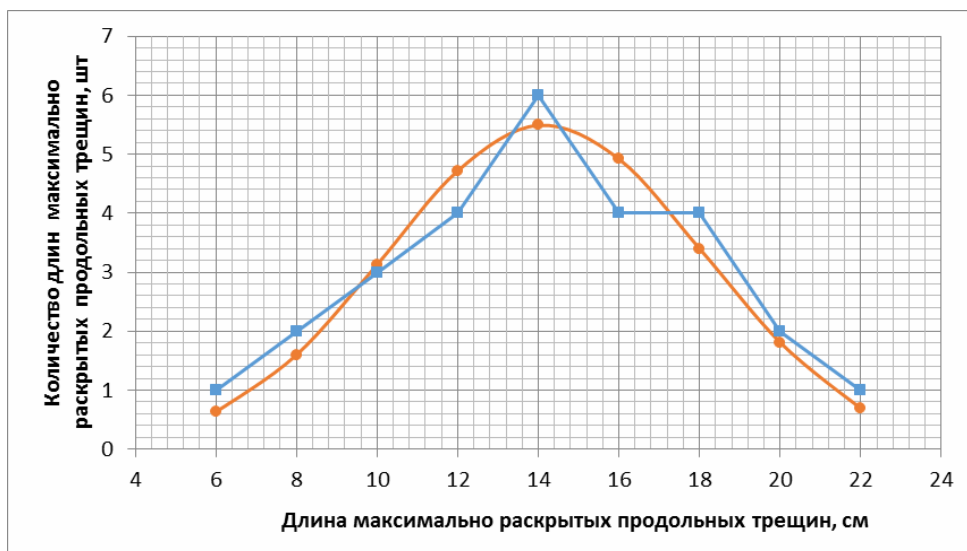


Рис.3.25. Нормальная теоретическая кривая, построенная по выравнивающим частотам (окружности), и полигон экспериментальных частот (квадраты) значений длины максимально раскрытых продольных трещин с 4 граней на дифференцируемых участках одной модели, усредненных по 27 образцам, полученных в результате измерения в 2013 году на отдельных прямых моделях железобетонных колонн с консолями: характеристики вероятностного распределения: математическое ожидание  $\bar{\ell}_T^{\max} = 14,15$  мм; среднее квадратическое отклонение нормального распределения  $\sigma = 3,92$  см; асимметрия  $A = -0,074$ ; эксцесс  $E = -0,597$ ;  $\chi_{\text{набл}}^2 = 0,917 < \chi_{\text{кр}}^2 = 12,6$ , где  $\chi_{\text{набл}}^2$  и  $\chi_{\text{кр}}^2$  – соответственно теоретический и критический критерий согласия Пирсона

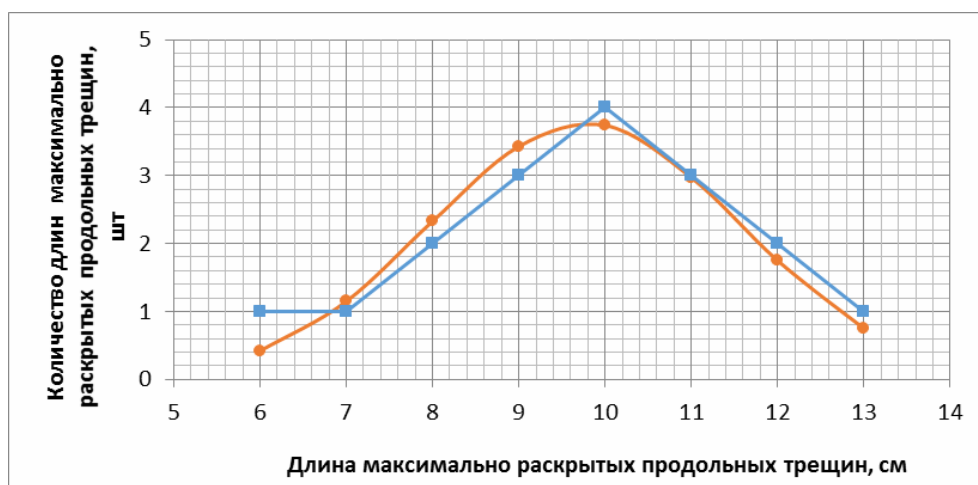


Рис.3.26. Нормальная теоретическая кривая, построенная по выравнивающим частотам (окружности), и полигон экспериментальных частот (квадраты) значений длины максимально раскрытых продольных трещин с 4 граней на дифференцируемых участках одной модели, усредненных по 23 образцам, полученных в результате измерения в 2011 году на отдельных прямых моделях железобетонных колонн без консолей: характеристики вероятностного распределения: математическое ожидание  $\bar{\ell}_T^{\max} = 9,76$  мм; среднее квадратическое отклонение нормального распределения  $\sigma = 1,80$  см; асимметрия  $A = -0,252$ ; эксцесс  $E = -0,500$ ;  $\chi_{\text{набл}}^2 = 1,059 < \chi_{\text{кр}}^2 = 11,1$ , где  $\chi_{\text{набл}}^2$  и  $\chi_{\text{кр}}^2$  – соответственно теоретический и критический критерий согласия Пирсона

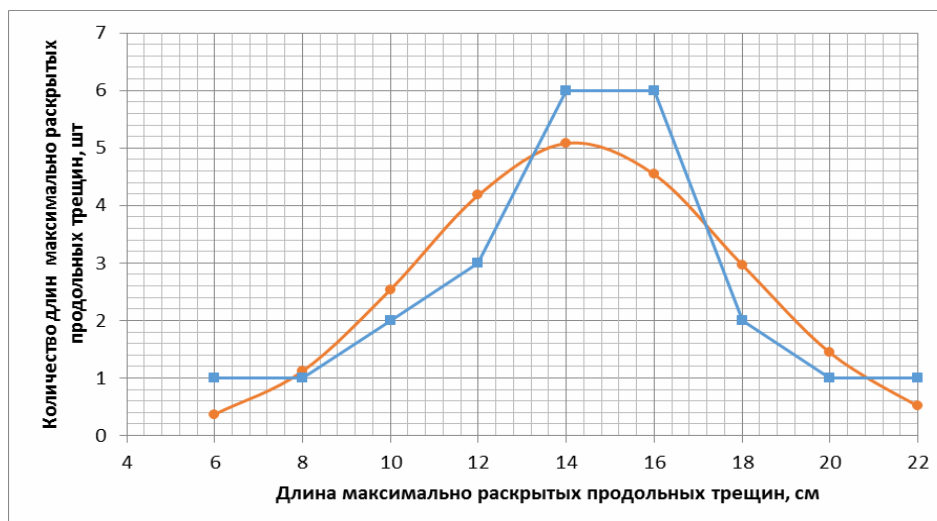


Рис. 3.27. Нормальная теоретическая кривая, построенная по выравнивающим частотам (окружности), и полигон экспериментальных частот (квадраты) значений длины максимально раскрытых продольных трещин с 4 граней на дифференцируемых участках одной модели, усредненных по 23 образцам, полученных в результате измерения в 2012 году на отдельных прямых моделях железобетонных колонн без консолей: характеристики вероятностного распределения: математическое ожидание  $\bar{\ell}_T^{\max} = 14,26$  мм; среднее квадратическое отклонение нормального распределения  $\sigma = 3,60$  см; асимметрия  $A = -0,150$ ; эксцесс  $E = +0,069$ ;  $\chi_{\text{набл}}^2 = 3,092 < \chi_{\text{кр}}^2 = 12,6$ , где  $\chi_{\text{набл}}^2$  и  $\chi_{\text{кр}}^2$  – соответственно теоретический и критический критерий согласия Пирсона

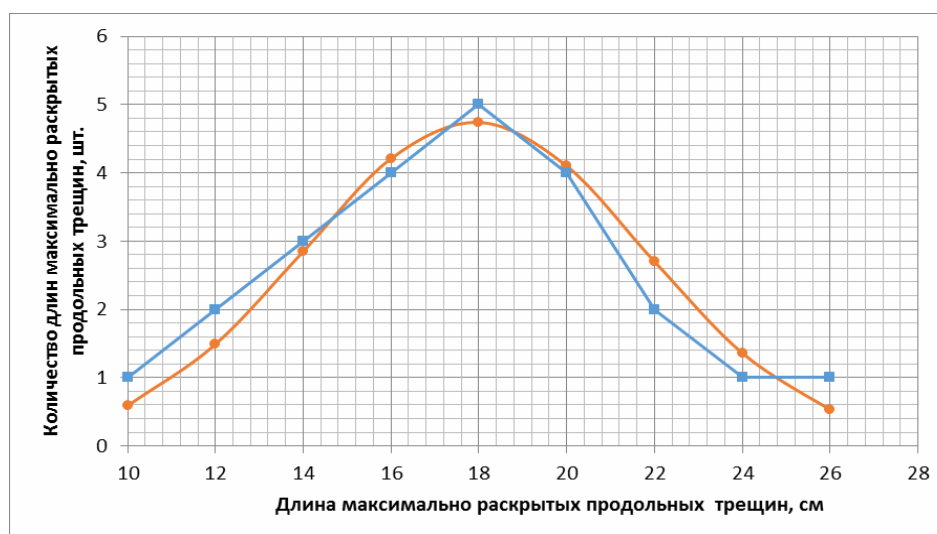


Рис. 3.28. Нормальная теоретическая кривая, построенная по выравнивающим частотам (окружности), и полигон экспериментальных частот (квадраты) значений длины максимально раскрытых продольных трещин с 4 граней на дифференцируемых участках одной модели, усредненных по 23 образцам, полученных в результате измерения в 2013 году на отдельных прямых моделях железобетонных колонн без консолей: характеристики вероятностного распределения: математическое ожидание  $\bar{\ell}_T^{\max} = 17,6$  мм; среднее квадратическое отклонение нормального распределения  $\sigma = 3,87$  см; асимметрия  $A = +0,127$ ; эксцесс  $E = -0,414$ ;  $\chi_{\text{набл}}^2 = 1,1882 < \chi_{\text{кр}}^2 = 12,6$ , где  $\chi_{\text{набл}}^2$  и  $\chi_{\text{кр}}^2$  – соответственно теоретический и критический критерий согласия Пирсона

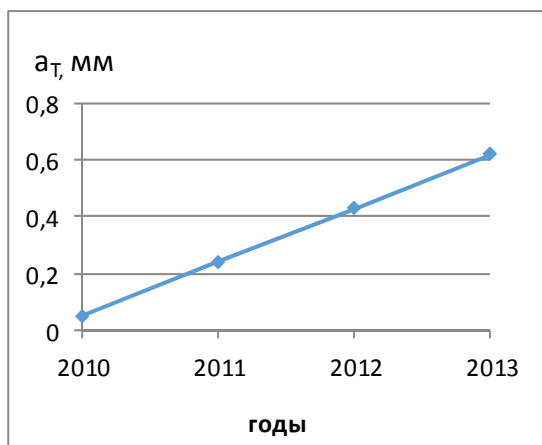


Рис. 3.29

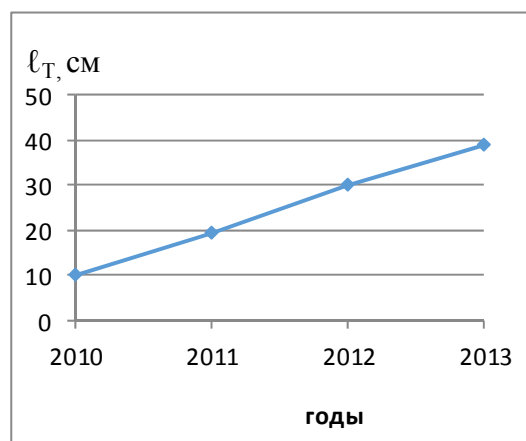


Рис.3.30

На рис.3.31–3.32 представлены кинетики изменения усредненной максимальной  $a_T$ , рассчитанной из максимальных значений  $a_T$  на всех дифференцированных участках, и усредненной максимальной  $l_T$ , рассчитанной из максимальных значений  $l_T$  на всех дифференцированных участках, применительно к 1 грани на 6 прямых моделях железобетонных балок с коррозией арматурных стержней в зоне чистого изгиба.

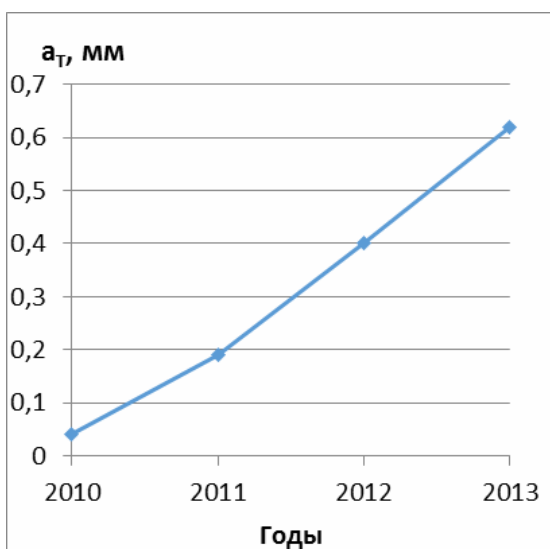


Рис.3.31

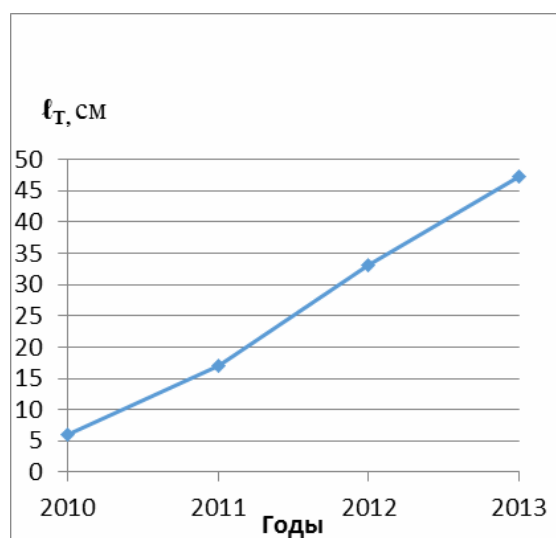


Рис.3.32

На рис.3.33–3.34 показаны соответствующие кинетики изменения усредненной максимальной  $a_T$  применительно к 1 условной грани, рассчитанной из максимальных значений  $a_T$  на всех дифференцированных участках, и усредненной максимальной  $l_T$  применительно к 1 условной грани, рассчитанной из максимальных значений  $l_T$  на всех дифференцированных участках на каждой из 4 граней 27-ми прямых моделей железобетонных колонн с консолями.



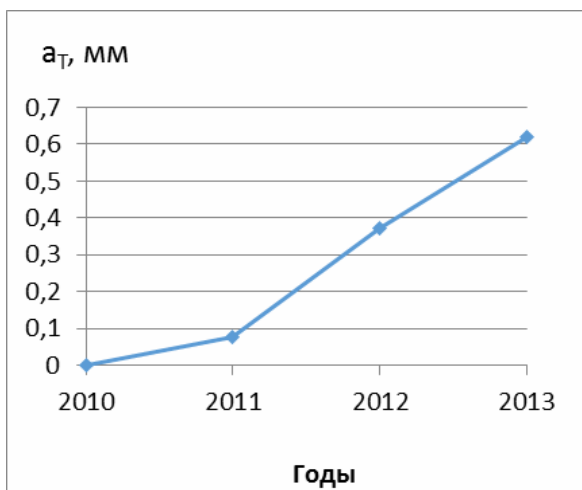


Рис.3.33

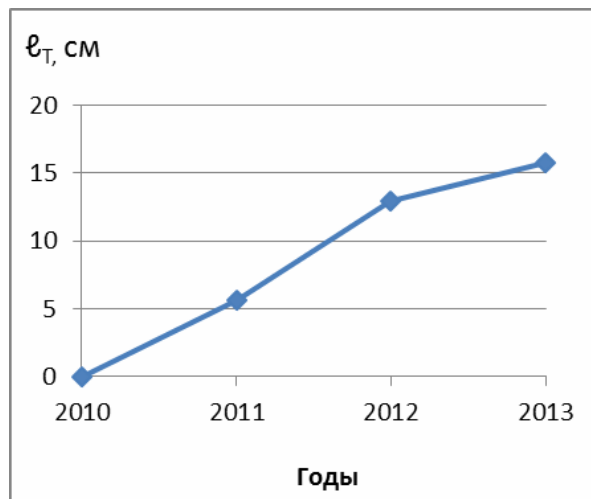


Рис.3.34

На рисунках. 3.35÷3.36 представлены соответствующие кинетики изменения усредненной максимальной  $a_T$  применительно к 1 условной грани, рассчитанной из максимальных значений  $a_T$  на всех дифференцированных участках, и усреднённой максимальной  $l_T$  применительно к 1-й условной грани, рассчитанной из максимальных  $l_T$  на всех дифференцированных участках, на каждой из 4 граней 23-х прямых моделей железобетонных колонн без консолей.

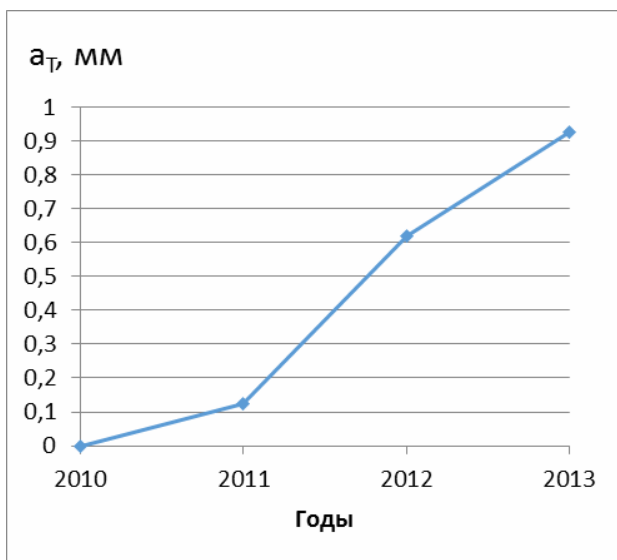


Рис.3.35

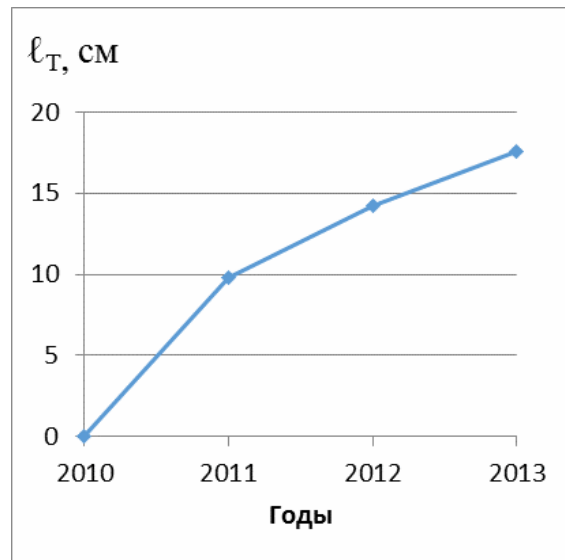


Рис .3.36

Выводы:

1) кинетика изменения интегрального параметра и максимальной длины дифференцированных участков коррозионных продольных трещин имеет условную линейную зависимость от времени, а кинетика изменения максимальной ширины раскрытия трещин дифференцированных участков выражается четкой линейной зависимостью от времени;

2) характер кинетики характеристик коррозионных продольных трещин показывает, что продукты электрохимического процесса коррозии стали не препятствуют протеканию коррозионного процесса на поверхности арматуры;

3) величина дифференцированных участков коррозионных трещин в результате коррозии конструктивной поперечной арматуры на прямых моделях колонн составляет до 24 % по отношению к дифференцированным участкам коррозионных продольных трещин, возникающих в результате коррозии продольной несущей арматуры;

4) величина интегрального параметра, полученного на прямых моделях железобетонных колонн в результате коррозии поперечной конструктивной арматуры, составляет до 5 % по отношению к значению интегрального показателя от подверженной коррозии продольной несущей арматуры;

5) вероятностное распределение интегрального параметра и максимальных значений ширины и длины раскрытия коррозионных продольных трещин на моделях описывается нормальным законом распределения.

### 3.2. Влияние коррозионных продольных трещин на изменение прочностных и деформативных свойств

В эксплуатируемых железобетонных конструкциях, испытывающих воздействие различных агрессивных сред, одним из наиболее распространённых видов повреждений, до 35 % от общего их количества, является нарушение сцепления арматуры с бетоном в результате коррозии арматуры [9, 141, 193]. Данные натурных обследований более 4000 железнодорожных и автодорожных железобетонных мостов, проведённых Международной ассоциацией по мостам и конструкциям, свидетельствуют, что до 7 % транспортных сооружений имеют продольные трещины в защитном слое бетона, вызванные коррозией арматуры [73].

Несмотря на значительное количество эксплуатируемых железобетонных конструкций с коррозионными продольными трещинами в защитном слое бетона, в действующих нормативных документах по расчёту и защите железобетонных конструкций от коррозии возникновение и наличие коррозионных продольных трещин в защитном слое бетона не учитываются при определении их деформативных и несущих свойств [170, 175, 181].

Поэтому определение фактической величины снижения деформативных и прочностных характеристик железобетонных элементов с нарушенным сцеплением арматуры с бетоном происходит только по результатам экспериментальных исследований, позволяющих разработать методику расчёта остаточного срока службы железобетонных конструкций с этими техническими дефектами.

Экспериментальные исследования сцепления арматурных стержней диаметром 14мм класса А-II, расположенных в центре бетонных кубов с размерами рёбер 7 и 10 см класса В15 [193] позволили с вероятностной обеспеченностью  $P= 86 \%$  установить зависимость значений средних условных напряжений сцепления  $\tau_{\text{сц}}$  от степени коррозии арматуры (потери массы стержня от коррозии, приходящейся на единицу его длины – метр):

$$\tau_{\text{сц}} = 124,8 + 17,5M + 127,7C + 69,8M^2 - 62,1MC - 19,4C^2, \quad (3.1)$$

где  $C$  – отношение толщины защитного слоя бетона к диаметру стержня.

В данной работе с вероятностью 99 % получена зависимость в виде полинома, оценивающая связь средних условных напряжений сцепления арматуры с бетоном от ширины раскрытия коррозионной продольной трещины в защитном слое бетона:

$$\tau_{\text{сц}} = 88,5 - 1410B - 29,1C + 11,3BC + 8500B^2 + 7,0C^2, \quad (3.2)$$

где  $B$  – отношение ширины раскрытия продольной трещины к толщине защитного слоя.

Данные эксперимента показывают, что минимальное сцепление бетона с арматурой, подверженной коррозии, в 70 раз ниже по сравнению с чистой без коррозии арматурой. В тоже время, для этой величины уменьшения сцепления арматуры с бетоном потери по массе арматуры составили всего 7,4 %.

Экспериментальные исследования показывают, что в изгибаемых обычных железобетонных элементах возникновение продольных трещин вдоль арматуры, вызванное её коррозией, нарушает сцепление арматуры с бетоном не менее 70 % от первоначального значения [193]. При этом значении нарушения сцепления арматуры с бетоном снижение несущей способности нормальных сечений образцов составляет около 30 %. В этом случае отмечается возможность обрушения железобетонной конструкции при действии нагрузки эксплуатационного уровня. На предаварийное состояние железобетонных конструкций при возникновении коррозионных продольных трещин указывается и в [60].

В [193] подчёркивается, что в реальных условиях эксплуатации железобетонных конструкций снижение их несущей способности зависит не от уменьшения сечения арматуры, а от степени уменьшения сцепления арматуры с бетоном.

Для изучения влияния коррозионных продольных трещин в защитном слое бетона, образующихся в результате давления на него продуктов коррозии арматуры, на изменение кратковременных деформационных и прочностных свойств центрально и внецентренно сжатых железобетонных элементов проведены длительные экспериментальные исследования [108–110]. По геометрическим размерам, конструктивному армированию и механиче-

ским характеристикам бетона и арматуры опытные образцы являются прямыми моделями железобетонной колонны [110].

Для нейтрализации щёлочи поровой влаги в бетоне и активизации коррозионного процесса на арматуре, с целью получения коррозионных продольных трещин в защитном слое бетона, в бетонную смесь во время изготовления прямых моделей железобетонных конструкций вводились хлорид – ионы в виде добавки NaCl в количестве 5 % от массы цемента. В контрольных образцах добавка отсутствовала. В процессе длительного испытания образцы два раза в сутки увлажнялись водопроводной водой. По интенсивности коррозионного поражения арматуры данные условия характеризуются как сильноагрессивные [105]. Время до появления продольных трещин на образцах с добавками составило 17 месяцев, что при эксплуатации в слабоагрессивной среде с хлорид – ионами приравняется к 20 годам [88].

После 3,2 лет натуральных экспериментальных исследований восемнадцать образцов были подвергнуты в лабораторных условиях кратковременному испытанию на прессе МС-50 сжимающей нагрузкой до разрушения. На центральное сжатие были испытаны одиннадцать моделей колонн, в том числе три контрольные образца, на внецентренное сжатие – семь моделей колонн, в том числе два контрольные образца. Изгибающий момент создавался за счёт наличия эксцентриситета  $e=30$  мм между геометрическим центром центральной части колонны и точкой приложения сжимающей нагрузки.

Величины деформации бетона на растянутых и сжатых гранях образцов во время кратковременных испытаний определялись с помощью механических тензометров Гугенбергера, установленных в средней части высоты колонн. База и цена деления шкалы отсчёта деформаций на механических тензометрах – соответственно составляют 100 мм и 1 мкм.

Глубина нейтрализации (карбонизации) бетона и наличие в нём хлорид-ионов определялись после разрушения образцов способом нанесения на свежий скол бетона соответствующих индикаторов: 0,1 % раствора фенолфталеина в спирте и децинормального раствора азотнокислого серебра. После длительных испытаний глубина карбонизации бетона на опытных образцах составляет в среднем 5-7 мм.

Прочность на сжатие бетона экспериментальных образцов определялась как разрушающим, так и неразрушающим методами соответственно с помощью контрольных бетонных кубов размерами 100×100×100 мм и прибора «Оникс-2,4» по ГОСТ 22690-88 [51], ГОСТ 18105-86\* [52], ГОСТ Р 53231-2008 [53] и ГОСТ 10180-90 [54]. Средняя прочность бетона на сжатие и её коэффициент вариации образцов, испытанных на центральное и внецентренное сжатие, соответственно составляет –  $\bar{\sigma}=32,4$  МПа,  $v=0,0095$  и  $\bar{\sigma}=32,8$  МПа,  $v=0,0190$ .

Величина жёсткости является общей интегральной характеристикой деформативных свойств конструкции: прогибов и углов поворота. В общем случае величина жёсткости  $B$  внецентренно сжатых элементов выражается через изгибающий момент  $M$  и величину кривизны элемента  $K$  с радиусом  $R$  по формуле:

$$D = \frac{M}{K} = \frac{M}{1/R}. \quad (3.3)$$

Определение жесткости ( $D$ ) на опытных образцах предусматривало определение радиуса кривизны ( $R$ ) с помощью разработанной методики по величинам приращения линейных деформаций на сжатой и растянутой гранях (рис.3.37) [106].

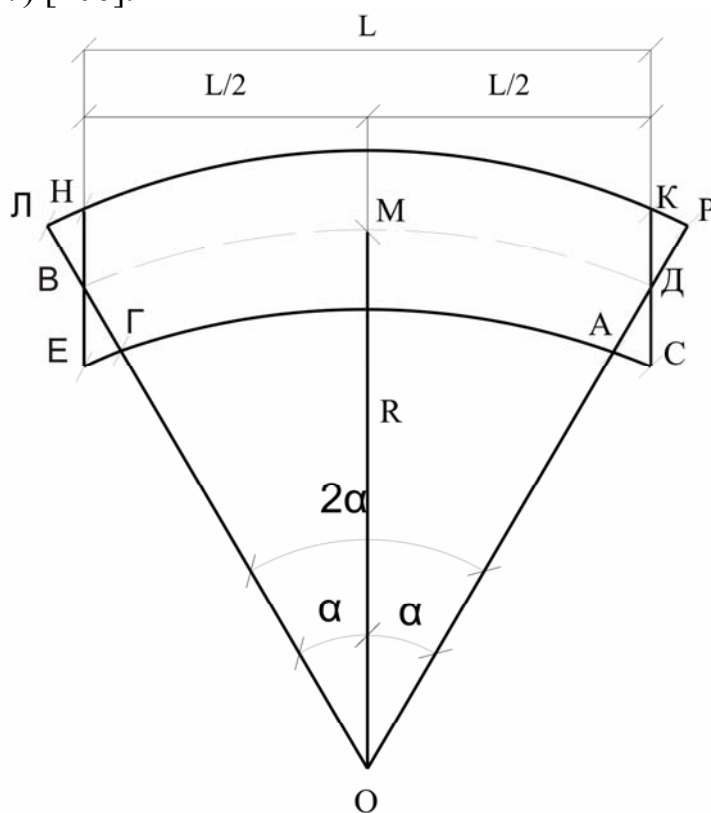


Рис. 3.37. Геометрическая схема определения радиуса кривизны внецентренно сжатых элементов

На экспериментальных образцах сумма прямых КД и ДС равняется 120 мм. Отрезки КР, ЛН и АС, ЕГ составляют 50 % величин полных деформаций соответственно растянутой и сжатой граней на расстоянии  $L$  (база механического тензометра).

Длина дуги сектора ОВД вычисляется как  $ВД = 2\alpha \cdot МО$ , где  $МО$  – радиус окружности ( $R$ ), а  $2\alpha$  – центральный угол в радианах.

Учитывая, минимальное значение  $\angle\alpha$  (до полутора минут), длины дуг секторов ОМВ и ОМД принимаются равными  $0,5L$  с погрешностью менее

1 %. Они являются катетами соответствующих равных прямоугольных треугольников ОМВ и ОМД.

Из анализа подобных прямоугольных треугольников ОМД, ДАС и ДРК определяется сначала  $\angle \alpha$  через отрезки АС и КР, а затем и величина отрезка ОМ ( $R$ ) по формуле:

$$R = \frac{MD}{\operatorname{tg} \alpha} = \frac{L}{2 \operatorname{tg} \alpha} . \quad (3.4)$$

Программа эксперимента предусматривала измерение на каждой из граней опытного образца ширины раскрытия максимальных по величине коррозионных продольных трещин с точностью 25 мкм, определение их общей длины с точностью до 1мм и последующий расчёт их среднего значения по четырём граням (табл.3.3).

Экспериментальные данные изменения прочностных и деформативных характеристик железобетонных опытных образцов в зависимости от усреднённых геометрических показателей коррозионных продольных трещин на кратковременное центральное и внецентренное сжатие представлены соответственно в табл.3.3 и 3.4.

Т а б л и ц а 3 . 3

Изменение прочности на кратковременное центральное сжатие опытных железобетонных образцов от усреднённых геометрических показателей коррозионных продольных трещин

№ образцов	Усреднённые по 4-м граням $a_T^{cp} (a_T^{max}) / \ell_T^{cp} (\ell_T^{max})$ , мм/мм	Испытание на прочность, кг		Прочность бетона образца, МПа
		$P_{разр}$	Снижение $P_{разр}$ , %	
1	2	3	4	5
1	-	35600	0	32,3
2	-	35200	0	32,00
3	-	34900	0	32,2
4	$\frac{0,271(0,325)}{123(103)}$	29400	16,6	32,9
5	$\frac{0,394(0,575)}{122(128)}$	27500	22,0	32,4
6	$\frac{0,471(0,663)}{227(150)}$	26800	23,9	32,7
7	$\frac{0,497(0,687)}{125(163)}$	26100	25,9	32,7

Окончание табл. 3.3

1	2	3	4	5
8	$\frac{0,594(0,613)}{139(158)}$	26000	26,2	31,8
9	$\frac{0,500(0,588)}{327(253)}$	24300	31,0	32,0
10	$\frac{0,527(0,670)}{226(263)}$	23200	34,2	32,5
11	$\frac{0,602(0,750)}{295(243)}$	22900	35,9	32,3

Примечание. Величина контрольной прочности на сжатие железобетонных образцов получена как среднеарифметическая величина значений прочности образцов №1, №2 и №3 –  $P_{\text{разр}}^K = 35233$  кг.

Анализ данных экспериментальных исследований табл. 3.3 и 3.4 показывает наличие функциональных зависимостей изменения прочности  $P_{\text{разр}}$ , жёсткости  $D$  образцов и соответствующих характеристик их изменения  $\Delta P_{\text{разр}}$ ,  $\Delta D_{\text{разр}}$  от значений ширины раскрытия  $(a_T^{\text{cp}})$ ,  $(a_{T_{\text{max}}}^{\text{cp}})$  и длины  $(\ell_T^{\text{cp}})$ ,  $(\ell_{T_{\text{max}}}^{\text{cp}})$  коррозионных продольных трещин.

Уравнения регрессии исследуемых механических характеристик образцов при действии центральной и внецентренно приложенной сжимающей нагрузки в зависимости от геометрических параметров коррозионных продольных трещин приведены соответственно в табл. 3.5., на рис 3.38 и 3.39, а также в табл.3.6. и на рис. 3.40 и 3.41. В таблицах и рисунках используются следующие размерности технических характеристик:  $P_{\text{разр}}$  [кг];  $\Delta P$ , [%];  $a_T^{\text{cp}}$ ,  $a_{T_{\text{max}}}^{\text{cp}}$  и  $\ell_T^{\text{cp}}$  и  $\ell_{T_{\text{max}}}^{\text{cp}}$ , [мм].





Таблица 3.5

Уравнения регрессии изменения прочности  $P_{\text{разр}}$  и соответствующих величин их уменьшения  $\Delta P_{\text{разр}}$  для опытных образцов, испытанных на центральное сжатие, в зависимости от геометрических характеристик коррозионных продольных трещин

$P_{\text{разр}} = f(a_T^{\text{cp}}); \Delta P_{\text{разр}} = f(a_T^{\text{cp}}); P_{\text{разр}} = f(\ell_T^{\text{cp}}); \Delta P_{\text{разр}} = f(\ell_T^{\text{cp}});$ $P_{\text{разр}} = f(a_{T_{\text{max}}}^{\text{cp}}); \Delta P_{\text{разр}} = f(a_{T_{\text{max}}}^{\text{cp}}); P_{\text{разр}} = f(\ell_{T_{\text{max}}}^{\text{cp}}); \Delta P_{\text{разр}} = f(\ell_{T_{\text{max}}}^{\text{cp}}).$
$P_{\text{разр}} = 35233 - 20667a_T^{\text{cp}}$ $\Delta P_{\text{разр}} = 58,5(a_T^{\text{cp}} - 0,02)$ $P_{\text{разр}} = 35233 - 48(\ell_T^{\text{cp}} - 23)$ $\Delta P_{\text{разр}} = 0,135(\ell_T^{\text{cp}} - 25)$ $P_{\text{разр}} = 35233 - 16444a_{T_{\text{max}}}^{\text{cp}}$ $\Delta P_{\text{разр}} = 48(a_{T_{\text{max}}}^{\text{cp}} - 0,02)$ $P_{\text{разр}} = 35233 - 50,75\ell_{T_{\text{max}}}^{\text{cp}}$ $\Delta P_{\text{разр}} = 0,148(\ell_{T_{\text{max}}}^{\text{cp}} - 10)$

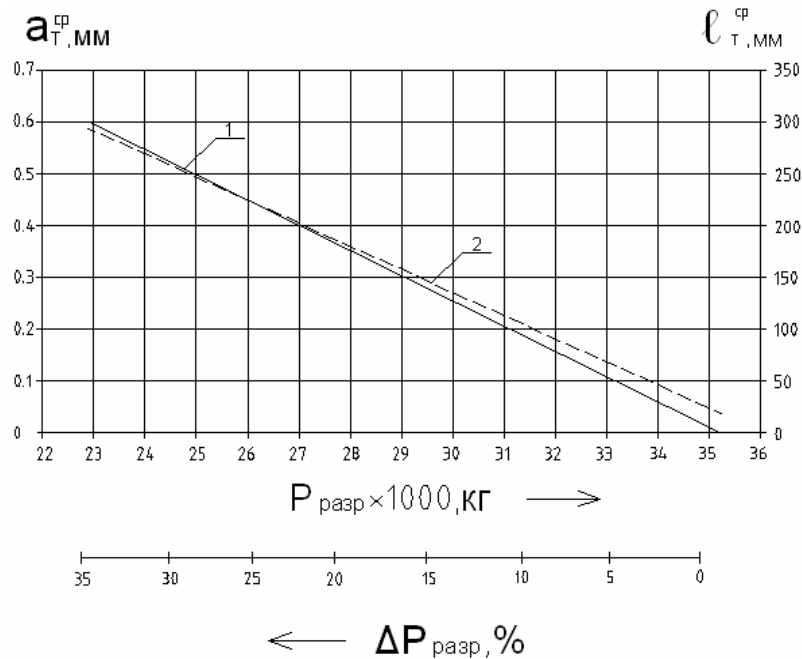


Рис.3.38. Зависимости изменения прочности  $P_{\text{разр}}$  и относительной величины её уменьшения ( $\Delta P_{\text{разр}}$ ) при центральном сжатии от средних значений ширины раскрытия ( $a_T^{\text{cp}}$ ) и длины ( $\ell_T^{\text{cp}}$ ) коррозионных продольных трещин:

1 и 2 – соответственно (—)  $a_T^{\text{cp}}$  и (-----)  $\ell_T^{\text{cp}}$

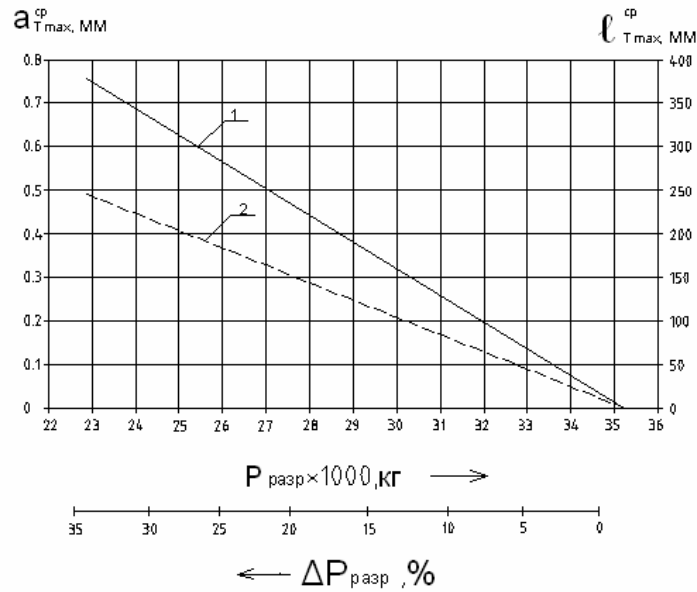


Рис. 3.39. Зависимости изменения прочности  $P_{\text{разр}}$  и относительной величины её уменьшения ( $\Delta P_{\text{разр}}$ ) при центральном сжатии от средних максимальных значений ширины раскрытия ( $a_T^{\text{cp}}$ ) и длины ( $l_T^{\text{cp}}$ ) продольных трещин:  
1 и 2 – соответственно (—)  $a_T^{\text{cp}}$  и (-----)  $l_T^{\text{cp}}$

Т а б л и ц а 3 . 6 .

Уравнения регрессии изменения жёсткости  $D$ , прочности  $P_{\text{разр}}$  и соответствующих величин их уменьшения  $\Delta D$  и  $\Delta P_{\text{разр}}$  опытных образцов, испытанных на внецентренно-сжимающую нагрузку, в зависимости от геометрических характеристик коррозионных продольных трещин

УРАВНЕНИЯ ФУНКЦИЙ:	
$D = f(a_{T_{\text{max}}}^{\text{cp}}); D = f(l_{T_{\text{max}}}^{\text{cp}}); \Delta D = f(a_{T_{\text{max}}}^{\text{cp}}); \Delta D = f(l_{T_{\text{max}}}^{\text{cp}}); P_{\text{разр}} = f(a_{T_{\text{max}}}^{\text{cp}});$ $P_{\text{разр}} = f(l_{T_{\text{max}}}^{\text{cp}}); \Delta P_{\text{разр}} = f(a_{T_{\text{max}}}^{\text{cp}}); \Delta P_{\text{разр}} = f(l_{T_{\text{max}}}^{\text{cp}})$	
ЖЁСТКОСТЬ	ПРОЧНОСТЬ НА СЖАТИЕ
$D = 0,8 + 1,1 \cdot e^{-5,5 a_{T_{\text{max}}}^{\text{cp}}}$	$P_{\text{разр}} = 20300 - 9264 \cdot a_{T_{\text{max}}}^{\text{cp}}$
$D = 0,7 + 1,2 \cdot e^{-0,018 l_{T_{\text{max}}}^{\text{cp}}}$	$P_{\text{разр}} = 21218 - 58,7 \cdot l_{T_{\text{max}}}^{\text{cp}}$
$\Delta D = 50 - 77 e^{-5,5 a_{T_{\text{max}}}^{\text{cp}}}$	$\Delta P_{\text{разр}} = 3 + \frac{a_{T_{\text{max}}}^{\text{cp}}}{0,0232}$
$\Delta D = 58 - 86 e^{-0,018 l_{T_{\text{max}}}^{\text{cp}}}$	$\Delta P_{\text{разр}} = \frac{l_{T_{\text{max}}}^{\text{cp}}}{3,68}$

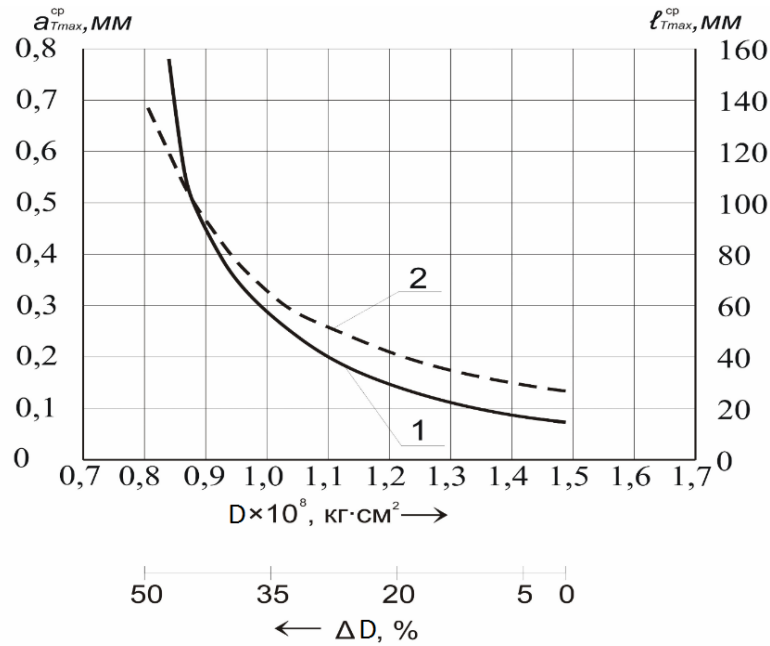


Рис.3.40. Зависимости изменения жёсткости  $D$  и относительной величины её уменьшения  $\Delta D$  при внецентренном сжатии от средних максимальных значений ширины раскрытия ( $a_{T_{\max}}^{\text{cp}}$ ) и длины ( $l_{T_{\max}}^{\text{cp}}$ ) коррозионных продольных трещин:

1 и 2 – соответственно (—)  $a_{T_{\max}}^{\text{cp}}$  и (- - -)  $l_{T_{\max}}^{\text{cp}}$

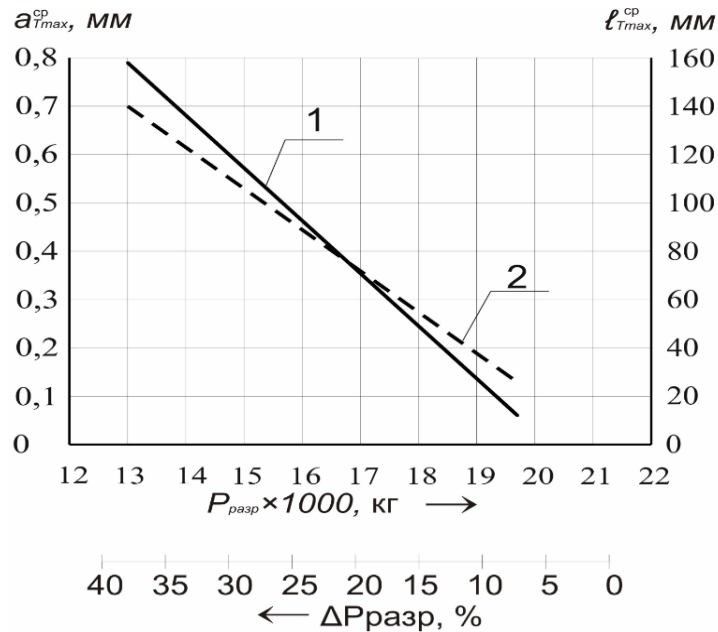


Рис.3.41. Зависимости изменения прочности на сжатие  $P_{\text{разр}}$  и относительной величины её уменьшения  $\Delta P_{\text{разр}}$  при внецентренном сжатии от средних максимальных значений ширины раскрытия ( $a_{T_{\max}}^{\text{cp}}$ ) и длины ( $l_{T_{\max}}^{\text{cp}}$ ) продольных трещин:

1 и 2 – соответственно : (—)  $a_{T_{\max}}^{\text{cp}}$  и (- - -)  $l_{T_{\max}}^{\text{cp}}$

Выводы:

1) наличие коррозионных продольных трещин с усреднёнными показателями  $a_{T_{\max}}^{\text{cp}} = 0,750$  мм,  $a_T^{\text{cp}} = 0,602$  мм и  $\ell_{T_{\max}}^{\text{cp}} = 243$  мм,  $\ell_T^{\text{cp}} = 295$  мм в защитном слое бетона на гранях опытных образцов при действии центральной сжимающей нагрузки приводит к снижению прочности прямых моделей железобетонных конструкций на 35,9 %;

2) образование коррозионных продольных трещин с  $a_{T_{\max}}^{\text{cp}} = 0,788$  мм и  $\ell_{T_{\max}}^{\text{cp}} = 140$  мм способствует снижению жёсткости внецентренно сжатых с малым эксцентриситетом прямых моделей железобетонных конструкций на 50,3 %, а прочности на 38,4 %;

3) при одинаковых геометрических параметрах коррозионных продольных трещин действие центрально приложенной сжимающей нагрузки по сравнению с действием сжимающей нагрузки, приложенной с малым эксцентриситетом, на 7 % меньше снижает несущую способность опытных железобетонных образцов.

## БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Абоймова, З.Г. Влияние параметров газовой среды хлористого водорода и пористости мелкозернистого бетона на кинетику продвижения агрессивного фронта [Текст] / З.Г. Абоймова, В.М. Кравцов, А.Ф. Полак // Совершенствование и организация промышленного строительства: тр. науч. исслед. ин-та пром. стр-ва. – М.: 1975. – Вып.16. – С. 278-283.
2. Абрамович, М.И. Математика, геометрия и тригонометрические функции [Текст] / М.И. Абрамович, М.Т. Стародубцева. – М.: Высшая школа, 1976. – 164с.
3. Александровский, С.В. Расчет бетонных и железобетонных конструкций на температурные и влажностные воздействия с учетом ползучести [Текст] / С.В. Александровский. – М.: Стройиздат, 1966. – 443 с.
4. Александровский, С.В. Ползучесть бетона при периодических воздействиях [Текст] / С.В. Александровский, В.Я. Багрий. – М.: Стройиздат, 1970. – С. 5, 16-17.
5. Алексеев, Н.А. Опыт эксплуатации Горьковской гидроэлектростанции [Текст] / Н.А. Алексеев // Гидротехническое строительство. – 1967. – № 9. – С. 27-34.
6. Алексеев, С.Н. Долговечность железобетонных конструкций в условиях ветрового воздействия [Текст] / С.Н. Алексеев, М.Щ. Гусейнов, Н.К. Розенталь // АзНИИСтройматериалов и сооружений им. Дадашева: сб. трудов. – 1968. – №10.
7. Алексеев, С.Н. Коррозия и защита арматуры в бетоне [Текст] / С.Н. Алексеев. – М.: Госстройиздат, 1962. – 186 с.
8. Алексеев, С.Н. Коррозия и защита арматуры в бетоне [Текст] / С.Н. Алексеев. – М.: Стройиздат, 1968. – 228 с.
9. Алексеев, С.Н. Коррозионная стойкость железобетонных конструкций в агрессивной промышленной среде [Текст] / С.Н. Алексеев, Н.К. Розенталь. – М.: Стройиздат, 1976. – 205 с.
10. Алексеев, С.Н. Кинетика карбонизации бетона [Текст] / С.Н. Алексеев, Н.К. Розенталь // Бетон и железобетон. – 1969. – №4. – 22 с.
11. Алексеев, С.Н. Коррозия и защита арматуры железобетонных конструкций [Текст]: дис... д-ра техн. наук / С.Н. Алексеев. – М.: НИИЖБ, 1970. – 283 с.
12. Алексеев, С.Н. Влияние трещин в бетоне на интенсивность коррозии арматуры в трещинах железобетона [Текст] / С.Н. Алексеев, В.И. Новгородский // Бетон и железобетон. – 1964. – № 11. – С.511-514.

13. Артамонов, В.С. Защита от кооррозии транспортных сооружений : справочная книга [Текст] / В.С. Артамонов, Т.М. Молтина; под ред. С.Г. Веденеева. – М.: Транспорт, 1976. – 192 с.
14. Бабушкин, В.И. Термодинамика силикатов / В.И. Бабушкин, Г.М. Матвеев, О.П. Мчедлов-Петросян. – М.: Стройиздат, 1986. – 408 с.
15. Бабушкин, В.И. Физико-химические процессы коррозии бетона и железобетона [Текст] / В.И. Бабушкин. – М.: Госстройиздат, 1968. – 187 с.
16. Барашиков, А.Я. Исследование длительной работы железобетонных конструкций при переменных нагрузках [Текст]: дис.... д-ра техн. наук / А.Я. Барашиков. – Киев, 1977. – 297 с.
17. Барашиков, А.Я. Прогибы изгибаемых железобетонных элементов при длительных циклических нагрузках [Текст] / А.Я. Барашиков, П.П Крамарчук // Строительные конструкции. Вып. XXI. – Киев: Будивельник, 1973.
18. Барашиков, А.Я. Исследование деформативности железобетонных рам [Текст] / А.Я. Барашиков. И.А. Мурашко, Г.М. Ремине. – Киев: Будивельник, 1974.
19. Беженар, В.П. Повышение стойкости железобетонных конструкций предприятий калийных удобрений [Текст] / В.П. Беженар, С.Н. Алексеев // Бетон и железобетон. – 1983. – №2. – С. 23-26.
20. Берг, О.Я. Растяжение в железобетоне [Текст] / О.Я.Берг, А.В. Алексейченко // Строительство железных дорог и путевое хозяйство. – 1941. – №4. – С. 13-18.
21. Берг, О.Я. Исследования процесса трещинообразования в железобетонных элементах с арматурой периодического профиля [Текст] / О.Я.Берг // Сообщение №44 ВНИИ железнодорожного строительства и проектирования. – М.: Трансжелдориздат, 1954. – 24 с.
22. Берг, О.Я., Исследование физического процесса разрушения бетона под действием статической и многократно повторяющейся нагрузки [Текст] / О.Я.Берг, Г.Н. Писанко, Ю.Н. Хромец // Труды ЦНИИС, Исследование прочности и долговечности бетона транспортных сооружений, вып.60. – М.: Трансжелдориздат, 1966. – С.5-41.
23. Бирюлин, Ю.Ф. Образование, раскрытие и закрытие трещин в нормальных сечениях железобетонных конструкций [Текст] / Ю.Ф. Бирюлин, К.В. Петрова // Бетон и Железобетон. – 1971. – № 5. – С.14-16.
24. Болгова, А.Я. Наблюдения за фильтрацией в парном бетонном шлюзе [Текст] / А.Я. Болгова, Д.В. Сдобников, П.А. Михалевич // Гидротехническое строительство. – 1950. – № 5. – С.16-20.

25. Болгова, А.Я. Борьба с фильтрацией через трещины в бетоне конструкций судоходного шлюза [Текст] / А.Я. Болгова, П.А. Михалевич // Гидротехническое строительство. – 1963. – № 4. – С.8-11.

26. Бондаренко, В.М. Инженерные методы нелинейной теории железобетона [Текст] / В.М. Бондаренко, С.В. Бондаренко. – М.: Стройиздат, 1982. – 287 с.

27. Бондаренко, В.М. Некоторые вопросы нелинейной теории железобетона [Текст] / В.М. Бондаренко. – Харьков: Изд-во Харьковского университета, 1968. – 323 с.

28. Бондаренко, В.М. Расчетные модели силового сопротивления железобетона [Текст]: моногр. / В.М. Бондаренко, В.И. Колчунов. – М.: Изд-во АСВ, 2004. – 472 с.

29. Ванникова, Д.М. Исследование процессов коррозии и защита стен производственных зданий, эксплуатируемых в условиях хлорной агрессии [Текст]: автореф. дис.... канд. техн. наук / Д.М. Ванникова. – М.: МАРХИ, 1962. – 22 с.

30. Васильев, А.И. Прогноз коррозии арматуры железобетонных конструкций автодорожных мостов в условиях хлоридной агрессии и карбонизации [Текст] / А.И. Васильев, А.М. Подвальный // Бетон и железобетон. – 2002. – №6. – С. 27-32.

31. Вербецкий, Г.П. Механизм и кинетика коррозии бетона и арматуры в гидротехнических сооружениях, эксплуатируемых с допущением трещинообразования [Текст]: дис.... д-ра техн. наук / Г.П. Вербецкий. – Тбилиси, 1979. – 409 с.

32. Вербецкий, Г.П. Лабораторные исследования коррозии арматуры в трещинах железобетона в напряженном состоянии [Текст] / Г.П. Вербецкий // Известия ТНИСГЭИ, т.14. – М.: Госэнергоиздат, 1962. – С.163-173.

33. Вербецкий, Г.П. Исследование коррозии арматуры в трещинах железобетона [Текст] / Г.П. Вербецкий // Бетон и Железобетон. – 1964. – № 11. – С.507-510.

34. Вербецкий, Г.П. Механизм образования коррозионных макропар в трещинах железобетона [Текст] / Г.П. Вербецкий // Известия ТНИСГЭИ, т.16. – М.: Энергия, 1965. – С. 329-337.

35. Вербецкий, Г.П. Механизм и закономерности развития коррозии арматуры в трещинах железобетона [Текст] / Г.П. Вербецкий // Защита от коррозии гидротехнических сооружений в речных водах. – М.: Энергия, 1968. – С.314-324.

36. Вербецкий, Г.П. Метод расчёта коррозионной потери сечения стальной арматуры в трещинах железобетонных конструкций [Текст] /

Г.П. Вербецкий, В.Я. Шаповалова, О.Я. Саралидзе // Сообщения АН ГрузССР. – 1989. – Т. 136. №3. – С. 118-124.

37. ВНТП 2-96. Ведомственные нормы технологического проектирования свиноводческих предприятий [Текст]. – М.: НИПИАгропром, 1996. – 70 с.

38. Вольберг, Ю.Л. Учет воздействия агрессивной среды на несущую способность стальных конструкций в строительстве [Текст] / Ю.Л. Вольберг, А.С. Коряков // Металлические конструкции в строительстве: сб. тр. МИСИ. – М.: МИСИ, 1983. – С.28-35.

39. Гвоздев, А.А. Состояние и задачи исследования сцепления арматуры с бетоном [Текст] / А.А. Гвоздев // Бетон и Железобетон. – 1968. – № 12. – С.1-4.

40. Гвоздев, А.А. О классификации нагрузок в расчетах строительных конструкций [Текст] / А.А. Гвоздев, А.А. Бать, В.А. Отставнов// Промышленное строительство. – 1974. – №2. – С. 28-30.

41. Гельфман, Г.Н. О коррозии железобетона в атмосфере цеха по производству монохлоруксусной кислоты [Текст] / Г.Н. Гельфман, Л.Г. Карлова, Л.И. Табачник, А.А. Оратовская // Труды БашНИИСтроя. вып. IX. – М.: Стройиздат, 1969. – С.264-271.

42. Гениев, Г.А. Некоторые вопросы теории упругости и пластичности железобетона при наличии трещин [Текст] / Г.А. Гениев, Г.А. Тюнин // Новые методы расчета строительных конструкций. – М.: Стройиздат, 1968. – С. 9-14.

43. Гмурман, В.Е. Теория вероятностей и математическая статистика [Текст] / В.Е. Гмурман. – М.: Высшая школа, 1977. – С. 77-78, 95, 132-133.

44. Гордеева, Т.Ф. Исследование изгибаемых железобетонных элементов при повторных статических нагружениях [Текст]: дис.... канд. техн. наук / Т.Ф. Гордеева.– Киев.: НИИСК, 1970. – 208 с.

45. Горшенина, Е.В. Методика расчета ширины раскрытия трещины при различных режимах загрузки [Текст]: дис.... канд. техн. наук / Е.В. Горшенина. – Тольятти, 2006. – 120 с.

46. Горюнов, Б.Ф. Предварительно напряженный железобетон в гидротехническом строительстве [Текст] / Б.Ф. Городницкий. – Л.: Госстройиздат, 1953. – 167 с.

47. ГОСТ 12004-81. Сталь арматурная. Методы испытания на растяжение [Текст].

48. ГОСТ 12730.5-84. Бетоны. Методы определения водонепроницаемости с изменением №1 [Текст].



49. ГОСТ 31384-2008. Защита бетонных и железобетонных конструкций от коррозии. Общие технические требования [Текст]. – М.: Стандартинформ, 2010. – 46 с.
50. ГОСТ Р 52804-2007. Защита бетонных и железобетонных конструкций от коррозии. Методы испытаний [Текст]. – М.: Стандартинформ, 2008 – 32 с.
51. ГОСТ 22690-88. Бетоны. Определение прочности механическими методами неразрушающего контроля [Текст].
52. ГОСТ 18105-86\*. Бетоны. Правила контроля прочности [Текст].
53. ГОСТ Р 53231-2008 Бетоны. Правила контроля и оценки прочности [Текст].
54. ГОСТ 10180-90 Бетоны. Методы определения прочности по контрольным образцам [Текст].
55. ГОСТ 8829-94. Изделия строительные железобетонные и бетонные заводского изготовления. Методы испытания нагружением. Правила оценки прочности, жёсткости и трещиностойкости [Текст]. – М.: Госстрой России ГУП ЦПП, 1997. – 28 с.
56. Гуца, Ю.П. Разработать рекомендации по расчёту ширины раскрытия и условиям закрытия трещин в изгибаемых элементах при сложных режимах загрузки [Текст] / Ю.П. Гуца, И.Ю. Ларичева // Научно-технический отчёт. – М.: НИИЖБ, 1979.
57. Гуца, Ю.П. Исследование ширины раскрытия нормальных трещин [Текст] / Ю.П. Гуца // Труды НИИЖБа. – М.: НИИЖБ ОНТИ, 1971. – С. 72-97.
58. Гуца, Ю.П. Ширина раскрытия нормальных трещин в элементах железобетонных конструкций [Текст] / Ю.П. Гуца// Предельные состояния элементов железобетонных конструкций. – М.: Стройиздат, 1976. – С. 30-44.
59. Джонс, Р. Испытание бетона без разрушения [Текст] / Р. Джонс. – М., Стройиздат, 1964. – 140 с.
60. Долговечность железобетона в агрессивных средах [Текст] / С.Н. Алексеев, Ф.М. Иванов, С. Модры, П. Шиссль // Совм. Изд СССР – ЧССР –ФРГ. – М.: Стройиздат, 1990. – 320 с.
61. Дмитриев, С.А. Разработать уточнённые предложения по расчёту образования трещин, ширине и раскрытия и условиям закрытия при снижении нагрузки [Текст] / С.А. Дмитриев, Н.М. Мулин, Ю.П. Гуца // Раздел «Исследование ширины раскрытия трещин»: научно-технический отчёт. шифр 102-71, НИИЖБ. – М., 1971. – С.72-97.

62. Задворный, Г.М. Исследование состояния бетона водосливной плотины Горьковской ГЭС в натуральных условиях [Текст] / Г.М. Задворный // Труды координационных совещаний по гидротехнике», вып. XIX. – Л.: Энергия, 1965. – С.8-22.

63. Зайцев, Ю.В. Прочность и долговечность конструкционных материалов с трещиной: монография [Текст] / Ю.В. Зайцев, С.Н. Леонович. – Минск: БНТУ, 2010. – 360 с.

64. Иванов, Ф.М. Защита железобетонных транспортных сооружений от коррозии [Текст] / Ф.М. Иванов. – М.: Транспорт, 1968. – 175 с.

65. Иосилевский, Л.И. Долговечность предварительно напряженных железобетонных балочных пролетных строений мостов [Текст] / Л.И. Иосилевский – М.: Транспорт, 1967. – С.287.

66. Казанников, А.П. Влияние режимов нагружения на развитие деформаций железобетонных балок [Текст]: дис.... канд. техн. наук / А.П. Казанников. – М.: НИИЖБ, 1977 – 244с.

67. Карпенко, Г.В. Влияние среды на прочность и долговечность металлов [Текст] / Г.В. Карпенко. – Киев: Наукова думка, 1976. – 125 с.

68. Кескюлла, Т.Э. Коррозионное разрушение железобетонных конструкций животноводческих зданий [Текст] / Т.Э Кескюлла, Я.А. Мильян, В.И. Новгородский // Бетон и железобетон. – 1980. – № 9. – С. 43-45.

69. Клевцов, В.А. Исследование предварительного напряжения безраскосных ферм для покрытий с плоской кровлей [Текст] / В.А. Клевцов // Предварительно напряженные железобетонные конструкции производственных зданий и инженерных сооружений / НИИЖБ. – М.: Стройиздат, 1969. – С.5-17.

70. Клевцов, В.А. Влияние толщины защитного слоя бетона на ширину раскрытия трещин в растянутых элементах, армированных стержнями периодического профиля [Текст] / В.А. Клевцов, Э.Г. Портер // Сцепление арматуры с бетоном. Краткое изложение сообщений на конференции по проблеме сцепления арматуры с бетоном. – Челябинск.: ЧПИ, 1968. – С. 112-114.

71. Кольнер, В.М. Деформация поверхности бетона в центрально-армированных железобетонных элементах при осевом приложении нагрузки [Текст] / В.М. Ковлер // Сцепление арматуры с бетоном. – М.: Стройиздат, 1971. – С. 54-61.

72. Конакбаева, К.К. Исследование прочности и деформативности изгибаемых железобетонных элементов на щебне фосфорного производства Казахстана [Текст]: дис.: канд. техн. наук / К.К. Конакбаева. – Киев, 1973. – 160 с.

73. Коррозия бетона и железобетона, методы их защиты [Текст] / В.М. Москвин, Ф.И. Иванов, С.Н. Алексеев, Е.А. Гузеев; под ред. В.М. Москвина. – М.: Стройиздат, 1980. – 536 с.
74. Колыщенко, Н.Н. Исследование длительных деформаций замкнутых рам [Текст]: дис.... канд. техн. наук / Н.Н. Колыщенко. – Киев, 1978.
75. Крамарчук, П.П. Исследование деформаций бетона и железобетонных элементов под действием длительных повторных нагрузок [Текст]: дис.... канд. техн. наук / П.П. Крамарчук. – Киев.: КИСИ, 1971. – 186 с.
76. Крылов, С.М. Провести исследование влияния длительной нагрузки переменного уровня на трещиностойкость и деформативность изгибаемых элементов и разработать предложения по внесению изменений и дополнений в главу СНиП II-21-75 [Текст] / С.М. Крылов [и др.] // Научно-технический отчет. – М.: НИИЖБ, 1981.
77. Кувыкин, И.С. Исследование строительных швов в бетонных гидротехнических сооружениях [Текст]: автореф. дис.... канд. техн. наук / И.С. Кувыкин. – М.: МИСИ им. Куйбышева, 1961. – 31 с.
78. Кудайбергенов, Н.Б. Основы обеспечения долговечности стальных строительных конструкций промзданий в агрессивных средах [Текст]: автореф. дис.... д-ра техн. наук / Н.Б. Кудайбергенов. – М., 1994. – 31 с.
79. Кузнецов, А.Н. Раскрытие трещин в центрально-растянутых железобетонных элементах [Текст] / А.Н. Кузнецов // Строительная промышленность. – 1940. – С. 42-48.
80. Леонович, С.Н. Коррозия арматуры: общие подходы к расчету долговечности железобетонных конструкций [Текст] / С.Н. Леонович // Вестник Брестского государственного технического университета. Строительство и архитектура. – 2002. – №1. – С. 38-43.
81. Маринин, А.Н. Сопротивление железобетонных конструкций воздействию хлоридной коррозии и карбонизации [Текст] / А.Н. Маринин, Р.Б. Гарибов, И.Г. Овчинников. – Саратов: Рата, 2008. – 259 с.
82. Маринин, А.Н. Состояние железобетонных мостов Саратовской области [Текст] / А.Н. Маринин, И.Г. Овчинников // Надёжность и долговечность строительных материалов и конструкций: материалы III Международного науч.-техн. конф.: в 4 ч. – Волгоград: Волг. ГАСА, 2003. Ч.1. – С.92-95.
83. Матаров, И.А. Исследование работы железобетонных изгибаемых элементов под многократно повторными нагрузками [Текст] / И.А. Матаров // Труды ЦНИИС. Вып.21, 4/1. – М.: Трансжелдориздат, 1956. – 276 с.

84. МГСН 5.02-99. Московские городские строительные нормы. Проектирование городских мостовых сооружений [Текст]. – М.: ГУН «НИАЦ», 1999. – 67 с.

85. Мигунов, В.Н. Влияние переменной ступенчато-повторной нагрузки и агрессивной среды на несущую способность изгибаемых железобетонных конструкций и рабочей арматуры [Текст] / В.Н. Мигунов // Известия вузов. Строительство. – 2000. – №4. – С.129-132.

86. Мигунов, В.Н. Неразрушающий метод контроля коррозии стали в трещинах бетона [Текст] / В.Н. Мигунов // Информационный листок о научно-техническом достижении №87-26. – Пенза: ЦНТИ, 1987. – 4 с.

87. Мигунов, В.Н. Методика электрохимических и физических исследований коррозии арматуры в поперечных трещинах бетона [Текст] / В.Н. Мигунов // Жилищное строительство. – 2010. – №10. – С. 45-46.

88. Мигунов, В.Н. Влияние переменной нагрузки и амплитуды изменения ширины раскрытия трещин на коррозионное поражение арматуры в трещинах железобетонных конструкций [Текст] / В.Н. Мигунов // Изв. вузов. Строительство.– 2002.– № 10.– С. 134–137.

89. Мигунов, В.Н. Влияние внутренних факторов железобетонных конструкций на коррозионную стойкость арматуры класса А-I и А-III в трещинах бетона [Текст] / В.Н. Мигунов // Изв. вузов. Строительство. – 2001. – №11. – С. 125-129.

90. Мигунов, В.Н. Влияние особенностей изготовления и эксплуатации на коррозионную стойкость железобетона [Текст] / В.Н. Мигунов // Труды ЦНИИЭПсельстрой. – Москва.: ЦНИИЭПсельстрой, 1980. – С. 70-79.

91. Мигунов, В.Н. Универсальная силовая установка для одновременного испытания двух железобетонных элементов на изгиб с учетом равенства кривизны осей при воздействии комплексных сред и переменной нагрузки на каждый из них [Текст] / В.Н. Мигунов // Информационный листок №80-94.– Пенза: ЦНТИ, 1994-4 с.

92. Мигунов, В.Н. Приспособления для определения деформаций железобетонных конструкций в агрессивных средах [Текст] / В.Н. Мигунов // Информационный листок о Научно-технических достижениях №87-17. – Пенза: ЦНТИ, 1987. – 6с.

93. Мигунов, В.Н. Электрохимические и физические экспериментальные исследования коррозионного процесса на арматуре в поперечных трещинах бетона при постоянном и переменном их раскрытии в строительных железобетонных элементах [Текст] / В.Н. Мигунов // Материалы Междунар. научно-практической конференции, 15-16 декабря 2009 г. – Волгоград: ВолгГАСУ, 2009. – С 205-207.

94. Мигунов, В. Н. Двухрычажная установка для испытаний строительных конструкций при комплексном воздействии переменной нагрузки и агрессивной среды [Текст] / В.Н. Мигунов // Информационный листок № 162-88.– Пенза: ЦНТИ, 1988. – 4 с.

95. Мигунов, В.Н. Экспериментально-теоретические исследования коррозионного поражения арматуры классов А-I и А-III на образование продольных трещин и изменение долговечности железобетонных конструкций [Текст] / В.Н. Мигунов // Изв. вузов. Строительство. – 2004. – №1. – С.110-114.

96. Мигунов, В.Н. Установка для режимных испытаний железобетонных балок при действии медленно меняющихся нагрузок в присутствии агрессивной среды (статья) [Текст] / В.Н. Мигунов // Реферативный журнал строительства и архитектуры, ВНИИС, сер. 17, вып.7 – М., 1983. – 1 с.

97. Мигунов, В.Н. Влияние переменной ступенчато-повторной нагрузки и агрессивной среды на кинетику жесткости и ширины раскрытия трещин изгибаемых железобетонных конструкций [Текст] / В.Н. Мигунов // Изв. вузов. Строительство. – 1998. – № 6. – С. 124-127.

98. Мигунов, В.Н. Коррозия арматуры в трещинах железобетонных конструкций в газовой атмосфере производственных зданий [Текст] / В.Н. Мигунов // Изв. вузов. Строительство. – 2008. – №8. – С. 4-9.

99. Мигунов, В.Н. Теоретические исследования долговечности строительных железобетонных конструкций с трещинами в защитном слое бетона при воздействии на них газовой среды с кислыми газами [Текст] / В.Н. Мигунов // Эффективные строительные конструкции: теория и практика: сборник IX Международной научно-технической конференции. – Пенза: Приволжский дом знаний, 2009. – С. 27-31.

100. Мигунов, В.Н. Исследование долговечности железобетонных конструкций, эксплуатирующихся в свиноводческих зданиях [Текст] / В.Н. Мигунов // Повышение долговечности строительных конструкций в агрессивных средах: тез. докл. и сообщ. республ. науч.-техн. семинара. – Уфа: НИИЖБ, НИИпромстрой, 1987. – С. 71-73.

101. Мигунов, В.Н. Моделирование влияния агрессивной газовой среды на долговечность обычных железобетонных конструкций и коррозию арматуры [Текст] / В.Н. Мигунов // Строительные материалы. – 2011. – №8. – С.35-37.

102. Мигунов, В.Н. Влияние поперечных и продольных трещин на долговечность, деформационные и прочностные свойства обычных железобетонных элементов в различных агрессивных условиях [Текст] /

В.Н. Мигунов, Ю.П. Скачков, И.И. Овчинников // Бетон и железобетон.– 2012. – №3 –С. 20-23.

103. Мигунов, В.Н. Газовая камера для длительных коррозионных испытаний строительных конструкций [Текст] / В.Н. Мигунов // Информационный листок о научно-техническом достижении №88-2. – Пенза: ЦНТИ, 1988. – 4 с.

104. Мигунов, В.Н. Нагружающие установки для исследования деформативных и прочностных свойств изгибаемых железобетонных элементов [Текст] / В.Н. Мигунов // Информационный листок № 194-86. – Пенза: ЦНТИ, 1986. – 4 с.

105. Мигунов, В.Н. Влияние внутренних факторов на скорость образования продольных трещин железобетонных конструкций с учётом коррозионного поражения арматуры класса А-I и А-III [Текст] / В.Н. Мигунов // Известия вузов. Строительство. – 2003. – №3.-С. 121-123.

106. Мигунов, В.Н. Экспериментальное моделирование влияния продольных трещин на долговечность, жёсткость и прочность железобетонных элементов [Текст] / В.Н. Мигунов // Жилищное строительство. – 2011. – №8. – С. 13-15.

107. Мигунов, В.Н. Экспериментально-теоретическое исследование коррозии и долговечности железобетонных конструкций с трещинами. Часть 1 [Текст]: моногр. / В.Н. Мигунов. – Пенза: ПГУАС, 2013. – 332с.

108. Мигунов В.Н. Экспериментально-теоретическое исследование коррозии и долговечности железобетонных конструкций с трещинами. Часть 2 [Текст]: моногр. / В.Н. Мигунов. – Пенза: ПГУАС, 2013. – 304с.

109. Мигунов, В.Н. Прогнозирование долговечности железобетонных конструкций с учётом образования продольных трещин [Текст] / В.Н. Мигунов // Известия вузов. Строительство. – 2009. – №11-12. – С. 101-107.;

110. Мигунов, В.Н. Длительные экспериментальные исследования влияния продольных трещин в защитном слое бетона на изменение долговечности, кратковременной жёсткости и прочности внецентренно сжатых с малым эксцентриситетом строительных обычных железобетонных элементов [Текст] / В.Н. Мигунов, И.Г. Овчинников // Известия высших учебных заведений. Строительство. – 2010. – №2. – С.125-130.;

111. Микашвили, Ю.Н. Исследование структуры и физико-механических свойств многолетнего бетона гидротехнических сооружений [Текст] / Ю.Н. Микашвили // Труды координационных совещаний по гидротехнике. Вып.68. – Л.: Энергия, 1971. – С. 57-62

112. Михайлов, К.В. О напряженном состоянии при многократно повторяющихся нагрузках [Текст] / К.В. Михайлов, В.М. Салюков // Бетон и железобетон. – 1963. – № 8. – С.341-345.

113. Молодченко, Г.А. Исследование процесса трещинообразования в железобетоне при центральном растяжении и в условиях плоского напряженного состояния (сжатие с растяжением при кратковременном действии нагрузки) [Текст]: автореф. дис.... канд. техн. наук / Г.А. Молодченко. – Харьков, 1969. – 18 с.

114. Москвин, В.М. Коррозия арматуры в бетоне [Текст] / В.М. Москвин // Строительная промышленность. – 1951. – № 12. – С. 15-18.

115. Москвин, В.М. Влияние трещин в бетоне на степень коррозии арматуры в железобетонных конструкциях [Текст] / В.М. Москвин, С.Н. Алексеев, В.И. Новгородский // Гидротехническое строительство. – 1965. – № 2. – С.20-27.

116. Москвин, В.М. О механизме коррозии стальной арматуры в бетоне с трещинами [Текст] / В.М. Москвин, С.Н. Алексеев, В.И. Новгородский // Коррозия, методы защиты и повышения долговечности бетона и железобетона / НИИЖБ. – М.: Стройиздат, 1965. – С.27-39.

117. Москвин, В.М. Трещины в железобетоне и коррозия арматуры [Текст] / В.М. Москвин, С.Н. Алексеев, Г.П. Вербецкий, В.И. Новгородский – М.: Стройиздат, 1971. – 144 с.

118. Москвин, В.М. Условия и формы коррозии стальной арматуры в бетоне [Текст] / В.М. Москвин, С.Н. Алексеев, В.И. Новгородский // Материалы секций VI конференции по бетону и железобетону, подготовленная НИИ бетона и железобетона. Вып. 1. – М.: Стройиздат, 1966. – С. 89-94.

119. Мурашев, В.И. Трещиностойчивость, жесткость и прочность железобетона [Текст] / В.И. Мурашев. – М.: Машстройиздат, 1950. – 258 с.

120. Мурашко, Л.А. Исследование напряженно деформированного состояния железобетонных рам при длительных постоянных и периодических нагрузках [Текст]: дис... канд. техн. наук / Л.А. Мурашко. – Киев: КИСИ, 1974.

121. Налимов, В.В. Теория эксперимента [Текст] / В.В. Налимов. – М.: Наука, 1971. – 208 с.

122. Налимов, В.В. Логические основания планирования эксперимента [Текст] / В.В. Налимов, Т.И. Голикова. – М.: Металлургия, 1981. – 151 с.

123. Научно-технический отчет по результату П-21. Исследовать условия образования, раскрытия и закрытия трещин в железобетонных конструкциях, армированных стержневой термически упрочнённой арматурой периодического профиля, применяемых для различных зданий и сооруже-

ний, в том числе и в сельском строительстве и подготовить материалы для включения в СНиП II – 21.ЦНИИЭПсельстрой [Текст]. – Апрелька, 1978.

124. Немировский, Я.М. Жёсткость изгибаемых железобетонных элементов и раскрытие трещин в них [Текст] / Я.М. Немировский / Сб. «Исследование обычных и преднапряжённых железобетонных конструкций». – М.: Стройиздат, 1949

125. Немировский, Я.М. Пересмотр некоторых положений теории раскрытия трещин в железобетоне [Текст] / Я.М. Немировский // Бетон и железобетон. – 1970. – №3. – С. 5-8.

126. Немировский, Я.М. Пути совершенствования теории расчета деформации и раскрытия трещин в железобетоне /Я.М. Немировский // Мат. VI бетону и железобетону. Вып. 1. – М.: Стройиздат, 1966. – С. 152-167.

127. Нилендер, Ю.А. Поверхностная прочность бетона и связь ее с появлением трещин [Текст] / Ю.А. Нилендер // Коррозия бетона: труды конференции. – М.: Изд-во АН СССР, 1937. – С.255-301.

128. Новгородский, В.И. Защита стальной арматуры от коррозии в бетонах на основе гипсоцементнопуццоланового вяжущего/ В.И. Новгородский, Т.А. Васильева // Строительные материалы. – 1976. – №8. – С. 353-355.

129. Новгородский, В.И. Исследование влияния трещин в бетоне на коррозию арматуры железобетонных конструкций [Текст]: дис. ... канд. техн. наук / В.И. Новгородский. – М.: НИИЖБ, 1964. – 133 с.

130. Новгородский, В.И. О допустимой ширине кратковременного раскрытия трещин [Текст] / В.И. Новгородский // Бетон и железобетон. – 1984. – №7. – С. 41-42.

131. Новгородский, В.И. Метод определения эффективности ингибиторов коррозии стали в трещинах бетона [Текст] / В.И. Новгородский, А.Б. Островский, В.Н. Мигунов // Методические рекомендации по исследованию ингибиторов коррозии арматуры в бетоне. – М.: НИИЖБ, 1980. – С. 18-24.

132. Новотарский, И.П. Исследование изгибаемых железобетонных элементов при постоянных и периодических нагрузках высокого уровня [Текст]: дис.... канд. техн. наук / И.П. Новотарский.– Киев, 1977. – 184 с.

133. Новотарский, И.П. Деформации железобетонных балок при длительных переменных нагрузках высокой интенсивности [Текст] / И.П. Новотарский, А.Я. Барашиков, Н.А. Мурашко // Строительные конструкции: сб. Вып.29. – Киев: Будивельник, 1977. – С.68-73.

134. НТП 1-99. Нормы технологического проектирования предприятий крупного рогатого скота [Текст]. – М.: НПО Гипрониисельхоз, 1999. – 38 с.



135. Оатул, А.А. Экспериментальное исследование сцепления бетона с арматурой на растянутых образцах при кратковременном повторном и длительном действии нагрузки [Текст] / А.А. Оатул, Ю.А. Иващенко // Исследование по бетону: сб. Труды № 46. – Челябинск: ЧПИ, 1967. – С. 135-142.

136. Оатул, А.А. Основы теории сцепления арматуры с бетоном [Текст] / А.А. Оатул // Сб. трудов ЧПИ №46. – Челябинск: ЧПИ, 1967. – С. 6-26.

137. Овчинников, И.Г. Моделирование поведения железобетонных элементов конструкций в условиях воздействия хлоридсодержащих сред [Текст] / И.Г. Овчинников, В.В. Раткин, А.А. Землянский. – Саратов: Саратов. гос. техн. ун-т, 2000. – 232 с.

138. Овчинникова, И.Г. Жёсткость крепления закладных деталей в железобетонных конструкциях при действии в анкерах растягивающего усилия [Текст]: дис.... канд. техн. наук / И.Г. Овчинникова. – М.: НИИЖБ, 1967. – 127 с.

139. Ойт, Л.В. Коррозия и защита арматуры в золо- и шлакобетонах [Текст] / Л.В. Ойт // Изв. Вузов. «Строительство и архитектура». – 1974. – №5. – С.37-38.

140. Определение допустимой ширины раскрытия трещин в разных конструкциях с учетом условий эксплуатации зданий и сооружений и требуемого срока службы. Тема № 18.8.6 по плану координации важнейших науч. иссл. работ в области строительства между странами-членами СЭВ на период по 1965 г. Отчет по плану НИИЖБ № 1307-65 [Текст]. – М.: НИИЖБ, 1965. – 187 с.

141. Пинус, Б.И. Поведение железобетонных конструкций в сооружениях химической промышленности [Текст] / Б.И. Пинус, // Бетон и железобетон – 1978. – №11 – С. 37-38.;

142. Пирадов, К.А. Механика разрушения железобетона [Текст] / К.А. Пирадов, В.А. Гузеев. – М.: Новый век, 1998. – 190 с.

143. Пирадов, К.Л. Механика разрушения бетона и железобетона [Текст] / К.А. Пирадов, К.Л. Бисенов, К.У. Абдуллаев. – Алматы: Издательский центр ВАК РК, 2000. – 305 с.

144. Петров, В.В. Нелинейная инкрементальная строительная механика [Текст] / В.В. Петров. – М.: Инфра-Инженерия, 2014. – 480 с.

145. Подвальный, А.М. Влияние прочности бетона и толщины защитного слоя на долговечность железобетона [Текст] / А.М. Подвальный // Бетон и железобетон. – 1969. – №3. – С. 8-13.

146. Полак, А.Ф. Основы коррозии железобетона. Математическое моделирование процесса с применением ЭВМ [Текст] / А.Ф. Полак. – Уфа: УНИ, 1986. – 69 с.

147. Портер, Э.Г. Исследование трещиностойкости растянутых элементов железобетонных стержневых систем [Текст]: дис.... канд. техн. наук / Э.Г. Портер. – М.: НИИЖБ, 1968. – 163 с.

148. Пособие по проектированию защиты от коррозии бетонных и железобетонных строительных конструкций (К СНиП 2.03.11-85 [Текст] / НИИЖБ Госстроя СССР. – М.: Стройиздат, 1989. – С.140-141.

149. Потапов, Ю.Б. Расчет долговечности железобетонных конструкций с учетом коррозии арматуры [Текст] / Ю.Б. Потапов, П.А. Головинский, Г.Д. Шмелев // Изв вузов Строительство. – 2003. – №6. – С. 113-117.

150. Прис, Б.В. Моделирование железобетонных конструкций [Текст]: учебное пособие / Б.В. Прис, Д.Д. Дэвис. – Минск: Высшая школа, 1974. – 83 с.

151. Прокопович, И.Е. Влияние длительных процессов на напряженное и деформированное состояние сооружений [Текст] / И.Е. Прокопович. – М.: Госстройиздат, 1963. – 260 с.

152. Протопопов, В.Б. Влияние статически переменной нагрузки на трещинообразование в обшивке корпуса железобетонных судов [Текст]: дис... канд. техн. наук / В.Б. Протопопов. – Горький, 1963. – 274 с.

153. Пухонто, Л.М. Долговечность железобетонных конструкций инженерных сооружений (силосов, бункеров, резервуаров, водонапорных башен, подпорных стен) [Текст] / Д.М. Пухонто. – М.: АСВ, 2004. – 424 с.

154. Ратинов, В.Б. Химия в строительстве [Текст] / В.Б. Ратинов, Ф.М. Иванов. – М.: Стройиздат, 1977. – 220 с.

155. Рекомендации по проектированию и усилению железобетонных хранилищ для сыпучих материалов, а том числе с повышенной температурой, применительно к условиям реконструкции [Текст]. – Харьков: Промстрой проект Госстроя СССР, 1986. – 239 с.

156. Рекомендации по защите подземных бетонных конструкций от воздействия сероводородных минерализованных вод [Текст]. – Тбилиси, 1979. – 20 с.

157. Рекомендации по защите от коррозии подземных конструкции Тобольского нефтехимического комплекса [Текст]. – М.: ОНТИ НИИЖБ, 1982. – 17 с.

158. Рекомендации по применению высокоэластичных химически стойких покрытий на основе хлорсульфированного полиэтилена для защиты внешней арматуры железобетонных конструкций от коррозии [Текст]. – М.: НИИЖБ, 1985. – 31 с.

159. Рекомендации по обеспечению надёжности и долговечности железобетонных конструкций промышленных зданий и сооружений при их

реконструкции и восстановлении [Текст] / Харьковский Промстройнии-проект. – М.: Стройиздат, 1990. – 9 с.

160. Розанов, Н.П. Контрфорсные плотины [Текст] / Н.П. Розанов. – М.: Стройиздат, 1949. – 288 с.

161. Розенталь, Н.К. Коррозионная стойкость цементных бетонов низкой и особо низкой проницаемости [Текст]: дис.... д-ра техн. наук / Н.К. Розенталь. – М.: НИИЖБ, 2004. – 432 с.

162. Розенталь, Н.К. Исследование защитных свойств тяжелого бетона по отношению к стальной арматуре [Текст]: автореф. дис.... канд. техн. наук / Н.К. Розенталь. – М.: НИИЖБ, 1970. – 24 с.

163. Розенталь, Н.К. Состояние железобетонных конструкций цехов по производству хлора и каустика [Текст] / Н.К. Розенталь, В.П. Шевяков // Тр. НИИЖБ. – Вып. 11. – 1974. – С. 14-17.

164. Розенталь, Н.К. Способ оценки коррозионного состояния стальной арматуры в железобетонных конструкциях [Текст] / Н.К. Розенталь // Изучение стойкости железобетона в агрессивных средах. – М.: Стройиздат, 1980 – С.72-80.

165. Розенталь, Н.К. Методы и приборы для изучения кинетики карбонизации бетона [Текст] / Н.К. Розенталь, П.В. Язев // Бетон и железобетон. – 1972. – №11. – С. 19.

166. Розенталь, Н.К. Новое в СП 28.13330.2012 «СНиП 2.03.11-85. Защита строительных конструкций от коррозии» [Текст] / Н.К. Розенталь, Г.В. Чехний// Промышленное и гражданское строительство. – 2013. – №2. – С. 57-59.

167. Сайтиев, С.Ш. О состоянии строительных конструкций в цехе по производству хлорвиниловой смолы [Текст] / С.Ш. Сайтиев, Г.Н. Гельфман // Сб. трудов НИИпромстроя. Вып. XIII. –Уфа: НИИпромстрой, 1973. – С.197-200.

168. Сетков, В.Ю. Срок службы монолитных железобетонных перекрытий промзданий в среде, содержащей хлор [Текст] / В.Ю. Сетков, И.С. Шибанова, О.П. Рысева // Бетон и железобетон. – 1991. – №9. – С.27-28.

169. Сетков, В.Ю. Срок службы сборных железобетонных перекрытий промзданий в среде, содержащей хлор [Текст] / В.Ю. Сетков, И.С. Шибанова, О.П. Рысева // Бетон и железобетон. – 1994. – № 1. – С. 24-26.

170. СНиП 2.03.11-85\*. Защита строительных конструкций от коррозии [Текст] / Госстрой СССР.– М.: ЦИТП, 1986. – 46 с

171. СНиП II-V.1-62\*. Бетонные и железобетонные конструкции [Текст]. – М: Стройиздат, 1970. – 112 с.

172. СНиП 2.01.07-85\*. Нагрузки и воздействия [Текст]. – М.: ГУП ЦПП Минстроя России, 1996. – 35 с.
173. СНиП 2.03.01-84\*. Бетонные и железобетонные конструкции [Текст]. – М.: ГУП ЦПП Госстроя России, 1998. – 77 с.
174. СНиП II-21-75. Бетонные и железобетонные конструкции [Текст]. – М.: Стройиздат, 1976. – 94 с.
175. СНиП 52-01-2003. Бетонные и железобетонные конструкции. Основные положения [Текст]. – М.: ФГУП ЦПП, 2004. – 24 с.
176. СНиП 2.09.03-85. Сооружения промышленных предприятий [Текст]. – М.: ЦПП, 1985. – 66 с.
177. СНиП 2.10.05-85\*. Предприятия, здания и сооружения по хранению и переработке зерна [Текст]. – М.: ЦИТП, 1985. – 23 с.
178. СНиП 2.05.03-84\*. Мосты и трубы [Текст]. – М.: Госстрой России, 1996. – 213 с.
179. СНиП 23-01-99\* Строительная климатология [Текст]. – М.: Госстрой России, 2000. – 30 с.
180. СН 365-67. Указания по проектированию железобетонных и бетонных конструкций железнодорожных, автодорожных и городских мостов и труб [Текст]. – М.: 1967. – 144 с.
181. СП 52-101-2003. Бетонные и железобетонные конструкции без предварительного напряжения арматуры [Текст]. – М.: ФГУП ЦПП, 2004. – 53 с.
182. СП 28.13330.2012. Свод правил. Защита строительных конструкций от коррозии. Актуализированная редакция СНиП 2.03.11-85 [Текст]. – М.: Министерство регионального развития, 2012. – 190 с.
183. Степанов, С.Н. Прогнозирование долговечности железобетонных конструкций, работающих в агрессивных средах с учётом коррозионного износа рабочей арматуры [Текст]: дис.... канд. техн. наук / С.Н. Степанов. – Н.Новгород: НГАСУ, 2005. – 180 с.
184. Степанова, В.Ф. Способ химической обработки прокорродированной арматуры и его влияние на прочность сцепления арматуры с бетоном [Текст] / В.Ф. Степанова, Л.И. Елшина // Коррозия и защита железобетонных гидротехнических сооружений: тез. докл. науч. техн. семинара. – Южно-Сахалинск, 1989. – С. 118-119.
185. Степанова, В.Ф. Теоретические основы и практическое обеспечение сохранности арматуры в бетонах на пористых заполнителях [Текст]: дис.... д-ра техн. наук / В.Ф. Степанова. – М.: НИИЖБ, 2003. – 268 с.

186. Стрижевский, И.В. Коррозия и защита арматуры железобетонных трубопроводов [Текст] / И.В. Стрижевский, Б.Л. Рейзен, Э.И. Иоффэ. – М.: Стройиздат, 1972. – 97 с.

187. Томашев, Н.Д. Теория коррозии и защиты металлов [Текст] / Н.Д. Томашев. – М.: Изд-во АН СССР, 1962. – 592 с.

188. Трапезников, Л.П. Температурная трещиностойкость массивных бетонных сооружений [Текст] / Л.П. Трапезников. – М.: Энергоатомиздат, 1987. – С. 61-74.

189. Фам Фук Тунг. Расчет расстояния между трещинами и ширины раскрытия трещин центрально растянутых железобетонных элементов [Текст]: дис.... канд. техн. наук / Фам Фук Тунг. – М., 2007. – 228 с.

190. Фартушный, А.Г. Влияние деплляции сечения бетона на закрытие трещин железобетонных конструкций [Текст] / А.Г. Фартушный // Конструкции и технология строительства сооружений силостного типа: тр. ЦНИИЭП сельстроя №19. – М.: ЦНИИЭПсельстрой, 1977. – С. 17-25.

191. Федоренко, М.М. Про утворення тріщин і роботу розтягнутого тону між тріщинами в елементах залізобетонних конструкції [Текст] / М.М. Федоренко // Будівельні матеріали і конструкції. – 1968. – №4. – С. 33-34.

192. Фигаровский, В.В. Экспериментальное исследование жесткости и трещиностойкости изгибаемых железобетонных элементов при кратковременном и длительном действии нагрузки [Текст]: автореф. дис.... канд. техн. наук / В.В. Фигаровский. – М., 1962. – 18 с.

193. Филатов, В.Б. Влияние эксплуатационных повреждений, снижающих сцепление арматуры с бетоном, на прочность изгибаемых железобетонных конструкций [Текст]: дис.... канд. техн. наук / В.Б. Филатов. – М. НИИЖБ, 1988. – 250 с.

194. Хакимов, Ш.А. Особенности трещинообразования в балках с различной толщиной защитного слоя бетона [Текст] / Ш.А. Хакимов // Сб. трудов «Воздействие статических, динамических и многократно-повторяющихся нагрузок на бетон и элементы железобетонных конструкций». – М.: Стройиздат, 1972.

195. Холмянский, М.М. Трещинообразование в центрально армированных призматических элементах при осевом растяжении [Текст] / М.М. Холмянский // сб. трудов НИИЖБ, Вып.5. – М.: Госстройиздат, 1961.

196. Цискрели, Г.Д. О расчете железобетонных конструкций на появление трещин [Текст] / Г.Д. Цискрели // Известия ТНИСГЭИ, т.3. – Тбилиси: 1950. – С.141-151.

197. Цискрели, Г.Д. Об опасности трещин в гидротехнических бетонных и железобетонных конструкциях [Текст] / Г.Д. Цискрели // Известия ТНИСГЭИ, т.9. – Тбилиси: Госэнергоиздат, 1955. – С.89-103.

198. Цулукидзе, П.П. К вопросу механизма образования и роста микротрещин в бетоне при осевом растяжении [Текст] / П.П. Цулукидзе, Ю.Н. Микашвили // Сообщения АН Груз.ССР, том 56, № 3. – Тбилиси, 1969. – С.649-652.

199. Цыба, О.О. Трещиностойкость и деформативность растянутого железобетона с ненапрягаемой и напрягаемой стержневой арматуры, имеющей различную относительную площадь смятия поперечных рёбер [Текст]: дис.... канд. техн наук / О.О. Цыба. – М.: НИИЖБ, 2012. – 204с.

200. Чалый, Н.И. Основные результаты четырехлетних натуральных наблюдений за Бухтарминской бетонной плотиной [Текст] / Н.И. Чалый // Совещание по строительству высоких бетонных плотин на скальном основании. – М.: Госэнергоиздат, 1964. – 24 с.

201. Чернецов, В.А. Массивно-контрфорсная плотина Кировского водохранилища [Текст] / В.А. Чернецов, А.Ф. Парадюк, Е.С. Жирков, А.П. Епифанов // Гидротехническое строительство. – 1976. – № 5. – С.29-30.

202. Чирков, В.П. Прогнозирование сроков службы железобетонных конструкций [Текст]: учеб. пособие / В.П. Чирков. – М.: МИИТ, 1997. – 56 с.

203. Шавыкина, М.В. Оценка сроков службы железобетонных конструкций при коррозии арматуры [Текст] / А.И. Шавыкина // Бетон и железобетон. – 2006. – №5. – С.26-31

204. Шаламов, Н.П. Анализ результатов обследования промышленных зданий, эксплуатируемых при наличии в них агрессивных сред [Текст] / Н.П. Шаламов // Исследования в области защиты бетона и других строительных материалов от коррозии: труды НИИЖБ. Вып.2. – М.: Госстройиздат, 1958. – С.62-80.

205. Шамурадов, Б.Ш. Ширина раскрытия нормальных трещин в железобетонных элементах [Текст]: дис.... канд. техн. наук / Б.Ш. Шамурадов. – Киев, 1987. – 191 с.

206. Шенк, Х. Теория инженерного эксперимента [Текст] / Х. Шенк. – М.: Изд-во Мир, 1972. – 381 с.

207. Шкарин, В.П. Натурные исследования температурного трещинообразования в бетоне Братской ГЭС [Текст] / В.П. Шкарин // Труды координационных совещаний по гидротехнике. Вып.49. – Л.: Энергия, 1969. – С.18-33.

208. Шоу, Дж. Коррозионная стойкость железобетонных труб [Текст] / Дж. Шоу // Гражданское строительство. – 1965. – № 6. – С.3-10.
209. Эванс, Ю.Р. Коррозия и окисление металлов [Текст] / Ю.Р. Эванс. – М.: Машгиз, 1962. – 885с.
210. Эристов, В.С. Снижение стоимости строительства гидроэлектростанций [Текст] / В.С. Эристов. – М.: Госэнергоиздат, 1958. – 42 с.
211. Юнг, В.Н. Введение в технологию цемента [Текст] / В.Н. Юнг. – М.: Госстройиздат, 1938. – 403 с.
212. Юсупов, З.Ю. Исследование напряжённо-деформированного состояния преднапряжённых балок из высокопрочного бетона при длительных переменных нагрузках высокой интенсивности [Текст]: дис... канд техн наук / З.Ю. Юсупов. – Киев, 1977.
213. Яковлев, В.В. Об оценке агрессивности среды по отношению к железобетону [Текст] / В.В. Яковлев, Т.Н. Гельфман // Труды НИИпромстроя. – Уфа, 1982. – С. 65-71,
214. Andrade C., Alonso C. Test methods for on-site corrosion rate measurement of steel reinforcement in concrete by means of the polarization resistance method// Materials and Structures. 2004 Vol. 37. 2004. Pp. 623-643.
215. Andrade C., Martinez I. Calibration by gravimetric losses of electrochemical corrosion rate measurement using modulated confinement of the current // Materials and Structures. Vol. 38. November 2005. Pp. 833-841.
216. Bazant Z.P., Oh B.H. Crack Baut theczy for fracture of Concrete. – Marer. et, Conctr. – 1983. V.16. №93. – P. 155-177.
217. Beeby A.W. Corrosion of Reinforcing Steel in Concrete. The Structural Engineering (London), v. 56A, No. 3, 1978.- P. 77-81.
218. Blank G. Gunkel P, Smolczyk H.G. On the Detribution on chlorid between the Hardening Cementpaste and Its Pore Solution, International Congress on the chemistry of Cement, communications, Theme 4, 1986 Vol.V.- P.73-79.
219. Broms B.B. Crack width and crack spacing in reinforced concrete members. “J.A.C.I.”, 1965, v.62, N 10.- P. 1237-1256.
220. Broms B.B., Lutz L.A. Sffect3 of arrangement of reirrrfor effluent on crack width and spacing of reinforced concrete members. •“J.A.C.I.”\*, 1965, vol.62, N11.- P. I395-I4I0.
221. Broms B.B. Teori for berakning av sprlckvidd och sprickav- stand i armerade betongkonstruktioner. !“Cement och Betong1\*”, 1968, v.43, N1.- P. 52–64( шведск. )
222. Carpantier L., Soratz M. Contribution a letude de la corrosion des armatures dans le beton arme. «A.I.T.B. et T.P.» 1966, N 223-224.- P. 817-843.

223. Corrosion of Steel in Concrete. State of the art report. Final draft, RILEM Technical Committee 60-CSC «Corros. of Steel in Concr.» apr. 1986. Corrosion of Steel in Concrete. State of the art report. Final draft, RILEM Technical Committee 60-CSC «Corros. of Steel in Concr.» apr. 1986.

224. Dabrowski K., Sadowski A. Obliczanie szerokości rozwarcia przostopadłych do osi w zginanych belkach żelbetowych. *Inżynieria i budownictwo*\*, 1968, v.25t N 9, S. 321–326.

225. EL-Gelany M. Short-term corrosion rate measurement of OPC and HPC reinforced concrete specimens by electrochemical techniques// *Materials and Structures*. Vol. 34. August-September 2001. Pp. 426-432.

226. ENV 1992-1-1: 1991: Eurocode 2: Design of concrete structures. Part 1: General rules and Rules for Buildings. European Standard. June, 1992.

227. Gergely P., Lutz L.A. Maximum crack width in reinforced concrete flexural members. *J.A.C.I.*, 1968, v. 65, N 7.- P.554-555

228. Hartl G., Die Arbeitslinie eingebetteter Stähle bei Erst- und Kurzzeitbelastung, Dissertation (1977)

229. Haynes Harvey H. Permeability of Concrete in Sea Water. Performance of Concrete in Marine Environment, Sp – 65, American Concrete Institute, Detroit, 1980.- P.21-

230. Holden W.R., Page C.L. Short N.R. The influence of chloride and sulfates on durability. Conf. of Corr. of Reinforcement in Concr. Constr. London, June 1983.- P. 143-150.

231. Honigman E. «Beton und Eisen», 34, N 19, 1935.- S.301-306.

232. Hough R.B. A device for determining the depth of surface cracks in concrete. «*J.A.C.I.*» v. 15, N 5 April 1944.- P. 401-406.

233. Mangat P., Elgarf M. Flexural strength of concrete beams with corroding reinforcement // *ACI Structural Journal*. Vol 96. No. 1. 1999. Pp. 149-158.

234. Morisset A. Evolution de la fissuration de poutres en béton armé en milieu naturel et en milieu conditionné. «*A.I.T.B. et T.P.*», 1968, N 246.- P. 914–917

235. Nawy E.G. Crack Control in Reinforced Concrete Structures. «*J.A.C.I.*», 1968, v. 65, N 10.-P. 825-837.

236. Nygaard P., Geiker M., Elsener B. Corrosion rate of steel in concrete: evaluation of confinement techniques for on-site corrosion rate measurements// *Materials and Structures* 2009, Vol. 420. Pp. 1059-1076.



237. Persson M. Investigation of the impact of load-induced cracking on the initiation time on steel corrosion in concrete / M. Persson. – Dundee, Scotland: Lulea University of Technology, 2000. – 70 p.

238. Petrocokino M.D. Les divers aspects de la corrosion des armures dans les ouvrages en beton arme et precontraint. «A.I.T.B. et T.P, N 153, 1960. – P. 915-936.

239. Rehm G., Rauen A. Korrosion von Stahl in Beton» «Betonsteinzeitung», 1968, N 5. – P. 258–264.

240. Samer Al-Fayadh Cracking Behaviour of reinforced concrete tensile members. Institutionen for konstruktionsteknik betongbyggnad. Goteborg, 1997.

241. Schiessl P. Admissible crack width in reinforced concrete structures. Behaviour in service of Concr. Str. Colloquium. – Liege, 1975.

242. Stelzel W. Korrosion der hochfesten Bewehrungsstahle. MPA fur das Bauwesen der Technischen Hochschule Munhen Bericht, No 60, 1964.

243. Tremper B, The corrosion, of reinforcing steel in cracked, concrete\* “J.A.C.I.”, 1947, vol.18, N 10, p.1137-1143; vol. 19, N 4. – P. 1144-1147.

244. Tuutti K. Corrosion of steel in concrete. Swedish Cement and Concrete Research Inst. Stockholm, 1982.- 469p.

245. Watstein D. Mathey R., JACI, N1, July. 1959. – V 31

246. Zielinski A. Przyczynek do teorii rys. «Inzynieria i budownictwo», 1967, N 2.- S. 58-62.

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

## О Г Л А В Л Е Н И Е

ВВЕДЕНИЕ .....	3
1. ПРЕДВАРИТЕЛЬНЫЕ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ЭЛЕКТРОХИМИЧЕСКИЕ, ФИЗИЧЕСКИЕ И ХИМИЧЕСКИЕ ИССЛЕДОВАНИЯ НА ОБЫЧНЫХ ЖЕЛЕЗОБЕТОННЫХ ЭЛЕМЕНТАХ В ХЛОРИДСОДЕРЖАЩЕЙ ЖИДКОЙ И ГАЗОВОЗДУШНОЙ АГРЕССИВНЫХ СРЕДАХ ДЛЯ РАЗРАБОТКИ И ПРОВЕДЕНИЯ ПОСЛЕДУЮЩЕГО ПРОГРАММНОГО ИСПЫТАНИЯ.....	7
1.1. Общая часть .....	7
1.2. Оценка степени агрессивности жидкой хлоридсодержащей среды на коррозионное поражение арматуры в силовых поперечных трещинах бетона .....	30
1.3. Электрохимические и физические испытания опытных образцов в жидкой агрессивной среде .....	33
1.4. Влияние внутренних факторов железобетонных элементов на скорость образования коррозионных продольных трещин в защитном слое бетона опытных образцов в жидкой агрессивной среде .....	41
1.5. Влияние депланации бетона силовых поперечных трещин на коррозию арматуры в жидкой агрессивной среде.....	43
1.6. Влияние переменной и постоянной нагрузки на коррозию арматуры в силовых поперечных трещинах и несущую способность железобетонных образцов в жидкой агрессивной среде .....	54
1.7. Влияние относительного увеличения ширины раскрытия силовых поперечных трещин на коррозию арматуры в жидкой агрессивной среде .....	59
1.8. Влияние агрессивной газовой среды производственных зданий на коррозию арматуры в силовых поперечных трещинах, деформативные и прочностные свойства железобетонных образцов .....	61
1.9. Исследование кинетики поступления углекислого газа в поперечную трещину бетонного элемента с помощью математического моделирования .....	68

2. ПРОГРАММНЫЕ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ВЛИЯНИЯ ПЕРЕМЕННОЙ И ПОСТОЯННОЙ НАГРУЗКИ НА ИЗМЕНЕНИЕ ЖЁСТКОСТИ ПРЯМЫХ МОДЕЛЯХ ЖЕЛЕЗОБЕТОННЫХ КОНСТРУКЦИЙ В ХЛОРИДСОДЕРЖАЩЕЙ ЖИДКОЙ АГРЕССИВНОЙ И ГАЗОВОЗДУШНОЙ НЕАГРЕССИВНОЙ СРЕДАХ .....	71
2.1. Общая часть .....	71
2.2. Исследование кривизны и жёсткости.....	74
2.2.1. Исследование кривизны .....	74
2.2.2. Исследование жёсткости .....	228
2.3. Исследование ширины раскрытия силовых поперечных трещин .....	243
2.4. Исследование несущей способности железобетонных образцов и коррозии арматуры в силовых поперечных трещинах .....	279
3. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ОБРАЗОВАНИЯ И РАЗВИТИЯ КОРРОЗИОННЫХ ПРОДОЛЬНЫХ ТРЕЩИН В ЗАЩИТНОМ СЛОЕ БЕТОНА ПРЯМЫХ МОДЕЛЕЙ ЖЕЛЕЗОБЕТОННЫХ КОНСТРУКЦИЙ И ИХ ВЛИЯНИЕ НА ДЕФОРМАТИВНЫЕ И ПРОЧНОСТНЫЕ СВОЙСТВА .....	297
3.1. Образование и кинетика развития коррозионных продольных трещин.....	297
3.2. Влияние коррозионных продольных трещин на изменение прочностных и деформативных свойств .....	318
БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК .....	329

Научное издание

Мигунов Виктор Николаевич  
Овчинников Илья Игоревич  
Овчинников Игорь Георгиевич

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНО-ТЕОРЕТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ  
АРМИРОВАННЫХ КОНСТРУКЦИЙ В УСЛОВИЯХ КОРРОЗИИ  
Монография

В авторской редакции  
Верстка Н.А. Сазонова

---

Подписано в печать 09.09.14. Формат 60×84/16.  
Бумага офисная «Снегурочка». Печать на ризографе.  
Усл.печ.л. 20,46. Уч.-изд.л. 22,0. Тираж 500 экз. 1-й завод 100 экз.  
Заказ № 312.

---

Издательство ПГУАС.  
440028, г. Пенза, ул. Германа Титова, 28.