

Всеволод Притула
**КАТОДНАЯ ЗАЩИТА
ОТ КОРРОЗИИ В МЕРЗЛОТЕ**

Притула В. В.

П177 Катодная защита от коррозии в мерзлоте / Ред. И. Артемова. — Пермь: Книжная площадь, 2014. — 328 с.

Доктор технических наук, профессор Всеволод Всеволодович Притула обобщает известные и новые теоретические и экспериментальные данные, которые позволяют открыть ряд принципиально новых возможностей технического прогресса в области защиты трубопроводов от коррозии и дают возможность получить достоверную научно-техническую информацию по следующим проблемным направлениям: теоретические основы кинетики и динамики коррозионных процессов на трубной стали в промерзающих грунтах различной влажности; оценка опасности коррозионного разрушения западносибирских и северных подземных трубопроводов при низких и циклически знакопеременных температурах; районирование территории Республики Коми и Сибири по условиям и степени коррозионной опасности и классификация условий применения противокоррозионной защиты подземных трубопроводов.

Книга предназначена для студентов, преподавателей вузов и специалистов в области защиты трубопроводов от коррозии.

*Книга издана при финансовой поддержке группы компаний
«Пермснабсбыт»:*

ЗАО «ППМТС «Пермснабсбыт», ООО «ЗНГА Анодъ», ООО ЭК «Радуга».

ISBN 978-5-902616-16-0

© В. В. Притула, 2013

© Издательство «Книжная площадь», 2013

Введение

Обеспечение высокой эффективности комплексной защиты от подземной коррозии является гарантией надежной длительной безаварийной работы трубопроводов. Основы эффективной защиты закладываются при проектировании и строительстве трубопроводов за счет правильного выбора рациональной технологической системы и высокого качества изоляционно-укладочных и строительных работ. Поддержание высокой эффективности комплексной защиты от коррозии обеспечивается путем выбора оптимальных режимов работы средств электрохимической защиты, своевременным пуском ее в эксплуатацию и грамотной эксплуатацией в полном соответствии с требованиями ГОСТов: 9.015—74, 25812—83, 51164—98 и других соответствующих нормативных документов. Последнее условие является особенно важным и значимым, так как невыполнение его сводит на нет все достоинства качественного проектирования и строительства.

Указанные задачи защиты от коррозии особенно актуальны и важны применительно к трубопроводам северных районов страны, в первую очередь Западной Сибири. Это обусловлено двумя основными причинами: спецификой условий укладки и эксплуатации, а также повышенной трудностью ремонтно-восстановительных работ в случае аварийных отказов. Для обеспечения надежной комплексной защиты от подземной коррозии требуется найти оптимальное решение следующих основных задач:

- 1) установление требований к изоляционным покрытиям, необходимых для реализации комплексной защиты от подземной коррозии;
- 2) выбор критериев защиты, соответствующих устойчивому равновесию действующих факторов — потенциала металла, плотности защитного тока, величины рН и температуры в приэлектродной области;
- 3) разработка оптимальной технологической системы катодной защиты подземных трубопроводов в северных районах и методики расчета ее рабочих параметров с учетом влияния подстилающего слоя многолетнемерзлых пород;

4) определение путей снижения сопротивления растеканию анодных заземлений и стабилизации их параметров в различные времена года;

5) создание автономной технологической системы катодной защиты подземных трубопроводов с использованием литых и протяженных протекторов с учетом влияния зимнего ареола талого грунта, окружающего трубопровод;

6) разработка специальной нормативной документации, необходимой для проектирования, сооружения и эксплуатации электрохимической защиты от подземной коррозии северных и низкотемпературных трубопроводов.

Для всестороннего изучения поставленных вопросов использован широкий комплекс теоретических и экспериментальных исследований по современным методикам ведущих отечественных и зарубежных ученых, специализирующихся по проблемам коррозии и защиты от нее.

Теоретические расчеты для установления требований к изоляционным покрытиям основаны на граничных условиях допустимости изменения их электрохимических параметров. Математические модели для этих расчетов построены с использованием функциональных зависимостей, описывающих старение изоляционного покрытия в соответствии с работами Л. Я. Цикермана, А. М. Зиневича, А. М. Ефимовой-Калашниковой.

При разработке технологических систем катодной защиты с использованием катодных станций и протекторов различных типов должны быть использованы результаты теоретического анализа литературных источников по теории поля и теории электрохимической защиты в подземных условиях, в первую очередь работ В. И. Глазкова, И. В. Стрижевского, В. А. Притула, В. Н. Дахнова, А. И. Заборовского, В. В. Красноярского, К. Бекмана и ряда других ученых. Экспериментальное опробование различных систем размещения защитных установок осуществлялось на действующих газопроводах систем СРТО — Центр, Пунга — Вуктыл — Ухта, Уренгой — Помары — Ужгород, Уренгой I, II, месторождениях газа «Медвежье» и «Русское», а также некоторых нефтепроводах Западной Сибири и анализировалось по данным трубопроводов Канады и Аляски.

В результате обобщения известных и разработки новых теоретических закономерностей удалось получить следующие важные результаты:

а) метод расчета параметров катодной защиты трубопроводов с учетом влияния подстилающего слоя многолетней мерзлоты, неравномер-

ности распределения защитного тока на трубопроводах большого диаметра и при полузаглубленной прокладке сезонного теплового поля трубопровода в грунте при использовании свайных, глубинных и протяженных анодных заземлений;

б) теоретические основы протекторной защиты с использованием протяженных протекторов в грунтах низкой проводимости и методика расчета их рабочих характеристик и типоразмеров;

в) номограммы и алгоритмы для использования в практике проектирования оригинальных методов расчета параметров электрохимической защиты северных трубопроводов инженерным способом и на вычислительных машинах.

Использование свойств протяженных линейных и глубинных электродов с распределенной утечкой тока, расположенных в горизонтально-слоистой среде с токонепроводящим экраном позволило использовать новые возможности и достижения технического прогресса для целей защиты от коррозии.

Эти возможности позволяют теоретически обосновать и методически реализовать катодную защиту подземных трубопроводов с ареолом талого грунта при полном промерзании основного массива окружающих трубопроводы горных пород, особенно в условиях их полузаглубленной прокладки. Полученные решения дают возможность использовать как катодные станции с оригинальной конструкцией протяженных или глубинных (установленных под слоем многолетнемерзлых горных пород) анодных заземлений, так и протяженные магниевые протекторы, обеспечивающие автономную катодную защиту трубопроводов в условиях полного промерзания окружающего грунта с увеличением его удельного сопротивления до 500 Ом·м. При условии реализации начального значения переходного сопротивления северных трубопроводов не менее 10^5 Ом·м² их электрохимическую защиту можно обеспечивать автономно с помощью лишь таких установок катодной защиты, размещенных только на территориях компрессорных станций.

Особенности катодной защиты трубопроводов в мерзлом грунте северных районов (при условии его промерзания на глубине укладки трубопровода) связаны с тем, что полное промерзание грунта вокруг трубопровода происходит лишь на тех участках, где температура газа или другого транспортируемого продукта не превышает 0°С. На участках с положительными температурами стенки трубы непосредственно около нее и в зимнее время сохраняется талый грунт, образуя вокруг трубопровода концентрическую «рубашку» с эллипсоидной или

круглой формой сечения. При этом на таких «горячих» участках в связи с эксцентриситетом оси трубопровода по отношению к оси талика имеет место значительная неравномерность распределения защитного тока по поверхности трубопровода. Такая неравномерность несколько усиливается за счет эллипсоидной формы сечения талика. Наличие неравномерности вызывает необходимость увеличения общей величины линейной плотности тока вдоль трубопровода для того, чтобы обеспечить необходимый защитный потенциал (не менее минимального) на всей поверхности трубы. Необходимая степень увеличения защитного тока может быть определена линейным коэффициентом, оценивающим степень неравномерности распределения плотности тока по окружности трубы относительно средней защитной плотности тока при условии его равномерного распределения. В практических условиях, когда размеры осей эллипсоидного талика могут изменяться от 5–8 м (для трубопровода диаметром 520 мм) до 10–14 м (для трубопровода диаметром 1420 мм) при эксцентриситете осей трубопровода и талика, соответственно, 1,25 и 2,7 м, для обеспечения минимально допустимого защитного потенциала на всей поверхности трубопровода в конце плеча защитной зоны необходимо увеличить линейную плотность тока в несколько раз.

В случае полузаглубленной и наземной (с последующей засыпкой) прокладки трубопроводов, особенно больших диаметров, возникают дополнительные трудности в связи с искажением электрического поля защитного тока. В результате искажения электрического поля распределение разности потенциалов между трубопроводом и близлежащими точками грунта при включении катодной защиты происходит неравномерно по окружности трубы. Такая неравномерность приводит к недостаточному уровню защиты на всей поверхности трубопровода и требует дополнительной компенсации ее влияния путем увеличения общего защитного тока или каким-либо иным способом. При этом, как показали поверочные расчеты, максимально допустимую разность потенциалов в точке дренажа не представляется возможным ограничивать величинами $-1,22$ – $-1,52$ В (МСЭ). Для достижения минимального потенциала $-0,87$ В по всей окружности трубы в конце даже небольшой защитной зоны протяженностью 3 км суммарный потенциал труба — земля в точке дренажа должен быть отрицательнее, чем $-2,0$ В. Исходя из этого условия должны быть скорректированы значения коэффициентов необходимого увеличения защитного потенциала и тока для трубопроводов различного диаметра в различных грунтах, а также определены

оптимальные параметры катодной защиты таких трубопроводов с учетом затрат на ее строительство и эксплуатацию. Катодная защита подземных трубопроводов с использованием точечных источников тока — катодных станций и литых протекторов — во многих случаях, особенно в северных районах, обладает недостаточно высокой эффективностью. Причиной этого является неравномерное распределение катодного тока вдоль протяженного трубопровода вследствие затухания, определяемого коэффициентом распространения тока. К примеру, для защиты 10-километрового трубопровода диаметром 1020 мм при сопротивлении изоляционного покрытия 1000 Ом·м необходим расход тока 15 А. В то же время минимально необходимый расход тока для обеспечения защиты в этом случае составляет 3 А. Следовательно, коэффициент полезного действия, или эффективность защиты, составляет лишь 20%.

Одним из путей существенного повышения эффективности катодной поляризации является использование протяженных источников тока, размещенных параллельно защищаемому трубопроводу. Это условие в равной мере относится к протяженным анодным заземлениям катодных станций и протекторам аналогичной формы. При такой системе защиты распределение защитного тока вдоль трубопровода происходит значительно более равномерно.

Исходя из граничных условий возможности обеспечения необходимой защитной плотности тока защиту реальных трубопроводов диаметром до 1620 мм с помощью протяженных протекторов можно осуществлять в высокоомных грунтах с удельным сопротивлением до 500 Ом·м. Применение катодных станций с протяженными анодными заземлениями еще более раздвигает границы применения таких технологических систем катодной защиты в высокоомных грунтах.

Подводя итог сказанному, надо констатировать, что в настоящее время отечественные наука и практика обладают необходимой научно обоснованной достоверной информацией для успешного решения следующих задач по обеспечению комплексной противокоррозионной защиты стальных подземных трубопроводов в многолетнемерзлых и глубокопромерзающих грунтах:

- Требования к изоляционным покрытиям, необходимые для успешной реализации комплексной защиты трубопроводов от подземной коррозии в условиях Западной Сибири и северных районов страны.
- Методологические основы дифференцированного определения критериев защитных потенциалов и степени катодной защиты в условиях низких температур и фазовых переходов в грунтовом электролите.

- Закономерности токораспределения при катодной и протекторной защите в горизонтально-слоистых грунтах с подстилающим слоем многолетнемерзлых горных пород.

- Методологические основы расчета параметров установок катодной защиты с заземлениями различного типа и протяженных протекторов с учетом влияния подстилающего слоя многолетнемерзлых горных пород, ареола талого грунта вокруг трубопроводов и способов их заложения.

- Оптимальные технологические системы катодной и протекторной защиты подземных трубопроводов в глубокопромерзающих грунтах и районах распространения многолетнемерзлых горных пород, в том числе с автономным энергоснабжением.

- Результаты практического применения перечисленных теоретических разработок по противокоррозионной защите подтвердили их достоверность, актуальность и значимость при проектировании, сооружении и эксплуатации многониточных систем магистральных трубопроводов в Западной Сибири и Республике Коми.

Выполнение всех вышеперечисленных задач, являющихся определяющей основой нового проблемного направления научных исследований в области защиты магистральных трубопроводов от подземной коррозии, и своевременное внедрение полученных результатов в практику противокоррозионной защиты на газовых и нефтяных магистралях Западной Сибири и Крайнего Севера нашей страны позволяют обеспечить их безотказную работу в течение всего планового срока эксплуатации. Возможный годовой экономический эффект от внедрения новых противокоррозионных мероприятий, разработанных на основании выполненных теоретических и экспериментальных исследований, может достигать более 10 000 руб./км.

ГЛАВА ПЕРВАЯ

КОМПЛЕКСНАЯ ЗАЩИТА ОТ ПОДЗЕМНОЙ КОРРОЗИИ В МНОГОЛЕТНЕМЕРЗЛЫХ И ГЛУБОКОПРОМЕРЗАЮЩИХ ГРУНТАХ

1.1. Требования надежности по обеспечению противокоррозионной защиты трубопроводов в северных районах и Западной Сибири

Надежность работы систем трубопроводного транспорта является необходимым условием их эффективного функционирования. Это требование имеет особенно большое значение для трубопроводов Западной Сибири и Крайнего Севера, ремонт которых в случае коррозионных отказов сопряжен с очень большими трудностями и расходом финансовых и трудовых ресурсов. Характер и объем противокоррозионных мероприятий обусловлены механизмом и скоростью коррозии подземных трубопроводов. Хотя в отдельных работах [80, 86] высказывалось предположение о том, что в условиях Западной Сибири и северных районов опасность коррозионного разрушения должна быть чрезвычайно мала, широкий комплекс исследований не подтвердил этот тезис.

Для того чтобы получить научно обоснованное заключение о необходимости предотвращения коррозионного разрушения подземных трубопроводов в Западной Сибири и северных районах, следует провести тщательный анализ качественных и количественных характеристик скоростей низкотемпературной коррозии в условиях, идентичных эксплуатационным режимам подземных трубопроводов. При этом следует исходить как из теоретического обоснования температурных зависимостей скорости коррозии от различных действующих факторов, так и из данных практических исследований на реальных объектах.

Целенаправленное изучение влияния температуры на процессы коррозии одним из первых проводил С. В. Горбачев с сотрудниками [25–36]. В зависимости от изменения плотности тока при потенциостатическом режиме поляризации они установили возможность различать концентрационную и химическую (за счет перенапряжения электродного процесса) поляризации. Функционально плотность тока и температура в потенциостатическом режиме для обоих случаев поляризации связаны соотношением:

$$\lg j = A - \frac{Q}{2,3RT}, \quad (1.1)$$

где: A — постоянная процесса;

Q — эффективная энергия активации;

R — газовая постоянная;

T — абсолютная температура.

В случае концентрационной поляризации эффективная энергия активации, представляющая собой энергию активации вязкого течения раствора, практически не зависит от изменения потенциала, но заметно возрастает при понижении температуры (рис. 1.1). При химической поляризации эффективная энергия активации значительно больше, чем при концентрационной поляризации, и не остается постоянной в случае изменения потенциала в определенном интервале. На практике величину эффективной энергии активации определяют опытным путем, устанавливая потенциостатическую зависимость логарифма плотности поляризующего тока от обратной абсолютной температуры (рис. 1.2). Исходя из условий выражения (1.1), можно записать:

$$\frac{Q}{2,3R} = \text{tgy} \quad (1.2)$$

или

$$Q = 2,3R \text{tgy} = 4,57 \text{tgy}, \quad (1.3)$$

где tgy — размерная величина при условии учета j в А/см^2 и T в $^\circ\text{К}$.

Использование описанного метода при исследовании подземной коррозии и катодной защиты трубной стали в условиях понижения

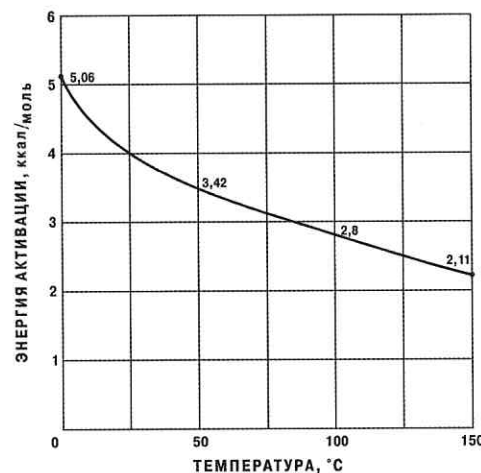


Рис. 1.1. Энергия активации вязкости воды

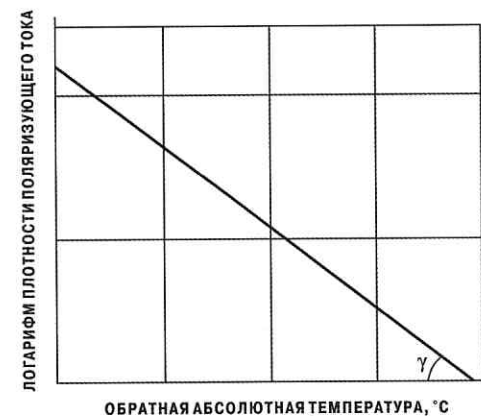


Рис. 1.2. Потенциостатическая зависимость плотности поляризующего тока катодной защиты при изменении температуры

температуры грунта заметно удобнее, чем применение метода перемешивания или изменения концентрации электролита, а также регистрации предельной плотности тока. Определяя энергии активации при различных катодных смещениях электродного потенциала, можно определить коэффициент α , «показывающий активную часть увеличения электродного потенциала»:

$$\alpha = \frac{dQ}{F d(\Delta\varphi)} \quad (1.4)$$

или

$$\alpha_{\text{ср}} = \frac{1}{F} \frac{\int_{Q_1}^{Q_2} dQ}{\int_{\Delta\varphi_1}^{\Delta\varphi_2} d(\Delta\varphi)} = \frac{Q_2 - Q_1}{F(\Delta\varphi_1 - \Delta\varphi_2)}, \quad (1.5)$$

где F — постоянная Фарадея, 23 062 кал.

При экспериментальном исследовании коррозии электролитического железа в условиях понижения температуры нейтрального электролита для обеспечения анодной поляризации до потенциала $-0,2$ В была получена потенциалостатическая функциональная связь между плотностью тока и температурой, представленная на рис. 1.3а [117]. Ее интерпретация в полулогарифмических координатах (рис. 1.3б) позволила установить значение t_{γ} и оценить значение эффективной энергии активации величиной 10 ккал/моль.

Поскольку эта величина более чем вдвое превосходит среднее значение энергии активации вязкости воды в исследованном интервале температур $0-30^{\circ}\text{C}$, можно считать, что коррозия в этих условиях протекает с химической поляризацией за счет перенапряжения ионизации металла.

Для гидроксил-ионов и протонов, принимающих основное участие в процессах почвенной коррозии и катодной защиты трубной стали в подземных условиях, значения энергии активации подвижности, определенные по Глестону, Лейдлеру и Эйрингу, приведены

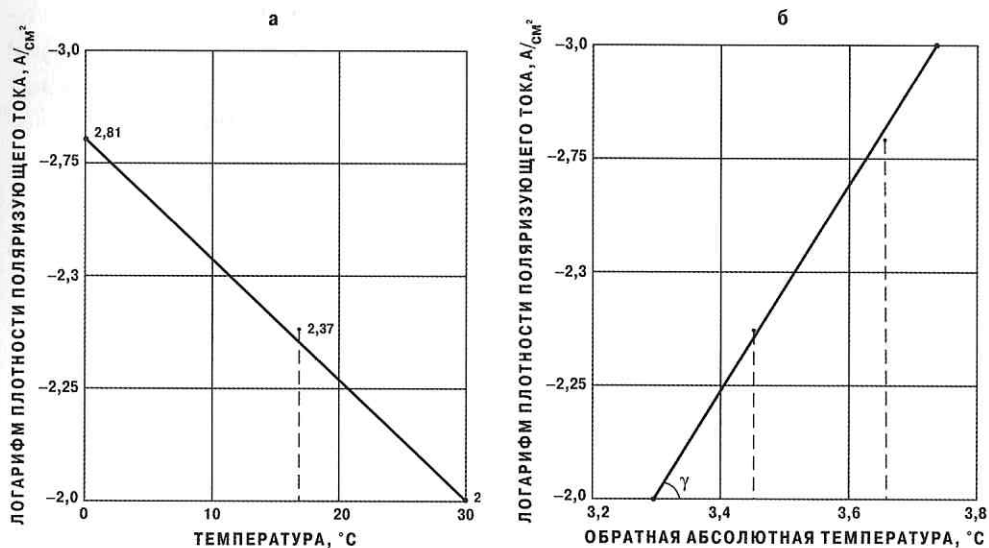


Рис. 1.3. Температурная зависимость плотности поляризующего тока
 а — потенциостатические условия, прямая температурная зависимость;
 б — то же, обратная температурная зависимость

на рис. 1.4. Как видно из сравнения рис. 1.1 и рис. 1.4, температурная зависимость этой энергии сохраняет свой характер и в этом случае. Такое положение свидетельствует о заметном торможении коррозионных процессов на поверхности стальных электродов в области температуры начала фазовых превращений воды. Можно полагать, что в случае переохлаждения концентрированного водного электролита грунта это торможение будет продолжаться до температуры $-4-6^{\circ}\text{C}$, после достижения которой вся свободная вода, которая способна участвовать в коррозионном процессе, переходит в кристаллическое неактивное состояние.

При диффузионном контроле коррозионных процессов, что может иметь место в случае первоначального понижения температуры в интервале $30-10^{\circ}\text{C}$, скорость электрохимической коррозии контролируется температурной зависимостью коэффициента диффузии, которая также имеет экспоненциальный характер, аналогичный уравнению (1.1).

В общем случае применительно к подземным условиям северных районов и Западной Сибири можно сказать, что коррозионные процессы на стальных трубопроводах протекают в нейтральных электролитах с кислородной депольризацией. В таком случае понижение температуры грунта или стенок трубопроводов ведет к повышению перенапряжения ионизации кислорода и тормозит его диффузию к поверхности труб. При этом, хотя растворимость кислорода в электролите грунта при прочих равных условиях повышается, общая скорость подземной коррозии трубной стали в интервале температур $0-5^{\circ}\text{C}$ значительно ниже, чем при температурах $20-30^{\circ}\text{C}$.

Заметное влияние понижения температуры на скорость подземной коррозии трубной стали может проявиться также за счет изме-

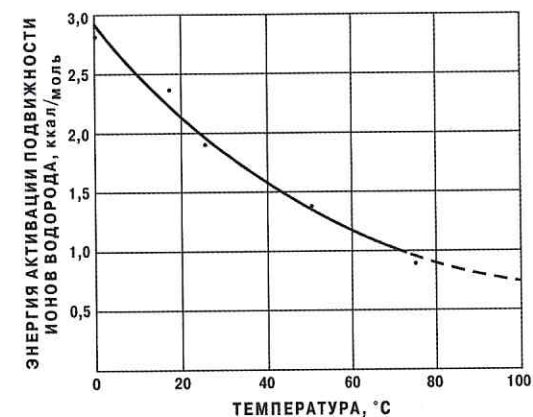


Рис. 1.4. Температурная зависимость энергии активации подвижности водородных ионов

нения ее квазистационарного потенциала и, как следствие, работы коррозионных термогальванопар. При понижении температуры потенциал железа смещается в положительную сторону, что в случае отсутствия изотермичности поверхности стенок трубопровода приводит к образованию коррозионных термогальванопар, в которых более нагретые участки трубопровода являются анодами. На магистральных трубопроводах, работающих под давлением до 60 атм на выходе из перекачивающего агрегата, такая неоднородность температуры всегда имеет место как за счет декомпрессии перекачиваемого продукта, так и за счет гетерогенности окружающего грунта, приводящей, помимо всего прочего, к локальной дифференциации его температуры вдоль трубопровода.

В случаях, когда коррозионные процессы протекают с водородной деполаризацией, понижение температуры увеличивает перенапряжение водорода. При этом изменение скорости коррозии имеет достаточно четко выраженный экспоненциальный характер и может быть в первом приближении отражено уравнением:

$$V_K = P_K \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right), \quad (1.6)$$

где P_K — постоянная коррозионного процесса, которое аналогично выражению:

$$i_t = P_p e^{-\frac{G}{RT}} \quad (1.7)$$

и в полулогарифмических координатах характеризуется прямой, угол наклона которой к оси абсцисс отражает интенсивность температурного влияния на процесс коррозионного разрушения трубной стали.

Ярким примером такой температурной зависимости скорости коррозии могут служить графики на рис. 1.5 и 1.6, показывающие изменение коррозионных потерь железа в 18%-ной соляной кислоте при ее охлаждении от 60 до 5°C.

Обычно коррозионные процессы, например растворение металла в неокислительных кислотах или слабокислых грунтах, имеют экспоненциальную зависимость скоростей коррозии от температуры,

как это показано на рис. 1.7а, которую можно представить выражением:

$$V_{\text{кор}} = Ae^{-\frac{Q}{RT}}, \quad (1.8)$$

или в логарифмической форме (рис. 1.7б):

$$\lg V_{\text{кор}} = \lg A - \frac{Q}{2,3RT}. \quad (1.9)$$

Рассчитать математическое создание скорости коррозии подземных металлических сооружений или определить механизм влияния на нее различных факторов, в том числе и температуры.

Тормозящее влияние понижения температуры на процессы коррозии настолько велико, что оно проявляется в большой степени даже в такой коррозионно-агрессивной среде, как 18%-ный раствор соляной кислоты. По данным Дж. Конроя [166], снижение температуры такого раствора с 50 до 14°C замедляет коррозию более чем в 10 раз (рис. 1.8а). При этом энергия активации процесса, согласно расчетам по значению t_{90} из графика на рис. 1.8б, составляет 12,8 ккал/моль, что свидетельствует о контроле химической поляризации за счет

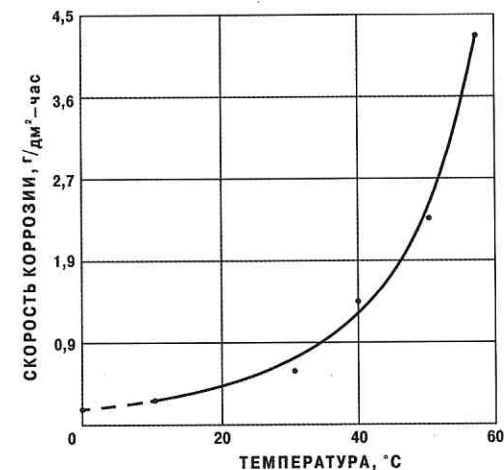


Рис. 1.5. Температурная зависимость скорости коррозии железа при водородной деполаризации

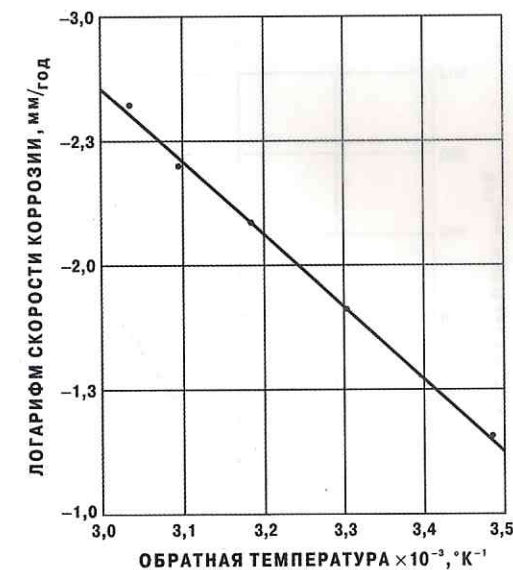


Рис. 1.6. Обратная температурная зависимость скорости коррозии железа с водородной деполаризацией

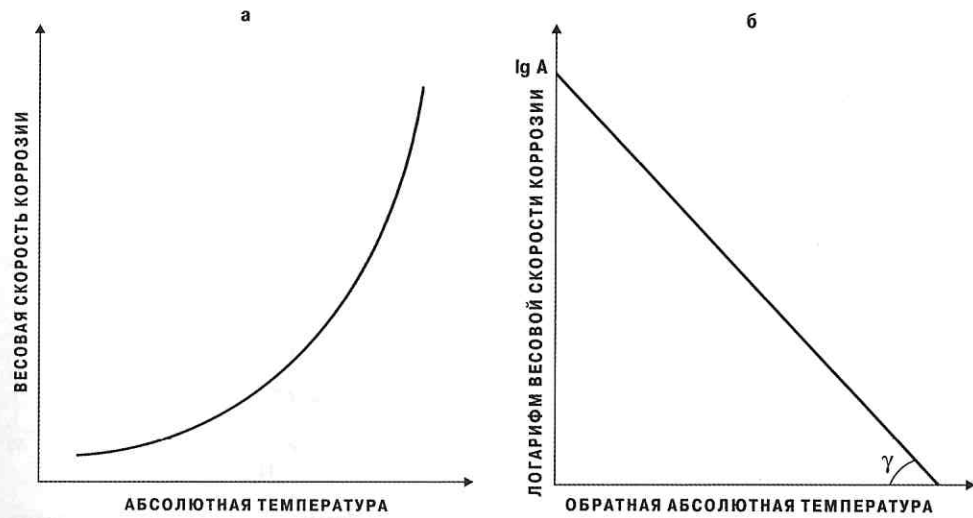


Рис. 1.7. Общая температурная зависимость скорости коррозии:
а — прямая функция; б — обратная функция

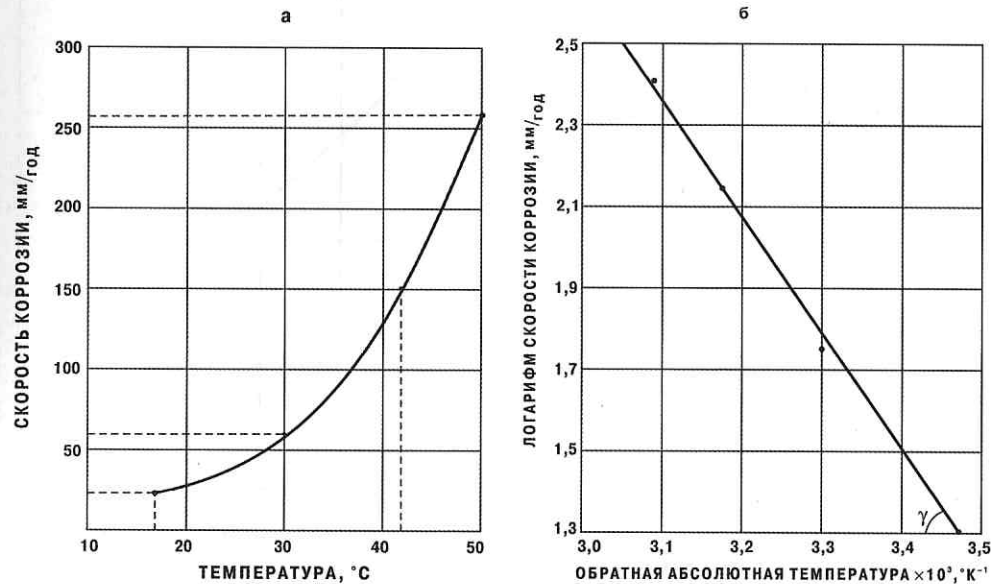


Рис. 1.8. Глубинный показатель коррозии железа в 18%-ном растворе HCl:
а — прямая функция; б — обратная функция

изменения перенапряжения водорода, как и в случае коррозии железа в нейтральном электролите.

Соотношение катодного и анодного контроля в условиях коррозии или катодной поляризации железа можно рассчитать следующим образом:

1) установить характер электродных процессов (с кислородной или водородной деполяризацией);

2) рассчитать, соответственно, обратимый потенциал кислородного (или водородного) электрода согласно уравнению Нернста с учетом фактической температуры;

3) определить поляризацию катода ($\Delta\phi_K = \phi_{Kобр} - \phi_{эл}$) и анода ($\Delta\phi_A = \phi_{эл} - \phi_{Aобр}$), исходя из условия, что: $\phi_{Kобр}$ — обратимый потенциал деполяризующего агента; $\phi_{Aобр}$ — обратимый потенциал железа, рассчитанный также согласно уравнению Нернста с учетом фактической температуры; ϕ_K — квазистационарный потенциал катодной защиты или коррозионного процесса на электроде;

4) оценить степень (долю) катодного и анодного контроля по соотношению:

$$P_{K(A)} = \frac{\Delta\psi_{K(A)}}{\Delta\phi_K + \Delta\phi_A} \cdot 100\% \quad (1.10)$$

При коррозии железа в 3%-ном растворе NaCl при 25°C в случае квазистационарного потенциала коррозии, равного -0,3 В (по водородной шкале), когда расчетное значение обратимого потенциала железа достигает -0,463 В, а обратимый потенциал кислородного электрода равен 0,805 В, доля катодного контроля составляет 87% (поляризация катода $\Delta\phi_K = 1,105$ В), а доля анодного контроля — 13% (поляризация анода $\Delta\phi_A = 0,163$ В) [4].

Расчет ожидаемой скорости коррозии при понижении температуры грунта можно осуществить графоаналитически следующим образом:

1) определить омическое падение потенциала коррозионного элемента из соотношения:

$$\Delta\phi_{\Omega} = I_K R_s \quad (1.11)$$

где: I_K — коррозионный ток;

R_s — омическое сопротивление коррозионного элемента.

В качестве исходного расчетного значения можно использовать максимальное значение коррозионного тока $I_{k \max}$, определенное по пересечению анодной и катодной кривых на поляризационной диаграмме;

2) нанести на поляризационную диаграмму график прямой, учитывающий омическое падение потенциала, характеризуемый углом наклона ζ , тангенс которого равен отношению $\Delta\varphi\Omega k I_k$;

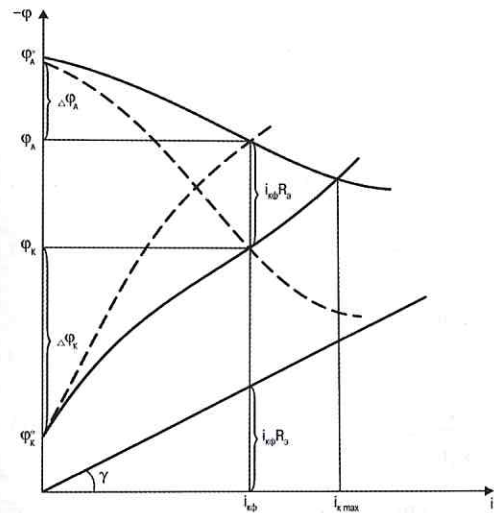


Рис. 1.9. Графическое определение фактического коррозионного тока $i_{kф}$ и области возможных потенциалов коррозии $\varphi_A \pm \varphi_K$

построение в соответствии с графиками рис. 1.10 позволяет определить дифференцированно плотности тока на катодной i_K и анодной i_A фазах. При условии общности локального тока коррозионного элемента $i_{кор}$ общей площадью S справедливо соотношение:

$$S_{KjK} = S_{AjA} = i_{кор} S, \quad (1.12)$$

где: S_K — поверхность катодной фазы;
 S_A — поверхность анодной фазы.

$$S_K + S_A = S. \quad (1.13)$$

Полагая, что сопротивление локального элемента невелико (т. е. потенциалы катодной и анодной фаз близки $i_{кор}$ благодаря полной поляризации), можно записать:

$$i_{кор} = S \frac{j_K j_A}{j_K + j_A} \quad (1.14)$$

и отсюда

$$S_K = S \frac{j_A}{j_K + j_A}, \quad (1.15)$$

$$S_A = S \frac{j_K}{j_K + j_A}. \quad (1.16)$$

В соответствии с этим, в первом приближении можно считать:

$$\frac{S_K}{S_A} \approx \frac{v_K}{v_A}, \quad (1.17)$$

где v_K, v_A — объемы, соответственно, катодной и анодной фаз.

Классические определения, характеризующие кинетику процессов подземной коррозии трубной стали, позволяют рассматривать два основных вида коррозионного разрушения: с преобладанием саморастворения железа под влиянием находящихся в грунте окислителей — кислорода, протонов воды, хлор-ионов и т. д., или с преобладанием анодного растворения стали за счет работы коррозионных гальванопар, образующихся при наличии электрического контакта первого рода между металлическими, в том числе

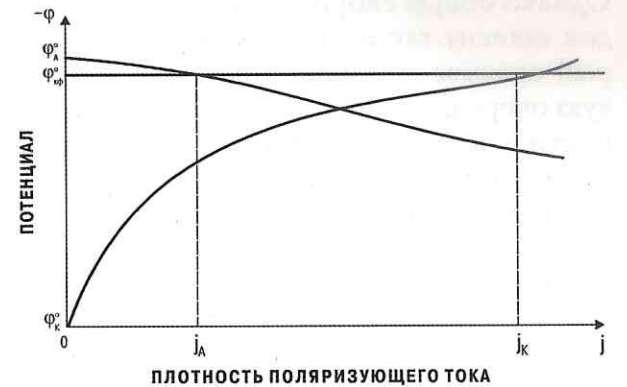


Рис. 1.10. Графическое определение анодной и катодной плотностей тока и соотношения их фаз

стальными электродами с различными квазистационарными потенциалами. Изменение температуры среды, в которой происходят коррозионные процессы, или самих корродирующих стальных электродов оказывает существенное влияние на кинетику и динамику этих процессов. Общий характер изменения при этом заключается в увеличении скорости подземной коррозии трубной стали при повышении температуры и замедлении коррозии при ее понижении (рис. 1.11). Количественные соотношения изменения скоростей коррозии находятся в сложной функциональной зависимости от температуры, так как изменение последней сказывается практически на всех факторах, определяющих кинетику и динамику процессов подземной коррозии.

Требование обеспечения надежной защиты подземных трубопроводов от коррозионного разрушения диктует необходимость их эксплуатации в условиях пониженных температур. Достижение этой цели в значительной мере облегчено применительно к северным и западносибирским трубопроводам, проложенным в грунтах с низкими среднегодовыми температурами. Конструкция и условия эксплуатации подземных трубопроводов позволяют считать температуру транспортируемого продукта (газа или нефти) той температурой, которая определяет характер электродных процессов на поверхности трубной стали, непосредственно контактирующей с грунтом. Однако общая скорость подземной коррозии стальных трубопроводов зависит также от градиента температуры в самом грунте, который оказывает влияние на скорость диффузии окислителей, в первую очередь кислорода и протонов воды, к корродирующей поверхности. Изменение фазового состояния электролита грунта при этом может оказаться решающим фактором, однозначно определяющим степень его коррозионной опасности.

Анализ графика на рис. 1.11 позволяет выделить четыре основные области соотношения между температурой и скоростью подземной коррозии трубной стали. *Первая*, в области температур более $+35^{\circ}\text{C}$, характеризуется высокими скоростями коррозии, имеющими тенденцию к монотонному росту при увеличении температуры. *Вторая*, в относительно узком интервале температур $+25 \div +35^{\circ}\text{C}$, позволяет считать скорость коррозии практически не зависящей от изменения температуры и определяемой только коррозионными условиями

прокладки трубопроводов. *Третья*, наиболее интересная с позиции обеспечения противокоррозионной защиты, в диапазоне температур $-5 \div +25^{\circ}\text{C}$, характеризуется большим разнообразием скоростей коррозии, четко выраженной тенденцией к их уменьшению при снижении температуры. И *четвертая*, в области температур менее -5°C , характеризуется практически стабильным прекращением коррозионных процессов или сохранением скорости коррозии на очень низком уровне.

Применительно к условиям эксплуатации подземных трубопроводов в Западной Сибири и северных районах страны наибольший интерес представляют вторая, третья и четвертая области. В связи с этим необходимо изучение факторов, контролирующих процессы подземной коррозии трубной стали в диапазоне температур $-10 \div +30^{\circ}\text{C}$.

В одной из ранних работ Л. П. Судрабин [210] приводит графическую интерпретацию зависимости скорости коррозии от содержания кислорода и pH водного электролита грунта при «комнатной» ($+18 \div +20^{\circ}\text{C}$) температуре (рис. 1.12). Зависимость скорости коррозии от pH подобна ее температурной зависимости.

Для нее можно выделить три области соотношения: *первая*, ограниченная пунктиром А и осью ординат, характеризуется резким ускорением коррозии при pH менее 3,5–5; *вторая*, в интервале пунктиров А и В, с небольшим линейным снижением скорости коррозии при pH от 3,5–5 до 10–11,5; *третья*, лежащая за пунктиром В, в которой происходит быстрое затухание процессов коррозии при pH более 10–11,5. Изменение содержания растворенного в электролите грунта кислорода не влияет качественно на зависимость скорости от pH. Уменьшение содержания O_2 в электролите

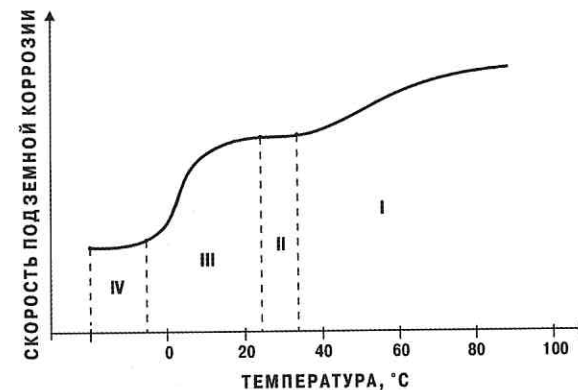


Рис. 1.11. Температурная зависимость скорости подземной коррозии. Обозначения I, II, III и IV см. по тексту



Рис. 1.12. Зависимость изменения скорости коррозии от рН электролитической среды и содержания в ней кислорода:

1 — высокое содержание кислорода; 2 — нормальное (среднее) содержание кислорода; 3 — низкое содержание кислорода; 4 — кислород отсутствует.

Обозначения I, II, III см. по тексту

к постоянно низкой величине, одинаковой при любых количествах O_2 . В нейтральных средах при прочих равных условиях скорость коррозии железа возрастает прямо пропорционально увеличению концентрации растворенного в них кислорода до $5 \text{ см}^3/\text{л}$ для диапазона температур $+18 \div +25^\circ\text{C}$.

Фактическая концентрация кислорода в электролите грунта у поверхности трубопровода определяется несколькими факторами: парциальным давлением кислорода в воздухе; сопротивлением диффузионному переходу кислорода на границе воздух — грунт; концентрацией растворенного кислорода в грунтовой электролите; температурой грунта; скоростью диффузии кислорода в грунте и скоростью расхода кислорода в коррозионных реакциях.

Северные и западносибирские районы прокладки магистральных трубопроводов характеризуются пониженной среднегодовой температурой воздуха, а территория Коми АССР, дополнительно, — пониженным содержанием кислорода в воздухе. Оба эти фактора оказывают в целом замедляющее влияние на скорость коррозионного разрушения трубной стали. Хотя растворимость кислорода

пропорционально снижает скорость коррозии во второй области, ограниченной пунктами А и В, где контроль коррозии осуществляется скоростью деполяризации кислорода, и в меньшей степени — в первой области, где скорость коррозии достаточно велика даже в отсутствие кислорода. В третьей области скорость коррозии мало зависит от содержания кислорода в электролите грунта и стремится

в водном электролите грунта при понижении температуры возрастает (рис. 1.13), пониженное парциальное давление кислорода в воздухе компенсирует это увеличение и при прочих равных условиях не вызывает роста коррозионной агрессивности грунта с более низкой среднегодовой температурой. Более длительный, по сравнению со Средней полосой страны, период мерзлого состояния грунта

и большая глубина его промерзания затрудняют диффузионный переход кислорода из атмосферы в электролит грунта и его дальнейшую диффузию к корродирующей поверхности стальных подземных трубопроводов. В сочетании с меньшей скоростью расхода кислорода в коррозионных реакциях при понижении температуры до начала фазовых переходов в электролите грунта это приводит к общему торможению скорости коррозии в указанных условиях. Однако количественно степень замедления коррозии при понижении температуры от $+35$ до -5°C может иметь различные значения, зависящие от коррозионной агрессивности собственно грунтов и условий укладки в них подземных трубопроводов.

Исследования, проведенные Л. П. Судрабиным [211] по определению скорости коррозии стальных резервуаров при различных температурах, показали, что при 24°C она составляла в среднем $0,12 \text{ мм/год}$, а при $1,7^\circ\text{C}$ — $0,09 \text{ мм/год}$. При отрицательной температуре, когда на поверхности резервуаров образовалась корка льда ($t \approx -3^\circ\text{C}$), коррозия практически прекратилась и ее скорость не превышала $0,0012 \text{ мм/год}$.

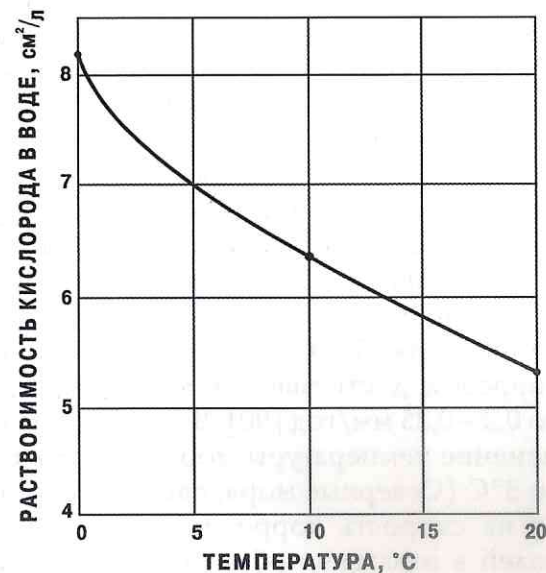


Рис. 1.13. Температурная зависимость растворимости кислорода в воде

Качественно-количественные характеристики температурной зависимости скорости коррозии, полученные на стальных подземных сооружениях, в значительной степени подтверждаются и данными исследований морской коррозии стали и чугуна.

Понижение температуры оказывает двойное влияние на скорость коррозии черных металлов в морских условиях: с одной стороны, повышает растворимость кислорода в электролите, что интенсифицирует процессы коррозии с кислородной деполяризацией; с другой — снижает скорость собственно электрохимических реакций. Интегральный эффект снижения температуры зависит от соотношения степеней контроля каждого из этих факторов [34].

При исследовании скоростей коррозии стальных конструкций морских сооружений одного срока службы глубина коррозионных каверн в условиях Индийского океана (Коломбо) при средней годовой температуре $20,8^{\circ}\text{C}$ более чем вдвое превышала глубину каверн у восточного побережья Канады (Галифакс) при средней годовой температуре $6,2^{\circ}\text{C}$. В условиях Каспийского моря летняя скорость коррозии, достигавшая $0,8-0,9$ мм/год, в зимний период снижалась до $0,2-0,25$ мм/год [90]. В то же время имеются данные [169], что изменение температуры морской воды с 30°C (Центральная Африка) до 8°C (Северные моря, районы Копенгагена) практически не влияет на скорость коррозии, даже несмотря на то, что содержание солей в охлажденной воде почти в 5 раз меньше (соответственно, 3,3 и 0,7%).

Снижение температуры заметно тормозит и такой интенсивный процесс, как коррозионное разрушение стальных сооружений в зоне переменного смачивания. По данным [89] в условиях Каспия снижение температуры с 27 до 5°C приводит к выравниванию скоростей коррозии в зоне переменного смачивания и в объеме свободной морской воды (рис. 1.14). При этом сама скорость коррозии в свободном объеме воды также снижается. По данным [143], принимая коэффициент диффузии $D=2\cdot 10^{-5}$ см²/сек и толщину диффузионного слоя в неперемешиваемом растворе $\delta=0,1$ см, в условиях концентрации растворенного кислорода $C=0,25\cdot 10^{-6}$ моль/см³ предельный диффузионный ток (по кислороду) имеет величину $i_{O_2}=200$ мА/м², что соответствует средней скорости коррозии при нормальной температуре около $0,24$ мм/год. В то же время, несмотря на повышение

растворимости кислорода в охлажденной воде, скорость коррозии в ней при температуре $+5^{\circ}\text{C}$ снижается более чем вдвое.

Исследования во влажном ($\nu=25+40\%$) солончаковом карадагском грунте [80] показали, что скорость почвенной коррозии, сохраняющаяся практически неизменной в диапазоне температур $+20\div+50^{\circ}\text{C}$, при охлаждении в область отрицательных температур снижается практически до нуля. Это изменение обусловлено повышением поляризуемости трубной стали (преимущественно — катодной) за счет уменьшения диффузии ионов и SO_4^{2-} через окисную пленку на стали и снижения скорости диффузии кислорода в почвенном электролите [145], особенно после начала образования кристаллов льда (рис. 1.15).

Сложный характер температурной зависимости вида и скорости коррозионного разрушения трубной стали Ст-3 в охлажденном грун-

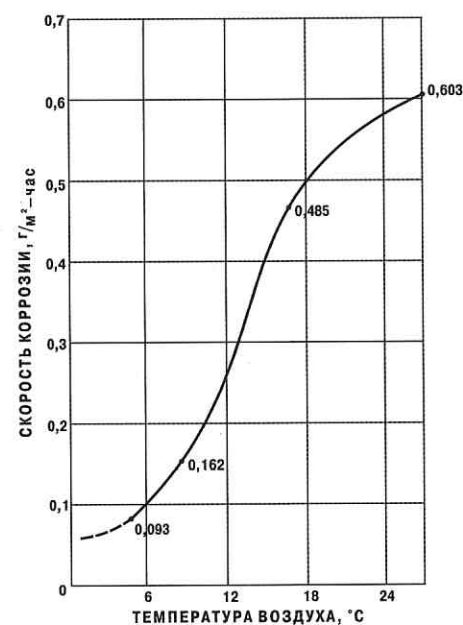


Рис. 1.14. Температурная зависимость скорости коррозии конструкционной стали в зоне переменного смачивания

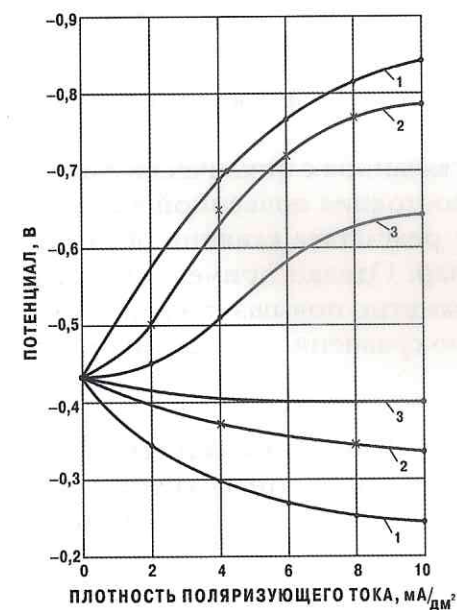


Рис. 1.15. Поляризационные кривые трубной стали в охлажденном солончаковом грунте: 1 — при $t = +6^{\circ}\text{C}$; 2 — при $t = +16^{\circ}\text{C}$; 3 — при $t = +40^{\circ}\text{C}$

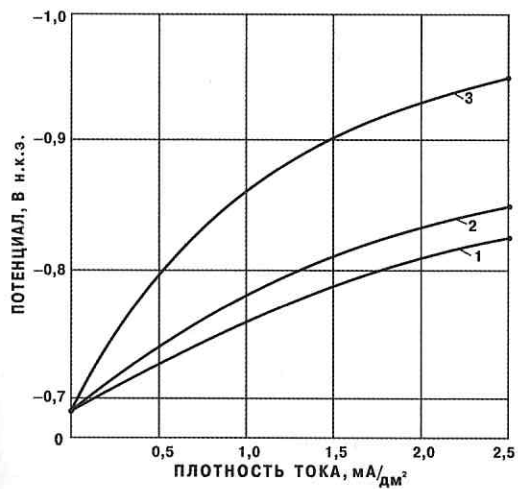


Рис. 1.16. Катодная поляризуемость стали Ст-3 в условиях охлаждения: 1 — при $t = +18^\circ\text{C}$; 2 — при $t = +2,3^\circ\text{C}$; 3 — при $t = -2^\circ\text{C}$

связанное с циклическим или периодичным изменением агрегатного состояния почвенной влаги, также существенно ускоряет коррозию в результате влияния образующихся в эти периоды термогальванопар. Однако применение катодной защиты в условиях охлаждения заметно повышает защищенность поляризуемой поверхности стали, по сравнению с нормальными условиями (рис. 1.17).

1.2. Критерии защитных потенциалов как фактор надежности подземных трубопроводов при их катодной защите в условиях охлаждения

Применение катодной поляризации стальных подземных трубопроводов направлено на снижение скорости их коррозионного разрушения. При этом в областях на границе раздела «металл — коррозионная электролитическая среда» устанавливается интегральный потенциал, являющийся индикатором достижения определенной степени защиты трубной стали. В настоящее время практическое

является причиной того, что, несмотря на повышение ее поляризуемости в мерзлом грунте ости (рис. 1.16), при температуре -2°C около 20% поверхности исследованного образца было покрыто локальными коррозионными кавернами [81].

В дополнение к сказанному следует отметить, что можно ожидать значительного ускорения коррозионных процессов в период таяния льда, которое в значительной степени компенсирует торможение коррозии в период его образования. Сезонное или суточное изменение температур,

распространение в условиях катодной защиты от подземной коррозии получили несколько критериев защищенности, оцениваемых минимальными по абсолютной величине значениями потенциалов. Наиболее распространенным критерием является поляризационный потенциал защищаемого сооружения относительно окружающей среды. В настоящее время известно несколько различных методов его расчетного и практического определения.

В работе В. В. Герасимова [20] сделана попытка расчета защитного потенциала с применением основных закономерностей кинетики электродных процессов. В результате всестороннего анализа было предложено уравнение:

$$\varphi_3 = \varphi_K - B \lg \frac{i_{a-CT}}{i_{a-3}}, \quad (1.18)$$

где: φ_K — квазистационарный потенциал коррозии, В;
 i_{a-CT} — скорость коррозии при φ_K , мА/м^2 ;
 i_{a-3} — допустимая остаточная скорость коррозии при катодной защите, мА/м^2 .

Величина тафелевского коэффициента b при условии $\beta=0,5$ и $n=2$ для замедленной стадии ионизации в реакции коррозионного окисления железа была первоначально принята равной $0,059$ В. Практическое применение уравнения (1.18) сопряжено с рядом сложностей. В связи с тем, что при $\text{pH} > 6$ воспроизводимость квазистационарного потенциала коррозии железа, существенно зависящего от состава коррозионной среды, состояния электродной поверхности и ряда других факторов, обычно имеет отклонение не менее ± 50 мВ, ошибка при определении φ_3 может достигать 100 мВ. Когда стационарная скорость коррозии железа в нейтральных средах ограничена величиной предельного диффузионного тока вне зависимости от анионного состава электролита, влияние последнего, согласно работам [118, 155, 213], при экспериментальной оценке φ_K может существенно сказаться на результатах расчета φ_3 . Кроме того, выражение (1.18) не учитывает фактического значения pH приэлектродного слоя электролита и изменения его температуры.

Принимая во внимание, что кинетические параметры анодных реакций железа существенно зависят от pH приэлектродного слоя,

отличного от рН всего объема электролитической среды [175, 213] нейтрального и слабощелочного состава, а экспериментально установленный критический потенциал пассивирования железа $\varphi_{n-кр}$ достаточно точно описывает эмпирическое уравнение:

$$\varphi_{n-кр} = 0,09 - 0,058pH, \quad (1.19)$$

пришли к заключению, что в деаэрированных буферных растворах при $pH = 6,5 \div 9,5$ и в естественно аэрированных небуферированных растворах различного анионного состава при $pH = 6,5 \div 13$ критический потенциал пассивации железа хорошо воспроизводим и практически не зависит от природы и концентрации анионов. Учитывая, что вплоть до $\varphi_{n-кр}$ скорость реакции анодного растворения железа экспоненциально зависит от потенциала и замедленной стадией анодного растворения железа является его ионизация, получили:

$$\varphi_3 = \varphi_{n-кр} - b \lg \frac{i_{n-кр}}{i_{a-3}}, \quad (1.20)$$

или, согласно (1.19):

$$\varphi_3 = 0,09 - 0,058pH - b \lg \frac{i_{n-кр}}{i_{a-3}}. \quad (1.21)$$

Полученное уравнение (1.21) свободно от первых двух недостатков уравнения (1.18) и хорошо согласуется с экспериментальной функциональной зависимостью остаточной скорости коррозии от защитного потенциала железа, установленной в работе [183]. Для практически установленного значения $b = 0,07V$ [183, 190] в области $pH \approx 10,5$, соответствующей $i_{n-кр} \approx 100 \text{ mA/m}^2$, для достижения $i_{a-3} \leq 25 \text{ mA/m}^2$ (эквивалентно скорости коррозии около $0,025 \text{ мм/год}$) необходима катодная поляризация до $\varphi_3 = -0,85 V$.

Хотя это значение согласуется с многолетней отечественной и мировой практикой катодной защиты стальных сооружений в подземных условиях, оно нуждается в корректировке для низкотемпературных условий Западной Сибири и северных районов страны. Эта корректировка касается как величин b и $i_{n-кр}$, так и функциональной

связи последней из них с изменением рН приэлектродного слоя при катодной поляризации.

Величиной катодного смещения потенциала в качестве критерия катодной защиты пользуются и в ряде случаев, предусмотренных американскими правилами RP-01-69 [208]. В частности, для незащищенных сооружений, не имеющих электрического контакта с разнородными металлами, предложено смещение потенциала на 300 мВ , включающее и омическое падение напряжения между электродом сравнения и защищаемым сооружением. Для изолированных сооружений те же правила рекомендуют в качестве критерия катодной защиты смещение поляризационного потенциала в отрицательную сторону на 100 мВ , полагая, что при этом скорость коррозии должна уменьшиться на $1,5 - 2$ порядка.

Среди методов расчетного определения минимального защитного потенциала [50, 51, 73, 153, 211] наибольшее распространение получило преобразование уравнения Нернста для равновесного потенциала железного электрода, учитывающее произведение растворимости гидрата окиси железа, ионное произведение воды и рН приэлектродного слоя электролитической среды.

Квазистационарную величину установившегося защитного потенциала при конкретной концентрации ионов железа в электролите грунта можно, как полагает Х. Кэме, достаточно точно рассчитать из уравнения Нернста. В случае, если эта концентрация практически равна нулю, величину равновесного потенциала определить нельзя. Однако в результате коррозионных процессов в непосредственной близости от поверхности трубопровода обычно присутствуют в определенном количестве ионы железа, концентрация которых вследствие диффузии уменьшается по мере удаления от трубы. Характеризуя коррозионное состояние металла трубопровода, можно считать, согласно Л. Вагнеру [214, 215], что пренебрежимо малой является такая скорость коррозии, при которой концентрация ионов железа в электролите грунта в непосредственной близости от трубопровода не превышает 10^{-7} моль/л .

Принимая во внимание, что состояние полной защиты при катодной поляризации подземных трубопроводов отвечает динамическому равновесию реакций ионизации и разряда ионов железа, а также прекращению работы всех коррозионных гальванических элементов

на поверхности труб, в работах [50, 73] было предложено считать защитным обратимый потенциал железа, являющийся наиболее отрицательным потенциалом анодных участков коррозионных гальванопар.

Учитывая, что при подземной коррозии железо перегонит в электролитическую среду в виде двухвалентных ионов, реагирующих с гидроксильными группами, образуя труднорастворимый гидрат окиси железа, этот потенциал можно рассчитать из уравнения:

$$\varphi_3 = \varphi_{\text{Fe}^{2+}}^0 + \frac{2,303 RT}{nF} \left(\lg \frac{L_{\text{Fe}(\text{OH})_2}}{K_B^2} - 2\text{pH} \right) - \varphi_{\text{эс}}. \quad (1.22)$$

Как видно, большинство действующих факторов, учитываемых уравнением (1.22) и определяющих величину защитного потенциала, существенно зависят от температуры. Известные ранее попытки расчета защитного потенциала [154, 179, 187, 205] были выполнены на основании учета количественной оценки этих факторов при нормальных условиях, соответствующих температуре +25°C (298°K). В связи с этим для условий охлаждения корродирующей поверхности стальных электродов до 0°C и дальнейшего переохлаждения с последующими базовыми переходами в электролите грунта необходим комплексный анализ уравнения (1.22).

Учитывая, что потенциал стандартного водородного электрода принят равным нулю при любом значении температуры, ЭДС измерительной системы и будет равна действительной величине потенциала исследуемого электрода при реальной температуре измерений [12].

В общем виде стандартный потенциал полезного (стального) электрода при текущей температуре t , отличной от 25°C, рассчитывают по уравнению:

$$\varphi_t^0 = \varphi_{25}^0 + \frac{d\varphi^0}{dT}(t-25) + 0,5 \frac{d^2\varphi^0}{dT^2}(t-25)^2. \quad (1.23)$$

Для экспериментального определения температурной зависимости стандартного потенциала железа могут быть использованы экстраполяционные методы Э. Егера и А. Залкинда или Хюккеля (по предельному закону Дебая — Хюккеля) [48].

Определение коэффициентов активности ионов Fe^{2+} при пониженных температурах (в области до начала фазовых переходов в грунтовом электролите) можно производить и методом ЭДС, используя химическую цепь без переноса [50]. ЭДС такой цепи описывает уравнение:

$$E = \varphi^0 - \frac{\nu RT}{nF} \ln(Lm) - \frac{\nu RT}{nF} \ln \gamma_{\pm}, \quad (1.24)$$

где: L — произведение растворимости;
 m — моляльность раствора соли $M_v + A_v$.

Учитывая, что в уравнении (1.24) два неизвестных параметра φ^0 и γ_{\pm} , построили график зависимости

$$\left[E - \frac{\nu RT}{nF} - \ln(Lm) \right] = \varphi^0 - \frac{\nu RT}{nF} \ln \gamma_{\pm} \quad (1.25)$$

от m и экстраполировали его прямолинейный участок до значений $\sqrt{m}=0$ (рис. 1.17). Значение ординаты, отсекавшееся при этой экстраполяции, соответствовало величине φ^0 , так как при $m=0$ имеет место соотношение $\gamma_{\pm}=1$ и $\ln \gamma_{\pm}=0$. Значения γ_{\pm} при различных температурах рассчитывали по уравнению (1.24), используя полученную величину φ^0 .

Используя полученные значения стандартных потенциалов железа в интервале температур 0—40°C, рассчитали температурную зависимость произведения растворимости малорастворимого

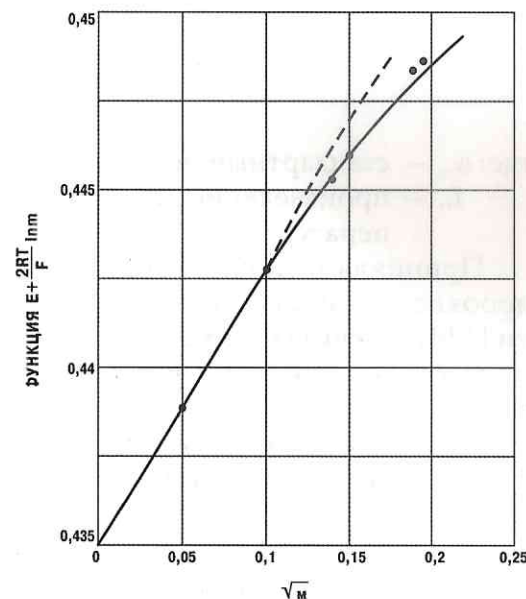


Рис. 1.17. Графическое определение стандартного потенциала железного электрода при температуре +12°C

соединения $\text{Fe}(\text{OH})_2$ для электродной системы $\text{Fe}|\text{Fe}(\text{OH})_2$, представляющей собой электрод второго рода:

$$L_{M_v+A_v} = a_+^{v+} + a_-^{v-} = \exp\left[\frac{nF}{RT}(\varphi_0 - \varphi'_0)\right], \quad (1.26)$$

где: φ^0 — стандартный потенциал электрода второго рода, на котором идет процесс, $M_v + A_v + n\bar{e} \rightleftharpoons Y_+M + Y_-A^E$;

φ'_0 — стандартный потенциал электрода первого рода, отвечающий равновесию $M^{Z+} + Z + \bar{e} \rightleftharpoons M$, при котором ион железа Fe^{2+} находится в той же степени окисления, что и в гидроксиде $M_v + A_v$, т. е. в соединении $\text{Fe}(\text{OH})_2$.

После достижения рН гидратообразования в области последующего роста щелочности водного электролита грунта собственный потенциал стального электрода попадает в функциональную зависимость от рН среды. Эта зависимость основана на уравнении Нернста и имеет вид:

$$\varphi_t = \varphi_{0t} + \frac{0,059}{n} \lg \frac{L_t}{[\text{OH}^-]^n}, \quad (1.27)$$

где: φ_{0t} — стандартный потенциал железа при температуре t ;

L_t — произведение растворимости гидроксидов железа при температуре t .

Принимая табличные значения произведений растворимости гидроксидов железа $L_{\text{Fe}(\text{OH})_2} = 4,8 \cdot 10^{-16}$ и $L_{\text{Fe}(\text{OH})_3} = 3,8 \cdot 10^{-38}$, В. В. Скорчелетти [128] рассчитал, что при 25°C осаждение гидроксидов двухвалентного железа начинается при $\text{pH} \approx 6,3$, а трехвалентного железа — при $\text{pH} = 1,5$.

Общий характер изменения квазиравновесного потенциала для коррозионного окисления стального электрода в водном грунтовом электролите при 25°C показан на рис. 1.18 линией 3. При понижении температуры до 0°C (в случае отсутствия фазовых переходов в электролите грунта) описанную функциональную зависимость характеризует линия 4.

Хотя, как утверждали Гетти и Спунер [177], уравнение Нернста для железа в водных электролитах не выполняется, анализ

коррозионного влияния различных факторов на железо, как это показал Г. В. Акимов [3], также подтверждает справедливость расчетов потенциалов его равновесного состояния в качестве защитных по указанной ранее зависимости, основанной на уравнении Нернста. На рис. 1.19 приведены данные Вильсона об изменении скорости коррозии при различных рН электролита и концентрациях кислорода в неокисляющих растворах.

Для подземных трубопроводов в качестве критерия защиты принят потенциал трубопровода относительно близлежащей земли. Были предприняты неоднократные попытки рассчитать величину минимального защитного потенциала теоретическим путем, исходя из основных закономерностей кинетики электродных процессов на поверхности трубной стали в грунте, протекающих при ее коррозии и катодной защите [50, 73, 203, 211].

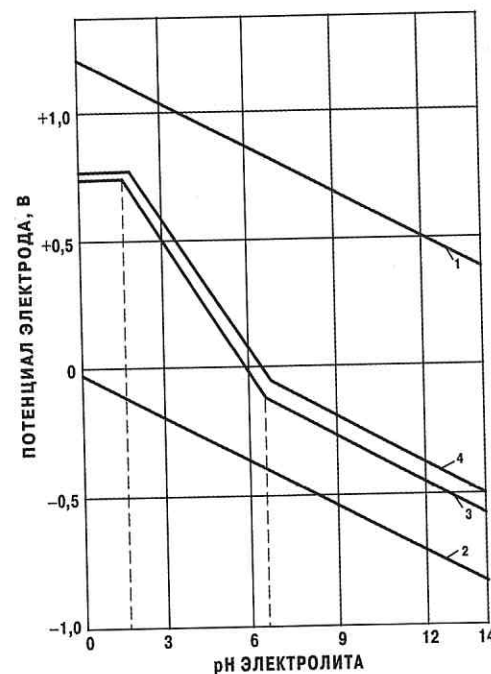


Рис. 1.18. Диаграмма электрохимической устойчивости воды. Обозначения см. по тексту

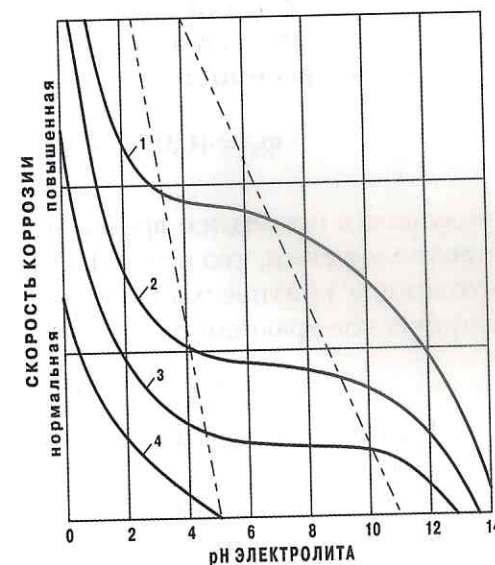


Рис. 1.19. Изменения скоростей коррозии при различных рН электролита и содержании в нем кислорода: 1 — в избытке; 2 — нормальная концентрация; 3 — в недостатке; 4 — отсутствует

Наибольшее обоснование получили три функциональные зависимости, предложенные в работах [20, 51, 119].

Первая из них:

$$\varphi_3 = -(0,050 + 0,059pH) \text{ В (НВЭ)} \quad (1.28)$$

получена при условии допущения применимости уравнения Нернста для случая квазиравновесия (но не обратимости), имеющего место при стационарном потенциале корродирующего стального электрода.

Вторая зависимость:

$$\varphi_3 = \varphi_{СТ} - b \lg \frac{i_{a-СТ}}{i_{a-3}} \text{ В (НВЭ)}, \quad (1.29)$$

где b — теоретический тафелевский коэффициент для условий $\beta=0,5$, $n=2$ и $t=20^\circ\text{C}$, $b=0,059$ В, выражает тафелевскую оценку скорости электродной реакции при различных значениях потенциала в условиях замедленной стадии ионизации (или разряда).

Третья зависимость:

$$\varphi_3 = +0,09 - 0,059pH - b \lg \frac{i_{n-К_p}}{i_{a-3}} \text{ В (НВЭ)} \quad (1.30)$$

получена в последнее время, исходя из уравнений (1.28) и (1.29), в предположении, что при $pH=10,5$ железо переходит в пассивное состояние, а критический потенциал пассивирования описывает эмпирическое уравнение:

$$\varphi_{n-К_p} = +0,09 - 0,058pH \text{ В (НВЭ)}. \quad (1.31)$$

Полагая, что скорость реакций анодного растворения железа в грунте вплоть до $\varphi_{n-К_p}$ находится в экспоненциальной зависимости от потенциала, защитный потенциал для различных скоростей допустимого остаточного растворения выражают уравнением:

$$\varphi_3 = \varphi_{n-К_p} - b \lg \frac{i_{n-К_p}}{i_{a-3}}, \quad (1.32)$$

где b — тафелевский коэффициент наклона для условий $pH > 6,5$, $t=20^\circ\text{C}$, $b=0,070$ В.

Представляет интерес сравнить числовые значения минимальных защитных потенциалов, рассчитанные по уравнениям (1.28), (1.29), (1.30).

Экспериментальным путем было установлено, что в суглинистой почве влажностью 15% при $pH=7,8$ стационарный $\varphi_{n-К_p}$ потенциал электрода из трубной стали $\varphi_{СТ}$ устанавливается на уровне $-0,22 \div -0,25$ В (НВЭ) при среднем значении коррозионного тока $i_{a-СТ}$ 425 mA/m^2 (0,5 мм/год). Катодная поляризация электрода до потенциала $\varphi_3 = -0,55$ В (НВЭ) обеспечивает его защиту на 78–82%, что соответствует скорости остаточного анодного растворения электрода $a_3 = 85 \text{ mA/m}^2$ (0,1 мм/год).

Экспериментальными исследованиями [213] было также установлено, что в аэрированных естественных растворах, содержащих различные анионы, в области $pH = 6,5-13$, $\varphi_{n-К_p}$ удовлетворяет уравнению (1.31), что позволяет считать его для рассматриваемого случая равным $-0,36$ В. Согласно литературным данным [126], в рассматриваемых условиях $\varphi_{n-К_p}$ величина может быть принята равной 600 mA/m^2 (0,77 мм/год). Зависимость pH приэлектродного слоя от режима поляризации была достаточно подробно исследована в работах АКХ им. К. Д. Памфилова [31]. Согласно этим работам, в области защитных потенциалов $-0,38 \div -0,74$ В (НВЭ) в приэлектродном слое стабильно устанавливается концентрация протонов, соответствующая значениям $pH = 10,5-10,6$.

Приведенные количественные характеристики рассматриваемых процессов коррозии и катодной защиты стального электрода соответствуют следующим значениям минимальных защитных потенциалов: $\varphi_{3_1} = -0,67$ В; $\varphi_{3_2} = -0,26$ В; $\varphi_{3_3} = -0,58$ В (НВЭ).

Сопоставляя расчетные значения с фактически зафиксированной величиной защитного потенциала $\varphi_{3_0} = -0,55$ В, можно отметить, что уравнение (1.30) дает весьма хорошее совпадение теоретического расчета с практическими значениями ($\Delta_{отн} = 5,5\%$). В то же время заметное отличие от φ_{3_0} расчетных значений φ_{3_1} и φ_{3_2} нуждается в комментариях.

Расчет защитного потенциала по уравнению (1.28) основан на предположении, что полученное значение φ_{3_1} соответствует достижению квазиравновесного состояния на границе «металл —

электролит», при котором процесс коррозионных потерь массы стали полностью заторможен. В действительности же на электроде имеет место остаточный коррозионный ток 85 мА/м^2 . Отсюда логично предположить, что величина $\text{pH} = 10,5$ имеет место на катодных участках поверхности электрода. Анодные же участки должны иметь значительно меньшую величину pH . Среднее значение pH всей поверхности электрода при $\phi_3 = -0,55 \text{ В}$, согласно уравнению (1.28), должно составлять 8,5. Учитывая общее уравнение теоретической физики [56], можно записать:

$$\text{pH}_3 = \text{pH}_A v_A - \text{pH}_K (1 - v_A) \text{ или } 8,5 = \text{pH}_A v_A - 10,5(1 - v_A).$$

Экспериментальные исследования зависимости скорости и механизма коррозии железа от pH в нейтральных и кислых растворах [47] позволяют, в первом приближении, оценить значение pH_A , соответствующее $i_{3A} = 85 \text{ мА/м}^2$, величиной 3,5. В этом случае доля эффективного влияния pH_A в формировании среднего значения pH_3 составляет:

$$v_A = \frac{10,5 - 8,5}{10,5 - \text{pH}_A} = 0,285. \quad (1.33)$$

Эта величина хорошо ($\Delta_{\text{отн.}} = 5,1\%$) коррелируется с фактически замеренной площадью поверхности экспериментального электрода, подверженной остаточному коррозионному разрушению при $\phi_3 = -0,55 \text{ В}$, которая составила 23,4%.

Сложнее обстоит дело с анализом уравнения (1.29). Согласно [47], при плотности анодного тока 85 мА/м^2 потенциал пассивации составляет около $-0,22 \text{ В}$ (НВЭ). Исходя из общего уравнения теоретической физики и принимая во внимание долю площади поверхности остаточных анодных участков, можно записать уравнение защитного потенциала на катодных участках поверхности электрода, эквивалентного условиям полного торможения процесса потери массы электрода:

$$\phi_3 = \frac{-0,55 + 0,22 - 0,234}{0,766} = -0,65 \text{ В (НВЭ)}. \quad (1.34)$$

Полученное значение ϕ_3 достаточно хорошо ($\Delta_{\text{отн.}} = -3\%$) совпадает с величиной ϕ_3 , рассчитанной в соответствии с уравнением Нернста для квазиравновесных условий полного торможения анодной потери массы металла.

Таким образом, можно полагать, что все проанализированные уравнения (1.28), (1.29) и (1.30) при условии их правильной интерпретации позволяют достаточно точно оценить величину минимально необходимого защитного потенциала для стальных подземных трубопроводов.

Для расчета температурной зависимости защитного потенциала удобнее использовать уравнение (1.28). В изначальной форме оно представляет собой классическое уравнение Нернста:

$$\phi_3 = \phi_{\text{Fe}^2}^0 + \frac{RT}{2F} \cdot 2,303 \left(\lg \frac{L_{\text{Fe(OH)}_2}}{K_2^2} - 2\text{pH} \right), \quad (1.35)$$

анализ которого применительно к защитному потенциалу для стали многократно описан в литературе [47, 49, 50, 58 и др.]. Все ранее выполненные по уравнению (1.35) расчеты относились только к температуре $+25^\circ\text{C}$. Поэтому представляет интерес его анализ при других значениях температур в интервале от 0 до $+30^\circ\text{C}$. С этой целью были использованы соответствующие температурные изменения входящих в него параметров.

Как показали литературный анализ и лабораторная проверка, стандартный потенциал железа в пределах относительной ошибки, соизмеримой с возможным естественным разбросом собственных потенциалов неполяризующегося электрода сравнения ($\leq \approx 1-2\%$), можно принять практически постоянным во всем диапазоне исследованных положительных температур.

Линейный температурный множитель в интервале температур от 273 до 303°K принимает значения от 0,0271 до 0,0301. Табличные значения ионного произведения воды показывают, что оно изменяется при охлаждении от $+30$ до 0°C в пределах, соответственно, $(1,47 \div 0,144) \cdot 10^{-14}$.

Наиболее сложной задачей была количественная оценка температурного изменения произведения растворимости гидрата закиси железа. Исходя из литературных данных о величинах этого показателя

теля при температурах 18, 25 и 100°C и учитывая характер известных температурных зависимостей подвижностей ионов [127] в интервале температур 0–100°C, логарифмическое экстраполирование дает основание считать предельными значениями растворимости Fe(OH)₂ в диапазоне температур 0÷+30°C величины, соответственно, (0,215÷2,1)·10⁻¹⁵.

Согласно различным литературным данным, концентрация водородных ионов в различных водных электролитических средах при условии равновесного состояния железа и гидрата его окиси лежит в интервале рН от 8,3 до 9,6. Для стабильного нейтрального почвенного электролита при отсутствии перемешивания наиболее справедливыми можно считать данные Г. В. Акимова и И. Л. Розенфельда [116] об установлении в приэлектродном слое катодно защищаемой стали величины рН равной 9,5±0,5 при температуре +18÷+20°C. Принимая во внимание естественную температурную зависимость рН нейтральной электролитической среды, можно полагать, что в интервале температур 0÷+30°C стабильное значение рН приэлектродного слоя при необходимых значениях защитных потенциалов может составлять в гальваническом режиме защиты (10,3–9,1)±0,5.

Таким образом, расчетные граничные значения защитного потенциала в гальваностатическом режиме будут составлять:

$$\varphi_{3/0} = -0,44 + 0,0271 \left[\lg \frac{0,215 \cdot 10^{-15}}{0,013 \cdot 10^{-28}} - 2(10,3 \pm 0,5) \right] = -0,64 \pm 0,586 \text{ В (НВЭ)};$$

$$\varphi_{3/30} = -0,44 + 0,0301 \left[\lg \frac{2,1 \cdot 10^{-15}}{2,16 \cdot 10^{-28}} - 2(9,1 \pm 0,5) \right] = -0,627 \pm 0,567 \text{ В (НВЭ)}.$$

Учитывая температурное изменение собственного потенциала медно-сульфатного электрода сравнения (+0,319÷+0,291 В) в интервале температур 0÷+30°C, можно считать, что температурное изменение защитного потенциала трубной стали для указанного интервала температур в гальваностатическом режиме может составлять -0,96÷-0,86 В (МСЭ).

В реальных условиях необходима обратная функциональная зависимость, когда защитный потенциал может уменьшаться по абсолютной величине при понижении температуры с сохранением постоянной степени защиты. В связи с этим представляет интерес оценить возможное температурное изменение рН приэлектродного слоя при потенциостатическом режиме катодной защиты:

$$\text{при } t = 0^\circ\text{C} \\ \text{pH}_{\text{Э/0}} = \frac{1}{2} \left(13 + \frac{0,86 - 0,291 - 0,44}{0,0271} \right) = 8,89;$$

$$\text{при } t = 30^\circ\text{C} \\ \text{pH}_{\text{Э/30}} = \frac{1}{2} \left(14,2 + \frac{0,96 - 0,319 - 0,44}{0,0301} \right) = 10,42.$$

Учитывая значения рН в объеме нейтрального водного электролита при рассматриваемых температурах, можно отметить, что при +30°C необходимо увеличить рН в приэлектродном слое на 4,02, а при 0°C — только на 1,29 единицы.

Проверку точности расчета защитного потенциала по формуле (1.35) выполнили путем совмещения его результатов с экспериментальными данными по определению изменения рН приэлектродного слоя при различных защитных потенциалах, установленных для температур 0, +18 и +30°C. Результаты проверки приведены в таблице 1.1.

Таблица 1.1

Результаты проверки точности расчета защитного потенциала по уравнению Нернста с учетом изменения температуры защитного электрода

Температура электрода, °С	Защитный потенциал, В (МСЭ)		Δ _{отп} /V, %	Δ _{отп} /V средняя, %	рН		Δ _{отп} /рН, %	Δ _{отп} /рН средняя, %	Δ _{отп} средняя, %
	расчетный	фактический			расчетный	фактический			
0	-0,763	-0,8	-4,6	-2,9	7,88	7,2	-8,6	-5,2	-4,0
18	-0,839	-0,852	-1,2		8,3	8,11	-2,3		
30	-0,921	-0,943	-3,0		10,15	9,67	-4,7		

Принимая за эталон необходимость обеспечения среднего значения рН приэлектродного слоя в нейтральном электролите, аналогичных условиям при температуре $+18 \div +20^\circ\text{C}$ (9 единиц), и учитывая температурное изменение рН в объеме электролита, получили графическую температурную зависимость защитного потенциала, представленную на рис. 1.20. Для переохлажденной электролитической среды при температуре до -5°C без учета фазовых переходов водного электролита полученную зависимость с достаточной степенью точности можно экстраполировать до потенциала $-0,79\text{ В (МСЭ)}$.

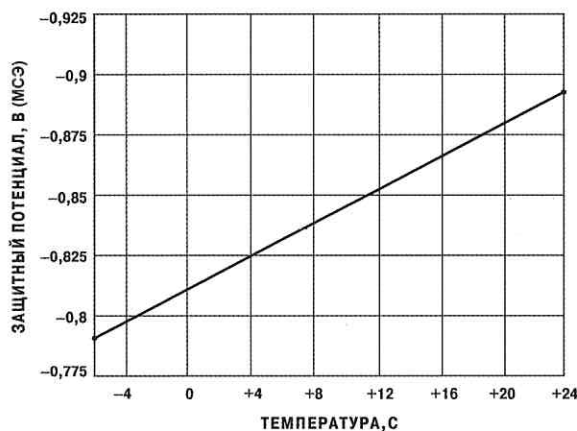


Рис. 1.20. Температурное изменение защитного потенциала для трубной стали при рН приэлектродного слоя электролита, равном 9

Также катодное смещение квазистационарного потенциала коррозии на 100 или 300 мВ. Перечисленные значения потенциалов с учетом качественной характеристики среды, согласно данным Парсонса [199], должны соответствовать условиям равновесия на границе стального электрода в электролитической среде. В связи с этим представляет интерес сопоставить эти значения с диаграммой Пурбэ (рис. 1.21) для водных окислов железа, описывающей аналогичные процессы в функциональной зависимости от ϕ и рН [204].

Проведенный анализ свидетельствует о хорошем совпадении этих критериев с условиями коррозионной устойчивости стальных электродов в водных растворах кислородсодержащих электролитов с широким диапазоном рН. Такое совпадение позволяет принять диаграмму Пурбэ в качестве основы для выработки общего методического подхода к выбору необходимых критериев защиты.

Как видно из этой диаграммы, в случае попытки повышения степени защиты за счет увеличения потенциала, достигаемого путем роста плотности катодного тока, возникает ситуация, когда $\frac{\partial \phi}{\partial \text{рН}} > \frac{\partial \phi}{\partial j}$, рН, как это видно из сопоставления диаграммы Пурбэ и графиков функциональных зависимостей $\phi = f(j_k)$ и $\text{рН} = f_1(j_k)$, полученных различными авторами (рис. 1.22).

В результате этого одновременно с катодным сдвигом потенциала стального электрода до первоначального равновесного значения при увеличении плотности поляризующего тока возрастает рН приэлектродного слоя. В соответствии с условиями термодинамического равновесия железа в кислородсодержащих водных растворах электролитов такой рост рН требует дополнительного катодного увеличения равновесного потенциала. Дальнейшее увеличение плотности катодного тока для обеспечения этого дополнительного катодного смещения потенциала вновь приводит к дальнейшему росту рН приэлектродного слоя, что опять не позволяет достичь условий термодинамического равновесия железа.

Таким образом, проведенный анализ позволяет сделать вывод о том, что диаграмма Пурбэ может быть использована при определении критериев катодной защиты. Для практического применения диаграммы Пурбэ при выборе этих критериев необходима ее корректировка путем введения дополнительно функциональных зависимостей $\phi = f(j_k)$ и $\text{рН} = f_1(j_k)$. Кроме того, при построении диаграм-

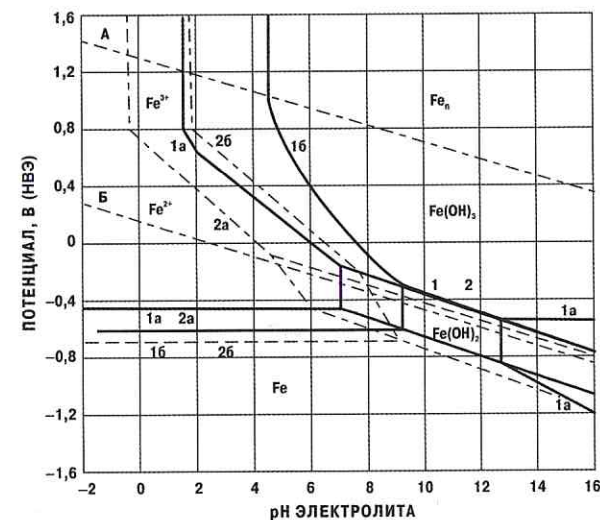


Рис. 1.21. Диаграмма состояний Fe — H₂O для водных (1) и безводных (2) окислов:
 а — $\lg \alpha_{\text{Fe}^{2+}} = 0$; б — $\lg \alpha_{\text{Fe}^{2+}} = -6$;
 А, Б — границы устойчивости H₂O

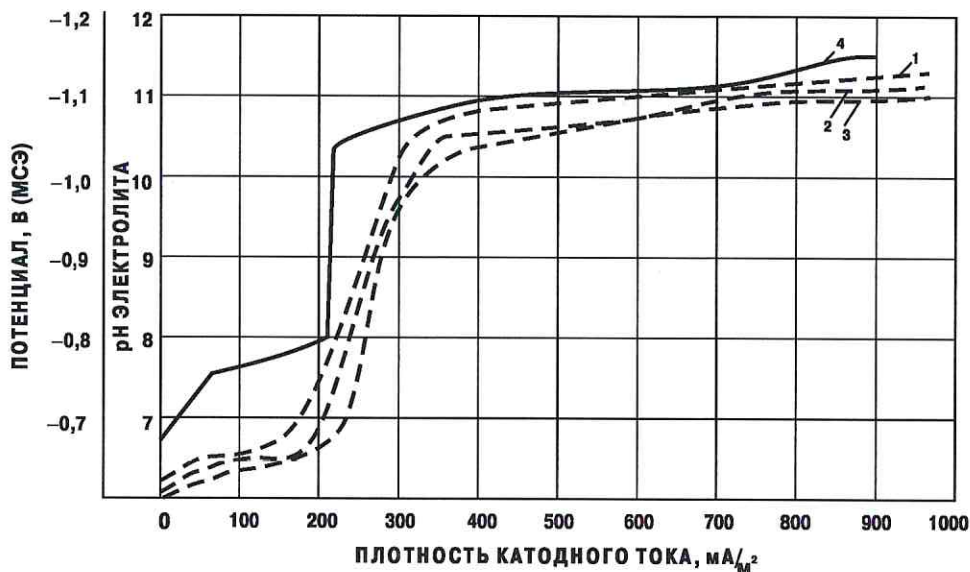


Рис. 1.22. Катодные поляризационные кривые (1–3) и рН-функции (4) стального электрода в нейтральных электролитических средах: 1 — по данным И. Л. Розенфельда; 2 — по данным М. Н. Ронжина; 3 — по данным В. В. Притула

мы Пурбэ необходимо учитывать температурные условия, которые изменяют функциональные зависимости $\phi = \phi(\text{pH})$.

Впервые попытка взаимной корреляции потенциала стального электрода, плотности поляризующего тока и рН приэлектродного слоя электролита была сделана в 1975 году в работах ВНИИСТ, связанных с проблемой катодной защиты подземных трубопроводов в северных районах. Результаты этих работ экспонировались на ВДНХ. В них было высказано предположение о том, что квазиравновесное состояние на катодно-поляризуемом трубопроводе может установиться при таких значениях потенциала и рН, которым соответствует адекватная для функций $\phi = f(j_k)$ и $\text{pH} = f_1(j_k)$ плотность тока. Данные экспериментальных измерений указанных функций для различных условий поляризации были обобщены и увязаны в общей трехкоординатной диаграмме. Экспериментальная проверка полученных результатов показала их корреляцию с относительными степенями защищенности при различных катодных потенциалах сталь-

ных электродов. Однако само наличие остаточных процессов коррозии на них, противоречащее условиям применения уравнения Нернста, осталось необъясненным.

С целью учета условий тройного равновесия между ϕ , рН и j_k при определении критериев и степени катодной защиты трубной стали может быть предложена тройная диаграмма равновесия, совмещающая диаграмму Пурбэ, поляризационную кривую и рН-функцию ($\text{pH} = f_1(j_k)$) в общих координатах (рис. 1.23). Корреляция такого

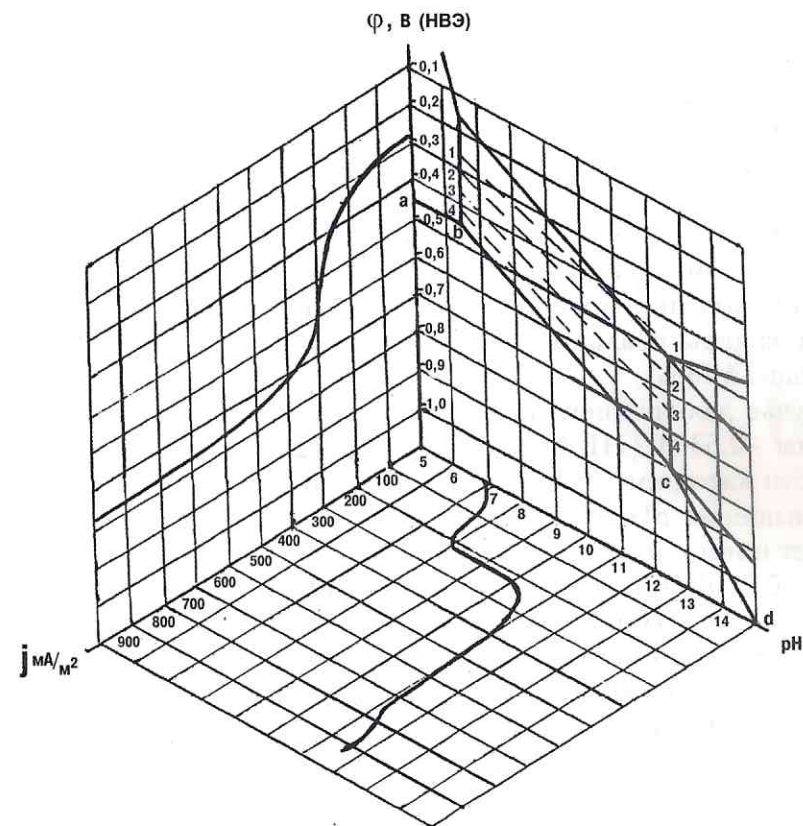


Рис. 1.23. Тройная диаграмма равновесия Fe — H₂O для водных окислов (катодная область): a, b, c, d — уровень устойчивого состояния железа; 1–1 — уровень защиты 90%; 2–2 — то же 80%; 3–3 — то же 70%; 4–4 — то же 60%

совмещения с экспериментальными результатами была проверена в катодной области. Проверка позволила получить следующие результаты.

В исходном состоянии при потенциале электрода $-0,28$ В (НВЭ) и значении рН приэлектродного слоя, равном 6,8, критерием защиты должен служить потенциал $-0,48$ В (НВЭ), что соответствует реальной степени защиты при измеренном потенциале электрода равной 58%. Термодинамическая устойчивость железа при потенциале $-0,53$ В (НВЭ), или $-0,85$ В (МСЭ), возможна при значении рН около $-7,8$, для достижения которого необходима катодная плотность тока на электроде примерно 180 мА/м². Однако такая плотность тока обеспечивает сдвиг начального потенциала электрода лишь до величины $-0,35$ В (НВЭ). Это позволяет повысить степень защиты до 66%. Если же поляризовать электрод катодно до $-0,53$ В (НВЭ), то для этого необходима плотность тока порядка 300 мА/м², вызывающая повышение рН приэлектродного слоя до 10,6. При таком значении рН термодинамическая устойчивость железа возможна при потенциале $-0,70$ В (НВЭ), что соответствует степени защиты реально поляризованного до $-0,53$ В (НВЭ) электрода равной 76%.

В случае дальнейшего повышения модуля потенциала катода до величины $-0,63$ В (НВЭ), или $-0,95$ В (МСЭ), за счет повышения плотности катодного тока до 320 мА/м² произойдет соответствующее повышение рН приэлектродного слоя до 10,7, которому соответствует новый потенциал термодинамического равновесия железа равный $-0,72$ В (НВЭ) В этом случае степень защиты повысится до 87,5%. Если же поляризовать катод до потенциала $-0,72$ В (НВЭ), то это потребует положить на него ток плотностью около 400 мА/м² и вызовет дополнительное увеличение рН приэлектродного слоя до величины 10,9. При этом значении рН железа термодинамически устойчиво при потенциале $-0,74$ В (НВЭ) и реальная степень защиты электрода с потенциалом $-0,72$ В (НВЭ), или $-1,05$ В (МСЭ), достигает 97%.

Если рассчитывать скорость коррозии при условии равенства анодной и катодной плотности тока, то максимальная скорость коррозии, соответствующая предельному диффузионному току, составит $0,5$ мм/год, а при защитном потенциале $-0,85$ В (МСЭ) —

$0,10$ мм/год. Эти цифры указывают и многие исследователи как у нас в стране, так и за рубежом, на основании многолетних экспериментов в полевых и лабораторных условиях. Увеличение скорости коррозии, характерное для питтингообразования, может происходить в результате увеличения плотности анодного тока, являющегося следствием сокращения доли анодной площади относительно площади катода, что также хорошо согласуется с изменением в этом случае характера коррозии — из равномерной в питтинговую.

При расчете возможного значения рН приэлектродного слоя, необходимым для оценки степени защиты при выбранном критерии защиты, выражение для оценки концентрации гидроксил-ионов целесообразно уточнить, представив его в виде логарифмической функции:

$$C_{\text{OH}^-}^* = C_{\text{OH}^-} \lg \frac{j_k}{j_g}. \quad (1.36)$$

В этом случае расчетные результаты хорошо коррелируются с данными измерений АКХ им. К. Д. Памфилова. Так, при $j_k = 500$ мА/м² значения рН равны, соответственно, 10,88 и 10,97 ($\Delta_{\text{отн.}} = 0,8\%$), при $j_k = 700$ мА/м² они возрастают до 11,02 и 11,15 ($\Delta_{\text{отн.}} = 1,1\%$), а при $j_k = 900$ мА/м² достигают 11,1 и 11,4 ($\Delta_{\text{отн.}} = 2,6\%$).

Применительно к условиям низких температур, включая и переохлажденный талый грунт, описанная тройная диаграмма равновесия сохраняет качественно свой вид. Однако количественные показатели всех составляющих ее элементов меняются, как это было показано ранее для поляризационных кривых и рН-функции и как видно из основных расчетных уравнений диаграммы Пурбэ, базирующихся на уравнении Нернста. Общий характер изменений заключается в смещении соответствующих уравнений защиты в область менее отрицательных потенциалов при меньших плотностях защитного тока (рис. 1.24).

Таким образом, в результате длительных и всесторонних исследований были получены следующие результаты:

1. Подтверждена практическая возможность расчета защитного потенциала для трубной стали и установлена в первом приближении его температурная зависимость. Показана возможность снижения

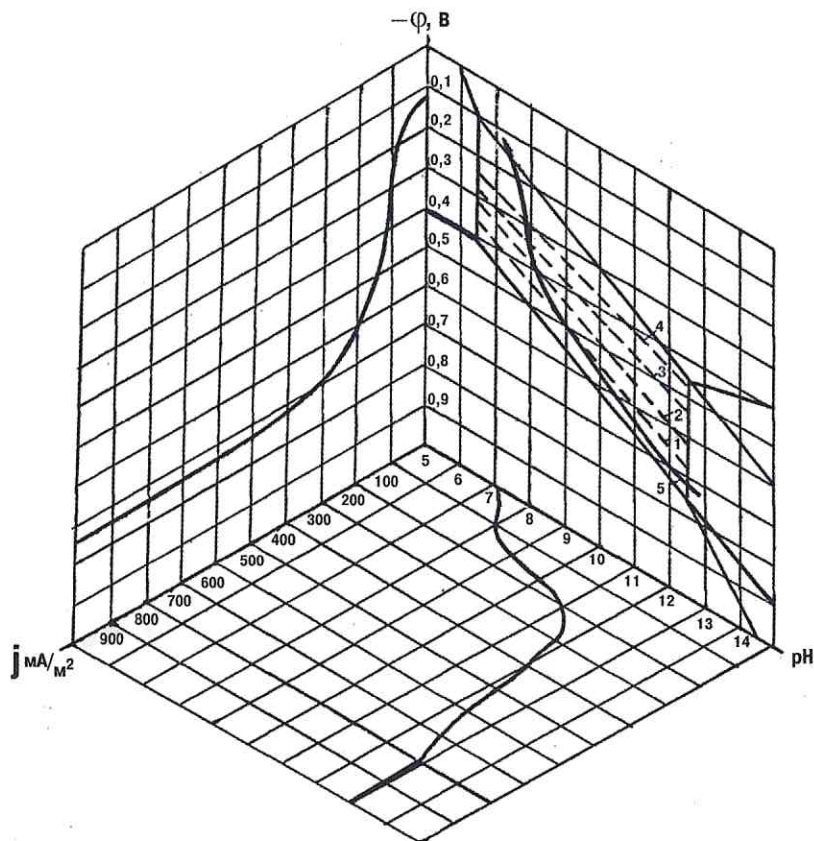


Рис. 1.24. Тройная диаграмма равновесия системы «железо — вода» (с образованием гидратированных окислов) при $t = +1^\circ\text{C}$:
 1 — уровень защиты 60%; 2 — то же 70%; 3 — то же 80%; 4 — то же 90%;
 5 — усредненная кривая квазиравновесия системы

абсолютной величины необходимого защитного потенциала при уменьшении температуры с сохранением неизменной степени защиты трубной стали.

2. Обоснована необходимость учета трех взаимовлияющих параметров стального электрода: потенциала, плотности поляризующего тока и pH приэлектродного слоя электролита — для правильного выбора критериев катодной защиты.

3. Предложена тройная диаграмма равновесия, совмещающая диаграмму Пурбэ, поляризационную кривую и pH-функцию, а также методика оценки с ее помощью степени катодной защиты стального электрода от коррозии и выбора критериев его электрохимической защиты.

4. Показано, что тройная диаграмма равновесия сохраняет свой качественный характер и в области низких температур, а ее количественные характеристики могут быть рассчитаны и экспериментально определены с учетом фактического изменения температуры электрода.

При осуществлении катодной поляризации практически невозможно полностью подавить процесс анодного растворения трубной стали. Каждому критерию защитного потенциала соответствует определенная остаточная скорость коррозии, характеризующая степень противокоррозионной защиты подземного сооружения. Рассматривая вопрос об установлении функциональной математической зависимости между степенью защиты и параметрами катодной поляризации, В. В. Красноярский [74] основывается на базе гомогенно-электрохимических представлений о поведении металлов в условиях квазистационарной коррозии и катодной поляризации. Полагая начальное равенство анодного и катодного токов и используя основную тафельскую зависимость смещения потенциала от наложенного тока, можно записать:

$$b_k \lg \frac{i_k}{i_{кор}} = b_a \lg \frac{i_{кор}}{i_a}, \quad (1.37)$$

где: b_k, b_a — тафельские константы для катодного и анодного процессов;

i_k, i_a — установившиеся величины катодного и анодного токов;
 $i_{кор}$ — начальный коррозионный ток.

Отсюда после соответствующих преобразований В. В. Красноярский получает искомое соотношение:

$$P = \left(1 - \frac{i_a}{i_{кор}} \right) 100\%. \quad (1.38)$$

Переходя затем к определению функциональной связи между степенью защиты и критериями защитных потенциалов, он приходит к выражению вида:

$$\varphi_3 = \varphi_{\text{ст}} - \frac{2,303RT}{F} \lg \frac{100}{100-P} \quad (1.39)$$

Анализ выражения (1.39) показывает, что при нормальных условиях (т. е. $T_{\text{ср.}} = 293^\circ\text{K}$; $\varphi_{\text{ст. ср.}} = -0,55\text{ В}$) достижение минимального поляризационного защитного потенциала $-0,85\text{ В}$ должно обеспечивать степень защиты 99,999%. Однако в реальных условиях на подземных трубопроводах нет столь высокой степени защиты при наземных условиях. Это свидетельствует либо о том, что интегрально контролируемые защитные потенциалы не отражают истинного потенциального состояния корродирующей и защищаемой поверхностей трубопроводов, или о том, что выражение (1.39) не отражает действительной функциональной связи между защитными потенциалами и степенью защиты.

Значительный интерес представляет термодинамическая оценка условий коррозионной стойкости железа в водных электролитах применительно к определению функциональной связи между защитным потенциалом и степенью катодной защиты стальных подземных трубопроводов.

Основываясь на термодинамических свойствах продуктов окисления железа и используя величины работы их образования, можно построить диаграммы, описывающие условия равновесия стального электрода в коррозионно-агрессивной среде. Впервые такие диаграммы были построены Пурбэ, который обосновал метод их построения применительно к вопросам коррозии [203]. Рассмотрев химические процессы в системе $\text{Fe} - \text{ОН}$, он рассчитал термодинамические условия существования отдельных продуктов коррозии железа при 25°C и 1 атм. давления окружающей среды. Графическое отображение этих условий с учетом различных степеней окисления железа позволило получить диаграмму, на которой выделены области существования определенных фаз окисления и устойчивого состояния железа в функциональной связи с потенциалом стального электрода и величиной рН окружающей среды. Совмещение диаграммы

Пурбэ для железа с диаграммой электрохимического равновесия воды при аналогичных условиях (рис. 1.21) позволяет сделать достаточно подробный анализ возможности образования водных окислов железа при подземной коррозии трубной стали. Такой анализ позволяет в первую очередь констатировать, что граничным условием устойчивого состояния атомов железа при всех $\text{pH} < 6,5$ и $\lg \alpha_{\text{Fe}^{2+}} = 0$ является потенциал $-0,44\text{ В}$ (НВЭ), или $-0,76\text{ В}$ (МСЭ). При уменьшении активности ионов двухвалентного железа до соотношения $\lg \alpha_{\text{Fe}^{2+}} = -6$ потенциал устойчивого состояния атомов железа изменится до $-0,6\text{ В}$ (НВЭ), или $-0,92\text{ В}$ (МСЭ), при расширении области соответствующих значений рН до 9,5. В интервале дальнейшего увеличения рН до 12,25 потенциал устойчивого состояния железа в водном электролите линейно возрастает по абсолютному значению до $-0,78\text{ В}$ (НВЭ), или $-1,1\text{ В}$ (МСЭ).

Применение диаграмм Пурбэ [204] для определения критериев и степени катодной защиты стальных подземных сооружений может быть основано на сопоставлении квазистационарных потенциалов коррозии или катодной защиты с граничными значениями потенциалов термодинамической коррозионной стойкости железа, соответствующими различным значениям коэффициентов активности ионов Fe^{2+} и рН гидратообразования железа в данной коррозионной среде.

Основные электрохимические параметры, характеризующие систему «металл — окислитель» при катодной защите: потенциал металла, плотность поляризующего тока и рН приэлектродного слоя электролитической среды (окислителя) — функционально однозначно связаны тремя соотношениями. Математическая модель этой связи имеет вид системы из трех уравнений с тремя неизвестными. Решение такой системы дает значения всех перечисленных параметров, которые и являются единственными условиями равновесного состояния системы «металл — окислитель» при катодной защите.

Согласно ГОСТу 5272—68, степень защиты от коррозии следует оценивать как отношение коррозионных потерь, предотвращенных действием катодной защиты, к полным коррозионным потерям при условии отсутствия защитной поляризации металла. Поскольку коррозионные потери являются функцией коррозионного тока, который можно выразить на основании уравнения Тафеля через

электродный потенциал, можно оценивать степень катодной защиты подземных стальных трубопроводов как соотношение потенциалов железного электрода в условиях катодной поляризации и соответствующих условиях термодинамического равновесия системы «железо — водный электролит». Оба эти потенциала, согласно и авторскому свидетельству № 949467 [103], могут быть выражены в шкале абсолютных энергий.

Относительное сравнение этих энергий позволяет оценить степень запаса внутренней энергии стального электрода, обеспечивающей его защищенность от коррозионного разрушения почвенным электролитом, т. е. степень защиты подземного стального сооружения при наложении на него катодного тока. Проверка такого способа оценки степени защиты в лабораторных и полевых условиях показала его достаточно высокую точность. Так, стальные образцы, установленные в суглинке при средней температуре +20°С, в течение 6 месяцев катодно поляризовали до потенциалов -0,8 и -0,95 В (МСЭ). При этом были достигнуты средние степени защиты, составляющие, соответственно, 74,4 и 93%. Контрольные измерения рН приэлектродного слоя электролита показали, что его средние значения устанавливались на уровне 9,07 в первом случае и 9,97 — во втором. Средние расчетные значения степени защиты для условий равновесия при этих условиях, определенные по указанному способу, составили, соответственно, 77,4 и 92,6%, т. е. величина относительной ошибки находилась в пределах ±10%.

Торможение процессов коррозии при понижении температуры дает основания дифференцировать критерии защитных потенциалов в зависимости от температуры эксплуатации трубопроводов, сохраняя при этом неизменным требования необходимой степени защиты. Естественное или принудительное охлаждение газа, а также циклически знакопеременные температуры окружающего трубопроводы грунта снижают среднегодовую температуру стенок труб, что отражается на кинетике и динамике коррозионных процессов трубной стали. Как показали экспериментальные исследования в лабораторных условиях, а также на различных участках трасс магистральных газопроводов Коми АССР в Западной Сибири, в зависимости от температуры могут образовываться продукты коррозии стали двух видов: α — Fe_2O_3 и γ — Fe_2O_3 .

Результаты дифференциально-термического анализа (ДТА) (рис. 1.25, 1.26) позволили установить, что при низкой температуре преобладают γ -коррозионные образования, представляющие собой соединение типа маггемита с плотной чешуйчатой структурой и тормозящие коррозионный процесс до скоростей не более 0,1 мм/год. В условиях положительных и циклически знакопеременных температур образуются с различной степенью преобладания α -коррозионные продукты на основе гематита, имеющего пространственную полигональную структуру, которая мало тормозит процессы коррозии. Средняя скорость коррозии в этих условиях достигает 0,6—0,7 мм/год.

Действующие отечественные нормативные документы по ремонту магистральных трубопроводов и отбраковке труб [120, 131],

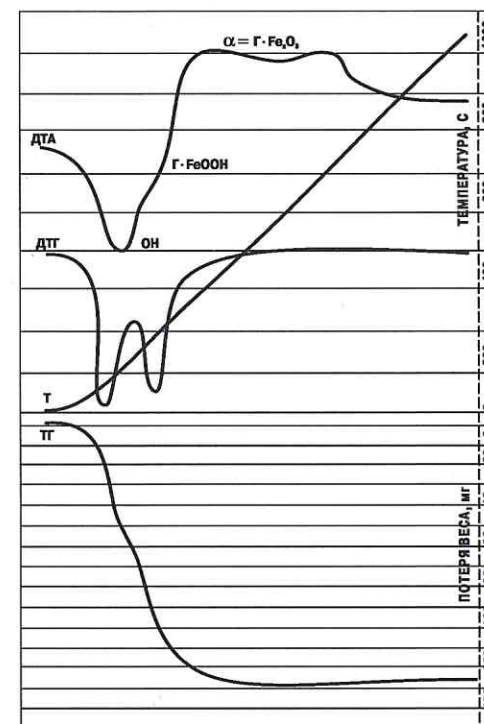


Рис. 1.25. Результаты ДТА продуктов коррозии стали в зоне многолетней мерзлоты

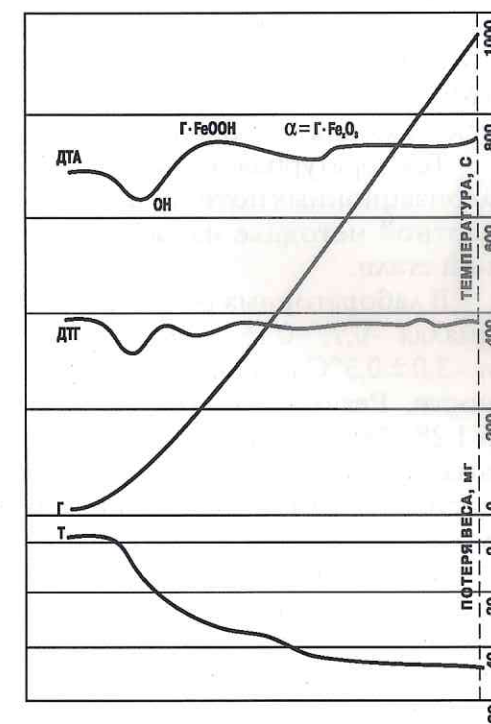


Рис. 1.26. Результаты ДТА продуктов коррозии стали в южных районах Коми АССР

а также Федеральные правила США по технике безопасности [66] устанавливают различные допустимые размеры разрушения стенок труб. Глубина такого разрушения дифференцирована с учетом категории трубопровода, предела прочности материала труб, диаметра и толщины стенки трубопровода. Так, например, для газопроводов I и II категорий с пределом прочности 50–52 кгс/мм², диаметром 1020 мм и толщиной стенки II наибольшая допустимая глубина коррозии 1,0 мм. Для таких же газопроводов III и IV категорий наибольшая допустимая глубина коррозии составляет 0,6–0,8 мм. На трубах из стали с пределом прочности 54 кгс/мм² не допускаются раковины или каверны с глубиной более 30% от толщины стенки. Для остальных труб с пределом прочности выше 54 кгс/мм² допустимы указанные дефекты до 1,5 мм. Ориентируясь на крайние показатели, можно, в первом приближении, полагать необходимой степень защиты не менее 80%. Практически величины степени защиты при стандартизованном значении минимального защитного потенциала –0,85 В (МСЭ) были многократно оценены экспериментально в нормальных условиях для температур в интервале 15–20°C и составили 80±5%.

Температурная зависимость степени защиты при различных поляризационных потенциалах была исследована по аналогичной стандартной методике на лабораторных и трассовых образцах из трубной стали.

В лабораторных реакторах оценивали степень защиты при потенциалах –0,7, –0,75, –0,8, –0,85 В (МСЭ) для температур +1,5±0,5°C и –3,0±0,5°C в песке 10%-ной влажности и суглинке 20%-ной влажности. Результаты этих экспериментов представлены на рис. 1.27 и 1.28. Для сравнения там же даны результаты аналогичных длительных лабораторных и трехгодичных трассовых испытаний при температурах 0, +7 и +18°C, а также испытаний при защитных потенциалах –0,95, –1,07 и –1,5 В (МСЭ) в диапазоне температур –3÷+36°C.

Как видно из этих рисунков, совершенно четко прослеживается зависимость, заключающаяся в увеличении степени защиты при понижении температуры (когда защитный потенциал constant) и снижении защитного потенциала при охлаждении трубопровода (когда степень защиты idem).

Для условий саморастворения трубной стали, а также катодных участков коррозионных гальванопар степень защиты, определенная на основании полученных экспериментальных данных по тради-

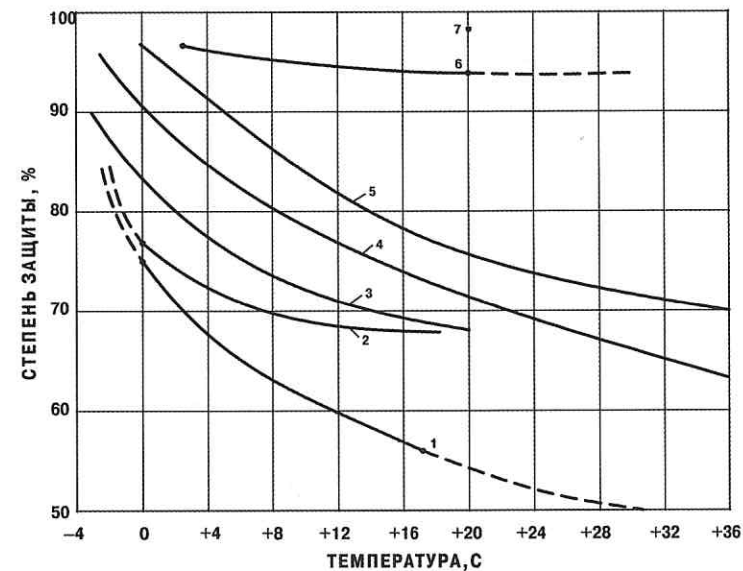


Рис. 1.27. Температурная зависимость средней степени катодной защиты при различных защитных потенциалах:

- 1 — $\phi = -0,7$ В (МСЭ); 2 — $\phi = -0,75$ В (МСЭ); 3 — $\phi = -0,8$ В (МСЭ);
 4 — $\phi = -0,85$ В (МСЭ); 5 — $\phi = -0,95$ В (МСЭ);
 6 — $\phi = -1,07$ В (МСЭ); 7 — $\phi = -1,5$ В (МСЭ)

ционной методике, имеет значительно более низкие показатели. Так, например, при температуре +20°C степень защиты катодных участков гальванопар в песке составляла для потенциала –0,7 В (МСЭ) 7%. В то же время при температуре +2°C она возросла до 30%. При потенциалах –0,8 и –0,95 В (МСЭ) в условиях температуры +20°C степень защиты катодной поляризацией трубной стали в песке изменялась, соответственно, до 13 и 19%.

При температуре +2°C анодный электрод гальванопары и локально корродирующий в песке электрод при потенциале –0,85 В (МСЭ) имеют степень защиты, соответственно, 92 и 30%. Однако их остаточные скорости коррозии — 0,035 и 0,011 мм/год — отличаются друг от друга в 3 раза. В то же время при температуре +36°C катодный электрод гальванопары и локально корродирующий в суглинке электрод, хотя и имеют при том же потенциале близкие остаточные скорости коррозии — 0,122 и 0,135 мм/год, — характеризуются

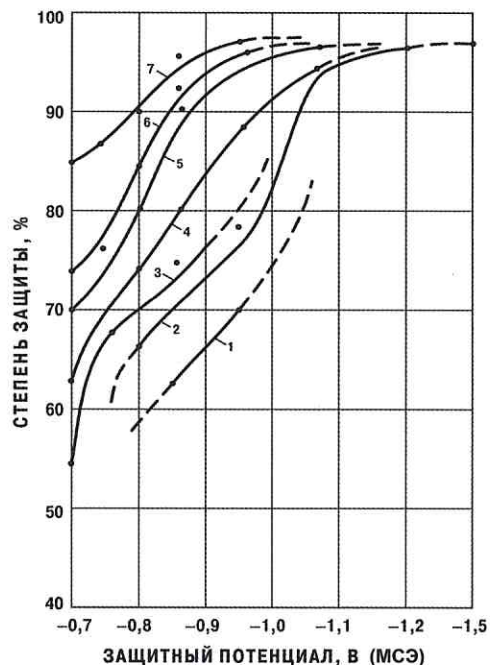


Рис. 1.28. Зависимость средней степени катодной защиты от величины защитного потенциала:
 1 — $t = 36^\circ\text{C}$; 2 — $t = 20^\circ\text{C}$; 3 — $t = 18^\circ\text{C}$;
 4 — $t = 7^\circ\text{C}$; 5 — $t = 2^\circ\text{C}$; 6 — $t = 0^\circ\text{C}$;
 7 — $t = -3^\circ\text{C}$

строеном действующей катодной защитой. Поэтому крайне необходимо вести точный учет рабочего времени защитных установок и реально оценивать среднее действительное значение защитных потенциалов за время эксплуатации трубопровода.

Таким образом, для дифференцированного, с учетом температуры охлаждения транспортируемого продукта, выбора критериев защитных потенциалов за эталон сравнения можно брать остаточную скорость коррозии при гостированном потенциале $-0,85$ В (МСЭ) в условиях среднегодовой температуры $+10^\circ\text{C}$. Среднее значение скорости коррозии трубопроводов без катодной защиты за эксплуатационный период, с учетом ее естественного затухания в этих усло-

степенями защиты, отличными друг от друга почти в 1,5 раза: 50 и 72%.

Таким образом, можно констатировать, что степень защиты, определяемая по традиционной методике на основании сравнения изменения весовых потерь до и после наложения катодного защитного тока, не может однозначно характеризовать коррозионную опасность на защищаемом подземном трубопроводе.

Перерывы в работе катодной защиты эквивалентны снижению средних значений защитных потенциалов и поэтому приводят, при прочих равных условиях, к снижению эффективной степени защиты или увеличению остаточной скорости коррозии. В этом случае может даже возникнуть ситуация, завершающаяся коррозионным отказом на трубопроводе, обу-

строенном действующей катодной защитой. Поэтому крайне необходимо вести точный учет рабочего времени защитных установок и реально оценивать среднее действительное значение защитных потенциалов за время эксплуатации трубопровода.

виях, как показывает практика, можно принять равным $0,5$ мм/год. Тогда при степени защиты 80% (рис. 1.27) остаточная скорость коррозии составит $0,1$ мм/год, что удовлетворяет как требованиям [83], так и понятию «отсутствие практической опасности коррозии» согласно [86].

Исходя из принятого эталона сравнения для выбора необходимой степени защиты и учитывая особенности коррозионных процессов при низких и циклически знакопеременных температурах, для условий оптимальной системы катодной защиты подземных трубопроводов в районах Крайнего Севера и Западной Сибири можно заключить следующее:

- 1) для реальной оценки степени катодной защиты за эталон сравнения следует брать остаточную скорость коррозии, характеризующую отсутствием практической опасности коррозионного разрушения защищаемой конструкции или сооружения;
- 2) при выборе критериев катодной защиты подземных трубопроводов Крайнего Севера и Западной Сибири необходимо учитывать температуру транспортируемого по ним продукта и непосредственно окружающего трубопровод грунта;
- 3) исходя из требований надежности катодной защиты, предусмотренных ГОСТом 25812—83 [40], можно дифференцировать минимальные защитные потенциалы следующим образом: в области температур от $+10$ до $+30^\circ\text{C}$ — не менее (по абсолютной величине) $-0,90$ В (МСЭ); от $+0,5$ до $+10^\circ\text{C}$ — не менее $-0,84$ В (МСЭ); от $+0,5$ до $-0,5^\circ\text{C}$ — не менее $-0,87$ В (МСЭ); от $-0,5$ до $-5,0^\circ\text{C}$ — не менее $-0,80$ В (МСЭ);
- 4) при температуре стенки трубопровода ниже $-5,0^\circ\text{C}$ электрохимическая защита его от коррозии не требуется.

1.3. Заключение и выводы

1. При подземной коррозии трубной стали в области низких и отрицательных температур установлена нелинейная зависимость между \lg_{ik} и обратной абсолютной температурой.

2. Для сохранения равновесных соотношений при установившейся квазистационарной скорости коррозионных реакций в условиях

понижения температуры в области отрицательных значений происходит облагораживание естественных потенциалов электродов, способствующее более устойчивому их состоянию, т. е. торможению коррозионных процессов.

3. В условиях Западной Сибири и северных районов страны основным фактором, определяющим скорость подземной коррозии трубной стали, является величина рН приэлектродного слоя электролитической среды.

4. Понижение температуры стенки трубопровода до 0°C или до начала фазовых переходов в электролите усиливает поляризуемость трубной стали на первой стадии окисления и тормозит образование продуктов коррозии на второй стадии этого процесса. При этом происходит преобладающее образование $\gamma - \text{Fe}_2\text{O}_3$ вместо $\alpha - \text{Fe}_2\text{O}_3$, характерное для диапазона более высоких температур.

5. Наибольшие (>60% общей величины) коррозионные разрушения происходят за первые 4—6 лет эксплуатации катодно не защищенного трубопровода, скорость коррозии которого после этого периода стабилизируется на уровне 0,2—0,25 мм/год. Средняя скорость коррозии за амортизационный срок службы трубопроводов в условиях Западной Сибири и северных районов страны составляет 0,35—0,45 мм/год. Комплексная защита стальных подземных трубопроводов от коррозии необходима при температурах не ниже -5°C .

6. Обеспечение полной катодной защиты неизолированного трубопровода в условиях Западной Сибири требует увеличения затрат не менее чем в 500 раз, по сравнению с применением изоляционных покрытий, приведенные размеры несплошностей в которых не превышают 0,01% ($1 \text{ см}^2/\text{м}^2$).

7. Выбор оптимальных значений защитных потенциалов с учетом достигаемой степени защиты может быть осуществлен на основании тройной диаграммы равновесия потенциала, плотности поляризующего тока и рН приэлектродного слоя электролита, составленной для реальной температуры транспортируемого продукта.

8. Старение изоляционных трубопроводов в условиях Западной Сибири и северных районов происходит в среднем вдвое быстрее, чем в Средней полосе Европейской части бывшей территории Советского Союза. Коэффициенты старения битумного и полимерного

покрытий для расчетов могут быть приняты равными, соответственно, 0,15 и 0,25.

9. Изоляционные покрытия для участков трубопроводов с температурой транспортируемого продукта $\pm 1^{\circ}\text{C}$ должны обладать повышенной, не менее чем на 2—3 порядка, морозостойкостью.

10. При условии сохранения неизменной степени защиты критерии защитных потенциалов в случае понижения температуры стенки трубопровода могут быть дифференцированы следующим образом: в интервале температур от $+30$ до $+10^{\circ}\text{C}$ — не менее (по абсолютной величине) $-0,9 \text{ В (МСЭ)}$; от $+10$ до $+0,5^{\circ}\text{C}$ — не менее $-0,8 \text{ В (МСЭ)}$; от $+0,5$ до $-0,5^{\circ}\text{C}$ — не менее $-0,87 \text{ В (МСЭ)}$; от $-0,5$ до -5°C — не менее $-0,8 \text{ В (МСЭ)}$; при температурах ниже -5°C электрохимическая защита подземных трубопроводов от коррозии не требуется.

11. Правильный выбор и обеспечение высокого качества изоляционных покрытий позволяют в 3—5 раз снизить общие затраты на комплексную защиту от коррозии, в первую очередь, за счет уменьшения стоимости электрохимической защиты, сокращения объемов и сроков строительных работ и трудозатрат на их выполнение.

ГЛАВА ВТОРАЯ ИЗОЛЯЦИОННЫЕ ПОКРЫТИЯ В МЕРЗЛЫХ ГРУНТАХ

2.1. Выбор изоляционных покрытий для трубопроводов в условиях их промерзания

Согласно ГОСТу 13216—67 [37], все изделия, в том числе и подземные трубопроводы, делят на восстанавливаемые и невосстанавливаемые, степень надежности которых в условиях влияния электрохимической коррозии характеризуют показателями, зависящими от закона распределения времени их безотказной (по коррозионным причинам) работы. Указанный Государственный стандарт определяет надежность как свойство изделия (подземного трубопровода) «выполнять заданные функции, сохраняя свои эксплуатационные показатели в заданных пределах в течение заданного промежутка времени или требуемой наработки, обусловленные безотказностью, ремонтнопригодностью и сохраняемостью». С позиций оценки опасности коррозионных отказов вероятность разрушения трубопроводов в результате подземной коррозии является функцией многих переменных: скорости и динамики коррозионных процессов, времени и условий их протекания, толщины стенки трубопровода, наличия и состояния изоляционного покрытия, условий влияния внешних полей тока и т. д. Рассматривая непрерывную апериодическую зависимость глубины коррозионного разрушения (каверны) от времени и установив безразмерный показатель опасности коррозии трубопровода:

$$d_m = \frac{d\delta_k}{\delta}, \quad (2.1)$$

где: $d\delta_k$ — элементарное приращение глубины каверны за время dt ;
 δ — толщина стенки трубопровода,

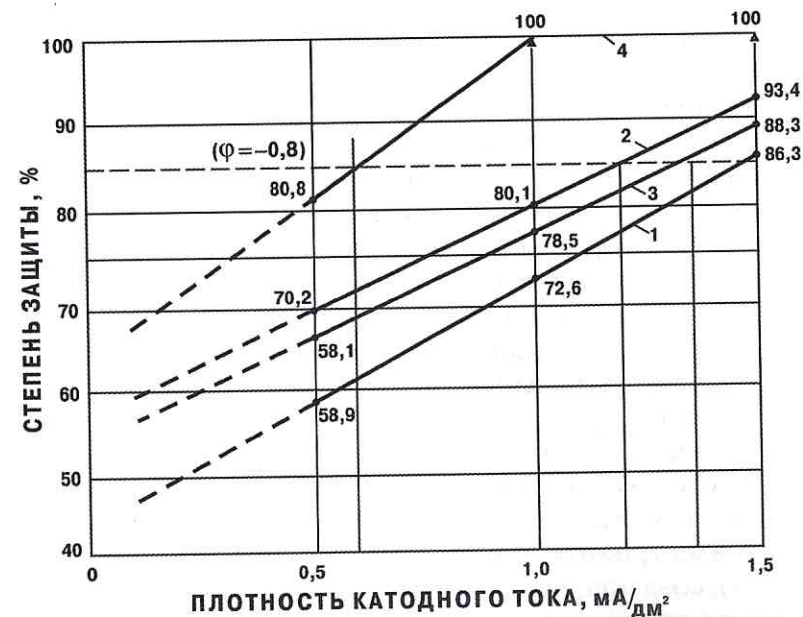


Рис. 2.1. Температурная зависимость степени защиты трубной стали при катодной поляризации в условиях охлаждения:
1 — при $t = +5,5^\circ\text{C}$; 2 — при $t = +2,5^\circ\text{C}$; 3 — при $t = +1,0^\circ\text{C}$; 4 — при $t \leq -2^\circ\text{C}$

можно получить соотношение, аналогичное математическому ожиданию опасности коррозионного отказа:

$$m = \frac{1}{\delta} \int_{t_1}^{t_2} v(t) dt, \quad (2.2)$$

где $v(t) = \frac{d\delta_k}{dt}$ — среднестатистическая величина установившейся скорости коррозии.

Исходя из полученного соотношения, под коррозионной устойчивостью, или надежностью, следует понимать отношение текущей коррозионной потери веса (или глубины каверны) к установившейся величине потери веса (или установившейся глубины каверны). При условии, когда постоянная времени переходной характеристики процесса коррозии подземного трубопровода составляет 30%

периода его эксплуатации, с погрешностью не более 5%, можно говорить о достижении его коррозионной устойчивости к этому моменту времени.

Для обеспечения необходимой коррозионной устойчивости на поверхности подземного трубопровода должен быть обеспечен соответствующий защитный потенциал, который достигается путем наложения внешнего поля катодного тока. Вероятность этого состояния определяет ряд факторов, основными из которых являются площадь поверхности, на которой обеспечивается требуемый потенциал, и величина тока, необходимая для его достижения. Исходя из этого соображения и принимая во внимание большое стратегическое значение магистральных трубопроводов, особенно в Западной Сибири и северных районах страны, противокоррозионную защиту осуществляют комплексно, с помощью изоляционных покрытий, которые на несколько порядков сокращают площадь непосредственного контакта металла труб с коррозионно-агрессивной средой грунтового электролита, и катодной поляризации (электрохимическая защита), создающей на изолированном трубопроводе защитный потенциал по отношению к окружающей среде. Комплексное сочетание этих двух видов защиты предъявляет особые требования к удельному электрическому сопротивлению изолированных покрытий и выбору их материала, типа и конструкции с учетом коррозионной агрессивности грунтов и условий эксплуатации трубопроводов.

Величина сопротивления изоляционных покрытий является наиболее важным универсальным фактором для обеспечения надежной комплексной защиты от коррозии. С одной стороны, она характеризует размеры несплошности в изоляции, которые определяют фактические величины поляризующего тока, с другой — определяет главные характеристики электрохимической защиты: ток, напряжение и длину зоны защиты единичной катодной станции. По данным В. В. Красноярского [73], получившим подтверждение при многократной проверке в процессе контроля катодной поляризацией законченных участков трубопроводов, качественные характеристики изоляционных покрытий могут быть представлены следующим образом (табл. 2.1).

Требование высокого качества изоляции применительно к сложным условиям сооружения подземных магистральных трубопроводов в Западной Сибири и на Крайнем Севере иногда вызывает воз-

Таблица 2.1

Сопротивление битумного покрытия в различных грунтах

Приведенные размеры несплошности изоляции, см ² /м ²	Удельное электрическое сопротивление изоляции, Ом·м ² , в грунтах с сопротивлением, Ом·м				
	10	20	50	100	500
0,1	10 000	20 000	50 000	100 000	500 000
1,0	1000	2000	5000	10 000	50 000
10,0	100	200	500	1000	5000

ражение со ссылкой на практическую нецелесообразность в связи с возможностью в этих условиях электрохимической защиты трубопроводов вообще без изоляционного покрытия.

Одним из примеров подобной точки зрения является работа Д. Э. Миллера [85], в которой описаны условия катодной защиты неизолированного трубопровода диаметром 1400 мм с толщиной стенки 18 мм и протяженностью 3,2 км в грунте с удельным сопротивлением 30 Ом·м. При этом, как полагает автор, необходимое минимальное смещение поляризационного потенциала в 100 мВ (при суммарном смещении потенциала трубопровода на 0,3 В до значения -0,85 В (МСЭ) может быть достигнуто одной катодной станцией током 30 А с выходным напряжением 70 В. Установка катодной защиты в этих условиях работает на распределенное вдоль трубопровода анодное заземление, состоящее из 120 стандартных электродов, размещенных со средним интервалом 27 м.

Однако анализ данных, приведенных Д. Э. Миллером, показывает, что в описанных им условиях максимальное катодное смещение потенциала не будет превышать 120 мВ, из которых доля поляризационной составляющей достигнет лишь 10—40 мВ. Такой уровень защитных потенциалов не сможет обеспечить надежную защиту неизолированного трубопровода от подземной коррозии и потребует дополнительных непомерных затрат для достижения его безотказной эксплуатации.

Приведенный анализ показывает также, что при наличии на описанном трубопроводе нормального пленочного покрытия трассового нанесения, удовлетворяющего требованиям ГОСТа Р 51164—98 [13], можно обеспечить в начальный период его входное

сопротивление Z_B^0 не ниже 0,15 Ом и коэффициент распространения тока защиты α не более $1,2 \cdot 10^{-5}$ А/м. В этих условиях, принимая в качестве защитной плотности тока для неизолированной поверхности трубной стали (j_3) величину 230—350 мА/м², обеспечение необходимого защитного потенциала на описанном Д. Э. Миллером трубопроводе потребует годовых энергозатрат 9—20 млн кВт·час на 1 км, стоимость которых составляет 0,7—1,5 млн руб. При этом интервал расстановки катодных станций не будет превышать 1 км, а их рабочие параметры составят: сила тока — 1000—1500 А; выходное напряжение — 1000—1500 В. Для сооружений анодного заземления единичной установки катодной защиты со сроком службы 10 лет потребуется не менее 100 т стали, или 5 т железокремния.

Таким образом, катодная защита неизолированного трубопровода потребует значительных затрат энергии и материалов при общей ориентировочной стоимости защиты 10—18 млн руб. на каждый километр. Для сравнения следует указать, что стоимость изоляции 1 км трубопровода диаметром 1420 мм для условий Западной Сибири составляет до 35 тыс. руб. Отсюда ясна полная технико-экономическая нецелесообразность отказа от изоляционных покрытий даже в условиях пониженных скоростей почвенной коррозии в Западной Сибири и северных районах страны. При ограниченно коротком сроке службы трубопроводов, когда толщина стенки трубы превышает глубину ее возможного коррозионного разрушения за этот период, допустимо применение труб без противокоррозионной защиты. Такое решение технико-экономически целесообразно с учетом всех действующих факторов.

Требованиями ГОСТов 9.602—2005 и Р 51164—98 [127, 128] установлена минимальная величина начального сопротивления изоляции на вновь строящихся подземных трубопроводах, равная 10^4 Ом·м². Принимая во внимание, что немалая часть трубопроводов, прокладываемых в Западной Сибири и северных районах страны, находится достаточно длительный период времени в грунтах с сопротивлением 10—100 Ом·м, можно полагать, что приведенные размеры несплошностей в изоляции должны находиться в пределах не более 1 см²/м².

Необходимость такого ужесточения требований по обеспечению сплошности и повышению удельного электрического сопротивления изоляционных покрытий в условиях Западной Сибири и Край-

него Севера продиктована, в первую очередь, чрезвычайной сложностью условий эксплуатации трубопроводов и ограниченными возможностями ремонтно-восстановительных работ на них в случае коррозионных отказов, а также большими диаметрами (1200—1420 мм) и рабочими давлениями (до 75 атм) сибирских магистралей. В нашей стране Государственным стандартом впервые в мировой практике установлены гарантированные значения сопротивления изоляции в процессе эксплуатации на 10- и 30-летний периоды, которые составляют, соответственно, $2 \cdot 10^3$ и 10^3 Ом·м². Установление этих требований основано на многолетних научных исследованиях и широкой практической проверке состояния изоляционных покрытий на действующих трубопроводах, выполненных учеными ВНИИСТ.

Полученные данные позволили установить функциональное соотношение, описывающее процесс естественного старения изоляции в период эксплуатации после укладки трубопровода в грунт как экспоненциальную зависимость ее текущего значения удельного сопротивления $R_{ит}$ от начальной величины $R_{и0}$, срока службы t (в годах) и постоянной старения изоляции β , определенной опытно-статистическим методом:

$$R_{ит} = R_{и0} e^{-\beta t}. \quad (2.3)$$

Ранее в работах [75, 120] было установлено, что для битумных покрытий в условиях Средней полосы и южных районов среднее значение постоянной старения изоляции составляет 0,125 1/год. Позднее 10-летние наблюдения за изменением состояния изоляционных покрытий на двух нитках северного участка системы газопроводов СРТО — Центр и двух нитках газопровода Пунга — Вуктыл — Ухта — Торжок показали, что в условиях Западной Сибири и Крайнего Севера скорость старения в изоляционных покрытиях возрастает, и постоянная старения битумной изоляции повышается до 0,25. В наибольшей степени ускоренное разрушение изоляционных покрытий происходит на участках трубопроводов, температура которых колеблется в результате переменной производительности газопровода около 0°С. Как показывают уточненные расчеты, вследствие дроссельного эффекта температура газа на участке между двумя смежными компрессорными станциями может снизиться на 10—15°С [73].

В случае естественного (аппаратами АВО) или принудительного (холодильными аппаратами) охлаждения газа на выходе из компрессорной, характер влияния дроссельного эффекта сохраняется (рис. 2.2), и температурный градиент составляет в среднем около $0,15^{\circ}\text{C}/\text{км}$. В результате этого температурный график газопровода

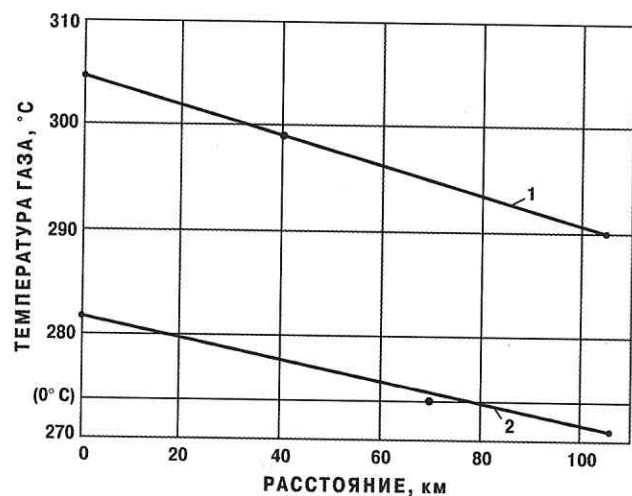


Рис. 2.2. Температурные профили участка газопровода между двумя компрессорными станциями (по данным уточненного расчета):
1 — с охлаждением газа в летний период;
2 — то же в зимний период

+10÷+12°C точка нулевой температуры приходится на 80-й километр. По мере повышения среднемесячной температуры воздуха и грунта она смещается по ходу газа не менее чем на 20 км. При этом, как показали натурные наблюдения, суточный цикл знакопеременного колебания температуры стенки трубы в точке нулевой температуры составляет до 20 переходов. Таким образом, не менее чем на 20% протяженности каждого участка северных газопроводов между двумя смежными компрессорными станциями ежегодное количество циклов промерзания-оттаивания изоляции, вызывающих ее механическое разрушение, на несколько порядков превышает число естественных фазовых переходов вода — лед, связанных с сезонным изменением температуры воздуха и грунта.

Экспертные оценки вероятной скорости старения полимерных пленочных покрытий в нормальных условиях Средней полосы позволили принять в первом приближении их постоянную старения равной $0,075$ 1/год. При условии примерного равенства основных показателей механической прочности битумной и полимерной изоляций можно ожидать также двукратного увеличения коэффициента β до величины $0,15$ л/год для пленочных покрытий магистральных газопроводов в условиях Западной Сибири и северных районов. Полевые исследования на различных участках западносибирских трубопроводов показали, что реальные величины постоянной старения полимерных пленочных покрытий в условиях их эксплуатации лежат в интервале $0,125$ — $0,160$ 1/год с преобладанием первого значения.

Можно предложить два объяснения этого факта. Первое из них связано с различным характером водонасыщения битумных и полимерных покрытий, обуславливающим возможность содержания в пленочной изоляции переохлажденной влаги, не переходящей в лед при понижении температуры до 0°C . Второй причиной повышения стойкости полимерных покрытий на трубопроводах больших диаметров, преобладающих в рассматриваемых условиях, может быть недостаточный режим охлаждения транспортируемого продукта, при котором влияние дроссельного эффекта на циклическую смену знака температуры не успевает проявиться на участке между двумя смежными компрессорными станциями.

Анализируя старение различных типов изоляционных покрытий под влиянием изменения условий эксплуатации подземных трубопроводов в Западной Сибири и северных районах (рис. 2.3), можно констатировать, что только заводская изоляция, даже при ускоренном старении, способна сохранять не менее 20—25 лет без капитального ремонта свои эксплуатационные качества, необходимые для осуществления комплексной защиты трубопроводов от почвенной коррозии. При этом изменение электрических характеристик катодно защищаемых трубопроводов с изоляцией трассового нанесения (рис. 2.4, 2.5) требует капитального ремонта и реконструкции систем катодной защиты через 15—20 лет. В случае применения заводской изоляции такая необходимость возникает лишь через 40—50 лет.

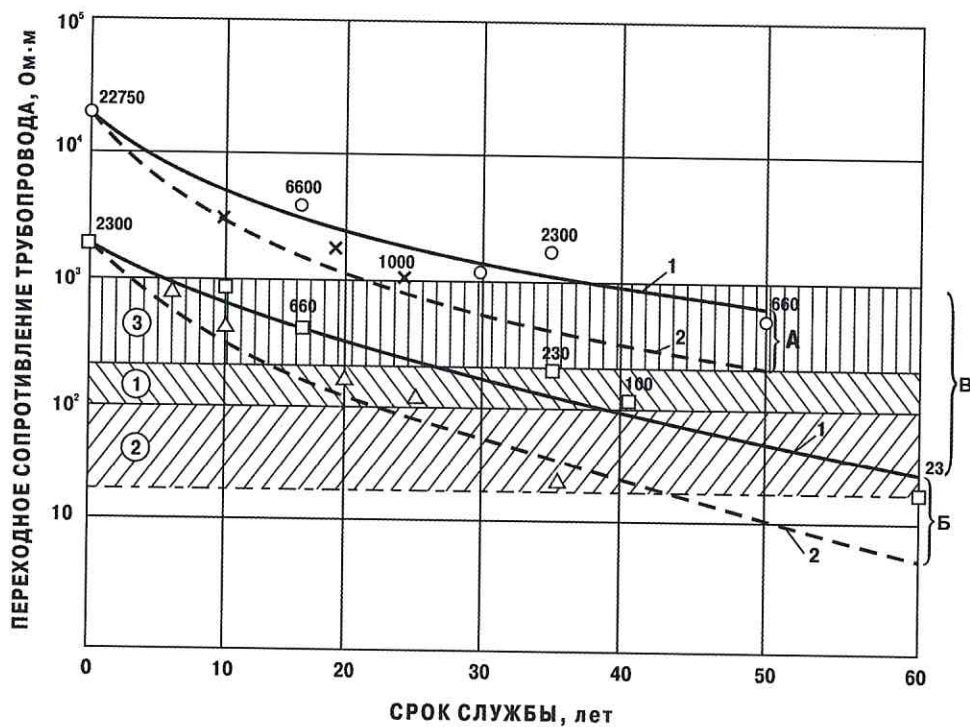


Рис. 2.3. Эксплуатационное изменение переходного сопротивления изолированных трубопроводов:

- ① — здесь и далее на рис. 2.4—2.13 — состояние изоляции электрически эквивалентно ее отсутствию при прокладке трубопровода в грунтах с $\rho_z = 30 \div 80 \text{ Ом}\cdot\text{м}$;
- ② — то же в грунтах с $\rho_z = 8 \div 30 \text{ Ом}\cdot\text{м}$; ③ — то же в грунтах с $\rho_z = 80 \div 330 \text{ Ом}\cdot\text{м}$;
- А — заводская изоляция; Б — трассовая изоляция; В — изоляция образцового нанесения; 1 — нормальное старение; 2 — ускоренное старение

Принимая во внимание увеличение удельного расхода защитного тока, названного старением изоляционных покрытий в экстремальных условиях (рис. 2.6), для сохранения начальных значений длины зоны защиты одиночных защитных установок на отдельных участках трубопроводов, т. е. для исключения необходимости реконструкции всей системы катодной защиты трубопровода в целом необходимо увеличивать выход тока катодных станций, как это показано на рис. 2.7. При условии оптимального выхода тока типовых промышленных катодных станций равного 50—100 А (при различных схемах

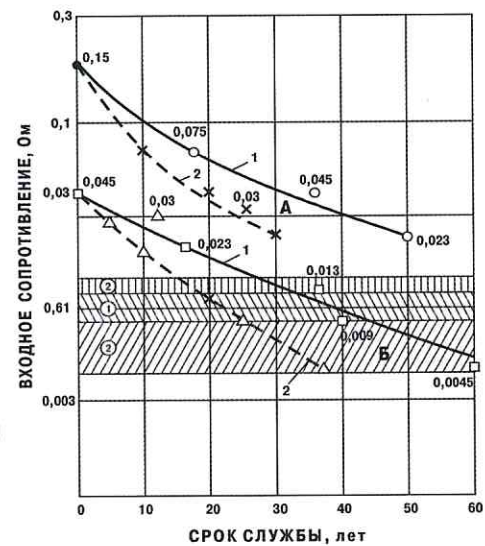


Рис. 2.4. Эксплуатационное изменение входного сопротивления трубопроводов

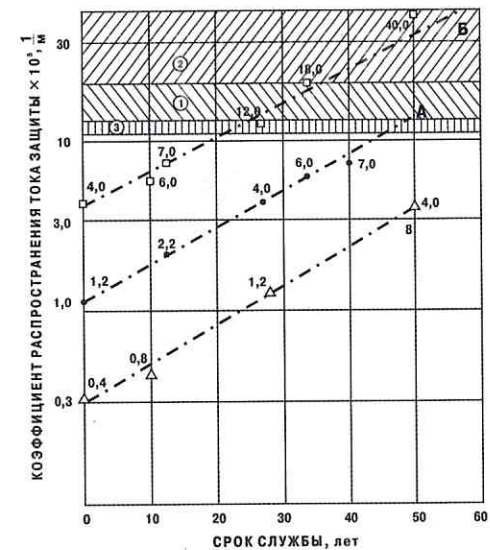


Рис. 2.5. Эксплуатационное изменение коэффициента распространения тока защиты вдоль трубопровода

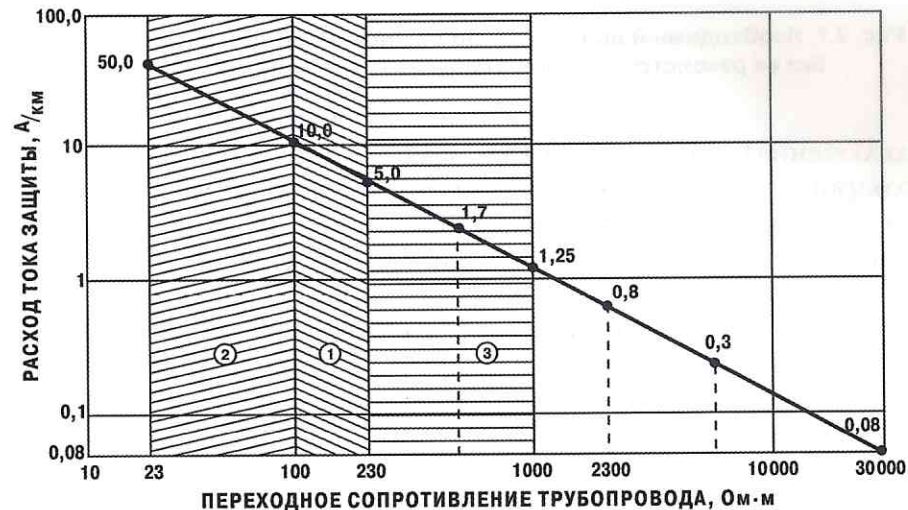


Рис. 2.6. Удельный расход тока защиты при различном состоянии изоляционного покрытия

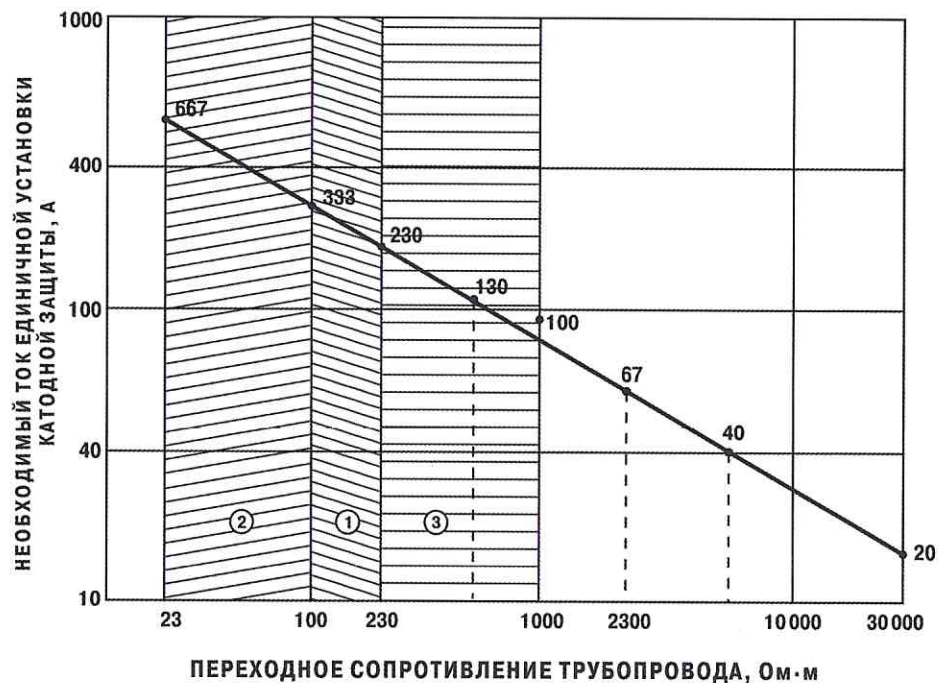


Рис. 2.7. Необходимый выход тока единичной установки катодной защиты без ее реконструкции при старении изоляционного покрытия

подключения) только в случае ускоренного старения заводской изоляции, необходимость реконструкции отдельных установок катодной защиты может наступить через 25—30 лет, т. е. ранее, чем возникнет необходимость капитального ремонта самого изоляционного покрытия.

Таким образом, общие количественные требования к изоляционным покрытиям в условиях Западной Сибири и Крайнего Севера главным образом определяются электрическими характеристиками катодно защищаемых трубопроводов, реальными условиями их эксплуатации с учетом возможной цикличности сезонного изменения температуры транспортируемого продукта и рабочими параметрами промышленно выпускаемого оборудования для катодной (протекторной) защиты от почвенной коррозии.

2.2. Обеспечение высокого качества изоляционных покрытий при строительстве трубопроводов в северных районах и Западной Сибири

Для районов Западной Сибири и Крайнего Севера различными нормативно-техническими документами [19, 86, 109, 115] предусмотрено применение изоляционных покрытий разнообразных типов и конструкций с использованием как битумно-резиновых, так и полимерных материалов. Принципиально такие решения не противоречат изложенным ранее основным требованиям к изоляционным покрытиям, применяемым в указанных условиях, так как обычно они основаны на результатах оценки реальных скоростей коррозии и исходят из учета совокупного влияния температуры, влажности, механического и химического состава грунтов. В частности, для защиты от почвенной коррозии промышленных и межпромышленных трубопроводов в Среднем Приобье рекомендовано применение пленочных и битумно-резиновых покрытий преимущественно нормального типа, усиленных защитными обертками из бризола или аналогичных ему материалов для защиты изоляции от механических повреждений, особенно при спуске труб в траншею и ее засыпке, в первую очередь, в зимнее время. На участках с повышенной скоростью коррозионного разрушения трубной стали, например в болотах III типа, поймах рек и прилегающих к ним территориях, на переходах через водные преграды, под автомобильными и железными дорогами и т. п., рекомендовано применение битумно-резиновых или полимерно-пленочных изоляционных покрытий усиленного типа с дополнительной защитой изоляций жесткими футеровками или укладкой в патронах [75].

Трубопроводы, проложенные в районах Тимано-Печорского территориально-промышленного комплекса (ТПТПК), послужили хорошим полигоном для исследования защитных свойств и стойкости различных изоляционных покрытий. В течение пятилетнего периода на опытном участке под Ухтой прошли эксплуатационные испытания покрытия: эпоксидно-каменноугольное, эпоксидно-фуриловое, двухслойные из морозостойкой ленты ПВХ-СЛ и из ленты ПИЛ, усиленное из ленты ПИЛ (нижний слой) в сочетании с оберткой ЦДБ и ПРДБ (верхний слой). По результатам этих

испытаний было рекомендовано применять на «холодных» (с температурой не более $+25^{\circ}\text{C}$) участках трубопроводов, когда скорость коррозии не превышает $0,1 \div 0,2$ мм/год, изоляционные покрытия нормального типа, а на «горячих» (с температурой выше $+25^{\circ}\text{C}$), где скорость почвенной коррозии достигает 2 мм/год, — изоляционные покрытия усиленного типа, выполненные преимущественно полиэтиленовой лентой в два слоя с клеевой грунтовкой по трубе и защищенные от механических повреждений однослойной защитной оберткой [60].

На магистральных трубопроводах больших диаметров (≥ 1200 мм) преимущественное применение имеют полимерные пленочные или заводские (экструдированные или напыленные) покрытия. Это требование приобретает исключительно важное значение в условиях строительства на Крайнем Севере и в Западной Сибири, учитывая почвенно-климатические характеристики этих районов. При выборе подходящего материала покрытий наиболее важным условием является обеспечение его химической стойкости и сплошности, предохраняющих стальную поверхность подземных трубопроводов от непосредственного контакта с коррозионным электролитом грунта. Все полимерные материалы проницаемы для влаги и газовых смесей. Механизм диффузии этих агентов через изоляционное покрытие состоит в перемещении отдельных их молекул через переменные межмолекулярные пустоты в структуре покрытия. При работе в условиях пониженных температур трансляционное движение молекул тормозится в связи с замедлением структурных модификаций в полимере. Это свойство полимерной изоляции благоприятствует ее применению в условиях Западной Сибири и Крайнего Севера.

В условиях влияния повышенных температур и воздействия агрессивных и окисляющих сред, в том числе и кислорода, в полимерных материалах происходят окислительно-деструктивные и структурирующие процессы, характеризующие старение изоляции: потерю эластичности, растрескивание, снижение механической прочности, влагонасыщение, повышение удельной проводимости и т. д. На «холодных» участках трубопроводов, при прочих равных условиях, полимерные покрытия в грунтах Западной Сибири и северных районов подвержены большему, по сравнению с центральными областями

страны, старению, так как грунтовые воды в этих регионах обладают повышенным кислородсодержанием.

Еще одним фактором, способствующим ускорению старения полимерных покрытий в западных и северных районах, является пониженная среднегодовая температура воздуха и грунтов на глубине укладки трубопроводов, а также крайне низкие зимние температуры. В период строительных работ такие температуры могут вызвать механические разрушения свеженанесенного полимерного покрытия даже при толчках и ударах умеренной силы, так как полимеры склонны к заметной хрупкости при низких отрицательных температурах. Это свойство полимерных изоляционных материалов является причиной ограничения нижнего предела температуры их нанесения на трубопровод и вызывает необходимость специальной организации изоляционно-укладочных работ.

Еще одним важным технологическим фактором является коэффициент температурного расширения покрытия, отличный от аналогичной характеристики материала трубопровода. Учет этого фактора особенно важен при выборе подклеивающей грунтовки, ответственной, в первую очередь, за обеспечение достаточно высокой адгезии покрытия к трубопроводу. Если для трубной стали коэффициент температурного расширения можно принять в среднем равным $10^{-5} 1/^{\circ}\text{C}$, то для большинства полимерных материалов, используемых в изоляционных покрытиях, он составляет $5,0 - 20,0 \cdot 10^{-5}$. Поскольку в условиях Западной Сибири и Крайнего Севера покрытия подвержены влиянию перепада температур до $\div 50^{\circ}\text{C}$, то это соответствует разнице линейных размеров пластмассы и стали в пределах $\div 0,5\%$ [97]. В связи с этим в покрытии возникают внутренние напряжения, и полимерный материал должен обладать повышенной прочностью, чтобы избежать вынужденной деформации и разрушения. Кроме того, возникают дополнительные требования к адгезионным свойствам подклеивающей грунтовки, которая должна сохранить надежное сцепление покрытия с трубой и исключить смещение покрытия относительно поверхности трубопровода.

В последнее время наибольшее распространение для изоляции трубопроводов получил полиэтилен. В трассовых условиях изоляционные покрытия из полиэтилена наносят в виде лент с перекрытием не менее 3—5 см. Более высокое качество имеет заводская изоляция

из экструдированного (или напыленного) полиэтилена. Кольцевое экструдирование покрытия можно производить без подогрева трубы, однако для некоторых видов полиэтиленовых покрытий необходимо применение промежуточного подклеивающего слоя. Обычно считают, что для предотвращения коррозионной опасности на трубопроводе его полиэтиленовое покрытие должно иметь толщину не менее 1 мм. Однако по условиям механической прочности толщину покрытия следует увеличивать до 3 мм. Образцовым примером такого покрытия может служить изоляция типа «Pritec», интервал рабочих температур которой составляет $-40 \div +82^\circ\text{C}$. Для этого покрытия использован полиэтилен с пределом прочности 2,1 и прочностью на изгиб $3,5 \div 4,9$ кгс/мм² и температурой размягчения до появления текучести при 120°C . Диэлектрическая прочность изоляции типа «Pritec» составляет $28 \div 32$ кВ/мм, что предъявляет дополнительные требования к рабочим характеристикам приборов контроля ее сплошности на трубе.

Для трубопроводов диаметром до 820 мм (включительно) могут быть успешно использованы различные типы битумных покрытий. При этом необходимо иметь в виду, что при гибке и гидравлических испытаниях труб с покрытиями в слое покрытия возникают деформации порядка 1—3%. Битумные покрытия, включающие трикотажную стеклоткань в сочетании с некручеными стекловолокнами, могут воспринимать без разрушения деформации порядка 15—20%. Наиболее прочной при этом является конструкция, в которой битум размещен между слоями стекломатериалов.

Хорошее качество было получено и у нового изоляционного покрытия типа «Flakeglass», которое наносят на поверхность трубопровода набрызгиванием. Обладая высокой гидрофобностью и устойчивостью против влияния коррозионно-агрессивных сред, это покрытие в то же время имеет высокую ударную прочность, стойкость к истиранию и адгезию к поверхности стали. Его рабочий диапазон температур около 100 градусов: от -32 до $+60^\circ\text{C}$. Обычно нормальная толщина покрытия составляет 0,5 мм, но оно может быть усилено за счет повышения толщины до 1,0 мм.

Поскольку механические разрушения изолированного покрытия могут происходить и при температурных подвижках трубопровода, определенные требования стали предъявлять и к коэффициенту тре-

ния материала изоляции. В практических условиях обычно следует обеспечить следующие коэффициенты трения: 0,3 — в илистом грунте, 0,4 — в песчаном грунте и 0,5 — в гравийном грунте [202]. Кроме того, следует иметь в виду и возможность механических повреждений изоляционных покрытий при механическом перемещении труб в процессе строительства, необходимость которого в условиях Западной Сибири и северных районов выше, чем в Средней полосе страны. К примеру, при протягивании труб по мерзлому песчано-каменистому грунту можно считать допустимыми механические нарушения наружной поверхности изоляции толщиной не менее 1,3 мм. В более тонких покрытиях повреждения недопустимо возрастают, а увеличение толщины покрытия более, чем установлено требованиями DIN 30670 [170], может вообще исключить повреждение покрытия. В случае перекачивания изоляционных труб по гравийно-галечному грунту покрытие сохраняет свое качество при условии, что его толщина составляет не менее 1,7 мм. А сбрасывание изолированных труб на такой грунт допустимо в случае, когда толщина их покрытия достигает 1 мм.

Для подклеивающей грунтовки в сочетании с полиэтиленовой изоляцией наиболее широкое распространение получили составы на основе битума и каучука, а также на основе различных синтетических смол. Первая группа клеящих составов обеспечивает скольжение покрытия по металлу при температурном расширении труб, длительное время сохраняет свои клеящие свойства и способна заполнять мелкие разрывы и дефекты основного материала покрытия. Другие подклеивающие вещества создают очень прочную адгезионную связь полимерного покрытия с металлом труб, что практически может исключить механические повреждения изоляции при транспортировке и укладке.

Сопоставление противокоррозионных свойств полиэтиленовых и битумных покрытий свидетельствует о преимуществах первого из них. Результаты многочисленных испытаний показали, что для примерно равных общих весовых коррозионных потерь стали зона распространения коррозии при битумном покрытии не превышает 1 мм, а при полиэтиленовом — 5 мм, что значительно снижает опасность питтинга при отсутствии катодной защиты. И хотя применение катодной защиты изменяет это соотношение на почти втрое меньшее

обратное, значительное сокращение общей коррозионной потери массы стали и увеличение площадей влияния токов коррозии, соответственно, до 2–40 мм делает это изменение в условиях комплексной защиты несущественным [93].

Качество изоляционного покрытия, обеспечиваемое выбранной типом, материалом и конструкцией, оказывает большое влияние на показатели всей комплексной противокоррозионной защиты подземных трубопроводов в целом. Снижение их переходного сопротивления не позволяет полностью использовать возможности защитных установок по достижении максимально допустимого потенциала в точках дренажа (рис. 2.8), что ведет к сокращению интервалов между ними (рис. 2.9) и требует увеличения количества катодных станций в единичной установке катодной защиты.

В то же время повышение сопротивления растеканию трубопроводов в промерзающих грунтах Западной Сибири и Крайнего Севера, обладающих высокими удельными сопротивлениями, позволяет обеспечивать защитный эффект катодной поляризации и при изоляционных покрытиях соответственно меньшего удельного сопро-

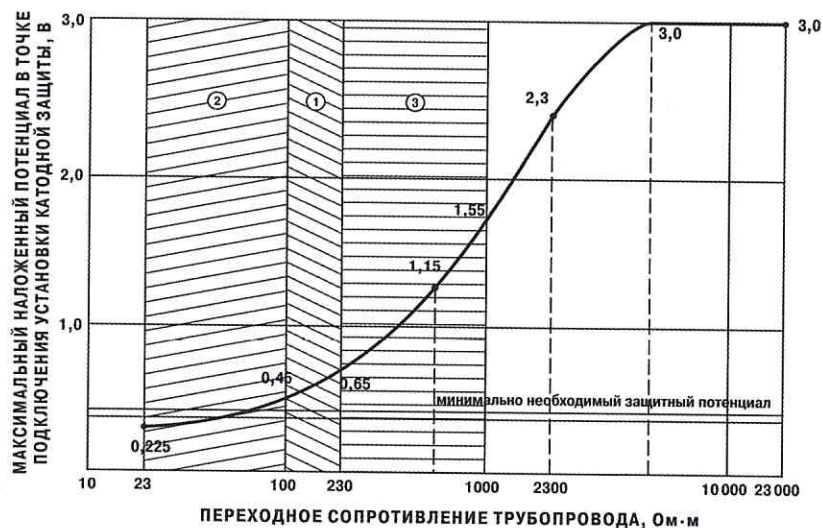


Рис. 2.8. Зависимость эффективности использования катодных станций от качества изоляционных покрытий (при оптимальном выходе тока установки катодной защиты 50 А)

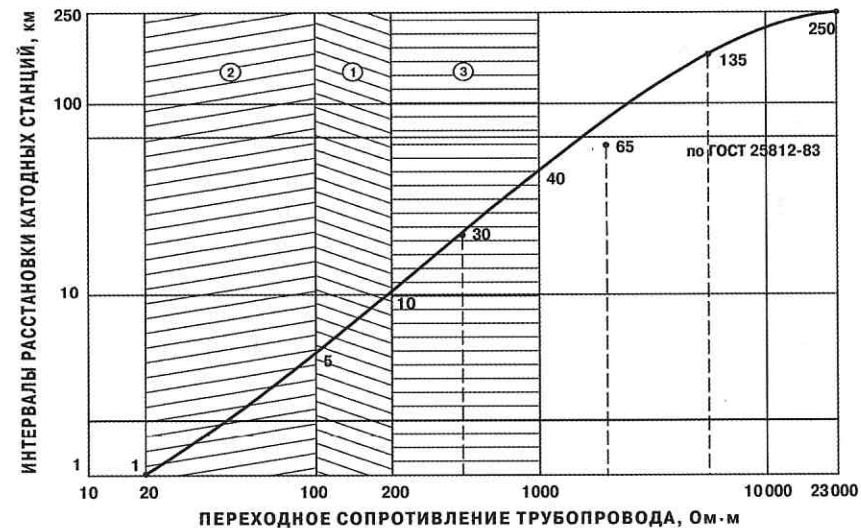


Рис. 2.9. Зависимость длины защитной зоны единичной установки катодной защиты от качества изоляционного покрытия

тивления, что увеличивает межремонтные сроки службы изоляции. Кроме того, в сочетании с экранирующим влиянием подстилающих пород многолетнемерзлых грунтов повышение сопротивления растеканию трубопроводов позволяет увеличивать, при прочих равных условиях, зону защиты единичной катодной станции и сокращает количество установок катодной защиты на 1000 км трубопровода (рис. 2.10), что сокращает объем строительных работ на линейной части трубопроводов, их сроки и трудозатраты.

В целом, правильный набор и обеспечение высокого качества изоляционных покрытий обеспечивают также дополнительный экономический эффект за счет значительного снижения удельного расхода электродов в анодных заземлениях установок катодной защиты (рис. 2.11) и затрат на электроэнергию (рис. 2.12), удельная стоимость которой может быть снижена в 3–5 раз (рис. 2.13). Средства, полученные в результате этого, полностью окупают и даже перекрывают затраты по улучшению качества изоляционных покрытий и являются хорошим стимулом для дальнейшего совершенствования их материалов и конструкций.

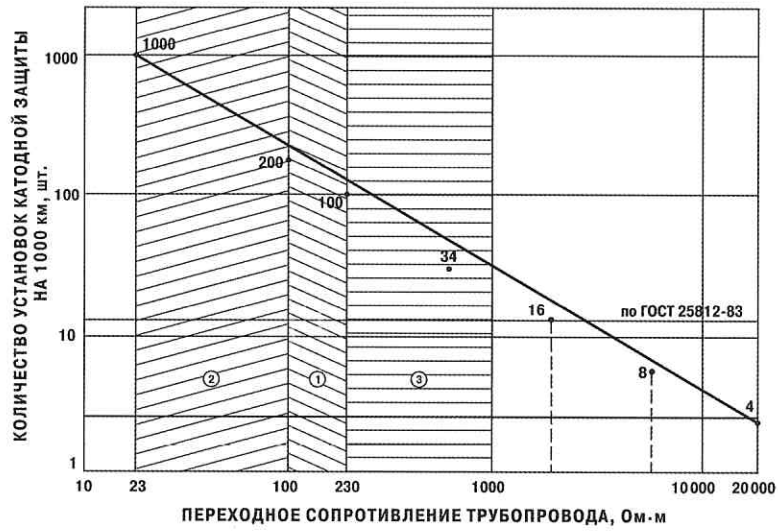


Рис. 2.10. Затраты оборудования при катодной защите трубопроводов с изоляционными покрытиями различного качества

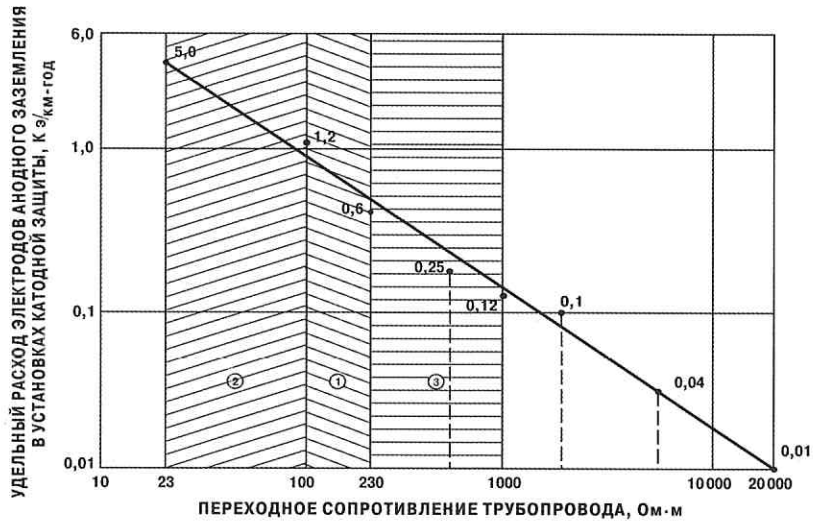


Рис. 2.11. Затраты материалов на катодную защиту трубопроводов с изоляционными покрытиями различного качества (полезный вес единичного электрода 35 кг; эквивалент расхода материала электродов 4 кг/А·год)

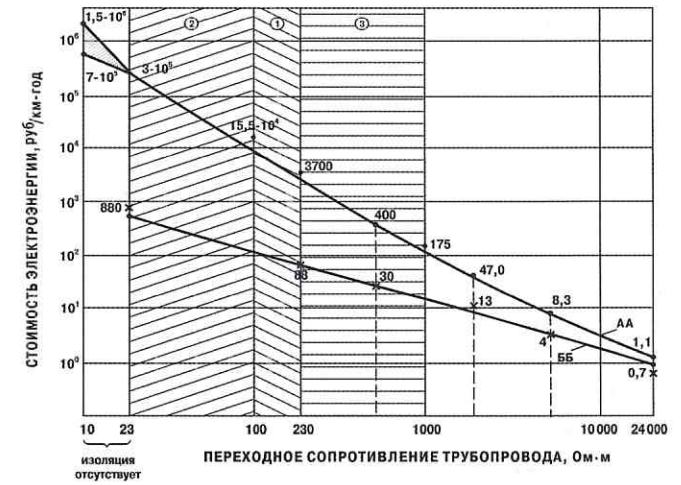


Рис. 2.12. Экономическая эффективность качественной комплексной защиты от коррозии подземных трубопроводов за счет сокращения затрат электроэнергии потенциала:
 АА — без ограничения максимального защитного потенциала;
 ББ — с ограничением максимального защитного потенциала величиной $-3,5$ В (МСЭ)

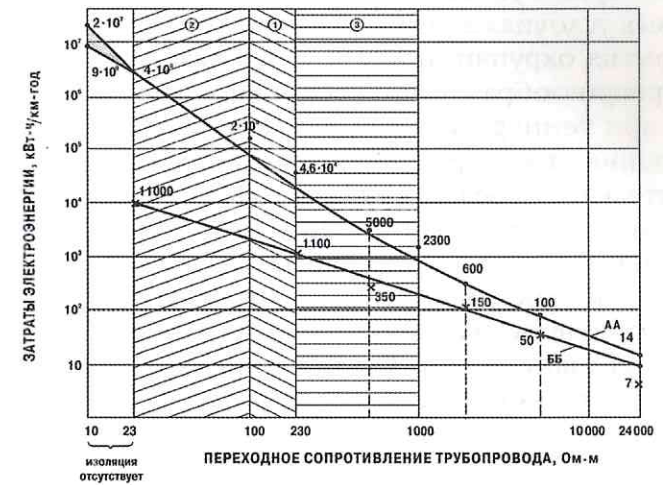


Рис. 2.13. Затраты электроэнергии на катодную защиту подземных трубопроводов:
 АА — без ограничения максимального защитного потенциала;
 ББ — с ограничением максимального защитного потенциала величиной $-3,5$ В (МСЭ)

2.3. Организация изоляционных работ

В период с 1961 по 1969 год строительные и изоляционно-укладочные работы на трассах канадских трубопроводов выполняли как в летнее, так и в зимнее время. Первоначально изоляцию трубопроводов зимой осуществляли вынужденно, когда не успевали закончить ее в летний период. Впервые целенаправленно строительные и изоляционные работы были запроектированы на зимнее время в 1965—1966 годах при строительстве 112-километрового трубопровода диаметром 762 мм. Качество изоляционного покрытия на этом трубопроводе было не ниже, чем полученное ранее при осуществлении изоляции летом.

Практически было установлено, что для нанесения изоляционного покрытия на канадские трубопроводы зимой можно применять обычные материалы: битумные мастики, полиэтиленовые и полихлорвиниловые ленты, экструдированный полиэтилен. Однако при этом необходимо учитывать особенности, свойственные каждому материалу в условиях низких температур.

Наилучшим качеством обладают битумные покрытия, нанесенные в стационарных условиях. При нанесении битумных мастик зимой в полевых условиях в результате быстрого охлаждения изоляционные покрытия охрупчиваются и легко разрушаются. Для предотвращения трещинообразования, особенно на изгибах труб, в случае их укладки при температуре воздуха ниже $-6,6^{\circ}\text{C}$, стандарт Канадской ассоциации инженеров-коррозионистов CSA Z184-1968 требует предварительно нагревать трубы до температуры $+10^{\circ}\text{C}$.

Ленточные покрытия при нанесении зимой не подвержены охрупчиванию. Техничко-экономическое обоснование их нанесения основано на сопоставлении удельных затрат (долл./км) на изоляцию, наносимую на полевых и на стационарных заводских установках. Для трубопроводов диаметром более 152 мм при протяжении до 3 км целесообразно использовать стационарное нанесение изоляции, так как удельные расходы на сооружение полевых изоляционных установок достаточно велики. В диапазоне от 3 до 8 км обоснование выбора способа нанесения ленточных покрытий до настоящего времени мало изучено. Трубопроводы протяженностью более 8 км экономичнее изолировать ленточными материалами в полевых условиях. Этот вывод, однако, не всегда распространяем на экструдированные

покрытия. На практике имел место случай применения экструдированного в стационарных условиях полиэтилена для нанесения изоляционного покрытия на 76-километровый трубопровод диаметром 600 мм.

Выполнение изоляционных работ в стационарных условиях позволяет избежать зависимости от погоды и температуры воздуха, что особенно важно в зимний период и при нанесении битумных покрытий. Для подводных переходов часто применяют толстостенные бесшовные трубы, изолированные каменноугольной смолой и покрытые бетоном для создания отрицательной плавучести и защиты от механических повреждений. Неизолированные места вблизи сварных швов и различные небольшие повреждения полимерных изоляционных покрытий устраняют с помощью пластиковых муфт.

При стационарном нанесении полимерных покрытий на трубы используют изоляционную пленку «Еллоу Джакет». Стыки труб заделывают в трассовых условиях пленкой «Пликофлекс». В случае полевого выполнения изоляционных работ трубы прежде всего очищают от снега и наледи с помощью специальных машин, а затем зачищают и покрывают праймером (грунтовкой) и пленкой «Еллоу Джакет», защищая ее сверху от механических повреждений крафт-бумагой. При этом трубоукладчик держит трубу в специальных прорезиненных захватах до окончательной подготовки траншеи. Подготовка включает доставку из ближайшего карьера засыпочного грунта, предварительное рыхление его и размещение на рабочей стороне открытой траншеи. Засыпку трубы осуществляют сразу же после опускания в траншею, чтобы избежать промерзания засыпочного грунта и повреждения им изоляционного покрытия.

Значительные изменения в конструкции изоляционных машин, произошедшие за последнее время, позволили сделать их более легкими и компактными.

В большинстве случаев трубопроводы большого диаметра изолируют только полимерными пленками с горячим или холодным праймером. Это позволяет осуществлять изоляционные работы в полевых условиях и зимой. Трубопроводы средних и малых диаметров (до 508 мм) изолируют экструдированным полиэтиленом горячего нанесения, осуществляя покрытие труб в заводских условиях. Это покрытие обладает хорошими диэлектрическими свойствами, высокой плотностью и износостойкостью, стойкостью к химическим

воздействиям и эластичностью, которую не теряет при температуре до $-45,5^{\circ}\text{C}$. Благодаря предварительному подогреву труб газовым пламенем и уменьшению разницы температур между трубой и покрытием внутренние напряжения в пластмассовом покрытии сводят до минимума. Дробеструйная очистка поверхности труб и тщательный контроль температуры нанесения каучуковой грунтовки обеспечивают хорошую адгезию покрытия к металлу. Толщина слоя грунтовки составляет $0,127-0,178$ мм, слоя полиэтилена — $0,559-1,143$ мм, а общая толщина покрытия — $0,686-1,321$ мм. Толщину слоя полиэтилена тщательно контролируют, а сам слой охлаждают до необходимой температуры водой. Прочность такого покрытия на растяжение составляет $249,6$ кгс/см, удлинение 77% , диэлектрическая устойчивость 300 кВ/мм. Температурный интервал применения покрытия от $-45,5$ до $79,4^{\circ}\text{C}$.

Скорость нанесения покрытия в зимнее время определяется главным образом диаметром труб и организацией работ. Практический опыт показал, что при заводской изоляции труб, помимо повышения качества покрытия и снижения его стоимости, имеется возможность ускорить выполнение изоляционно-укладочных работ за счет упрощения технологии этого процесса. В качестве примера можно сослаться на специализированную фирму «Show Pipe Protection» в Эдмонтоне (фирма имеет свои отделения и в других городах Канады), которая осуществляет заводскую изоляцию труб покрытием типа «Еллоу Джакет», каменноугольными и битумными мастиками, цементными смесями и другими материалами. Суточная производительность завода этой фирмы при 10-часовой смене составляет для труб диаметром 305 мм более 12 км, а для труб диаметром 508 мм — от $7,5$ до 10 км.

Фирма «Show Pipe Protection» имеет такие заводы в шести городах: Торонто, Монреаль, Гамильтон, Виннипег, Реджайна, Эдмонтон. Эта фирма первой в Канаде организовала заводскую изоляцию труб в специализированных стационарных условиях.

Для упрощения, повышения качества и ускорения изоляционных работ имеется специальная технология изоляции стыков и фасонной арматуры в трассовых условиях. В соответствии с ней изоляцию этих деталей осуществляют специальными изолирующими заготовками, выполненными в заводских условиях по форме изолируемой поверхности. Стыки, например, изолируют отрезком (рукавом) по-

лиэтиленовой трубы с поперечной сшивкой. Предварительно разогретый рукав натягивают на изолируемый стык. При последующем охлаждении рукав плотно обжимает стык, перекрывая при этом концы заводской изоляции стыкованных труб. Для повышения адгезии рукава его внутреннюю поверхность покрывают толстым слоем клея из смеси синтетических смол с антибактериальными добавками. Для ускорения посадки рукава применяют специальную горелку с температурой пламени 360°C . Требуемую степень усадки рукава контролируют по появлению на его торцевых концах клея, выдавленного с внутренней поверхности.

Хотя изоляционные работы обычно выполняют специализированные фирмы: «Show Pipe Protection» (Альберта), «Corpers Products» (Онтарио), «Canadian Johns Monville» (Онтарио), вопросы изоляции трубопроводов в Канаде занимается и ряд других компаний. Так, компании «Croise Perrault Canada» и «Banister Construction» разработали специальное устройство для изоляции стыков труб, позволяющее наносить покрытие на полосу шириной до 30 см. Покрытие состоит из слоя мастики, обернутого полиэтиленовой лентой. Устройство перемещают от стыка к стыку с помощью трубоукладчика. Компании выпускают две модификации устройств: для труб диаметром $51-305$ и $203-406$ мм. Кроме изолирующего устройства, указанные компании разработали трубный обогреватель для предварительного подогрева труб. Обогреватель сконструирован на основе беспламенных инфракрасных пропановых подогревателей с 20 группами небольших горелок, смонтированными по окружности кольцевой рамы обогревателя — по 4 горелки в каждой группе. Кольцевую раму, имеющую верхнюю подвеску, перемещают с помощью трубоукладчика так, чтобы в процессе работы сохранялось расстояние в $91,4$ м между подогревателем и комплексом очистной и изоляционной машин. При этом труба не успевает остыть перед нанесением изоляции. Питание подогревателя осуществляют от небольшой цистерны емкостью, равной дневной норме расхода пропана. Цистерна смонтирована на самостоятельной тележке и буксируется трубоукладчиком. Часовой расход пропана для обеспечения теплоотдачи одной горелки 3024 ккал составляет 37 л. В одной бригаде обычно используют четыре подогревателя.

В случае ручной изоляции стыков труб с заводским покрытием типа «Еллоу Джакет» околошовную зону стыка также прогревают с

помощью описанного подогревателя. После этого наносят на стык ленточное покрытие шириной 0,6 м, перекрывая частично заводскую изоляцию. Праймер под это покрытие наносить необязательно. При строительстве в 1966 году 406-миллиметрового трубопровода, подключенного к газосборной системе месторождения Эдеон, стыки после сварки изолировали вручную полимерной лентой «Поликен». Предварительно сваренные слои стыков покрывали асбестовыми листами, облицованными алюминиевой фольгой для замедления охлаждения перед нанесением изоляции.

Для поддержания трубопроводов большого диаметра при выполнении изоляционно-укладочных работ используют четыре мощных трубоукладчика. Один из них служит для перемещения очистной машины и подогревателя. При этом рама очистной машины, расположенная впереди, скреплена крюком с первой троллейной подвеской подогревателя. Если к очистной машине присоединены цепью один или два подогревателя, то перемещение их по трубе осуществляют с помощью двух трубоукладчиков. Третий трубоукладчик в этом случае поддерживает комбинированную машину для грунтовок и обертки трубы лентой. Четвертый трубоукладчик является резервным. Его обычно используют при укладке трубопровода на опоры или непосредственно в траншею.

В связи с тем, что монтаж и демонтаж системы устройств и машин, осуществляющей изоляционные работы, занимает весьма много времени, практикуют сварку открытых концов отдельных изолируемых плетей с последующим пропуском всего изолирующего комплекса. На строительстве северного участка трубопровода от Рейнбоу изоляционная бригада прошла таким способом без остановки для промежуточного демонтажа и монтажа 32 км. Средняя суточная скорость изоляционно-укладочных работ при этом составляла 3,6 км. В отдельные теплые дни при ускоренном темпе подготовки траншеи к опуску трубы средняя скорость работ повышалась до 6 км. Как показала практика, в зимнее время необходимо каждый день планировать передвижение изоляционной бригады, так как скорость нанесения изоляции, особенно в условиях болотистой местности, сильно колеблется. Траншея в этих условиях очень быстро обводняется, причем вода может замерзнуть до спуска в нее изолированного трубопровода. В этом случае необходимо обязательно демонтировать изоляционную машину с трубы, подтянуть плетень к траншее, опустить

ее и затем, откачав воду насосом, закрепить трубопровод анкерами или специальными грузами перед засыпкой. Все это значительно замедляет темп продвижения изоляционной бригады.

При работе в зимнее время необходимо четко планировать процесс подготовки траншеи, с тем чтобы координировать его с изоляционными работами. В момент готовности траншеи плети должны быть подготовлены к укладке. При этом расчистку трассы от снега по ходу движения колонны осуществляют только на расстояние дневной проходки. Это способствует предохранению изоляции от механических повреждений при засыпке траншеи, так как снег, являясь хорошим теплоизолятором, препятствует смерзанию грунта. При изоляции и укладке трубопровода зимой этот вопрос имеет большое значение. Обычно дно траншеи перед опуском подсыпают мягким грунтом или песком, чтобы избежать продавливания изоляции крупными камнями, комьями мерзлого грунта или бороздами от зубьев ковша экскаватора. Подготовленный для подсыпки грунт развозят вдоль трассы на самосвалах и предохраняют от смерзания рыхлением.

Представляют интерес практические особенности изоляционно-укладочных работ нескольких трубопроводов в различных районах Канады. При строительстве 121-километрового трубопровода диаметром 752 мм в западной части провинции Альберта применяли для изоляции полимерную ленту «Поликен», которую наносили в трассовых условиях на слой праймера «Поликен», нагретого до 18°С. Для предохранения изоляции от механических повреждений при укладке трубопровода в траншею использовали обертку из крафт-бумаги. Небезынтересно отметить, что трубопровод имел внутреннее изоляционное покрытие из эпоксидной смолы.

В случае прокладки 307-километрового нефтепровода диаметром 508 мм от озера Рейнбоу до месторождения Найписи трубу изолировали также в полевых условиях с помощью комбинированной изоляционной машины конструкции фирмы «Crosé Paragault», которая за один проход очищала, грунтовала и обертывала трубу как изоляционной лентой, так и крафт-бумагой. Хотя применявшаяся грунтовка «Пликофлекс» не густела даже при температуре -46°С, сама изоляционная лента теряла свои свойства уже при температуре -26°С. Это потребовало строительства складов для хранения ленты в условиях определенной постоянной температуры.

При строительстве газопровода в северо-западной провинции Канады один из участков трассы пересекал заболоченное озеро, поверхность которого замерзла на 90 см, сохранив под промерзшим слоем 6-м болотную трясику. Изоляционно-укладочные работы на этом участке осуществляли в несколько проходов. В первый проход отрывали траншею роторным экскаватором, за второй проход ковшевым экскаватором очищали траншею от жидкого болотного грунта, и лишь затем выполняли изоляционные работы. Плеть трубопровода изолировали лентой и защитным покрытием, закрепляли на ней утяжеляющие грузы или анкеры и укладывали в траншею. Изоляционную ленту наносили на трубопровод, подогретый до 15–20°С. Для просушки поверхности трубопровода между двумя очистными машинами помещали инфракрасные подогреватели.

На участке трассы Трансканадского газопровода между Порт-Артуром и Торонто трубы очищали самоходными очистными машинами. Эти же машины покрывали трубопровод густым праймером, который втирали волосяными щетками. Затем изоляционно-обмоточная машина набрызгивала на праймер горячую битумную мастику толщиной слоя 2,4 мм и обертывала трубу стекловолокнистым армирующим материалом. Мастику готовили в заводских условиях и доставляли на трассу в жестяных бочках. После размельчения мастику загружали в передвижные плавильные котлы на гусеничном ходу и плавил при температуре 250–260°С. Трубопровод укладывали в траншею сразу после изоляции. На участках со скальными породами перед опуском трубопровода на дно траншеи через каждые 6 м укладывали мешки с песком. Для предотвращения повреждения изоляции при засыпке трубопровода его обертывали прессованным асбестовым картоном толщиной до 6,5 мм. Кроме того, в момент засыпки накрывали трубопровод пятиметровым металлическим кожухом, который перетаскивали над трубопроводом с помощью трубоукладчика. На речных переходах изоляционное покрытие защищали оберткой из толстого рулонного материала марки «Баррет» с армирующим слоем из стеклоткани. Поверх обертки накладывали листовую картон, пропитанный битумом, и закрепляли его на трубопроводе металлической лентой. Горячие участки трубопровода на выходе из компрессорных станций на протяжении 6 км изолировали полиэтиленовой лентой «Поликен», обернутой легкослойным ру-

лонным материалом — стеклотканью, пропитанной каменноугольной смолой, с наружным слоем из пластмассы на основе полиэфирной смолы.

При сооружении в 1972 году первого в Северной Америке трубопровода диаметром 1219 мм (лупинговая магистраль Эдмонтон — Гретна — Сьюпириор) фирма «Joyse — Leonard Canada» использовала для изоляции ленту «Поликен», нанося ее на холодный праймер и защищая от механических повреждений оберткой из крафт-бумаги. На участках распространения скальных грунтов изоляцию дополнительно защищали от механических повреждений с помощью поликеновых непрлипающих щитов толщиной 0,76–1,0 мм, изготовленных из рулонных заготовок. В процессе изоляционно-укладочных работ использовали пять трубоукладчиков, которые поддерживали трубу и изолирующие устройства с помощью специальных полотенец, укрепленных тросами диаметром 22 мм. Сразу же после окончания изоляционных работ трубопровод укладывали в траншею и засыпали.

2.4. Заключение и выводы

Правильный выбор типа и конструкции изоляционного покрытия играет важную роль в обеспечении комплексной противокоррозионной защиты трубопроводов от подземной коррозии в промерзающих грунтах. В связи с этим любое решение по выбору изоляции должно иметь технико-экономическое обоснование на стадии проектирования. При этом в основу такого обоснования должны быть положены следующие параметры изоляционного покрытия:

- гармонизация с работой в комплексе со средствами электрохимической защиты;
- кинетика и динамика износа и старения изоляционного покрытия, характеризующая снижением ее начального переходного сопротивления и константой старения, используемой в расчетах по гармонизации с действием электрохимической защиты;
- совместимость выбранного изоляционного материала с температурным режимом работы трубопровода и его стойкость к циклическим переходам температуры через 0°С;

— стойкость изоляционного покрытия против снижения адгезии к металлу труб, а также к биохимическому влиянию почвенных микроорганизмов и их генезису.

1. Любое изоляционное покрытие органического происхождения, обладающее естественной пористостью своей структуры, не может обеспечить полную защиту от подземной коррозии, так как всегда сохраняет возможность инициирования коррозионных процессов на поверхности стального трубопровода за счет заполнения естественных микропор коррозионным электролитом грунта. При этом по мере развития таких процессов образующиеся первоначально нанопродукты коррозионного окисления стали, в 5 раз превышающие по объему саму корродирующую сталь, постепенно разрывают микропоры и стимулируют дальнейший рост интенсивности процессов коррозии.

2. Основным назначением изоляционных покрытий является сокращение поверхности стальных трубопроводов, доступной для прямого контакта с коррозионной окружающей средой и для прохождения блуждающих токов. Такое сокращение позволяет реализовать в комплексе с изоляцией электрохимическую защиту, которая и обеспечивает реальное торможение коррозионных процессов.

3. Функциональная роль изоляционного покрытия на трубопроводных системах большой протяженности заключается в обеспечении возможности увеличения зоны распространения токов катодной защиты, стекающих с анодного заземления единичной установки электрохимической защиты. В связи с этим в условиях старения изоляционного покрытия на трубопроводе эту же функциональную роль можно обеспечивать не только путем ремонта или замены изношенного трубопроводного покрытия, но и путем изменения конструкции анодного заземления, используя вместо стандартных заземлений точечного типа (поверхностных или глубинных) протяженные гибкие двухслойные аноды, у которых второй слой высокого сопротивления реализует функциональную роль изоляции трубопровода, теряемую в результате старения и износа.

ГЛАВА ТРЕТЬЯ

КАТОДНАЯ ЗАЩИТА ПОДЗЕМНЫХ ТРУБОПРОВОДОВ РОССИИ, КАНАДЫ И АЛЯСКИ В МЕРЗЛЫХ ГРУНТАХ

3.1. Технологическая система катодной защиты и конструкции анодных заземлений в слоистых грунтах с учетом влияния многолетней мерзлоты

Традиционные электроды промышленного изготовления и схемы катодной защиты магистральных трубопроводов с использованием стандартных электродов не всегда эффективны в условиях глубокого промерзания грунта, а также наличия слоев многолетнемерзлых грунтов различной мощности и глубины заложения. В связи с этим для районов Западной Сибири и Крайнего Севера были предложены другие конструкции анодных заземлений: глубинные, скважинные, свайные протяженные и таликовые. Исходя из технико-экономических соображений, катодную защиту трубопроводов, круглогодично работающих в режиме положительных температур, целесообразно осуществлять по следующим схемам: в постоянно талом грунте — с поверхностными или глубинными анодными заземлениями; в сезонно-талом грунте при отсутствии подстилающих многолетнемерзлых горных пород — с глубинными или свайными анодными заземлениями; в сезонно-талом грунте с подстилающими многолетнемерзлыми слоями горных пород — со свайными, анодными заземлениями; в сливающейся многолетней мерзлоте — со скважинными, глубинными или таликовыми анодными заземлениями. При этом предпочтительнее использовать установки катодной защиты с автономными источниками энергии. Магистральные трубопроводы, эксплуатируемые в интервале циклически знакопеременных температур, целесообразно защищать комбинированно: в период цикла

в области положительных температур катодными станциями аналогично перечисленным вариантам выбора типов анодных заземлений, а в период цикла в области отрицательных температур — переключаться на протекторную защиту, предпочтительнее протяженными протекторами.

Окончательный выбор схем катодной защиты и конструкций анодных заземлений следует осуществлять в соответствии с условиями разработанных ВНИИСТ «Технических требований к анодным заземлениям для районов распространения вечной мерзлоты» ТУ 102-95-76 [83].

Расчетный срок службы любых конструкций анодных заземлений в рассматриваемых условиях должен быть не менее 10 лет. При этом допустимая начальная величина их сопротивления растеканию в летний период без активатора составляет не более 2,0 Ом, а при наличии активирующей обработки грунта вокруг заземления — не более 1,0 Ом. На «холодных» участках трубопроводов (с полным промерзанием грунта вокруг трубопровода в период цикла отрицательных температур) допустимо четырехкратное увеличение сопротивления растеканию анодных заземлений в зимний период. В любом случае сопротивление растеканию отдельных элементов заземления должно оставаться в пределах $\pm 50\%$ от средних ожидаемых величин (математического ожидания).

В случае использования активирующих наполнителей заземления целесообразно располагать в наименее обводненных местах на участках местных возвышений, которые не подвержены усиленному увлажнению в период таяния. Обработка грунта солью снижает сопротивление ближних к заземлению слоев земли в 2–4 раза. При обработке следует брать 16 кг соли на 1 м длины электрода заземления и повторять обработку не реже чем через 2 года.

В условиях наличия слоя многолетнемерзлого грунта при расчете сопротивления анодного заземления необходимо учитывать эквивалентное значение удельного сопротивления грунта ρ_{Σ} , определяемое по формуле:

$$\rho_{\Sigma} = (1 + K_{\rho_1}) \rho_1, \quad (3.1)$$

где: ρ_1 — удельное сопротивление слоя грунта, в котором размещено заземление, Ом·м;

K_{ρ_1} — условный коэффициент экранирования, определяемый согласно рис. 3.1.

Для расчета сопротивления растеканию стандартных электродов трехметровой длины в двухслойной среде при промерзании сверху можно использовать данные рис. 3.2–3.4. Сопротивление растеканию R_{Σ} одиночного вертикального электрода поверхностного анодного заземления с глубиной заложения верхнего торца 3 м в условиях промерзания грунта на глубину до 4 м допустимо рассчитывать по формуле:

$$R_{\Sigma} = \frac{K_{\Sigma}}{l_{\Sigma}}, \quad (3.2)$$

где: K_{Σ} — коэффициент сопротивления растеканию, Ом·м (определяется по графикам рис. 3.5);

l_{Σ} — длина электрода, м.

Уточненный расчет сопротивления растеканию одиночного вертикального электрода с учетом слоистой структуры грунта в условиях промерзания сверху можно выполнять на электронно-вычислительной машине класса «Мир-1» по специальной программе, изложенной в ВСН 2-71-76, разработанных ВНИИСТ [61].

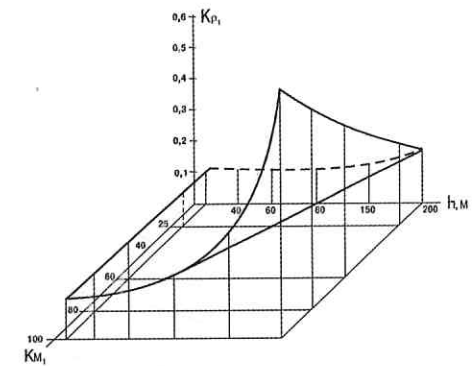


Рис. 3.1. Условный коэффициент экранирования при различной мощности слоя многолетней мерзлоты h и изменении обратного коэффициента отражения K_{m_1}

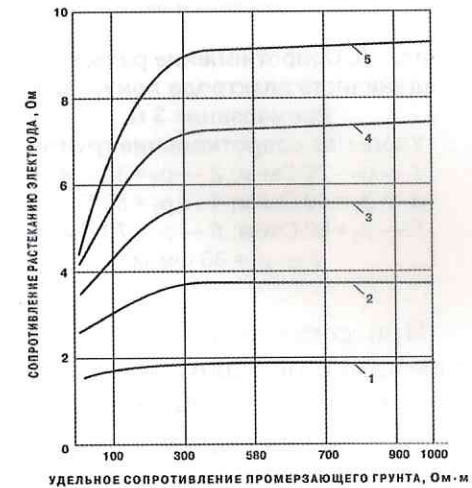


Рис. 3.2. Сопротивление растеканию единичного электрода в грунтах различного удельного сопротивления при глубине промерзания 2 м: 1 — сопротивление талого грунта $\rho_T = 10$ Ом·м; 2 — $\rho_T = 20$ Ом·м; 3 — $\rho_T = 30$ Ом·м; 4 — $\rho_T = 40$ Ом·м; 5 — $\rho_T = 50$ Ом·м

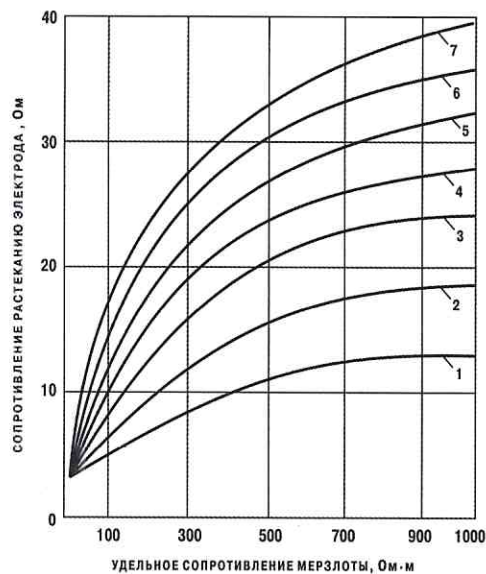


Рис. 3.3. Сопротивление растеканию единичного электрода при глубине промерзания 3 м.

Удельное сопротивление грунта:
 1 — $\rho_T = 20 \text{ Ом}\cdot\text{м}$; 2 — $\rho_T = 30 \text{ Ом}\cdot\text{м}$;
 3 — $\rho_T = 40 \text{ Ом}\cdot\text{м}$; 4 — $\rho_T = 50 \text{ Ом}\cdot\text{м}$;
 5 — $\rho_T = 60 \text{ Ом}\cdot\text{м}$; 6 — $\rho_T = 70 \text{ Ом}\cdot\text{м}$;
 7 — $\rho_T = 80 \text{ Ом}\cdot\text{м}$

При сопоставлении расчетных вариантов технологических систем катодной защиты с сосредоточенными поверхностными заземлителями полное сопротивление анодного заземления R_A при увеличении числа электродов следует определять по формуле:

$$R_A = \frac{\sqrt{r_3 R_3}}{2} \operatorname{cth} \frac{n}{2} \sqrt{\frac{r_3}{R_3}}, \quad (3.3)$$

где: r_3 — эквивалентное продольное сопротивление соединительного проводника между двумя электродами заземления, Ом;
 R_3 — сопротивление растеканию одного электрода заземления с учетом экранирования, Ом.

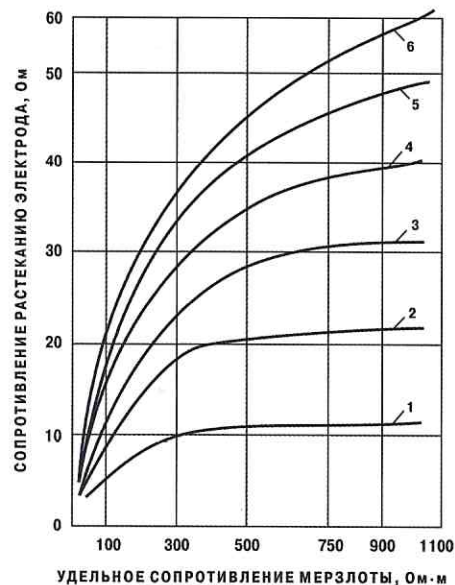


Рис. 3.4. Сопротивление растеканию единичного электрода при глубине промерзания 4 м.

Удельное сопротивление грунта:
 1 — $\rho_T = 10 \text{ Ом}\cdot\text{м}$; 2 — $\rho_T = 20 \text{ Ом}\cdot\text{м}$;
 3 — $\rho_T = 30 \text{ Ом}\cdot\text{м}$; 4 — $\rho_T = 40 \text{ Ом}\cdot\text{м}$;
 5 — $\rho_T = 50 \text{ Ом}\cdot\text{м}$; 6 — $\rho_T = 60 \text{ Ом}\cdot\text{м}$

$$r_3 = \frac{\rho_n a}{S_n}, \quad (3.4)$$

где: ρ_n — удельное сопротивление металла соединительного провода, $\frac{\text{Ом}\cdot\text{мм}^2}{\text{м}}$;
 a — расстояние между электродами заземления, м;
 S_n — сечение соединительного провода, мм^2 ;
 n — количество электродов в заземлении.

Сосредоточенное поверхностное анодное заземление в однорядном варианте имеет предельное число электродов, которому соответствует практически минимально возможное сопротивление растеканию. Дальнейшее увеличение числа электродов является нецелесообразным. Практически предельное количество электродов для различных условий и конструкций анодных заземлений можно определять по графикам рис. 3.6—3.8.

Использование технологических систем катодной защиты с протяженными линейными электродами в качестве анодных заземлений позволяет обеспечить значительное снижение их сопротивления растеканию даже в малопроводящих покровных грунтах и при наличии подстилающего слоя многолетнемерзлых горных пород. Расчет сопротивления заземления в этом случае можно выполнять по обычной методике, исходя из эквивалентного удельного сопротивления грехслойной структуры



Рис. 3.5. Коэффициент сопротивления растеканию единичного электрода в грунтах различного удельного сопротивления при изменении глубины их промерзания:
 1, 4, 7, 10, 13, 16, 19 — глубина промерзания 2 м;
 2, 5, 8, 11, 14, 17, 20 — то же 3 м;
 3, 6, 9, 12, 15, 18, 21 — то же 4 м;
 1, 2, 3 — $\rho_T = 10 \text{ Ом}\cdot\text{м}$; 4, 5, 6 — $\rho_T = 20 \text{ Ом}\cdot\text{м}$;
 7, 8, 9 — $\rho_T = 30 \text{ Ом}\cdot\text{м}$; 10, 11, 12 — $\rho_T = 40 \text{ Ом}\cdot\text{м}$;
 13, 14, 15 — $\rho_T = 50 \text{ Ом}\cdot\text{м}$;
 16, 17, 18 — $\rho_T = 70 \text{ Ом}\cdot\text{м}$;
 19, 20, 21 — $\rho_T = 100 \text{ Ом}\cdot\text{м}$

Рис. 3.6. Предельное количество электродов анодного заземления с интервалом расстановки 5 м в грунтах различного сопротивления:

1 — сечение соединительных проводов 10 мм²; 2 — то же 25 мм²; 3 — то же 50 мм²;
 - - - - - провод медный

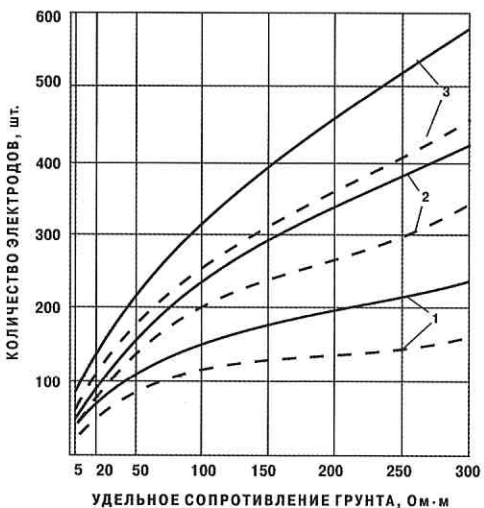
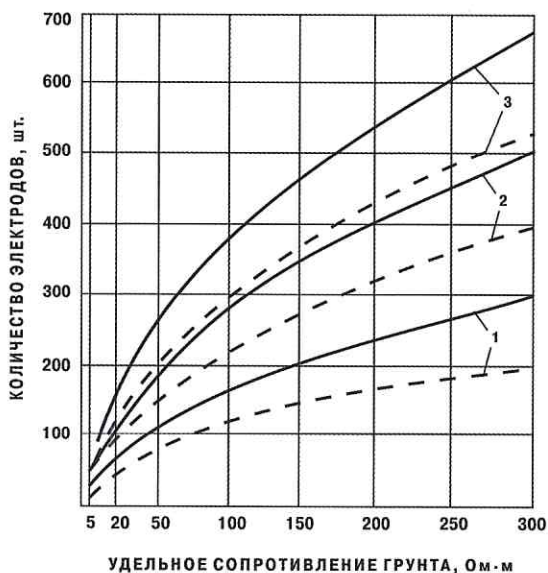


Рис. 3.7. Предельное количество электродов анодного заземления с интервалом расстановки 10 м в грунтах различного сопротивления. Обозначения, как на рис. 3.6

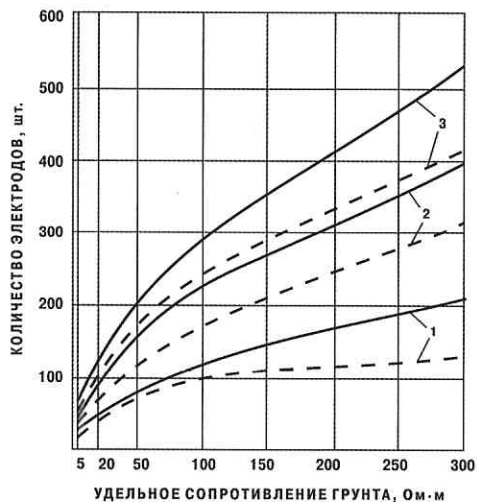


Рис. 3.8. Предельное количество электродов анодного заземления с интервалом расстановки 20 м в грунтах различного сопротивления. Обозначения, как на рис. 3.6

грунта. Оценку общего сопротивления системы катодной защиты следует производить с учетом полного переходного сопротивления трубопровода. В первом приближении для расчета величины эквивалентного удельного сопротивления ρ_{Σ} монотонного грунта важно использовать выражение:

$$\rho_{\Sigma} = 1,6\rho_{\text{сАТ}}K_{\Sigma_1}y \left[\frac{1}{h_{\text{сА}}} - \frac{\rho_{\text{сАТ}}}{h_m(\rho_m + \rho_{\text{сАТ}})} \right], \quad (3.5)$$

где: $\rho_{\text{сАТ}}$ — удельное сопротивление сезонно-талого слоя грунта с учетом его температуры, Ом·м;

y — расстояние между анодным заземлением и трубопроводом, м;

$h_{\text{сА}}$ — мощность слоя сезонно-талого грунта, м;

ρ_m — удельное сопротивление слоя многолетнемерзлого грунта, Ом·м;

h_m — мощность слоя многолетнемерзлого грунта, м;

K_{Σ_1} — приведенный коэффициент экранирования слоя многолетнемерзлого грунта

$$K_{\Sigma_1} = \ln \frac{240h}{2h_{\text{сА}} - y + \sqrt{h_m|h_m - h_{\text{сА}}|}}. \quad (3.6)$$

Для более точного расчета эквивалентного сопротивления трехслойной структуры грунта, включающей слой постоянно талого грунта с удельным сопротивлением $\rho_m = 10 \div 100$ Ом·м, чередующийся со слоями грунтов: сезонно-талого и многолетнемерзлого с удельным сопротивлением 300–1500 Ом·м, были разработаны специальные номограммы, которые приведены в «Руководстве...» Р 385–80 [85]. При этом в расчетах использовали среднее значение фактического удельного сопротивления грунта в сезонно-талом слое ρ_{ϕ} в диапазоне: 10–500 Ом·м — для летнего периода, 500–5000 Ом·м — для зимнего периода.

Сопротивление растеканию участков трубопроводов в сливающейся мерзлоте или при промерзании сезонно-талого слоя грунта с образованием талика вокруг трубы можно определять аналогичным образом, принимая вместо значений диаметров трубопроводов размеры среднего диаметра талика. В этом случае дифференцированное

определение расчетных значений эквивалентного удельного сопротивления грунта для локальных участков различной протяженности можно выполнять на основании соотношения:

$$\rho_{\text{Э}} = K_p \rho_{\text{Ф}}, \quad (3.7)$$

где K_p — коэффициент приведения удельного сопротивления.

Для определения величины K_p разработаны специальные номограммы, приведенные в «Руководстве...» Р 385—80 ВНИИСТ. Учет влияния изменения температуры талого грунта на среднюю величину его удельного сопротивления $\rho_{\text{ГТ}}$ в первом приближении можно осуществлять с помощью формулы:

$$\rho_{\text{ГТ}} = K_T \rho_{\text{ГТ}15}, \quad (3.8)$$

где: $\rho_{\text{ГТ}}$ — среднее удельное сопротивление грунта при температуре $+15^\circ\text{C}$, Ом·м;

K_T — температурный коэффициент удельного сопротивления грунта, определяемый по графику рис. 3.9.

Ориентировочный расчет сопротивления анодных заземлений при наличии 20—40-метрового слоя многолетней мерзлоты с удельным сопротивлением 400—800 Ом·м, перекрытого 15—30-метровым слоем сезонно-талого грунта с удельным сопротивлением в талом состоянии 20—50 Ом·м, и подстилающих горных пород с удельным

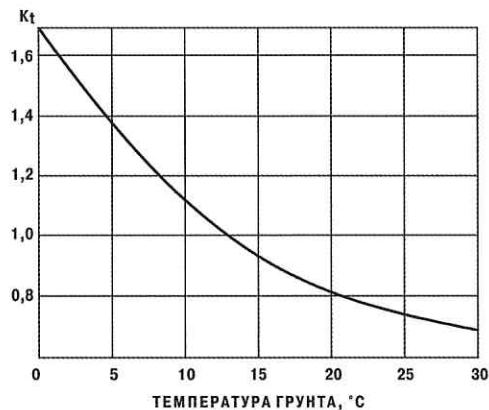


Рис. 3.9. Температурный коэффициент удельного сопротивления грунта

сопротивлением 10—20 Ом·м, можно выполнять, используя следующие средние значения эквивалентного удельного сопротивления грунта: для поверхностных заземлений — 75 Ом·м на летний и 500 Ом·м на зимний периоды; для глубинных заземлений, заглубленных на 100—120 м, — 50 Ом·м на летний и 100 Ом·м на зимний периоды. При необходимости более точного расчета сопротивления растеканию глубинных

анодных заземлений под слоем многолетнемерзлого грунта необходимо учитывать эквивалентное значение удельного сопротивления грунта, определяемое по формуле:

$$\rho_{\text{Э}} = \rho_{\text{ГЛ}} \frac{H}{h_m} (1 + K_{m_2}), \quad (3.9)$$

где: $\rho_{\text{ГЛ}}$ — среднее удельное сопротивление глубинного слоя грунта, в котором размещено заземление, Ом·м;

H — глубина заложения геометрического центра заземления, м;

K_{m_2} — обратный коэффициент отражения слоя многолетнемерзлого грунта (относительно подстилающего слоя грунта)

$$K_{m_2} = \frac{\rho_m + \rho_{\text{ГЛ}}}{\rho_m - \rho_{\text{ГЛ}}}. \quad (3.10)$$

Сопротивление растеканию одиночного электрода глубинного анодного заземления, установленного под слоем многолетнемерзлого грунта, можно рассчитать по формуле:

$$\rho_{\text{Э}} = \frac{\rho_{\text{Э}}}{2\pi d_{\text{Э}}} \ln \frac{2l_{\text{Э}}}{d} \sqrt{\frac{2t + \frac{l_{\text{Э}}}{2}}{2t - \frac{l_{\text{Э}}}{2}}}, \quad (3.11)$$

где: $l_{\text{Э}}$ — длина электрода, м;

d — диаметр электрода, м;

t — глубина заложения геометрического центра электрода, м.

В первом приближении приведенное для расчета значение удельного сопротивления грунта с учетом влияния слоя многолетней мерзлоты можно рассчитать по формулам:

$$\rho_{\text{Э}} = PK'_{\text{Э}} \frac{t}{h_m} \rho_{\text{ГЛ}}, \quad (3.12)$$

где: P — сезонный коэффициент: 0,1 — для летнего периода и 0,7 — для зимнего периода;

K'_3 — приведенный коэффициент экранирования слоя многолетней мерзлоты

$$K'_3 = \ln \frac{240h_m}{2h_A - t + \sqrt{h_m|h_m - h_A|}}, \quad (3.13)$$

где h_A — расстояние от центра электрода до подошвы слоя многолетнемерзлого грунта, м.

Значения сопротивления растеканию одиночного электрода глубинного анодного заземления длиной 1,5 м, установленного под слоем многолетнемерзлого грунта, показаны на рис. 3.10.

Сопротивление растеканию скважинного анодного заземления можно рассчитать по обычной методике с учетом эквивалентного значения удельного сопротивления приведенной трехслойной структуры грунта.

Сопротивление одиночной сваи без активатора для свайного анодного заземления в первом приближении без учета экранирующего влияния границы раздела талой и мерзлой сред можно определить по формуле:

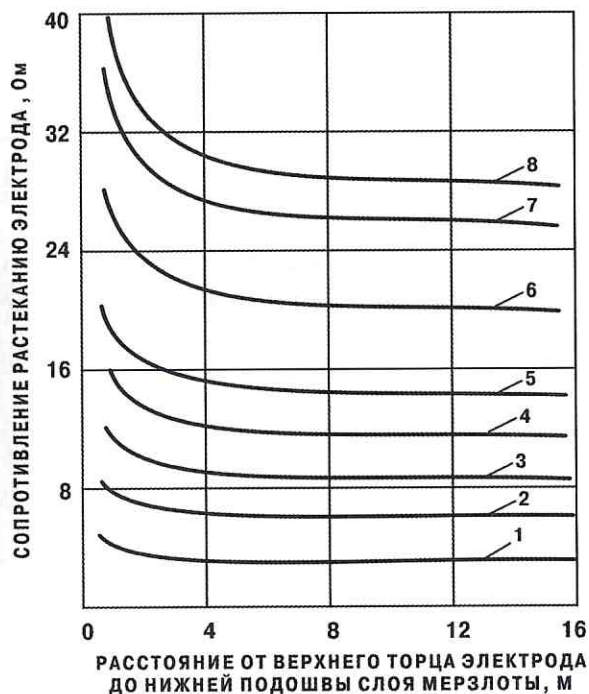


Рис. 3.10. Сопротивление растеканию одиночного электрода глубинного анодного заземления при различном расстоянии до нижней подошвы слоя многолетней мерзлоты.

Эквивалентное удельное сопротивление грунта:
1 — 10 Ом·м; 2 — 20 Ом·м; 3 — 30 Ом·м;
4 — 40 Ом·м; 5 — 50 Ом·м; 6 — 70 Ом·м;
7 — 90 Ом·м; 8 — 100 Ом·м

$$R_c = 0,16\rho_{IT}K_n \frac{\ln \frac{4H_m}{d_c} \ln \frac{(l_c - H_m)}{c_c} \sqrt{3l_c + H_m}}{(l_c - H_m) \ln \frac{4H_m}{d_c} + K_n H_m \ln \frac{2(l_c - H_m)}{d_c} \sqrt{3l_c + H_m}}, \quad (3.14)$$

где: ρ_{IT} — удельное сопротивление талого грунта при реальной температуре эксплуатации заземления, Ом·м;

H_m — мощность слоя сезонно-талого грунта, м;

l_c — длина свай, м;

d_c — диаметр свай, м;

K_n — коэффициент преломления

$$K_n = \frac{\rho_{2T}}{\rho_{1T}}, \quad (3.15)$$

где ρ_{2T} — удельное сопротивление мерзлого грунта при реальной температуре эксплуатации заземления, Ом·м.

Количественные характеристики сопротивления такой сваи в условиях промерзания грунта на глубину 4 м в зависимости от функции приведения сопротивления сваи $\Phi(l_c; d_c; K_n) \left(\frac{l}{m}\right)$, показанной на рис. 3.11, рассчитывают по формуле:

$$R_c = \rho_{IT} \Phi(l_c; d_c; K_n). \quad (3.16)$$

В случае солевой обработки грунта вокруг одиночной сваи выражение (3.14) меняет вид:

$$R_c = 0,16\rho_{IT}K_n \frac{\ln \frac{4H_m}{d_c} \ln \frac{(l_c - H_m)}{c_c} \sqrt{3l_c + H_m}}{(l_c - H_m) \ln \frac{4H_m}{d_c} + K_n H_m \ln \frac{2(l_c - H_m)}{d_c} \sqrt{3l_c + H_m}}, \quad (3.17)$$

а выражение (3.16) получает дополнительный коэффициент:

$$R_{cA} = 0,17R_c. \quad (3.18)$$

Сопротивление растеканию единичного таликового заземления можно определить по формуле:

$$R_{ТЗ} = \frac{\rho_m}{\pi} \left(\frac{1}{8h_T} + \frac{1}{2d_T} \right) + R_{ТГ}, \quad (3.19)$$

где: h_T — глубина заложения геометрического центра талика, м;

d_T — средний диаметр талика, м;

$R_{ТГ}$ — сопротивление растеканию токоввода в талик без учета влияния многолетнемерзлого грунта, Ом.

Для таликовых заземлений с глубиной заложения геометрического центра талика не менее 20 м величину сопротивления растеканию можно рассчитывать по формуле:

$$R_{ТЗ} = F(\rho_m; d_T) + R_{ТГ}, \quad (3.20)$$

где $F(\rho_m; d_T)$ — функция приведения сопротивления таликового анодного заземления, определяемая по графикам рис. 3.12.

Окончательный выбор схемы катодной защиты и конструкции анодного заземления определяется технико-экономическими и технологическими соображениями, исходя из результатов анализа различных расчетных вариантов по перечисленным ранее зависимостям.

Распределение токов в системе «анодное заземление — трубопровод», во многом определяющее протяженность защитной зоны единичной установки катодной защиты, в условиях Западной Сибири и северных районов зависит

от горизонтально-слоистой структуры грунта. В первом приближении для оценки математического ожидания сопротивления растеканию анодного заземления такую структуру можно заменять при расчетах аналоговым монослоем грунта с эквивалентным удельным сопротивлением. Величина этого сопротивления определяется путем решения задачи токораспределения в трехслойном грунте, состоящем из сезонно-активного, многолетнемерзлого и постоянно талого слоев горных пород.

Задачу решаем для следующих условий (рис. 3.13):

- 1) заземление, рассматриваемое как точечное, расположено на глубине H в среде с ρ_1 ;
- 2) заземление расположено на расстоянии ниже пласта мощностью h_2 с ρ_2 ;
- 3) верхний пласт грунта мощностью h_1 с ρ_1 покрывает промежуточный пласт до границы с воздушной средой.

Необходимо определить:

- 1) потенциалы на поверхности земли, например в точке N ;
- 2) кажущееся удельное сопротивление среды, определяющее сопротивление растеканию заземлителя.

Среды разделены плоскопараллельными плоскостями $P+Q$ и Z . Решение проведем в цилиндрической системе координат с началом в точке расположения заземления. При этом ось Z перпендикулярна

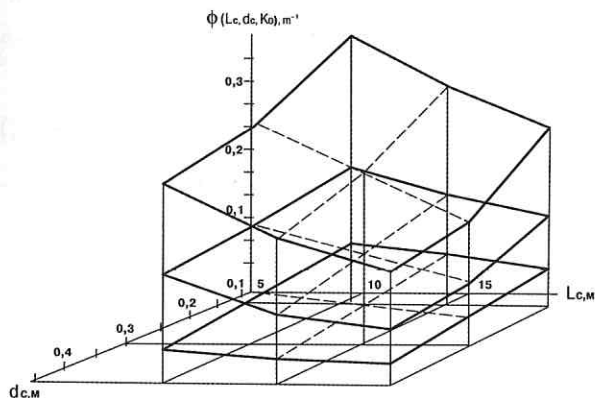


Рис. 3.11. Функция приведения сопротивления свай различной длины L_c и диаметра d_c при различных коэффициентах отражения слоя мерзлого грунта K_0 :
1 — $K_0 = 1$; 2 — $K_0 = 5$; 3 — $K_0 = 15$

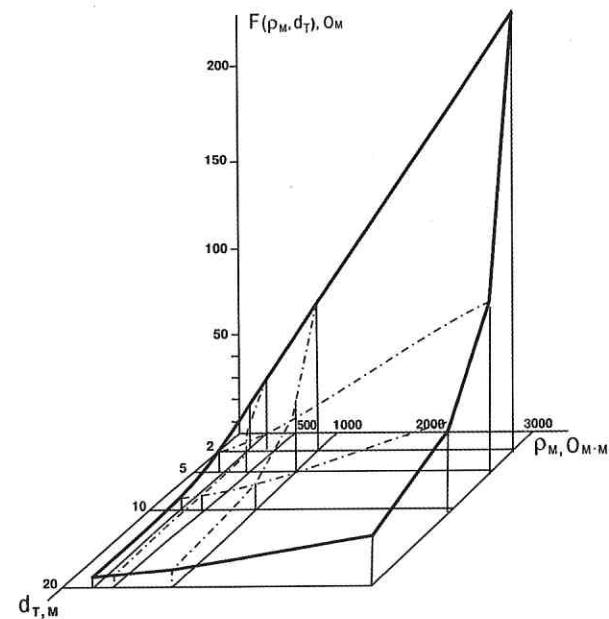


Рис. 3.12. Функция приведения сопротивления мерзлотного заземления в грунтах различного сопротивления ρ_m при изменении диаметра талика d_T

плоскостям раздела. Ось Z_1 , соединяющая начало координат и любую точку N , пересекает пласты под углом $\beta - \frac{\pi}{2} - \alpha$, где α — угол пересечения осей Z и Z_1 .

При нагрузке на заземлитель током I для соблюдения граничных условий на поверхности P необходимо наличие в среде с ρ_2 мнимого источника тока I (где $OP=P1$) с нагрузкой IK_{12} (где $K_{12} = \frac{\rho_2 - \rho_1}{\rho_2 + \rho_1}$). Этот источник тока создает в среде с ρ_1 дополнительный потенциал:

$$U_{11} = \frac{IK_{12}\rho_1}{4\pi\sqrt{L^2 \sin^2 d + (2Z_1 - L)^2 \cos^2 d}}, \quad (3.21)$$

где: L — координата любой точки по оси Z_1 в среде с ρ_1 ;

Z_1 — координата точки пересечения оси Z_1 с площадью P

$$Z_1 = \frac{h_3}{\cos \alpha}. \quad (3.22)$$

При введении мнимого источника тока I граничные условия на плоскости P будут полностью соблюдены. Электрическое поле в среде с ρ_2 в этом случае будет таким, как если бы все пространство имело это сопротивление, а источник тока, находясь в точке A , имел нагрузку $I(1 - K_{12})$.

Наличие плоскости раздела Q требует дальнейшей аналогичной корректировки параметров нагрузки заземлителя. Для соблюдения граничных условий на этой плоскости необходимо

наличие в среде с ρ_3 мнимого источника тока 2 (где $Oq=q2$) с нагрузкой $I(1 - K_{12})K_{23}$ (где $K_{23} = \frac{\rho_3 - \rho_2}{\rho_3 + \rho_2}$). Наличие мнимого источника тока 2 нарушит граничные условия на плоскости P . Для компенсации этого нарушения необходим новый мнимый источник тока $2''$ в среде с ρ_1 (где $2P = P2''$) с нагрузкой $I(1 - K_{12})K_{23}K_{21}$ (где $K_{21} = -K_{12}$). Мнимый источник тока $2''$ нарушит граничные условия на плоскости Q , для компенсации чего необходим мнимый источник тока 3 (где $2''q = q3$) в среде с ρ_3 , нагруженный током $I(1 - K_{12})K_{23}K_{21}K_{23}$.

Аналогичным образом приходим к необходимости наличия и других мнимых источников.

Для реальных условий залегания пластов многолетнемерзлых грунтов, где $h_1 \leq h_2 \leq 40-200$ м, получаем, что в случае, когда $h_3 \geq 2h_1$, все зеркальные отражения источников тока в среде с ρ_3 находятся в пределах среды с ρ_1 . Следовательно, влияние этих источников тока следует дополнительно учесть мнимыми источниками тока с теми же токовыми нагрузками, но расположенными на оси Z с координатами точек $2', 3', 4', \dots, n'$.

Если переместить начало координат в точку и ввести ортогональные координаты, то координаты зеркальных отражений, лежащих на оси Z , будут подчиняться уравнению:

$$Z_{i13} = H - 2(nh_2 + h_3). \quad (3.23)$$

При этом потенциалы на поверхности земли в плоскости будут равны:

$$U_{3(1)} = \frac{2I\rho_3}{4\pi} (1 - K_{12})(1 - K_{23}) \sum_{n=0}^{h=\infty} \frac{(K_{21} - K_{23})}{\sqrt{r^2 + [H - 2(nh_2 + h_3)]^2}}, \quad (3.24)$$

где r — расстояние от искомой точки до точки пересечений оси Z с поверхностью земли.

При определении потенциала в среде ρ_3 мнимые источники тока, расположенные в этой среде, не должны учитываться, так как в этом случае потенциальная функция обращалась бы в бесконечность в точках расположения этих источников, что противоречит физическим условиям задачи. Основным источником тока для этого случая должен иметь индекс $n = 0$.

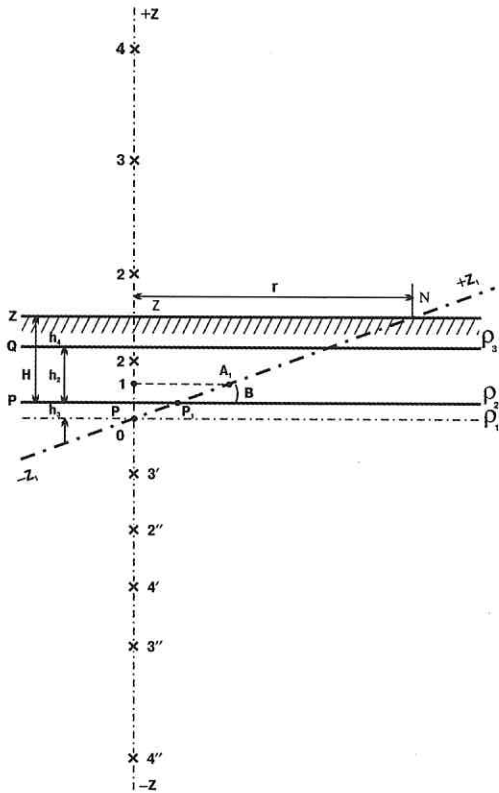


Рис. 3.13. Расчетная схема для определения эквивалентного удельного сопротивления трехслойного грунта

Следовательно, окончательное решение задачи должно быть сведено к:

1) замене сумм $\sum_{n=0}^{h=\infty} \frac{(K_{21} \cdot K_{23})}{\sqrt{r^2 + [H - 2(nh_2 + h_3)]^2}}$ интегральным выражением;

2) нахождению ρ_3 (эквивалентного), равного

$$\rho_3(1 - K_{12})(1 - K_{23})\sqrt{r^2 + H^2} \sum_{n=0}^{h=\infty} \frac{(K_{21} \cdot K_{23})^n}{\sqrt{r^2 + [H - 2(nh_2 + h_3)]^2}}; \quad (3.25)$$

3) нахождению ρ_3 в функции от ρ_1 ; исходя из непрерывности силовых линий тока на границах раздела сред, получаем:

$$\rho_3 = \rho_1 \sqrt{r^2 + H^2} \left[\frac{K_{21} + 1}{\sqrt{r^2 + h_3^2}} + (1 - K_{12}^2) K_{23} \sum_{n=1}^{h=\infty} \frac{(K_{21} \cdot K_{23})^{n-1}}{\sqrt{r^2 + (2nh_2 + h_3)^2}} \right]. \quad (3.26)$$

Для инженерного использования целесообразно привести это выражение к интегральному виду. Все выражение имеет вид:

$$\sum_{n=0}^{n=\infty} \frac{(K_{21} \cdot K_{23})}{\sqrt{r^2 + [H - 2(nh_2 + h_3)]^2}} = \sum_{n=0}^{n=\infty} D^n (\sqrt{an^2 + bn + c})^{-1} = \sum_{n=0}^{n=\infty} F(R), \quad (3.27)$$

где: $D = K_{12} \cdot K_{23}$;

$$a = 4h_2^2;$$

$$b = 4h_2(2h_3 - H);$$

$$c = r^2 + H^2 - 4h_3(H - h_3);$$

$$F(R) = D^n (an^2 + bn + c)^{-\frac{1}{2}}.$$

Замену сумм на интеграл можно осуществить в виде:

$$\lim_{n \rightarrow \infty} \sum_{R_0}^{R_\infty} F(R) dF(R) = \int_{R_0}^{R_\infty} F(R) \left[D^n (an^2 + bn + c)^{-\frac{1}{2}} \right] dn. \quad (3.28)$$

Замена является возможной, так как ряд с общим членом $\frac{1}{B^n (an^2 + bn + c)^{\frac{1}{2}}}$, где $B = \frac{1}{D}$ — сходящийся по причинам:

а) при $n = -\infty$ общий член стремится к нулю (необходимый признак сходимости);

б) $\lim_{n \rightarrow \infty} \frac{a_{n+1}}{a_n} = \rho < 1$ (следствие признака Даламбера)

$$\lim_{n \rightarrow \infty} \frac{a_{n+1}}{a_n} = \lim_{n \rightarrow \infty} \frac{(an^2 + bn + c)^{\frac{1}{2}}}{B(a_1 n^2 + b_1 n + c_1)^{\frac{1}{2}}} < 1. \quad (3.29)$$

Первая производная интегральной функции может быть определена при условии $D_n = U$ и $(an^2 + bn + c)^{-\frac{1}{2}}$.

Здесь:

$$(UV)' = D^n (an^2 + bn + c)^{-\frac{1}{2}} \left[\ln D - \left(an + \frac{b}{2} \right) (an^2 + bn + c)^{-1} \right]. \quad (3.30)$$

Отсюда:

$$\int_{R_0}^{R_\infty} F(R) dF(R) = \frac{1}{2} \left[a_2 \int_0^\infty F(R) \frac{D^n n^2 dn}{(an^2 + bn + c)^{\frac{3}{2}}} - b_2 \int_0^\infty F(R) \frac{D^n n dn}{(an^2 + bn + c)^{\frac{3}{2}}} + c_2 \int_0^\infty F(R) \frac{D^n dn}{(an^2 + bn + c)^{\frac{3}{2}}} \right], \quad (3.31)$$

где: $a_2 = 2alh D^0$;

$$b_2 = 2(blh D - a);$$

$$c_2 = 2clh D - b.$$

В первом приближении для условий вечной мерзлоты можно считать $D \approx +1$. Полученные интегралы имеют следующее решение (для $D = 1$):

$$\int \frac{n^2 dn}{(an^2 + bn + c)\sqrt{an^2 + bn + c}} = \frac{(2b^2 - 4ac)n + 2bc}{a(4ac - b^2)\sqrt{an^2 + bn + c}} + \frac{1}{a\sqrt{a}} \ln \left[2\sqrt{a(an^2 + bn + c)} + 2an + b \right];$$

$$\int \frac{ndn}{(an^2 + bn + c)\sqrt{an^2 + bn + c}} = -\frac{2(bn + 2c)}{(4ac - b^2)\sqrt{an^2 + bn + c}};$$

$$\int \frac{dn}{(an^2 + bn + c)\sqrt{an^2 + bn + c}} = \frac{2(2an + b)}{(4ac - b^2)\sqrt{an^2 + bn + c}}.$$

Окончательный интегральный вид формулы:

$$\int_{R_0}^{R_\infty} F(R) dF(R) = \frac{1}{2} \left[a_2 \int_0^\infty \frac{D^{2n} n^2 dn}{(an^2 + bn + c)^2} - b_2 \int_0^\infty \frac{D^{2n} n dn}{(an^2 + bn + c)^2} + c_2 \int_0^\infty \frac{D^{2n} dn}{(an^2 + bn + c)^2} \right]. \quad (3.32)$$

В этом выражении в первом приближении получаем: $D^{2n} \approx 1$ и находим интегральное выражение для $f(R)$ в виде суммы решенных выше трех интегралов, определяя их в пределах от $n = 0$ до $n = \infty$.

Решение задачи о приведении многослойной системы грунтов различной проводимости к монослою с эквивалентным удельным сопротивлением в первом приближении может быть осуществлено путем последовательной замены двух сопряженных слоев одним эквивалентом.

В случае рассмотренной ранее трехслойной структуры последовательность замены следует начинать со слоя, в котором расположено анодное заземление. Расчетная схема для глубинного заземления представлена на рис. 3.14.

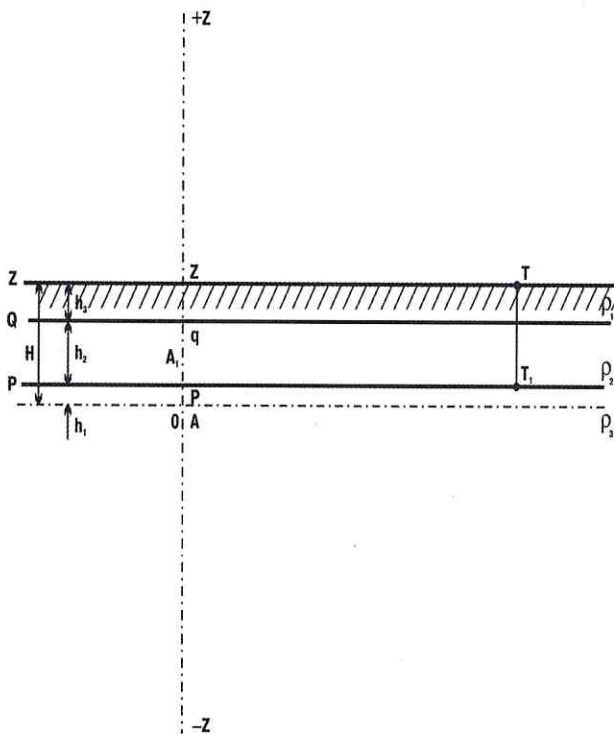


Рис. 3.14. Расчетная схема приведения к эквиваленту для глубинного анодного заземления в трехслойном грунте

Производя первую замену, полагаем, что все пространство грунта состоит из сред с удельным сопротивлением ρ_3 и ρ_2 , разделенных плоскостью Р. В этом случае для соблюдения непрерывности электрического поля и других общих граничных условий поля тока в земле необходимо ввести в среду с ρ_2 фиктивный источник тока A_1 с нагрузкой $Y_1 = Y_{K_2}$, являющийся зеркальным изображением истинного источника тока А с нагрузкой Y относительно плоскости Р.

В интересующей нас точке Т, соответствующей расположению оси защищаемого трубо-

провода без учета глубины его заложения, которая намного меньше глубины заложения источника тока А, потенциал земли будет равен:

$$U_{ТА} = \frac{\rho_2 I (1 - K_{32})}{4\pi \sqrt{H^2 + r^2}}, \quad (3.33)$$

где: H — глубина заложения геометрического центра заземления;
 r — расстояние между осью трубопровода и проекцией геометрического центра заземления на границе раздела воздух — земля.

В результате первой замены получаем равенство:

$$\rho_{Э1} = \rho_2 (1 - K_{32}) = \frac{2\rho_2\rho_3}{\rho_2 + \rho_3}. \quad (3.34)$$

При второй замене вводим в приведенную среду с $\rho_{Э1}$ плоскость раздела Q, отделяющую среду ρ_1 . Для этого условия потенциал точки Т будет равен:

$$U_{ТА} = \frac{I\rho_1}{4\pi} \left[\frac{1 - K_{Э1-1}}{\sqrt{H^2 + r^2}} + \frac{K_{32}}{\sqrt{(H = 2h_3)^2 + r^2}} \right] = \frac{I}{4\pi} \frac{\rho_{Э}}{\sqrt{H^2 + r^2}}. \quad (3.35)$$

Отсюда получаем окончательно:

$$\rho_{Э0} = \rho_1 (K_{\chi} + K_{32} K_H) = \rho_1 K_{Э0}, \quad (3.36)$$

где: K_{χ} — коэффициент приведения проводимостей

$$K_{\chi} = \frac{1}{K\rho} = \frac{4\rho_2\rho_3}{\rho_1(\rho_2 + \rho_3) + 2\rho_2\rho_3}; \quad (3.37)$$

K_H — коэффициент заглубления заземления

$$K_H = \frac{H}{H - 2h_3}. \quad (3.38)$$

Проведенные преобразования выполнены для реальных условий заложения глубинных анодных заземлений в районах распространения многолетнемерзлых грунтов, в которых всегда выполняется

условие $H > 2h_3$. Принимая во внимание границу раздела воздух — земля, окончательное значение эквивалентного удельного сопротивления следует удвоить, т. е.:

$$\begin{aligned} \rho_{\Sigma} &= 2\rho_{\Sigma 0} = \rho_1 K_{\Sigma}, \\ K_H &= 2(K_{\chi} + K_{32} K_H). \end{aligned} \quad (3.39)$$

Полученное выражение дает возможность отказаться от многократного вертикального электрического зондирования при коррозионных изысканиях под проектирование катодной защиты при условии использования экстремальных значений K_{Σ} .

3.2. Электрические параметры трубопроводов и распределение на них защитных потенциалов в трехслойном грунте с наличием многолетней мерзлоты

Электрические параметры подземных трубопроводов являются их основными характеристиками, определяющими выбор типов и схем электрохимической защиты при проектировании. К первичным электрическим параметрам трубопроводов относятся: продольное электрическое сопротивление r_T , переходное сопротивление R_T , входное сопротивление Z_T , постоянная распространения тока α_T и естественная разность потенциалов «трубопровод — грунт» (квазистационарный потенциал трубопровода) U_e . В качестве вторичного электрического параметра, обусловленного комплексом первичных параметров трубопровода, можно считать длину защитной зоны единичной установки катодной или протекторной защиты.

Продольное электрическое сопротивление трубопровода с учетом температуры транспортируемого продукта определяет функциональное соотношение:

$$r_T = \frac{\rho_{CT} [1 - \beta_p (20 - t)]}{\pi(D_T - \delta)\delta}, \quad (3.40)$$

где: ρ_{CT} — удельное сопротивление трубной стали, $\frac{\text{Ом} \cdot \text{мм}^2}{\text{м}}$ ($\rho_{CT} = 0,245$);
 β_p — температурный коэффициент сопротивления стали, $^{\circ}\text{C}^{-1}$;

t — температура транспортируемого продукта, $^{\circ}\text{C}$;
 D_T — диаметр трубопровода, мм;
 δ — толщина стенки трубопровода, мм.

Для удобства выполнения проектных работ применительно к трубопроводам различных диаметров разработаны соответствующие номограммы, приведенные в ВСН 155—83 [19].

Переходное сопротивление трубопровода с учетом экранирующего влияния подстилающего слоя многолетнемерзлых грунтов можно рассчитать по формуле:

$$R_T = R_{из} + \frac{\rho_{ГГ}}{\pi} \sum_{R_i}^{R_{\infty}} K_0(\alpha_T; R_i), \quad (3.41)$$

где: $R_{из}$ — сопротивление изоляции, Ом·м;
 $\rho_{ГГ}$ — удельное сопротивление грунта при температуре эксплуатации трубопровода, Ом·м;
 $K_0(\alpha_T; R_i)$ — функция Бесселя второго рода нулевого порядка;
 R_i — расстояние между трубопроводом и i -й точкой земли, м.

В первом приближении функция Бесселя может быть заменена соотношением:

$$K_0(V) = \ln \frac{1,12}{V} \quad (\text{для } V \leq 0,5) \quad (3.42)$$

$$\text{или } K_0(V) = e^{-V} \sqrt{\frac{\pi}{2V}} \quad (\text{для } V > 0,5). \quad (3.43)$$

С учетом замены функции Бесселя переходное сопротивление трубопровода при наличии подстилающего слоя многолетнемерзлой горной породы можно рассчитать машинным счетом по формуле:

$$R_T = R_{из} + \frac{\rho_{ГГ}}{\pi} \left[\sum_{-1}^A \ln \frac{35,5}{\alpha_T \sqrt{D_T n H}} + \sum_A^{\infty} \sqrt{\frac{31,6\pi}{2\alpha_T \sqrt{D_T n H}}} e^{-0,03\alpha_T \sqrt{D_T n H}} \right], \quad (3.44)$$

где: A — предел слагаемых ряда по n ;
 H — глубина заложения трубопровода, м.

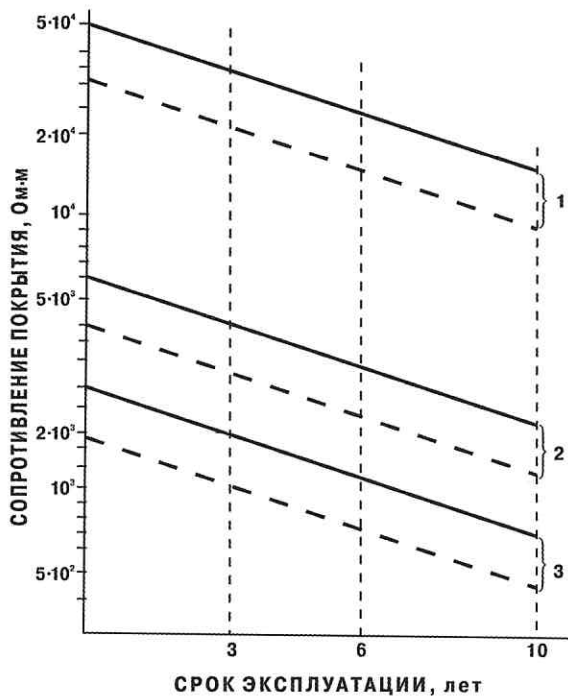


Рис. 3.15. Изменение сопротивления изоляционных покрытий в период эксплуатации трубопроводов различного диаметра:

- 1 — диаметр 80 мм; 2 — то же 520 мм;
3 — то же 1420 мм;
— пленочное покрытие;
- - - битумное покрытие

ожидания минимального входного сопротивления трубопроводов с учетом их диаметра и срока эксплуатации представлены на рис. 3.16. При необходимости учета конкретных электрических и геометрических параметров отдельных участков трубопровода его входное сопротивление следует рассчитывать по формулам:

при Т-образной схеме подключения защитной установки

$$Z_{ТТ} = 0,5 \sqrt{r_T R_T} \operatorname{cth} \alpha_T l_{ПЛ}; \quad (3.45)$$

Стирание изоляционных покрытий вызывает снижение их сопротивления, которое в условиях Западной Сибири и северных районов происходит более интенсивно, чем в Средней полосе. Ожидаемое изменение сопротивления пленочных и битумных изоляционных покрытий трубопроводов различных диаметров в зависимости от времени эксплуатации показано на рис. 3.15. Для определения минимального переходного сопротивления изолированного трубопровода с учетом срока эксплуатации изоляционных покрытий любых типов и конструкций были разработаны специальные номограммы, включенные в ВСН 155—83 ВНИИСТ [19].

Средние расчетные значения математического

при консольной схеме подключения защитной установки

$$Z_{ТК} = \sqrt{r_T R_T} \operatorname{cth} \alpha_T L_3, \quad (3.46)$$

где: $l_{ПЛ}$ — средняя протяженность плеч защитной зоны единичной установки электрохимической защиты, м;

L_3 — полная протяженность зоны защиты единичной установки, м.

В случае, если электрические параметры левого $Z_{ТТЛ}$ и правого $Z_{ТТП}$ (от точки подключения установки электрохимической защиты) плеч защиты трубопровода имеют различные значения, общее входное сопротивление такого участка определяют из соотношения:

$$Z_T = \frac{Z_{ТТЛ} \cdot Z_{ТТП}}{Z_{ТТЛ} + Z_{ТТП}}. \quad (3.47)$$

Для укрупненной сравнительной оценки различных технологических систем катодной защиты можно использовать данные о диапазоне изменения входных сопротивлений различных трубопроводов во времени, приведенные на рис. 3.17. Максимальные значения постоянной распространения тока вдоль трубопровода, определенные как средние расчетные значения математического ожидания для различных условий эксплуатации, показаны на рис. 3.18.

Естественную (квазистационарную) разность потенциалов «трубопровод — земля» необходимо определять в первую очередь

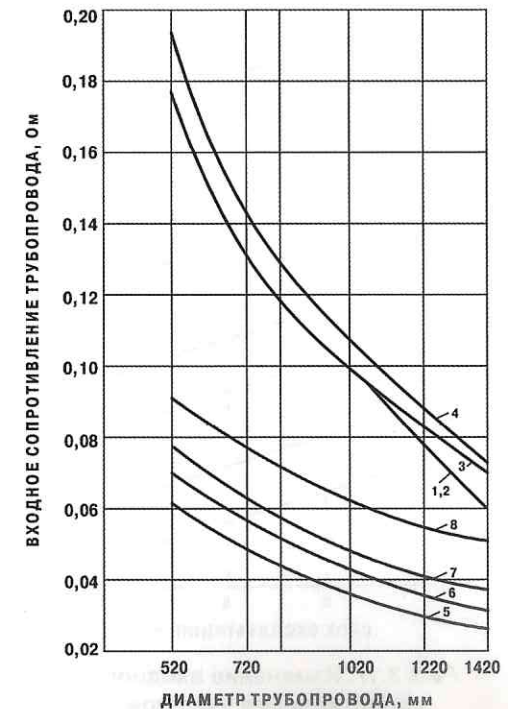


Рис. 3.16. Входное сопротивление трубопроводов различного диаметра:

- 1, 2, 3, 4 — в начальный период;
5, 6, 7, 8 — на 10-й год эксплуатации;
1, 5 — удельное сопротивление мерзлого грунта (или эквивалентное сопротивление многослойного грунта) 300 Ом·м;
2, 6 — то же 600 Ом·м;
3, 7 — то же 1000 Ом·м;
4, 8 — то же 2000 Ом·м

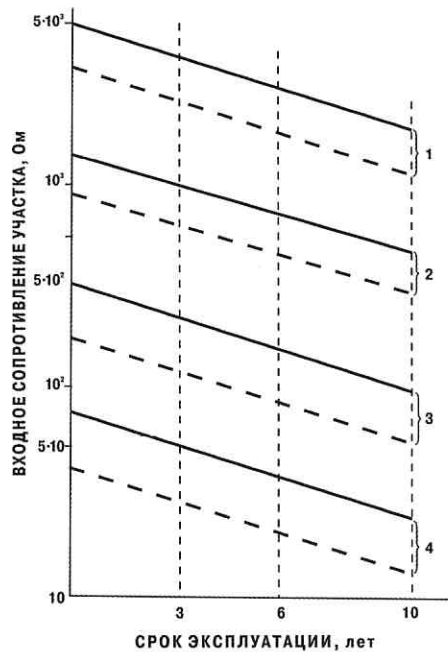


Рис. 3.17. Изменение входного сопротивления участков трубопроводов различного диаметра в период эксплуатации:
 1, 2 — диаметр 80 мм; 3, 4 — то же 1420 мм; 1, 3 — длина участка 10 м; 2, 4 — то же 40 м;
 ————— пленочное покрытие;
 - - - - - битумное покрытие

в точках максимальной и минимальной защищенности трубопровода (в точках дренажа установок электрохимической защиты и на концах их защитных зон). При этом в случае измерений на трубопроводе с действующей электрохимической защитой защитные установки необходимо отключать не менее чем за 72 часа до выполнения измерений в зимнее время и не менее чем за 48 часов — в летнее время. В случае необходимости учета температурного влияния на естественный (квазистационарный) потенциал при охлаждении грунта вокруг трубопровода не выше чем до 0°С

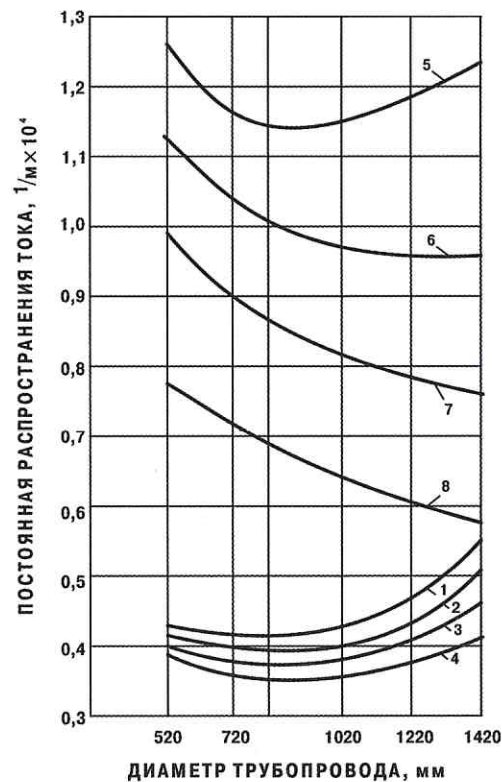


Рис. 3.18. Постоянная распространения тока защиты вдоль трубопроводов различных диаметров.
 Обозначения, как на рис. 3.16

в первом приближении может быть использована расчетная зависимость:

$$U_{et_2} = U_{et_1} + 0,01(t_2 - t_1), \quad (3.48)$$

где: U_{et_1} — измеренный естественный потенциал, В;
 t_1 — температура измерения потенциала U_{et_1} , °С;
 t_2 — температура приведения расчетного естественного потенциала, °С.

В случае необходимости дифференцированного расчета минимального защитного потенциала для разных областей температур можно использовать формулу:

$$U_{Mt} = U_{M18}(1 + \beta_U \Delta t), \quad (3.49)$$

где: U_{Mt} — минимальный защитный потенциал при 18°С, В;
 β_U — температурный коэффициент защитного потенциала, °С⁻¹ ($\beta_U = 0,003$ при $t = 1 \div 18$ °С; $\beta_U = 0,01$ при $t = 18 \div 30$ °С).

$$\Delta t = t_2 - 18, \quad (3.50)$$

где t_2 — температура стенки трубы, °С.

Количественные величины математического заземления длины зоны защиты единичной установки при наложенном катодном потенциале в точке дренажа 1,0 В для трубопроводов диаметром 529—1420 мм на 1-й, 5-й и 10-й годы эксплуатации при отсутствии и наличии подстилающего слоя многолетней мерзлоты можно оценить по графикам рис. 3.19. В случае работы двух сложных установок длины защитных зон для перечисленных ранее условий показаны на рис. 3.20. Старение изоляционного покрытия в процессе эксплуатации трубопровода при прочих равных условиях вызывает сокращение длины защитной зоны. Для ее поддержания можно увеличить наложенный потенциал в точке дренажа защитной установки до 2,0 В. Влияние этого изменения на экстремальный показатель длины защитной зоны можно оценить по данным рис. 3.21. При наличии подстилающего слоя многолетней мерзлоты предельные протяженности защитных зон установок катодной защиты на 10-й год эксплуатации при наложенном катодном потенциале в точке дренажа 3,0 В

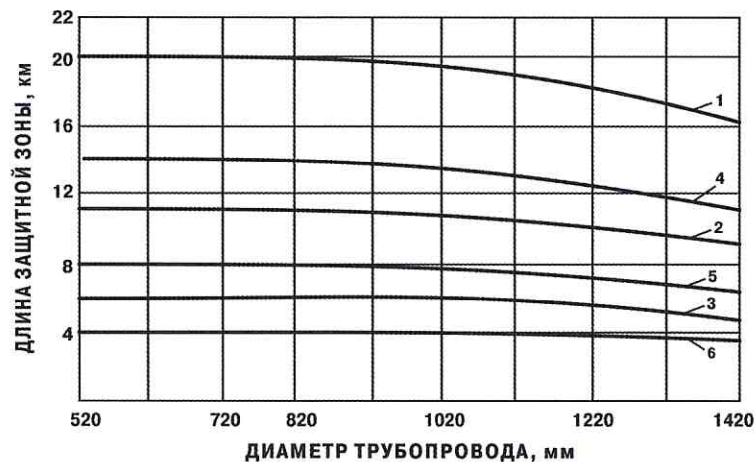


Рис. 3.19. Длина защитной зоны одиночной установки катодной защиты при потенциале, наложенном в точке дренажа, равном 1,0 В:
 1 — начальный период, без подстилающей мерзлоты; 2 — 5-й год эксплуатации, без подстилающей мерзлоты; 3 — 10-й год эксплуатации, без подстилающей мерзлоты; 4, 5, 6 — соответственно 1, 2, 3, но с подстилающим слоем мерзлоты

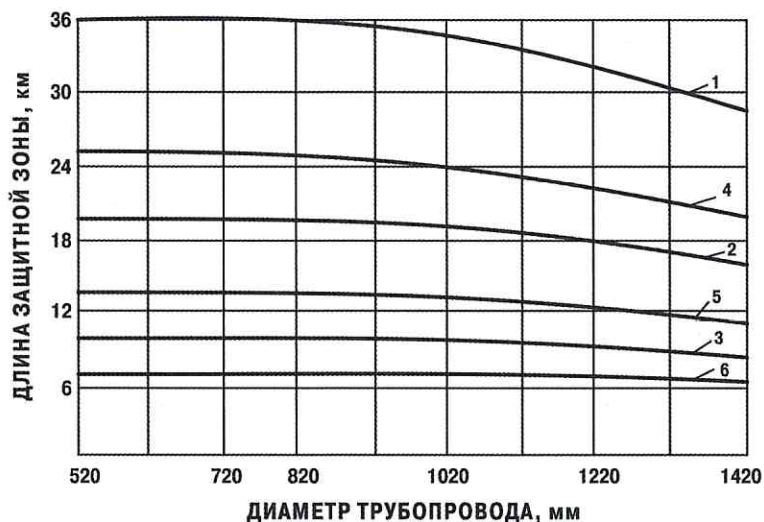


Рис. 3.20. Длина защитной зоны при смежных установках катодной защиты с наложенным потенциалом в точке дренажа 1,0 В.
 Обозначения, как на рис. 3.19

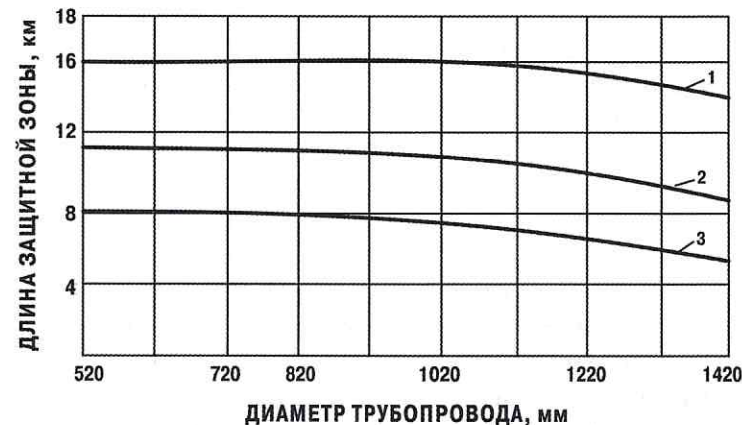


Рис. 3.21. Длина защитной зоны установки катодной защиты на 10-й год эксплуатации с наложенным потенциалом в точке дренажа 2,0 В:
 1 — смежные установки, без подстилающей мерзлоты; 2 — одиночная установка, без подстилающей мерзлоты; смежные установки, с подстилающей мерзлотой; 3 — одиночная установка с подстилающей мерзлотой

возрастают до 10 км для одиночной установки и 15 км при работе двух смежных установок для трубопровода диаметром 1220 мм. Увеличение диаметра трубопровода до 1420 мм сокращает эти показатели, соответственно, до 9 и 12 км. В случае прокладки трубопровода в сливающемся талике промерзающего слоя сезонно-талого грунта с фактическим удельным сопротивлением не менее 500 Ом·м протяженности защитных зон установок катодной защиты можно рассчитывать как для условий полузаглубленной или наземной (с засыпкой) прокладки. Ожидаемые расчетные параметры таких установок для различных случаев представлены в табличном варианте в нормативном документе Р 385—80, разработанном ВНИИСТ.

Перечисленные электрические характеристики позволяют выполнять весь комплекс расчетов параметров технологических систем электрохимической защиты на стадии проектирования. Наличие подстилающего слоя многолетнемерзлого грунта искажает силовые линии тока катодной защиты. Форма такого искажения зависит от места расположения и типа анодного заземления. В случае исследования глубинного заземления, расположенного под слоем мерзлоты, эффект ее влияния проявляется в увеличении протяженности зоны

защиты. Это учитывается в расчетах через повышение переходного сопротивления защищаемого трубопровода в связи с повышением величины эквивалентного удельного сопротивления трехслойного (со слоем мерзлоты) грунта. Если же анодное заземление, например свайное, расположено в сезонноактивном слое грунта, то слой многолетнемерзлых горных пород ограничивает общий объем грунта, в котором распространяется ток защиты, являясь своеобразным низкопроводящим экраном. В результате происходит сокращение зоны защиты, эквивалентное снижению переходного сопротивления трубопровода. Оценить величину такого снижения можно, рассмотрев задачу о распределении наложенных потенциалов вдоль катодно защищаемого трубопровода.

Потенциал трубопровода относительно любой точки земли можно рассматривать как разность потенциалов рассматриваемого трубопровода и этой же точки земли относительно бесконечно удаленной точки земли:

$$U_{C/3} = U_{C/\infty} - U_{3/\infty}. \quad (3.51)$$

Потенциал защищенного одной катодной станцией трубопровода относительно бесконечно удаленной точки земли может быть выражен как потенциал одиночного, расположенного на поверхности земли проводника бесконечной длины с одной сосредоточенной нагрузкой:

$$U_{C/\infty}(x) = \frac{I r}{\pi} \int_0^{\infty} \frac{\cos Kx}{\frac{r}{R_{из} + \frac{\rho}{\pi} K_0(K\sqrt{DH})} + K^2} dK, \quad (3.52)$$

где: I — защитный ток катодной станции, А;
 r — продольное сопротивление трубопровода, Ом·м;
 $R_{из}$ — сопротивление изоляции, Ом·м;
 ρ — удельное сопротивление грунта, Ом·м;
 D — диаметр трубопровода, м;
 H — глубина укладки трубопровода, м;
 $K(V)$ — функция Бесселя второго рода нулевого порядка;
 x — текущая координата, м;
 K — переменная интегрирования.

Аналогичным образом потенциал любой точки земли относительно бесконечно удаленной точки земли может быть представлен выражением:

$$U_{C/\infty}(x) = \frac{I r}{\pi} \int_0^{\infty} \frac{\frac{\rho}{\pi} K_0(K\sqrt{y^2 + H^2}) \cos Kx}{r + K^2 \left[R_{из} + \frac{\rho}{\pi} K_0(K\sqrt{DH}) \right]} dK, \quad (3.53)$$

где y — расстояние между трубопроводом и рассматриваемой точкой земли, м.

Отсюда, потенциал трубопровода относительно любой точки земли ($x; y$) равен:

$$U_{C/\infty}(x) = \frac{I r}{\pi} \int_0^{\infty} \frac{\left\{ \left[R_{из} + \frac{\rho}{\pi} K_0(K\sqrt{DH}) \right] - \frac{\rho}{\pi} K_0(K\sqrt{y^2 + H^2}) \right\} \cos Kx}{r + K^2 \left[R_{из} + \frac{\rho}{\pi} K_0(K\sqrt{DH}) \right]} dK. \quad (3.54)$$

Полученная теоретическая формула неудобна для дальнейших расчетов, так как этот интеграл не может быть в конечном виде выражен через элементарные функции. Поэтому далее воспользуемся заменой функций Бесселя логарифмическими и показательными функциями.

Учитывая бесконечное множество зеркальных отражений трубопровода, всегда можно допустить существование соотношений:

$$U_{mC/3} = U_{iC/\infty}, \quad (3.55)$$

$$U_{mC/3}^* = U_{iC/\infty}^*. \quad (3.56)$$

Это позволяет в конечном виде свести выражение для разности потенциалов «трубопровод — земля» к потенциалам трубопровода относительно бесконечно удаленной точки земли:

$$U_{C/3-\infty} = \sum_1^{\infty} U_{iC/\infty} - \left(\sum_{m=2}^{m=\infty} U_{iC/\infty} + U_{iC/\infty}^* \right) \text{ при } m=1. \quad (3.57)$$

Найдем условие справедливости такой замены. Для этого приравняем выражения (3.54) и (3.52), а также (3.53) и (3.52).

Рассмотрим первое соотношение. В связи с равенством интегральных множителей и произведений временных интегрирования создхдх для равенства интегральных выражений должно соблюдаться равенство подинтегральных функций:

$$\frac{\left[R_{\text{из}} + \frac{\rho}{\pi} K_0^m(K\sqrt{DH}) \right] - \frac{\rho}{\pi} K_0(K\sqrt{y^2 + H^2})}{r + K^2 \left[R_{\text{из}} + \frac{\rho}{\pi} K_0^m(K\sqrt{DH}) \right]} = \frac{R_{\text{из}} + \frac{\rho}{\pi} K_0^i(K\sqrt{DH})}{r + K^2 \left[R_{\text{из}} + \frac{\rho}{\pi} K_0^i(K\sqrt{DH}) \right]}. \quad (3.58)$$

Для удобства дальнейших преобразований введем обозначения:

$$K_0^m(K\sqrt{DH}) = f(v; m); \quad K_0^i(K\sqrt{y^2 + H^2}) = f(u; m); \quad K_0^i(K\sqrt{DH}) = f(v; i).$$

Тогда получим:

$$\frac{r\rho}{\pi} f(v; m) - \frac{r\rho}{\pi} f(u; m) - \frac{R_{\text{из}}\rho K^2}{\pi} f(u; m) - \frac{K^2\rho^2}{\pi^2} f(v; m)f(v; i) = \frac{r\rho}{\pi} f(v; i). \quad (3.59)$$

$$\frac{r\rho}{\pi} = A; \quad \frac{R_{\text{из}}\rho K^2}{\pi} = C; \quad \frac{K^2\rho^2}{\pi^2} = B.$$

$$\text{Тогда:} \quad Af(v; m - i) = f(u; m)[Bf(v; i) + G], \quad (3.60)$$

где $f(v; m - i) = f(u; m)f(v; i)$ и $G = C^* + A$.

Для того чтобы убедиться в справедливости замены разности функций $f(u; m)$ и $f(v; i)$ одной функцией $f(v; m - i)$ рассмотрим выражение $\frac{\rho}{\pi} K_0(\alpha R)$ и найдем, чему оно равно при учете влияния бесконечного числа зеркальных отражений трубопровода:

$$\frac{\rho}{\pi} f(v; \infty) = \frac{\rho}{\pi} \sum_{R_0}^{\infty} K_0(\alpha; R),$$

где $\alpha R = V$.

Проведем преобразования и заменим сумму интегральным выражением:

$$\lim \sum_a^b = \int_a^b K_0(V) dV = \alpha \int_{R_0}^{R_\infty} K_0(\alpha R) dR = \alpha \int_{\sqrt{DH}}^{\infty} K_0(\alpha R) dR. \quad (3.61)$$

Входящую в подинтегральное выражение функцию Бесселя $K_0(\alpha\sqrt{DH})$ можно приближенно представить в виде ряда:

$$K_0(\alpha\sqrt{DnH}) = \sqrt{\frac{\pi}{2\alpha\sqrt{DnH}}} e^{-\alpha\sqrt{DnH}} \left(1 - \frac{1}{8\alpha\sqrt{DnH}} + \frac{9}{128\alpha^2 DnH} + \frac{225}{3072\alpha^3 DnH\sqrt{DnH}} + \dots \right). \quad (3.62)$$

С достаточной степенью точности выражение (3.62) может быть заменено для различных значений $\alpha\sqrt{DnH} = P$ более простыми функциональными зависимостями:

$$K_0(P) = \ln \frac{1,12}{P} \quad \text{при } P < 0,1, \quad (3.63)$$

$$K_0(P) = \sqrt{\frac{\pi}{2P}} e^{-P} \quad \text{при } P > 5. \quad (3.64)$$

Для того чтобы обеспечить непрерывность интегрирования при замене функции Бесселя в подинтегральном выражении, определим одно значение P , общее для выражений (3.63) и (3.64), при котором с наименьшей погрешностью можно производить замену.

Представим графически функциональные зависимости выражений (3.63) и (3.64) в области от 0,1 до 1,0 (рис. 3.22). Среднее значение функции Бесселя при этом может быть выражено функцией $f^*(P)$, которая для каждого значения аргумента P имеет числовое значение в интервале между значениями функций:

$$\sqrt{\frac{\pi}{2P}} e^{-P} \text{ и } \ln \frac{1,12}{P}.$$

В этом случае искомое значение аргумента P будет соответствовать наименьшему различию этих функций в заданной области.

$$f_1(P) = 1,25P^{-\frac{1}{2}} e^{-P} + \ln P - 0,115; \quad f_1(P) = \min \text{ при } \frac{df_1(P)}{dP} = 0. \quad (3.65)$$

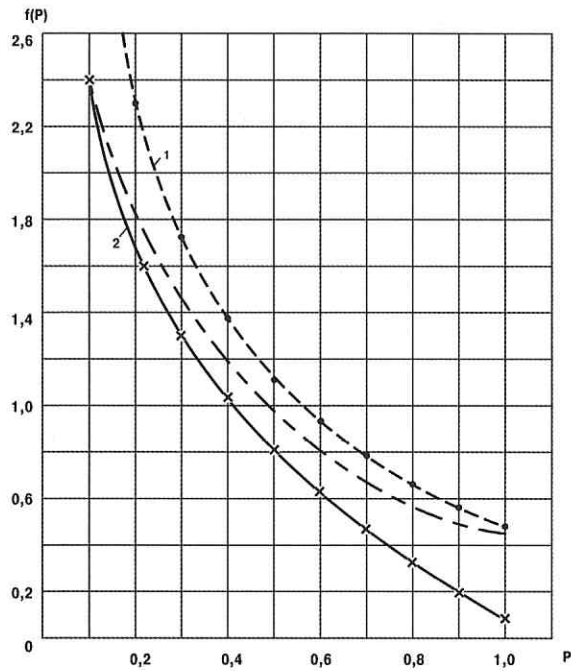


Рис. 3.22. График функции $K_0(P)$ при $P = \alpha\sqrt{DnH}$:

1 — для условий замены функций $\sqrt{\frac{\pi}{2P}}e^{-P}$;
2 — то же $\ln \frac{1,12}{P}$

функциональные выражения для которых имеют вид:

$$m = \frac{1,22\alpha\sqrt{DnH}}{0,22 + \alpha\sqrt{DnH}}; \quad k = \frac{1,01\alpha\sqrt{DnH}}{0,05 + \alpha\sqrt{DnH}}$$

Учитывая полученное значение, заменим в подинтегральном выражении функцию Бесселя логарифмической и показательной функциями в интервалах от 1 до A и от A до ∞ , соответственно, и разобьем интеграл в выражении (3.61) на два интеграла:

$$\frac{\alpha\sqrt{DnH}}{2} \int_1^{\infty} \frac{K_0(\alpha\sqrt{DnH})}{\sqrt{n}} dn = \frac{\alpha\sqrt{DnH}}{2} \left[\int_1^A f(n) dn + \int_A^{\infty} F(n) dn \right]. \quad (3.66)$$

Проведя преобразования, окончательно получаем:

$$e^{-P} \left(2\sqrt{P} - \frac{1}{2P\sqrt{P}} \right) = 0.$$

Приравнявая выражения, в скобках 0, получаем искомое значение P ($P = 0,5$).

Для того чтобы иметь возможность получать достаточно точные числовые значения заменяющих функций в областях $0,1 \div 0,5$ и $0,5 \div 5,0$, соответственно, введем коэффициенты корреляции m и k:

$$m = \frac{cP}{d+P}; \quad k = \frac{aP}{B+P},$$

В полученном выражении предел интегрирования A равен:

$$A = \frac{0,25}{\alpha^2 DnH}$$

Для удобства дальнейших преобразований вводим обозначения:

$$\alpha\sqrt{DnH} = P; \quad \sqrt{DnH} = \frac{P}{\alpha} = q; \quad \frac{1,12}{P} = M; \quad \frac{1,25}{\sqrt{P}} = N; \quad \frac{\rho q}{\pi} = S,$$

тогда

$$A = \left(\frac{0,5}{\alpha\sqrt{DnH}} \right)^2 = \left(\frac{1}{2P} \right)^2 = \frac{1}{4P^2}.$$

Преобразуем выражение (3.66), вынося все постоянные величины за знак интеграла и введя обозначения $\ln M = P$, а $\frac{e^{2P-1}}{2P} = Q$;

$$\int_1^{\infty} f(n) dn = 2P(\ln P - q) + d,$$

где: $d = 1,81$; $q = 1,11$;

$$n \int_A^{\infty} F(n) dn = -T \left\{ \frac{\sqrt[4]{\infty}}{e^{P\sqrt{\infty}}} + 2P \frac{(\sqrt[4]{\infty})^3}{3e^{P\sqrt{\infty}}} + 4P^2 \frac{(\sqrt[4]{\infty})^5}{3 \cdot 5e^{P\sqrt{\infty}}} + \dots + \frac{\sqrt[4]{A}}{e^{P\sqrt{A}}} - 2P \frac{(\sqrt[4]{A})^3}{3e^{P\sqrt{A}}} - 4P^2 \frac{(\sqrt[4]{A})^5}{3 \cdot 5e^{P\sqrt{A}}} - \dots \right\}.$$

Раскрывая неопределенности слагаемых первого ряда, можно убедиться, что каждый последующий член ряда может быть приведен к виду предыдущего, а в конечном случае — к первому члену, равному 0. Отсюда получаем для первого ряда:

$$\lim_{n \rightarrow \infty} \sum_1^{\infty} \frac{(\sqrt[4]{n})^{2K-1} (2P)^{K-1}}{(2K-1)! e^{P\sqrt{n}}} = 0.$$

Найдем сумму членов второго ряда:

$$\frac{\sqrt[4]{A}}{e^{P\sqrt{A}}} + 2P \frac{(\sqrt[4]{A})^3}{3e^{P\sqrt{A}}} + 4P^2 \frac{(\sqrt[4]{A})^5}{3 \cdot 5e^{P\sqrt{A}}} + \dots = \ln \sum_1^{\infty} \frac{(\sqrt[4]{n})^{2K-1} (2P)^{K-1}}{(2K-1)! e^{P\sqrt{A}}} = \frac{1}{e^P \sqrt{2P}} \sum_1^{\infty} \frac{1}{(2K-1)!}$$

Используя табличные значения разложения функций в ряды, сумма членов второго ряда может быть выражена:

$$\lim \sum_1^{\infty} \frac{(4\sqrt{n})^{2x-1} (2P)^{K-1}}{(2K-1)! e^{P\sqrt{n}}} = \frac{\text{Sh}1}{\sqrt{2Pe}} = \frac{1}{2\sqrt{P}}.$$

После окончательной подстановки имеем:

$$N = \int_A^{\infty} F(n) dn = T \frac{1}{2\sqrt{P}} = \frac{5}{2\sqrt{P} \cdot \sqrt{P}} = \frac{2,5}{P}.$$

Суммируя найденные значения интегралов функций $f(n)$ и $F(n)$, получаем окончательный результат:

$$f(v; \infty) = \frac{P(2 \ln P - 2,22) + 1,81P + 2,5}{2} = P^2 (\ln P - 1,11) + 0,9P + 1,25. \quad (3.67)$$

В практических условиях при $D \leq 2,5$ м, $H \geq 5$ м и $\alpha = 10^{-3} \div 10^{-4} \frac{1}{\text{м}}$ величиной P при определении числового значения $f(v; \infty)$ можно пренебречь. При этом искомая функция в первом приближении превращается в постоянную величину (const), равную 1,25.

В случае необходимости более точного расчета можно во втором приближении записать:

$$f(v; \infty) = 0,9P + 1,25.$$

Анализируя проведенные преобразования, которые были выполнены при определении значения функции $f(v; \infty)$, можно сказать, что при определении значения функций $f(v; m)$ и $f(v; i)$ (для m -го и i -го зеркальных отражений) можно конечный результат представить в виде:

$$f(v; m) = P_1 m + T^*; \quad f(v; i) = P_2 i + T^*.$$

Аналогичным образом можно представить:

$$f(u; m) = tm + T.$$

Отсюда получаем искомые соотношения:

$$m = \frac{D_1 + A_1 i}{C_1 - B_1 i}; \quad i = \frac{C_1 m - D_1}{B_1 m + A_1},$$

где: $C_1 = AP_1 - t(BT^* + G)$;

$$B_1 = tBP_2;$$

$$D_1 = T(BT^* + G);$$

$$A_1 = AP_2 + TBP_2,$$

определяющие условия возможности замены потенциалов «сооружение — земля» (любая точка $M(x; y)$ потенциалами «сооружение — бесконечно удаленная точка земли».

Рассмотрим второе условие замены. Для равенства интегральных выражений (3.52) и (3.53), так же, как и в первом случае, должно соблюдаться равенство подинтегральных функций:

$$\frac{\frac{\rho}{\pi} K_0^{m*} (K\sqrt{y^2 + H^2})}{r + K^2 \left[R_{из} + \frac{\rho}{\pi} K_0^{m*} (K\sqrt{DH}) \right]} = \frac{R_{из} + \frac{\rho}{\pi} K_0^{i*} (K\sqrt{DH})}{r + K^2 \left[R_{из} + \frac{\rho}{\pi} K_0^{i*} (R\sqrt{DH}) \right]}.$$

Введя обозначения, аналогичные первому случаю, после некоторых преобразований получим:

$$f(u; m^*) [A'' + Bf(v; i^*)] = D + A'' f(v; i^*) + f(v; m^*) [C^* + Bf(v; i^*)],$$

$$\text{где: } A'' = \frac{r\rho}{\pi} + \frac{R_{из}\rho K^2}{\pi};$$

$$D = rR_{из} + K^2 R_{из}^2;$$

$$C^* = \frac{R_{из} K^2 \rho}{\pi};$$

$$B = \frac{\rho^2 K^2}{\pi^2}.$$

Проведя замену функций $f(u; m^*)$, $f(v; m^*)$ и $f(v; i^*)$ простыми зависимостями, после дальнейшего преобразования и приведения общих членов находим искомые соотношения:

$$m^* = \frac{D_2 + A_2 i^*}{C_2 + B_2 i^*}; \quad i^* = \frac{C_2 m^* - D_2}{A_2 - B_2 m^*},$$

определяющие условия возможности второй замены потенциалов «сооружение — земля» (любая точка $M(x; y)$ потенциалами «сооружение — бесконечно удаленная точка земли».

Учитывая полученные коэффициенты i, i^*, m и m^* , можно выразить потенциалы «сооружение — земля» и «любая точка земли — бесконечно удаленная точка земли»:

$$\sum_{m=2}^{m=\infty} U_{m_{C/3}} = \sum_{i=\frac{2C_1-D_1}{2B_1+A_1}}^{\frac{K\alpha}{4}} U_{i_{C/3}}; \quad \sum_{m=1}^{m=m^*} U_{m_{C/3}} = \sum_{i^*=\frac{C_2-D_2}{A_2-B_2}}^{\Delta^* m=m^*} U_{i^*_{C/3}}.$$

Окончательно разность потенциалов «трубопровод — земля» в условиях подстилающего слоя вечной мерзлоты может быть выражена:

$$U_{C/3-2} = \sum_1^{\infty} U_{i_{C/3}} - \left(\sum_1^{\frac{D_1}{A_1}} U_{i_{C/3}} + U_{i^*_{C/3}} \right).$$

Величина потенциала трубопровода относительно бесконечно удаленной точки земли может быть выражена с учетом влияния зеркальных отражений, обусловленных наличием слоя вечной мерзлоты:

$$U_{C/3}(x) = j(x) \left[R_{из} + \frac{\rho}{\pi} \sum_1^{\infty} K_0(\alpha \sqrt{DnH}) \right] = U_{(0)} e^{-\alpha_{2c} x}.$$

Постоянная затухания тока α_{2c} при наличии подстилающего слоя вечной мерзлоты отличается от своего значения в обычных условиях:

$$\alpha_{2c} = \sqrt{\frac{r}{R_{пер}}} = \sqrt{\frac{r}{R_{из} + R_{рист} 2c}} = \sqrt{\frac{r}{R_{из} + 0,4\rho}},$$

отсюда в первом приближении:

$$U_{C/3}(x) = -I \alpha_{2c} e^{-\alpha_{2c} x} (0,5R_{из} + 0,2\rho).$$

Из полученных выражений можно путем логарифмирования найти зависимость длины защитной зоны одной катодной станции в условиях вечной мерзлоты от величины защитного тока и других параметров:

$$L_{2c} = \frac{\varepsilon_n I + \ln \frac{\alpha_{2c} \cdot R_{пер} 2c}{2U_{Hmin}}}{\alpha_{2c}},$$

где: $R_{пер} = R_{из} + \frac{\rho}{\pi} \sum_1^{\infty} R_0(\sqrt{DnH} \cdot \alpha)$;

U_{Hmin} — абсолютная величина минимально допустимого наложенного потенциала, В.

Учет влияния других станций катодной защиты можно осуществлять обычным образом, используя метод суперпозиции.

Полученные результаты подтверждают более высокую эффективность глубинных анодных заземлений, рабочая часть которых расположена под слоем многолетнемерзлых горных пород.

3.3. Влияние способов прокладки и условий эксплуатации трубопроводов на надежность их катодной защиты от коррозии в глубокоммерзлых грунтах

При различных способах прокладки трубопроводов необходимо учитывать особенности токораспределения в системе катодной защиты, связанные с изменением взаимного расположения защищае-

мой поверхности трубопровода и границ раздела токопроводящей и нетокопроводящей (или низкотокпроводящей) сред.

В условиях Западной Сибири и районов Крайнего Севера нашей страны во многих случаях получила распространение полузаглубленная укладка магистральных трубопроводов, при которой большую часть трубопровода лишь присыпают грунтом. Насыпной грунт, образующий над трубопроводом насыпь трапециевидного сечения (рис. 3.23), создает особо благоприятные условия для коррозионного разрушения трубопровода, так как в нем значительно облегчен газообмен и влагообмен. Такое положение обуславливает необходимость особенно надежной электрохимической защиты полузаглубленных трубопроводов. Применение для этой цели наиболее эффективной в условиях Западной Сибири катодной защиты требует учета особенностей распределения защитных потенциалов

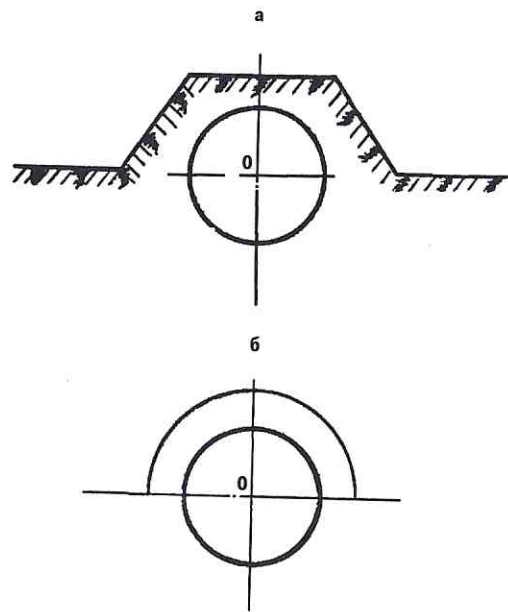


Рис. 3.23. Схема размещения полузаглубленного трубопровода:

вдоль трубопровода, вызванных геометрической формой и размерами насыпи над ним. Эквивалентная схема размещения полузаглубленного трубопровода для расчета распределения вдоль него защитных токов и потенциалов представлена на рис. 3.23. Эта же схема может быть принята и для случая катодной защиты наземного трубопровода с полной засыпкой.

Приняв следующие обозначения:

D_T — диаметр трубопровода, м;

δ — толщина стенки трубы, м;

ρ_T — удельное сопротивление материала трубопровода, $\frac{\text{Ом} \cdot \text{мм}^2}{\text{м}}$;

насыпной грунт, образующий над трубопроводом насыпь трапециевидного сечения (рис. 3.23), создает особо благоприятные условия для коррозионного разрушения трубопровода, так как в нем значительно облегчен газообмен и влагообмен. Такое положение обуславливает необходимость особенно надежной электрохимической защиты полузаглубленных трубопроводов. Применение для этой цели наиболее эффективной в условиях Западной Сибири катодной защиты требует учета особенностей распределения защитных потенциалов

ρ_{23} — удельное сопротивление грунта засыпки, Ом·м;
 ρ_2 — удельное сопротивление основной массы грунта, Ом·м,
 рассмотрим распределение наложенного потенциала полузаглубленного трубопровода вдоль его окружности относительно ближних слоев земли (в засыпке), подчиняющееся определенному закону. На участке первой четверти окружности эту закономерность можно выразить функциональным соотношением:

$$U_T = Ae^{\alpha_3 x} + Be^{-\alpha_3 x}, \quad (3.68)$$

где: α_3 — постоянная распространения тока в засыпке вдоль окружности трубопровода, $\frac{1}{\text{м}}$

$$\alpha_3 = \sqrt{\frac{r_3}{R_3}};$$

r_3 — удельное продольное сопротивление засыпки в направлении окружности трубопровода, $\frac{\text{Ом}}{\text{м}}$

$$r_3 = \frac{\rho_{23}}{b} + \frac{10^{-6} \rho_T}{\delta};$$

R_3 — линейное переходное сопротивление на границе засыпка — трубопровод

$$R_3 = R_{\text{из}} : 1 \text{ м};$$

x — текущая координата по окружности трубы.

В общем виде постоянная распространения тока в засыпке вдоль окружности трубопровода может быть выражена зависимостью:

$$\alpha_3 = \sqrt{\frac{\rho_{23} \delta + 10^{-6} \rho_T b}{\delta b R_3}}. \quad (3.69)$$

Для трубопроводной стали величина ρ_T изменяется в пределах $0,135 \div 0,24 \frac{\text{Ом} \cdot \text{мм}^2}{\text{м}}$.

Анализ выражения (3.68) при граничных условиях $x_1=0$ и $x_1=\frac{\pi D_T}{4}$ дает следующую систему уравнений, характеризующих наложенную на трубопровод разность потенциалов на боковой и верхней образующих, соответственно:

$$\begin{cases} U_1 = A + B, \\ U_2 = U_M = Ae^{\frac{\pi D_T \alpha_3}{4}} + Be^{-\frac{\pi D_T \alpha_3}{4}}. \end{cases} \quad (3.70)$$

$$(3.71)$$

Обозначив $\frac{\pi D_T}{4} = m$, получаем:

$$U_M = Ae^{m\alpha_3} + Be^{-m\alpha_3}. \quad (3.72)$$

Функция линейного градиента тока в засыпке, согласно ранее полученной зависимости, имеет вид:

$$-\frac{1}{r_3} \frac{dU_1}{dx} = (\alpha_3 A e^{\alpha_3 x} - \alpha_3 B e^{-\alpha_3 x}) \left(-\frac{1}{r_3} \right)$$

или

$$i_1 = -\frac{\alpha_3}{r_3} A e^{\alpha_3 x} + \frac{\alpha_3}{r_3} B e^{-\alpha_3 x}.$$

Учитывая, что при $\frac{\pi D_T}{4} = m$ имеет место соотношение $i_2=0$, получаем:

$$\frac{\alpha_3}{r_3} B e^{-\alpha_3 m} - \frac{\alpha_3}{r_3} A e^{\alpha_3 m} = 0$$

$$\text{или } B e^{-\alpha_3 m} = A e^{\alpha_3 m}.$$

Отсюда: $B = A e^{2\alpha_3 m}$.

Подставляя значение B в уравнение (3.70), получаем:

$$U_1 = A + A e^{2\alpha_3 m} = A(1 + e^{2\alpha_3 m})$$

$$\text{или } A = \frac{U_1}{1 + e^{2\alpha_3 m}} \text{ и } B = U_1 \frac{e^{2\alpha_3 m}}{1 + e^{2\alpha_3 m}}.$$

Подставляя значения коэффициентов A и B в уравнение (3.72), определяем минимальное значение наложенной разности потенциалов на верхней образующей трубопровода:

$$U_M = U_1 \left(\frac{e^{\alpha_3 m}}{1 + e^{2\alpha_3 m}} + \frac{e^{-\alpha_3 m} + e^{2\alpha_3 m}}{1 + e^{2\alpha_3 m}} \right)$$

$$\text{или } U_M = U_1 \frac{2e^{\alpha_3 m}}{1 + e^{2\alpha_3 m}}.$$

Принимая во внимание, что, согласно требованиям катодной защиты, ограничению, в первую очередь, подлежит минимально допустимый защитный потенциал трубопровода, следует задаться соотношением $|U_M| \geq |U_{\min}|$. В этом случае наложенная разность потенциалов в сечении трубопровода 1-1, т. е. на боковых и нижней образующих, должна быть по абсолютной величине не менее значения, определяемого соотношением:

$$U_M = U_{\min} = \frac{1 + e^{2\alpha_3 m}}{2e^{\alpha_3 m}} = U_{\min} \operatorname{ch} \alpha_3 m. \quad (3.73)$$

Распределение наложенной разности потенциалов по окружности трубы имеет вид, показанный на рис. 3.24.

Описанному распределению потенциалов соответствует нелинейное распределение плотности тока в земле засыпки. В сечении 1-1 при $x=0$ величину тока определяет соотношение:

$$i_{1-1} = \frac{\alpha_3}{r_3} U_1 \left(\frac{e^{2\alpha_3 m} e^{-\alpha_3 m}}{1 + e^{2\alpha_3 m}} - \frac{e^{\alpha_3 x}}{1 + e^{2\alpha_3 m}} \right)$$

$$\text{или } i_{1-1} = \frac{U_1 (e^{2\alpha_3 m} - 1)}{\sqrt{r_3 R_3} (e^{2\alpha_3 m} + 1)} = \frac{U_1}{Z_3} \operatorname{th} \alpha_3 m, \quad (3.74)$$

где Z_3 — волновое сопротивление засыпки в направлении окружности трубы.

Учитывая значение U_1 из выражения (3.73), получаем:

$$i_{1-1} = \frac{U_{\min}(1 + e^{2\alpha_3 m})}{2Z_3 e^{\alpha_3 m}} \operatorname{th} \alpha_3 m = \frac{U_{\min}}{2Z_3} \frac{e^{2\alpha_3 m} - 1}{e^{\alpha_3 m}} = \frac{U_{\min}}{2Z_3} \operatorname{sh} \alpha_3 m. \quad (3.75)$$

Анализ выражения (3.75) для граничных условий $b \rightarrow 0$ (верхняя образующая полузаглубленного трубопровода) и $b \rightarrow \infty$ (боковые и нижняя образующие полузаглубленного трубопровода) позволяет определить общую величину тока, втекающего в трубопровод. Для первого условия имеет место соотношение: $i_{1-1} \rightarrow 0$. Для второго условия:

$$r_3 \rightarrow \frac{10^{-6} \rho_T}{\delta} \text{ и } \operatorname{th} \alpha_3 m \rightarrow \alpha_3 m = 10^{-3} m \sqrt{\frac{\rho_T}{\delta R_1}}, \quad i_{1-1} = \frac{U_1}{Z_3} \alpha_3 m = \frac{U_1 \pi D_T}{4R_3}.$$

Ток, втекающий через нижнюю часть трубопровода, равен:

$$i_{1-1} = \frac{U_1 \pi D_T}{2R_{\text{из}}}.$$

Общую величину тока, попадающего в полузаглубленный трубопровод, определяет соотношение:

$$j_T = i_2 + 2i_{1-1} = \frac{U_1 \pi D_T}{2R_{\text{из}}} + \frac{2U_1 \pi D_T}{4R_{\text{из}}} = \frac{U_1 \pi D_T}{R_{\text{из}}}. \quad (3.76)$$

Принимая во внимание значение потенциала U_1 из выражения (3.73), получаем окончательно:

$$j_T = \frac{U_{\min} \pi D_T}{R_{\text{из}}} \operatorname{ch} \alpha_3 m. \quad (3.77)$$

Распределение общей величины тока, втекающего в трубопровод, по его окружности имеет вид, показанный на рис. 3.24.

Количественное значение j_T может быть также найдено обычным путем из расчета распределения плотностей тока вдоль трубопровода с эквивалентными электрическими параметрами. Определенное таким образом значение j_T должно быть не менее величины j_T , найденной из выражения (3.77). Количественные

значения $\operatorname{ch} \alpha_3 m$ для различных трубопроводов представлены на графиках рис. 3.25.

При контроле защищенности полузаглубленных трубопроводов электрод сравнения следует устанавливать на вершине насыпи для определения минимальной разности потенциалов «труба — земля» и около ее основания для определения максимального потенциала трубопровода относительно близлежащей земли.

Влияние температуры стенки трубопровода (или температуры транспортируемого по нему продукта) на параметры катодной защиты проявляется не только в изменении критериев защитных потенциалов, но также и в изменении физико-химических свойств грунта, непосредственно прилегающего к стенке трубы.

Одной из характерных отличительных особенностей подземных трубопроводов в северных районах, а особенно в районах распространения многолетнемерзлых горных пород, является наличие талого ареола вокруг трубы при промерзании окружающего ее грунта в зимний период. Такой ареол сохраняется под влиянием теплового

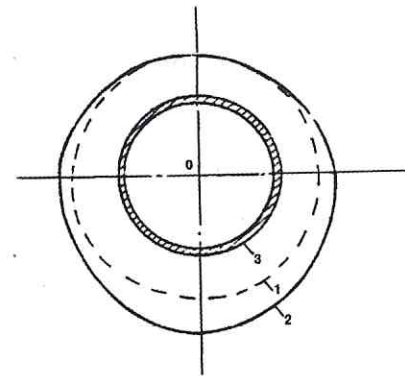


Рис. 3.24. Распределение потенциалов и плотности защитного тока при катодной защите полузаглубленного трубопровода:

1 — уровень минимальных значений; 2 — уровень фактических значений; 3 — трубопровод

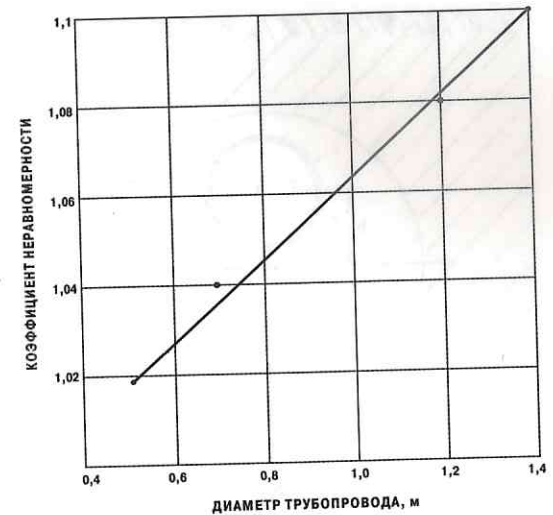


Рис. 3.25. Средний коэффициент неравномерности катодной защиты по окружности полузаглубленных трубопроводов различного диаметра

поля трубопровода. Нулевая изотерма талика образуется в результате взаимодействия этого поля либо с двумя фронтами промерзания (от поверхности грунта и от верхней границы слоя многолетней мерзлоты), либо только с тепловым полем грунта, соответствующим сезонному изменению его температуры. Форма нулевой изотермы определяет размеры и форму талика, который в сечении представляет собой круг или эллипс, имеющий некоторый эксцентриситет относительно оси трубопровода. Наличие эксцентриситета вызывает значительную неравномерность распределения защитного тока по окружности трубы в каждом ее поперечном сечении. Оценить такую неравномерность можно путем анализа характера токораспределения при протекании тока из грунта в трубопровод. Такой анализ более прост для случая взаимодействия теплового поля грунта с тепловым полем трубопровода, при котором образуется круговой талик. Расчетная схема этого случая приведена на рис. 3.26.

Наличие эксцентриситета осей талика и трубопровода вызывает искривление силовых линий тока внутри талика. При этом соотношения единичных площадей поверхности трубопровода и талика

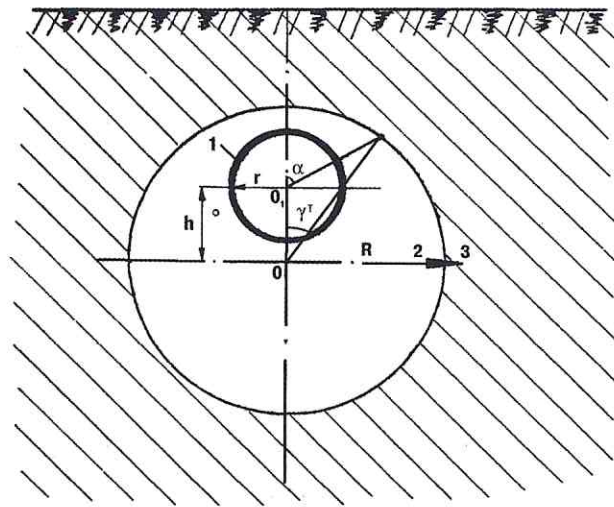


Рис. 3.26. Расчетная схема кругового талика вокруг трубопровода в мерзлом грунте:
1 — трубопровод; 2 — талий грунт;
3 — мерзлый грунт

ка в одном угловом секторе отличаются друг от друга. В результате равным площадям поверхности секторов на трубопроводе соответствуют различные площади на талике, что и вызывает на них различную плотность тока защиты.

Задачей теоретического анализа является установление соотношения между площадями цилиндрических поверхностей трубы и талика в одном угловом секторе. Поперечные

сечения этих поверхностей в принятой системе координат описывают уравнения:

$$x^2 + y^2 = r^2, \quad (3.78)$$

$$x_1^2 + (y_1 + h)^2 = R^2, \quad (3.79)$$

где: r — радиус трубопровода, м;

R — радиус талика, м;

h — эксцентриситет осей трубопровода и талика, м.

Доли площадей цилиндрических поверхностей трубы и талика пропорциональны углам α и γ , которые образуют с осью у радиусы OA и O_1A . Следовательно, задачей теоретического расчета является установление функциональной зависимости между этими углами и ее теоретический анализ. Для установления функциональной зависимости можно записать систему уравнений:

$$\frac{y_1 + h}{R} = \cos \gamma; \quad (3.80)$$

$$\sqrt{y_1^2 + x_1^2}; \sin \alpha = x_1; \quad (3.81)$$

$$\sqrt{(y_1 + h)^2} + x_1^2 = R. \quad (3.82)$$

Обозначив $y_1 + h = A$ и подставив в уравнение (3.82) значение x_1 из (3.81), можно решить это уравнение относительно A :

$$A^2 - 2Ah \sin^2 \alpha + h^2 \sin^2 \alpha - R^2 \cos^2 \alpha = 0. \quad (3.83)$$

Корнями уравнения (3.83) являются значения A , физический смысл которых соответствует условиям ранее выполненной замены выражения $y_1 + h$. Вычисляя значения этих корней, получаем:

$$A_{1,2} = h \sin^2 \alpha \left[1 \pm \sqrt{1 + \left(\frac{R \operatorname{ctg} \alpha}{h \sin \alpha} - \operatorname{csc} \alpha \right) \left(\frac{R \operatorname{ctg} \alpha}{h \sin \alpha} + \operatorname{csc} \alpha \right)} \right]. \quad (3.84)$$

Используя принятое обозначение A , получаем из уравнения (3.80):

$$\cos \gamma = \frac{h}{R} \sin^2 \alpha \left[1 \pm \sqrt{\operatorname{csc}^2 \alpha + \frac{R^2 \operatorname{ctg}^2 \alpha}{h^2 \sin^2 \alpha}} \right]. \quad (3.85)$$

Принимая во внимание, что значения корня в выражении (3.85) могут иметь любой знак, можно избавиться от неопределенности в выборе знака действия в скобках по правилу четной функции, которой является косинус, и записать окончательно функциональное соотношение между γ и α в виде:

$$\gamma = \arccos \frac{h}{R} \sin^2 \alpha \left[1 + \operatorname{ctg}^n \alpha \sqrt{\frac{R^2}{h^2 \sin^2 \alpha} - 1} \right]. \quad (3.86)$$

Графически функциональное соотношение (3.86) имеет вид, представленный на рис. 3.27.

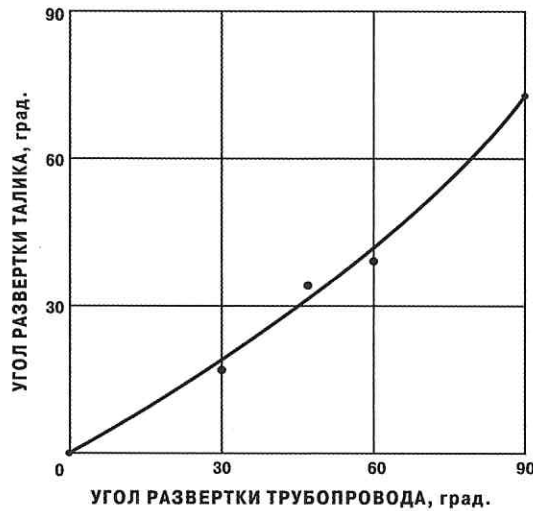


Рис. 3.27. Соотношение между углами развертки в талике и на трубопроводе

Подставляя значения x_1 из выражения (3.9) в уравнение (3.67) и решая его относительно y_1 , можно получить, с учетом (3.88):

$$\alpha = \operatorname{arccctg} \frac{n \left(\frac{R}{h} \cos \gamma - 1 \right)}{R \sin \gamma}. \quad (3.90)$$

Поскольку обратное преобразование функциональной зависимости (3.86) затруднено из-за неявного вида, соотношение между углами развертки α и γ можно установить, решая систему трех уравнений:

$$x_1 = \sqrt{R^2 - (y_1 + h)^2}; \quad (3.87)$$

$$y_1 = x_1 \operatorname{ctg} \alpha; \quad (3.88)$$

$$R = \frac{x_1}{\sin \gamma}. \quad (3.89)$$

Численно полученное уравнение полностью удовлетворяет значениям графика функции, приведенного на рис. 3.27.

Распределение наложенных, в том числе поляризационных, потенциалов по окружности трубы зависит от сопротивления изоляции и распределения плотности тока по поверхности трубы. В связи с этим можно записать:

$$V_{T/3} = V_H + V_{II} = j_T R_{из} + j_T R_{II} = j_{II} (R_{из} + R_{II}). \quad (3.91)$$

Распределение плотности тока по поверхности трубопровода в круговом талике при наличии эксцентриситета осей трубопровода и талика подчиняется зависимости:

$$j_T = \frac{d_{i_{TA1}}}{d\alpha} = \frac{d_{i_{TA1}}}{d\gamma} \cdot \frac{d\gamma}{d\alpha} = \frac{i_{TA1}}{360} \cdot \frac{d\gamma}{d\alpha} = \frac{i_{TA1}}{360} \gamma_\alpha, \quad (3.92)$$

где: i_{TA} — линейная плотность тока в талике, А/м;

γ_α — угловой сектор талика, соответствующий угловому сектору трубопровода, град.

Исходя из выражения (3.86), можно получить:

$$\frac{d\gamma}{d\alpha} = \left\{ \arccos \frac{h}{R} \sin^2 \alpha \left[1 + \operatorname{ctg}^n \alpha \sqrt{\frac{R^2}{h^2 \sin^2 \alpha} - 1} \right] \right\}. \quad (3.93)$$

Используя ряд подстановок, после математических преобразований находим окончательно значение первой производной по уравнению (3.93):

$$\frac{d\gamma}{d\alpha} = \frac{\frac{h}{R} \sin \alpha \left[\frac{h^2 - R^2}{h^2 \sin^2 \alpha \sqrt{\frac{R^2}{h^2 \sin^2 \alpha} - 1}} + 2 \cos \alpha \left(1 + \operatorname{ctg}^n \alpha \sqrt{\frac{R^2}{h^2 \sin^2 \alpha} - 1} \right) \right]}{1 - \sin^4 \alpha \left(1 + \operatorname{ctg}^n \alpha \sqrt{\frac{R^2}{h^2 \sin^2 \alpha} - 1} \right)^2}. \quad (3.94)$$

После введения обозначений:

$$1 + \operatorname{ctg} \alpha \sqrt{\frac{R^2}{h^2 \sin^2 \alpha} - 1} = T; \sqrt{\frac{R^2}{h^2 \sin^2 \alpha} - 1} = (T-1) \operatorname{tg} \alpha; \frac{h}{R} = M; \quad (3.95)$$

$$R^2 - h^2 = R^2(1 - M^2); \frac{1}{M^2} - 1 = G$$

и некоторых упрощений можно получить преобразованное выражение (3.94) в удобном для дальнейшего анализа виде:

$$\frac{d\gamma}{d\alpha} = \frac{M \operatorname{ctg} \alpha [G - 2T(T-1) \sin^2 \alpha]}{(T-1) \sqrt{1 - (MT \sin^2 \alpha)^2}}. \quad (3.96)$$

Полученное значение производной (3.96) позволяет рассчитать распределение плотности тока по окружности трубы согласно выражению (3.92):

$$j_T = \frac{0,028 h i_{TA1}}{R} \int_{\alpha_1}^{\alpha_2} \operatorname{ctg} \alpha \frac{[G - 2T(T-1) \sin^2 \alpha]}{(T-1) \sqrt{1 - (MT \sin^2 \alpha)^2}} d\alpha. \quad (3.97)$$

Представляет интерес количественно оценить степень неравномерности распределения плотности тока и потенциала по окружности трубы для экстремальных условий диапазона изменения соотношения размеров талика, эксцентриситета осей талика трубопровода и диаметра трубопровода. Максимальная неравномерность может иметь место, согласно теплофизическим расчетам, при максимальном диаметре талика, равном 12 м, и максимальном эксцентриситете, равном 2,75 м.

В интервале угловых секторов, равных 10° , плотность тока по окружности трубы, начиная от верхней образующей, изменяется согласно графику, показанному на рис. 3.28. Как видно из этого графика, максимальная плотность тока на нижней образующей трубопровода в 2,7 раза превышает минимальную плотность тока на его верхней образующей. Средняя плотность тока на трубопроводе, равная

равномерной круговой плотности тока на поверхности талика, имеет место на его боковой образующей, соответствующей угловому сектору, равному 100° . Максимальная плотность тока превосходит ее среднюю величину в 1,5 раза, а минимальная плотность тока на трубопроводе составляет 55% от равномерной плотности тока на поверхности талика.

С увеличением диаметра трубопровода величина эксцентриситета его оси относительно оси талика уменьшается, что способствует снижению неравномерности распределения плотности тока по окружности трубы. Функциональная зависимость соотношения максимальной и минимальной плотностей тока по окружности трубопровода от его диаметра представлена на рис. 3.29.

Как видно из этого графика, даже при максимальном диаметре эксплуатируемых газопроводов, равном 1400 мм, сохраняется потенциальная опасность неравномерного распределения плотности тока и потенциала по окружности трубы, характеризуемая превышением их максимальных значений на нижней образующей над минимальными значениями на верхней образующей в 1,3 раза. Значения коэффициентов неравномерности, приведенные на рис. 3.29,

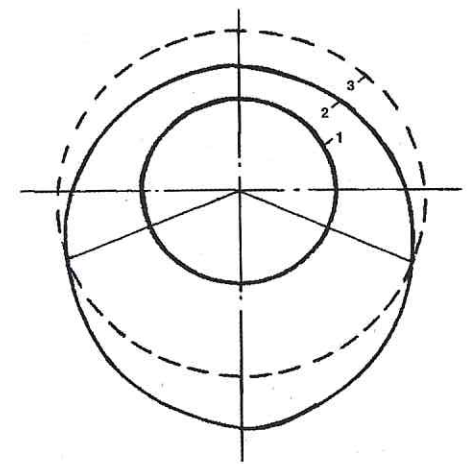


Рис. 3.28. Распределение плотности защитного тока по окружности трубы в круговом талике: 1 — труба; 2 — фактическое распределение; 3 — среднее распределение

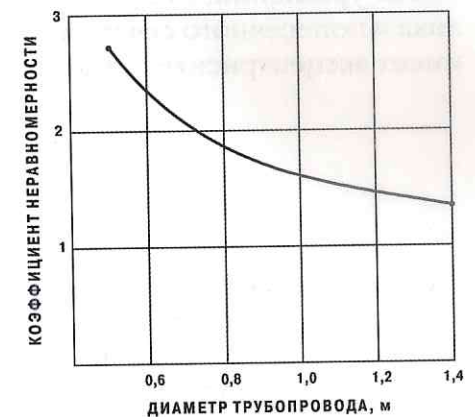


Рис. 3.29. Коэффициент неравномерности распределения плотности защитного тока между нижней и верхней образующими трубопроводов различного диаметра в круговом талике

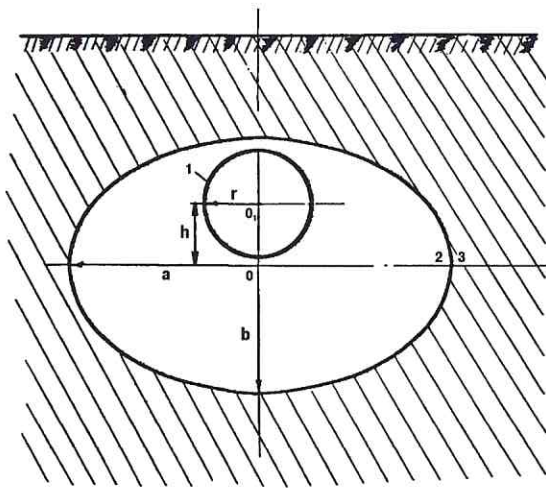


Рис. 3.30. Расчетная схема эллипсоидного талика вокруг трубопровода в мерзлом грунте:
 1 — трубопровод; 2 — талый грунт;
 3 — мерзлый грунт

в первом приближении могут быть приняты для расчетов как средние действующие величины этого параметра.

В реальных условиях талик вокруг трубопровода может иметь не только цилиндрическую, но и эллипсоидную форму (рис. 3.30). В этом случае неравномерность распределения плотности тока защиты и потенциала по окружности трубы возрастает. Количественная оценка такой неравномерности может быть сделана путем анализа системы уравнений, описывающих границы поперечного сечения талика и поперечного сечения некоторого трубопровода, ось которого имеет эксцентриситет относительно оси талика:

$$\frac{x^2}{a^2} + \frac{(y+h)^2}{b^2} = 1, \quad (3.98)$$

$$x = y \operatorname{tg} \alpha, \quad (3.99)$$

где: $2a, 2b$ — большая и малая, соответственно, оси эллипса, ограничивающего поперечное сечение талика;

h — эксцентриситет осей трубопровода и талика;

α — текущий угол развертки по окружности трубопровода.

Подставляя значения x из выражения (3.99) в равенство (3.98), получаем квадратное уравнение вида:

$$\frac{1}{a^2} \left(\operatorname{tg}^2 \alpha + \frac{a^2}{b^2} \right) y^2 + \frac{2h}{b^2} y + \frac{h^2}{b^2} = 0. \quad (3.100)$$

Принимая обозначения:

$$\frac{a^2}{b^2} = \operatorname{tg}^2 \beta \quad \text{и} \quad \frac{\operatorname{tg}^2 \alpha}{\operatorname{tg}^2 \beta} = \operatorname{tg}^2 \varphi = B^2, \quad (3.101)$$

где φ — некоторый условный угол развертки по окружности трубы

$$\varphi = \operatorname{arctg} \frac{b}{a} \operatorname{tg} \alpha,$$

после преобразований получаем окончательно:

$$y^2(b^2 + 1) + y2h + h^2 - b^2 = 0.$$

Решая полученное уравнение, находим его корни, определяющие изменение текущих значений координаты y на поверхности талика в его поперечном сечении:

$$y_{1,2} = \cos \varphi \left(-h \cos \varphi \pm \sqrt{b^2 - h^2 \sin^2 \varphi} \right). \quad (3.102)$$

Используя текущие координаты x и y , находим угол развертки γ талика в функции от угла развертки трубопровода α :

$$\gamma = \operatorname{arctg} \alpha \frac{-h \cos \varphi \pm \sqrt{b^2 - h^2 \sin^2 \varphi}}{-h \cos \varphi \pm \sqrt{b^2 - h^2 \sin^2 \varphi} + h \sec \varphi}. \quad (3.103)$$

Подобно преобразованию, выполненному для получения выражения (3.93), можно записать для рассматриваемого случая:

$$\frac{dy}{d\alpha} = [\operatorname{arctg} E]' = \frac{VU' - UV'}{V^2 + U^2}, \quad (3.104)$$

где: E — аргумент тангенциальной функции в выражении (3.103);

U — числитель аргумента тангенциальной функции в выражении (3.103);

V — знаменатель аргумента тангенциальной функции в выражении (3.103).

Вводя дополнительные обозначения: $a^2bPW = A_1$; $bhQ = B_1$; $ab^2(P+h^2)W = A_2$; $\frac{b^2h}{a}Q = B_2$ и решая уравнение (3.104), получаем в окончательном виде:

$$\frac{dy}{d\alpha} = \frac{V(A_1 \cos \varphi - B_1 \cos 2\varphi) + U(A_2 \sin \varphi - B_2 \sin 2\varphi)}{QW(V^2 + U^2)}. \quad (3.105)$$

Полученное значение производной (3.105) позволяет рассчитать распределение плотности тока по окружности трубы согласно выражению (3.92):

$$j_T = 0,0028i_{TA_1} \int_{\alpha_1}^{\alpha_2} \frac{V(A_1 \cos \varphi - B_1 \cos 2\varphi) + U(A_2 \sin \varphi - B_2 \sin 2\varphi)}{QW(V^2 + U^2)}. \quad (3.106)$$

Согласно теплофизическим расчетам, максимальная неравномерность может иметь место в электрическом сечении с осями, равными 8 и 14 м, при максимальном эксцентриситете 2,75 м.

Для рассматриваемого случая в интервале угловых секторов, равных 10° , плотность тока по окружности трубы начиная от верхней образующей изменяется согласно графику, показанному на рис. 3.31. Как видно из этого графика, максимальная плотность тока на нижней образующей трубопровода в 5,2 раза превышает минимальную плотность тока на его верхней образующей. Средняя плотность тока на трубопроводе, равная равномерной угловой плотности тока на поверхности талика, имеет место на его боковой образующей, соответствующей угловому сектору, равному примерно 70° . Максимальная плотность тока превосходит ее среднюю величину в 1,7 раза, а минимальная плотность тока на трубопроводе в 3 раза меньше равномерной угловой плотности тока на поверхности талика.

При увеличении диаметра трубопровода, сопровождающемся уменьшением эксцентриситета его оси относительно оси талика, неравномерность распределения плотности тока по окружности трубы уменьшается. С учетом теплофизических расчетов теплового поля вокруг трубопровода можно получить функциональную зависимость

соотношения максимальной и минимальной плотностей тока по окружности трубопровода от его диаметра, представленную графически на рис. 3.32. Как видно из этого графика, при максимальном диаметре эксплуатируемых газопроводов, равном 1400 мм, сохраняется потенциальная опасность неравномерного распределения плотности тока и потенциала по окружности трубы, характеризующая превышением их максимальных значений на нижней образующей над максимальными значениями на верхней образующей в 1,7 раза.

Сопоставление графиков рис. 3.28—3.32 позволяет оценить влияние изменения формы талика на степень неравномерности и характер распределения плотности тока по окружности трубы и показывает, что эллипсоидный талик представляет большую потенциальную опасность, вдвое увеличивая неравномерность плотности тока на трубопроводе. В таком же пропорциональном соотношении необходимо увеличивать расход защитного тока, чтобы обеспечить необходимый уровень защиты на всей поверхности трубопровода.

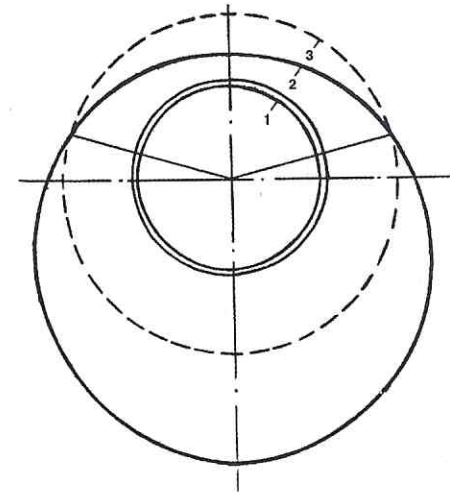


Рис. 3.31. Распределение плотности защитного тока по окружности трубы в эллипсоидном талике:
1 — труба; 2 — фактическое распространение; 3 — среднее распределение

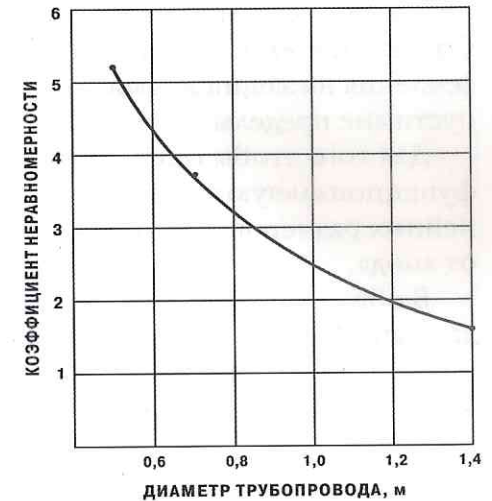


Рис. 3.32. Коэффициент неравномерности распределения плотности защитного тока между нижней и верхней образующими трубопроводов различного диаметра в эллипсоидном талике

На трубопроводах большого диаметра эта необходимость имеет меньшую степень, которая мало зависит от формы талика. Коэффициенты неравномерности в круговом и эллипсоидном таликах для них отличаются лишь на 30%. В целом, следует отметить, что неравномерность распределения плотности тока на трубопроводе в таликах должна подлежать обязательному учету при проектировании электрохимической защиты.

3.4. Оптимизация систем катодной защиты и снижение трудозатрат при строительстве анодных заземлений на подземных трубопроводах в промерзающих грунтах

Сопротивление растеканию анодных заземлений является важным фактором, оказывающим значительное влияние на многие параметры установок катодной защиты. В связи с этим существует необходимость снижения его величины. Наибольший эффект в этом отношении дает использование протяженных линейных электродов. Однако при этом значительно возрастает влияние поля анодного заземления на защищаемый трубопровод, которое может выйти за допустимые пределы.

Для того чтобы оценить это влияние, необходимо установить его функциональную зависимость от электрических характеристик и линейных размеров электрода и характер изменения по мере удаления от анода.

В общем виде для условий взаимного расположения трубопровода и анодного электрода распределения тока защиты между ними, представленных на рис. 3.33, потенциал любой точки земли М, вызванный влиянием анода, может быть представлен выражением:

$$V_{M^+} = \int dV_+ = -\frac{\rho_{\Gamma}}{4\pi} \int \frac{dI_{\chi}}{\sqrt{r^2 + (x + \chi)^2}}, \quad (3.107)$$

где: r — расстояние между осями анода и трубопровода;

ρ_{Γ} — удельное сопротивление грунта;

χ — изменение линейной координаты вдоль анода;

x — текущая координата вдоль осей трубопровода и анода.

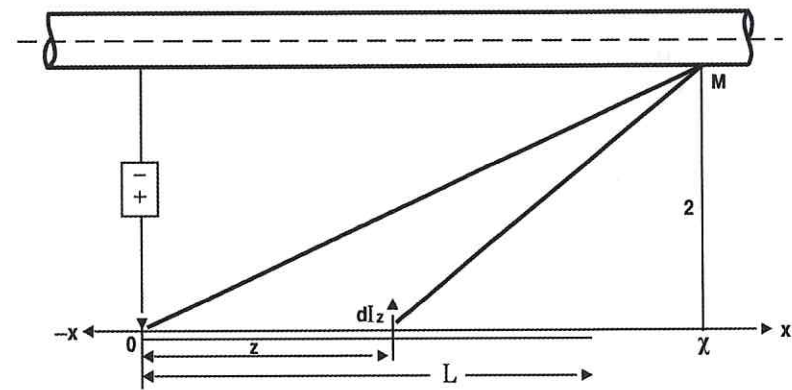


Рис. 3.33. Общая принципиальная схема для расчета потенциалов земли от протяженного линейного электрода с консольной нагрузкой

Принимая во внимание ограниченность линейных размеров анода, изменение тока в нем можно оценивать выражением:

$$I_{\chi} = I_0 \frac{\text{sh}\alpha_0(L - \chi)}{\text{sh}\alpha_0 L},$$

где: α — коэффициент распространения тока вдоль анода;

L — длина анода;

I_0 — общая величина тока нагрузки анода.

После подстановки в пределах интегрирования по длине анода можно записать:

$$V_{M^+} = \frac{j_{0a}\rho_{\Gamma}}{4\pi} \int_0^L \frac{\text{ch}\alpha_a(L - \chi)d\chi}{\sqrt{r^2 + (x - \chi)^2}} = -V_0 \int_0^L \frac{\text{ch}\alpha_a(L - \chi)}{\sqrt{r^2 + (x - \chi)^2}} d\chi, \quad (3.108)$$

где V_0 — приведенное значение потенциала для любой текущей координаты точки М

$$V_0 = \frac{I_0 \alpha_a \rho_{\Gamma}}{4\pi \text{sh}\alpha_a L}. \quad (3.109)$$

Для решения интеграла из выражения (3.108) воспользуемся разложением гиперболической функции в ряд и определим условия допустимости ограничения учета членов ряда, которые отражают соотношение:

$$0,95\text{ch}\alpha_a(L-\chi) \leq 1 + 0,5\alpha_a^2(L-\chi) = T.$$

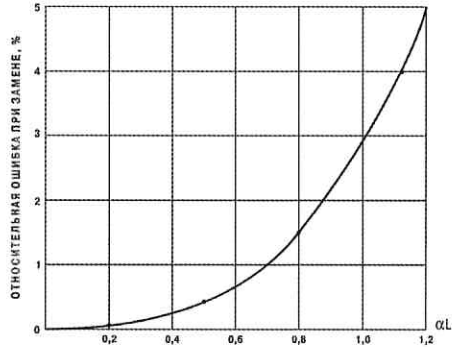


Рис. 3.34. Относительная ошибка замены функции гиперболического косинуса при учете только одного члена ряда разложения для различных значений аргумента

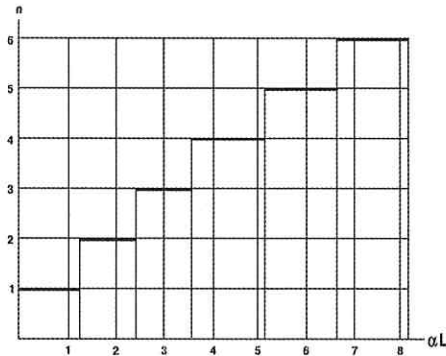


Рис. 3.35. Допустимое ограничение числа членов n ряда разложения функции гиперболического косинуса для различных значений аргумента αL

Графоаналитическое решение этого трансцендентного соотношения, показанное на рис. 3.34, устанавливает предельное значение:

$$\alpha(L-\chi) \leq 1,2,$$

или при условии $\chi \rightarrow 0$ получаем $\alpha L \leq 1,2$.

Поскольку допустима возможность использования протяженных линейных анодов с большим числовым значением аргумента αL , целесообразно установить предельные значения членов ряда замены для больших значений соотношения αL . Проведенный анализ позволил установить допустимую зависимость $n=f(\alpha L)$, представленную на рис. 3.35. В связи с тем, что практически в большинстве случаев у используемых протяженных линейных анодов значение аргумента αL не превышает 1–1,2, дальнейшие преобразования для определения значения интеграла (3.108) целесообразно выполнять для условий замены:

$$\text{ch}\alpha_a(L-\chi) \approx 1 + \frac{\alpha_a^2(L-\chi)^2}{2}.$$

Такая замена позволяет получить решение, используя преобразования с рядом табличных интегралов, исходя из соотношения:

$$V_{M^+} = V_0(AF_1 - BF_2 + CF_3), \quad (3.110)$$

где: $A = 1 + \frac{\alpha_a^2 L^2}{2}$;

$$B = \alpha_a^2 L;$$

$$C = \frac{\alpha_a^2}{2}.$$

В результате преобразований получаем окончательно:

$$V_{M^+} = V_0 \int_0^L \frac{1 + \frac{\alpha_a^2(L-\chi)^2}{2}}{\sqrt{r^2 + (x-\chi)^2}} d\chi. \quad (3.111)$$

Значения функций F_1 , F_2 и F_3 находим последовательно самостоятельно:

$$F_1 = V_0 \int_0^L \frac{d\chi}{\sqrt{r^2 + (x-\chi)^2}} = \ln \frac{x + \sqrt{r^2 + x^2}}{x - L + \sqrt{r^2 + (x-L)^2}}, \quad (3.112)$$

$$F_2 = V_0 \int_0^L \frac{\chi d\chi}{\sqrt{r^2 + (x-\chi)^2}} = x \ln \frac{x + \sqrt{r^2 + x^2}}{x - L + \sqrt{r^2 + (x-L)^2}} - \sqrt{r^2 + x^2} + \sqrt{r^2 + (x-L)^2}, \quad (3.113)$$

$$F_3 = V_0 \int_0^L \frac{\chi^2 d\chi}{\sqrt{r^2 + (x-\chi)^2}} = \left(x^2 - \frac{r^2}{2}\right) \ln \frac{x + \sqrt{r^2 + x^2}}{x - L + \sqrt{r^2 + (x-L)^2}} - \frac{3x}{2} \sqrt{r^2 + x^2} + \frac{2x+L}{2} \sqrt{r^2 + (x-L)^2}. \quad (3.114)$$

Подставляя значения функций F_1 , F_2 и F_3 в выражение (3.111), получаем после приведения:

$$V_{M^*} = V_0^* \left\{ \left[0,5(L-x)^2 - 0,25r^2 + \beta \right] \ln \frac{x + \sqrt{r^2 + x^2}}{x - L + \sqrt{r^2 + (x-L)^2}} + \right. \\ \left. + (L - 0,75x)\sqrt{r^2 + x^2} - [L - 0,25(3x + L)]\sqrt{r^2 + (x-L)^2} \right\}, \quad (3.115)$$

где V_0^* — приведенное значение дивергента градиента потенциала для любой текущей координаты точки М

$$V_0^* = \frac{I_0 \rho_2 \alpha_a^3}{4\pi \text{sh} \alpha_a L}; \quad \alpha_a^2 = \frac{1}{\beta}. \quad (3.116)$$

Область изменения значений потенциалов точек земли вдоль трубопровода, защищаемого протяженным линейным анодом катодной станции, можно определить, исследовав соотношение (3.115) для граничных условий применения такой технологической системы электрохимической защиты. Условия минимума могут характеризоваться следующими параметрами:

$$L = 100 \text{ м}; r = 500 \text{ м}; \alpha_a = 0,4 \cdot 10^{-3} \text{ 1/м}; I_0 = 5 \text{ А}; \rho_r = 15 \text{ Ом}\cdot\text{м}.$$

Для условий максимума числовые значения этих параметров могут достигать следующих значений:

$$L = 1000 \text{ м}; r = 100 \text{ м}; \alpha_a = 1,2 \cdot 10^{-3} \text{ 1/м}; I_0 = 50 \text{ А}; \rho_r = 150 \text{ Ом}\cdot\text{м}.$$

Результаты расчета потенциалов точек земли, характеризующих область их изменения для условий максимума, представлены на рис. 3.36. Как видно из графика этого рисунка, область распространения вдоль защищаемого трубопровода потенциалов земли, превышающих 25 мВ, составляет до $13L$. Это позволяет считать целесообразным использование катодной защиты Т-образно подключенных протяженных линейных анодов, имеющих форму угла, вершина которого удалена от трубопровода для снижения его потенциала в точке дренажа, а концы приближены к трубопроводу для повышения его потенциалов у концов зоны защиты, как это предложено в а. с. № 687871 [105].

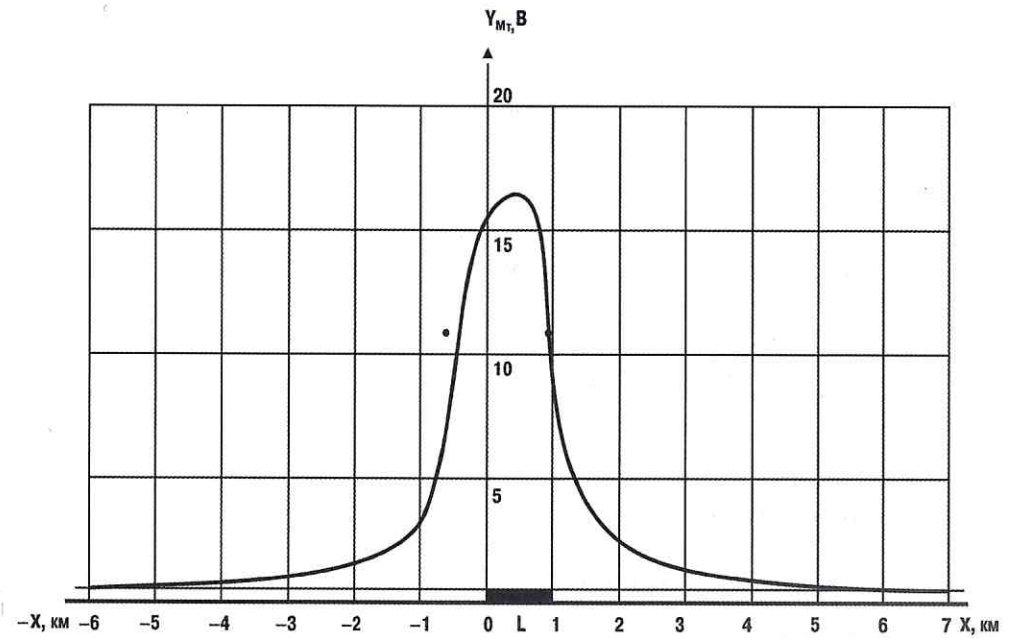


Рис. 3.36. Распределение потенциалов точек земли вдоль трубопровода для условий максимума при работе протяженного линейного анода длиной 1000 м

Изложенные соображения предопределяют целесообразность расположения трубопровода и протяженного анодного заземления под некоторым углом φ друг относительно друга таким образом, чтобы увеличить расстояние между точкой дренажа трубопровода и точкой подключения катодной станции к анодному заземлению q и уменьшить расстояние между его концом и удаленным от точки дренажа участком трубопровода. Схема расположения такого заземления представлена на рис. 3.37.

Параметры протяженного анодного заземления с учетом оптимизации его расположения относительно трубопровода могут быть рассчитаны на основании зависимостей (3.115) и (3.116) с учетом требований и возможностей используемых катодных станций. Расчет должны быть установлены потенциалы земли в точках с координатами, соответственно, x_0 , r_0 и x_n , 0, являющихся точками дренажа и конца плеча защитной зоны трубопровода. Количественно

эти координаты связаны следующими функциональными зависимостями:

$$q = \sqrt{x_0^2 + r_0^2}, \quad (3.117)$$

$$x_n = \sqrt{x_0^2 + r_0^2 + l^2}. \quad (3.118)$$

Учитывая угол сближения трубопровода и заземления, можно записать:

$$x_0 = \frac{\sqrt{(r_0^2 - l^2 \cos^2 \varphi)^2 + 2r_0^2 l^2 - l^4 (\cos^2 \varphi - \sin^2 \varphi)^4}}{2l \cos \varphi}. \quad (3.119)$$

Аналогичным образом можно определить и другую координату точки дренажа трубопровода:

$$r_0 = l \sin \varphi = l \sqrt{1 - \cos^2 \varphi}, \quad (3.120)$$

что позволяет выполнить последующий расчет.

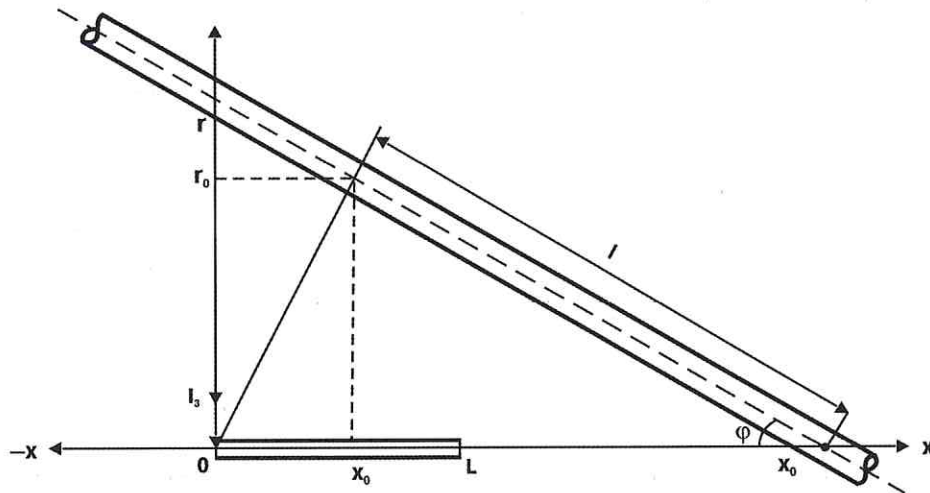


Рис. 3.37. Общая принципиальная схема для расчета потенциалов земли от протяженного линейного электрода, расположенного под углом к защищаемому сооружению

Расчет оптимизированных параметров протяженного анодного заземления целесообразно осуществлять в следующей последовательности:

1. Исходя из параметров принятой катодной станции, определить ее фактический защитный ток I_3 и минимально допустимую протяженность заземления L_M , необходимую для его обеспечения. Основанием для этого являются исходные соотношения:

$$U_{СКЗ} = K_3 I_3 (Z_0 \operatorname{cth} \alpha_a L_M + Z_T); \quad W_{СКЗ} = K_3^2 I_3^2 (Z_a \operatorname{cth} \alpha_a L_M + Z_T),$$

где Z_a , α_a — электрические характеристики протяженного анода.

Принимая коэффициент запаса K_3 равным 40%, можно получить систему уравнений, позволяющую графоаналитическим путем определить требуемые параметры:

$$L_M = \frac{1}{\alpha_a} \operatorname{arcch} \frac{0,7 U_{СКЗ} - I_3 Z_T}{I_3 Z_a}; \quad L_M = \frac{1}{\alpha_a} \operatorname{arcch} \frac{0,5 W_{СКЗ} - I_3^2 Z_T}{I_3^2 Z_a}. \quad (3.121)$$

Упрощая систему уравнений (3.121), можно получить окончательное выражение для определения фактического защитного тока:

$$I_3 = 0,7 \frac{W_{СКЗ}}{U_{СКЗ}}. \quad (3.122)$$

Отсюда минимально допустимая протяженность заземления может быть рассчитана по любому из уравнений системы (3.121).

2. Учитывая электрические характеристики трубопровода Z_T и α_T и требуемую величину потенциала земли $U_{x_n, p}$ в конце плеча защитной зоны:

$$U_{x_n, p} = \frac{U_{\min} - 0,5 I_3 Z_T e^{-\alpha_T l}}{2}, \quad (3.123)$$

определить расстояние до него от точки подключения заземления к катодной станции x_n при условии интегрального усреднения удельного сопротивления грунта ρ_T на протяжении всего защищаемого участка трубопровода. Основанием для этого является выражение

(3.115) с учетом соотношения (3.116) и координат конца плеча защитной зоны:

$$U_{x_{n,p}} = \frac{I_3 \rho_2 \alpha_a^3}{4\pi \text{sh} \alpha_0 L} \left\{ \left[0,5(L - x_n)^2 + \beta \right] \ln \frac{x_n}{x_n - L} + (L - 0,75x_n)x_n - [L - 0,25(3x_n + L)(x_n - L)] \right\} \quad (3.124)$$

3. В соответствии с рассчитанным значением x_n найти угол сближения заземления с трубопроводом φ и расстояние между точками подключения трубопровода и заземления к катодной станции q :

$$\varphi = \arccos \frac{1}{x_n}, \quad (3.125)$$

$$q = \sqrt{x_n^2 - 1^2}. \quad (3.126)$$

4. По данным расчета I_3 , L_M , q и φ проверить выполнение условий ограничения наложенной разности потенциалов трубопровода относительно земли в точке дренажа. Предельное абсолютное значение потенциала земли у точки дренажа должно быть не более:

$$U_{x_0, r_0} \leq \frac{2U_{\max} - 0,5I_3 Z_T}{2}. \quad (3.127)$$

В то же время:

$$U_{x_0, r_0} = \frac{I_3 \rho_2 \alpha_a^3}{4\pi \text{sh} \alpha_a L} \left\{ \left[0,5(L - x_0)^2 - 0,25r_0^2 + \beta \right] \ln \frac{x_0 + \sqrt{r_0^2 + x_0^2}}{x_0 - L + \sqrt{r_0^2 + (x_0 - L)^2}} + (L - 0,75x_0)\sqrt{r_0^2 + x_0^2} - [L - 0,25(3x_0 + L)]\sqrt{r_0^2 + (x_0 - L)^2} \right\}, \quad (3.128)$$

где: $x_0 = x_n - l \cos \varphi$;
 $r_0 = x_n - l \sin \varphi$.

В случае, если проверка покажет невозможность удовлетворения соотношения (3.127) для заданных значений α_T , Z_T , l , I_3 и L , то следует машинным расчетом решать систему уравнений (3.124) и (3.128) относительно l и x_n , полагая I_3 увеличением на 40% и задавая последовательно возрастающие значения L , кратные x_n . Допустим также вариант машинного расчета, при котором полагают L увеличенным вдвое, или кратно любому другому целому числу в пределах соотношения $x_n > K_L$, и задают последовательно возрастающие значения I_3 . В этом случае необходимо изменить выбор катодной станции, с тем чтобы конечное значение I_3 удовлетворяло соотношению (3.122) при ее рабочих параметрах.

В качестве примера можно рассмотреть случай катодной защиты 20-километрового участка трубопровода диаметром 1200 мм с волновым сопротивлением $Z_T = 0,13$ Ом и коэффициентом распространения тока $\alpha_T = 1,15 \cdot 10^{-4}$ 1/м при использовании катодной станции мощностью 3 кВт (48 В \times 60 А) и протяженного анодного заземления с волновым сопротивлением $Z_a = 0,26$ Ом и коэффициентом распространения тока $\alpha_a = 1,3 \cdot 10^{-4}$ 1/м в грунте с удельным сопротивлением $\rho = 150$ Ом \cdot м.

Задаваемое значение фактического рабочего тока 40 А удовлетворяет требованию соотношения (3.122). В этом случае минимально необходимая протяженность анодного заземления составляет 2800 м. Величина потенциала $U_{x_{n,0}}$, согласно (3.123), должна быть не менее 0,02 В. Для обеспечения этого значения необходимо разместить заземление таким образом, чтобы x_n составляло 21,8 км. При этом угол сближения его с трубопроводом должен быть 23°, а расстояние между точками подключения заземления и трубопровода к катодной станции — 8670 м. Согласно (3.127) потенциал земли у точки дренажа при $U_{\max} = 2,0$ В не должен превышать 0,7 В. Фактическое значение этого потенциала под действием принятого анодного заземления по (3.128) составляет 0,06 В, что удовлетворяет поставленному требованию. Поскольку предельные значения потенциалов земли в контрольных точках выдержаны со значительным запасом, можно снизить расход защитного тока и уменьшить угол φ . В случае уменьшения угла φ до 1°, что соответствует $q = 350$ м, потенциал земли в точке дренажа, вызванный влиянием анодного заземления, составит 0,7 В при токе защиты 40 А. Соответствующим образом

изменится и величина потенциала земли в конце плеча защитной зоны, так как его координата x_n при этом будет равна 20 003 м. Значение $U_{x_n,0}$ составит 0,13 В, что дает основание сократить расход тока защиты. Преобразовав выражение (3.123) и решая полученное уравнение относительно I_3 , получаем:

$$I_3 = \frac{2U_{\min} e^{\alpha_T l}}{Z_T + 4ne^{\alpha_T l}}, \quad (3.129)$$

где n — коэффициент пропорциональности потенциала земли в конце плеча зоны защиты

$$U_{x_n,0} = In_3.$$

Значение n в рассматриваемом случае составляет 0,00375. С учетом этой величины требуемый оптимальный ток защиты равен 20 В. При этом потенциал земли в точке дренажа, созданный заземлением, будет равен:

$$U_{x_0,r_0} = K_0,$$

где K — коэффициент пропорциональности потенциала земли в точке дренажа.

В рассматриваемом случае $K = 0,0175$ и величина U_{x_0,r_0} составляет 0,35 В, чем обеспечивает наложенную разность потенциалов в точке дренажа 1,65 В.

Таким образом, полученные результаты подтверждают высокую эффективность протяженного анодного заземления, имеющего форму угла с Т-образным подключением к катодной станции. Применение таких заземлений в условиях оптимизации катодной защиты является весьма перспективным техническим решением по предотвращению коррозионного разрушения подземных трубопроводов.

Непременным условием оптимизации катодной защиты является, прежде всего, системность размещения защитных установок. Параметры оптимальной технологической системы катодной защиты в условиях Западной Сибири и Крайнего Севера определяются,

в первую очередь, конструкцией и схемой подключения анодного заземления единичной катодной станции.

Обычное протяженное анодное заземление, позволяющее снизить его сопротивление, все же не свободно от ряда общих недостатков обычных заземлений, выполненных из коротких стандартных эквивалентных электродов типа ЗЖК или АК. Основными недостатками являются излишне большое влияние на трубопровод поля анода в точке дренажа, приводящее к перезащите трубопровода, и значительная неравномерность распределения защитного тока вдоль трубопровода, существенно снижающая КПД катодной защиты. Однако некоторые конструктивные усовершенствования протяженного анодного заземления позволяют избегать указанных недостатков.

Обеспечение равномерного распределения тока вдоль защищаемого трубопровода может быть достигнуто при условии превышения плотности защитного тока в точке дренажа над плотностью защитного тока в конце плеча зоны защиты не более чем на 10%. Функционально это условие может быть выражено соотношением:

$$\text{ch} \alpha_T l_T = 1,1, \quad (3.130)$$

где: α — коэффициент распространения тока вдоль трубопровода;

l_T — длина плеча зоны защиты трубопровода.

Исходя из соотношения (3.130), можно получить:

$$l_T = 0,45 \sqrt{\frac{R_T}{r_T}}, \quad (3.131)$$

т. е. определить длину защитной зоны L_3 при одиночной катодной нагрузке на трубопроводе:

$$L_3 = 0,9 \sqrt{\frac{R_T}{r_T}} = 0,9 \alpha_T^{-1}. \quad (3.132)$$

Общее количество катодных нагрузок, необходимое для обеспечения защиты всего участка трубопровода L , может быть определено с учетом соотношения (3.132):

$$n_K = \frac{L}{L_3} = 1,1\alpha_T L. \quad (3.133)$$

В условиях отсутствия источников энергоснабжения вдоль трассы трубопровода может быть реализована катодная защита с размещением защитных установок на территории компрессорных станций и протяженного анодного заземления вдоль трубопровода на участке трассы между ними. При этом количество точек подключения заземления определяет соотношение (3.133), полагая расстояние между компрессорными станциями равным L , а интервал между ними — соотношение (3.132).

Расход защитного тока для принятой технологической системы катодной защиты может быть учтен соотношением:

$$I_3 = \sum_{K=1}^{K=n_K} i_K = \frac{1}{Z_{вх}} \sum_{K=1}^{K=n_K} \Delta U_K, \quad (3.134)$$

где: $Z_{вх}$ — входное сопротивление трубопровода

$$Z_{вх} = 0,5\sqrt{r_T R_T} \operatorname{cth} \sqrt{\frac{r_T}{R_T}} l_T; \quad (3.135)$$

ΔU_K — наложенные потенциалы в точках дренажа.

При условии изменения естественного стационарного потенциала трубопровода на участке, подлежащем катодной защите, в пределах не более $\pm 5\%$ значение ΔU_K может быть определено соотношением:

$$\Delta U_K = 1,1(U_{\min} - U_{e_{T_r}}),$$

где: U_{\min} — минимальный защитный потенциал, соответствующий условиям эксплуатации защищаемого участка трубопровода;

$U_{e_{T_r}}$ — естественный стационарный потенциал трубопровода в конце плеча защитной зоны.

В случае более неоднородных естественных стационарных потенциалов в пределах плеча зоны защиты величину ΔU_K более правильно учитывать соотношением:

$$\Delta U_K = 1,05(U_{\min} - U_{e_{\min}}),$$

где $U_{e_{\min}}$ — минимальное (по абсолютной величине) значение естественного стационарного потенциала в пределах плеча зоны защиты.

Учитывая граничное условие (3.131), входное сопротивление участка предельной протяженности зоны защиты трубопровода составляет, согласно (3.135):

$$Z_{вх} = 0,5\sqrt{r_T R_T} \operatorname{cth} 0,45 \sqrt{\frac{R_T}{r_T}} \sqrt{\frac{r_T}{R_T}} = 1,2\sqrt{r_T R_T}. \quad (3.136)$$

Отсюда:

$$I_3 = 0,83(r_T R_T)^{\frac{1}{2}} \sum_{K=1}^{K=n_K} \Delta U_K, \quad (3.137)$$

или для каждой точки подключения анодного заземления:

$$i_3 = 0,83(r_T R_T)^{\frac{1}{2}} \Delta U_K. \quad (3.138)$$

Принятое в качестве граничного условия соотношение (3.138) накладывает определенные требования на конструкцию протяженного анодного заземления, обуславливающую характер его электрических параметров. Суть этих требований продиктована тем, что при обычных условиях распределение защитного тока между точками подключения протяженного анодного заземления подчиняется экспоненциальному закону:

$$i_{3m} = i_{31} e^{-\alpha_{1\lambda} (m-1)}, \quad (3.139)$$

где: m — порядковый номер точки подключения заземления (с началом отсчета от центрально-симметричной точки подключения, рис. 3.38);

i_{31} — ток защиты в первой точке подключения заземления;
 α_{IA} — коэффициент распространения тока между точками подключения заземления

$$\alpha_{IA} = \sqrt{\frac{r_{IA}}{R_{IA}}},$$

где: r_{IA} — сопротивление единичного токоведущего участка протяженного анодного заземления

$$r_{IA} = r_A l_A,$$

где: r_A — удельное продольное сопротивление токоведущего участка протяженного анодного заземления;

l_A — минимальное расстояние между центрально-симметричной точкой и точкой подключения заземления $l_A = l_T$;

R_{IA} — сопротивление утечке защитного тока с единичного участка протяженного анодного заземления

$$R_{IA} = 0,5 \sqrt{r'_A R_A} \operatorname{cth} \sqrt{\frac{r'_A}{R_A}},$$

где: R_A — удельное переходное сопротивление протяженного анодного заземления;

r'_A — удельное продольное сопротивление протяженного анодного заземления на токоотдающем участке утечки тока; в первом приближении можно полагать $r'_A = r_A$.

В то же время ток защиты в первой точке подключения заземления связан функционально с общим током защиты всего участка трубопровода L:

$$i_{31} = I_3 \alpha_{IA},$$

что позволяет преобразовать зависимость (3.139) и представить ее в общем виде:

$$i_{3m} = I_3 \alpha_{IA} e^{-\alpha_{IA}(m-1)}. \quad (3.140)$$

Оптимальные условия работы технологической системы катодной защиты, которые обеспечивают равномерное распределение тока вдоль всего защищаемого участка трубопровода, предполагают

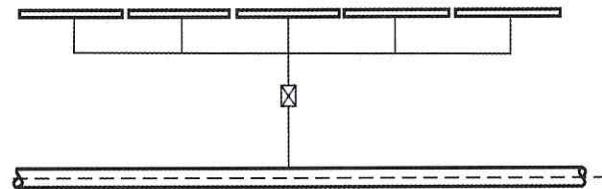


Рис. 3.38. Расчетная схема оптимальной технологической системы катодной защиты подземных трубопроводов в северных районах

выполнение соотношения $i_{31} = \text{const}$. Учитывая функциональную зависимость (3.140), это является возможным только при условии различных числовых значений α_{IA} , как множителя и показателя степени. Практически реализация такого условия может быть осуществлена путем изменения коэффициента для каждого последующего участка протяженного анодного заземления, прилегающего к соответствующей точке его подключения к источнику тока. Изменение коэффициента α_{IA} целесообразно выполнить путем варьирования продольного или переходного сопротивления как токоведущего, так и токоотдающего участков анодного заземления. Критерием варьирования является достижение равенства входных сопротивлений всех токоотдающих участков заземления, что позволяет обеспечить равномерное распределение тока защиты между всеми точками подключения заземления к источнику энергоснабжения.

При условии варьирования электрических характеристик вдоль протяженного анодного заземления их функциональное соотношение имеет следующий вид:

$$Z_{Ai} = \frac{1}{2} \sqrt{r_i \Omega_i} \operatorname{cth} \sqrt{\frac{r_i}{\Omega_i}}, \quad (3.141)$$

где: Z_{Ai} — входное сопротивление i -го токоотдающего участка заземления;

r_i — общее продольное сопротивление i -го токоотдающего участка заземления;

Ω_i — общее переходное сопротивление i -го токоотдающего участка заземления.

Каждый из параметров γ и Ω_i может быть варьирован в соответствии с системой соотношений:

$$r_i = \left[(2i-1)r_i + \frac{r_{A_i}}{2} \right] l_A, \quad (3.142)$$

$$\Omega_i = \frac{R_{A_i}}{l_A}, \quad (3.143)$$

где: r_i — удельное продольное сопротивление токоведущего i -го участка заземления;

r_{A_i} — удельное продольное сопротивление токоотдающего i -го участка заземления;

R_{A_i} — удельное переходное сопротивление токоотдающего i -го участка заземления.

С учетом системы соотношений (3.142) и (3.143) выражение (3.141) может быть преобразовано до удобного для дальнейшего анализа вида:

$$Z_{A_i} = 0,5 \sqrt{R_{A_i} \left[(2i-1)r_i + \frac{r_{A_i}}{2} \right]} \operatorname{cth} l_A \sqrt{\frac{(2i-1)r_i + 0,5r_{A_i}}{R_{A_i}}}. \quad (3.144)$$

Общее сопротивление протяженного анодного заземления с учетом выражений (3.133) и (3.144) равно:

$$\begin{aligned} R_{\text{ПАЗ}} &= \frac{Z_{A_i}}{n_K} \\ &= 0,45 \sqrt{\frac{R_{A_i} \left[(2i-1)r_i + 0,5r_{A_i} \right]}{\alpha_T L}} \operatorname{cth} l_A \sqrt{\frac{(2i-1)r_i + 0,5r_{A_i}}{R_{A_i}}}, \end{aligned} \quad (3.145)$$

полагая $Z_A = \text{const}$ для всех точек подключения заземления к источнику тока.

При этом электрические параметры любой пары, состоящей из i -го и $(i+m)$ -го токоотдающих участков анодного заземления, связаны между собой соотношением:

$$\begin{aligned} &\sqrt{\frac{R_{A_{(i+m)}} \left\{ [2(i+m)-1]r_{i+m} + 0,5r_{A_{(i+m)}} \right\}}{R_{A_i} \left[(2i-1)r_i + 0,5r_{A_i} \right]}} = \\ &= \frac{\operatorname{cth} l_A \sqrt{\frac{(2i-1)r_i + 0,5r_{A_i}}{R_{A_i}}}}{\operatorname{cth} l_A \sqrt{\frac{R_{A_{(i+m)}} \left\{ [2(i+m)-1]r_{i+m} + 0,5r_{A_{(i+m)}} \right\}}{R_{A_{(i+m)}}}}}, \end{aligned} \quad (3.146)$$

в котором переменными являются параметры r_i , r_{i+m} , r_{A_i} , $r_{A_{(i+m)}}$, R_{A_i} и $R_{A_{(i+m)}}$.

В зависимости от конструкции протяженного анодного заземления любой из этих параметров, как отдельно, так и в совокупности с любыми другими, может быть принят постоянным.

При этом условии выполнение условия соотношения (3.146) должно быть выполнено за счет варьирования параметров, оставленных переменными.

Исходя из условий практического удобства варьирования электрических параметров протяженного анодного заземления, целесообразно рассмотреть три варианта сочетаний:

- 1) $R_{A_i} = R_{A_{(i+m)}} = R_{A_3} = \text{const}$; $r_{A_i} = r_{A_{(i+m)}} = r_{A_3} = \text{const}$; $r_i \neq r_{i+m} \rightarrow V_{ar}$;
- 2) $R_{A_i} = R_{A_{(i+m)}} = R_{A_3} = \text{const}$; $r_{A_i} = r_{A_{(i+m)}} = r'_{A_3} = \text{const}$; $r_{A_i} \neq r_{A_{(i+m)}} \rightarrow V_{ar}$;
- 3) $r_{A_i} = r_{A_{(i+m)}} = r_{A_3} = \text{const}$; $r_i = r_{(i+m)} = r_{A_3} = \text{const}$; $R_{A_i} \neq R_{A_{(i+m)}} \rightarrow V_{ar}$.

Для упрощения анализа целесообразно ограничить его область условиями, при которых выражение (3.146) может быть приравнено единице. Граничным критерием этих условий с относительной ошибкой, не превышающей 10%, в первом случае может быть принято соотношение:

$$l_A \sqrt{\frac{(2i-1)r_i + 0,5r_{A_i}}{R_{A_i}}} \geq 1,75.$$

После преобразования этого выражения получаем:

$$(2i-1)r_i \geq 0,5 \left(\frac{6,12R_{A_3}}{I_A^2} - r_{A_3} \right), \quad (3.147)$$

что позволяет задать граничное условие для выбора удельного продольного сопротивления первого токоведущего участка заземления:

$$r_i \geq \left(\frac{6,12R_{A_3}}{I_A^2} - r_{A_3} \right). \quad (3.148)$$

Для указанных условий действует функциональная зависимость:

$$r_{i+m} = r_i \frac{2i-1}{2(i+m)-1}, \quad (3.149)$$

$$r_{m+1} = r_i \frac{1}{2m+1}. \quad (3.150)$$

Во втором случае для определения граничных условий для $Z_{A_{ii}}$ используем выражение:

$$I_A \sqrt{\frac{(2i-1)r'_{A_3} + 0,5r_{A_3}}{R_{A_3}}} \geq 1,75,$$

из которого после преобразования получаем:

$$r_{A_i} \geq \frac{6,12R_{A_3}}{I_A^2} - 2(2i-1)r'_{A_3}. \quad (3.151)$$

Удельное продольное сопротивление первого токоотдающего участка заземления должно в этом случае удовлетворять соотношению:

$$r_{A_i} \geq \frac{6,12R_{A_3}}{I_A^2} - 2r'_{A_3}. \quad (3.152)$$

Для условий второго случая действует функциональная зависимость:

$$r_{A_{(i+m)}} = r_{A_i} - 4mr'_{A_3}, \quad (3.153)$$

$$r_{A_{(m+1)}} = r_{A_i} - 4mr'_{A_3}. \quad (3.154)$$

Граничное условие выбора удельного переходного сопротивления токоотдающих участков в третьем случае имеет вид:

$$I_A \sqrt{\frac{(2i-1)r'_{A_3} + 0,5r_{A_3}}{R_{A_i}}} \geq 1,75.$$

Преобразовав это выражение, можно получить:

$$R_{A_i} \leq 0,571 I_A^2 [(2i-1)r'_{A_3} + 0,5r_{A_3}]. \quad (3.155)$$

При этом удельное переходное сопротивление первого токоотдающего участка должно соответствовать условию:

$$R_{A_i} \leq 0,571 I_A^2 (r'_{A_3} + 0,5r_{A_3}). \quad (3.156)$$

В рассматриваемом случае действует функциональная зависимость:

$$R_{A_{(i+m)}} = R_{A_i} \frac{(2i-1)r'_{A_3} + 0,5r_{A_3}}{[2(i+m)-1]r'_{A_3} + 0,5r_{A_3}}; \quad (3.157)$$

$$R_{A_{(i+m)}} = \frac{r'_{A_3} + 0,5r_{A_3}}{(2m+1)r'_{A_3} + 0,5r_{A_3}} R_{A_i}. \quad (3.158)$$

Полученные соотношения (3.150), (3.154) и (3.158) позволяют задавать необходимые начальные электрические параметры протяженного анодного заземления, а функциональные зависимости (3.149), (3.153) и (3.157) устанавливают динамику их варьирования вдоль защищаемого трубопровода с учетом требуемого количества точек подключения согласно (3.133) и необходимому расходу защитного тока (3.137).

Технико-экономические преимущества варьирования электрических параметров протяженного анодного заземления можно проиллюстрировать на примере реализации катодной защиты участка трубопровода между двумя компрессорными станциями протяженностью 100 км.

Исходными данными для сравнительных расчетов могут служить реальные характеристики одного из северных участков газопровода СРТО — Центр. Зашите должна подлежать одна нитка трубопровода с продольным сопротивлением $r_T = 3,5 \cdot 10^{-6}$ Ом/м и переходным сопротивлением на седьмой год эксплуатации $R_T = 500$ Ом·м. Электрические характеристики трубопровода, соответственно, равны: $\alpha_T = 0,084 \cdot 10^{-3}$ 1/м, $Z_{ВХ} = 0,042$ Ом.

Для обеспечения необходимого сдвига потенциала в конце плеча зоны защиты необходимо обеспечить в этой координате плотность тока $j_3 = 0,6$ мА/м. При условии размещения источников энергопитания только на территории компрессорных станций с учетом интенсивности распространения тока, характеризуемой показателем экспоненты $\alpha_T l_1 = 4,2$, в точке дренажа должен быть наложен катодный ток плотностью: $j_0 = j_3 e^{\alpha_T l_1} = 40$ мА/м. Для этого необходим

расход тока защиты: $I_3 = \frac{j_0}{2\alpha_T} = 238$ А, что приведет к наложению

потенциала в точке дренажа 10 В и потребует установки дополнительного экранного заземления для снижения его до допустимой величины 3 В.

Средняя плотность защитного тока на участке трубопровода составит 4,75 мА/м. Все параметры защиты, определенные по ходу расчета, соответствуют начальному качеству изоляционного покрытия (исходя из коэффициента старения изоляции $\beta = 0,25$ 1/год и не учитывая сопротивление растеканию трубопровода), характеризующемуся переходным сопротивлением трубопровода на момент укладки его в грунт 2900 Ом·м, или 11 000 Ом·м², при диаметре трубопровода 1220 мм.

В случае варьирования электрических характеристик протяженного анодного заземления длина защитной зоны от одной точки его подключения должна составлять: $L_3 = 0,9\alpha_{T-1} = 10$ км, а общее количество точек подключения $n_k = 5$.

При условии равномерного распределения естественных стационарных потенциалов не менее (по абсолютной величине) $-0,57$ В вдоль трубопровода требуемое катодное смещение потенциала составит: $\Delta U_K = 1,05(-0,87 + 0,57) = 0,32$ В.

Для обеспечения требуемого сдвига потенциала через каждую точку подключения анодного заземления необходимо дренировать ток:

$$i_3 = \frac{2 \cdot 0,32}{0,042} = 16 \text{ А,}$$

что соответствует общему расходу защитного тока 80 А и средней плотности защитного тока 1,6 мА/м.

В случае применения протяженного анодного заземления с переменным удельным продольным сопротивлением токоведущего участка r_i и постоянными электрическими характеристиками $R_{A_3} = 200$ Ом·м и $r_{A_3} \geq 2,8 \cdot 10^{-5}$ Ом/м на первом токоведущем участке необходимо обеспечить величину r_i не менее:

$$r_i \geq 0,5 \left(\frac{6,12 \cdot 200}{25 \cdot 10^6} - 2,8 \cdot 10^{-5} \right); r_i \geq 1,1 \cdot 10^{-5} \text{ Ом/м.}$$

Для последующих точек подключения анодного заземления следует уменьшить эту величину, соответственно, в 3, 5, 7, 9 раз, увеличивая, например, пропорционально общее сечение токоведущих проводов для каждого последующего участка.

При условии варьирования продольного сопротивления токоотдающего участка r_{A_1} протяженного анодного заземления с электрическими характеристиками $R_{A_1} = 200$ Ом·м и $r'_{A_3} = 1,1 \cdot 10^{-5}$ Ом/м на первом токоотдающем участке следует обозначить величину r_{A_1} не менее:

$$r_{A_1} \geq \frac{6,12 \cdot 200}{25 \cdot 10^6} - 2,2 \cdot 10^{-5}; r_{A_1} \geq 2,7 \cdot 10^{-5} \text{ Ом/м,}$$

уменьшая ее для каждого последующего участка на 4, 8, 12, 16 величин r'_{A_3} . При этом условии величина r'_{A_1} должна быть не менее $18 \cdot 10^{-5}$ Ом/м. Или, принимая за эталон сравнения первый вариант,

в котором $r_5 \geq 0,12 \cdot 10^{-5}$ Ом/м, r_1 необходимо иметь более $17,72 \cdot 10^{-5}$ Ом/м.

Для протяженного анодного заземления с переменным переходным сопротивлением, постоянные электрические характеристики которого составляют $r'_{A_3} = 2,8 \cdot 10^{-5}$ Ом/м и $r'_{A_2} = 1,1 \cdot 10^{-5}$ Ом/м, на первом токоотдающем участке должно быть обеспечено переходное сопротивление не более: $R_{A_1} \leq 0,57 \cdot 25 \cdot 10^6 (1,1 \cdot 10^{-5} + 1,4 \cdot 10^{-5})$; $R_{A_1} \leq 350$ Ом·м. На каждом последующем участке необходимо снижать переходное сопротивление, соответственно, в 1, 9; 2, 8; 3, 7 и 4, 6 раза, что приведет к обеспечению на пятом, последнем, участке переходное сопротивление не более 80 Ом·м.

Таким образом, сравнению подлежат следующие варианты технических решений: 1) $I_3 = 238$ А, расход 1080 т алюминия; 2) $I_3 = 80$ А, расход 1820 т алюминия; 3) $I_3 = 80$ А, расход 930 т алюминия; 4) $I_3 = 80$ А, расход 480 т алюминия. Принимая стоимость алюминия равной 50 руб./т, стоимость электроэнергии 4 коп./кВт·ч, можно констатировать следующее:

1) применение протяженного анодного заземления с переменными электрическими характеристиками дает годовую экономию в затратах на электроэнергию 8000 руб. (160 руб./км);

2) применение протяженного анодного заземления с переменным переходным сопротивлением дает максимальную экономию капиталовложений 30 000 руб. (600 руб./км) и позволяет сократить расход цветного металла (алюминия) на 540 т (11 т/км);

3) применение протяженного анодного заземления с переменным удельным продольным сопротивлением токоотдающих участков дает экономию капиталовложений 7500 руб. (150 руб./км) и позволяет сократить расход цветного металла (алюминия) на 150 т (3 т/км);

4) применение протяженного анодного заземления с переменным удельным продольным сопротивлением токоведущих участков, хотя и требует дополнительных капиталовложений на 37 000 руб. (740 руб./км), а также увеличивает расход цветного металла (алюминия) на 740 т (15 т/км), но окупает эти затраты за 2,5 года эксплуатации.

Для сравнения можно указать, что применение технологической системы катодной защиты с протяженным анодным заземлением вместо обычных установок катодной защиты с питанием от вольтрассовой ЛЭП, хотя и требует увеличения расхода цветного металла (алюминия) на 460 т, или 9 т/км, однако позволяет сократить затраты стали на 40 т, или около 1 т/км, и обеспечивает снижение капитальных затрат не менее чем на 480 000 руб., или 9600 руб./км, а также сокращение годового расхода электроэнергии на 24 МВт·ч, что дает дополнительный экономический эффект в размере 1000 руб. (20 руб./км).

Окончательный выбор предпочтительного варианта должен быть обусловлен исходными требованиями к проектированию конкретного трубопровода, определяющими критерии оптимизации его системы катодной защиты.

3.5. Протяженные гибкие аноды

Протяженные анодные заземления представляют собой длинномерные конструкции, обеспечивающие распространение тока защиты от точки дренажа преобразователя тока вдоль защищаемой конструкции или равномерно на некоторой площади. Первый вариант конструкции предназначен для катодной защиты трубопроводного транспорта, а второй — для защиты днищ резервуаров, крупногабаритных металлических конструкций, оснований и шпунтовых стенок. В конструкциях обоих типов монтаж анодных заземлений осуществляются с применением протяженных гибких анодов промышленного производства или, в отдельных специфических случаях, путем параллельно-последовательной коммутации длинномерных дискретных электродов. Основными конструкционными параметрами таких заземлений являются две электрические характеристики использованных электродов: продольное сопротивление и переходное (поперечное) сопротивление. Эти характеристики определяют расчетные показатели коэффициента распространения тока вдоль протяженного анодного заземления и его входное сопротивление. Именно эти показатели характеризуют область приоритетного при-

менения каждой конструкции протяженного анодного заземления и каждого вида промышленно выпускаемых протяженных гибких анодов (ПГА).

В общем случае протяженные анодные заземления имеют неоспоримый приоритет в семи наиболее важных случаях, когда все остальные конструкции заземлений не могут обеспечить эффективного токораспределения: в скалистых, мерзлых, сухих, иных грунтах высокого (более 100 Ом·м) сопротивления; для обеспечения необходимого уровня защиты трубопроводов с сильно поврежденной или изношенной изоляцией (с сопротивлением менее 100—200 Ом·м) без проведения ремонта или полной замены такого изоляционного покрытия; для обеспечения необходимого уровня защиты на участках многониточных систем трубопроводов с различным состоянием изоляционного покрытия или различными сроками их эксплуатации; для исключения вредного влияния установок электрохимической защиты на соседние посторонние подземные металлические сооружения; для предотвращения вредного экранирующего влияния контуров защитных заземлений на компрессорных, газораспределительных и нефтеперекачивающих станциях, а также резервуарных парках и других объектах аналогичной компоновки; для управления формированием электрического поля тока катодной защиты и токораспределением защитного тока вдоль трубопроводов; в целях совершенствования конструкции и технологии монтажа глубинных анодных заземлений.

Порядок применения и проектирования анодных заземлений с ПГА регламентирован с момента начала промышленного производства таких электродов. Первый нормативно-технический документ такого рода был разработан ВНИИСТ и утвержден Миннефтегазстроем СССР в 1983 году: ВСН 155—83* «Инструкция по электрохимической защите подземных трубопроводов в северных районах и Западной Сибири». «Звездочка» в его номенклатуре свидетельствует о том, что этот нормативно-технический документ (НТД) сохраняет свое действие до настоящего времени, так как не был выпущен иной документ аналогичного универсального действия. Наиболее детально порядок расчета и выбора ПГА представлен в НТД ОАО «Газпром» РД-106—05* «Правила применения протяженных гиб-

ких анодов в установках катодной защиты и контурах защитных заземлений». Позднее ряд положений этого РД был повторен в СТО «Газпром» 2-3.5-047—2006. На федеральном уровне применение ПГА предусмотрено в двух основополагающих государственных стандартах: обязательного применения — ГОСТ Р 51164—98 и добровольного применения — ГОСТ ИСО 9.602—2005.

Принципиальная конструкция ПГА промышленного производства представляет собой гибкий линейный цилиндрический электрод кабельного типа, состоящий из одной или нескольких коаксиальных оболочек из малорастворимого токопроводящего материала, внутри которых вдоль центральной оси конструкции размещен металлический высокопроводящий сердечник, выполняющий функцию токопровода. При этом вся конструкция может быть заключена в токопроводящий кожух, полость которого заполнена коксовой мелочью или иным мелкодисперсным материалом с электронной проводимостью. Практически в настоящее время такая концепция реализована в ПГА трех типов: однослойные, с невысоким переходным сопротивлением (до 10 Ом·м); двухслойные, с высоким переходным сопротивлением (до 3000—5000 Ом·м), и упакованные, которые могут быть обоих первых видов исполнения и обеспечивают применение ПГА в грунтах любой плотности и воздухопроницаемости.

Токопроводящий материал ПГА выполнен в виде эластомерной матрицы, наполненной токопроводящими компонентами. Он имеет постоянно высокий уровень адгезии с сердечником и обладает необходимой эластичностью, а также деформационной упругостью, обеспечивающей сохранение адгезии. Все это обуславливает конструктивную работоспособность ПГА в процессе транспортировки и хранения электродов, а также после завершения строительно-монтажных работ. Монолитная конструкция ПГА исключает возможность растрескивания при температурных и иных деформационных напряжениях электродов в процессе строительно-монтажных работ, транспортировки, хранения и при температурных колебаниях среды укладки. Конструктивное исполнение ПГА имеет форму отдельных отрезков протяженностью от 500 до 1500 м, обустроенных на концах элементами для обеспечения электрической коммутации в непрерывную линию необходимой протяженности и позволяющих

осуществлять намотку таких отрезков на барабан для транспортировки и хранения.

Первые две конструкции ПГА общего типа при использовании в плотных грунтах с низкой воздухопроницаемостью должны предусматривать укладку в коксовую засыпку или иной аналогичный материал, обеспечивающий отвод газов, образующихся в процессе токоотдачи электродов. Третья, универсальная, конструкция ПГА предусматривает возможность их свободного применения в грунтах любой консистенции. При этом двухслойные ПГА обычно имеют константу распространения тока защиты не более 0,001 1/м.

В общем виде технические требования, реализуемые в основных конструкциях ПГА промышленного производства, представлены в таблице 3.1.

Таблица 3.1

Требования к конструктивным и техническим характеристикам ПГА промышленного производства

№ п/п	Требуемые технические характеристики	Тип и конструкция электрода			
		Монослойные электроды общего типа (например: ЭЛЭР-2; 2.1; ЭЛЭР-5)	Многослойные электроды общего типа (например, ЭЛЭР-2.1/2)	Монослойные электроды универсальные (например, ЭЛЭР-5*)	Многослойные электроды универсальные (например, ЭЛЭР-2.1К)
1	Число рабочих оболочек	1	2	1 (2)	2
2	Сечение токопровода, кв. мм	Не менее 25—50 (по меди) или не менее 65 (по стали латунированной)			
3	Внешний диаметр, мм	25±2; 36±2; 70±4	38±2	50±3	40±3
4	Номинальная строительная длина, м	600—1200; 50—300	600—1200	50—900	Макс. 200
5	Масса, кг/м, не менее	0,95; 1,35; 5,20	1,50	2,50	1,50
6	Эластичность, %, не менее	20,0			
7	Удельное объемное сопротивление материала, Ом·м	0,5—5,0	50—3000/0,5		0,5—3000
8	Продольное сопротивление, Ом/м	(3,6—7,2)×0,0001 (по меди); не более 4,4×0,001 (по стали)			
9	Переходное поперечное сопротивление, Ом·м	0,2—2,0	10—600		0,2—600

№ п/п	Требуемые технические характеристики	Тип и конструкция электрода			
		Монослойные электроды общего типа (например: ЭЛЭР-2; 2.1; ЭЛЭР-5)	Многослойные электроды общего типа (например, ЭЛЭР-2.1/2)	Монослойные электроды универсальные (например, ЭЛЭР-5*)	Многослойные электроды универсальные (например, ЭЛЭР-2.1К)
10	Константа распространения тока, 1/м	0,01—0,0001			
11	Анодная растворимость, кг/А·год, не более	0,3 (0,5)			
12	Номинальная плотность анодного тока, А/м (в коксовой засыпке)	0,02 (0,05) 0,05 (0,10) 0,25 (1,00)	0,05 (0,1)	0,25	0,1
13	Срок службы в номинальном режиме, лет	Не менее 30			

Совокупность конструкционных и связанных с ними иных технических требований к составным (сборным) протяженным анодным заземлениям из индустриальных ПГА для глубинных анодных заземлений специальной конструкции приведена в таблице 3.2.

Таблица 3.2

Конструктивные и иные технические требования к характеристикам составных (сборных) протяженных гибких анодов для глубинных анодных заземлений (ГАЗ)

№ п/п	Требуемая техническая характеристика	Модификации конструкции ГАЗ		
		в комплекте 2—4 электрода	в комплекте 5—7 электродов	в комплекте 8—10 электродов
1	Диаметр обсадной скважины (трубы), мм, не менее	324		
2	Диаметр электродов, мм	200±5		
3	Длина блока, м	6,5—13,0	16,25—22,75	26—32,5
4	Нормативная плотность анодного тока, мА/м	1540		
5	Допустимая токовая нагрузка на ГАЗ, А	10—20	25—35	40—50
6	Масса электродов блока, кг, не менее	170—340	425—595	680—850
7	Срок службы ГАЗ в номинальном режиме, лет, не менее	30		

Специальные требования предъявляются и к материалам для изготовления ПГА. В качестве основного малорастворимого токопроводящего материала используют обычно экологически чистый структурированный эластомер с углеродным наполнителем или монокристаллический проводник первого рода, например оксид титана, естественным образом совместимые с электролитической средой, являющейся проводником второго рода. Материалы для токопроводящего сердечника имеют приоритет выбора по удельному сопротивлению, гибкости и механической прочности (на растяжение). В практической реализации по совокупности указанных свойств преобладает использование рафинированной меди и латунированной стали. Токоотдающий материал ПГА должен быть практически инертен по отношению к окружающей среде и устойчив по основным характеристикам работоспособности при ее потенциальном воздействии: температурному и коррозионному влиянию и структурно-механическому воздействию. Устойчиво-стабильными материалами при этих условиях могут считаться материалы, электромеханические свойства которых при щелочно-кислотном и масло-бензо-керосиновом воздействии изменяются не более чем на 10%.

Продольное электрическое сопротивление ПГА любого типа не должно выходить за пределы менее 0,002—0,0025 Ом/м. В противном случае резко сокращается зона защитного действия анодного заземления. Поперечное сопротивление растеканию тока с ПГА составляет совокупность сопротивлений слоев материала анода, покрывающих токопроводящий сердечник, и общего сопротивления расте-

кания тока, определяемого сопротивлением грунта и диаметром ПГА. Реальные пределы изменения этого сопротивления укладываются в интервал от 1 до 50 000 Ом·м. Однако к настоящему времени верхний предел этого интервала реализован далеко не полностью. Константа распространения тока по оптимальному счету определяется типом ПГА и конструктивными характеристиками самого анодного заземления или защищаемого сооружения. Для электродов с эффективной длиной до 500 м допустима константа распространения тока не более 0,01 1/м; при длине электродов заземления ПГА от 500 до 1000 м — в интервале 0,01—0,001 1/м; при общей длине ПГА 1000—5000 м — в интервале 0,001—0,0001 1/м и при протяженности анодного заземления более 5000 м — не более 0,0001 1/м.

В тех же условиях волновое сопротивление протяженного анодного заземления из ПГА не должно превышать 1,5 Ом в начальный момент работы и не должно возрастать более 2,5 Ом без реконструкции и замены через 30 лет эксплуатации. При этом токовая нагрузка на ПГА может составлять 20—250 мА/м без использования коксовой засыпки и должна возрастать до 50—1000 мА/м в случае любого применения покрова ПГА коксовой засыпкой.

Работоспособность ПГА и их собственные параметры технического состояния (ПТС) должны сохраняться в условиях климатического воздействия, установленных в соответствии с требованиями ГОСТа 18690. При этом условия транспортирования в части воздействия механических факторов должны соответствовать группе Ж по ГОСТу 23216-78. В соответствии с Техническими условиями на промышленно выпускаемые электроды эти электроды сохраняют работоспособность при следующих условиях транспортирования и хранения в заводской упаковке в части воздействия климатических факторов по группе 2 по ГОСТу 15150:

- при температуре от -50°C до $+50^{\circ}\text{C}$;
- при максимальной относительной влажности до 98% при температуре $+25^{\circ}\text{C}$ — без ограничения интервала атмосферного воздействия.

Для того чтобы ПГА сохраняли работоспособность при транспортировке в заводской упаковке и длительном складировании, необходимо исключать их прямой контакт с маслами, органическими

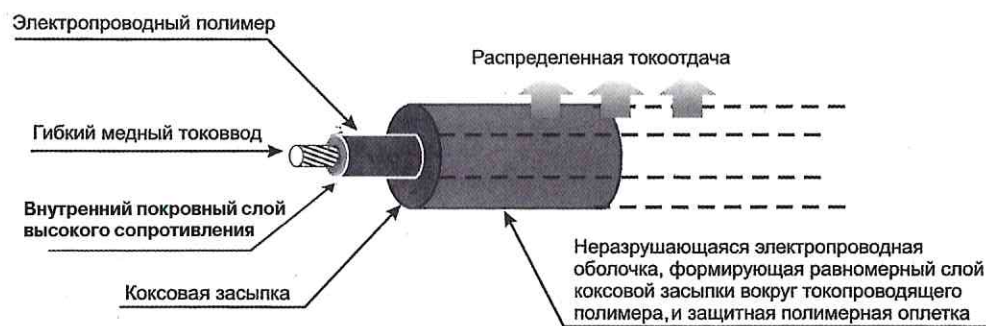


Рис. 3.39. Схема конструкции упакованного двухслойного электрода типа ЭЛЭР

растворителями, химически агрессивными веществами, ядохимикатами и пачкающими продуктами. В условиях эксплуатации сохранение работоспособности ПГА гарантировано при следующих условиях климатического и природного воздействия окружающей среды:

- температуре от -50°C до $+50^{\circ}\text{C}$;
- изменении показателя рН электролитической среды в диапазоне от 3 до 11 единиц;
- повышении содержания солей в грунте, речной и морской воде, а также других электролитических средах до уровня 4 г/кг среды.

При этом общее климатическое исполнение ПГА соответствует группе УХЛ с категорией реализации 5 по ГОСТу 15150—69*.

Помимо перечисленных общих технических требований, реализованных в промышленно выпускаемых ПГА, в процессе их применения необходимо соблюдать также ряд требований надежности, регламентирующих конструктивное исполнение анодных заземлений при различных условиях прокладки ПГА, требования комплектности, исполнение которых необходимо для качественного выполнения строительно-монтажных работ при установке ПГА в грунт, а также собственные требования безопасности, обеспечивающие предохранение персонала от травм при работе с ПГА.

В настоящее время наиболее успешно себя зарекомендовали протяженные гибкие аноды серии ЭЛЭР различного типа и различной конструкции. Это наиболее универсальный ряд ПГА, который охватывает все возможные варианты исполнения как самих протяженных гибких анодов, так и конструкции создаваемых с их использованием протяженных анодных заземлений. Такие электроды производит ЗАО «ЭХЗ», работающее в г. Туле на базе Тульского завода резинотехнических изделий.

В последнее время к числу успешных производителей присоединилась новая компания — ООО «Технопром», предлагающая протяженные гибкие аноды серии ПВЕК. Значительным преимуществом этих электродов является их конструктивное исполнение в упакованной форме с использованием коксовой засыпки в токопроводящем шланге, покрывающем ПГА. Однако, к сожалению, выпуск двухслойных электродов «Технопром» пока не освоил.

В рекламных листках встречается и ряд других наименований ПГА, предлагаемых различными фирмами. Однако качество и рабо-

тоспособность всех таких предложений более чем сомнительны. При проверке оказывается, что практически все эти электроды, в нарушение обязательных требований ГОСТа Р 51164, не проходили межведомственных или даже ведомственных испытаний по сертифицированной программе. Организации — производители этих электродов не сертифицировали соответствие их качества в компетентных саморегулируемых организациях (СРО), как это установлено действующим законодательством Российской Федерации. В связи с этим следует напомнить заинтересованным пользователям ПГА, что для подтверждения применимости предлагаемых им электродов ПГА производитель должен обязательно представлять государственно зарегистрированные Технические условия на свое изделие, копию акта и программы соответствующих испытаний, а также сертификат соответствия качества готовой продукции, подтвержденный уполномоченным на это СРО.



Рис. 3.40. Испытания анодного заземления из протяженного гибкого анода

3.6. Заключение и выводы

1. Установлена функциональная связь удельных сопротивлений покровного сезонноактивного и эквивалентного трехслойного (с включением многолетней мерзлоты) грунтов, что позволяет отказаться от многократного вертикального электрического зондирования при коррозийных изысканиях под анодные заземления.

2. Предложены различные инструкции анодных заземлений типа «С» для многолетнемерзлых и глубокопромерзающих грунтов (альбомы типовых чертежей ОАО «Гипроспецгаз» и ПАО «Институт ЮжНИИГипрогаз»), наиболее эффективным из которых является глубинное заземление (положительное решение от 19.11.1985 г. на заявку № 3898068/22-02), размещенное под слоем мерзлоты, зона защиты которого возрастает на 20—30%.

3. Разработана методика учета неравномерности распределения защитных токов на полузаглубленных трубопроводах и трубопроводах в мерзлом грунте, окруженных таликами различной формы и размеров, определены коэффициенты приведения защитных потенциалов для указанных условий, необходимые для обеспечения полной защиты трубопроводов.

4. Разработана и внедрена на западносибирских и северных трубопроводах оптимальная система катодной защиты; предложены перспективные решения по снижению сопротивления анодных заземлений и повышению КПД катодной защиты с помощью использования углового заземления (а. с. № 687871) и протяженного заземления с переменными электрическими характеристиками (а. с. № 951885).

ГЛАВА ЧЕТВЕРТАЯ

АВТОНОМНАЯ ПРОТЕКТОРНАЯ ЗАЩИТА ТРУБОПРОВОДОВ ПРИ ОТСУТСТВИИ ЭНЕРГОСНАБЖЕНИЯ В СЕВЕРНЫХ РАЙОНАХ

4.1. Технологические системы протекторной защиты с учетом влияния циклически знакопеременной температуры грунта на ее поляризационные характеристики

В северных районах и районах распространения многолетнемерзлых грунтов выбор схем электрохимической защиты целесообразно осуществлять, исходя из требований надежности, реальных скоростей, коррозии и условий энергоснабжения. В наибольшей степени это касается трубопроводов диаметром более 500 мм, работающих под давлением не менее 20 кГс/см². Оптимальным средством электрохимической защиты при этих условиях является протекторная, в установках которой могут быть использованы литые, протяженные и спиральные электроды.

Литые протекторы, устанавливаемые обязательно в активатор, лучше всего — на основе бентонитовых глин, можно применять как индивидуально — в виде единичных электродов, так и группами, когда необходимо снижать общее переходное сопротивление протекторной установки. Использование активатора позволяет значительно снижать сопротивление растеканию литых протекторов. Протекторную защиту литыми протекторами можно осуществлять на любых участках трубопроводов с сопротивлением грунта не более 50 Ом·м, в первую очередь, при оттаивании грунтов вокруг трубопроводов в зимнее время («горячие» участки). При полном промерзании грунта вокруг трубопровода в зимний период («холодные» участки)

электрохимическую защиту можно осуществлять с помощью протяженных или спиральных протекторов, которые в случае круглогодичного использования следует устанавливать в грунтах с удельным сопротивлением, изменяющимся в интервале 50—500 Ом·м.

Единичные локально размещенные литые протекторы целесообразно использовать лишь для усиления защиты на отдельных участках, защищаемых катодными станциями, где в связи с местными геологическими особенностями или случайным снижением переходного сопротивления защищаемого трубопровода происходит ускоренное затухание наложенного потенциала. Допустимо также использовать единичные протекторы для круглогодичной работы, в том числе в зоне протаивания грунта вокруг трубопровода на «горячих» участках, размещая их в пределах зимнего ареола талого грунта.

В случае необходимости использования протекторов для работы в сезонно-талом грунте в летнее время следует применять исключительно групповое размещение протекторов. В грунтах с удельным сопротивлением до 25 Ом·м в качестве одиночных электродов могут быть использованы протекторы типа ПМ 10/2-Мл16, обеспечивающие защитный ток не менее 100 мА. Для обеспечения защитного тока в тех же пределах в грунтах с удельным сопротивлением 25—50 Ом·м необходимо устанавливать группы из трех протекторов указанного типа. Литые протекторы, устанавливаемые как в постоянно талых грунтах, так и в ареолах талого грунта вокруг трубопроводов, следует располагать на расстоянии 3—6 м от последних и не ближе чем 5 м друг от друга. Глубина заложения верхней кромки протектора в промерзающем грунте должна быть не менее 2 м. Максимально допустимые расстояния между протекторами основных промышленных типов при защите трубопроводов с битумной или полимерной изоляцией в грунтах различного сопротивления показаны на рис. 4.1 и 4.2.

Выбор протяженных или спиральных протекторов осуществляют, исходя из минимальных требований к их размерам, необходимым для осуществления непрерывной работы без замены по поддержанию на трубопроводе требуемого уровня защиты в течение не менее 10 лет. Основным критерием для выбора необходимых размеров протяженных протекторов является средняя минимально необходимая рабочая величина плотности защитного тока, требующаяся

при катодной поляризации трубопровода. При определении этой величины следует учитывать снижение переходного сопротивления трубопровода в результате старения его изоляционного покрытия.

К числу геометрических и физических рабочих характеристик протяженных протекторов, подлежащих оценке при выборе схемы протекторной защиты, относятся минимально необходимый при защите расход протекторного материала, требуемая площадь сечения материала протяженного протектора и его минимально допустимый диаметр, необходимый диаметр стального сердечника, а также действительные размеры выбранного протяженного протектора, которые должны обеспечить,

чтобы его фактическая масса соответствовала условиям всех остальных характеристик. В случае использования схем электрохимической защиты со спиральными протекторами к перечисленным выше параметрам необходимо добавить шаг спирали протектора, выбор которого должен обоснованно обеспечивать достижение необходимого защитного потенциала на всей поверхности защищаемого трубопровода. Кроме того, шаг спирали определяет в значительной степени переходное и входное сопротивления спирального протектора, что также отражается на величинах и распределении защитных потенциалов, так как способствует изменению как общего тока протекторной установки, так и максимальной величины защит-

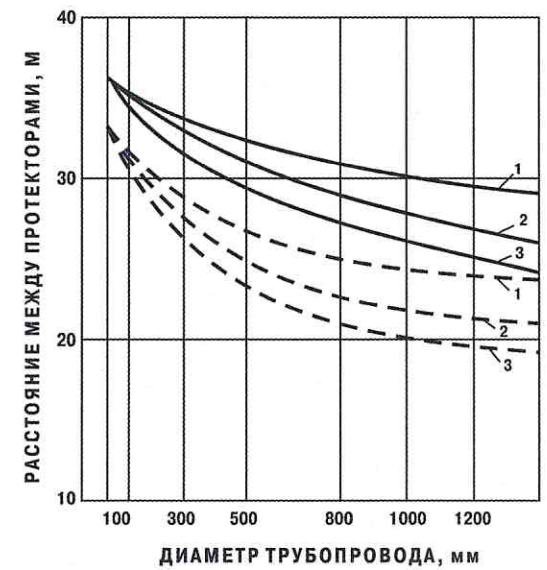


Рис. 4.1. Максимальное расстояние между протекторами типов ПМ-5, ПМ-10, ПМ-20 при защите трубопроводов различного диаметра с пленочным покрытием:
 1 — в грунтах с сопротивлением менее 10 Ом·м; 2 — в грунтах с сопротивлением в интервале 10–30 Ом·м; 3 — в грунтах с сопротивлением в интервале 30–50 Ом·м;
 — — — — для срока службы 6 лет;
 - - - - - для срока службы 10 лет

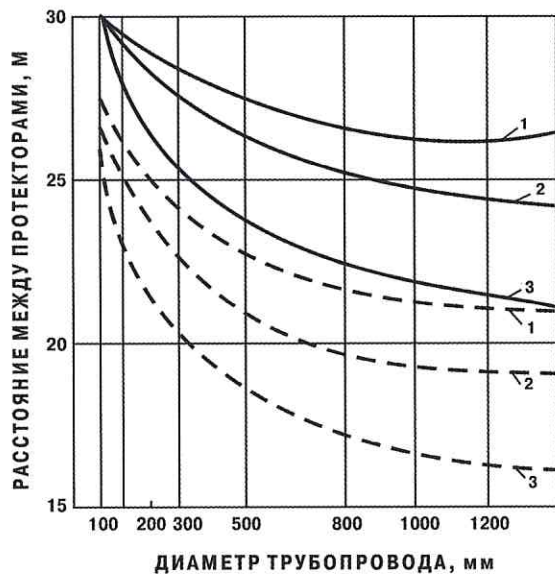


Рис. 4.2. Максимальные расстояния между протекторами типов ПМ-5, ПМ-10, ПМ-20 при защите трубопроводов различного диаметра с битумным покрытием. Обозначения, как на рис. 4.1

Экспериментальные исследования по выявлению этой зависимости, проведенные на лабораторной модели, позволили эмпирически установить количественные характеристики рабочих параметров спиральных протекторов.

В результате проверенных измерений были получены функциональные зависимости $R_p = f(h, L, d, D, R, \rho)$, общий вид которых показан на рис. 4.3. Полученные кривые интерполировали экспоненциально по формуле вида:

$$R_p = R_0 e^{-\alpha h} + R_K, \quad (4.2)$$

где: R_K — сопротивление растеканию образца при величине шага спирали $h \rightarrow \infty$;

α — коэффициент затуханий, зависящий от геометрических размеров спирали.

ного потенциала, наложенного на трубопровод в точке дренажа.

Удобство применения спиральных протекторов состоит в том, что небольшое изменение угла навивки α_0 или шага спирали h протектора может обеспечить значительное изменение величины защитной плотности тока. Величина защитного тока при использовании спирального протектора связана с величиной h через сопротивление растеканию протектора R_p следующей зависимостью:

$$I_{\text{защ}} = f[R_p; \varphi(h)]. \quad (4.1)$$

При проведении интерполяции по формуле (4.2) было определено, что экспериментальные кривые лучше всего приближены к графикам формулы:

$$R_p = \frac{2\rho}{\pi\sqrt{D}} e^{-\frac{2\ln\frac{L}{D}}{\sqrt{D}}h} + \frac{4\rho}{\pi\sqrt{L}}. \quad (4.3)$$

На практике указанные параметры для спиральных протекторов могут изменяться в пределах: L — от нескольких десятков до сотен метров; d — от 2 до 3 см; D — от 0,3 до 1,2 м; h — от 0 до 1 м.

Осуществленная экстраполяция формулы (4.3) в области реальных значений параметров L, d, D и h показала, что выражения

$$R_0 = \frac{2\rho}{\pi\sqrt{D}} \quad (4.4)$$

$$\text{и } \alpha = \frac{2\ln\frac{L}{D}}{\sqrt{D}}, \quad (4.5)$$

а при $L > 2$ м величину R'_K , следует считать по формуле:

$$R'_K = \frac{\rho}{2\pi L} \left(\ln\frac{2L}{d} + \ln\frac{4}{2t} \right), \quad (4.6)$$

соответствующей сопротивлению растеканию протяженного протектора, где t — величина заглубления спирали в грунт. Экстра-

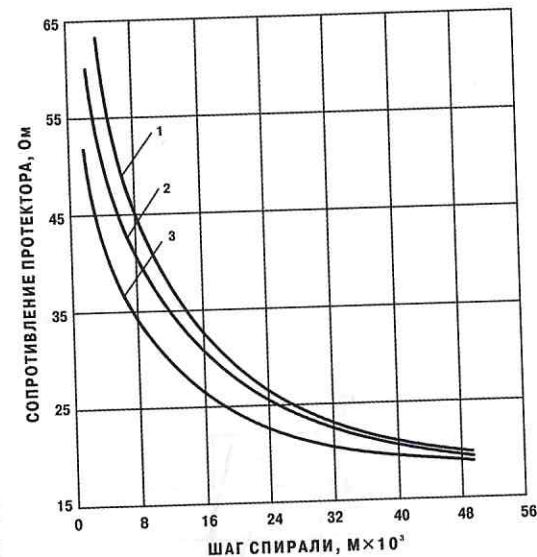


Рис. 4.3. Сопротивление спирального протектора с различным шагом спирали:

1 — диаметр протектора 26 мм;
2 — то же 37 мм; 3 — то же 52 мм

поляция величины R'_k для разных значений L приведена на рис. 4.4.

В результате проведенной обработки полученной расчетной формулы (4.3) математическое выражение зависимости сопротивления растеканию спирального протектора в области реальных значений параметров принимает вид:

$$R_p = \frac{2\rho}{\pi\sqrt{D}} e^{-\frac{2\ln\frac{L}{D}}{\sqrt{D}h}} + R'_k. \quad (4.7)$$

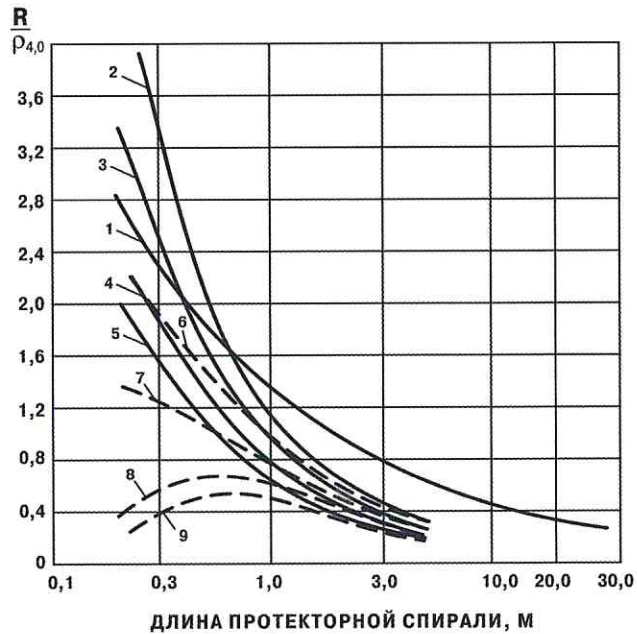


Рис. 4.4. Экстраполированные значения сопротивления спирального протектора различной длины:

- 1 — $F(d, t, L) = \frac{\Delta\rho}{\pi\sqrt{L}}$; 2 — $F(d, t, L) = \frac{\rho}{2\pi L} \ln \frac{2L}{d}$; $d = 0,0017$ м; 3 — то же, $d = 0,003$ м;
 4 — то же; $d = 0,02$ м; 5 — то же; $d = 0,03$ м; 6 — $F(d, t, L) = \frac{\rho}{2\pi L} \left(\ln \frac{2L}{d} + \ln \frac{L}{2t} \right)$; $d = 0,0017$ м;
 7 — то же, $d = 0,003$ м; 8 — то же, $d = 0,02$ м; 9 — то же; $d = 0,03$ м;
 x — экспериментальные данные

Данная формула является отправной при проектировании протекторной защиты трубопровода спиральными протекторами. Она позволяет выбрать схему подключения протектора, рассчитать необходимую величину угла навивки спирального протектора α_0 и, соответственно, величину шага спирали h , требуемую для обеспечения защитной плотности тока.

На рис. 4.5 приведена номограмма, позволяющая графическим способом определить оптимальную величину угла навивки α_0 (по величине h) и длину L для спирального протектора по значению $\frac{R'_p}{\rho} = f(h, L)$.

Выбор конкретной схемы протекторной защиты с использованием протяженных протекторов осуществляют, исходя из технико-

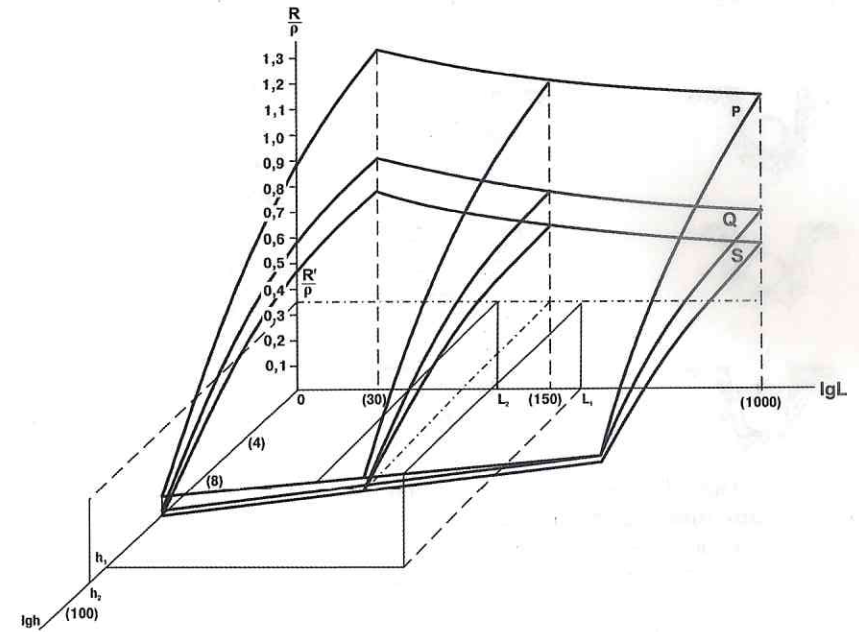


Рис. 4.5. Номограмма зависимости $\frac{R}{\rho} = f(h, D, d, L)$ для определения оптимальных значений шага h и длины L спирального протектора:
 P — диаметр спирали 0,3 м; Q — то же 0,8 м; S — то же 1,2 м

экономических соображений с учетом местных условий [120]. Возможные варианты расположения протекторов и их подключение к трубопроводу в контрольно-измерительных пунктах через общее или два параллельных регулировочных сопротивления представлены на рис. 4.6 и 4.7.

Размеры отдельных траншей для самостоятельной укладки протяженных протекторов зависят от типа используемых для этого машин и механизмов.

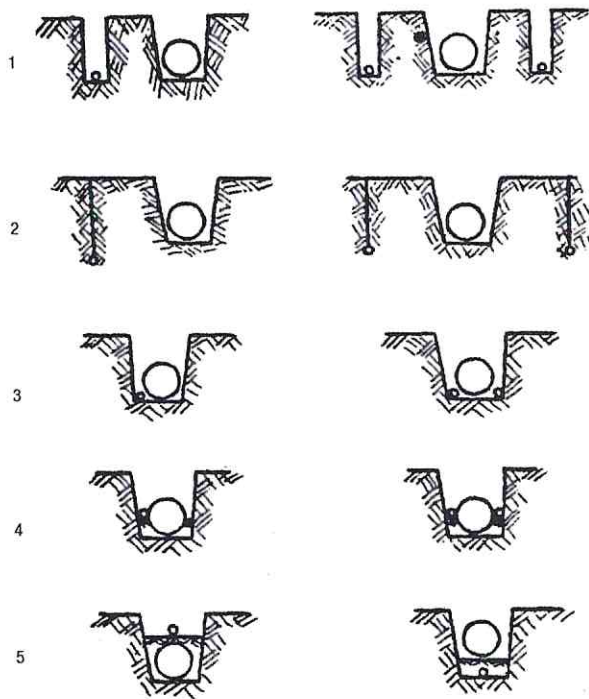


Рис. 4.6. Схемы размещения протяженных протекторов при защите трубопровода:
 1 — в отдельной траншее с одной или двух сторон; 2 — бестраншейная щелевая прокладка с одной или двух сторон; 3 — укладка на дне открытой траншеи до опуска трубопровода с одной или двух сторон от него; 4 — на полузасыпанном трубопроводе с одной или двух сторон; 5 — над засыпанным трубопроводом или на дно траншеи до укладки трубопровода (с последующей подсыпкой грунта перед укладкой трубопровода)

Глубина траншей может колебаться от 1,3 м (в случае работы траншейно-роторным экскаватором ЭТР-132) до 2,2 м (при работе ковшовым экскаватором ЭТР-204 или ЭТР-223). Ширина траншей варьируется от 0,2 м (для траншейного роторного экскаватора того же типа).

Укладку протяженных протекторов в открытую траншею трубопроводов можно производить трубоукладчиком Т-616.

В случае бестраншейной укладки протяженных протекторов на глубину до 2,6 м необходимо использовать специальный протектороукладчик на тяге 3—6 тракторов Т-100 М.

Подводя итог анализу выбора схем протекторной защиты западноси-

бирских и северных подземных трубопроводов, можно заключить следующее:

1. Трубопроводы, транспортирующие продукты с положительными и знакопеременными (в области не ниже -5°C) температурами в сезонно-талом грунте, независимо от наличия подстилающих многолетнемерзлых горных пород, а также в сливающемся многолетнемерзлом грунте, наиболее целесообразно защищать, используя схемы протекторной защиты с протяженными протекторами.

2. В условиях ежегодного двухразового циклического изменения знака температуры непосредственно окружающего трубопровод грунта целесообразно осуществлять комбинированную электрохимическую защиту подземных трубопроводов протяженными протекторами, отключаемыми в период цикла охлаждения в области положительных температур, в сочетании с установками катодной защиты, работающими в летний период.

3. При использовании протяженных протекторов для электрохимической защиты низкотемпературных трубопроводов в грунтах

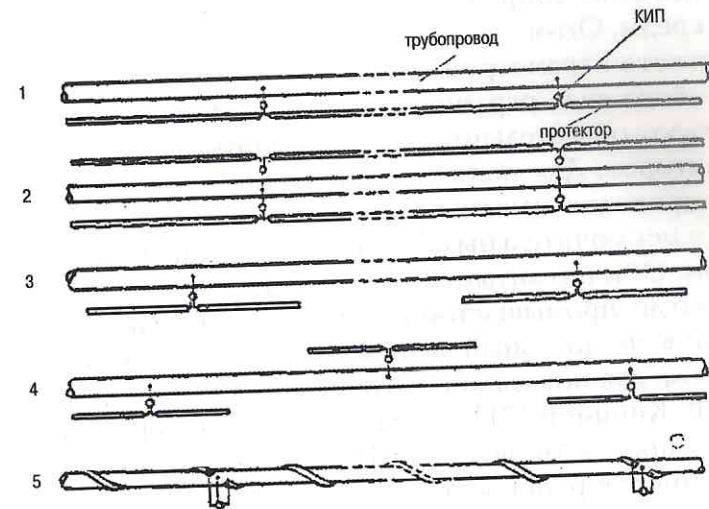


Рис. 4.7. Схемы защиты трубопроводов протяженными протекторами:
 1 — непрерывная укладка с одной стороны трубопровода; 2 — непрерывная укладка с двух сторон трубопровода; 3 — односторонняя укладка отдельными отрезками; 4 — двусторонняя укладка отдельными отрезками в шахматном порядке; 5 — спиральная навивка протектора на трубопровод

со стабильно отрицательной температурой выше -5°C протекторы следует размещать в области нулевой изотермы (или возможно ближе к ней) температуры грунта, непосредственно окружающего трубопровод.

4. На подводных переходах в качестве устройств автономной электрохимической защиты целесообразно использовать спиральные протекторы, у которых электропроводность сердечника составляет 1,05—11,6 от электропроводности протекторного материала, а шаг спирали электрода определяют в первом приближении из эмпирического соотношения:

$$H = 0,15 \sqrt{D_c} \lg \frac{0,6 L_c \rho_{\text{Э}}}{\sqrt{D_c (R_n - \rho_{\text{Э}})}}, \quad (4.8)$$

где: D_c — диаметр спирали, м;

L_c — полная длина линейного электрода, Ом·м;

R_n — переходное сопротивление линейного электрода, Ом·м;

$\rho_{\text{Э}}$ — удельное сопротивление окружающей электролитической среды, Ом·м.

При расчете параметров технологических систем протекторной защиты любого вида ограничения ЭДС единичной защитной установки требуют обязательного учета поляризационного сопротивления протекторов. Для защиты от подземной коррозии магистральных трубопроводов нашли применение протекторы из магниевых сплавов и, в исключительных случаях на морских участках, цинковые протекторы. Обычно литые протекторы из магниевых сплавов типов Мл-4, Мл-5 и др. промышленность выпускает в упакованном виде помещенными в специальный активатор на основе бентонитовой глины. При этом, как показали многочисленные исследования В. Г. Котика и Л. Ф. Кириной [71], поляризационные характеристики промышленных протекторов типов Пм-5 и Пм-20 в области положительных температур остаются практически неизменными и могут быть в первом приближении усреднены, как это показано на рис. 4.8.

Применение в целях защиты от подземной коррозии протяженных протекторов из деформируемых магниевых сплавов требует специального изучения температурной зависимости их поляризационных характеристик, так как такие протекторы укладывают в грунт без

активатора. При этом с учетом законов распределения потенциалов и токов в системе защиты, использующей протяженные протекторы, предпочтительно размещать их у границ фронта промерзания или даже непосредственно в мерзлом грунте, так как это обеспечивает более равномерное срабатывание протекторов и позволяет продлить срок их службы. Изучение анодного поведения деформируемых магниевых сплавов путем лабораторных исследований на образцах показало, что электрохимические характеристики протяженных протекторов подвержены температурному изменению [72].

С учетом временных критериев подобия модели протекторных установок испытывали в холодильной камере с температурой до -13°C . В результате проведенных исследований были получены функциональные зависимости изменения электродвижущей силы протекторной установки при промерзании и оттаивании грунта в области температур от $+19$ до -19°C (рис. 4.9, 4.10) и кривые изменения силы тока в цепи протекторной установки в аналогичном диапазоне изменения знакопеременных температур при различных составах окружающей среды (рис. 4.11, 4.12). Анодные поляризационные кривые деформируемого магниевых сплавов были получены при различных температурах в интервале от $+19$ до -6°C (рис. 4.13). На основании этих данных рассчитали значения поляризационных сопротивлений протектора в зависимости от плотности указанного интервала температур (рис. 4.14, 4.15). По результатам расчетов графическим способом установили характер функциональных зависи-

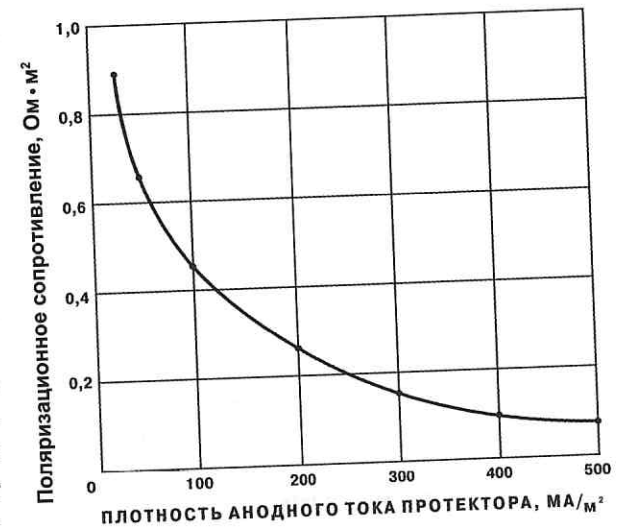


Рис. 4.8. Поляризационное сопротивление магниевых протекторов типа ПМУ в глинистых грунтах

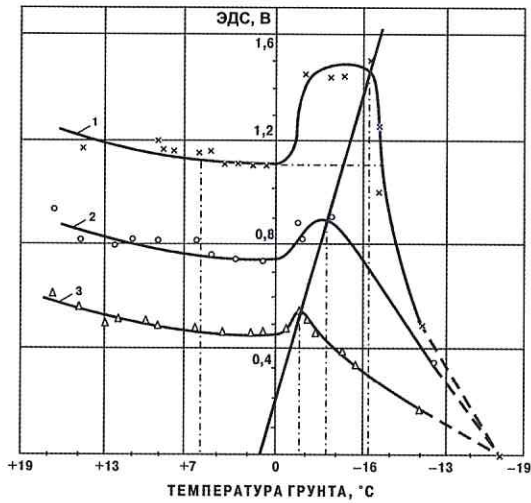


Рис. 4.9. ЭДС гальванопары магний — сталь в замерзающих грунтах:
 1 — с бентонитовым активатором;
 2 — с активатором из глины;
 3 — без активатора

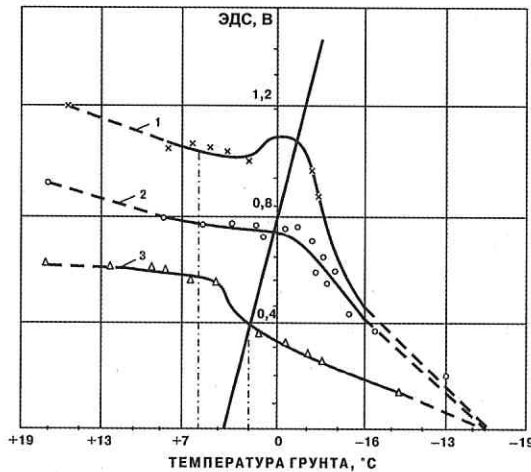


Рис. 4.10. ЭДС гальванопары магний — сталь в оттаивающих грунтах.
 Обозначения, как на рис. 4.9

мостей поляризационного сопротивления магниевого сплава от температуры грунта при различных плотностях анодного тока (рис. 4.16). Анализ полученных данных позволил выявить ряд общих характерных особенностей работы протекторных установок при циклически знакопеременных температурах.

При понижении температуры стационарный потенциал как магниевого сплава, так и стали, исходя из термодинамических условий и закономерностей, смещается в положительную сторону. Температурные градиенты смещения определяют функциональные изменения коэффициентов активности и концентраций ионов этих металлов, а также значений рН в приэлектродном слое, соответственно, каждого электрода. Дивергент этих градиентов определяет изменение действующей разности потенциалов в цепи протекторной защиты, вызванное кинетикой электродных процессов в условиях знакопеременных температур. Результаты экспериментов подтвердили, что температурное изменение

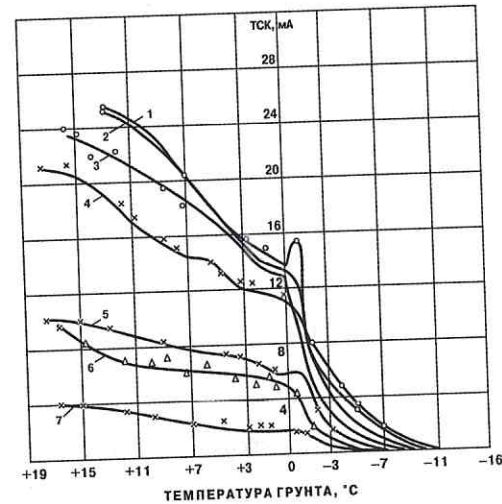


Рис. 4.11. Сила тока в цепи протекторной установки при замерзании грунта:
 1, 2 — с бентонитовым активатором;
 3, 4 — с активатором из глины; 5 — активатор с цементом; 6, 7 — без активатора

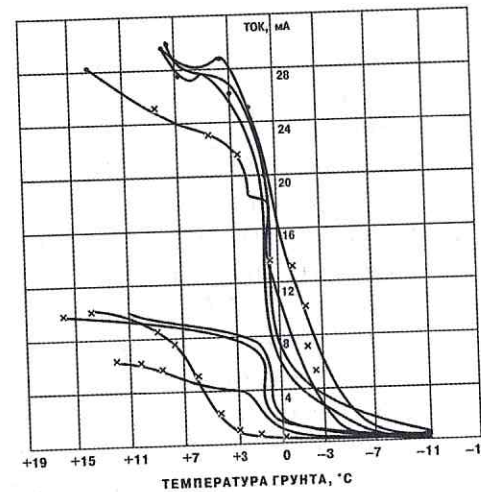


Рис. 4.12. Сила тока в цепи протекторной установки при оттаивании грунта.
 Обозначения, как на рис. 4.11

стационарных потенциалов протекторного сплава в области положительных температур имеет характер, качественно аналогичный поведению трубной стали в этих условиях. Количественно поляризуемость деформируемого магниевого сплава несколько превышает поляризуемость стали, в связи с чем понижение температуры от +17 до 0 °C вызывает уменьшение ЭДС в цепи протекторной установки на 100—150 мВ.

В бентонитовой глине рост поляризуемости магниевого сплава в указанном диапазоне температур заметно сни-

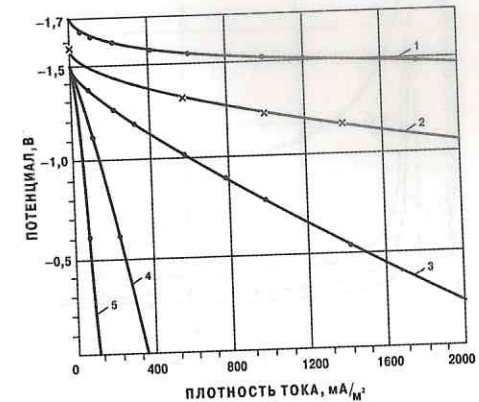


Рис. 4.13. Анодные поляризационные кривые магниевого сплава при различной температуре грунта:
 1 — температура грунта +19 °C;
 2 — то же +4 °C; 3 — то же +1 °C;
 4 — то же -1 °C; 5 — то же -6 °C.

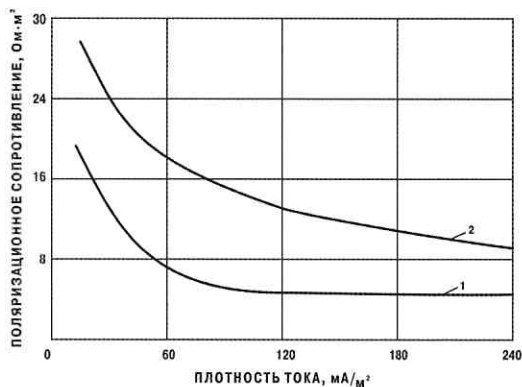


Рис. 4.14. Поляризационное сопротивление магниевого протектора при различной температуре грунта:
1 — температура грунта -1°C ;
2 — то же -6°C

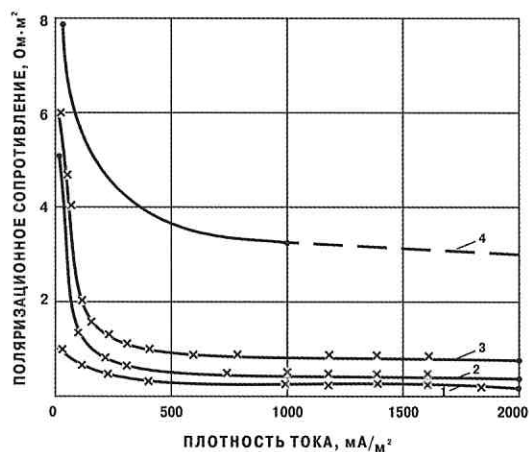


Рис. 4.15. Поляризационное сопротивление протекторов из магниевого сплава стандартного состава при различной температуре грунта:
1 — температура грунта $+19^{\circ}\text{C}$;
2 — то же $+4^{\circ}\text{C}$; 3 — то же $+1^{\circ}\text{C}$;
4 — то же -1°C

жается. Тормозящее влияние бентонита на поляризуемость магниевого сплава продолжается до температуры -7°C . Вследствие этого влияния в интервале температур от 0 до -7°C ЭДС в цепи протекторной защиты возрастает почти до 1500 мВ, т. е. на 300 мВ, по сравнению с исходной ЭДС при $+17^{\circ}\text{C}$. В глинистых грунтах другого состава при температуре -3 — -4°C ЭДС в цепи протекторной установки восстанавливается до первоначального значения.

В суглинистых грунтах также имеет место рост ЭДС в интервале температур от 0 до $-1,5^{\circ}\text{C}$, однако его абсолютная величина значительно меньше, чем во всех ранее описанных условиях. Максимальная величина ЭДС в области отрицательных температур на 50 мВ меньше начального значения при температуре $+17^{\circ}\text{C}$.

Оценивая поляризуемость магниевого сплава без учета влияния мелкодисперсного минерального скелета грунта в сравнении с поляризуемостью трубной стали, можно констатировать, что в интервале темпе-

ратур от 0 до -2°C она реализуется медленнее, чем у стали. Однако при дальнейшем понижении температуры грунта поляризуемость магниевого сплава возрастает таким образом, что стационарные потенциалы этого сплава и трубной стали стремятся практически выравняться при температуре около -17°C .

Общий анализ потенциальных кривых элементарной установки протекторной защиты трубной стали с использованием деформируемых магниевых сплавов показывает, что их электрохимические характеристики позволяют использовать такие протекторы для катодной поляризации подземных трубопроводов при температуре грунта до -2 — -4°C . В глинистых грунтах, особенно сложенных бентонитовыми глинами, этот предел возрастает по абсолютной величине до -7 — -8°C . При этом бентонитовые глины позволяют поддерживать максимальное значение действующей ЭДС почти во всем указанном интервале температур, в то время как в обычных песчано-глинистых грунтах максимум ЭДС сохраняется лишь в пределах 30% этого интервала.

Изменение потенциального состояния магниевого сплава при оттаивании свидетельствует о том, что процессы, вызывающие увеличение его поляризуемости при промерзании, являются обратимыми. Качественный характер изменения потенциалов магниевого сплава при промерзании и оттаивании идентичен. Количественно значения потенциалов на температурной границе начала фазовых переходов воды и при начальной температуре экспе-

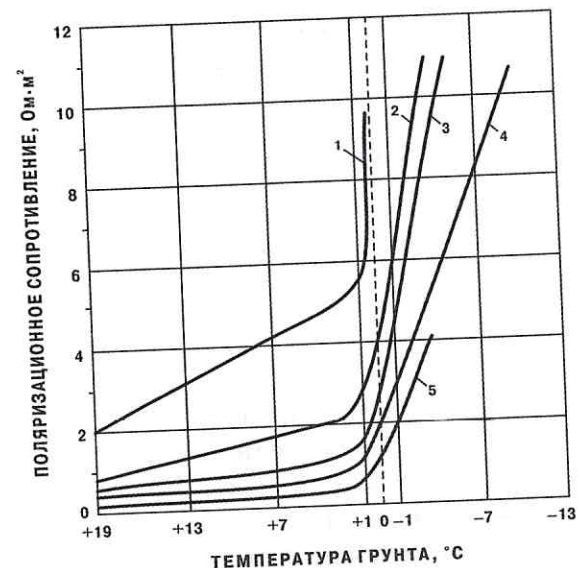


Рис. 4.16. Влияние температуры грунта на поляризационное сопротивление магниевого протектора при различных плотностях тока:
1 — плотность тока 10 mA/m^2 ; 2 — то же 50 mA/m^2 ;
3 — то же 100 mA/m^2 ; 4 — то же 200 mA/m^2 ;
5 — то же 600 mA/m^2

римента практически одинаковы. Однако при оттаивании наблюдается некоторое запаздывание деполяризации электродов, проявляющееся в аномальном росте действующей ЭДС в более узком (от +1 до -3°C) интервале температур в грунтах, сложенных бентонитовыми глинами. Максимум такой ЭДС составляет, однако, лишь 90% от начальной величины.

В области положительных температур до начала (при замораживании) или после окончания (при оттаивании) фазовых переходов в грунте силу тока протекторной установки на 80% контролирует изменение омического сопротивления. Охлаждение грунта с 18 до 0°C вызывает увеличение его удельного сопротивления и, следовательно, омического сопротивления цепи протекторной установки примерно в 1,7—1,8 раза. Среднее значение фактического уменьшения силы тока единичных протекторов в эксперименте составило 1,9 раза. Снижение силы тока соответствует уменьшению ЭДС и росту сопротивления цепи протекторной установки в 1,5—1,6 раза, что хорошо коррелирует с ранее указанным соотношением. Дальнейшее уменьшение температуры грунта в области кристаллизации грунтовой воды сопровождается резким увеличением удельного сопротивления грунта и изменяет соотношение контролирующего влияния омической составляющей общего сопротивления протектора.

Анализ поляризационных характеристик магниевых сплавов в области температур от +19 до -6°C при плотностях анодного тока до 2000 мА/м² подтверждает ранее сделанные выводы. Крутизна поляризованных кривых заметно возрастает с понижением температуры. Если при температуре +19°C она составляет в среднем 0,12, то уже при +1°C ее величина возрастает до 0,65, а при -6°C достигает 15,0. Тем не менее, в области положительных температур абсолютное значение поляризованного сопротивления магниевых сплавов не превышает 1,0 Ом·м² при плотностях тока не менее 300 мА/м². При температуре +19°C это же значение является предельным и при плотности тока не менее 10 мА/м². Эти характеристики деформируемого магниевых сплавов вполне сопоставимы с электрохимическим поведением сплавов типов Мл-4, Мл-6 при нормальной температуре талого грунта. В то же время снижение температуры грунта до +1°C вызывает увеличение максимума поляризационного сопротивления при этой предельной плотности тока до 6,0 Ом·м², а дальнейшее

понижение температуры до -6°C приводит к еще большей величине максимального поляризационного сопротивления, составляющей 30,0 Ом·м².

Первоначальное снижение тока в цепи протекторной установки при отрицательных температурах, названное контролирующим влиянием омического сопротивления промерзающего грунта, приводит к уменьшению действующей плотности анодного тока. В этих условиях рост поляризационного сопротивления протекторов из магниевых сплавов обуславливают два фактора: снижение температуры грунта и уменьшение плотности тока. При этом дивергент градиента поляризационного сопротивления заметно повышает аналогичный показатель удельного омического сопротивления растеканию протектора, что приводит к снижению его контролирующего влияния.

КПД магниевых протекторов при работе в условиях циклического промерзания-оттаивания грунта мало отличается от КПД этих протекторов при комнатной температуре. В зависимости от состава грунта он колеблется в интервале 62—65%.

Применение цинковых протекторов, особенно в условиях промерзания грунта, не получило сколько-нибудь широкого распространения. Тем не менее, в ряде работ Т. В. Птициной и др. [109—111] была исследована кинетика процессов на цинковом электроде в интервале температур от +20 до -20°C. Было установлено, что увеличение концентрации цинката в электролите не влияет на анодный процесс. В то же время повышение щелочности среды (грунта), окружающей цинковый электрод, увеличивает скорость анодной реакции. Понижение температуры до -20°C в целом замедляет характер поведения цинкового электрода. При этом эффективная энергия активации, определенная температурно-кинетическим способом, исходя из зависимости $\ln i_{кр} \approx \frac{1}{T}$, равна 3,6 ккал/моль, что подтверждает сохранение диффузионной природы предельного тока. Приведенные поляризационные кривые для цинка при температурах +20°C и -20°C (рис. 4.17) имеют аналогичный характер. Смещение стационарного потенциала коррозии цинка в положительную сторону при снижении температуры до -20°C вызвано влиянием его изотермического температурного коэффициента, который равен 1,087 мВ/°C.

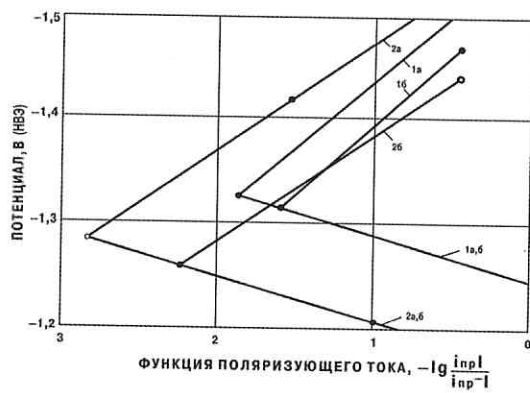


Рис. 4.17. Поляризационные кривые цинкового электрода:

1 — при температуре +20°C; 2 — при температуре -20°C; а — низкая концентрация цинката в электролите; б — высокая концентрация цинката в электролите

протекторных материалов в условиях сезонного циклически знакопеременного изменения температуры грунта в местах действия защитных установок.

Электрохимические характеристики основных протекторных материалов определяют требования и условия применения протекторной защиты в условиях низких температур.

1. Магнелиевые литые и протяженные протекторы целесообразно использовать при температуре грунта активатора в месте установки не менее -3 — -7°C. При этом бентонитовый активатор позволяет увеличить среднюю силу тока единичного протектора с учетом циклической знакопеременной температуры грунта в 1,5—2 раза.

2. Поляризуемость промышленных протекторных магниевых сплавов и трубной стали имеет сходный качественный характер с некоторым количественным преобладанием поляризуемости магниевых сплавов, которая имеет обратный характер при циклически знакопеременных температурах грунта. При этом деполяризация протекторов в процессе таяния грунта происходит с некоторым гистерезисом, который может достигать +44°C.

3. При температуре до -1°C токоотдачу магниевых протекторов главным образом контролирует удельное сопротивление грунта,

Поскольку тафелевские углы наклона поляризованных кривых при обеих исследованных знакопеременных температурах сохраняются практически неизменными, для всех расчетов скоростей анодной и катодной реакций могут быть использованы коэффициенты переноса α и δ , оба равные 0,5 при любых температурах в пределах рассмотренного интервала.

Подытоживая все сказанное, можно сделать заключение о возможности использования различных типов

а при более низких температурах значительно возрастает контролирующая роль поляризационного сопротивления магниевого сплава.

4. КПД магниевых протекторов при циклически знакопеременных температурах практически сохраняется равным их КПД для условий работы в области устойчивых положительных температур.

5. Механизмы электрохимических реакций на цинковом протекторе в щелочно-цинкатных средах, установленные для нормальной температуры талого грунта, остаются неизменными при понижении температуры до -20°C.

6. Поляризуемость цинковых протекторов незначительно зависит от понижения температуры и практически мало влияет на изменение величины тока в цепи протекторной установки.

7. Цинковые протекторы нецелесообразно использовать для катодной защиты подземных трубопроводов при температурах менее +10°C вследствие значительного снижения токоотдачи из-за увеличения удельного сопротивления грунта.

4.2. Расчет параметров защиты протекторных установок с учетом сезонности и условий строительства

При осуществлении протекторной защиты с использованием литых протекторов следует рассмотреть два случая расчета ее параметров: с установкой протекторов для работы в сезонно-талом слое грунта в летнее время и с установкой протекторов для круглогодичной работы в ареоле талого грунта вокруг трубопровода на «горячих» участках в зимнее время. Во втором случае расчет рабочих характеристик протекторных установок необходимо выполнять с учетом формы и размеров (условного диаметра) зоны протаявшего вокруг трубопровода грунта. Расчетом должны быть определены следующие параметры защиты: длина защитной зоны единичной протекторной установки; переходное сопротивление единичного протектора или их группы; общее необходимое количество протекторов и их размещение [87]. Для выполнения расчетов необходимо также определять электрические характеристики зоны протаявания протекторов. Параметры протекторной защиты для круглогодичной

работы в сезонно-талом слое грунта можно рассчитать по стандартной методике, используя в качестве расчетного параметра эквивалентное удельное сопротивление монослойного грунта, учитывающее экранирующее влияние подстилающего слоя многолетнемерзлого грунта.

Электрические характеристики зоны протаивания грунта вокруг трубопровода определяются средней величиной удельного сопротивления объема протаявшего грунта, которую можно рассчитать по формуле:

$$R_{зп} = \frac{4\rho_{гт}}{\pi(D_n^2 - D_T^2)} \text{ Ом/м}, \quad (4.9)$$

где: D_n — средний диаметр зоны протаивания, м;

D_T — диаметр трубопровода, мм;

$\rho_{гт}$ — удельное сопротивление талого грунта при температуре транспортируемого по трубопроводу продукта, Ом·м.

Диапазон изменения средней величины удельного сопротивления объема протаявшего грунта с сопротивлением 50—200 Ом·м приведен в таблице 4.1.

Таблица 4.1

Средняя величина удельного сопротивления объема протаявшего грунта

Диаметр трубопровода, мм	800—1000	1000—1400	1400—2500
$R_{зп}$, Ом·м	0,04—3,2	0,04—7,6	0,05—8,5

При охлаждении трубопроводов происходит снижение удельного сопротивления трубной стали с 0,24 до 0,21 Ом·м²/м, благодаря чему снижается и величина их продольного сопротивления в пределах, указанных в таблице 4.2.

Длина защитной зоны единичной протекторной установки зависит в большей степени от эквивалентного коэффициента распространения тока в системе «трубопровод — оттаявший грунт» и мало изменяется в реальном диапазоне колебаний удельного сопротивления талого грунта в процессе работы протекторной установки. Величину эквивалентного коэффициента распространения тока

Таблица 4.2

Продольное сопротивление охлаждаемых трубопроводов
(при толщине стенки труб 10 мм)

Диаметр трубопровода, мм	500	800	1000	1200	1400	2500
Продольное сопротивление трубопровода, Ом·м, $\times 10^{-6}$	13,4—15,3	8,35—9,55	6,6—7,51	5,6—6,4	4,75—5,45	2,7—3,1

системы «трубопровод — оттаявший грунт» можно определить, решая систему трансцендентных уравнений:

$$\alpha_{э} = \sqrt{\frac{r_T + R_{зп}}{R_{ТЭ}}}, \quad (4.10)$$

$$R_{ТЭ} = R_{пз} + \frac{\rho_M}{\pi} \ln \frac{1,12}{\alpha_{э} \sqrt{D_n h_T}}, \quad (4.11)$$

где: $R_{ТЭ}$ — эквивалентное переходное сопротивление трубопровода, Ом·м;

r_T — продольное сопротивление трубопровода, Ом/м;

ρ_M — удельное сопротивление мерзлого грунта вокруг ареола протаивания, Ом·м;

h_T — глубина заложения (по оси) трубопровода, м.

Для трубопроводов больших диаметров с изоляционными покрытиями, сопротивление которых меняется в пределах реального диапазона эксплуатационных значений от 100 до 10 000 Ом·м, величина $\alpha_{э}$ может варьироваться в пределах, указанных в таблице 4.3.

Протяженность защитной зоны единичной протекторной установки зависит в большей степени от эквивалентного коэффициента

Таблица 4.3

Температурные пределы изменения коэффициента распространения тока

Диаметр трубопровода, мм	800—1000	1000—1500	1500—2500
Величина $\alpha_{э}$, 1/м	0,002—0,57	0,002—0,275	0,002—0,3

распространения тока системы «трубопровод — оттаявший грунт» и мало изменяется при реальных колебаниях удельного сопротивления талого грунта в процессе работы протекторной установки. При больших значениях эквивалентного коэффициента распространения тока системы «трубопровод — оттаявший грунт» длина защитной зоны протекторной установки в значительной степени зависит от среднего диаметра зоны протаивания. В случае малых значений α_3 эта зависимость практически не проявляется. Для расчета протекторной защиты следует принимать минимально необходимую величину защитного тока и проверить эту величину по сопротивлению растеканию протектора с учетом изменения удельного сопротивления грунта при его промерзании. Величину сопротивления растеканию следует рассчитывать по формуле:

$$R_{np} = \frac{\rho_{2t}}{2\pi l_a} \left(\ln \frac{2l_a}{d_a} + \frac{\rho_a}{\rho_{2t}} \ln \frac{d_a}{d} \right), \quad (4.12)$$

где: ρ_a — удельное сопротивление активатора протектора (или талого грунта) в ареоле протаивания вокруг трубопровода, Ом·м;

l_a — длина столба активатора, м;

d_a — диаметр активатора, м;

d — диаметр электрода протектора, м.

Если сопротивление растеканию одиночного протектора не позволяет получить от него принятую величину защитного тока, количество протекторов в установке должно быть увеличено до обеспечения необходимых параметров защиты. При этом реальную длину защитной зоны $L_{зп}$ единичной протекторной установки можно рассчитать из трансцендентного уравнения:

$$L_{зп} = \frac{2}{\alpha_3} \ln \frac{2 \left(U_{нп} - \frac{I_n \rho_{2t}}{\pi D_n} \right)}{U_{Mt} - \frac{I_n \rho_{2t}}{\pi L_{зп}}}, \quad (4.13)$$

где: $U_{нп}$ — потенциал трубопровода, наложенный протекторной установкой, В;

U_{Mt} — минимально необходимый наложенный защитный потенциал, В;

I_n — ток протекторной установки, А.

Для определения эквивалентного переходного сопротивления трубопровода и длины защитной зоны единичной протекторной установки можно использовать графоаналитический способ решения трансцендентных уравнений (4.10), (4.11) и (4.13). При этом в расчет должно быть задано не менее трех вероятных значений α'_3 и $L'_{зп}$ в каждом уравнении, для которых следует определить соответствующие величины α'_3 и $L'_{зп}$. Так, например, при расчете параметров протекторной защиты трубопровода диаметром 1220 мм со средним переходным сопротивлением 1000 Ом·м в ареоле талого (с удельным сопротивлением 50 Ом·м) грунта диаметром 5 м величина эквивалентного коэффициента распространения тока системы «трубопровод — оттаявший грунт» составляет 0,053 1/м. Единичный литой протектор в этих условиях обеспечивает рабочий ток 0,1 А, смещая при этом потенциал трубопровода в отрицательную сторону на 0,65 В. Исходя из экстремальных условий эксплуатации трубопровода, при которых для обеспечения требуемого уровня защиты необходим минимальный катодный сдвиг потенциала трубопровода на 0,3 В, получаем в окончательном виде расчетное трансцендентное уравнение:

$$L_{пз} = 38 \ln \frac{0,33}{0,3 - \frac{0,8}{L'_{пз}}}. \quad (4.14)$$

Используя результаты последовательной приближенной подстановки значений $L'_{пз}$, равных 8, 12 и 16 м, получаем графическое решение исходного выражения функции $L_{пз} = f(L'_{пз})$ путем определения точки пересечения биссектрисы координатного угла в системе равновеликих шкал по осям абсцисс и ординат с графиком электродов то графикам рис. 4.21. Соответствующий срок службы таких протекторов отражен на графиках рис. 4.22.

Предварительным решением проблемы автономной технологической системы электрохимической защиты подземных трубопроводов в северных районах является применение протяженных протекторов.

Протяженный протектор, как линейный электрод с утечкой, обладает весьма небольшим входным сопротивлением, так как его относительно высокое переходное сопротивление компенсируется хорошей продольной проводимостью. Это дает возможность эффективно использовать протяженные протекторы в грунтах повышенного удельного сопротивления, которые характерны для северных районов страны и большинства областей Западной Сибири. В связи с изложенным, представляет интерес рассмотреть в общем виде вопрос о расчете параметров защиты с использованием протяженных протекторов.

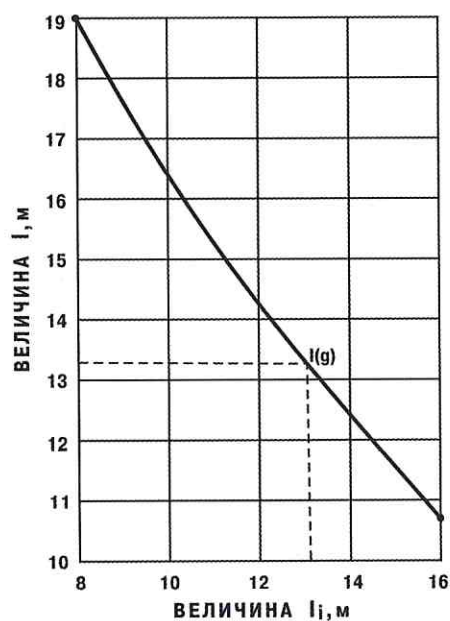


Рис. 4.18. Графическое решение уравнения по определению длины защитной зоны протекторной установки

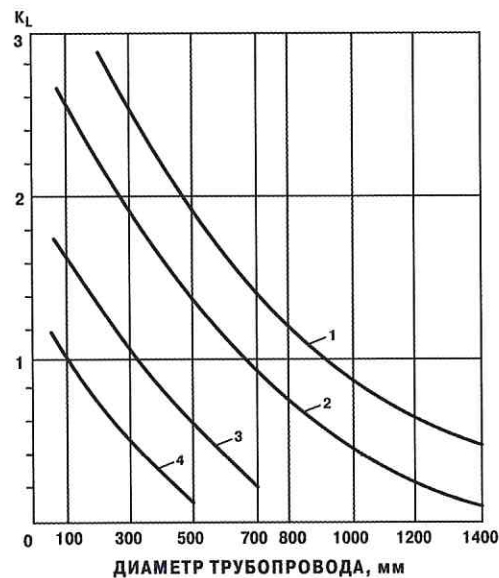


Рис. 4.19. Расчетный коэффициент протяженности зоны защиты для трубопроводов различного диаметра:
1 — $U_{нп} = -2$ В; 2 — $U_{нп} = -1,5$ В;
3 — $U_{нп} = -1$ В; 4 — $U_{нп} = -0,7$ В

При условии наличия плоскопараллельного поля тока между протяженным протектором и защищаемым трубопроводом задачей теоретического анализа технологической системы протекторной защиты является разработка методических основ расчета ее параметров. Для решения этой задачи необходимо исследовать общие соотношения между отдельными элементами такой системы.

В условиях затрудненного доступа кислорода, что имеет место при сильной обводненности грунта, характерной для большинства северных и центральных районов Западной Сибири, можно принять стационарный потенциал трубопровода по абсолютной величине не менее $-0,55$ В (относительно медно-сульфатного электрода сравнения). При этом для обеспечения необходимого уровня защиты [84] требуется катодный сдвиг потенциала как минимум на 300 мВ. Достижение такого сдвига можно получить при различной плотности катодного тока, зависящей от сопротивления, изоляции, как это

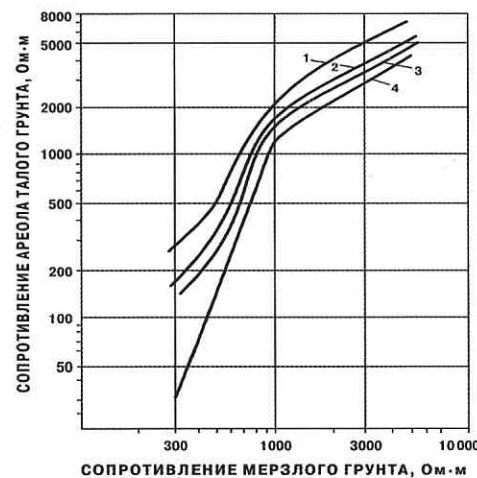


Рис. 4.20. Сопротивление растекающему ареалу талого грунта в мерзлоте с различным удельным сопротивлением:
1 — сопротивление талого грунта 10 Ом·м; 2 — то же 50 Ом·м;
3 — то же 100 Ом·м; 4 — то же 200 Ом·м

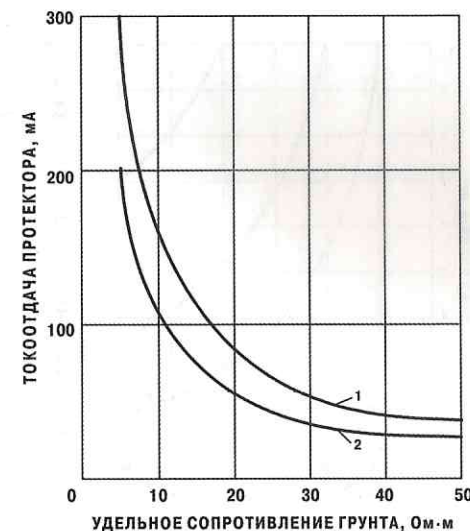


Рис. 4.21. Максимальная расчетная токоотдача протектора в грунтах различного сопротивления:
1 — для протекторов ПМ-10, ПМ-20;
2 — для протекторов ПМ-5

видно из рис. 4.23. Функционально график рис. 4.23 представляет выражение:

$$j_{\min} = \frac{300}{R_n^0} \text{ мА/м}^2, \quad (4.15)$$

где R_n^0 — сопротивление изоляции, Ом·м².

Как видно из выражения (4.15), наложенный сдвиг потенциала трубопровода обеспечивает падение напряжения на изоляции. При этом общий минимальный защитный потенциал трубопровода также находится в допустимых пределах, так как защитная плотность в диапазоне до 20,0 мА/м² обеспечивает поляризационное смещение потенциала не менее 50 мВ, что позволяет получить суммарную разность потенциалов на трубопроводе более отрицательную, чем -0,90 В.

В случае повышения удельного сопротивления более 10 Ом·м и соответственного смещения стационарного потенциала трубо-

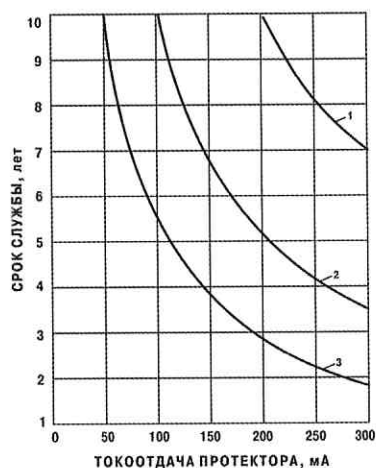


Рис. 4.22. Возможный срок службы протектора при различной токоотдаче:

- 1 — протектор ПМ-20;
- 2 — протектор ПМ-10;
- 3 — протектор ПМ-5

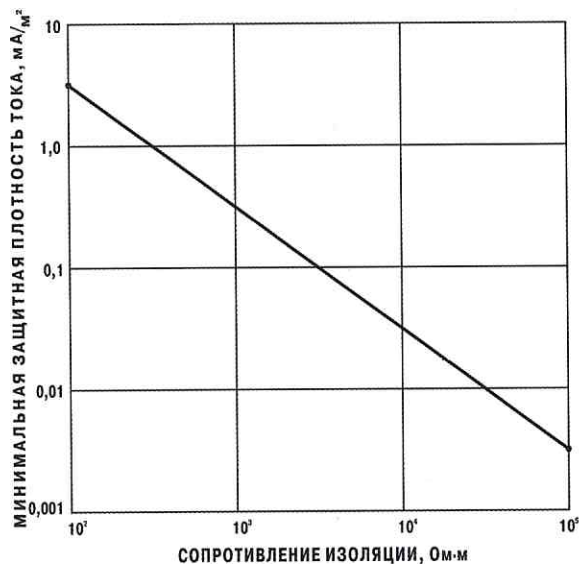


Рис. 4.23. Минимальная защитная плотность тока в грунтах с удельным сопротивлением не более 10 Ом·м

провода в положительную сторону величина защитной плотности тока может быть определена из эмпирического выражения:

$$j_{\min} = 2 \frac{\rho_2}{R_n^0} \text{ мА/м}. \quad (4.16)$$

Графически эта зависимость имеет вид, представленный на рис. 4.24.

Оценку эффективности защитного действия протяженного протектора следует проводить путем сравнения плотностей тока, определенных по выражениям (4.15) или (4.16), с фактическим значением защитной плотности тока, которую может обеспечить на трубопроводе протектор.

В плоскопараллельном поле между двумя разнополюсными линейными электродами линейную плотность тока защиты опреде-

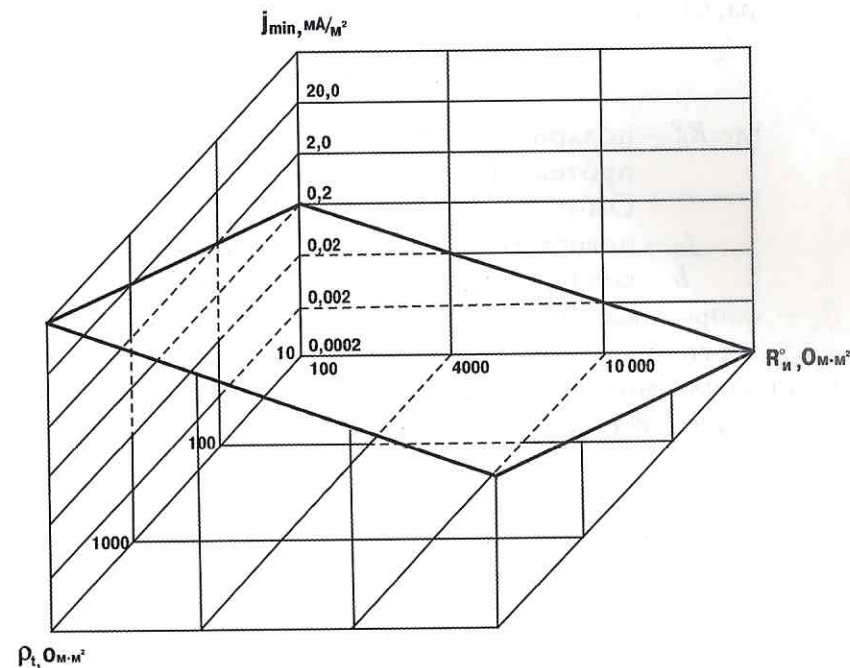


Рис. 4.24. Минимальная защитная плотность тока в грунтах с удельным сопротивлением более 10 Ом·м

ляют действующая разность потенциалов и суммарное сопротивление внутренней и внешней цепи:

$$i_{n-г} = \frac{\Delta U}{R_{и} + R_3 + R_{п} + R_c} \text{ мА/м}, \quad (4.17)$$

где: ΔU — действующая разность потенциалов протектор — трубопровод, мВ;

$R_{и}$ — удельное сопротивление изоляции на 1 м трубопровода диаметром D_m , Ом·м

$$R_{и} = \frac{R_{п}^0}{\pi D};$$

R_3 — сопротивление объема земли между трубопроводом и протектором на участке протяженностью 1 м, Ом·м;

$R_{п}$ — удельное поляризационное сопротивление 1 м протектора, Ом·м

$$R_{п} = \frac{R_{п}^0}{1 + bj_{п}},$$

где: $R_{п}^0$ — поляризационное сопротивление материала протектора, отнесенное к 1 м его длины, Ом·м²/м;

$j_{п}$ — поверхностная плотность тока протектора, мА/м²;

b — коэффициент поляризации, м²/мА;

R_c — сопротивление соединительных проводов, отнесенное к 1 м системы «протектор — трубопровод», Ом·м.

Линейная плотность тока защиты связана с поверхностной плотностью тока протектора соотношением:

$$j_{п-г} = j_{п} S_{п} = j_{п} \pi d, \quad (4.18)$$

где: $S_{п}$ — площадь поверхности 1 м протектора, м²/м;

d — диаметр протектора, м.

При этом на трубопроводе имеет место защитная плотность тока:

$$j_{г} = \frac{i_{п-г}}{\pi D} = j_{п} \frac{d}{D} \text{ мА/м}^2 \text{ или } j_{п} = j_{г} \frac{D}{d}. \quad (4.19)$$

Используя выражения (4.17), (4.18) и (4.19), можно записать:

$$j_{г} = \frac{\Delta U}{\pi D R_{п} + \pi D R_3 + \pi D R_{п}}, \quad (4.20)$$

пренебрегая величиной R_c , несоизмеримо малой по сравнению с суммарным сопротивлением действующей системы протекторной защиты.

С учетом ранее введенных соотношений выражение (4.20) приобретает вид:

$$j_{г} = \frac{\Delta U}{R_{п}^0 + R_3^0 + \frac{\pi d R_{п}^0}{d/D + bj_{п}}}, \quad (4.21)$$

где R_3^0 — удельное сопротивление объема земли, поверхности $S_T = 1$ м трубопровода диаметром D .

Преобразовав выражение (4.21), получаем квадратное уравнение вида:

$$j_{г}^2 (R_{п}^0 + R_3^0) D b - j_{г} (\Delta U D b - \pi d D R_{п}^0 - R_3^0 d - R_{п}^0 d) - \Delta U d = 0, \quad (4.22)$$

корни которого равны:

$$j_{г} = \frac{\Delta U D b - \pi d D R_{п}^0 - R_3^0 d - R_{п}^0 d \pm \sqrt{(\Delta U D b - \pi d D R_{п}^0 - R_3^0 d - R_{п}^0 d)^2 + 4 \Delta U D b (R_{п}^0 + R_3^0)}}{2 D b (R_{п}^0 + R_3^0)}. \quad (4.23)$$

Анализ громоздкого выражения (4.23) достаточно сложен и затруднен. В связи с этим целесообразно анализировать выражение (4.21), задавая граничные условия возможных областей его применения. Такими условиями являются соотношения между величинами сопротивлений $R_{п}^0$, R_3^0 и $R_{п1}^0$ (поляризационное сопротивление протектора, Ом·м²). Исходя из физического смысла этих величин, целесообразно рассмотреть два варианта граничных условий: когда $R_{п}^0 \gg R_3^0 + R_{п1}^0$ и $R_{п}^0 \ll R_3^0 + R_{п1}^0$.

В первом случае, соответствующем наличию на трубопроводе высококачественного изоляционного покрытия, величина защитной плотности тока на трубопроводе может быть записана уравнением:

$$j_T = \psi(R_n^0) \approx \frac{\Delta U}{R_n^0}. \quad (4.24)$$

Наложенный защитный потенциал трубопровода в первом приближении совпадает с действующей разностью потенциалов в системе «протектор — трубопровод», так как защитный ток зависит только от сопротивления изоляции, на котором происходит практически все падение напряжения.

Во втором случае, соответствующем наличию на трубопроводе плохого или разрушенного изоляционного покрытия, величина защитной плотности тока зависит от удельного сопротивления грунта и поляризации протектора:

$$j_T = f(R_3^0; R_n^0) \approx \frac{\Delta U}{R_3^0 + R_{n1}^0}. \quad (4.25)$$

При этом для участков ограниченного протяжения между точками подключения протектора к трубопроводу в условиях однородного грунта можно полагать $j_T = \text{const}$.

Определение области применения протяженных протекторов можно осуществить путем сравнения минимальных защитных плотностей тока, рассчитанных по формулам (4.15) и (4.16) с фактическими значениями защитных плотностей тока на трубопроводе, определенными по выражениям (4.24) и (4.25). Исходными условиями для такого расчета могут служить следующие данные: $\Delta U = 1000$ мВ; $R_3^0 + R_{n1}^0 = 10^2$ Ом·м² для $\rho_2 \leq 10$ Ом·м; $R_3^0 + R_{n1}^0 = 10^3$ Ом·м² для $10 < \rho_2 \leq 100$ Ом·м; $R_3^0 + R_{n1}^0 = 10^4$ Ом·м² для $100 < \rho_2 \leq 1000$ Ом·м; $R_3^0 + R_{n1}^0 = 10^5$ Ом·м² для $1000 < \rho_2 \leq 10\,000$ Ом·м²; графически результаты расчета представлены на рис. 4.25 и 4.26.

Анализ графиков на этих рисунках показывает, что в хорошо проводящих грунтах при $\rho_2 \leq 10$ Ом·м эффективное применение протяженных протекторов возможно при сопротивлениях изоляции более 60 Ом·м², т. е. практически для защиты трубопроводов с изоляци-

онным покрытием любого качества. При повышении удельного сопротивления грунта в диапазоне от 10 до 10⁴ Ом·м требования к качеству изоляционного покрытия, необходимому для обеспечения возможности применения протяженных протекторов, возрастают. Границу области применения определяет часть плоскости FEGG, отсекаемая кривой АВ, образующей фигуру ABC, проекция которой A₁B₁C₁ на плоскость в координатах $\rho_2 - R^0$ позволяет количественно оценить требуемое повышение качества изоляции в функции от удельного сопротивления грунта.

В общем виде условия, в которых достигается необходимая защита магниевыми протяженными протекторами при снижении сопротивления изоляции, можно описать следующим образом:

$$\frac{300}{R_n^0} \leq \frac{1000}{R_n^0 + R_3^0 + R_{n1}^0} \quad (\text{для } \rho_r \leq 10 \text{ Ом}\cdot\text{м}), \quad (4.26)$$

$$\frac{2\rho_2}{R_n^0} \leq \frac{1000}{R_n^0 + R_3^0 + R_{n1}^0} \quad (\text{для } \rho_r > 10 \text{ Ом}\cdot\text{м}). \quad (4.27)$$

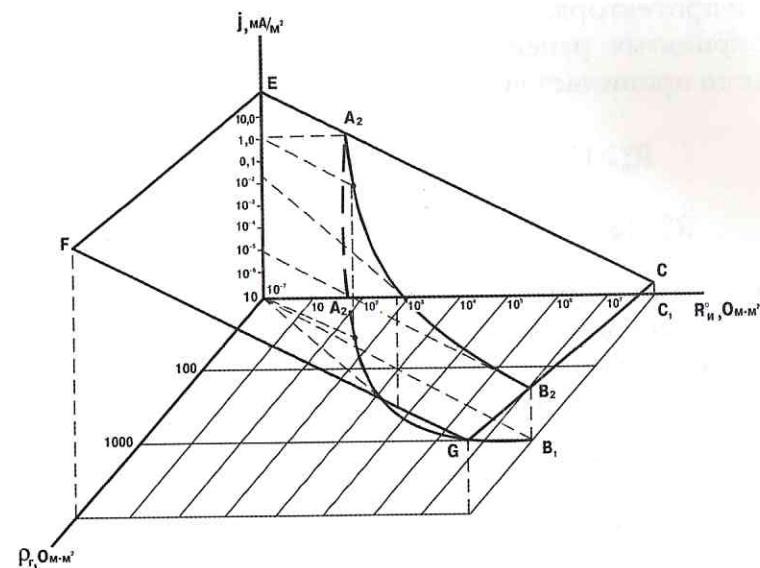


Рис. 4.25. Минимально необходимая (1) и максимально возможная (2) защитные плотности тока в грунтах с удельным сопротивлением более 10 Ом·м

Учитывая поляризационные характеристики магния и электрические характеристики изоляционных материалов, можно полагать, что $R_n^0 \gg R_{n1}^0$. Тогда для хорошо проводящих грунтов получаем:

$$R_n^0 \geq \frac{3}{7} R_3^0, \quad (4.28)$$

или для принятых ранее условий расчета: $R_n^0 > 43 \text{ Ом}\cdot\text{м}^2$.

Сравнение полученного соотношения с графиком рис. 4.25 подтверждает справедливость принятого осреднения $R_3^0 + R_{n1}^0 = 10^2 \text{ Ом}\cdot\text{м}^2$ для грунтов с удельным сопротивлением менее $10 \text{ Ом}\cdot\text{м}$.

В случае использования протяженных протекторов в грунтах с более высоким удельным сопротивлением получаем другое граничное соотношение:

$$R_n^0 = \frac{K \rho_2^2}{500 - \rho_2}, \quad (4.29)$$

где K — коэффициент соотношения размеров участка трубопровода и протектора.

Для принятых ранее граничных условий соотношение (4.29) усредненно принимает вид:

$$R_n^0 \geq 110 \text{ Ом}\cdot\text{м}^2 \quad (\text{для } 10 < \rho_2 \leq 100 \text{ Ом}\cdot\text{м}), \quad (4.30)$$

$$R_n^0 \geq 18\,000 \text{ Ом}\cdot\text{м}^2 \quad (\text{для } 100 < \rho_2 \leq 800 \text{ Ом}\cdot\text{м}). \quad (4.31)$$

Кроме того, имеет место дополнительное ограничение $\rho_r < 500 \text{ Ом}\cdot\text{м}$, которое определяет теоретически предельное условие возможности применения протяженных протекторов. Учитывая это ограничение, соотношение (4.31) требует корректировки:

$$R_n^0 \geq 4500 \text{ Ом}\cdot\text{м}^2 \quad (\text{или } 100 < \rho_2 < 500 \text{ Ом}\cdot\text{м}).$$

Сравнение полученного соотношения с графиком рис. 4.26 подтверждает справедливость принятого осреднения $R_3^0 + R_{n1}^0 = 10^4 \text{ Ом}\cdot\text{м}^2$ и прямой пропорциональной зависимости между R_3^0 и ρ_2 для грунтов с удельным сопротивлением до $1000 \text{ Ом}\cdot\text{м}$. При этом эффективное

прогнозируемое переходное сопротивление трубопровода определяется соотношением:

$$R_T^0 = R_n^0 + R_p^0 = R_{TO}^0 e^{-\gamma T}, \quad (4.32)$$

где: R_p^0 — сопротивление растеканию трубопровода, $\text{Ом}\cdot\text{м}^2$

$$R_p^0 = \rho_2 D \ln \frac{1,12 \sqrt{R_p^0}}{\sqrt{r D H}}; \quad (4.33)$$

H — глубина заложения трубопровода, м;

r — продольное сопротивление трубопровода, $\text{Ом}/\text{м}$;

R_{TO}^0 — начальное суммарное сопротивление изоляции при укладке трубопровода, $\text{Ом}\cdot\text{м}^2$;

T — срок службы трубопровода, лет;

γ — постоянная старения, изоляции, $(\text{лет})^{-1}$, для условий северных районов, $\gamma = 0,25$.

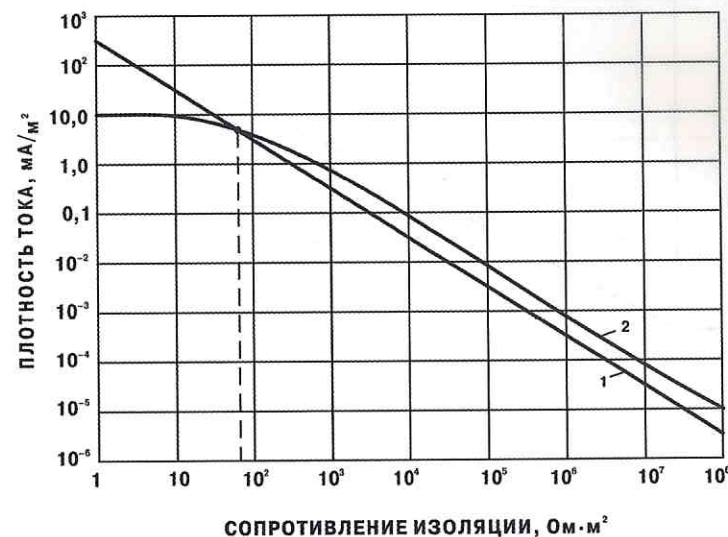


Рис. 4.26. Минимально необходимая (1) и максимально возможная (2) защитные плотности тока в грунтах с удельным сопротивлением не более $10 \text{ Ом}\cdot\text{м}$

Решение трансцендентного уравнения (4.33) для реальных трубопроводов позволяет установить зависимость вида:

$$R_p^0 = 5 \div 9 \rho_2 \approx 7 \rho_2.$$

С учетом этой зависимости средняя предельная величина суммарного сопротивления изоляции, допускающего возможность применения протяженных протекторов в грунтах с удельным сопротивлением от 100 до 500 Ом·м, составляет 1000 Ом·м². Такой величины сопротивление изоляции, отвечающей требованиям ГОСТов 9.015—74 и 25812—83 [39, 40], может достигать не ранее, чем после 10 лет эксплуатации.

В общем виде функциональная зависимость средних предельно допустимых значений сопротивления изоляции от величины удельного сопротивления грунта представлена на рис. 4.27. Более подробное решение этого вопроса может быть получено с учетом результатов расчета сопротивления объема земли между трубопроводом и протяженным протектором.

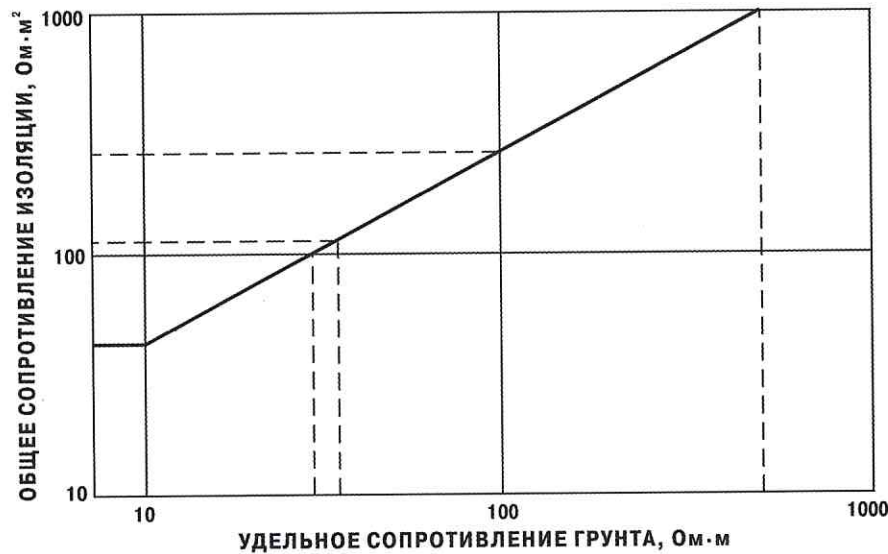


Рис. 4.27. Предельно допустимые значения сопротивления изоляции в случае применения протяженных протекторов

4.3. Электрические характеристики протяженных протекторов при раздельной и совмещенной укладке в одну траншею с трубопроводом

Область применения протяженных протекторов для защиты магистральных трубопроводов от подземной коррозии определяет соотношение их электрических характеристик: коэффициентов распространения токов α_T и α_P и входных сопротивлений Z_T и Z_P , которые зависят от продольного и переходного сопротивлений.

Для условий протекторной защиты система электрически замкнутых трубопроводов и протектора представляет собой комплекс двух линейных электродов с утечкой, к которым приложены равные по модулю обратновекторные токовые нагрузки, имеющие одинаковые линейные координаты в плоскости самих электродов (рис. 4.28). Распространение тока вдоль каждого из таких электродов, например протяженного протектора, может быть описано системой дифференциальных уравнений, оценивающих изменение тока и потенциала на элементарном отрезке электрода dx :

$$\begin{cases} dI_x = U_x \frac{dx}{R_n}, & (4.34) \\ dU_x = -I_x r dx, & (4.35) \end{cases}$$

где: I_x — ток в электроде в точке с координатой x ;

U_x — потенциал электрода в точке с координатой x ;

R_n — переходное сопротивление электрода относительно окружающей электролитической среды;

r — продольное сопротивление электрода.

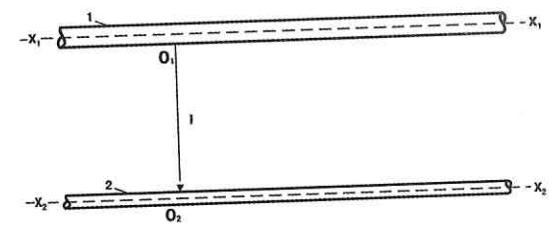


Рис. 4.28. Схема для расчета электрических характеристик протяженных протекторов: 1 — трубопровод; 2 — протектор; I — токовая нагрузка

Последовательно дифференцируя уравнения этой системы и заменяя значения производных, получаем:

$$\frac{d^2 U_x}{dx^2} = \frac{r}{R_n} U_x = \alpha^2 U_x, \quad (4.36)$$

где α — постоянная распространения тока вдоль линейного электрода с утечкой

$$\alpha = \sqrt{\frac{r}{R_n}}.$$

Полное решение дифференциального уравнения (4.36) имеет вид:

$$U_x = Ae^{\alpha x} + Be^{-\alpha x}. \quad (4.37)$$

Аналогичным образом получаем уравнение для выражения величины тока:

$$I_x = \frac{1}{7} (Ae^{\alpha x} - Be^{-\alpha x}). \quad (4.38)$$

Для электродов, имеющих конечные размеры, граничные условия распространения тока имеют вид:

$$I_{x=0} = I_0 = \frac{B-A}{Z}, \quad (4.39)$$

$$I_{x=L} = I_L = \frac{Be^{-\alpha L} - Ae^{\alpha L}}{Z}, \quad (4.40)$$

где Z — волновое сопротивление линейного электрода с утечкой

$$Z = \frac{r}{\alpha} = \sqrt{rR_n}.$$

Решая систему уравнений (4.39) и (4.40), определяем значения коэффициентов A и B для электрода, имеющего протяженность L . Определение этих величин необходимо для получения в общем виде

выражения, оценивающего зависимость входного сопротивления линейного электрода R_{bx} от его электрических и x геометрических характеристик:

$$A = I_0 Z \frac{e^{-\alpha L}}{e^{\alpha L} - e^{-\alpha L}}; \quad B = I_0 Z \frac{e^{\alpha L}}{e^{\alpha L} - e^{-\alpha L}}.$$

Входное сопротивление линейного электрода с утечкой представляет собой отношение его потенциала в любой точке к току в той же координате:

$$R_{bx} = \frac{U_x}{I_x} = Z \frac{Ae^{\alpha x} + Be^{-\alpha x}}{-Ae^{\alpha x} + Be^{-\alpha x}}. \quad (4.41)$$

Выражение (4.41) показывает, что волновое и входное сопротивления линейного электрода имеют различный физический смысл.

Волновое сопротивление является постоянной характеристикой электрода, определяемой соотношением его продольного и поперечного сопротивлений и не зависящей от линейных размеров электрода. Входное сопротивление учитывает влияние этих размеров на величину фактического сопротивления электрода с определенным волновым сопротивлением при его включении в общую цепь тока, замкнутую через окружающую электролитическую среду. Предельными значениями входного сопротивления являются его величины при условии эквипотенциальности, т. е. без учета падения напряжения вдоль электрода, и бесконечно большом протяжении.

В первом случае величина входного сопротивления эквивалентна сопротивлению растекания эквипотенциального электрода. Для такого электрода, уложенного горизонтально в однородном пространстве, например в грунте, на глубину, не менее чем в 4 раза превышающую длину электрода, при условии соотношения $L \gg d$, где d — диаметр электрода, сопротивление растеканию можно определить из выражения:

$$R_p = \frac{\rho_2 \ln \frac{2L}{\alpha}}{2\pi L} \left(1 + \frac{L}{4h \ln^2 \frac{1}{\alpha}} \right). \quad (4.42)$$

С учетом влияния границы раздела токопроводящей и непроводящей сред, например поверхности земли, для случаев, когда длина электрода не менее чем в 4 раза превышает глубину его укладки, при прочих равных условиях выражение для определения сопротивления растеканию имеет вид:

$$R_p = \frac{\rho_2}{2\pi L} \left(\ln \frac{2L}{\alpha} + \ln \frac{L}{2h} \right), \quad (4.43)$$

где: ρ — удельное сопротивление окружающей электролитической среды;

h — фактическая глубина укладки электрода.

Во втором случае величина входного сопротивления эквивалентна волновому сопротивлению линейного электрода с утечкой, в чем можно убедиться, рассмотрев характер изменения входного сопротивления при условии $x \rightarrow \infty$. Для этого случая полагаем $e^{-\alpha x} \approx 0$ и получаем соотношение:

$$R_{bx} = Z \frac{Ae^{\alpha x}}{-Ae^{\alpha x}},$$

которое в первом приближении представляет собой неопределенность, которую необходимо раскрыть. С этой целью представим выражение (4.41) в общем виде при подстановке значений коэффициентов А и В для условий бесконечного возрастания длины электрода:

$$R_{bx} = Z \frac{I_0 Z \left(\frac{e^{\alpha x}}{e^{\alpha x} - e^{-\alpha x}} + \frac{e^{-\alpha x}}{e^{\alpha x} - e^{-\alpha x}} \right)}{I_0 Z \left(\frac{e^{\alpha x}}{e^{\alpha x} - e^{-\alpha x}} - \frac{e^{-\alpha x}}{e^{\alpha x} - e^{-\alpha x}} \right)} = Z \operatorname{cth} \alpha x. \quad (4.44)$$

Исходя из свойств функции гиперболического котангенса, можно получить, что при $x \rightarrow \infty$ имеет место соотношение $\operatorname{cth} \alpha x \rightarrow 1$, т. е. $\lim_{x \rightarrow \infty} \operatorname{cth} \alpha x = 1$. Это подтверждает ранее сделанное утверждение о практическом равенстве входного и волнового сопротивлений при бесконечном увеличении длины электрода, так как граничное

условие нулевого значения тока в таком случае не нарушено. Для подтверждения указанной идентичности граничных условий рассмотрим характер изменения величины тока в линейном электроде с утечкой. После подстановки значений коэффициентов А и В в выражение (4.38) получаем:

$$I_x = I_0 \frac{\operatorname{sh} \alpha(L-x)}{\operatorname{sh} \alpha L}. \quad (4.45)$$

При бесконечном увеличении длины электрода, т. е. $L \rightarrow \infty$, величина тока в его конечной координате, т. е. при условии $x = L$, стремится к 0, так как $\lim_{L \rightarrow \infty} \frac{\operatorname{sh} \alpha(L-x)}{\operatorname{sh} \alpha L} = 0$, учитывая свойства функции гиперболического синуса.

Сравнение выражений (4.42), (4.43) и (4.44) позволяет определить области значений аргументов, т. е. произведения αx , для которых предпочтительно применение каждого из них. Графически такое

сравнение представлено на рис. 4.29. Графики этого рисунка показывают изменение величины входного сопротивления линейного стального электрода диаметром 50 мм, расположенного на глубине 2 м в электролитической среде с удельным сопротивлением 100 Ом·м, с увеличением его длины от 0,1 до 10⁴ м.

Качественный характер различных графиков подтверждает ранее высказанные соображения в отношении областей применения функциональных зависимостей (4.42), (4.43)

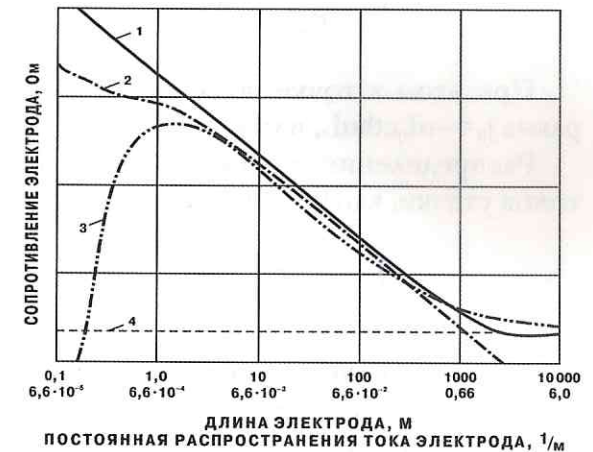


Рис. 4.29. Расчетные значения входных сопротивлений линейных электродов переменной длины, определенные по различным функциональным зависимостям:
 1 — по формуле (4.44); 2 — по формуле (4.42);
 3 — по формуле (4.43);
 4 — волновое сопротивление

и (4.44). Кроме того, анализ графиков позволяет сделать дополнительно следующие выводы:

— при значениях аргумента $dL \geq I$ значение гиперболического котангенса в выражении (4.44) можно не учитывать и считать волновое и входное сопротивление электродов равными;

— в области значений аргумента $0,00264 \leq dL < I$ входное сопротивление электродов с относительной ошибкой в пределах не более 20% можно определять в соответствии с выражением (4.43);

— в области значений аргумента $dL < 0,00264$ входное сопротивление электродов с относительной ошибкой в пределах не более 20% можно определять в соответствии с выражением (4.42), строго соблюдая при этом общие граничные условия его применения.

Распределение линейной плотности тока утечки вдоль электрода можно определить путем дифференцирования уравнения (4.45) по линейной координате x :

$$j_x = \frac{dI_x}{dx} = -\alpha I_0 \frac{\operatorname{ch}\alpha(L-x)}{\operatorname{sh}\alpha L} = -\alpha I_x \operatorname{cth}\alpha(L-x). \quad (4.46)$$

При этом в точке подключения электрода $x = 0$ плотность тока равна $j_0 = -\alpha I_0 \operatorname{cth}\alpha L$, или $j_0 = -\alpha I_0$.

Распределение наложенных потенциалов, вызванных влиянием токов утечки, вдоль линейного электрода описывает функция:

$$U_x = j_x R_n = -ZI \frac{\operatorname{ch}\alpha(L-x)}{\operatorname{Sh}\alpha L} = ZI_x \operatorname{cth}\alpha(L-x). \quad (4.47)$$

Соответственно, величину наложенного потенциала в точке подключения электрода $x = 0$ можно определить из выражения: $U_0 = -ZI_0 \operatorname{cth}\alpha L$, или $U_0 = -ZI_0$ (при $\alpha L \geq I$).

С учетом значений линейной плотности тока и наложенного потенциала в точке дренажа выражения (4.46) и (4.47) можно преобразовать:

$$j_x = j_0 \frac{\operatorname{ch}\alpha(L-x)}{\operatorname{ch}\alpha L} \quad \text{и} \quad U_x = U_0 \frac{\operatorname{ch}\alpha(L-x)}{\operatorname{ch}\alpha L}.$$

Представляет интерес определить область существования условий равномерности распределения плотности тока утечки вдоль электрода, которые эквивалентны условиям распространения тока в плоскопараллельном поле между двумя линейными электродами, что может иметь место при практическом использовании протяженных протекторов. Граничными условиями интересующей области в зависимости от требуемой точности должны являться соотношения:

$$\frac{\operatorname{ch}\alpha(L-x)}{\operatorname{ch}\alpha L} \geq 0,95 \quad (\text{при относительной ошибке } \Delta_{\text{от}} \leq 5\%);$$

$$\frac{\operatorname{ch}\alpha(L-x)}{\operatorname{ch}\alpha L} \geq 0,9 \quad (\text{при относительной ошибке } \Delta_{\text{от}} \leq 10\%).$$

При условии непрерывной прокладки протектора вдоль трубопровода расстояние между точками подключения эквивалентно полной длине L плеча Т-образно подключенного линейного электрода, для которого приведенные соотношения выполняются в координатах $x \leq \frac{L}{2}$.

Исходя из этого, можно получить два значения минимально допустимого аргумента αL , которые равны, соответственно, 0,64 и 0,94. Эти значения позволяют определить допустимое соотношение между постоянной распространения тока вдоль протяженного протектора и расстоянием между точками его подключения к защищаемому трубопроводу при условии существования между ними плоскопараллельного поля тока. Графически указанное соотношение показано на рис. 4.30.

Принимая во внимание возможность повышения равно-

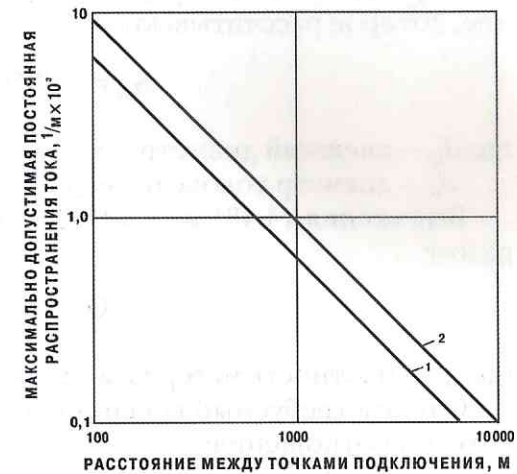


Рис. 4.30. Допустимое соотношение между постоянной распространения тока и расстоянием между точками подключения протектора к трубопроводу: 1 — с относительной ошибкой не более 5%; 2 — то же 10%

мерности распределения защитной плотности тока вдоль протяженного протектора, определение его рабочих параметров — геометрических размеров и рабочей длины — можно осуществлять по обычной методике. Геометрические размеры протектора определяют его материал и требуемый срок службы. Удельный расход материала протектора при электрохимической защите учитывает зависимость:

$$G = \frac{8760j_l T}{q_m \eta_1 \eta_2} \text{ кг/м,} \quad (4.48)$$

где: j_l — средняя линейная плотность тока протектора за время его работы, А/м;

q_m — электрохимический эквивалент материала протектора, А-час/кг;

T — срок службы протектора, лет;

η_1 — КПД материала протектора в эксплуатационных условиях;

η_2 — коэффициент использования материала протектора.

Объем расходуемого материала биметаллического протектора с центральным токоведущим проводом определяет его рабочее сечение, которое рассчитывают по формуле:

$$S_m = 0,785(d_{II}^2 - d_0^2), \quad (4.49)$$

где: d_{II} — внешний диаметр протектора, м;

d_0 — диаметр токоведущего провода, м.

Выражения (4.48) и (4.49) связаны между собой следующим образом:

$$G = 10^3 \gamma_m S_m,$$

где γ_m — плотность материала протектора, т/м³ (г/см³).

Отсюда требуемый внешний диаметр протектора можно определить из соотношения:

$$d_{II} = \sqrt{\frac{11,2j_c T}{q_m \gamma_m \eta_1 \eta_2} + d_0^2} = \left[\frac{5,6(j_0 + j_T) T}{q_m \gamma_m \eta_1 \eta_2} + d_0^2 \right]^{\frac{1}{2}}, \quad (4.50)$$

где j_0, j_T — начальная и конечная, соответственно, линейные плотности тока протектора.

Требования к выбору материала центрального токоведущего провода и его диаметра определяет минимально допустимое расстояние между точками его подключения на конечный период эксплуатации. Для обеспечения равномерного распределения плотности тока между точками подключения протяженного протектора к трубопроводу необходимо (с относительной ошибкой не более 10%) обеспечить выполнение соотношения:

$$j_l = j_{II} \left(\operatorname{ch} \frac{\alpha_n l}{2} \right)^{-1} = 0,91 j_{II}, \quad (4.51)$$

где: j_l — плотность тока подключения протектора на конечный период эксплуатации;

j_{II} — плотность тока в середине между точками подключения протектора на конечный период эксплуатации;

l — минимальное расстояние между точками подключения протектора.

Исходя из табличных значений гиперболических функций, соотношение (4.51) выполняется при значениях аргумента гиперболического косинуса не более 0,45. Это обуславливает выполнение требования:

$$\alpha_n l \leq 0,9. \quad (4.52)$$

Принимая во внимание, что на практике подключение протяженного протектора к трубопроводу осуществляют в местах установки контрольно-измерительных пунктов, расстояние между которыми обычно составляет 1000 м, коэффициент распространения тока вдоль протяженного протектора на конечный период эксплуатации должен быть не более $0,9 \cdot 10^{-3}$ 1/м. Отсюда можно получить соотношение, определяющее минимально допустимый диаметр токоведущего провода в зависимости от выбора его материала:

$$d_c = 1250 \sqrt{\frac{\rho_c}{R_{II}}} \text{ мм,} \quad (4.53)$$

где: ρ_c — удельное сопротивление материала центрального токоведущего провода, Ом·мм²/м;

R_{II} — удельное переходное сопротивление протяженного протектора, Ом·м.

При условии неполного срабатывания материала протектора минимально допустимый диаметр токоведущего провода в зависимости от выбора его материала определяет соотношение:

$$d_c = \sqrt{\rho_c \left[\frac{1,57 \cdot 10^6 \rho_M - d_{\text{по}}^2 R_{\text{п}}}{(\rho_M - \rho_c) R_{\text{п}}} \right]^{\frac{1}{2}}}, \quad (4.54)$$

где $d_{\text{по}}$ — остаточный диаметр протектора на конечный период эксплуатации, мм.

В практических условиях при использовании магниевых протяженных протекторов с электрохимическим эквивалентом материала протектора равным 2200 и плотностью этого материала 1,76 т/м³ выражение (4.50) в соответствии с требованиями ГОСТов 9.015—74 и 25812—83 к сроку службы средств электрохимической защиты ($T \geq 10$ лет) принимает вид:

$$d_{\text{п}} = \left[\frac{0,014(j_0 + j_T)}{\eta_1 \eta_2} + d_0^2 \right]^{\frac{1}{2}}. \quad (4.55)$$

Учитывая исходные требования к качеству изоляционного покрытия и условия его старения в северных районах, внешний диаметр протяженного магниевых протектора зависит от диаметра защищаемого трубопровода:

$$d_{\text{п}} = \left(\frac{0,02 D_T \cdot 10^{-3}}{\eta_1 \eta_2} + d_{01}^2 \right)^{\frac{1}{2}}, \quad (4.56)$$

где: D_T — диаметр защищаемого трубопровода, м;

d_{01} — диаметр токоведущего провода, м.

Принимая во внимание достигнутые в настоящее время результаты в области повышения эффективности использования магниевых протекторов, предельные значения η_1 и η_2 составляют, соответственно, 0,5 и 0,8. С учетом этого положения выражение (4.56) принимает окончательный вид:

$$D_{\text{п}} = (5 \cdot 10^{-5} D_t + d_0^2)^{\frac{1}{2}}, \quad (4.57)$$

Графически эта зависимость представлена на рис. 4.31.

В случае неполного срабатывания материала протектора необходимо правильно учитывать взаимную связь уравнений (4.50), (4.54) и (4.57). Для этих условий в уравнениях (4.50) и (4.56) следует заменить d и d_{01} на $d_{\text{по}}$. После такой замены, подставляя значение d_c из уравнения (4.54), можно получить требуемые эквивалентные зависимости, которые, соответственно, имеют вид:

$$d_n = \left[\frac{5,6(j_c + j_T)T}{q_m \gamma_m \eta_1 \eta_2} + 1,57 \cdot 10^6 \rho_M R_n^{-1} + (1 - K_{\rho n}) d_c^2 \right]^{\frac{1}{2}}, \quad (4.58)$$

$$d_n = 0,71 \sqrt{10^{-4} D_T + 0,14 R_n^{-1} + 2 \cdot 10^{-6} (1 - 0,045 \rho_c^{-1}) d_c^2}, \quad (4.59)$$

где $K_{\rho n}$ — коэффициент протектора, $K_{\rho n} = \frac{\rho_M}{\rho_c}$.

Графически эти зависимости представлены на рис. 4.32 и 4.33.

Задачей расчета электрохимической защиты протяженными протекторами является определение следующих рабочих параметров:

- 1) диаметра протяженного протектора, $d_{\text{п}}$;
- 2) наложенного защитного потенциала трубопровода, U_3 ;
- 3) расстояния между

точками подключения протектора к трубопроводу, l ;

4) расстояния между протектором и трубопроводом, a .

Исходными данными для расчета этих параметров являются критерии технологических систем протекторной защиты, задаваемые исходя из требований необходимой степени защиты U_m и срока ее

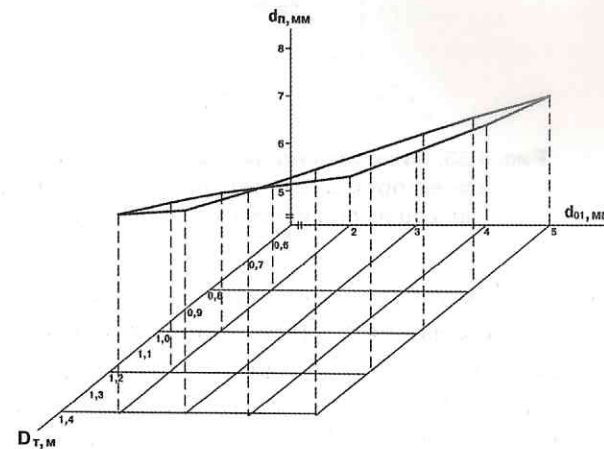


Рис. 4.31. Минимально допустимый диаметр протяженного протектора для защиты трубопроводов различного диаметра

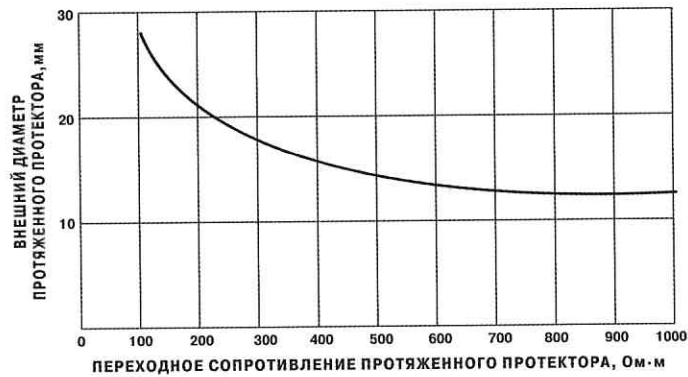


Рис. 4.32. Минимально необходимый внешний диаметр протяженных протекторов с токоведущим проводом из стали, алюминия и меди диаметром 2,5 мм

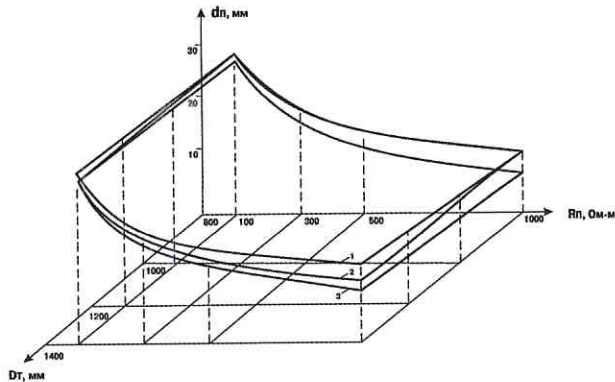


Рис. 4.33. Минимально необходимый внешний диаметр протяженных протекторов с токоведущим проводом диаметром 2,5 и 5 мм: 1 — провод из стали и меди; 2 — провод из стали; 3 — провод из меди

службы T , с учетом диаметра трубопровода D_T , качества его изоляционного покрытия $R_{пер}$ и реальных значений удельного сопротивления грунта ρ_T , в котором уложены трубопровод и протектор.

Параметры должны быть рассчитаны на начало и конец заданного срока службы. При этом в обоих случаях должно иметь место практически равномерное распределение защитного тока в системе «протектор — трубопровод», что обусловлено требованием принятой методики расчета.

Расчет расстояния между протектором и трубопроводом целесообразно осуществлять следующим образом.

Критериями выбора расстояния между протектором и трубопроводом являются требование равномерности распределения плотности защитного тока по поверхности трубопровода и соотношение диаметров трубопровода и протектора. При условии $D_T \gg d_{п}$ ($d_{п}$ — диаметр протектора) равномерность распределения защитного тока на трубопроводе не зависит от качества его изоляционного покрытия при условии $\alpha \geq 5D_T$. Несоблюдение этого условия допускает снижение переходного сопротивления трубопровода не менее чем до $3000 \text{ Ом}\cdot\text{м}^2$, что соответствует следующим срокам службы трубопроводов: с усиленной изоляцией — 28 лет в постоянно талых грунтах, 15 лет в сезонно-талых грунтах; с нормальной изоляцией — 10 лет в постоянно талых грунтах, 5 лет в сезонно-талых грунтах.

Исходя из указанных сроков, следует полагать возможной укладку протяженных протекторов в одну траншею с трубопроводом, имеющим усиленную изоляцию, и с нормально изолированным трубопроводом в постоянно талых грунтах. Для защиты трубопровода с нормальной изоляцией в сезонно-талых грунтах протяженные протекторы следует укладывать в отдельной траншее на расстоянии не менее $5D_T$ от оси трубопровода.

При расчете наложенного защитного потенциала трубопровода критериями его выбора являются естественные потенциалы U_e , минимально U_{min} и максимально U_{max} допустимые защитные разности потенциалов. Эти характеристики должны удовлетворить следующему соотношению: $U_{min} \geq U_e + U_3 \geq U_{max}$.

Величина наложенного защитного потенциала трубопровода (без учета его поляризационного изменения) может быть определена из соотношения:

$$U_3 = i_{п} \frac{1}{2} \sqrt{R_T R_{пер}} \cdot \text{cth} \frac{\alpha_T l}{2},$$

где: $i_{п}$ — общий ток протектора в месте подключения к трубопроводу, А;

R_T — продольное сопротивление трубопровода, Ом/м;

$R_{пер}$ — переходное сопротивление трубопровода, Ом·м;

α_T — коэффициент распространения тока в трубопроводе, 1/м.

Учитывая изменение переходного сопротивления трубопровода во время эксплуатации, его текущее значение следует оценивать соотношением:

$$R_{\text{пер.}t} = R_{\text{пер.}H} e^{-\beta t},$$

где: $R_{\text{пер.}H}$ — начальное значение переходного сопротивления, Ом·м²;
 β — коэффициент старения изоляции, 1/год;
 t — текущий срок эксплуатации, лет.

Общий ток протектора в различных условиях определяют действующее значение разности потенциалов протектор — трубопровод ΔU и входные сопротивления протектора и трубопровода.

Математический анализ функциональных зависимостей этих параметров для условий защиты трубопроводов диаметром 320—1420 мм в грунтах с удельным сопротивлением 10—500 Ом·м позволил установить, что наложенный защитный потенциал на трубопроводе изменяется от 1,0 В (в начальный период) до следующих значений (в конечный период):

- 0,6—0,96 В — для протектора, уложенного на трубопровод;
- 0,5—0,9 В — для протектора, уложенного в одну траншею с трубопроводом;
- 0,3—0,35 В — для протектора, уложенного в отдельную траншею на расстоянии $d = 5D_T$ от трубопровода.

При этом средние за время эксплуатации величины тока протектора в этих случаях составляют, соответственно, 45, 50 и 70 мА.

Критерием расчета расстояний между точками подключения протектора является обеспечение равномерной плотности защитного тока на всем его протяжении с допустимым уменьшением не более 5%. Этому условию соответствует зависимость:

$$L = \frac{0,64}{\alpha_{\text{п}}},$$

где $\alpha_{\text{п}}$ — постоянная распространения тока в протекторе.

Для указанных ранее условий при полном срабатывании материала протектора начальные и конечные значения расстояний между точками подключения протектора даны в таблице 4.4.

Результаты расчета свидетельствуют о том, что не следует допускать полного срабатывания материала протекторов до установки

Расстояние между точками подключения протяженных протекторов

Удельное сопротивление грунта, Ом·м	Протектор на трубопроводе				Протектор совмещен в траншее				Протектор в отдельной траншее			
	начальное l , м конечное l , м				начальное l , м конечное l , м				начальное l , м конечное l , м			
	$D_1=320$ мм	$D_1=720$ мм	$D_1=1020$ мм	$D_1=1420$ мм	$D_1=320$ мм	$D_1=720$ мм	$D_1=1020$ мм	$D_1=1420$ мм	$D_1=320$ мм	$D_1=720$ мм	$D_1=1020$ мм	$D_1=1420$ мм
10	$\frac{20}{10}$	$\frac{30}{10}$	$\frac{60}{10}$	$\frac{100}{10}$	$\frac{30}{10}$	$\frac{120}{10}$	$\frac{120}{10}$	$\frac{120}{10}$	$\frac{120}{10}$	$\frac{200}{20}$	$\frac{200}{20}$	$\frac{200}{20}$
100	$\frac{70}{20}$	$\frac{110}{20}$	$\frac{220}{20}$	$\frac{330}{20}$	$\frac{100}{20}$	$\frac{300}{30}$	$\frac{300}{30}$	$\frac{300}{30}$	$\frac{320}{30}$	$\frac{700}{50}$	$\frac{700}{50}$	$\frac{700}{50}$
500	$\frac{160}{40}$	$\frac{210}{40}$	$\frac{420}{40}$	$\frac{630}{40}$	$\frac{200}{40}$	$\frac{800}{60}$	$\frac{800}{60}$	$\frac{800}{60}$	$\frac{800}{60}$	$\frac{1600}{100}$	$\frac{1600}{100}$	$\frac{1600}{100}$

новых протяженных электродов, так как это приводит к резкому сокращению защитной зоны и требует значительного увеличения числа точек подключения протекторов к трубопроводу. Нецелесообразно также использование протяженных протекторов в грунтах высокой проводимости (≤ 50 Ом·м), так как в этих условиях имеет место ограниченная протяженность зоны защиты даже в начальный период.

Расчет необходимого начального диаметра магниевых протекторов со стальным сердечником основан на требовании его определенного остаточного диаметра через 10 лет эксплуатации. Для этого можно использовать приближенную функциональную зависимость (при ранее заданных условиях):

$$d_{\text{п}} = \sqrt{5 \cdot 10^{-6} d_{\text{по}}^2 + 4,35 j_{\text{п}} + 0,013},$$

где: $d_{\text{по}}$ — заданный остаточный диаметр протектора, см;
 $j_{\text{п}}$ — средняя рабочая плотность тока протектора за 10 лет, мА/м.

При полном срабатывании материала протекторов в рассмотренных условиях их начальный диаметр должен быть не менее следующих значений:

- 35 мм — для протектора, уложенного на трубопровод;
- 30 мм — для протектора, уложенного в одну траншею с трубопроводом;
- 25 мм — для протектора, уложенного в отдельную траншею на расстоянии $\alpha = 5D_T$ от трубопровода.

Общий порядок расчета параметров защиты протяженными протекторами должен быть увязан с ее технологической системой. Исходя из анализа результатов расчета параметров протяженных протекторов, можно рекомендовать следующий порядок определения параметров технологической системы защиты протяженными магниевыми протекторами и режимов ее работы:

1) определение исходных данных для расчета: срока службы, начального сопротивления изоляционного покрытия, постоянной старения изоляции, удельного сопротивления грунта, диапазона допустимых защитных потенциалов, минимальной протяженности зоны защиты в конце требуемого срока службы;

2) расчет конечного расстояния между точками подключения протяженных протекторов к трубопроводу и прогнозирование изменения этого расстояния в период эксплуатации;

3) выбор расстояния между протектором и трубопроводом и определение расчетных параметров, соответствующих выбранным условиям прокладки протектора;

4) расчет наложенного защитного потенциала трубопровода и рабочего тока протектора в начальный и конечный периоды;

5) расчет необходимого начального диаметра протектора и выбор его требуемого типоразмера.

4.4. Оптимизация системы протекторной защиты подземных трубопроводов в промерзающих грунтах

Основным принципом оптимизации протекторной защиты является повышение ее КПД. При системном решении этого вопроса критерием оценки полезности защитных установок является обеспечение ими необходимого уровня защитных потенциалов на трубопроводе с минимальным расходом тока. Снижение его может быть достигнуто путем использования протяженных протекторов, обладающих более равномерным распределением плотности тока утечки. Токоотдача и токораспределение в системе «протяженный протектор — трубопровод» зависят, в первую очередь, от сопротивления земли между ними, включая ареол протаивающего грунта вокруг трубопровода. Определение сопротивления указанного объема

земли основано на расчете поля тока между бесконечными протектором и трубопроводом, расположенными в грунте с удельным сопротивлением ρ и параллельными друг другу на расстоянии Q . Плоскопараллельное поле постоянного тока в проводящей среде характеризуется соотношением:

$$\operatorname{rot} E = 0,$$

где E — напряженность поля, определяемая выражением:

$$\int_A^B E dl = U_A - U_B.$$

Плотность тока в грунте, соответствующая его удельному сопротивлению, связана функционально с напряженностью поля $j = \frac{t}{\rho}$.

В то же время $d_w j = 0$ и общую величину тока в грунте описывает интеграл:

$$i = \int j dS,$$

где S — площадь сечения объема грунта, через который протекает ток.

Исходя из допущения плоскопараллельного характера поля тока в грунте между протектором и трубопроводом, следует установить следующие ограничивающие условия расчета:

1) линейные плотности тока протектора и трубопровода равны в соответствии с соотношением $d_w j = 0$, $j_{\text{П}} = j_{\text{Т}} = J$;

2) продольное сопротивление трубопровода на защищаемом участке достаточно мало, что позволяет в первом приближении полагать постоянство потенциала трубопровода для всех его линейных координат на этом участке, $r_{\text{Т}} \rightarrow 0$;

3) поперечные размеры протектора и трубопровода много меньше расстояния между ними, $a \gg D_{\text{Т}}$; $a \gg d_{\text{П}}$;

4) удельное сопротивление грунта в первом приближении постоянно на всем протяжении участка защиты, $r = \text{const}$.

С учетом перечисленных условий плотность тока в точке земли M (рис. 4.34) на цилиндрической поверхности радиусом r единичной

длины связана с линейной плотностью тока каждого электрода соотношением:

$$j_m = j \frac{1}{S} = j \frac{1}{2\pi r}$$

Отсюда, напряженность поля тока в этой точке равна:

$$E_M = j_m \rho = \frac{j\rho}{2\pi r}$$

Принимая во внимание соотношение $E = -\frac{dU}{dr}$, получаем:

$$\frac{dU}{dr} = \frac{j\rho}{2\pi r} \quad (4.60)$$

Исходя из условий соотношения (4.60), плоскость, характеризующая соотношением $r_1 = r_2$ и являющаяся плоскостью симметрии в системе «трубопровод — протектор», может быть принята базой отсчета их потенциалов, так как для нее выполняется соотношение $U_{r_1=r_2} = 0$.

Эквипотенциальными поверхностями каждого из электродов являются концентрические цилиндрические поверхности, удовлетворяющие соотношению $\frac{r_2}{r_1} = \text{const}$. Поскольку в практических усло-

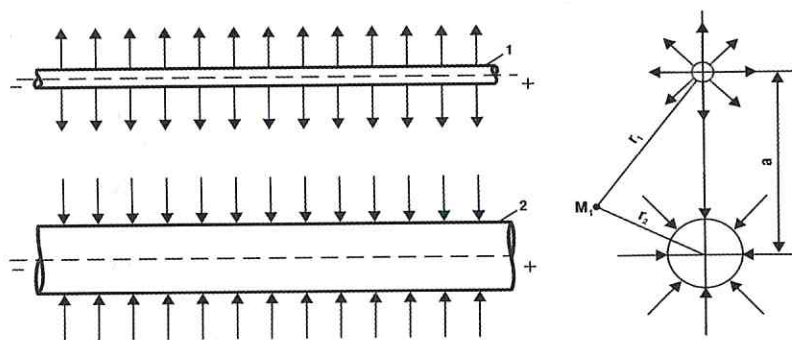


Рис. 4.34. Распределение тока в системе «протяженный протектор — трубопровод»: 1 — протектор; 2 — трубопровод

виях могут иметь место случаи, когда расстояние между протектором и трубопроводом соизмеримо с их диаметрами, необходимо определить смещение их электрических осей относительно геометрических. Учитывая малые размеры $d_{\text{п}}$, смещение электрической оси протектора можно не учитывать. Определение смещения электрической оси трубопровода можно выполнить с учетом его взаимного расположения относительно протектора (рис. 4.35).

При условии $D_{\text{T}} \gg d_{\text{п}}$ можно считать в первом приближении $\angle NMB \approx \angle ANB \approx 90^\circ - \frac{\pi}{2}$.

Такое допущение позволяет сделать запись:

$$a^2 = \left(\frac{D_{\text{T}}}{2}\right)^2 + NB^2 = NM^2 + MB^2 + \left(\frac{D_{\text{T}}}{2}\right)^2$$

Принимая во внимание, что $\epsilon_1 = \epsilon$, можно записать:

$$NM^2 + \epsilon^2 = \left(\frac{D_{\text{T}}}{2}\right)^2 \quad \text{или} \quad NM^2 = R^2 - \epsilon^2$$

Учитывая зависимость $a - \epsilon = MB$, получаем:

$$MB^2 = a^2 - 2a\epsilon + \epsilon^2$$

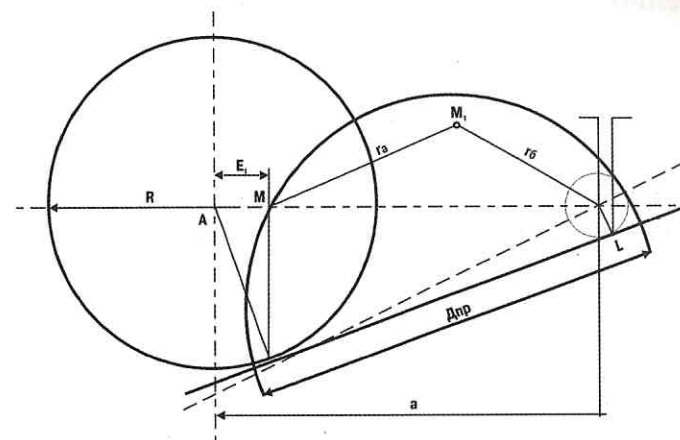


Рис. 4.35. Расчетная схема определения смещения электрической оси трубопровода

Заменяя NM и MB их функциональными значениями, окончательно имеем: $2a\varepsilon = 2R^2$.

Отсюда получаем:

$$\varepsilon = \frac{R^2}{a} = \frac{D_T}{4a} \quad (4.61)$$

Соотношение (4.61) можно записать в виде:

$$\varepsilon = \frac{D_T}{4K} \quad (4.62)$$

При практически максимальном значении $D_T = 1,42$ м и $K = 10$ значение ε достаточно мало и составляет 3,56 см. Следовательно, при $a \geq 10D_T$, что соответствует третьему ограничивающему условию задачи, можно считать $\varepsilon = 0$.

Ток, протекающий между протектором и трубопроводом с линейной плотностью j , обеспечивает в точке M (x; y) (рис. 4.36), поверхностную плотность i , равную:

$$i = \frac{j}{2\pi r_1}$$

Напряженность электрического поля в этой точке земли составляет:

$$E_{M(x,y)} = \rho i = \frac{j\rho}{2\pi r_1}$$

В любой другой точке земли P (x; y) напряженность аналогичным образом может быть определена из соотношения:

$$E_{P(x,y)} = \frac{j\rho}{2\pi r'_1}$$

Полагая, что точки O, B, M и P лежат в одной секущей плоскости, перпендикулярной осям трубопровода и протектора, и учитывая влияние границы раздела грунт — воздух за счет введения зеркальных отражений обоих электродов, разность потенциалов между точками

M и P, определяемую сопротивлением земли между ними, можно представить в функции напряженности поля в этих точках. Поскольку $E = -\text{grad } u$, или $du = -E dr$, имеет место равенство:

$$U_{MP} = \int_{r_1}^{r_2} E dr = j\rho \int_{r_1}^{r_2} \frac{dr}{2\pi r} = \frac{j\rho}{2\pi} \ln \frac{r'_1}{r}$$

С учетом зеркальных отражений суммарная разность потенциалов равна:

$$U_{MP} = \frac{j\rho}{2\pi} \left[\ln \frac{r'_1}{r_1} + \ln \frac{r'_3}{r_3} - \ln \frac{r'_2}{r_2} - \ln \frac{r'_4}{r_4} \right] = \frac{j\rho}{2\pi} \ln \frac{r'_2 r'_4 r'_1 r'_3}{r_1 r_3 r'_2 r'_4}$$

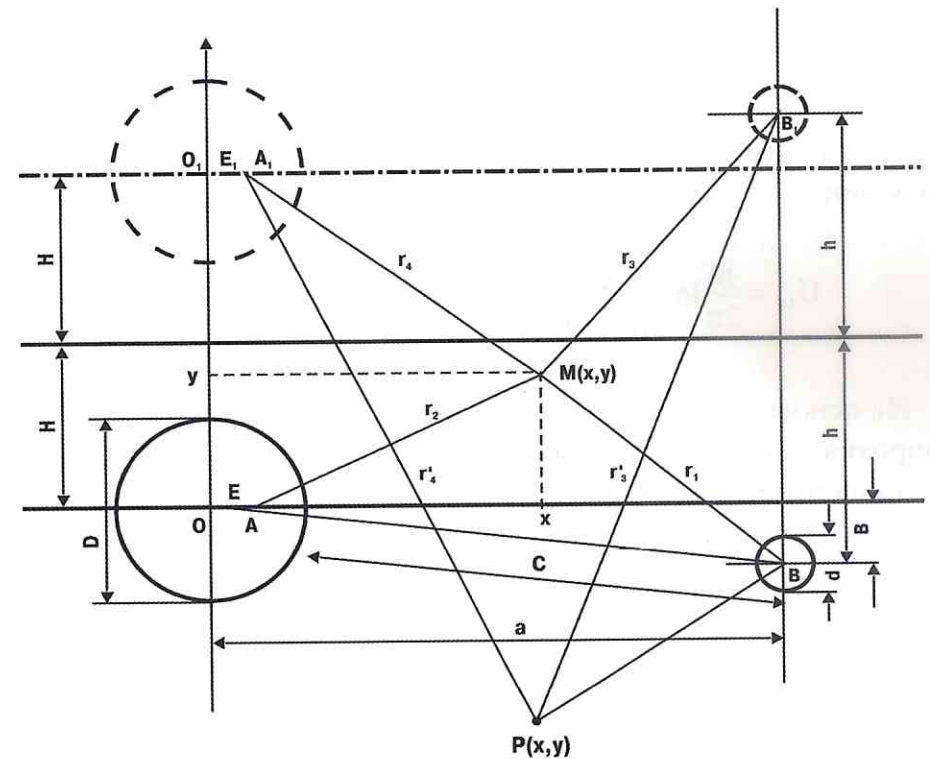


Рис. 4.36. Расчетная схема для определения потенциала любой точки земли в системе «протяженный протектор — трубопровод»

Удаляя точку Р в бесконечность, полагаем дополнительно соотношения:

$$r'_1 \gg r_1; r'_2 \gg r_2; r'_3 \gg r_3; r'_4 \gg r_4 \text{ и } r'_1 \approx r'_2 \approx r'_3 \approx r'_4.$$

В этом случае $\frac{r'_1 r'_3}{r'_2 r'_4} = 1$, т. е. $\text{Up}_{(x \rightarrow \infty; y \rightarrow \infty)} \rightarrow 0$.

Следовательно, можно принять эту точку за нулевую базу при расчете потенциала земли в точке М, который для этих условий равен:

$$U_M = \frac{j\rho}{2\pi} \ln \frac{r_2 r_4}{r_1 r_3} = -\frac{j\rho}{2\pi} \ln \frac{r_1 r_3}{r_2 r_4}. \quad (4.63)$$

Подставляя значения расстояний r_1, r_2, r_3 и r_4 , выраженные через координаты трубопровода, протектора и точки М, в уравнение (4.63), получаем:

$$U_M = \frac{j\rho}{2\pi} \ln \frac{\sqrt{(x-\varepsilon)^2 + y^2} \sqrt{(x-\varepsilon)^2 + (2H-y)^2}}{\sqrt{(a-x)^2 + (b+y)^2} \sqrt{(a-x)^2 + (2h-b-y)^2}}. \quad (4.64)$$

На основании выражения (4.64) имеем возможность определить сопротивление объема грунта между любыми точками земли, лежащими на пути тока от протектора к трубопроводу. На границе трубопровод — грунт потенциал точек земли около боковой образующей трубы с координатами $x = a - \frac{a_n}{2}; y = -b$ составит:

$$U'_T = \frac{j\rho}{2\pi} \ln \frac{\left(\frac{D_T}{2} - \varepsilon\right) \sqrt{\left(\frac{D_T}{2} - \varepsilon\right)^2 + 4H^2}}{\sqrt{\left(a - \frac{D_T}{2}\right)^2 + b^2} \sqrt{\left(a - \frac{D_T}{2}\right)^2 + (2h-b)^2}}. \quad (4.65)$$

На противоположной боковой образующей трубы с координатами $x = \frac{D_T}{2}; y = 0$ потенциал земли аналогичным образом можно представить в виде:

$$U'_T = \frac{j\rho}{2\pi} \ln \frac{\left(\frac{D_T}{2} + \varepsilon\right) \sqrt{\left(\frac{D_T}{2} - \varepsilon\right)^2 + 4H^2}}{\sqrt{\left(a + \frac{D_T}{2}\right)^2 + b^2} \sqrt{\left(a + \frac{D_T}{2}\right)^2 + (2h-b)^2}}. \quad (4.66)$$

Потенциал точек земли на границе протектор — грунт около боковой образующей протектора с координатами $x = a - \frac{d_{II}}{2}; y = -b$ можно представить в виде:

$$U_{II} = \frac{j\rho}{2\pi} \ln \frac{\sqrt{\left(a - \frac{d_{II}}{2} - \varepsilon\right)^2 + b^2} \sqrt{\left(a - \frac{d_{II}}{2} - \varepsilon\right)^2 + (2H+b)^2}}{\sqrt{\left(\frac{d_{II}}{2}\right)^2 + (2h)^2} \cdot \frac{d_{II}}{2}}. \quad (4.67)$$

Разность потенциалов между точками земли около боковых образующих протекторов и трубопровода описывает выражение, имеющее вид:

$$U_{II} = \frac{j\rho}{2\pi} \ln \frac{\sqrt{\left(a - \frac{d_{II}}{2} - \varepsilon\right)^2 + b^2} \sqrt{\left(a - \frac{d_{II}}{2} - \varepsilon\right)^2 + (2H+b)^2} \sqrt{\left(a - \frac{D_T}{2}\right)^2 + b^2} \sqrt{\left(a - \frac{D_T}{2}\right)^2 + (2-b)^2}}{\frac{d_{II}}{2} \sqrt{\left(\frac{d_{II}}{2}\right)^2 + (2h)^2} \left(\frac{D_T}{2} - \varepsilon\right) \sqrt{\left(\frac{D_T}{2} - \varepsilon\right)^2 + 4H^2}}. \quad (4.68)$$

Выражение (4.68) позволяет выполнить анализ зависимости сопротивления грунта между протектором и трубопроводом от соотношения их геометрических размеров и расстояний между ними.

При достаточно большом удалении протектора от трубопровода и их небольшом эксцентриситете, когда справедливы соотношения: $a \gg \frac{d_{\text{п}}}{2}$; $a \gg \varepsilon$; $a \gg \frac{D_{\text{T}}}{2}$; $a \gg 2H$; $a \gg 2h$ и $h \gg \frac{d_{\text{п}}}{4}$; $\frac{D_{\text{T}}}{2} \gg \varepsilon$; $H \gg 0,5\left(\frac{D_{\text{T}}}{2} - \varepsilon\right)$; $h \gg \frac{b}{2}$; $H \gg \frac{b}{2}$, получаем:

$$\Delta U_{\text{пт}} = \frac{j\rho}{\pi} \ln \frac{a^2}{\sqrt{Hd_{\text{п}}D_{\text{T}}h}} = \frac{j\rho}{\pi} \ln \frac{a^2}{y\phi'_{\text{ст}}}. \quad (4.69)$$

При условии $b \rightarrow 0$, т. е. $h \approx H \approx y$, получаем:

$$\Delta U_{\text{пт}} = \frac{j\rho}{\pi} \ln \frac{a^2}{y\sqrt{d_{\text{п}}D_{\text{T}}}} = \frac{j\rho}{\pi} \ln \frac{a^2}{y\phi_{\text{ст}}}, \quad (4.70)$$

где: y — средняя глубина заложения системы «протектор — трубопровод»;
 $\phi_{\text{ст}}$ — средний диаметр электродов системы «протектор — трубопровод».

В практических условиях выражение (4.69) справедливо для $a \geq 70$ и в случае защиты трубопроводов диаметром до 1,42 м. При уменьшении расстояния a до 6,7 м величина относительной ошибки расчета возрастает до величины не более 5%. Увеличение относительной ошибки расчета ограничено взаимной компенсацией изменения числителя и знаменателя подлогарифмической функции и характером изменения самой этой функции. Оценка влияния на относительную ошибку расчета дальнейшего сближения протектора с трубопроводом требует самостоятельного анализа.

Для анализа зависимости (4.68) при значениях $a \leq 6,7$ м введем дополнительное обозначение:

$$\alpha = \frac{D_{\text{T}}}{2} + C, \quad (4.71)$$

где C — некоторый дополнительный член, устанавливающий функциональное соотношение между диаметром защищаемого трубопровода и расстоянием между ним и протектором.

При этом рассмотрим три случая количественной оценки этого дополнительного члена: $C \leq 0,5$ м (протектор расположен практически непосредственно около трубопровода), $C = 0,5 \div 2$ м (протектор расположен в одной траншее с трубопроводом) и $C = 2 \div 6,0$ м (протектор в собственной траншее приближен к трубопроводу).

Принимая во внимание, что $a \gg \frac{d_{\text{п}}}{2}$ и $D_{\text{T}} \gg d_{\text{п}}$, получаем окончательно в общем виде:

$$a - \frac{d_{\text{п}}}{2} - \varepsilon = \frac{2(D_{\text{T}}C + C^2)}{D_{\text{T}} + 2C} = \frac{2C(D_{\text{T}} + C)}{D_{\text{T}} + 2C}.$$

Далее записываем выражение (4.68) в измененной форме:

$$\Delta U_{\text{пт}} = \frac{j\rho}{4\pi} \ln \frac{\left[\left(\frac{D_{\text{T}}C}{D_{\text{T}} + 2C} + C \right)^2 \right] \left[\left(\frac{D_{\text{T}}C}{D_{\text{T}} + 2C} + C \right)^2 + (2H + b)^2 \right] (C^2 + b^2) [C^2 + (2h - b)^2]}{\left(\frac{d_{\text{п}}}{2} \right)^2 \left[\left(\frac{d_{\text{п}}}{2} \right)^2 + 4h^2 \right] \left(\frac{D_{\text{T}}C}{D_{\text{T}} + 2C} \right)^2 \left[\left(\frac{D_{\text{T}}C}{D_{\text{T}} + 2C} \right)^2 + 4H^2 \right]}. \quad (4.72)$$

Полагая $2H \gg b$, $2h \gg \frac{d_{\text{п}}}{2}$, $2h \gg b$ и $b \rightarrow 0$, т. е. $h \approx H \approx y$, можно получить окончательно в общем виде выражение для анализа:

$$\Delta U_{\text{пт}} = \frac{j\rho}{4\pi} \ln \frac{C^2 \left(1 + \frac{D_{\text{T}} + 2C}{D_{\text{T}}} \right)^2 (C^2 + 4y^2) \left[\left(\frac{D_{\text{T}}C}{D_{\text{T}} + 2C} + C \right)^2 + 4y^2 \right]}{d_{\text{п}}^2 y^2 \left[\left(\frac{D_{\text{T}}C}{D_{\text{T}} + 2C} \right)^2 + 4y^2 \right]}. \quad (4.73)$$

Анализируя выражение (4.73), необходимо учитывать, что в практических условиях входящие в него параметры изменяются в следующих диапазонах: $D_{\text{T}} = 0,5 \div 1,4$ м; $H = y = 1,1 \div 1,5$ м; $d_{\text{п}} = 0,02 \div 0,03$ м.

Введем обозначение:

$$\frac{\left(\frac{D_{TC}}{D_T + 2C} + C\right)^2 + 4y^2}{\left(\frac{D_TC}{D_T + 2C}\right)^2 + 4y^2} = A.$$

При $C = 0,5$ величина A изменяется в пределах $1,04 \div 1,06$, а при $C = 0,25$ — в пределах $1,014 \div 1,017$. Дальнейшее уменьшение приводит к соответствующему уменьшению A , приближая его значение к 1. Учитывая это, с относительной погрешностью не более 5% подлогарифмическое выражение можно записать в упрощенном виде:

$$\Delta U_{\text{пт}} = \frac{j\rho}{4\pi} \ln \frac{C^2(C^2 + 4y^2) \left(1 + \frac{D_T + 2C}{D_T}\right)^2}{d_{\text{п}}^2 y^2}.$$

Учитывая, что $4y^2 \gg C^2$ и $1 + \frac{D_T + 2C}{d_T} = 2 \left(1 + \frac{C}{D_T}\right)$, получаем:

$$\Delta U_{\text{пт}} = \frac{j\rho}{2\pi} \ln \frac{2C \left(1 + \frac{C}{D_T}\right)^2}{d_{\text{п}}}. \quad (4.74)$$

При увеличении C от 0,5 до 2,0 м величина A также изменяется незначительно и в среднем (при $C = 1$) составляет, в зависимости от диаметра трубопровода, $1,15 \div 1,2$. В связи с этим для диапазона $0,5 < C \leq 2$ справедливы преобразования, приводящие к выражению (4.74), с учетом изменения величины A , т. е.:

$$\Delta U_{\text{пт}} = \frac{j\rho}{2\pi} \ln \frac{2,35C \left(1 + \frac{C}{D_T}\right)}{d_{\text{п}}}. \quad (4.75)$$

При дальнейшем росте C до 6,0 м с целью упрощения подлогарифмического выражения рассмотрим возможность замены $\left[\left(\frac{D_TC}{D_T + 2C} + C\right)^2 + 4y^2\right]$ на $(c^2 + 4y^2) = B_0$.

Для трубопроводов диаметром 0,5 м увеличение C от 2 до 6 м вызывает изменение отношения $\frac{B}{B_0}$ в пределах $1,071 \div 1,065$, а для трубопроводов диаметром 1,4 м — в пределах $1,18 \div 1,176$. На основании этих значений можно констатировать, что замена B на B_0 приводит к погрешности подлогарифмического выражения уравнения (4.73), не превышающей 20%, что обеспечивает достаточно высокую точность определения величины $\Delta U_{\text{пт}}$, при которой величина относительной ошибки составляет не более 8%. Принимая во внимание допустимость указанной замены, выражение (4.73) можно преобразовать:

$$\Delta U_{\text{пт}} = \frac{j\rho}{2\pi} \ln \frac{2C \left(1 + \frac{C}{D_T}\right) (C^2 + 4y^2)}{y d_{\text{п}} \sqrt{\left(\frac{C}{1 + 2\frac{C}{D_T}}\right)^2 + 4y^2}}. \quad (4.76)$$

Повторяя способ замены с подстановкой, обозначаем $\left(\frac{C}{1 + 2\frac{C}{D_T}}\right)^2 + 4y^2 = E$ и $4y^2 = E_0$.

В рассматриваемых диапазонах изменения C и D_T соотношение $\frac{E}{E_0}$ принимает следующие значения: для $D_T = 0,5$ м — в интервале $1,0066 \div 1,006$; для $D_T = 1,4$ м — в интервале $1,03 \div 1,044$. С относитель-

ной погрешностью не более 4,5% заменяем E на E_0 и получаем окончательно:

$$\Delta U_{\text{пт}} = \frac{j\rho}{2\pi} \ln \frac{C(C+D_T)(G^2+4)}{d_{\text{п}}D_T}, \quad (4.77)$$

где G — коэффициент соотношения удаления и глубины заложения протяженного протектора, $G = \frac{C}{y} = \frac{C}{H}$.

Принимая во внимание, что в интервале значений $0,5 \leq C \leq 2$ м замены B на B_0 и E на E_0 вносят ошибку не более 14% независимо от величины D_T , область применения выражения (4.77) можно распространить на весь интервал $0,5 \leq C \leq 6$ м. При $C < 0,5$ м это выражение с относительной ошибкой не более 14% можно упростить:

$$\Delta U_{\text{пт}} = \frac{j\rho}{2\pi} \ln \frac{4C}{d_{\text{п}}}. \quad (4.78)$$

Используя выражения (4.69), (4.75), (4.77) и (4.78), можно записать зависимости, определяющие сопротивление земли между трубопроводом и протяженным протектором, в следующем виде:

$$R_{\text{пт}} = \frac{\rho}{2\pi} \ln \frac{4c}{d_{\text{п}}} \quad (\text{для } c < 0,5 \text{ м; } a \leq 6,7 \text{ м}), \quad (4.79)$$

$$R_{\text{пт}} = \frac{\rho}{2\pi} \ln \frac{c(c+D_T)(G^2+4)}{d_{\text{п}}D_T} \quad (\text{для } 0,5 \leq c \leq 6 \text{ м; } a \leq 6,7 \text{ м}), \quad (4.80)$$

$$R_{\text{пт}} = \frac{\rho}{\pi} \ln \frac{a^2}{\sqrt{d_{\text{п}}D_T}hN} \quad (\text{для } a > 6,7 \text{ м}), \quad (4.81)$$

или в общем виде:

$$R_{\text{пт}} = K_c \rho, \quad (4.82)$$

где K_c — корреляционный коэффициент системы протекторной защиты.

Учитывая возможный диапазон изменения диаметра протяженного протектора от 0,01 до 0,04 м и расстояния C от 0,05 до 0,5 м, коэффициент K_c для выражения (4.74) может изменяться в диапазоне 0,25 ÷ 0,84 (рис. 4.37).

При условиях выражения (4.81) значения коэффициента могут изменяться в пределах от 0,11 ÷ 0,32 до 0,47 ÷ 0,32 (рис. 4.39).

Графики приведенных рисунков свидетельствуют о том, что в реальных рассмотренных условиях справедливо соотношение $R_{\text{пт}} = (0,25 \div 1,7)\rho$.

В выражении (4.80) коэффициент K_c аналогичным образом имеет диапазон изменения в пределах от 0,56 ÷ 0,16 $\ln(2+y^2)$ (рис. 4.38).

Таким образом, предложенная методика расчета позволяет в каждом конкретном случае определять оптимальное взаимное расположение трубопровода и протяженного протектора, а также устанавливает критерии общей оптимизации автономной системы протекторной защиты в Западной Сибири и северных районах.

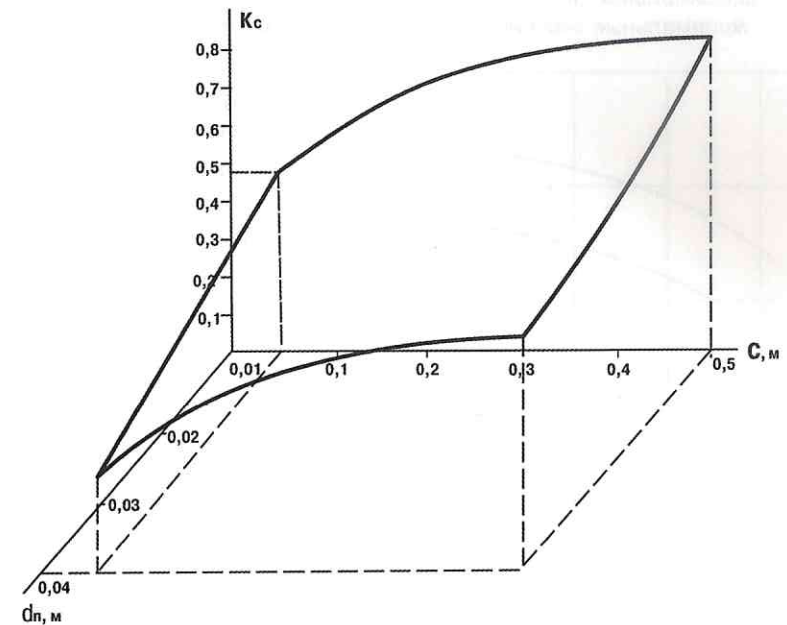


Рис. 4.37. Графическое изображение функциональной зависимости $K_c = f(C, d_{\text{п}})$ для $C < 0,5$ м и $a \leq 6,7$ м



Рис. 4.38. График зависимости $K_c = f(\gamma)$; \dot{H} для $0,5 \leq C \leq 6,7$:
1 — максимальные значения;
2 — минимальные значения

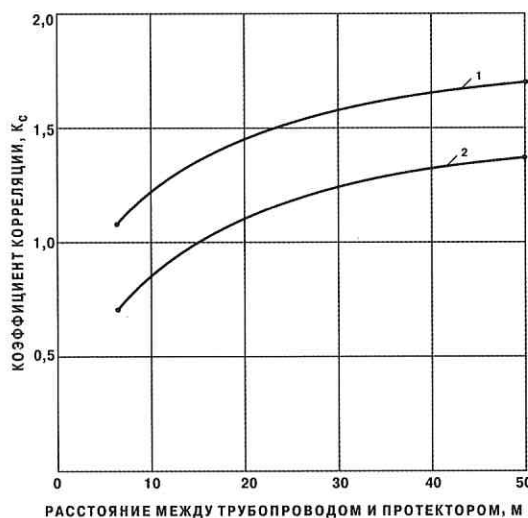


Рис. 4.39. График зависимости $K_c = \phi(\alpha)$ для $\alpha > 6,7$:
1 — максимальные значения;
2 — минимальные значения

Надежность электрохимической защиты трубопроводов протяженными протекторами во многом зависит от равномерности распределения защитной разности потенциалов по поверхности трубопровода. Последняя, в свою очередь, определяется характером распределения плотности защитного тока по окружности трубы, зависящим от расстояния между протектором и трубопроводом и сопротивления изоляционного покрытия трубопровода.

При сближении трубопровода и протектора функциональное изменение плотности защитного тока имеет сложный характер. С одной стороны, уменьшается сопротивление объема грунта между ними и возрастает абсолютная величина плотности тока. С другой стороны, существенно возрастает неравномерность распределения плотности тока по окружности трубы. Определение количественного соотношения между двумя этими факторами требует проведения специального сравнительного расчета.

Принципиальная расчетная схема представлена на рис. 4.40. Максимально возможное различие между плотностями тока j_1 и j_2 может иметь место в точках M_1 и M_2 на взаимоположенных боковых образующих трубопровода. При этом должно иметь место соотношение j_2 и j_1 .

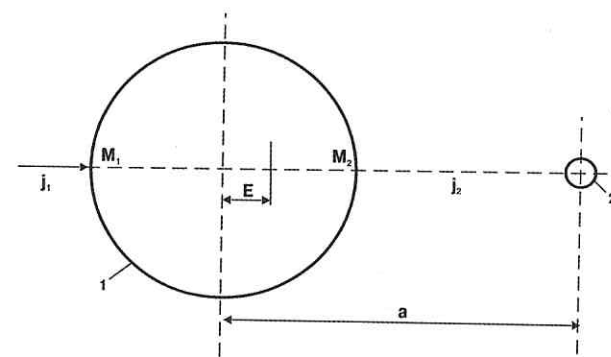


Рис. 4.40. Расчетная схема для определения оптимального расстояния между трубопроводом и протяженным протектором:
1 — трубопровод; 2 — протяженный протектор

Заменяя трубопровод его электрической осью, можем записать на основании принципа суперпозиции:

$$j_1 = \frac{j}{2\pi\left(\frac{D_T}{2} + \epsilon\right)} - \frac{j}{2\pi\left(\frac{d_T}{2} + a\right)}, \quad (4.83)$$

где j — линейная плотность токов в системе «трубопровод — протектор».

Преобразуя выражение (4.83), получаем:

$$j_1 = \frac{j}{2} \frac{D_T + 2a - D_T - 2\epsilon}{(D_T + 2\epsilon)(D_T + 2a)} = \frac{2j(a - \epsilon)}{\pi(D_T + 2\epsilon)(D_T + 2a)}. \quad (4.84)$$

Используя зависимость $\epsilon = \frac{D_T^2}{4a}$, получаем эквивалентные выражения для подстановки с заменой:

$$\left. \begin{aligned} D_T + 2\epsilon &= \frac{D_T(D_T + 2a)}{2a} \\ a - \epsilon &= \frac{2a^2 - 0,5D_T^2}{2a} \end{aligned} \right\} \quad (4.85)$$

Подставляя выражения системы (4.85) в уравнение (4.84), определяем окончательно функциональную зависимость для расчета значений j_1 :

$$j_1 = \frac{2j(2a^2 - 0,5D_T^2)}{\pi D_T (D_T + 2a)^2}. \quad (4.86)$$

При условии бесконечного удаления протектора от трубопровода для $a \rightarrow \infty$ получаем, что:

$$j \rightarrow \frac{j}{\pi D_T}.$$

Для точки M_2 аналогичным образом можно записать соотношение:

$$j_2 = \frac{j}{2\pi \left(\frac{D_T}{2} - \varepsilon \right)} + \frac{j}{2\pi \left(\alpha - \frac{D_T}{2} \right)}. \quad (4.87)$$

Преобразуя выражение (4.87), получаем:

$$j_2 = \frac{j2a - D_T + D_T - 2\varepsilon}{\pi(D_T - 2\varepsilon)(2a - D_T)} = \frac{2j(a - \varepsilon)}{\pi(D_T - 2\varepsilon)(2a - D_T)} \quad (4.88)$$

или с учетом эквивалентной подстановки:

$$D_T - 2\varepsilon = \frac{D_T(2a - D_T)}{2a} \quad (4.89)$$

и одного из уравнений системы (4.85), окончательно:

$$j_2 = \frac{2j(2a^2 - 0,5D_T^2)}{\pi D_T (2a - D_T)^2}. \quad (4.90)$$

При условии бесконечного удаления протектора от трубопровода для $a \rightarrow \infty$ получаем, что также:

$$j_2 \xrightarrow{a \rightarrow \infty} \frac{8}{\pi D_T},$$

т. е. удаление протектора от трубопровода способствует выравниванию распределения плотностей тока по окружности трубы, что повышает надежность электрохимической защиты.

Принимая функциональную зависимость:

$$a = P \frac{D_T}{2},$$

где P — коэффициент корреляции, выраженный любым целым числом ($P = 1, 2, 3, \dots, n$),

преобразуем зависимости (4.86) и (4.90), описывающие минимальное и максимальное значения плотности тока в текущей координате трубопровода на его окружности:

$$j_1 = \frac{2j \left(2P^2 \frac{D_T^2}{4} - \frac{D_T^2}{2} \right)}{\pi D_T \left(D_T + 2P \frac{D_T}{2} \right)^2} = \frac{j}{\pi D_T} \frac{(P-1)}{(P+1)}, \quad (4.91)$$

$$j_2 = \frac{2j \left(2P^2 \frac{D_T^2}{4} - \frac{D_T^2}{2} \right)}{\pi D_T \left(2P \frac{D_T}{2} - D_T \right)^2} = \frac{j}{\pi D_T} \frac{(P+1)}{(P-1)}, \quad (4.92)$$

где количественное значение P определено зависимостью:

$$P = \frac{2a}{D_T}. \quad (4.93)$$

Анализ уравнений (4.91) и (4.92) показывает, что сближение протектора с трубопроводом уже при условии $a = D_T$ вызывает неравномерность распределения плотности тока по окружности трубы, которая характеризуется соотношением $j_2 \approx 10j_1$. Такая неравномерность несколько сглаживается при увеличении расстояния между трубопроводом и протяженным протектором до соотноше-

ния $\alpha = 2D_T$. Для этого условия в грунтах с удельным сопротивлением до $10 \text{ Ом}\cdot\text{м}$ распределение потенциалов по окружности трубы с изоляцией, имеющей сопротивление не менее $10^{-3} \text{ Ом}\cdot\text{м}^2$, при местной токовой нагрузке имеет вид, представленный на рис. 4.41.

Минимальная величина плотности тока на трубопроводе вдоль боковой образующей, проходящей через точку M_1 , определяющая наименьший уровень его защиты, имеет конкретное функциональное соотношение применительно к величине P . Характер этого соотношения показан на рис. 4.42. Анализ графика на этом рисунке показывает, что при условии $\alpha \geq 5D_T$ минимальная защитная плотность тока на трубопроводе составляет около 85% от ее среднего значения, имеющего место на верхней и нижней образующих трубопровода. Исходя из условия практической точности электрических измерений потенциалов на трубопроводах, можно полагать такую степень неравномерности максимально допустимой, а указанное выше условие предельно граничным для определения минимального расстояния между трубопроводом и протяженным протектором: $\alpha_{\min} \geq 5D_T$.

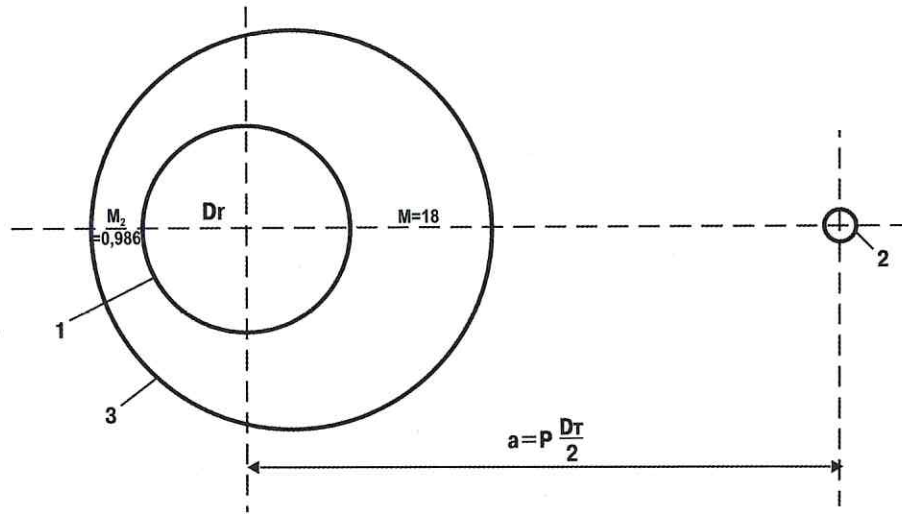


Рис. 4.41. Распределение разности потенциалов по окружности трубы при ее защите протяженным протектором:
1 — трубопровод; 2 — протектор; 3 — график разности потенциалов

Возможную неравномерность плотности защитного тока на поверхности трубопровода определяет не только расстояние от него до протяженного протектора, но и состояние изоляционного покрытия трубопровода. Минимальная величина защитной плотности тока j_1 во многом зависит от переходного сопротивления трубопровода.

Полагая, что поляризационное сопротивление протектора достаточно мало, по сравнению с сопротивлением изоляции, линейную плотность тока на поверхности трубопровода можно выразить соотношением:

$$j = \frac{\Delta U_{\text{ПТ}} \pi D_T}{R_{\text{П}}^0 + R_3^0} \quad (4.94)$$

или, в соответствии с уравнением (4.91), для условий минимального уровня защиты:

$$j = \frac{\Delta U_{\text{ПТ}} (P-1)}{(R_{\text{П}}^0 + R_3^0)(P+1)} \quad (4.95)$$

В первом приближении для грунтов с удельным сопротивлением до $500 \text{ Ом}\cdot\text{м}$ при условии $\frac{D_T}{2} \div 2,5D_T$ удельное сопротивление объема земли, отнесенное к поверхности 1 м трубопровода, можно выразить соотношением: $R_3^0 = \pi D_T \rho$. С учетом этого соотношения и требования минимально необходимого катодного сдвига потенциала на 300 мВ для технологической системы с использованием протяженных протекторов из магниевых сплавов можно записать:

$$\frac{1000}{R_{\text{П}}^0 D_T \rho} = \frac{300}{R_{\text{П}}^0}$$

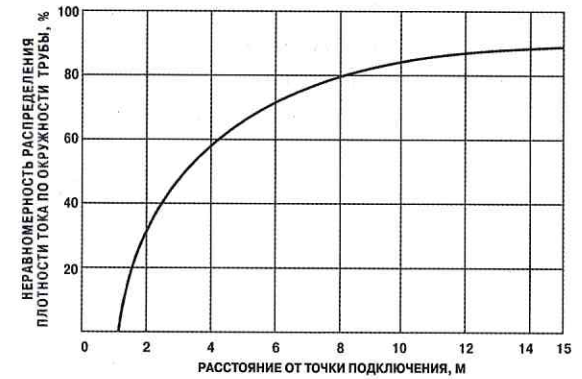


Рис. 4.42. Неравномерность распределения плотности тока по окружности трубы

Отсюда следует, что предельное соотношение, характеризующее минимально допустимое сопротивление изоляции, при котором протяженный протектор может обеспечить необходимую плотность защитного тока на всей поверхности трубопровода, имеет вид:

$$R_{\Pi}^0 \frac{3}{7} \pi D_T \rho, \quad (4.96)$$



Рис. 4.43. Номограмма для определения области применения протяженных протекторов:

1 — для трубопровода диаметром 1420 мм;
2 — то же 1020 мм; 3 — то же 520 мм

$$\frac{1000(\rho-1)}{(R_{\Pi}^0 + \pi D_T \rho)(\rho+1)} = \frac{300}{R_{\Pi}^0}$$

или после подстановки обозначения (4.94):

$$10R_{\Pi}^0 \frac{2a - D_T}{2a + D_T} = 3(R_{\Pi}^0 + \pi D_T \rho).$$

что хорошо согласуется с установленным ранее соотношением между этими величинами.

Для трубопроводов различного диаметра диапазон изменения допустимых величин сопротивления изоляции представлен на рис. 4.43. С учетом коэффициента неравномерности распределения защитного тока по окружности трубы исходное уравнение для получения предельного соотношения (4.96) должно быть представлено в общем виде:

Отсюда получаем предельное соотношение в общем виде:

$$R_{\Pi}^0 = 0,67D_T \rho A, \quad (4.97)$$

где A — коэффициент пропорциональности

$$A = \frac{2a + D_T}{a - 0,93D_T}. \quad (4.98)$$

Исходя из условия (4.97), предельное сближение трубопровода с протяженным протектором должно быть не менее $0,93 D_T$, что соответствует кратчайшему расстоянию до боковой образующей трубопровода $0,43 D_T$.

Зависимость предельно допустимого значения сопротивления изоляции от расстояния между трубопроводом и протяженным протектором, кратным диаметру трубопровода, представлена на рис. 4.44. Учитывая, что при условии $a \geq (3 \div 3,5)D_T$ требуемое минимально допустимое значение сопротивления изоляции становится практически постоянным, целесообразно укладывать протяженный протектор именно на таком расстоянии от трубопровода. При этом условии требования к минимальному начальному сопротивлению изоляции представлены на рис. 4.45. В случае, если изоляция трубо-



Рис. 4.44. Минимально допустимые значения сопротивления изоляции при использовании протяженных протекторов

4.5. Заключение и выводы

1. Показана перспективность применения протяженных или спиральных (а. с. № 739908) протекторов в качестве автономных средств электрохимической защиты подземных трубопроводов в Сибири и северных районах страны.

2. Установлено предпочтительное преимущество использования магниевых сплавов для протекторной защиты в промерзающих грунтах и определены требования к условиям их применения в протекторах различной конструкции при низких температурах.

3. Разработана методика расчета параметров протекторной защиты с учетом электрических характеристик таликовых зон при использовании льготных и протяженных протекторов.

4. Предложена оптимальная система протекторной защиты с протяженными протекторами, обеспечивающая КПД защиты до 70%; определены условия их размещения относительно защищаемого трубопровода.

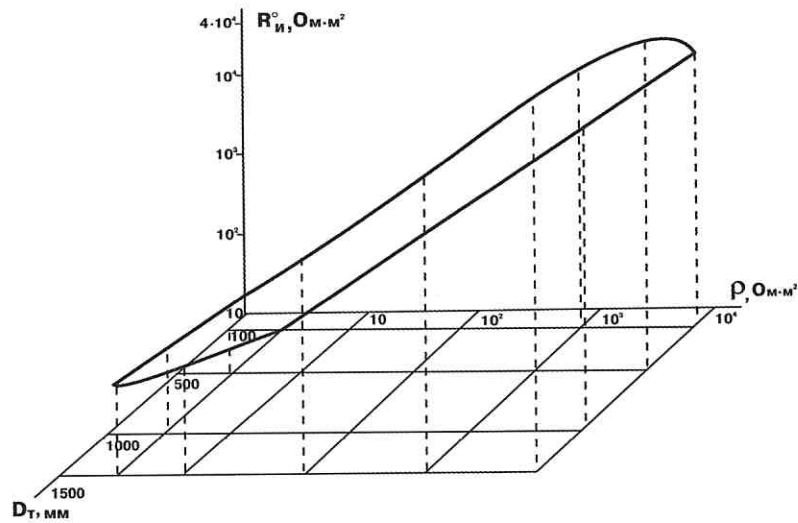


Рис. 4.45. Минимально допустимые значения начального сопротивления изоляции при использовании протяженных протекторов

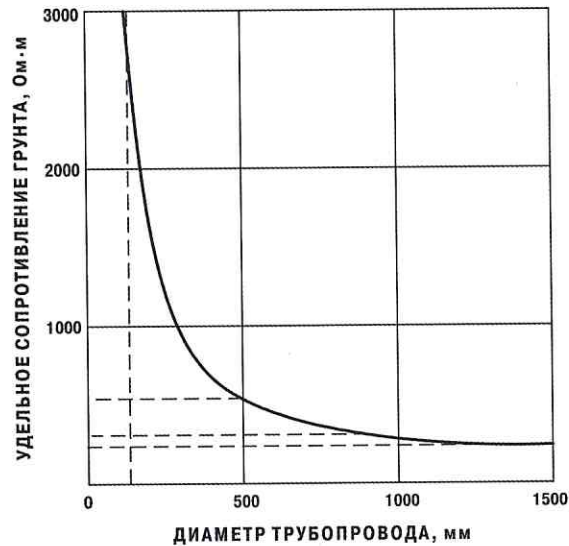


Рис. 4.46. Максимально допустимые удельные сопротивления грунта при использовании протяженных протекторов

провода сразу же после его укладки превосходит эти требования, то область возможного применения протяженных протекторов расширяется на грунты с большим удельным сопротивлением. Принимая ранее указанные условия старения изоляционных покрытий в северных районах, характеризуемые коэффициентом старения $\beta=0,25$, область применения протяженных протекторов при начальном сопротивлении изоляции $10^{-4} \text{ Ohm}\cdot\text{m}^2$ характеризует график рис. 4.46.

ГЛАВА ПЯТАЯ

ПРАКТИКА СТРОИТЕЛЬСТВА И ЭКСПЛУАТАЦИИ ЭЛЕКТРОХИМИЧЕСКОЙ ЗАЩИТЫ МАГИСТРАЛЬНЫХ ТРУБОПРОВОДОВ В ЗАПАДНОЙ СИБИРИ И СЕВЕРНЫХ РАЙОНАХ

5.1. Основные направления проектирования и осуществления комплексной защиты от коррозии подземных трубопроводов Канады, Аляски и Советского Союза

Необходимость применения комплексной противокоррозионной защиты подземных магистральных трубопроводов в условиях Крайнего Севера и глубокого промерзания грунта Канады и на Аляске не вызвала сомнений с самого начала их строительства.

Наиболее характерными примерами осуществления комплексной защиты от коррозии в северных районах являются системы защиты Трансканадского и Аляскинского трубопроводов [218]. Как и в обычных условиях, основой успешной борьбы с подземной коррозией этих трубопроводов является сочетание активной и пассивной защиты [171, 175]. Первоначально предполагали, что наилучшие результаты могут быть получены при использовании термоэлектрогенераторов, которые и запроектировали для защиты этих трубопроводов. Однако позднее установили, что практически регулировка токоотдачи не может быть осуществлена путем изменения расхода топлива. Поэтому система катодной защиты с использованием термогенераторов требует более тщательного расчета, чем система с обычными выпрямителями.

Наиболее существенным недостатком применения термоэлектрогенераторов является низкий выход тока, хотя в последнее время и удалось повысить их выходную мощность до 50 Вт.

В случае применения сетевых катодных станций их устанавливают, в соответствии с проведенными расчетами, с интервалами 32—64 км. Контроль работы защитных установок осуществляют один раз в месяц. Замеры потенциалов «трубопровод — грунт» по всей трассе производят один раз в год в специальных контрольных выводах.

Большие капитальные затраты, а также важное стратегическое значение Трансаляскинского трубопровода послужили основанием необходимости обеспечения весьма высокой надежности его эксплуатации. Для достижения этой цели на ряде участков была предусмотрена катодная защита с помощью 1000 магниевых протекторов, установленных группами до 100 электродов. Большинство групп были размещены на участках, круглый год находящихся в талом состоянии.

При определении параметров электрохимической защиты на Трансканадском трубопроводе основанием служили данные электрических измерений на трассе: сопротивления грунта, потенциала трубопровода относительно земли, величины тока в трубопроводе. Величину защитного тока определяли с помощью опытных катодных станций.

Новым защитным мероприятием является использование при сооружении трубопроводов «поляризованных труб». Они представляют собой трубы с эпоксидно-цинковыми покрытиями, которые затем обертывают специальной лентой, пропитанной составами, содержащими кальций и сульфат. Цинконаполненное эпоксидное покрытие позволяет значительно снизить дополнительный расход защитного тока путем повышения стационарного потенциала трубопровода в грунте. Однако опыт применения таких покрытий показал, что их эффективность очень сильно зависит от качества нанесения и укладки трубопровода в грунт. С ростом числа дефектов и увеличением общей площади несплошности покрытия его эффективность быстро снижается.

Как показала практика, в грунтах с достаточно низким удельным сопротивлением успешно можно использовать выпускаемые в Соединенных Штатах цинк-магниевые протекторы типа «Бинод», которые ранее применяли лишь для защиты морских конструкций. Наружная магниевая оболочка «Бинода» обеспечивает высокую

начальную токоотдачу, необходимую для эффективной поляризации трубопровода. Внутренний цинковый сердечник позволяет стабильно и долговременно поддерживать защитный ток меньшей величины, достаточной для обеспечения нужного уровня защищенности благодаря первоначальной поляризации. Применение «Бинодов» позволило увеличить срок эксплуатации с 2–3 до 10 лет и снизить расходы на эксплуатацию защиты на 15%.

Компания США «GasCo» в течение нескольких лет контролирует уровень катодной защиты, принимая в качестве критерия защищенности сдвиг потенциалов в отрицательную сторону от стационарного значения на 0,25 В. Применяя стационарные электроды сравнения, оператор достаточно быстро замеряет значения потенциалов, заносит их на перфокарту и направляет в Вычислительный центр. В этом центре хранятся данные всех предыдущих измерений, аналитически обработанные по специальной программе. Использование этих данных и сопоставление их с вновь поступающей оперативной информацией позволяют счетно-решающему устройству постоянно следить за состоянием системы защиты, готовить периодически отчеты об уровне защищенности и выявлять на их основе утечки, нуждающиеся в дополнительном обследовании или усиленной защите.

В вопросах проектирования электрохимической защиты за последнее время произошли существенные изменения. В случае применения протекторной защиты используют протяженные цинковые электроды ленточного типа, которые укладывают на границе мерзлоты и ареола талого грунта по обеим сторонам трубопровода. Критерием защиты служит катодный сдвиг потенциала последнего на 300 мВ. При расчетах срока службы протекторов исходят из защитной плотности тока 2,6–44,2 мА/м², полагая суммарные размеры изоляционного покрытия 0,004–0,005%. Смещение потенциала не подразделяют на поляризационную и омическую составляющие, хотя величина последней в зависимости от температуры может возрастать от 0,015–0,05 до 0,15–0,27 В (при температурах 40°С и 4°С, соответственно) [164].

Учитывая возможность чередования наледей и таликов вдоль трубопровода, вызывающего образование термогальванопар, в которых анодами являются таликовые области, на «холодных» участках обыч-

но проектируют катодную защиту. В качестве анодных заземлений установок катодной защиты, размещаемых обычно на компрессорных станциях, используют протяженные насыпные электроды из коксовой мелочи или применяют подогрев заземлений обычного типа.

В связи с тем, что трубопроводы находятся в труднодоступной местности с очень тяжелым и суровым климатом, серьезной проблемой при осуществлении катодной защиты является выбор источника электроэнергии для катодных станций. Применение автономных генераторов тока оказалось не всегда достаточно надежным. Как показала опытная эксплуатация одной из катодных установок, для повышения ее надежности необходимо иметь три параллельных генератора, один из которых должен быть резервным.

Для увеличения выхода тока катодной установки рекомендована совместная реализация следующих мероприятий:

а) уменьшение сопротивления заземлений путем размещения их в грунтах с низким удельным сопротивлением, увеличения числа электродов и применения дренажного кабеля большего сечения;

б) применение вместо графических железокремниевых анодов или бросовой стали (скрапа) в качестве электродов заземления для снижения обратной ЭДС;

в) установка параллельно нескольких генераторов или использование преобразователя для повышения выходного напряжения.

Коррозионное разрушение внешней поверхности подземных трубопроводов в большинстве районов Канады и на Аляске происходит обычным порядком. Скорость коррозионных процессов на канадских трубопроводах в отсутствие электрохимической защиты сопоставима со скоростью коррозии стали в обычных условиях. Это объясняется тем, что большая часть трубопроводов находится круглосуточно в талом грунте, так как температура транспортируемого продукта значительно выше 0°С.

Влияние температуры на кинетику и скорость коррозии канадских трубопроводов многократно исследовали многие авторы [164, 186, 198]. Однако объем фактической информации по этому вопросу для диапазона температур в условиях арктических вод, сплошной или островной вечной мерзлоты, промерзшего грунта или льда очень мал и нуждается в дополнении. С целью изучения процессов коррозии

трубной стали CSAZ марки 483 при низких температурах в условиях Канадской Арктики использовали потенциокINETические методы исследования в диапазоне температур $+23 \div -20^\circ\text{C}$. Синтетический электролит, используемый при исследованиях, получили на основе анализа водных вытяжек грунтов с острова Мелвилл в Канадской Арктике.

Потенциодинамические поляризационные кривые, полученные при различных температурах, показаны на рис. 5.1. Экстраполяция прямых Тафеля на линию потенциала коррозии позволяет определить средний коррозионный ток и рассчитать по нему ожидаемую скорость коррозии.

Результаты оценки изменения плотности коррозионного тока и скорости коррозии при промерзании аэрированного и деаэрированного электролитов, выполненной экстраполяцией прямых Тафеля, представлены на рис. 5.2. Аналогичные зависимости потенциала коррозии, показанные на рис. 5.3, свидетельствуют о наличии коррозионной опасности, вызванной образованием гальванопар дифференциальных температур.

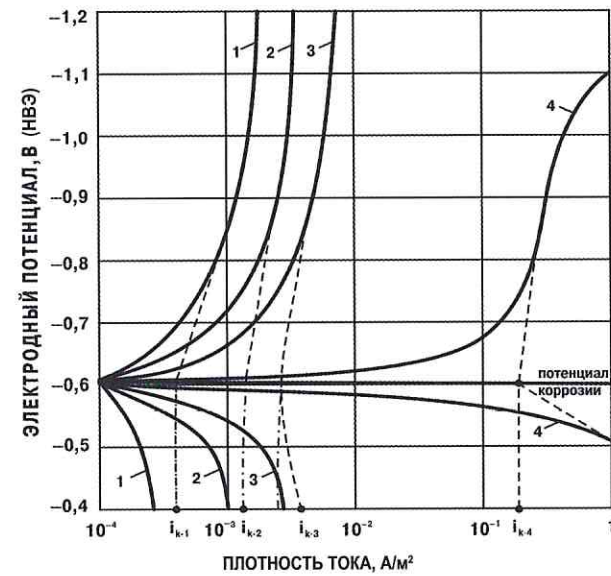


Рис. 5.1. Поляризационные кривые стали CSAZ 245.2:

1 — при температуре -12°C ; 2 — то же -8°C ;
3 — то же -3°C ; 4 — то же 18°C

онной опасности, вызванной образованием гальванопар дифференциальных температур. В практических условиях на трубопроводах, уложенных во льдах или промерзающих грунтах с температурой не выше 0°C , стационарные потенциалы коррозии при наличии аэрации изменяются в интервале $-550 \div -630$ мВ н. к. э. На анодных участках термогальванопар, расположенных в грунтах с более высокой температурой, реальная скорость коррозии выше, чем расчетная по пря-

мым Тафеля для этих условий, так как ток гальванопары усиливает коррозионное влияние окислителей при саморастворении стали.

Изменение стационарных потенциалов и скорости коррозии стали зависит от ее поляризации, степень которой определяется ионной концентрацией электролита. Результаты исследования ионной концентрации и удельного сопротивления промерзающего при -12°C электролита показаны на рис. 5.4. Они свидетельствуют, что в процессе промерзания кристаллизация льда началась в донной области ячейки и при этом происходило увеличение ионной концентрации охлаждаемого раствора. Начало кристаллизации имело место при переохлаждении электролита до -5°C , после чего произошло повышение температуры ячейки до 0°C с соответствующим гистерезисным изменением удельного сопротивления электролита. В начальной стадии исследований было зафиксировано необычное изменение потенциалов коррозии при циклическом чередовании процессов промерзания и таяния электролита в ячейке (рис. 5.5). Как показала эксперименталь-

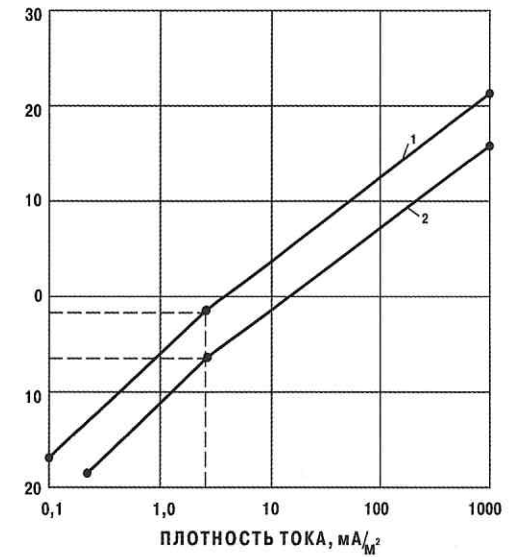


Рис. 5.2. Температурная зависимость тока коррозии во льду:

1 — деаэрированный лед;
2 — аэрированный лед

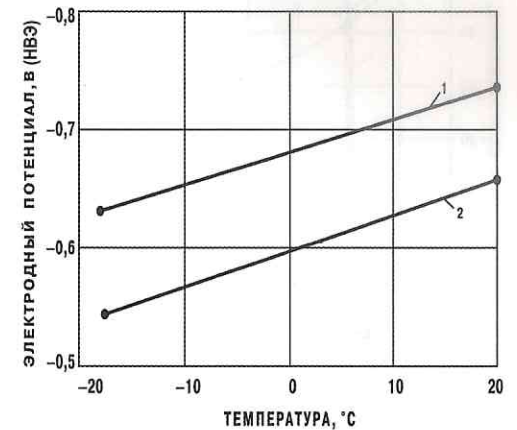


Рис. 5.3. Температурная зависимость потенциала коррозии:

1 — при деаэрации; 2 — при аэрации

ная проверка, эти изменения носят электрохимический, а не электрический (емкостный или омический) характер. Причиной их являются селективные изменения ионного состава электролита, вызванные эффектом Воркмана — Рейнольдса.

Протяженные стальные подземные трубопроводы, проложенные в многолетнемерзлых грунтах, могут корродировать по механизму электрохимического саморастворения, а также под влиянием термогальванопар, один из возможных механизмов образования которых показан на рис. 5.6. Общее усиление коррозии под влиянием локального повышения концентрации солей в многолетней мерзлоте кажется практически возможным. Это коррозионное влияние может быть усилено за счет растворенных в линзах таких рассолов кислорода, чему способствует повышение растворимости кислорода в воде при повышении температуры, и низкая диффузия его в кристаллическом льду. Кроме того, земляные работы по укладке и засыпке трубопроводов в мерзлом грунте способствуют его хорошей аэрации.

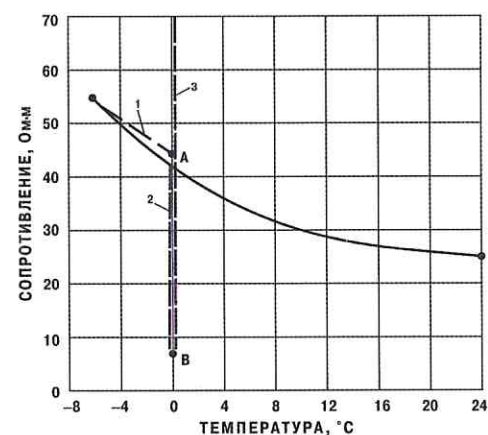


Рис. 5.4. Изменение удельного сопротивления электролита в условиях медленного охлаждения:

1 — установившийся переход при образовании первых кристаллов льда; 2 — снижение сопротивления при повышении концентрации солей; 3 — установившийся переход при полном промерзании

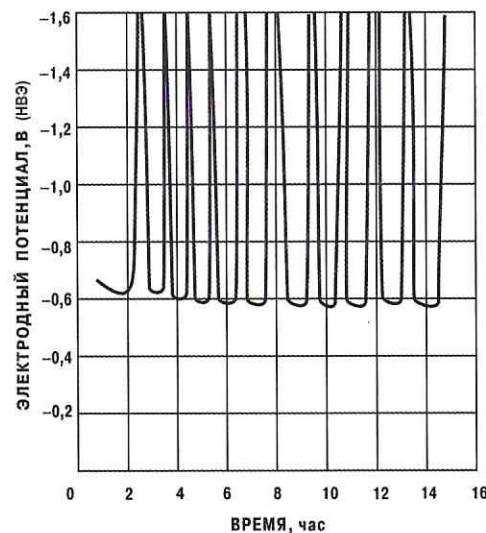


Рис. 5.5. Изменение электродного потенциала (потенциала коррозии) на границе фаз «лед — раствор», вызванное эффектом Воркмана — Рейнольдса

В настоящее время трудно оценить степень влияния каждого из указанных факторов на кинетику коррозии. Для этого необходим широкий комплекс потенциокINETических исследований [216].

В практических условиях при прокладке подземных трубопроводов через структуры льда необходимо учитывать опасность коррозионного разрушения трубной стали в анодных зонах в результате влияния эффекта Воркмана — Рейнольдса. Общая величина тока, протекающего в трубопроводе при этих условиях, может достигать 350 мкА.

Более подробные исследования по оценке опасности подземной коррозии в северных районах послужили основанием для реконструкции катодной защиты ряда существенных магистральных трубопроводов Канады, а также для ее усиления на вновь сооружаемых магистралах [197].

Так, Трансаляскинский нефтепровод (температура нефти 54–60°C) диаметром 1220 мм и протяженностью около 700 км с по-

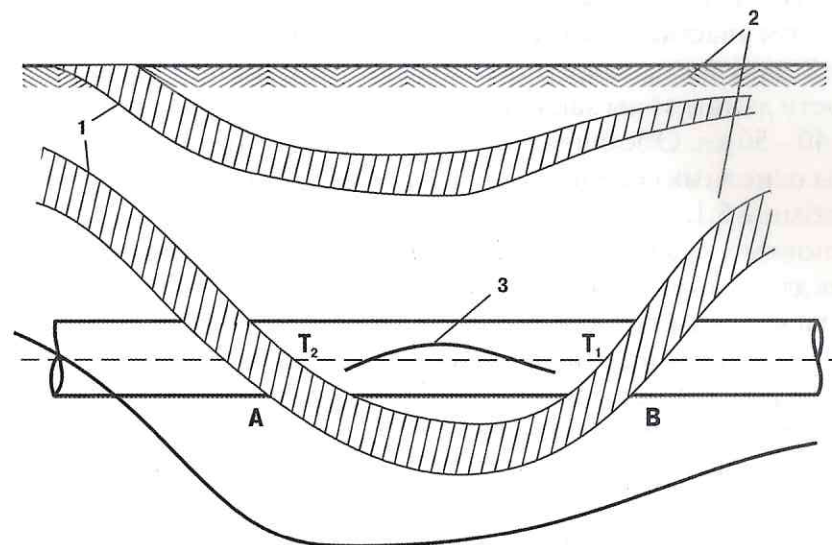


Рис. 5.6. Схема образования термогальванопары на подземном трубопроводе в многолетнемерзлом грунте:

1 — льдистый влажный песок высокой проводимости; 2 — слои многолетнемерзлого грунта; 3 — направление диффузии ионов вдоль проводящих слоев ($T_2 > T_1$)

Характеристики комплексной защиты канадских трубопроводов

Наименование трубопровода	Диаметр трубопровода, мм	Тип изоляции	Средняя защитная плотность тока, mA/m^2 (A/км)	Средний потенциал трубопровода в точке дренажа, В (МСЭ)	Средняя длина зоны защиты единичной катодной станции, км
Редуотер — Эдмонтон	820	Битумная	0,18 (0,43)	1,35	23
Эдмонтон — Гретна	820	Пленочная	0,08 (0,19)	1,20	56
Гретна — Суперпор	820	Каменноугольная	0,08 (0,19)	1,20	56
		Пленочная	0,05 (0,12)	1,10	84
Суперпор — Сарния	720	Пленочная	0,06 (0,12)	1,25	81
Сарния — Чикаго	820	Пленочная	0,05 (0,14)	1,15	73
Экстерсион — Порт Кредит	520	Пленочная	0,12 (0,24)	1,25	40
Трансканадский (участок Рейнбоу)	820	Пленочная «Плайкофлекс»	0,18 (0,43)	1,35	23
		Пленочная «Поликон»	0,04 (0,08)	1,1	116
Форт Мак-Марри — Эдмонт	720	—	0,5 (1,1)	—	20
Трансаляскинский	1220	—	—	—	15
Трансаляскинский (с протяженными протекторами)	1220	—	—	1,1	0,2

лимерной ленточной изоляцией оснащен как катодной защитой с внешними источниками тока, так и двойными цинковыми протяженными протекторами, подключенными к трубе с интервалом 150—300 м с установкой контрольных пунктов через 5,4 км. Такие протекторы со стальным сердечником, изготовленные по стандарту ASTM B418-73 (тип II), при рабочем весе 8 кг/м имеют сечение 12×13,5 мм и поставляются на трассу намотанными на барабан сечением 0,66 м. При таких параметрах их расчетный срок службы ожидается в пределах не менее 30 лет с обеспечением потенциала в точке подключения –1,1 В (МСЭ). Установки катодной защиты размещены на территории нефтеперекачивающих станций с интервалами 68—232 км. Анодные заземления этих установок рассчитаны на срок службы 15 лет. При такой расстановке катодных станций максимальные потенциалы трубопровода составляют в среднем 3,0 В (МСЭ). Однако на одном из участков в Рейнбоу протяженностью 118 км при изоляции типа «Плайкофлекс» потенциал в точке дренажа достигал 6,0 В (МСЭ) при средней плотности защитного тока 1173 мкА/м², а на другом участке с изоляцией типа «Поликон» — 20 В (МСЭ) при средней плотности защитного тока 16 мкА/м², при средней протяженности длины зоны защиты единичной катодной станции в пределах до 40—50 км. Обобщенные характеристики параметров катодной защиты основных северных трубопроводов Канады и США приведены в таблице 5.1.

Основные выводы, которые можно сделать на основании приведенных данных, заключаются в следующем:

1. Электрохимическая коррозия углеродистой стали в подземных условиях может иметь место при понижении температуры до –20°С.
2. Средняя скорость коррозионного саморастворения трубопроводной стали при измеренных без учета исключения омической составляющей потенциалах коррозии в диапазоне изменения температур от –20 до +23°С составляет $10^{-2} \div 10$ мкА/см².
3. Снижение температуры вызывает анодное смещение стационарного потенциала коррозии трубной стали, что усиливает коррозионное разрушение более теплых участков трубопровода за счет влияния работы термогальванопар; степень влияния этого эффекта на скорость коррозии зависит от температуры солевого состава

и удельного сопротивления электролитической среды, окружающей трубопровод.

Как показала отечественная практика, проектирование электрохимической защиты от почвенной коррозии подземных и наземных (с засыпкой) трубопроводов в районах распространения многолетнемерзлых грунтов и в условиях глубокого (до глубины укладки трубопровода) промерзания грунтов на севере страны требует обязательного учета особенностей физико-химических свойств мерзлых грунтов, структурного влияния слоя многолетней мерзлоты и приведенных электрических характеристик самих трубопроводов. Задачей

проектирования являются: выбор типа средств электрохимической защиты; определение номинальных характеристик защитных средств; установление мест размещения защитных установок и протяженности их зон защиты; расчет сопротивления растеканию заземляющих электродов с учетом литологической структуры грунта. Проект электрохимической защиты подземных трубопроводов в рассматриваемых условиях обычно корректируют через год после начала их эксплуатации с учетом ее реальных условий, в первую очередь, по фактической температуре транспортируемого продукта. Хотя оптимальным средством электрохимической защиты, особенно на «горячих» участках трубопроводов при оттаивании окружающего их грунта

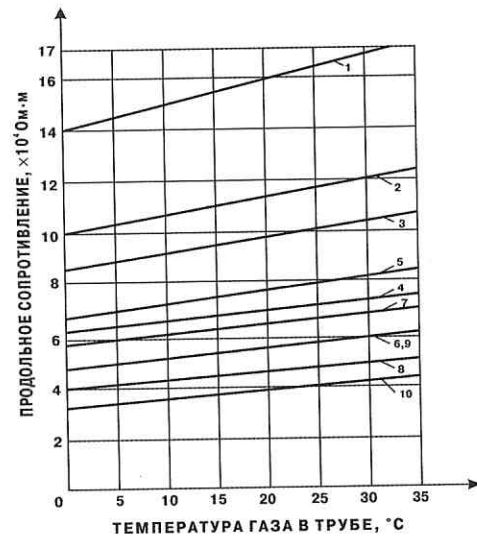


Рис. 5.7. Температурная зависимость продольного сопротивления трубопроводов:

- 1, 2 — диаметр трубы 520 мм;
- 3, 4 — то же 820 мм;
- 5, 6 — то же 1020 мм;
- 7, 8 — то же 1220 мм;
- 9, 10 — то же 1420 мм;
- 1, 3, 5, 7, 9 — толщина стенки трубы 10 мм; 2, 4, 6, 8, 10 — то же 14 мм

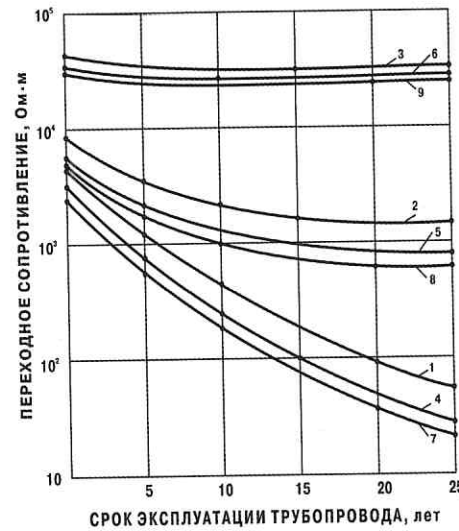


Рис. 5.8. Расчетные значения переходного сопротивления изолированного трубопровода с учетом срока эксплуатации:

- 1, 2, 3 — диаметр трубы 520 мм;
- 4, 5, 6 — то же 1020 мм;
- 7, 8, 9 — то же 1420 мм;
- 1, 4, 7 — $\rho_r = 10 \text{ Ом}\cdot\text{м}$;
- 2, 5, 8 — $\rho_r = 500 \text{ Ом}\cdot\text{м}$;
- 3, 6, 9 — $\rho_r = 10\,000 \text{ Ом}\cdot\text{м}$

в зимнее время, являются протяженные протекторы, практическое применение в настоящее время получила катодная защита с использованием глубинных, свайных и поверхностных протяженных анодных заземлений. В условиях многолетнемерзлых грунтов начато освоение «мерзлых» (или таликовых) анодных заземлений.

Электрохимическую защиту подземных трубопроводов в Западной Сибири и северных районах страны осуществляют с использованием технологической системы катодной защиты ТСКЗ-«Север» [137], а при условии охлаждения газа — ТСКЗ-«Холод» [136]. Расчет параметров этих систем выполняют как на начальный момент включения, так и с прогнозом на 10-летний период эксплуатации защитных установок без ремонта и реконструкции в течение всего этого периода.

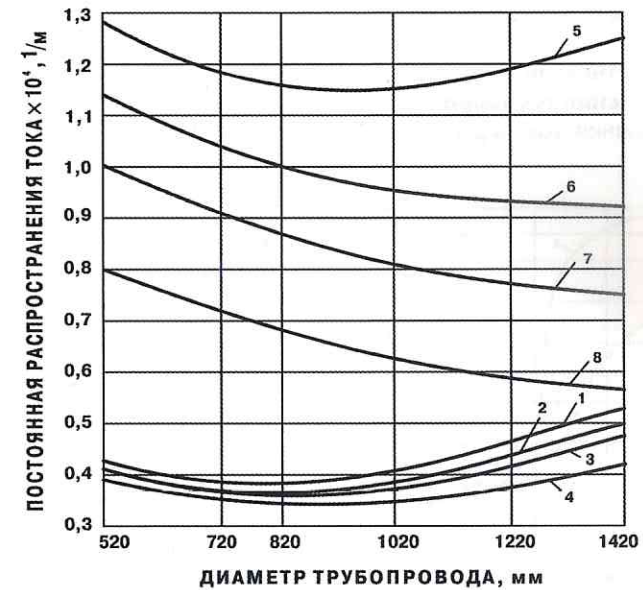


Рис. 5.9. Расчетные значения постоянной распространения тока вдоль трубопровода различного диаметра в начальный период (кривые 1, 2, 3, 4) и на 10-й год эксплуатации (кривые 5, 6, 7, 8):

- 1, 5 — удельное сопротивление мерзлого грунта или эквивалентное удельное сопротивление 300 Ом·м; 2, 6 — то же 600 Ом·м; 3, 7 — то же 1000 Ом·м;
- 4, 8 — то же 2000 Ом·м

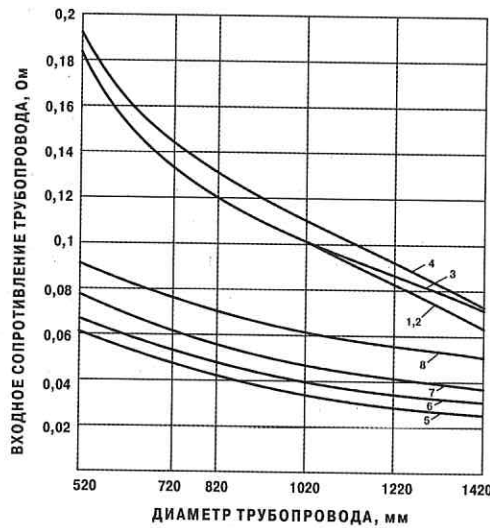


Рис. 5.10. Расчетные значения входного сопротивления трубопровода. Обозначения, как на рис. 5.9

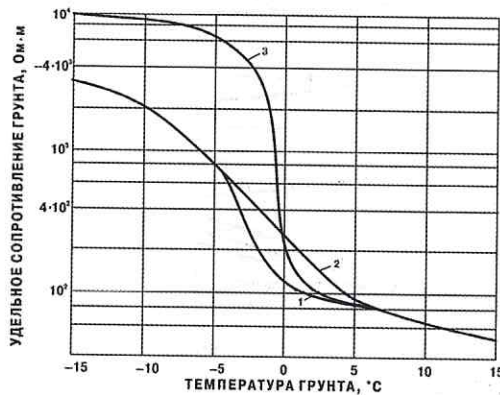


Рис. 5.11. Типичная температурная зависимость удельного сопротивления промерзающего грунта 15%-ной влажности:
1 — тощая глина, промерзание;
2 — то же, таяние; 3 — песок

В качестве основных исходных данных для расчета параметров ТСКЗ-«Север» и ТСКЗ-«Холод» используют: продольное сопротивление трубопровода $ч_r$ с учетом температуры транспортируемого газа (рис. 5.9); входное сопротивление трубопровода $R_{п}$ с учетом его диаметра и срока эксплуатации (рис. 5.10); удельное сопротивление грунтов, в том числе мерзлого (ρ_m), а также их эквивалентное удельное сопротивление $\rho_э$ с учетом изменения их температуры (рис. 5.11).

Основные требования к противокоррозионной защите изложены в СНиП 2.05.06-85 [130]. Общий порядок проектирования и расчета систем электрохимической защиты северных и западносибирских трубопроводов изложен в инструкции ВСН 155-83 [19] и руководстве Р 385-80 [121], действующих взамен ранее выпущенной инструкции ВСН 2-71-76 [61].

При разработке перечисленной всесоюзной и межотраслевой нормативно-технической документации были использованы отраслевые нормативы, предшествовав-

шие их появлению [112, 114, 121, 122].

Полузаглубленная и наземная (с засыпкой) прокладка трубопроводов осложняют катодную защиту в связи с появлением значительной неравномерности распределения защитных потенциалов по окружности трубы. Компенсация этой неравномерности может быть достигнута за счет увеличения наложенного потенциала в точке дренажа. Коэффициент этого увеличения определяют по специальным номограммам, обобщение которых представлено на рис. 5.12.

Аналогичная ситуация имеет место в талике. Круговая неравномерность распределения его потенциалов в этом случае также может быть компенсирована лишь за счет повышения абсолютной величины наложенного потенциала в точке дренажа, как это показано на рис. 5.13.

В обоих рассмотренных случаях критерием компенсации является сохранение неизменной протяженности защитной зоны, однако это достигается ценой за-

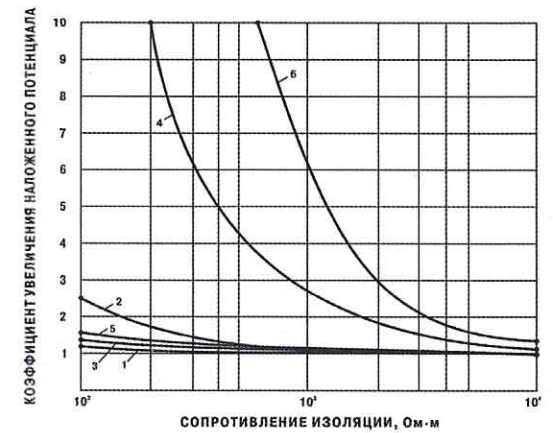


Рис. 5.12. Коэффициент увеличения наложенного потенциала полузаглубленного и наземного (с засыпкой) трубопровода:
1, 2 — диаметр трубопровода 520 мм;
3, 4 — то же 1020 мм; 5, 6 — то же 1420 мм;
1, 3, 5 — удельное сопротивление грунта 10 Ом·м; 2, 4, 6 — то же 1000 Ом·м

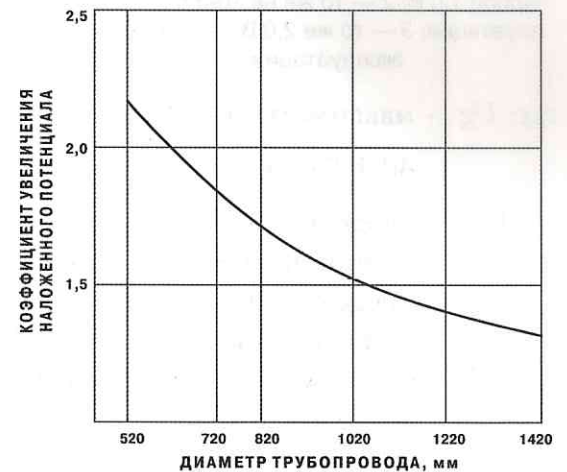


Рис. 5.13. Коэффициент увеличения наложенного потенциала для трубопроводов различного диаметра в талике

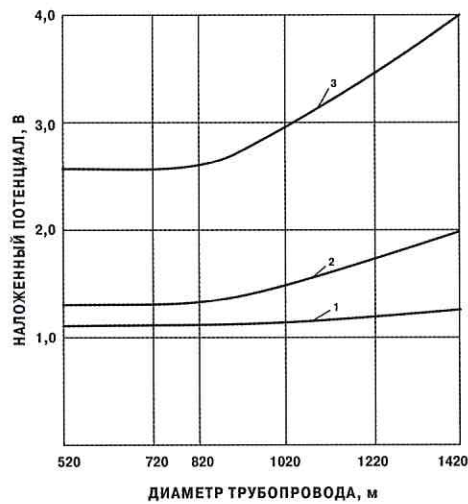


Рис. 5.14. Максимальный наложенный потенциал в точке дренажа, компенсирующий экранирующее влияние слоя многолетней мерзлоты на трубопроводах различного диаметра: 1 — заданный потенциал в начальный период 1,0 В; 2 — то же на 10-й год эксплуатации; 3 — то же 2,0 В на 10-й год эксплуатации

метного снижения КПД катодной защиты. В случае экранирующего влияния подстилающего слоя многолетнемерзлых грунтов во избежание сохранения длины зоны защиты также необходимо повышать наложенный потенциал трубопровода в точке дренажа, как это показано на рис. 5.14, хотя КПД катодной защиты при таком повышении уменьшается аналогичным образом.

Начальные значения тока защиты в соответствии с типом и конструкцией изоляционного покрытия рассчитывают по формуле:

$$I = \frac{U_g K_3}{0,5 \sqrt{r_T R_n} \operatorname{cth} \sqrt{\frac{r'_n}{R_n}} \sqrt{1 + \frac{\rho_3}{2\pi u}}}, \quad (5.1)$$

где: U_g — максимальный наложенный защитный потенциал в точке дренажа, $U_g = \frac{U_{П1,2}}{K_U}$ В;

$U_{П1}$ — предельный наложенный катодный потенциал для полимерной пленочной изоляции, $U_{П1} = 3,5 + U_e$ В;

$U_{П2}$ — предельный наложенный катодный потенциал для битумной изоляции, $U_{П2} = 2,5 + U_e$ В;

U_e — естественный (квазистационарный) потенциал трубопровода относительно медно-сульфатного электрода сравнения, В;

K_U — коэффициент увеличения наложенного потенциала;

K_3 — коэффициент увеличения тока защиты (рис. 5.15, 5.16);

l — средняя длина плеча зоны защиты, м;

ρ_3 — эквивалентное удельное сопротивление грунта между анодным заземлением и трубопроводом, Ом·м;

u — расстояние между геометрическим центром анодного заземления и точкой дренажа, м.

Максимальные силы тока, необходимые для наложения в точке дренажа различных потенциалов в условиях наличия и отсутствия подстилающего слоя многолетней мерзлоты при различных периодах эксплуатации трубопровода, показаны на рис. 5.17.

Важную роль при проектировании играет правильный выбор конструкции анодного заземления, обеспечивающей оптимально низкое его сопротивление растеканию. Возможные варианты исполнения анодных заземлений различных типов, рекомендованные для использования в Западной Сибири и северных районах страны, представлены в альбомах типовых чертежей [139, 140], разработанных группой ведущих проектных институтов совместно с ВНИИСТ.

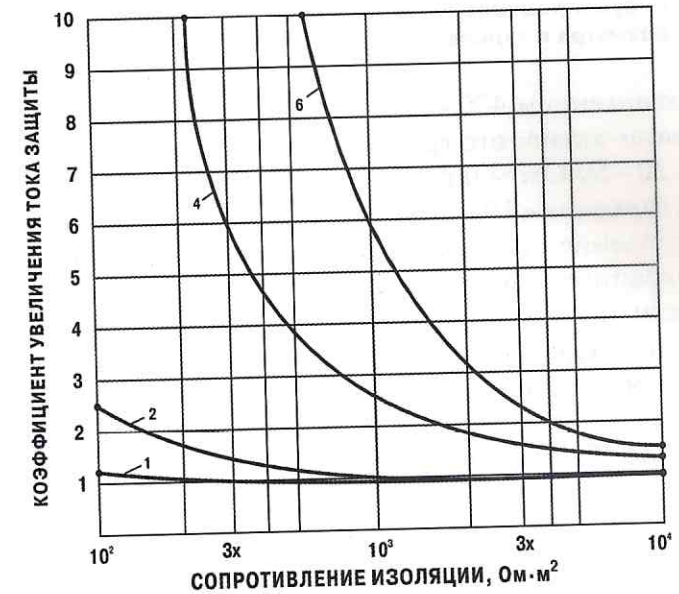


Рис. 5.15. Коэффициент увеличения тока защиты полузаглубленного и наземного (с засыпкой) трубопровода. Обозначения, как на рис. 5.12

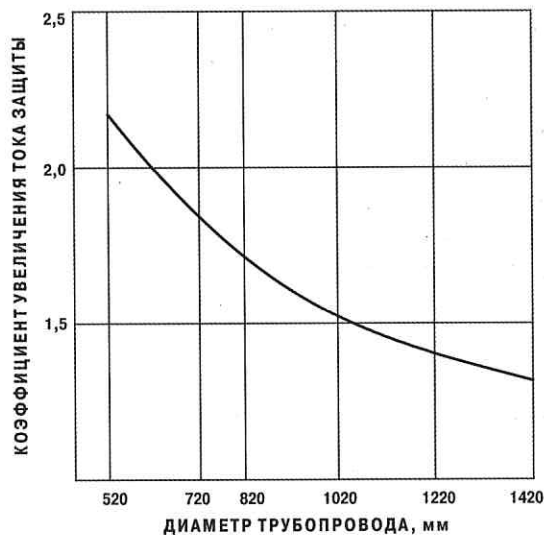


Рис. 5.16. Коэффициент увеличения тока защиты для трубопроводов различного диаметра в талике

ном сопротивлением 400–800 Ом·м, перекрытый 15–30-метровым слоем сезонно-активного грунта с удельным сопротивлением в талом состоянии 20–50 Ом·м и подстилаемый горными породами с удельным сопротивлением 10–20 Ом·м.

Сопротивление растеканию глубинных анодных заземлений с учетом экранирующего влияния слоя многолетнемерзлого грунта рассчитывают по обычной методике для монослойного грунта, обладающего приведенным эквивалентным удельным сопротивлением [18]. При этом средние значения фактического удельного сопротивления грунта сезонноактивного слоя для летнего периода изменяются в интервале 10–500 Ом·м, а для зимнего периода — в интервале 500–5000 Ом·м.

Выходное напряжение катодных станций определяют, исходя из возможности обеспечения требуемого защитного тока с учетом полного сопротивления анодного заземления и входного сопротивления защищаемого участка трубопровода. При этом необходимую мощность установок катодной защиты рассчитывают с коэффициентом запаса 1,2, учитывающим усреднение результатов промежу-

Для ориентировочного расчета сопротивления анодных заземлений в первом приближении можно использовать следующие средние значения эквивалентного удельного сопротивления грунта: для поверхностных заземлений — 75 Ом·м на летний и 500 Ом·м на зимний периоды; для глубинных заземлений при заглублении на 100–120 м — 50 Ом·м на летний и 100 Ом·м на зимний периоды. Указанные величины удельного сопротивления характеризуют 20–40-метровый слой многолетней мерзлоты с удель-

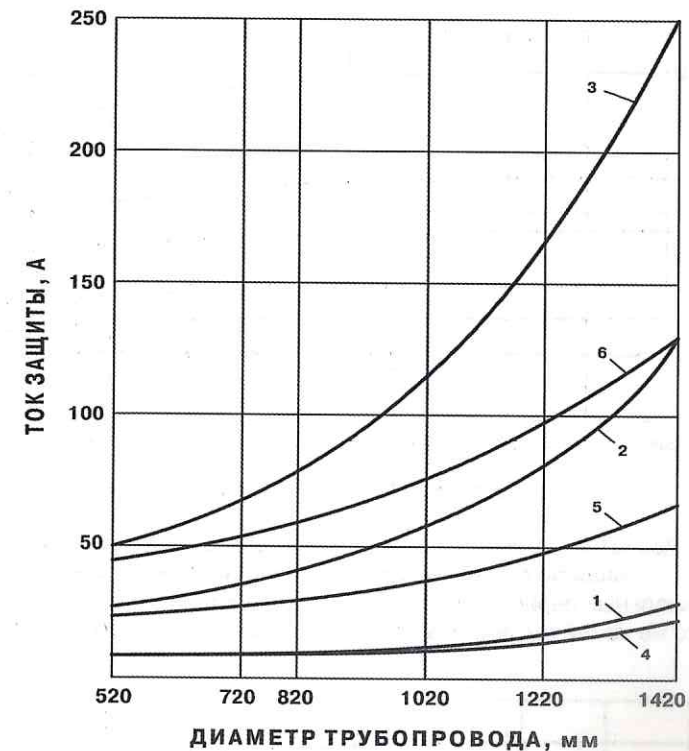


Рис. 5.17. Расход защитного тока установок катодной защиты при наличии (кривые 1, 2, 3) и отсутствии (кривые 4, 5, 6) слоя многолетней мерзлоты: 1 — начальный период, зона защиты та же, что без слоя мерзлоты, потенциал в точке дренажа 1,0 В; 2 — то же на 10-й год эксплуатации; 3 — то же на 10-й год эксплуатации при потенциале в точке дренажа 2,0 В; 4, 5, 6 — условия аналогичны 1, 2, 3 соответственно

точных расчетов, данных расчетных номограмм и исходных характеристик вдоль отдельных участков защищаемых трубопроводов.

Расстановку запроектированных установок катодной защиты (УКЗ) осуществляют на основании результатов расчетов их длин защитных зон, учитывая возможность их изменения в период эксплуатации. Длину защитной зоны одиночной УКЗ при наложенных катодных потенциалах в точке дренажа 1,0 и 2,0 В с наличием или отсутствием многолетней мерзлоты можно оценить по данным рис. 5.18 и 5.19. Для двух смежных установок катодной защиты эти

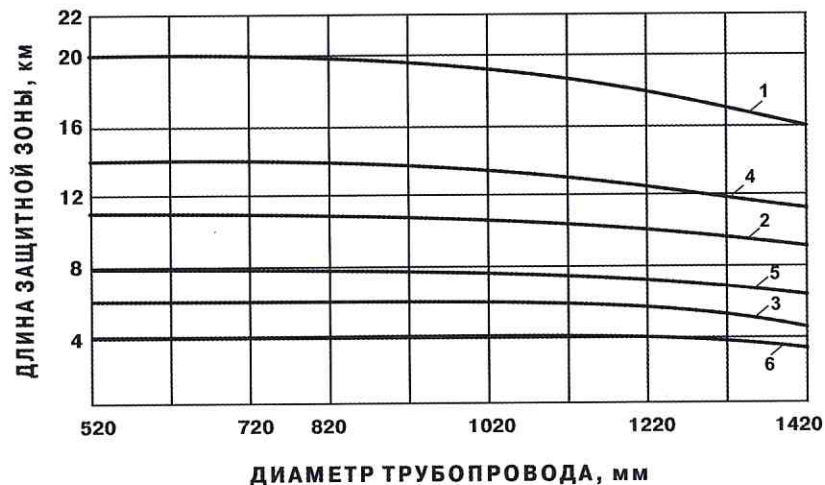


Рис. 5.18. Расчетная длина защитной зоны одиночной установки катодной защиты при потенциале в точке дренажа 1,0 В:

1, 4 — начальный период, при наличии и без подстилающего слоя мерзлоты; 2, 5 — то же на 5-й год эксплуатации; 3, 6 — то же на 10-й год эксплуатации



Рис. 5.19. Расчетная длина защитной зоны установок катодной защиты при потенциале в точке дренажа 2,0 В:

1 — смежные установки без подстилающего слоя мерзлоты; 2 — одиночная установка без слоя мерзлоты; смежные установки с подстилающим слоем мерзлоты; 3 — одиночная установка со слоем мерзлоты

данные изменяются согласно рис. 5.20. При наличии подстилающего слоя многолетней мерзлоты предельные протяженности защитных зон установок катодной защиты на 10-й год эксплуатации при наложенном катодном потенциале в точке дренажа 3,0 В (соответствует предельному значению максимально допустимого потенциала $-3,5$ В (МСЭ), согласно ГОСТу 25812—83) составляют: 10 км — для одиночной УКЗ и 15 км — при работе двух смежных УКЗ на трубопроводах диаметром 1220 мм; 9 км — для одиночной УКЗ и 12 км — при работе двух смежных УКЗ на трубопроводах диаметром 1420 мм.

Расчет протяженности защитных зон установок катодной защиты на трубопроводах в сливающемся талике промерзающего слоя сезонноактивного грунта с фактическим удельным сопротивлением не менее 500 Ом·м осуществляют аналогично условиям полузаглубленной или наземной (с засыпкой) прокладки.

Обобщенные рекомендуемые для использования при проектировании оптимальные параметры установок катодной защиты трубопроводов на 10-й год эксплуатации приведены в таблице 5.2.

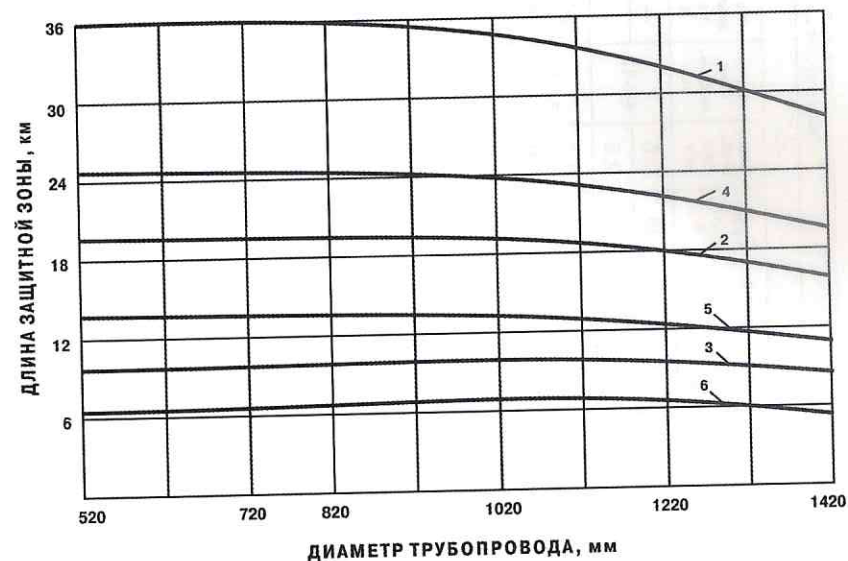


Рис. 5.20. Расчетная длина защитной зоны смежных установок катодной защиты при потенциале в точке дренажа 1,0 В.

Обозначения, как на рис. 5.18

Оптимальные параметры установок катодной защиты на 10-й год эксплуатации

Сопротивление цепи защиты, Ом	Эквивалентное удельное сопротивление грунта ρ_s , Ом·м																		
	Диаметр трубопроводов, мм			До 1,0			1—10			11—50			51—100			Более 100			
	ток защиты, А	мощность СКЗ, кВт	длина зоны защиты, км	ток защиты, А	мощность СКЗ, кВт	длина зоны защиты, км	ток защиты, А	мощность СКЗ, кВт	длина зоны защиты, км	ток защиты, А	мощность СКЗ, кВт	длина зоны защиты, км	ток защиты, А	мощность СКЗ, кВт	длина зоны защиты, км	ток защиты, А	мощность СКЗ, кВт	длина зоны защиты, км	
До 0,5	520—820 1020—1420	40	1,2	До 5	35	0,6	4—12	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	
		75	3,0	—	70	2,5	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
До 1,0	520—820 1020—1420	40	15	До 4	25	1,2	2—10	8—15	20	2,0	12—17	20	0,6	12—17	20	0,6	12—17	20	0,6
		75	5,0	—	55	3,0	—	—	45	1,5	—	40	1,6	—	40	1,6	—	40	1,6
До 5,0	520—820 1020—1420	—	—	—	—	—	—	До 10	15	1,5	До 10	20	3,0	До 18	20	3,0	До 18	20	3,0
		—	—	—	—	—	—	—	30	5,0	—	45	10,0	—	45	10,0	—	45	10,0

5.2. Катодная защита многониточных систем газопроводов Западной Сибири и Коми АССР

Многониточный западносибирский газопровод СРТО — Центр строился в несколько очередей и в настоящее время представляет собой сложнейшую систему технологически и электрически связанных трубопроводов, имеющих различные эксплуатационные характеристики и сроки службы. Первой очередью в 1966 году был построен газопровод Надым — Пунга — Пермь — Горький диаметром 1020 мм, комплексно защищенный от коррозии нормальной и усиленной битумной и, частично, пленочной изоляцией, а также катодными станциями типа КСС почти повсеместно сразу же после укладки в грунт.

На участке этого газопровода от Пунги до Комсомольского протяженностью 185 км электрохимическую защиту обеспечивали 7 установок катодной защиты с поверхностными заземлениями обычного типа, имеющими сопротивление 1,0—1,7 Ом. При среднем расходе защитного тока около 15 А защитные установки обеспечивали защитные зоны около 26,5 км со средним значением потенциала в точке дренажа $-1,6$ В (МСЭ). Квасистационарные потенциалы трубопровода без электрохимической защиты на всем протяжении этого северного участка незначительно колебались около величины $-0,55$ В (МСЭ).

Как показали опытные включения, резервирование катодных станций при этом составляло 50%, что обеспечивалось первоначально хорошим состоянием изоляционного покрытия. Анодные заземления катодных станций были выполнены из 40—60 стальных электродов, установленных на расстоянии около 500 м от трубопровода в коксовую засыпку на глубину до 3 м с интервалом 4—6 м. Наблюдения за дальнейшим изменением параметров катодной защиты газопровода на участке Пунга — Комсомольский позволили оценить старения изоляционного покрытия в условиях глубокого промерзания грунтов северных районов Западной Сибири.

Принимая экспоненциальный характер снижения сопротивления изоляционного покрытия, можно констатировать ускорение этого процесса в рассматриваемых условиях, характеризуемое увеличением коэффициента старения при экспоненте до среднего значения 0,25. С учетом опыта эксплуатации первого участка для всего отрезка

трассы от Надыма до Пунги протяженностью 592 км запроектировали первоначально еще 18 установок катодной защиты, до 140 штук количество электродов типа ЗЖК в индивидуальных анодных заземлениях, вынесенных на расстояния до 1000 м от газопровода.

Строительство первой нитки было окончательно завершено в 1972 году, а на следующий год ввели в эксплуатацию технологическую систему ее электрохимической защиты ТСКЗ-«Север», запроектированную ВНИИСТ. В установках катодной защиты этой системы были использованы специальные конструкции анодных заземлений типа «С» для северных районов. В их числе протяженное из горизонтально размещенных под определенным углом друг к другу и к трубопроводу бросовых труб, свайное из вертикально забитых одиночных или двойных бросовых труб (с дополнительной солевой обработкой) и глубинное в виде скважины (скважинное), также из отходов трубной продукции.

Сравнение различных типов анодных заземлений выполнили по приведенному показателю эффективности, учитывающему сопротивление растеканию, приведение (на год службы) затраты металла и эквивалентным размерам заземления. Результаты сравнения представлены в таблице 5.3.

Как видно из таблицы, наиболее рациональным является глубинное заземление. Однако при большой мощности пластов земли с высоким удельным сопротивлением, а также в случае использования

Таблица 5.3

Сравнительные характеристики различных анодных заземлений

Тип анодного заземления	Среднее сопротивление растеканию, Ом	Приведенные затраты металла, т	Эквивалентная протяженность, км	Приведенный показатель эффективности, Ом·т·км
Стандартное из горизонтальных электродов заводского изготовления	2,5	0,95	0,48	1,14
Протяженное из горизонтальных бросовых труб с различными углами схождения	1,9	0,81	0,33	0,51
Свайное однорядное из бросовых труб	2,15	0,73	0,28	0,44
Глубинное скважинное из отходов трубного производства	1,6	0,75	0,22	0,27

шлангов из хорошо проводящих малорастворимых неметаллических материалов (например, резины) значительное преимущество получает протяженное анодное заземление. Стандартные заземления из электродов заводского изготовления имеют практический предел снижения сопротивления растеканию за счет увеличения количества электродов. Для таких заземлений существует предельное число электродов, которому соответствует минимально возможное сопротивление. Дальнейшее увеличение числа электродов является нецелесообразным, так как не дает сколь-нибудь заметного уменьшения сопротивления заземления. Предельное количество электродов в анодном заземлении при различных удельных сопротивлениях грунта показано на рис. 5.21.

Строительство следующих ниток газопровода СРТО — Центр внесло коррективы в технологическую систему его электрохимической защиты, а также оказало влияние на температурный режим транспорта газа. Длительные наблюдения на Надымской и Лонг-Юганской компрессорных станциях позволили проследить годовые изменения температур газа на выходе и входе КС за период 1975—1978 годов (рис. 5.22).

После этого для оценки эффективности катодной защиты на выходе (в 5 км от КС) и входе Надымской компрессорной станции установили серию

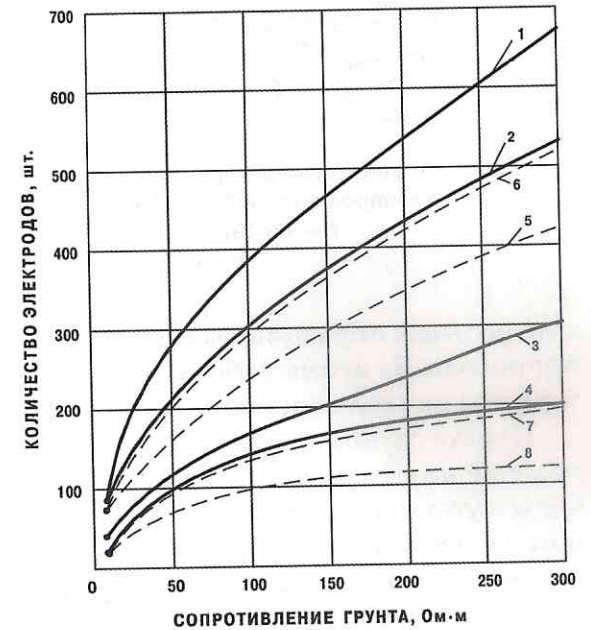


Рис. 5.21. Предельное количество электродов в заземлении для грунтов различного удельного сопротивления:

- 1, 3, 5, 7 — интервал установки электродов 5 м;
- 2, 4, 6, 8 — то же 20 м; 1, 2, 5, 6 — сечение соединительных проводов 50 мм²;
- 3, 4, 7, 8 — то же 10 мм²;
- 1, 2, 3, 4 — соединительный провод медный;
- 5, 6, 7, 8 — то же алюминиевый

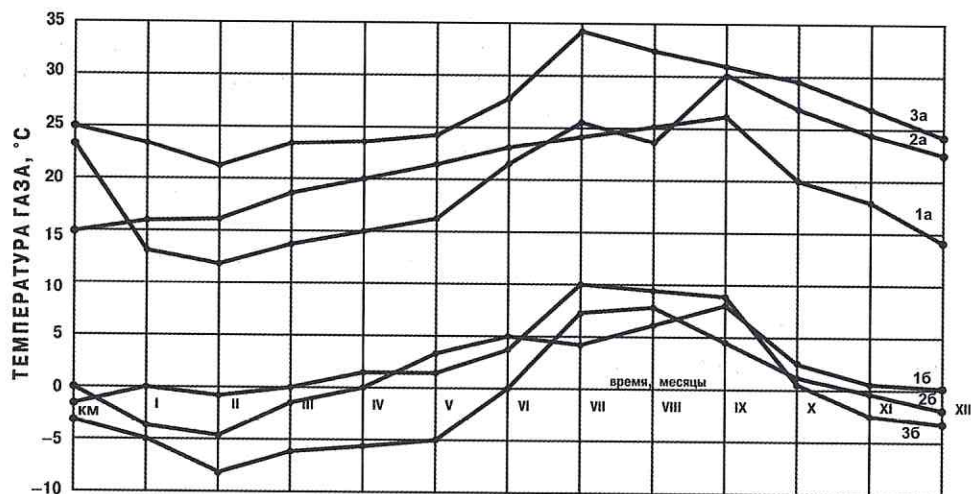


Рис. 5.22. Средние температуры газа на выходе и входе компрессорных станций газопровода СРТО — Центр (участок Надым — Лонг-Юган): 1 — на 1975 г.; 2 — на 1976 г.; 3 — на 1978 г.; а — на выходе; б — на входе

контрольных образцов, размещенных непосредственно на теле трубопровода. За время работы этих образцов среднегодовая температура газа на входе составила 36°C , а на выходе — -7°C .

Первая группа образцов после 15-месячного испытания показала наличие на выходной трубе язвенной и питтинговой коррозии в случае отсутствия катодной защиты. На входной трубе без катодной защиты в обоих случаях при наличии катодной поляризации имела место равномерная коррозия различной интенсивности. Максимальная скорость коррозии без наложенного защитного тока колебалась в интервале от 1 мм/год при среднегодовой температуре 36°C до 0,2 мм/год — при температуре 7°C . При этом остаточная скорость коррозии в случае наличия на трубе защитного потенциала $-0,9\text{ В}$ (МСЭ) составила 0,2 мм/год (средняя степень защиты 80%) при температуре 36°C и 0,08 мм/год (средняя степень защиты 60%) при температуре 7°C . Снижение степени защиты объясняется уменьшением абсолютных весовых коррозионных потерь без наложения катодного тока за счет понижения температуры.

Две другие группы образцов была экспонированы, соответственно, 22 и 37 месяцев. Средняя температура на выходной трубе КС за время испытаний изменялась в интервале от 12 до 43°C , составляя в среднем 20°C . На входной трубе интервал изменения температуры был заметно ниже: от -5 до $+12^{\circ}\text{C}$, составляя в среднем 0°C .

Анализы по оценке интенсивности биогенной сульфатредукции показали, что на участке испытаний опасность биокоррозии очень низкая и может не учитываться при определении ожидаемых скоростей коррозии и степени защиты от нее.

Результаты, полученные на образцах второй и третьей групп, показали, что скорость питтинговой коррозии трубопровода с увеличением времени экспозиции уменьшается, а равномерной, особенно остаточной при катодной поляризации, — несколько возрастает. Последнее можно объяснить тем, что в этом случае площадь коррозионных повреждений уменьшается быстрее, чем абсолютные коррозионные потери массы, так как коррозия при этом носит ярко выраженный локальный характер.

Снижение средней температуры трубопровода с 20 до 0°C способствовало уменьшению коррозионных потерь в 2,5 раза и более. Максимальная скорость коррозии за время экспозиции второй и третьей групп образцов снизилась до 0,8 мм/год. При наложении защитного потенциала $-0,9\text{ В}$ (МСЭ) остаточная скорость коррозии при температуре 20°C снизилась до 0,1 мм/год, что соответствовало увеличению степени защиты до 90%. В то же время при температуре 0°C средняя степень защиты сохранилась на уровне 60%, хотя остаточная скорость коррозии при этом защитном потенциале и уменьшилась до 0,06 мм/год.

С целью анализа эффективности катодной защиты северного четырехниточного участка газопровода СРТО — Центр было проведено детальное обследование ее состояния и оценена степень защищенности по 7 линейно-производственным управлениям.

На участке Надымского ЛПУ протяженностью 110 км защиту обеспечивали 17 установок катодной защиты со средним расходом защитного тока 13,7 А. Защищенность этого участка составляла 96—99%. Лонг-Юганское ЛНУ эксплуатирует участок протяженностью 84 км, защищенность которого на момент обследования по II—IV ниткам также составляла 96—99%, а на I нитке, в силу объективных причин, снизилась до 73%. На газопроводе здесь действует

7 установок катодной защиты со средним расходом тока по 8,3 А. Сорумское ЛПУ эксплуатирует 4 УКЗ, которые защищают 95—100% из 154 км протяженности участка газопровода, расходуя для этого в среднем по 21,5 А тока. В Казымском ЛПУ 8 УКЗ полностью защищают 110 км газопровода при средних затратах тока 20,4 А на каждой установке. На 108-километровом участке Перегребненского ЛПУ для обеспечения также полной защиты потребовались затраты по 30,4 А тока на 11 УКЗ. В Пунгинском ЛПУ на участке протяженностью 75 км 9 УКЗ, затрачивая каждая по 41 А, обеспечивали защищенность 95—100% трассы газопровода. Самое южное Западно-Сибирское ЛПУ — Комсомольское, эксплуатируя 20 УКЗ со средним расходом тока 35,1 А, достигло на своем участке трассы 98—100% защищенности. В целом, для защиты 96% северного четырехниточного участка газопровода СРТО — Центр протяженностью 3104 км (в однониточном исчислении) потребовалось 76 УКЗ со средним расходом тока по 25,6 А. Единичная УКЗ обеспечивала защитный потенциал на 40,8 км трубопровода и средним диаметром 1220 мм. При этом 17 установок оставались в резерве.

Для обеспечения защитного потенциала потребовалась средняя плотность катодного тока 0,62 мА/м, что соответствует средней величине сопротивления изоляционного покрытия около 2500 Ом·м². Принимая средний срок службы всех четырех ниток трубопровода на момент обследования равным 5,5 года и исходя из начального значения сопротивления изоляции 10⁻⁴ Ом·м², можно определить коэффициент старения изоляции в экстремальных западносибирских условиях. Применительно к общепринятой экспоненциальной функциональной зависимости сопротивления изоляции от времени ее эксплуатации он равен 0,252 1/год, т. е. вдвое больше, чем в обычных условиях Средней полосы и южных районов.

Эти данные хорошо коррелируются с результатами, полученными для трубопроводов в условиях Коми АССР. Электрохимическую защиту на северном участке газопровода СРТО — Центр вводили в эксплуатацию в четыре очереди, начиная с 1973 года. Рост защищенности газопровода в период с 1973 по 1981 год показан на рис. 5.23.

В установках катодной защиты на линейной части трассы газопровода и площадках компрессорных станций построены и эксплуатируются комбинированные заземления различных типов. Протя-

женные горизонтальные заземления в количестве 37 шт. выполнены из отходов труб диаметром 1220 мм и имеют размеры до 132 м при различных углах схождения с трубопроводом. Сопротивление растеканию таких заземлений изменяется в интервале 0,5—2,7 Ом. На 10 установках протяженные заземления сочетаются со свайными, состоящими из 10—20 труб длиной по 9 м. Такие комбинированные заземления обеспечивают средние значения сопротивления растеканию 1,0—1,7 Ом. Заземления только свайного типа использованы в 24 УКЗ. При наложении 10—12 свай 9-метровой длины диаметром 219—420 мм сопротивление заземления составляет около 2,0 Ом. Увеличение длины свай до 30 м (при диаметре 325 мм) позволяет снизить сопротивление заземления до 1,1 Ом. В пяти случаях для УКЗ на линейной части газопровода применена комбинация глубоких анодных заземлений скважинного типа глубиной 100 м с протяженными заземлениями длиной до 66 м. Суммарное сопротивление растеканию этих заземлений составляет 0,8—1,8 Ом. На компрессорных станциях размещены 27 глубоких заземлений, включающие 39 скважин. 18 заземлений имеют глубину 200 м, а 9—100 м. Сопротивление растеканию единичной скважины круглогодично находится в пределах 1,05—1,5 Ом. Для сопоставления можно отметить, что на трассе сохранены несколько заземлений из стандартных электродов типа ЗЖК-12. Несмотря на то, что среднее количество электродов в одном заземлении достигает 130 шт., средняя величина сопротивления растеканию таких заземлений в течение года не снижается за пределы 2,5—4,5 Ом.

Электрохимическая защита более поздних ниток газопровода, в частности из Уренгоя на Петровск, Грязовец, Новопсков и др., осуществлена с учетом корректив, полученных при эксплуатации

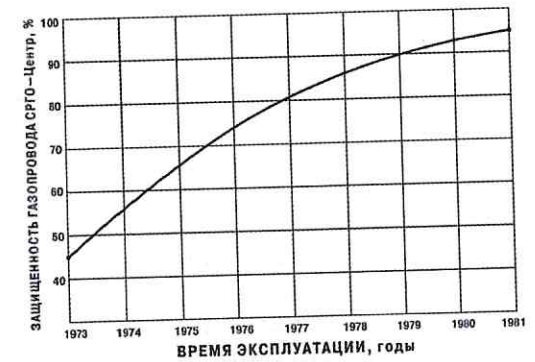


Рис. 5.23. Изменение защищенности газопровода СРТО — Центр при введении в эксплуатацию принятых очередей строительства электрохимической защиты

первых установок катодной защиты. Так, на Петровской трассе первые 213 км защищаются глубинными заземлениями в виде колонны труб диаметром 219 мм и длиной 100 м. На участке 213—2155 км установлены 37 катодных станций мощностью 5,0 кВт, а также два устройства типа АЭС-ТЭГ-1,2. Система катодной защиты ТСКЗ-«Север», смонтированная на этом участке, включает также использование 68 электрических и 22 технологических перемычек, обеспечивающих контакт с ранее действующими установками катодной защиты. В качестве анодных заземлений на втором участке установлены глубинные скважины из труб диаметром 219 мм и длиной также 100 м — по 4 скважины на единичную УКЗ (сопротивление растеканию 0,5—0,7 Ом).

Использование технологической системы катодной защиты ТСКЗ-«Север» на северном участке газопровода до 1255 км позволило сократить 12 УКЗ, в результате чего на 30% снизились трудовые и людские затраты и сократились сроки строительства электрохимической защиты, а также обеспечило уменьшение затрат черного металла на каждое анодное заземление, что дало общую экономию около 100 т стальной продукции.

Применение новых конструкций анодных заземлений типа «С» (глубинных, свайных и т. д.) подтвердило перспективность их использования для катодной защиты в условиях Западной Сибири и Крайнего Севера. Они технологичны в изготовлении и надежны в эксплуатации. Для сравнения можно сказать, что один скважинный глубинный заземлитель протяженностью 100 м в грунте с эквивалентным удельным сопротивлением 300 Ом·м позволяет заменить 200—250 электродов типа АК-1, соединенных медным или алюминиевым проводником сечением 10 мм². Увеличение сечения проводника до 50 мм², хотя и позволяет сократить количество заменяемых электродов до 100—130 шт., но требует дополнительного расхода 160 кг алюминия или около 0,5 т меди. В грунтах с эквивалентным удельным сопротивлением до 200 Ом·м глубинные заземления могут быть заменены свайными, состоящими из 12—20 стальных свай длиной не менее 10 м. При этом срок службы глубинных и свайных заземлений более продолжительный, чем заземлителей из электродов типа АК-1К-1.

Общая картина состояния электрохимической защиты на северном участке газопроводов СРТО — Центр отражена в таблице 5.4.

Таблица 5.4

Состояние электрохимической защиты северного участка многониточной системы газопроводов СРТО — Центр

№ п/п	Наименование участка газопровода	Протяженность, км	Сроки завершения строительства		длина зоны защиты, км	ток ЭХЗ, А	защитная плотность тока, мА/м ²	переходное сопротивление, Ом·м ²	начальное сопротивление изоляции, Ом·м ²	сопротивление анодного заземления, Ом	потенциал в точке дренажа, В	рабочая мощность УКЗ, кВт	защитность, %	остаточная скорость коррозии, мм/год
			трубопроводов	ЭХЗ										
1	Первая очередь строительства, 4 нитки	3200	1972—1977	1973—1980	10	26	0,64	2700	10 ⁴	1,8	1,35	1,7	96	1,06—0,08
2	Урентой — Грязовец	700	1980	1980	14	11	0,28	4800	1,2×10 ⁴	1,5	1,5	0,8	94	1,06—0,08
3	Урентой — Петровск	750	1981	1981	12,5	12	0,34	5400	10 ⁴	1,5	1,5	1,2	100	0,05—0,06
4	Урентой — Помары — Ужгород (пусковой комплекс)	350	1983	1983	65,4	35	0,14	10 500	1,5×10 ⁴	1,1	1,7	1,4	100	0,05—0,06

В целом, коррозионное состояние и защищенность северного участка системы газопроводов СРТО — Центр характеризуются следующими показателями:

1. В подземных условиях северных районов Западной Сибири стальные магистральные трубопроводы при отсутствии электрохимической защиты подвержены опасности коррозионного разрушения со средней скоростью около 0,58 мм/год (при максимальной скорости до 1 мм/год).

2. Снижение температуры транспортируемого газа до 0–7°C уменьшает скорость коррозии до 0,1–0,2 мм/год.

3. Многониточный газопровод СРТО — Центр обустроен технологической системой катодной защиты ТСКЗ-«Север», разработанной ВНИИСТ. Правильная эксплуатация этой системы обеспечивает относительную степень защиты 88–90% (остаточная скорость коррозии 0,06–0,08 мм/год) на 96% протяженности магистрали газопровода.

4. Изоляционные материалы и конструкции, использованные в экстремальных условиях на западносибирских подземных трубопроводах, снижают в результате старения свое удельное сопротивление по экспоненциальной зависимости со средним коэффициентом старения при экспоненте равным 0,25 год⁻¹.

5. Применение новых конструкций анодных заземлений типа «С» (для северных районов) является перспективным при катодной защите в условиях Западной Сибири и Крайнего Севера, обеспечивая значительную экономию черных и цветных металлов, а также людских и трудовых ресурсов, необходимых для их сооружения.

Газопровод Пунга — Вуктыл — Ухта — Торжок, получивший название «Северное сияние», на головном участке в Коми АССР до Микуни расположен в глубокопромерзающих грунтах северных районов и подвержен почвенной коррозии: в условиях циклически знакопеременных температур грунта. Четыре нитки газопровода общей протяженностью около 5700 км построены в период 1969–1980 годов и имеют различные виды и типы изоляционных покрытий: от нормального битумного до усиленного пленочного. Районы прохождения трассы относятся к зоне климата в залесенных болотистых грунтах с удельным сопротивлением от 20 до 15 000 Ом·м. Среднемесячная температура зимнего периода составляет -18÷-25°C (при минимуме до -55°C), а летнего — 15÷20°C (при максимуме до 34°C).

На первых двух нитках газопровода, построенных в 1969–1972 годах, компрессорные станции КС-10 — КС-12 были обустроены с интервалом около 250 км. При таких расстояниях газ, выходящий из компрессорных станций с температурой около +40°C, охлаждался за счет декомпрессии до отрицательных температур на входе в следующий агрегат. На расстоянии около 150 км от компрессорных станций находилась зона перехода температуры газа через ноль (рис. 5.24).

Как показали обследования газопровода в шурфах, в 150–200 км от КС-10–КС-12 были обнаружены множественные сильные разрушения изоляционного покрытия в виде разрывов и трещин протяженностью от 1 до 4 км. Совпадение разрушенных участков с зонами перехода температуры газа через ноль дает основания связать эти два фактора причинно-следственной связью. Неустойчивость температурного режима перекачки газа вызывает постоянные осевые перемещения точки нулевой температуры трубы, что приводит к многократным фазовым переходам влаги в порах и небольших дефектах изоляции, которые и разрушают его усиленно на переходных участках.

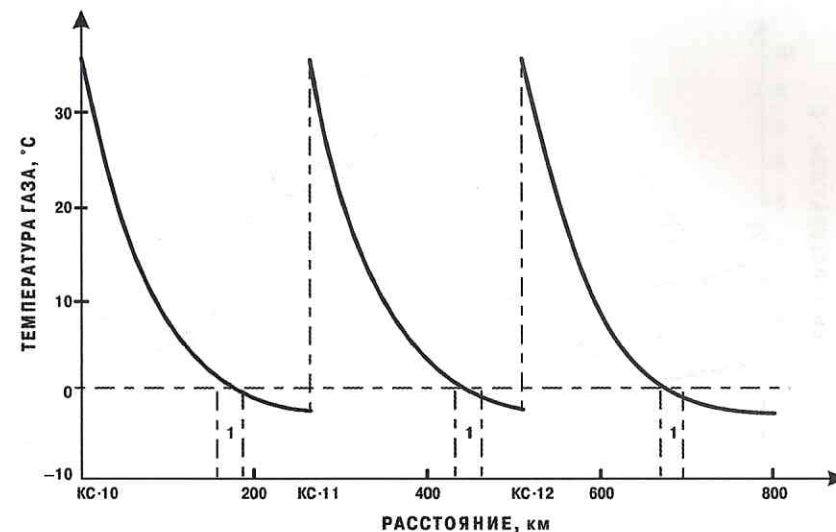


Рис. 5.24. Распределение температуры транспортируемого газа вдоль трассы газопроводов «Северное сияние» (участок Ухта — Торжок): 1 — зоны повышенного разрушения изоляционного покрытия

Таким образом, изоляционные материалы и конструкции, предназначенные для использования на этих участках, необходимо испытывать на многократное циклически знакопеременное чередование температур. Количество чередования испытательных циклов должно не менее чем на два порядка превышать предполагаемый срок службы изоляции. В дальнейшем при строительстве новых компрессорных станций годовой температурный режим на входе в КС изменился (рис. 5.25), что благоприятствовало стабилизации скорости старения изоляционного покрытия.

Коррозионные станции, оборудованные на трассе газопровода, а также потенциостатические исследования образцов трубной стали в натуральных трассовых грунтах позволили оценить возможные диапазоны ожидаемых скоростей коррозии на различных участках. На участке Ухта — Микунь средняя скорость коррозии при температуре $+20^{\circ}\text{C}$ составляла $0,48$ мм/год. Снижение температуры до $0 \div -0,2^{\circ}\text{C}$ приводило к уменьшению скорости коррозии до $0,25$ мм/год. В переохлажденном до -3°C грунте происходило дальнейшее торможение коррозионных процессов до скорости около

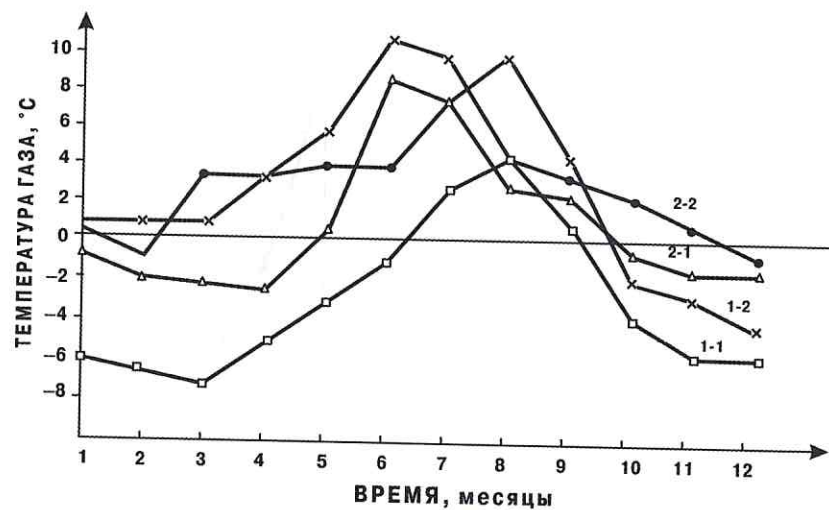


Рис. 5.25. Изменение температуры газа на входе компрессорных станций газопровода Вуктыл — Ухта — Торжок:
1-1 — КС-11, 1973 г.; 1-2 — КС-11, 1974 г.;
2-1 — КС-12, 1973 г.; 2-2 — КС-12, 1974 г.

$0,15$ мм/год. На участке Цунга — Ухта при средневзвешенной температуре $+18^{\circ}\text{C}$ скорость коррозии достигала $0,46$ мм/год и снижалась почти в полтора раза до $0,34$ мм/год в случае уменьшения температуры до $+5^{\circ}\text{C}$. Скорость коррозии в обоих случаях изменялась во времени. Так, на Ухтинской коррозионной станции в первый год была зафиксирована скорость $0,52$ мм/год, после двух лет эксплуатации она снизилась до $0,275$ мм/год, через 3 года — до $0,217$ мм/год и стабилизировалась на уровне около $0,2$ мм/год после 4—5-летнего периода.

Для электрохимической защиты газопровода согласно нормативной документации, разработанной ВНИИСТ, было запроектировано 505 установок катодной защиты с питанием от ЛЭП различного направления, а также термогенераторов типа ТЭГ-УГМ-80. Комплексное обследование состояния противокоррозионной защиты после ее реконструкции в связи со строительством IV очереди до Грязовца, выполненное П/О Ухтатрансгаз, Союзоргэнергогаз, Гипроспецгаз и СФ ВНИИСТ, показало, что в период 1978—1981 годов в эксплуатации находились 440 УКЗ и 2140 протекторов. Электрохимическую защиту вводили в эксплуатацию не одновременно с газопроводом и закончили в 1977 году. В связи с этим отдельные участки не имели катодной защиты от почвенной коррозии от 3 до 7 лет после их укладки в грунт. В отдельных случаях, например от КС Вуктыл до реки Печоры, при перебоях в энергоснабжении катодных станций электрохимическую защиту осуществляли только протекторами. На участке Вуктыл — Ухта средняя защищенность всех ниток газопровода составляет 81—86%. Аналогичной (83—86%) была защищенность и проложенных параллельно в том же коридоре двух ниток конденсатопровода. При визуальном осмотре трубопроводов в ряде шурфов был обнаружен равномерный сплошной налет ржавчины в местах слабой адгезии изоляционного покрытия, а на оголенных участках в местах его разрушения — продукты коррозии толщиной 2—4 мм. На 130-м и 150-м км первой нитки газопровода выявлена язвенная коррозия глубиной до 2 мм. Средняя остаточная скорость почвенной коррозии на участке Вуктыл — Ухта составила $0,286$ мм/год.

Участок Ухта — Микунь находится в хорошем состоянии, несмотря на то, что в момент обследования защищенность отдельных

ниток газопровода составляла 55—70%. Причинами такого положения являются более высокая надежность средств электрохимической защиты (меньшее время перерывов в работе катодных станций) и лучшее качество изоляционных покрытий (пленочная изоляция на трубопроводах 1977 года укладки). Визуальный осмотр газопровода показал наличие равномерного налета продуктов коррозии в местах повреждения изоляции. Язвенных и кавернообразных коррозионных разрушений не обнаружено.

Сравнение параметров системы катодной защиты на рассмотренных участках газопровода подтверждает сделанную оценку эффективности его противокоррозионных мероприятий. На первом, более старом, участке защиту 187 км трубопроводов обеспечивают 17 УКЗ со средней протяженностью защитной зоны 11 км при среднем расходе тока защиты 35 А. При среднем значении сопротивления изоляции 2500 Ом·м и входном сопротивлении трубопроводов 0,015 Ом для обеспечения необходимого уровня защиты потребовалось достичь среднего катодного потенциала 1,13 В (МСЭ) (при максимальном значении до -2,3 В (МСЭ)).

В то же время второй участок газопровода, имеющий изоляцию со средним значением сопротивления 4000 Ом·м и среднее входное сопротивление 0,06 Ом, для защиты 265 км трассы потребовал включения лишь 21 УКЗ со средним расходом защитного тока 10 А и средней протяженностью зоны защиты 12,5 км. При этом средний катодный потенциал трубопроводов в точке дренажа достиг 1,25 В (МСЭ), хотя максимальная величина его абсолютного значения не превышала 2,2 В (МСЭ), т. е. распределение защитных потенциалов вдоль газопровода на втором участке значительно более равномерное, что обеспечило повышение КПД катодной защиты примерно на 30%. Это позволило зарезервировать 9 УКЗ и значительно сократить как затраты электроэнергии, так и расход металла электродов анодных заземлений.

Участок газопровода на Грязовец, где электрохимическая защита вводилась в эксплуатацию с задержками в период 1974—1977 годов, т. е. трубопроводы эксплуатировали без катодной поляризации от 3 до 11 лет, на момент обследования защищали 4 УКЗ со средней протяженностью защитной зоны около 7 км при расходе тока единичной УКЗ 37 А. Коррозийное состояние газопровода на этом участке

было хуже, чем на соседних. Хотя язв и каверн на теле трубы при шурфовании не обнаружили, однако зафиксировали немало случаев наличия значительных мест сплошной коррозии, толщина продуктов которой достигала 5 мм.

Несмотря на отдельные трудности в организации комплексной защиты участка газопровода Пунга — Вуктыл — Ухта — Микунь, в целом служба катодной защиты ООО «Газпром трансгаз Ухта» постоянно прилагала большие усилия для поддержания на газопроводе надлежащего уровня защищенности, обеспечивающего его безаварийную (по причинам коррозии) эксплуатацию. Если в 1973 году защищенность в системе КомиГазпром составляла 61%, то в 1982 году достигла 88%, хотя общая протяженность возросла более чем в 4 раза.

Средние показатели, характеризующие систему катодной защиты газопровода «Северное сияние», составили при этом: расход тока единичной УКЗ — 21 А; защитная плотность тока на магистральных газопроводах — 0,8 мА/м; затраты мощности единичной УКЗ — 0,9 кВт; протяженность зоны защиты — около 12 км; средний катодный потенциал в точке дренажа — 1,2 В (МСЭ); КПД катодной защиты — 57%.

В целом состояние системы катодной защиты в производственном объединении ООО «Газпром трансгаз Ухта» на 1982 год показано в таблице 5.5.

Анализ защищенности газопроводов ООО «Газпром трансгаз Ухта» показал следующее:

1. В подземных условиях региона Коми АССР стальные магистральные трубопроводы в случае отсутствия электрохимической защиты подвержены опасности коррозионного разрушения со средней скоростью до 52 мм/год.

2. Система катодной защиты газопровода «Северное сияние», запроектированная и построенная в соответствии с научно-техническими решениями, разработанными ВНИИСТ, при правильной эксплуатации надежно предохраняет трубы от коррозионного разрушения, обеспечивая степень защиты не менее 80%.

3. Перерывы в работе установок катодной защиты снижают степень защиты газопровода до 50% при остаточной скорости почвенной коррозии около 0,29 мм/год.

Таблица 5.5

Состояние катодной защиты северного участка газопровода «Северное сияние» на 1962 год

Наименование ЛПУ	Протяженность трубопроводов, км	Защищено		Не защищено		Количество катодных станций, шт.	Средняя длина зоны защиты, км
		км	%	км	%		
Вуктыльское	576,5	454	79	122,5	21	47	10
Сосногорское	1271	1229,5	97	41,5	3	101	12
Синдорское	287	270	94	17	6	24	11
Микуньское	501	454	91	47	9	36	12,5
Урдомское	300	300	100	—	—	20	15
Приводненское	468	364	78	104	22	35	10,5
Воксенское	502	408	81	94	19	28	15
Юбилейное	375	375	100	—	—	23	16
Вологодское	754	665	88	89	12	61	11
Мшанское	727	586	81	141	19	41	14
Бабаевское	324	324	100	—	—	26	12,5

4. Изоляционные материалы и конструкции, предназначенные для использования на участках трубопроводов, эксплуатируемых при температуре около 0°С, должны быть устойчивыми к многократному (не менее чем на два порядка превышающему срок эксплуатации в годах) циклически знакопеременному чередованию температуры.

5.3. Практика противокоррозионных мероприятий на канадских трубопроводах

Наиболее характерными примерами осуществления электрохимической защиты от коррозии в северных районах за рубежом являются системы защиты Трансканадского и Аляскинского трубопроводов. Как и в обычных условиях, основой успешной борьбы с подземной коррозией этих трубопроводов является сочетание активной и пассивной защиты. Расчеты показали, что наиболее экономичной является электрохимическая защита с помощью катодных станций. Однако в северных районах возникают большие трудности с обеспе-

чением электропитания установок катодной защиты. В связи с этим наилучшие результаты были получены при использовании термоэлектрогенераторов, которые и запроектировали для защиты большей части протяжения этих трубопроводов.

В случае применения сетевых катодных станций их устанавливали в соответствии с проведенными расчетами с интервалами 32—64 км. При расчетах распределения защитных потенциалов необходимо обязательно учитывать омическое падение напряжения в цепи тока, а также делать температурную поправку для приведения всех потенциалов к температурным условиям +25°С. Температурная поправка в этих условиях составляет 0,94 мВ/°С.

Замеры потенциалов «трубопровод — грунт» по всей трассе производят один раз в год в специальных контрольных выводах. Через каждые 8—13 км на трубопроводе оборудованы специальные четырехпроводные выводы, которые позволяют измерять протекающий в трубопроводе ток, определять переходное сопротивление изоляции и эффективность защиты.

С целью повышения эффективности действия электрозакридных установок на трубопроводе, примерно через каждые 130 км устанавливают изолирующие фланцы. Такие же фланцы устанавливают на входе и выходе компрессорных и перекачивающих станций. На изолирующих фланцах устанавливают цинковые протекторы.

В связи с тем, что условия сооружения и эксплуатации электрохимической защиты трубопроводов от коррозии в северных районах могут значительно различаться, стоимость такой защитной системы колеблется в пределах 0,1—1,0% от стоимости сооружения трубопровода.

Значительную часть расходов по противокоррозионной защите составляют затраты на изоляционные работы. В связи с этим решение вопроса о выборе типа, качества и методов нанесения изоляционных покрытий в условиях Канады и Аляски требует тщательной предварительной проработки.

При строительстве на Аляске 1000-километрового продуктопровода (диаметром 203 мм) между Хайнсом и Фербенксом фирма «Williams Brothers» использовала трубы марок А и АРУ американского и английского производств с толщиной стенки 7 мм. На водных переходах, болотах, пересечениях транспортных магистралей,

а также на территориях перекачивающих станций толщину стенки увеличили до 8 мм. Несмотря на то, что этот продуктопровод предназначен служить основным средством транспорта реактивного, авиационного и дизельного топлива на базы Американских вооруженных сил на Аляске, фирма нашла целесообразным уложить большую часть трубопровода только с заводским покрытием коррозионностойкой краской. Высокий уровень залегания многолетнемерзлых пород обусловил небольшое заглубление трубопровода в грунт. Подземную прокладку осуществили на протяжении 240 км трассы, а также на переходах через водные преграды и транспортные магистрали и на территории Канады в пределах по 1,6 км в обе стороны от пересекаемых населенных пунктов. На Аляске большую часть трассы укладывали на поверхности земли. При таком сочетании способов укладки общая стоимость продуктопровода составила 29 млн долл.

Большие капитальные затраты, а также важное стратегическое значение продуктопровода послужили основанием необходимости обеспечения весьма высокой надежности его эксплуатации. Для достижения этой цели на ряде участков была предусмотрена электрохимическая защита с помощью 1000 магниевых протекторов, установленных группами до 100 электродов. Места расстановки групп протекторов были рассчитаны на основании результатов изысканий, выполненных инженерной службой Вооруженных сил США. Большинство групп протекторов были установлены на участках, где грунт круглый год находится в талом состоянии. Трубопровод на этих участках электрически изолировали от остальной магистрали с помощью изолирующих фланцев.

Наземные участки трассы продуктопровода, не имевшие специального изоляционного покрытия, по мнению фирмы, не подвергались опасности выхода из строя по коррозионным причинам. Основанием для такой уверенности послужил опыт эксплуатации 76-миллиметрового нефтепровода Норман Веллс — Уайтхорс (Юкон) и 76-миллиметрового продуктопровода Уайтхорс — Хайнс — Фербэнкс, уложенных на поверхности земли во время Второй мировой войны. За прошедший с того времени период на обоих трубопроводах не было замечено сколь-нибудь серьезных разрушений от атмосферной коррозии.

При определении параметров электрохимической защиты на Трансканадском трубопроводе основанием служили данные

электрических измерений на трассе: сопротивление грунта, потенциал трубопровода относительно земли, величины тока в трубопроводе. Величину защитного тока определяли с помощью опытных катодных станций. На переходах через транспортные магистрали для защиты патронов применяли протекторы. При этом патроны обязательно изолировали, хотя при продавливании изоляция частично нарушалась. В местах пересечений с посторонними трубопроводами, с целью снижения их вредного влияния, изоляцию рассматриваемого трубопровода усиливали на протяжении 30 м в обе стороны от места пересечения.

Для обеспечения электрохимической защиты на канадских трубопроводах осуществляется оперативное внедрение новых научных разработок средств и методов защиты от подземной коррозии. Как отмечалось выше, проведение противокоррозионных мероприятий начинают уже на стадии укладки трубопровода в грунт. С целью уменьшения возможности механического повреждения изоляционных покрытий и ослабления влияния осадки на участках неустойчивого грунта применяют песчаную засыпку труб. В случае наличия в грунте сульфатовосстанавливающих бактерий рекомендуют применять специальные бактерициды. Наилучшие результаты дает введение бактерицидов в песчаную засыпку. Специально приготовленный песок, зерна которого покрыты бактерицидом, смешивают с обычным песком таким образом, чтобы смесь содержала 0,5% бактерицида. Эту смесь засыпают вокруг трубы слоем толщиной 2,5—5,0 см. Четырехлетние испытания этого способа дали хорошие результаты в условиях малого вымывания обработанного бактерицидами песка. Бактерициды можно наносить на трубы в процессе их окрашивания или пропитывать ими тканевую обертку.

В качестве защитного мероприятия на стадии укладки вводят в засыпку карбонаты, способствующие в дальнейшем образованию на поверхности труб защитных пленок, которые препятствуют протеканию коррозионных процессов и позволяют снизить расход защитного тока. Использовать это защитное мероприятие целесообразно также в условиях малой вымываемости введенной в грунт засыпки.

Сравнительно новым защитным мероприятием является использование при сооружении трубопроводов «поляризованных труб» («polarized pipes»). Они представляют собой трубы с эпоксидно-

цинковыми покрытиями, которые затем обертывают специальной лентой, пропитанной составами, содержащими кальций и сульфат. Цинконаполненное эпоксидное покрытие позволяет значительно снизить дополнительный расход защитного тока, поскольку оно повышает стационарный потенциал трубопровода в грунте. Опыт свидетельствует, что эффективность покрытий очень сильно зависит от качества их нанесения и от укладки трубопровода в грунт. С ростом числа дефектов и увеличением общей площади несплошности покрытия его эффективность быстро снижается.

Качественное нанесение обычных изоляционных покрытий, а также применение «поляризованных труб» позволяет во многих случаях для защиты канадских трубопроводов использовать протекторы вместо катодных установок. Как показала практика, в грунтах с достаточно низким удельным сопротивлением можно успешно использовать выпускаемые в Соединенных Штатах цинк-магниевого протекторы типа «Бинод» («Binode»), которые ранее применяли лишь для защиты морских конструкций. Наружная магниевая оболочка «Бинода» обеспечивает высокую начальную токоотдачу, необходимую для эффективной поляризации трубопровода. Внутренний цинковый сердечник позволяет стабильно и долговременно поддерживать защитный ток, достаточный для обеспечения нужного уровня защищенности. Применение протекторов «Бинод» позволяет увеличить срок эксплуатации защиты с 2–3 до 10 лет и снизить расходы на ее эксплуатацию на 15%. Размеры «Бинодов» значительно меньше размеров магниевых протекторов того же веса, что обусловлено большей плотностью цинка.

Для защиты трубопроводов на переходах через водные преграды фирма «Dow Chemical» разработала специальные алюминиевые протекторы. Введение в алюминий специальных легирующих присадок позволило предотвратить образование пассивирующей окисной пленки на поверхности протектора. Наилучшие результаты получили для сплава «Гальвалюм» («Galvalum»), который содержит 0,045% ртути и 0,045% цинка. Полевые испытания показали, что эффективность протекторов из этого сплава более 90%, потенциал при замкнутой цепи равен $-1,1$ В (по медно-сульфатному электроду сравнения) и остается постоянным в течение продолжительного времени даже при высоком выходе тока.

Большие успехи за последнее время были достигнуты в Канаде в области использования в системах электрохимической защиты электронно-вычислительной техники. Ряд фирм разработали разнообразные программы, облегчающие обработку и анализ результатов измерений потенциалов на трубопроводах и данных о выходных параметрах (токе, напряжении), сопротивлении заземления защитных установок, а также позволяющие установить необходимую периодичность обследования. Это помогает лучше контролировать работу систем катодной защиты, а также в ряде случаев (при соответствующей корреляции) установить причины возможных коррозионных повреждений.

Фирма «Consumers Gas» в Торонто осуществляет систему контроля коррозионных процессов и электрохимической защиты, позволяющую регистрировать данные, классифицируя информацию по содержанию и технической сущности. За полгода эта система обрабатывает более 4000 показаний.

Фирма «Northern and Central Gas» использует для электрических измерений потенциалов на трассах трубопроводов постоянно установленные цинковые электроды сравнения. Применяя специально тарированные вольтметры, разработанные фирмой «Corrosion Service», операторы снимают показания потенциалов трубопровода и, используя стандартную перфокарту, сообщают их через определенные интервалы времени в Вычислительный центр. Такой способ позволяет проводить качественное обследование более часто, чем при использовании переносных электродов сравнения. Более подробную количественную оценку потенциального состояния трубопровода можно проводить в случае необходимости выборочно лишь на тех участках, где качественное обследование не покажет удовлетворительного уровня защищенности.

Фирма «Gas» в течение нескольких лет контролирует уровень катодной защиты, принимая в качестве критерия защищенности сдвиг потенциала в отрицательную сторону от стационарного значения на 0,25 В. Применяя стационарные электроды сравнения, оператор достаточно быстро замеряет значения потенциалов, заносит их на перфокарту и направляет в Вычислительный центр. В этом центре хранятся данные всех предыдущих измерений, аналитически обработанные по специальной программе. Использование этих данных

и сопоставление их с вновь поступающей оперативной информацией позволяют счетно-решающему устройству постоянно следить за состоянием системы защиты, готовить периодически отчеты об уровне защищенности и выявлять на их основе участки, нуждающиеся в дополнительном обследовании или усиленной защите.

5.4. Организация защиты от коррозии на примере Трансканадского трубопровода

5.4.1. Роль службы защиты от коррозии

Хорошо известно о больших затратах, к которым приводит коррозия и которые составляют более 6 млрд долл. ежегодно. 600 млн из этой суммы расходуется только на текущий ремонт и замену труб. С экономической точки зрения, руководство компании «TransCanada Pipelines», быть может, не так уж интересуется количеством аварий, которые могут быть предотвращены при помощи катодной защиты, как долларами, которые можно сэкономить путем их предотвращения. Расходы, возникающие в результате возможных аварий, остановки работы трубопровода, потери газа или других транспортируемых продуктов, а также потеря прибыли из-за ремонтных работ и замены труб, недоамортизация, создающая определенное общественное мнение о качестве трубопровода, и много других непредвиденных затрат значительно превышают стоимость катодной защиты.

Компания «TransCanada Pipelines» считает необходимой защиту дорогостоящих трубопроводов от разрушительного действия коррозии. Трубопроводы имеют большую протяженность и подвергаются всем видам электрохимической коррозии. Руководство компании считает, что средства, израсходованные на предотвращение коррозионного разрушения трубопроводов, составляющие 90,5 тыс. долл. за километр 763-миллиметрового трубопровода на равнинной местности и 97 тыс. долл. за километр 763-миллиметрового трубопровода в горной местности, приведут впоследствии к получению значительного экономического эффекта. Об этом говорят данные, представляемые другими компаниями и свидетельствующие о том, что еже-

годная экономия составляет около 30% стоимости всей катодной защиты. Другими компаниями установлено также, что один хороший инженер-коррозионист, тратящий все свое рабочее время на регулировку режимов работы установок катодной защиты и их техническое обслуживание на трубопроводе длиной приблизительно 400 км, может сделать больше для предотвращения коррозионных аварий, чем одна или две большие ремонтные бригады, и дать экономию от 0,1 до 0,25 ежегодных расходов на всю противокоррозионную защиту.

5.4.2. Проведение контрольных электрических измерений

Для проведения необходимых электрических измерений при строительстве трубопровода были установлены контрольные выводы с интервалами приблизительно в 1,6—3,2 км. У пересечений с транспортными магистралями и водными преградами на патронах установили дополнительные контрольные выводы для измерения электрического сопротивления между патроном и трубопроводом. С интервалами приблизительно от 8 до 13 км к трубопроводу присоединяли по четыре выводных кабеля с расстоянием между точками их соединения, соответствующим рекомендациям Технического комитета Т-23. Такие контрольные выводы из четырех кабелей могут быть использованы в различных целях, например для измерения тока в трубопроводе. Эти выводы можно использовать и для получения иной информации, например касающейся сравнения одного изоляционного материала с другим (путем сопоставления среднего сопротивления покрытия), качества нанесения покрытия разными подрядчиками, качества проверки разных отрезков трубопровода и требований катодной защиты для различных покрытий при различных условиях окружающей среды.

Контрольные выводы используют также на всех пересечениях с другими трубопроводами и линиями электропередач для проверки наличия вредного влияния после включения катодной защиты на рассматриваемом трубопроводе. В принятой системе соединения в контрольных выводах из распределительной коробки выведены кабели черного и белого цветов. Расстояние между точками подклю-

чения этих кабелей составляет 61 м. Эти кабели в контрольных выводах используют для измерения тока в трубопроводе (рис. 5.26).

Фактическое падение напряжения V_{ϕ} определяется по формуле:

$$V_{\phi} = \frac{R_n + R_{gy}}{R_{\Pi}} \varphi_n,$$

где: R_n — сопротивление вольтметра;

R_{gy} — сопротивление внешней цепи;

φ_n — показание вольтметра.

Разделив сумму сопротивлений нагрузки на сопротивление трубопровода R_{Π} между контрольными выводами, находим значение V_{ϕ} .

При помощи универсального прибора фирмы «Миллер» можно произвести корректировку показаний вольтметров. При использо-

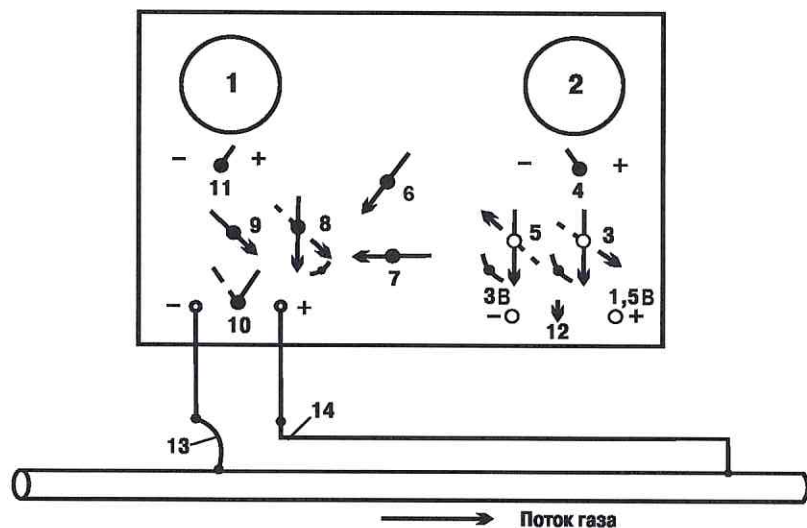


Рис. 5.26. Схема включения прибора фирмы «Миллер» для измерения тока в трубопроводе (ASF-I-17):

1 — амперметр (прибор малого сопротивления 1000 Ом); 2 — вольтметр (прибор большого сопротивления 62 500 Ом/В); 3 — грубая регулировка; 4 — переключатель полярности вольтметра; 5 — тонкая регулировка; 6 — переключатель на амперметр; 7 — переключатель на сопротивление; 8 — ручка реостата с плавной регулировкой; 9 — 2А-шкала; 10 — включатель прибора; 11 — переключатель полярности амперметра; 12 — подключение батареи; 13, 14 — соответственно, черный и белый кабели

вании милливольтметра с большим внутренним сопротивлением необходимость корректировки сопротивления внешней цепи отпадает. Сопротивление цепи включает также сопротивление трубы диаметром 763 мм. Однако это сопротивление настолько мало, что его можно не принимать во внимание.

При калибровке контрольного измерительного участка к трубопроводу приваривают на 2 м дальше точек подключения, соответственно, черного и белого кабелей выводные кабели красного и синего цветов. В этой измерительной цепи используют прерыватель тока для обеспечения равномерных промежутков времени между периодами протекания тока (рис. 5.27). После получения постоянных показаний амперметра вилки кабелей отсоединяют от распределительного блока прибора и замыкают друг с другом. Для электрического питания обычно используют автомобильную аккумуляторную батарею. После замыкания вилок по показаниям амперметра прерывателя тока можно определить текущее значение величины тока или проверить изменения защитного потенциала.

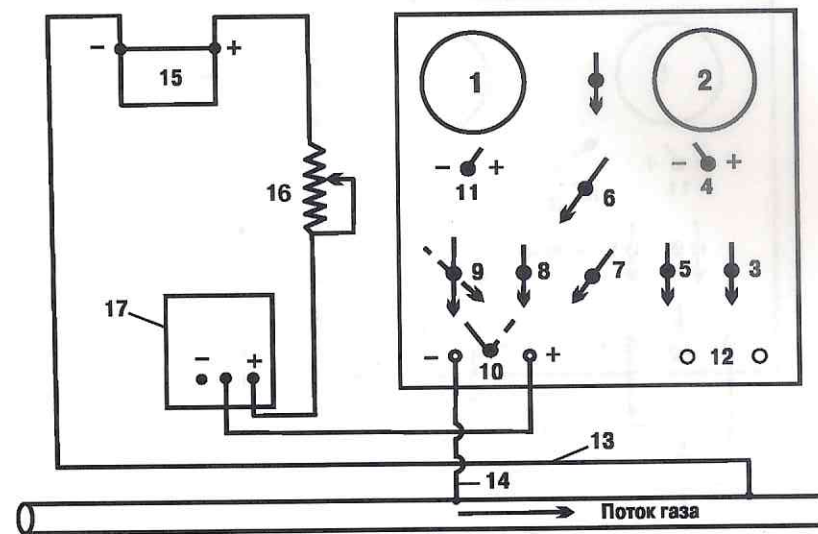


Рис. 5.27. Схема калибровки контрольного измерительного участка трубопровода (ASF-I-18):

1—12 — см. рис. 5.26; 13, 14 — соответственно, кабели синего и красного цветов; 15 — батарея на 12 В; 16 — реостат (не более 10 А); 17 — прерыватель тока

После калибрования и определения сопротивления соединений измерительной цепи измеряют потенциалы «труба — земля» и падения напряжения вдоль трубопровода (рис. 5.28). Эти измерения производят как перед включением катодной защиты (для определения стационарных потенциалов на трубопроводе), так и после включения катодной защиты. Все измерения потенциала «труба — земля» приводят к температуре 25°C, прибавляя и вычитая 0,94 мВ/°C, соответственно, если температура ниже 25°C или выше 25°C. В связи с резким колебанием температур по всей трассе Трансканадского трубопровода эта коррекция крайне необходима, особенно в зимний период.

При осуществлении контроля коррозионного состояния трубопровода большую роль играют подбор и подготовка кадров специалистов по коррозии. В этом отношении фирма «TransCanada Pipelines», в отличие от общепринятой практики использования опытных инженеров-коррозионистов, провела набор молодых людей со средним образованием и склонностью к продолжению учебы

в колледже. Для них компания организовала школу с преподаванием математики, электротехники и коррозии, которая в течение нескольких лет работала приблизительно по два месяца в год. В результате учащиеся смогли стать в конце обучения специалистами по коррозии. В перерывах между циклами обучения они занимались производственной работой, позволяющей освоить специальность на практике.

Следует подчеркнуть, что успешное осуществление противокоррозионной защиты находится в прямой зависимости от знаний, опыта и возможностей специалистов по коррозии.

5.4.3. Катодная защита

Изоляционное покрытие подземного трубопровода является пассивным методом его защиты от подземной коррозии. Качество покрытия зависит от нескольких факторов: используемых материалов, методов и технологии укладки и засыпки трубопровода и тщательности контроля качества выполнения изоляционно-укладочных работ. Допустимая стоимость активного метода защиты — катодной поляризации — может составлять от 0,1 до 1,0% общей стоимости строительства трубопровода. Тщательный контроль качества покрытия и создание эффективной изоляции позволяют уменьшить затраты на катодную защиту.

Перед включением катодной защиты проводили исследование стационарных коррозионных условий на трубопроводе. Оно состояло из измерения потенциалов «труба — земля» и величины тока в трубопроводе. После завершения предварительного обследования провели опытные включения установок катодной защиты для определения режимов их работы.

Катодную защиту Трансканадской системы трубопроводов осуществляют при помощи выпрямителей и магниевых протекторов. Первоначально предполагали защитить как можно большую часть трубопровода при помощи выпрямителей, устанавливаемых с интервалами 40—64 км. Точное определение интервала между катодными установками зависело от наличия источников питания и от результатов опытных включений. Выпрямители для установок катодной защиты выбирали с достаточным запасом мощности, чтобы иметь

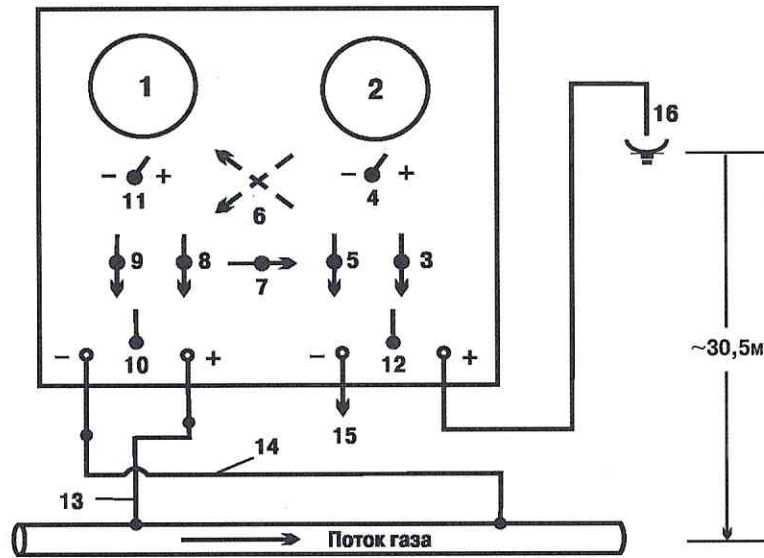


Рис. 5.28. Схема измерений разности потенциалов «труба — земля» (ASF-I-20): 1 — милливольтметр; 2—14 — см. рис. 5.26; 15 — соединить с красным или синим выводным кабелем; 16 — медно-сульфатный электрод сравнения

возможность в дальнейшем использовать их для защиты второй нитки трубопровода.

На тех участках, где защита с помощью выпрямителей была нецелесообразна с экономической точки зрения (из-за отсутствия источников электроэнергии), использовали магниевые протекторы. Значительное удельное сопротивление грунта потребовало использования протекторов длиной не менее 1,5 м.

Контроль работы выпрямителей проводили один раз в месяц, а величины разности потенциалов «трубопровод — земля», по крайней мере, два раза в год.

Для уменьшения влияния блуждающих токов на трубопроводе установили изолирующие фланцы с интервалами приблизительно в 128 км. Все компрессорные станции были также электрически изолированы от магистрали при помощи изолирующих фланцев.

На переходах под транспортными магистралями использовали защитные патроны, которые очищали и покрывали праймером и изоляционным покрытием. При установке патронов покрытие частично получает повреждения, и в своем большинстве они оказываются короткозамкнутыми с трубопроводом и экранируют ток катодной защиты на своем участке трубы.

В качестве примера можно привести следующие данные: для катодной защиты неизолированного патрона длиной 61 м и диаметром 865 мм потребуется приблизительно такое же количество тока, как для катодной защиты изолированного патрона длиной 86,5 км и диаметром 763 мм с удельным сопротивлением покрытия $9300 \text{ Ом}\cdot\text{м}^2$.

В связи с этим, для предотвращения короткого замыкания между патроном и трубопроводом использовали специальные кольцевые изоляторы, лотковые опоры для труб и запайки на концах патронов.

5.4.4. Взаимные влияния при катодной защите

Некоторая часть тока катодной защиты одного сооружения, стекающая с анодного заземления катодной установки, может попасть в соседнее сооружение. В том месте, где этот ток стекает обратно в землю, может произойти коррозионное разрушение, аналогичное коррозии блуждающими токами электрифицированного рельсового транспорта.

Такое вредное влияние может быть устранено различными путями. Во-первых, на стадии разработки проекта трубопровода следует выбрать такое расположение анодного заземления, чтобы оно находилось на достаточно большом расстоянии от других сооружений. Во-вторых, при возникновении вредных влияний катодной защиты на соседние сооружения можно также возвращать с них посторонний ток на основное защищаемое сооружение через электрическую перемычку. В местах пересечения трубопроводов или кабелей оставляют просвет между ними не менее 0,6 м. Кроме того, в местах пересечения на трубопровод наносят двойное покрытие и обертку длиной по 30 м в каждую сторону от места пересечения. Это позволяет уменьшить опасность возникновения вредного влияния катодной защиты.

Компания «TransCanada Pipelines» ставила в известность всех владельцев трубопроводов, линий электропередач, железных дорог и т. д., имеющих подземные металлические сооружения, которые могут находиться в районе действия системы катодной защиты, и ожидала, что другие компании, имеющие системы катодной защиты, которые могут оказывать вредное влияние на Трансканадский трубопровод, в свою очередь, поставят ее в известность об этом, с тем чтобы можно было осуществить совместные проверки наличия вредного влияния.

Эти проверки проводятся общепринятым образом путем измерения смещения потенциала «труба — земля» при последовательном включении и выключении установки катодной защиты. При отсутствии вредного влияния при включении и выключении выпрямителя катодной защиты не должно быть никаких изменений потенциала «труба — земля».

Катодная защита в сочетании с хорошим покрытием предотвращает коррозионные аварии на трубопроводе. С экономической точки зрения, неправильно использовать только один какой-нибудь из этих способов защиты от коррозии. В связи с этим необходима взаимосвязь всех подразделений службы эксплуатации для осуществления эффективной противокоррозионной защиты. Любое изменение или дополнение в технологической схеме или конструкции подземного трубопровода должно быть доведено до сведения инженера-коррозиониста для изучения возможных коррозионных последствий.

Вся переписка, соглашения, контракты, карты, чертежи и т. д., имеющие отношение к дополнительной прокладке, ремонтным работам и тому подобным изменениям, должны направляться инженеру по коррозии. Его следует также ставить в известность обо всех земляных работах на трубопроводе или других подземных сооружениях, с тем чтобы он мог присутствовать сам или направить представителя из своего отдела для наблюдения за состоянием покрытия трубопровода во время земляных работ. Отдел по защите от коррозии должен не только вести постоянное наблюдение за системой катодной защиты, но и разъяснять всему техническому персоналу важность этой работы.

5.5. Перспективы строительства комплексной защиты от коррозии подземных магистральных трубопроводов в Западной Сибири и северных районах страны

Комплексную защиту от подземной коррозии на магистральных трубопроводах Западной Сибири и северных районов страны применяют систематически с первых же дней их существования. Основанием для этого послужили научные исследования в этой области, начатые ВНИИСТ еще в 1966 году, и первые «Рекомендации по электрозащите трубопроводов в северных районах» [144], разработанные в результате этих исследований в 1969 году.

К настоящему времени накоплен богатый опыт осуществления противокоррозионных мероприятий на северных и западносибирских трубопроводах различных диаметров и назначений. Несмотря на сложные почвенно-климатические условия, на них обеспечивается высокий уровень защищенности, что позволяет значительно снизить показатель коррозионных отказов. На более чем 5000 км магистральных нефтепроводов, в том числе Усть-Балык — Уфа — Альметьевск и Сургут — Полоцк, частота отказов за период до 1980 года составила 3 на 0,09 км. Более чем 15 000 км магистральных газопроводов, включая четырехниточные системы СПТО — Центр (на участке Медвежье — Надым — Пунга — Комсомольский) и Цунга — Вуктыл — Ухта — Торжок, а также северные участки магистралей Уренгой — Грязовец, Уренгой — Петровск, Уренгой — Новопсков

и Уренгой — Помары — Ужгород, также имеют очень хороший показатель частоты отказов: 3 на 0,11 км.

За период 1976—1980 годов на указанных магистральных трубопроводах более 12 000 км было проверено в процессе строительства методом катодной поляризации, и их изоляцию приняли с хорошей и удовлетворительной оценками, т. е. зафиксировав, что начальное переходное сопротивление нормально изолированных участков трубопроводов было не менее $104 \text{ Ом}\cdot\text{м}^2$, а на участках с усиленной изоляцией оно достигало $5 \cdot 104 \text{ Ом}\cdot\text{м}^2$ и выше. Для сравнения можно отметить, что в первые годы строительства, как показал ретроспективный анализ параметров электрохимической защиты, интегральный показатель величины переходного сопротивления в системе газопроводов СПТО — Центр со средним диаметром 1220 мм не превышал $(1,2 \div 1,3) \cdot 104 \text{ Ом}\cdot\text{м}^2$, а для системы газопроводов Цунга — Вуктыл — Ухта со средним диаметром 1115 мм — $1,6 \cdot 4 \text{ Ом}\cdot\text{м}^2$.

В настоящее время для обеспечения электрохимической защиты на магистральных трубопроводах Западной Сибири и северных районов работают более 1250 установок катодной защиты, средняя протяженность защитных зон которых составляет около 16 км при среднем сроке эксплуатации комплексной защиты 16 лет. В то же время на наиболее старых газопроводах Надымского месторождения и в Коми АССР, работавших в 1969—1972 годах, средняя протяженность защитной зоны единичной установки катодной защиты составляет 10—12,5 км.

Таким образом, на вновь строящихся трубопроводах интервал между смежными катодными станциями составляет не менее 20 км, что отвечает требованиям ГОСТа 25812—83 [40]. При этом расход защитного тока обычно не превышает 30 А на одну катодную станцию, а в начальный период, как показал опыт строительства газопровода Уренгой — Помары — Ужгород, колеблется около 10 А. В целом, при среднем токопотреблении 20 А катодные станции работают обычно с 50%-ным запасом по отдаче тока.

Однако в ряде случаев имеют место затруднения с обеспечением достаточно низкого сопротивления растеканию анодных заземлений как в начальный период, так и в процессе эксплуатации. Традиционные конструкции поверхностных анодных заземлений из промышленно изготавливаемых электродов типов ЗКА-140, ЗЖК-12К, АК-1,

АК-3 и др., которыми в большей степени были оборудованы первые газопроводы, не позволяют в почвенно-климатических условиях Западной Сибири и северных районов страны обеспечить среднюю величину их сопротивления растеканию ниже 2—2,5 Ом. Это снижает коэффициент полезного использования установок катодной защиты и ограничивает их токоотдачу, снижая пределы зон защитного действия. Катодные станции типа КСС-1200 и им подобные с выходным напряжением до 48 В полезно используют лишь около 50% своей потенциально полезной мощности.

Значительно более лучшие показатели по сопротивлению растеканию имеют новые конструкции анодных заземлений типа «С» (для низкопроводящих и глубокопромерзающих, в том числе многолетнемерзлых грунтов северных районов и Западной Сибири), разработанные ВНИИСТ совместно с ПАО «Институт ЮжНИИГипрогаз» [140] и использованные в технологических системах катодной защиты ТСКЗ-«Север» и ТСКЗ-«Холод» (для трубопроводов с охлаждением газа). К числу этих конструкций относятся свайное, протяженное, глубинное и таликовое заземления. Сравнительные характеристики таких заземлений можно рассмотреть на примере систем катодной защиты пяти ниток участка газопровода СРТО — Центр между Надымом и Пунгой, а также северного участка двухниточного газопровода Уренгой — Челябинск.

Свайные заземления используют для защиты 560 км (в односточном исчислении) газопровода со средним расходом тока около 0,4 А/км. Они выполнены из труб диаметром 219—420 мм (средний диаметр 300 мм) и длиной 10—12 м. Однако заземление, состоящее в среднем из 11 свай, имеет среднегодовое значение сопротивления растеканию 2,5 Ом, что соответствует среднему значению $\rho_{ГРЭ} = 375$ Ом·м. При этом сезонные колебания этой величины не превышают 20%. Единичная свая имеет сопротивление растеканию, определяемое соотношением $R_{СВ} = 0,6 \div 0,7 \rho_{ГРЭ}$. Зона защиты пяти ниток газопровода для единичной установки катодной защиты со свайным заземлением составляет в среднем 6,5 км.

Протяженные заземления из отходов труб диаметром 1220 мм используют для установок катодной защиты, размещенных на 400 км (в односточном исчислении) газопровода. Средняя протяженность единичного заземления составляет 66 м. Даже при такой незначительной длине они позволяют достичь в верхнем сезонно-талом слое

грунта со средним удельным сопротивлением до 2250 Ом·м (в мерзлом состоянии) соотношения $R_{П} = 0,002\rho_2$, что соответствует сопротивлению всего анодного заземления 3,6 Ом. В талом состоянии верхний слой грунта снижает свое удельное сопротивление до 450÷700 Ом·м, т. е. общее сопротивление заземления в этом случае уменьшается до 0,8÷1,2 Ом. Такие резкие (до 100%) сезонные колебания сопротивления в цепи установок катодной защиты усложняют регулировку режимов их работы и диктуют необходимость применения автоматизированных по току катодных станций. В то же время протяженные заземления снижают средний расход защитного тока до 0,25 А/км и повышают КПД катодной защиты до 70% (по сравнению с 45% при свайных заземлениях). Использование конструктивной особенности протяженных заземлений, заключающееся в приближении их концов к защищаемому трубопроводу (а. с. № 687871) [105], позволило при прочих равных условиях обеспечить увеличение защитной зоны единичной установки катодной защиты в среднем на 15%.

Глубинные заземления, выполненные из труб диаметром 219 мм, размещенные в скважине диаметром 295 мм на глубину 100—200 м (в среднем 167 м), независимо от сезонного изменения состояния верхнего слоя грунта обеспечивают стабильное сопротивление растеканию средней величины не более 1,5 Ом. Принимая во внимание, что эффективное удельное сопротивление грунта при указанной глубине снижается до 200—214 Ом·м, скважинное глубинное заземление имеет сопротивление растеканию, определяемое соотношением $R_{ГС} = 0,007\rho_{ГРЭ}$. Хотя КПД катодной защиты с заземлением рассматриваемого типа соизмеримо со случаем применения свайного заземления и составляет 50—55%, зона защиты единичной защитной установки достигает 13,5 км, т. е. возрастает почти на 50%.

Представляет интерес сопоставить расход металла, обуславливающий срок службы заземлений различных типов. Для достижения сопротивления заземления, не превышающего 1 Ом, свайная конструкция требует 16—18 т труб, глубинная скважина — 14 т, а протяженная полоса или плеть — 21—23 т.

В то же время вес металла единичного элемента длиной 1 м каждого из этих заземлений составляет, соответственно, 15—20, 25—50 и до 100 кг. Значительное увеличение веса металла в глубинном

заземлении позволяет в 4–5 раз продлить срок его службы по сравнению со свайным заземлением. Это является тем более полезным, учитывая более сложную технологию сооружения глубинного заземления и большие затраты на его ремонт или реновацию.

В целом состояние комплексной защиты от коррозии на северных и западносибирских трубопроводах свидетельствует о том, что в настоящее время наиболее эффективны системы катодной защиты с глубинными анодными заземлениями. Предпочтительно, чтобы рабочая часть такого заземления была заглублена таким образом, чтобы ее условный центр электрических силовых линий находился на глубине до 100 м. В то же время наиболее перспективны по своей эффективности протяженные анодные заземления, имеющие достаточно большую протяженность и проложенные непосредственно вдоль защищаемых трубопроводов. Такие заземления должны быть выполнены из малорастворимых материалов и иметь конструкцию, обеспечивающую технологичность их монтажа при первичной укладке и последующей реновации после срабатывания анодного заземления.

Еще один важный фактор, выявленный в результате анализа состояния комплексной защиты, свидетельствует о том, что процесс в Коми АССР и в северных районах протекает быстрее, чем можно было прогнозировать на основании известных функциональных соотношений [61]. Сопоставление потенциальных диаграмм трубопроводов с различными типами и конструкциями изоляционных покрытий за более чем 10-летний период, показывает, что, хотя общая закономерность старения покрытий сохраняет экспоненциальный характер, показатели экспоненты имеют, соответственно, большие абсолютные значения. Для нормальных битумных покрытий они составляют в среднем 0,25; для усиленных битумных покрытий — 0,2; для нормальных пленочных покрытий — 0,125; для усиленных пленочных покрытий — 0,075. Дальнейшее изучение состояния электрохимической защиты в указанных условиях позволяет уточнить и более полно обосновать приведенные для них значения коэффициента старения изоляционных покрытий.

Характерной особенностью северных и западносибирских газопроводов является их многониточное исполнение в основных магистральных направлениях. Строительство таких многониточных систем осуществляют поэтапно, вводя в эксплуатацию каждую но-

вую нитку с интервалом один-два года. В этих условиях возникает необходимость учета при проектировании и строительстве трех основных моментов: необходимость применения систем катодной защиты, рассчитанных на однолетний срок эксплуатации без реконструкции; оптимальное совмещение систем катодной защиты всех ниток для исключения взаимного вредного влияния; последовательность сроков ввода в эксплуатацию каждой из проектируемых систем катодной защиты.

Наиболее перспективна в этом отношении разработка для каждой строящейся нитки газопровода пускового комплекса катодной защиты с использованием автономных источников энергии и разработка проекта поэтапной организации работ по вводу их в действие таким образом, чтобы к полному окончанию строительства всех ниток в осваиваемом магистральном коридоре трассы газопроводов они были обеспечены всей необходимой системой совместной катодной защиты.

Целесообразность такого подхода подтверждается следующими соображениями: предельные длины защитных зон единичных установок катодной защиты на начальный и конечный периоды эксплуатации до капитального ремонта отличаются в 3–6 раз. В связи с этим, в случае сооружения на отдельной нитке газопровода сразу всех необходимых на конечный период установок катодной защиты, в течение 3–6 лет 50–60% из них будут неэффективно простаивать без работы. При этом за счет самокоррозии электродов анодных заземлений или протекторов могут значительно снизиться их КПД и срок службы до замены, что потребует непроизводительного завышения расхода черных и цветных металлов и капитальных затрат на строительство всей системы электрохимической защиты.

Параллельное следование нескольких ниток газопроводов диктует необходимость их совместной катодной защиты с использованием электрических переемычек. Применение традиционной схемы такой защиты с подключением всех параллельных ниток в общую точку дренажа одной мощной установки катодной защиты для рассматриваемой системы является неэффективным, учитывая различные величины переходных сопротивлений последовательно укладываемых трубопроводов и большие величины их диаметров, требующие резкого увеличения затрат мощности установок совместной катодной защиты. Зона совместной защиты такой системы трубопроводов

будет ограничена наихудшим показателем коэффициента распространения тока защиты, определяемым наиболее низким переходным сопротивлением самой старой нитки газопровода в системе, уложенной ранее остальных. Для 6–8-ниточной системы газопроводов, строящейся с указанным ранее интервалом времени, в случае использования старой традиционной системы совместной катодной защиты, зона защитного действия единичной установки может сократиться на 50–70%, а ее мощность должна будет возрасти в 2–2,5 раза. В связи с этим потребуется в 2–3 раза увеличить капитальные затраты и сроки строительства всей системы катодной защиты и во столько же раз возрастут непроизводительные затраты черного металла на электроды анодных заземлений.

Разработка и правильная реализация пускового комплекса катодной защиты позволяет избежать большей части перечисленных затруднений, обеспечить значительную экономию затрат и сократить время строительно-монтажных работ по обеспечению электрохимической защиты многониточной системы газопровода. Перспективность использования пусковых комплексов возрастает, принимая во внимание расширяющееся применение труб с заводской изоляцией высокого качества, начальное сопротивление которой, согласно ГОСТу 25812–83 [40], составляет не менее 10^5 Ом·м². Комплексная противокоррозионная защита в этом случае позволяет отказаться от строительства вдольтрассовой ЛЭП для постоянного энергообеспечения установок катодной защиты, которые могут быть размещены автономно только на территории компрессорных станций. С целью повышения эффективности катодной поляризации трубопроводов при этом могут быть использованы выносные распределенные электроды анодного заземления, как это предусмотрено а. с. № 790847, 104836 [106, 107].

Практическую апробацию пусковой комплекс получил на газопроводах Уренгой – Новопсков и Уренгой – Помары – Ужгород. Во втором случае при его разработке были проанализированы условия эффективной эксплуатации комплексной защиты с таким решением на различные периоды времени. Этот анализ позволил оптимизировать сроки реализации запроектированной системы катодной защиты с учетом перспективы дальнейшего строительства.

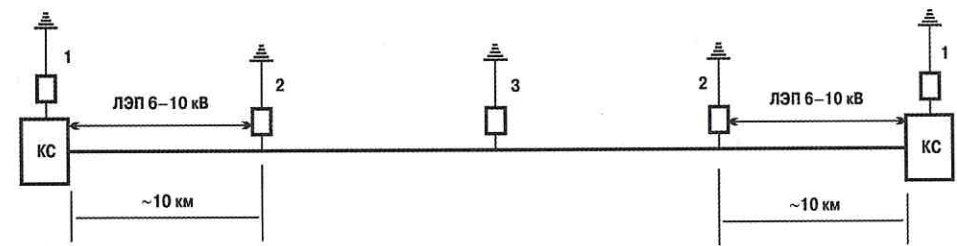


Рис. 5.29. Схема пускового комплекса электрохимической защиты участка трубопровода на первый период эксплуатации:

1 — электрохимическая защита компрессорных станций; 2 — консольные установки катодной защиты; 3 — автономная установка катодной защиты

Пусковой комплекс защиты непрерывно обеспечивает необходимый защитный потенциал в интервале между минимальным и максимальными допустимыми значениями на всей поверхности газопровода в период до полного завершения сооружения и ввода в действие всей основной запроектированной системы его электрохимической защиты. В соответствии с условиями прокладки трассы газопровода Уренгой – Помары – Ужгород разделили на два участка: первый — от 0 до 852 км, который проходит на значительном удалении от существующей системы газопроводов СРТО — Центр; второй — на остальном протяжении трассы, где параллельно ей в 10–50 м проложено несколько ниток газопроводов, включая магистрали Уренгой – Грязовец, Уренгой – Петровск, Уренгой – Новопсков и др.

В результате проработки различных вариантов для пускового комплекса катодной защиты было предложено два принципиальных решения, учитывающих особенности прокладки трассы газопровода Уренгой – Помары – Ужгород.

Первая схема пускового комплекса катодной защиты предусматривала на участке 0–852 км применение станций катодной защиты с питанием электроэнергией от источников тока на площадках компрессорных станций. Такое питание может быть обеспечено как с помощью временных или постоянных местных линий электропередачи, так и с локальным использованием временных автономных источников постоянного тока, например дизель-генераторов или АПЭС.

Сущность схемы пускового комплекса заключается в увеличении зоны защиты единичной катодной станции до размеров, перекрывающих весь участок между двумя смежными катодными станциями, на которой должны действовать запроектированные установки типа «Ормат». Это увеличение достигается за счет повышения потенциала газопровода в точке дренажа до максимально допустимого значения 3,5 В. Начальные электрические характеристики газопровода — коэффициент распространения тока и входное сопротивление — позволили на момент сдачи его в эксплуатацию обеспечить минимально допустимый защитный потенциал 0,87 В на расстояние не менее 50 км в обе стороны от места установки каждой станции катодной защиты.

Для поддержания необходимого уровня защиты в течение всего периода до сооружения и включения остальных проектных установок катодной защиты было учтено влияние скорости старения изоляционного покрытия на изменение электрических характеристик газопровода. В связи с этим были рассмотрены три возможных варианта пускового комплекса катодной защиты, учитывающих состояние изоляции через 1 год, 5 и 10 лет после укладки трубопровода. В каждом из этих случаев оказалось возможным предусмотреть пусковой комплекс катодной защиты с соответствующей корректировкой первоначального решения: выносом основных катодных станций на 10 км в сторону от компрессорных станций и временной установкой одной дополнительной автономной катодной станции в середине участка между двумя смежными компрессорными станциями.

Вторая схема пускового комплекса катодной защиты на участке газопровода после 852 км предусматривала монтаж запроектированных и, в случае необходимости, дополнительных электрических переключателей, обеспечивающих их включение в действующую систему катодной защиты эксплуатируемых параллельных трубопроводов. При осуществлении такой совместной электрохимической защиты за счет изменения режимов работы существующих защитных установок возможно обеспечение необходимых катодных потенциалов на газопроводе Уренгой — Помары — Ужгород на весь период до завершения сооружения и включения предусмотренной на нем системы комплексной защиты от подземной коррозии.

Расчет-обоснование возможных вариантов пускового комплекса катодной защиты газопровода Уренгой — Помары — Ужгород с пи-

танием от источников тока на площадках компрессорных станций был выполнен на основании исходных данных, характеризовавших фактическое его состояние.

Электрической (катодной) защите подлежал участок газопровода диаметром $D_T = 1400$ км с толщиной стенки $\delta = 16$ мм, протяженностью до 120 км, расположенный между двумя смежными компрессорными станциями. Участок газопровода имел следующие электрические характеристики:

$$- \text{продольное сопротивление } r = \frac{\rho_{ст}}{\pi D_T \delta} = \frac{0,24}{3,14 \cdot 1400 \cdot 16} = 3,4 \cdot 10^{-6} \text{ Ом/м};$$

— переходное сопротивление (после проверки катодной поляризации) $R_0 = 2275$ Ом·м после укладки в траншею; $R_{T_1} = 1218$ Ом·м — через 5 лет после укладки в траншею; $R_{T_2} = 650$ Ом·м — через 10 лет после укладки;

— коэффициент распространения тока $\alpha_0 = 0,4 \cdot 10^{-4}$ 1/м; $\alpha_{T_1} = 0,53 \cdot 10^{-4}$ 1/м; $\alpha_{T_2} = 0,72 \cdot 10^{-4}$ 1/м;

— входное сопротивление (для консольного подключения СКЗ) $Z_0 = 0,09$ Ом; $Z_{T_1} = 0,064$ Ом; $Z_{T_2} = 0,047$ Ом.

Для обеспечения необходимого уровня защиты, согласно ГОСТу 9.602—89, были приняты следующие критерии потенциалов:

— минимально защитный общий потенциал газопровода относительно земли (здесь и далее: по медно-сульфатному электроду сравнения) в конце зоны защиты единичной СКЗ: $U_{\min} = U_i^* = -0,87$ В;

— максимально допустимый общий потенциал газопровода относительно земли в точке дренажа СКЗ: $U_{\max} = U_0^* = -3,5$ В (для пленочной изоляции);

— среднее значение естественного потенциала газопровода на защищаемом участке: $U_c \approx -0,55$ В.

Возможны различные варианты технологических систем катодной защиты.

Рассматриваемая система катодной защиты должна работать таким образом, чтобы каждая из СКЗ обеспечивала в середине защищаемого участка катодное смещение потенциала в наименее защищенной точке середины участка газопровода 0,175 В. В этом случае, согласно принципу суперпозиции, общее катодное смещение потенциала в наименее защищенной точке середины участка газопро-

вода составит 0,36 В, что обеспечит на всем его протяжении потенциал по абсолютной величине не менее минимально-защитного (т. е. 0,9 В). Для обеспечения указанного смещения необходимо в точке дренажа каждой СКЗ наложить следующий защитный потенциал: $U_0 = 1,9$ В — в начальный период; $U_{0T_1} = 4,2$ В — через 5 лет; $U_{0T_2} = 13,0$ В — через 10 лет.

В этих условиях общий защитный потенциал в точке дренажа составит, соответственно: $U_{30} = -U_0 + U_e = 1,9 - 0,55 = -2,45$ В; $U_{30T_1} = -4,2 - 0,55 = -4,75$ В; $U_{30T_2} = -13,0 - 0,55 = -13,55$ В.

В связи с тем, что значения потенциалов U_{30T_1} и U_{30T_2} превышают по абсолютной величине U_{\max} , рассмотренный вариант является неудовлетворительным.

Другой вариант — размещение двух мощных установок катодной защиты на площадках смежных КС и установки катодной защиты с автономным электроснабжением от дизель-генератора типа АПЭС.

Рассматриваемая система катодной защиты отличается тем, что к наименее защищенной точке середины участка газопровода подключена автономная установка катодной защиты с электрическими характеристиками: мощность $W = 1,2$ кВт, максимальное выходное напряжение $V = 50$ В, номинальный рабочий ток $I_{\text{скз}} = 25$ А. Принимая для наихудших условий (в зимний период промерзания грунта) максимально допустимое сопротивление анодного заземления $R_A = 4,0$ Ом (согласно межведомственной инструкции ВСН 155—83), получаем минимальную токоотдачу автономной СКЗ:

$$I_3 = \frac{V}{R_A + Z_{\max}} = \frac{50}{4 + 0,09} = 12,2 \text{ А.}$$

В этом случае наложенный потенциал в точке дренажа автономной СКЗ составит: $U_{0A} = 1,1$ В — в начальный период; $U_{0T_1A} = 0,78$ В — через 5 лет; $U_{0T_2A} = 0,57$ В — через 10 лет. Это обеспечит общий потенциал в точке дренажа в каждом рассматриваемом случае по абсолютной величине не более U_{\max} . При этом зона защиты автономной СКЗ для условий обеспечения в конце ее наложенного потенциала

$U_e = 0,175$ В составит: $L_0 = 92$ км — в начальный период; $L_{T_1} = 56$ км — через 5 лет; $L_{T_2} = 33$ км — через 10 лет. Таким образом, плечи защитной зоны автономной СКЗ будут, соответственно, равны 46, 28 и 16 км, что сократит необходимую зону защиты каждой из СКЗ, размещенных на территориях смежных КС, до 14, 32 и 44 км. Для обеспечения этих зон защиты необходимо в точках дренажа СКЗ на территориях КС наложить катодный потенциал $U_0 = 0,31$ В — в начальный период; $U_{0T_1} = 0,96$ В — через 5 лет; $U_{0T_2} = 4,2$ В — через 10 лет.

Рассматриваемая система в течение не менее 5 лет способна обеспечивать необходимый уровень защиты газопровода (поддерживая потенциал на всем протяжении защищаемого участка в интервале между U_{\min} и U_{\max}), потребляя на КС защитный ток:

$$I_{3\text{ск}} = \frac{U_{\text{СТ}_1}}{Z_{T_1}} = \frac{0,96}{0,064} = 15 \text{ А.}$$

Принимая во внимание, что номинальный ток СКЗ на территории КС составляет 50 А, имеет место запас тока в 35 А для обеспечения катодной защиты подземных коммуникаций КС.

В связи с тем, что U_{0T_2} по абсолютной величине больше U_{\max} , рассматриваемая система должна быть реконструирована не позднее чем через 5 лет.

Анализ рассмотренных вариантов показывает, что для обеспечения катодной защиты газопровода Уренгой — Помары — Ужгород целесообразно применить пусковой комплекс из двух мощных установок катодной защиты на площадках смежных КС с его реконструкцией не позднее чем через год после укладки первой нитки газопровода, или пусковой комплекс из двух мощных установок катодной защиты на площадках смежных КС с дополнительной автономной СКЗ в середине защищаемого участка, с реконструкцией не позднее чем через 5 лет после укладки первой нитки газопровода.

В соответствии с решением, принятым заместителем министра газовой промышленности В. С. Чернобырдиным и заместителем министра строительства предприятий нефтяной и газовой промышленности СССР Г. И. Шмалем, внедрение пускового комплекса на участке в 852 км произошло по первому варианту.

5.6. Техничко-экономическая эффективность электрохимической защиты магистральных трубопроводов в северных районах

При выборе условий и технических требований комплексной противокоррозионной защиты подземных трубопроводов, а также при определении сроков ее текущего и капитального ремонта важную роль играет экономическая оценка составляющих ее мероприятий. Применительно собственно к изоляционным покрытиям и их взаимосвязи с работой электрохимической защиты эта оценка может быть достаточно просто осуществлена в соответствии с ранее разработанной нормативной документацией [18, 19]. Что же касается непосредственно самих установок электрохимической, в первую очередь — катодной, защиты, то выбор их номинальных параметров следует осуществлять, исходя не только из технических, но и из технико-экономических соображений. При этом необходимо учитывать весь комплекс разнообразных мероприятий, которые могут способствовать повышению эффективности электрохимической защиты и снижению ее стоимости. Одним из таких мероприятий является принудительное или естественное охлаждение газа после компрессорных станций. Температуру принудительного охлаждения следует выбирать, исходя из условий прокладки и эксплуатации трубопровода.

Проведенные совместно с НИПИЭСУ Нефтегазстрой расчеты, послужившие основой технико-экономического обоснования программы охлаждения газа на магистрали Уренгой — Челябинск, позволили рекомендовать оптимальный диапазон температур охлаждения. В качестве исходных данных были приняты следующие эксплуатационные показатели для трубопровода со средним диаметром 1000 мм: за период 1970—1976 годов доля отказов в условиях естественного охлаждения газа изменялась в диапазоне 23—52%, составляя в среднем 37%; годовая интенсивность крупных отказов за тот же период составляла $0,71 \div 1,07$ (в среднем, 0,89) на 1000 мм трубопроводов; удельный вес коррозионных отказов за 1975—1976 годы достиг 49%. Как показывает прогноз, при увеличении среднего диаметра до $1,22 \div 1,42$ м следует ожидать соответственного увеличения годовой интенсивности крупных отказов до $1,05 \div 1,21$, а в северных

районах, при повышенных температурах выхода газа с компрессорных станций, — до 2,0 на 1000 км трубопроводов.

При охлаждении газа на выходе компрессорных станций до температуры $5^\circ \div 10^\circ\text{C}$ ($0^\circ \div 5^\circ\text{C}$), как показали расчеты прогнозирования, ожидается увеличение долговечности изоляционных покрытий не менее чем до 30 лет, что позволит в 4 раза сократить затраты на электроэнергию и примерно на 50% уменьшить общие затраты на катодную защиту.

Полагая, что доля коррозионных отказов в северных и западно-сибирских районах составляет в среднем 30%, охлаждение газа в сочетании с новой технологической системой катодной защиты повысит надежность трубопроводов в этих условиях не менее чем на 25% за счет значительного сокращения общего количества коррозионных отказов, на ликвидацию каждого из которых при самой благоприятной ситуации уходит до $2,63 \div 3,00$ суток. В денежном выражении экономический эффект от внедрения технологии транспорта, охлажденного до температуры $5 \div 10^\circ\text{C}$ газа, например на участке газопровода Комсомольск — Челябинск, снизит годовые приведенные затраты за счет ожидаемого сокращения числа коррозионных отказов на 8,31 млн руб., в том числе: от сокращения ущерба от аварий транспортного предприятия — на 0,73 млн руб.; от сокращения ущерба от аварий у потребителей — на 4,73 млн руб.; от увеличения подачи газа потребителям за счет повышения коэффициента загрузки газопровода — на 2,85 млн руб.

Убытки от коррозионных разрушений газопроводов возникают в результате нарушения режима газоснабжения при непредвиденном аварийном ремонте, а также в связи с потерей газа, заменой поврежденного участка газопровода и восстановлением режима газоснабжения. При этом точный подсчет усредненных убытков не представляется возможным. Если рассматривать только непосредственный эффект от применения электрохимической защиты, подсчитанный путем сравнения приведенных капитальных и годовых эксплуатационных затрат на 1 км защищенного и незащищенного трубопроводов, то следует использовать средние укрупненные показатели, как это рекомендовано методикой АН СССР. Расчет по этой методике, выполненный для трубопровода со средним диаметром 720 мм, определяет годовой экономический эффект в размере 715 руб./км.

При увеличении среднего диаметра трубопровода до 1220 мм следует ожидать, что экономический эффект возрастет в 3 раза.

Основным определяющим показателем при определении экономической эффективности электрохимической защиты и выборе ее оптимальных рабочих параметров является суммарная годовая стоимость защиты единичной установкой. Этот показатель можно рассчитать по формуле:

$$P_c = A_1 + A_2 I + A_3 I^2. \quad (5.2)$$

Коэффициенты A определяют из выражений:

$$A_1 = \varphi_{н.э.} (P_g y + P_T + K_1 + P_{II} y_n) + P_9, \quad (5.3)$$

$$A_2 = 4 \sqrt{\frac{8,76 P_c \varphi_{н.э.}}{\eta_{укз}} \left[1,1(y + y_c) \sqrt{10^{-3} \rho_g P_m \gamma_g} + (1 + 2 A_3) \sqrt{\frac{P_9 R_3}{\eta_{A_3} \eta_9}} \right] + 4 \sqrt{\frac{\varphi_{н.э.}}{8,76 P_c} \left[0,84 K_2 (y + y_c) \sqrt{10^{-3} \rho_g P_m \gamma_g \eta_{укз}} + K_2 \sqrt{\frac{P_9 R_3 \eta_{A_3} \eta_9}{\eta_{укз}}} \right]}, \quad (5.4)$$

$$A_3 = Z_T \left(\frac{8,76 + P_n}{\eta_{укз}} + K_2 \right), \quad (5.5)$$

где: P — стоимость строительства дренажной линии, руб./м;
 P_T — стоимость понижающего трансформатора, руб.;
 P_{II} — стоимость сооружения питающей линии переменного тока, руб./м;
 P_9 — годовая стоимость обслуживания единичной защитной установки, руб.;
 P_c — стоимость электроэнергии, руб./кВт·час;
 P_3 — стоимость одного заземлителя, руб.;
 P_m — стоимость дренажных проводов, руб./кг;
 ρ_g — удельное сопротивление материала дренажного провода, Ом·мм²/м;

$K_{1,2}$ — стоимостные коэффициенты оптовых цен катодных станций различной мощности, руб.;

$J_{н.э.}$ — нормативный коэффициент эффективности, лет⁻¹;

R_3 — сопротивление растеканию одного заземлителя, Ом;

γ_g — плотность материала дренажных проводов, кг/дм³;

$\eta_{укз}$ — КПД защитной установки;

η_{A_3} — коэффициент использования материала заземлителя;

η_9 — коэффициент экранирования заземлителей;

Z_T — входное сопротивление трубопровода, Ом;

I — рабочий ток катодной станции, А;

y — расстояние от анодного заземления до точки дренажа, м;

y_{II} — длина питающей линии переменного тока, м;

n_c — общая длина соединительных проводов защитной установки, м.

$$P_{СК} = K_2 W + K_1, \quad (5.6)$$

где: $P_{СК}$ — стоимость катодной станции, руб.;

W — мощность катодной станции, кВт.

Используя уравнения (5.2)–(5.6), составили программу расчета на ЭВМ основных параметров установок катодной защиты: силы тока, мощности и стоимости на начальный и конечный периоды эксплуатации — применительно к различным диаметрам трубопроводов, удельным сопротивлениям грунта и электрическим характеристикам трубопроводов. Расстояние между анодным заземлением и трубопроводом было выбрано по методу оптимизации из сравнения восьми наиболее часто встречающихся практических вариантов реализации катодной защиты (табл. 5.6).

Результаты проведенных расчетов были использованы для построения графических зависимостей необходимых затрат на катодную защиту 100 км трубопровода и требуемой мощности катодных станций от длины защитной зоны. Эти графические зависимости показали, что при увеличении зоны защиты необходимая мощность катодных станций растет, а стоимостные показатели сначала снижаются, а затем растут. Оптимальные мощности катодных станций и длины их защитных зон, выбранные для условий минимизированных затрат, представлены в таблице 5.7. Как видно из таблицы, для трубо-

Таблица 5.6

Технико-экономические показатели вариантов расчета оптимального расстояния между трубопроводом и анодным заземлением

Варианты расчета	Единовременные затраты на катодную станцию и линию переменного тока, руб.		Стоимость электроэнергии, руб./кВт·час		Токсовая нагрузка дренажной линии, А/мм ²	
	1300	1700	0,02	0,04	0,02	0,04
I	1300	1700	0,02	0,04	0,5	0,5
II	1700	1300	0,02	0,04	0,5	0,5
III	1300	1700	0,04	0,04	0,5	0,5
IV	1700	1300	0,04	0,04	0,5	0,5
V	1300	1700	0,02	0,02	2,0	2,0
VI	1700	1300	0,02	0,04	2,0	2,0
VII	1300	1700	0,04	0,04	2,0	2,0
VIII	1700	1300	0,04	0,04	2,0	2,0

проводов больших диаметров в северных условиях с низкопроходными грунтами необходимы катодные станции мощностью 5–10 кВт. Однако их зоны защиты ограничены в пределах 10 км, причем для этого среднее сопротивление цепи защиты должно быть ограничено величиной до 1,0 Ом. Такие условия накладываются жесткие требования на системы катодной защиты северных трубопроводов.

В настоящее время на газопроводах Западной Сибири и Коми АССР действует технологическая система электрохимической защиты подземных трубопроводов ТСКЗ-«Север», выпущенная в соответствии с техническими условиями РД 102-014-83, разработанная ми ВНИИСТ [137]. Эта система предусматривает использование катодных станций типа ПСК, гальванических, свайных и протяженных заземлений. Техническая система ТСКЗ-«Север» для обеспечения полной защиты участка газопровода длиной 100 км требует 6 катодных станций ПСК-1,2 при среднем количестве гальванических анодных заземлений 21 шт. (с учетом изменения удельного сопротивления грунта по трассе) и 1110 м кабеля. При осуществлении электродиминеским условиям и нормам (ВСН 2-106-78) требуется 11 катодных станций ПСК-1,2, 8250 электродов типа АК-3 и 16 500 м соединительного кабеля [18].

Таблица 5.7

Оптимальные параметры катодной защиты трубопроводов диаметром 1220—3500 мм на конечный период

Тип укладки	Среднее значение защиты, Ом	r, до 1 Ом·м			r=1—10 Ом·м			r=10—50 Ом·м			r=50—100 Ом·м			r>100 Ом·м			
		J, А	W, кВт	L, км	J, А	W, кВт	L, км	J, А	W, кВт	L, км	J, А	W, кВт	L, км	J, А	W, кВт	L, км	
Трубопроводы диаметром 1220—1420 мм																	
Заглубленный	До 0,5	100	5,0	90	70	2,5	4—13	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
		—	—	—	55	3,0	2—10	40	1,6	7—15	35	1,2	15—23	35	1,2	>23	>23
		—	—	—	—	—	—	30	5,0	12—16	30	5,0	16—23	30	5,0	>23	>23
Полузаглубленный	До 0,5	75	3,0	До 5	70	2,5	4—12	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
		75	5,0	До 4	55	3,0	2—10	45	2,0	8—15	40	1,6	12—17	40	1,6	>17	>17
		—	—	—	—	—	—	30	5,0	До 10	45	10,0	До 18	45	10,0	>18	>18
Трубопроводы диаметром 2500 мм																	
Заглубленный	До 0,5	150	10,0	До 5	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
		—	—	—	75	5,0	5—11	75	5,0	До 40	—	—	—	100	10,0	>30	>30
		—	—	—	50	10,0	До 5	50	10,0	13—23	50	10,0	23—30	—	—	—	—
Полузаглубленный	До 0,5	150	10,0	До 5	100	5,0	До 10	—	—	—	—	—	150	10,0	13—20	—	—
		—	—	—	100	10,0	5—10	100	10,0	До 13	—	—	—	—	—	—	—
		—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—

Таким образом, новая система электрохимической защиты подземных трубопроводов в северных районах и Западной Сибири ТСКЗ-«Север» обеспечивает полную защиту при меньшем количестве катодных станций, анодных заземлителей и меньшем расходе соединительного кабеля, что дает большой экономический эффект. Расчет этого эффекта, в соответствии с требованиями Госстроя СССР [63], показал, что он составляет 993 руб./км. При годовом объеме внедрения не менее 1000 км общая экономия достигает более 1,0 млн руб.

В настоящее время, в соответствии с Государственной программой защиты металлов от коррозии, ведется разработка автономной технологической системы катодной защиты северных трубопроводов с протяженными анодными заземлениями из электропроводной резины. Такая система состоит из двух источников защитного тока, расположенных на расстоянии до 100 км друг от друга, электрического кабеля сечением 200 мм² и протяженного анодного заземления, состоящего из алюминиевого провода диаметром 5 мм в оболочке из электропроводной резины диаметром 20 мм. Эталонным вариантом служит система защиты из 10 катодных станций с сосредоточенными анодными заземлениями (состоящими из 50 эквивалентных электродов каждое), обеспечивающая защитный потенциал на 100 км трубопровода. Как показывает предварительный расчет, ожидаемая экономическая эффективность такого решения составляет 2,27 тыс. руб./км, что при среднем годовом объеме внедрения 1000 км даст экономию 2,27 млн руб.

При разработке ТЭО трубопровода Ямбург — Западная Сибирь рассматривали вариант использования для электрохимической защиты протяженных магниевых протекторов. Сравнение его с другими возможными решениями показывает, что ожидаемая экономическая эффективность в этом случае составляет не менее 467 руб./км, а средняя годовая экономия — около 0,5 млн руб.

Внедрение новых разработанных ВНИИСТ технических систем электрохимической защиты на северных и западносибирских трубопроводах дает реальный годовой экономический эффект не менее 1,0 млн руб. Техничко-экономическое обоснование подтверждает перспективность дальнейшего совершенствования систем электрохимической защиты подземных трубопроводов Западной Сибири

и Коми АССР с использованием новых передовых научно-технических разработок ВНИИСТ.

Общий экономический эффект противокоррозионной защиты действующих трубопроводов в районах глубокого промерзания грунтов и распространения многолетнемерзлых грунтов за время их эксплуатации превышает 10 млн руб.

5.7. Заключение и выводы

1. Подтверждена необходимость осуществления комплексной защиты северных и западносибирских трубопроводов от подземной коррозии сразу же после укладки их в грунт, а также необходимость учета таликов вдоль их трасс при определении параметров защитных установок.

2. Разработаны и внедрены технологические системы катодной защиты ТСКЗ-«Север» и ТСКЗ-«Холод», рассчитанные на 10-летний срок службы, а также созданы альбомы типовых чертежей на анодные заземления для западносибирских и северных районов, используемые при проектировании и эксплуатации всех вновь строящихся там магистральных трубопроводов.

3. Установлена защищенность от коррозии северных участков многониточных систем магистральных газопроводов СРТО — Центр (96%) и Пунга — Вуктыл — Ухта — Торжок (90%) и намечены пути ее повышения с учетом состояния изоляционного покрытия и защитных установок.

4. Определены коэффициенты старения изоляционных покрытий различного типа в условиях Западной Сибири и северных районов и показана обязательная необходимость контроля качества изоляции трубопроводов при строительстве их в зимний период.

5. Обоснованы преимущества пускового комплекса электрохимической защиты и показана его перспективность применительно к многониточным системам магистральных трубопроводов.

6. Рассчитан годовой экономический эффект внедрения катодной защиты на западносибирских и северных трубопроводах, составляющий более 1 млн руб., и определена общая экономия за период эксплуатации комплексно защищенных трубопроводов, превышающая 10 млн руб.

Список литературы

1. Материалы XXVII съезда Коммунистической партии Советского Союза. М.: Политиздат, 1986. 235 с.
2. Основные направления экономического и социального развития СССР на 1986—1990 годы и на период до 2000 года. М.: Политиздат, 1986. 43 с.
3. *Акимов Г. В.* Теория и методы исследования коррозии металлов. М.—Л.: Изд-во АН СССР, 1945. 414 с.
4. *Акимов Г. В., Кларк Г. Б.* Необратимые электродные потенциалы металлов//ДАН СССР. 1941. № 30. 798 с.
5. *Ананян А. А.* О значении короткодействующих сил при кристаллизации воды в тонкодисперсных горных породах//Связанная вода в дисперсных системах. Вып. 2. М.: Изд-во МГУ, 1972. С. 34—43.
6. *Ананян А. А.* Зависимость электропроводности мерзлых горных пород от влажности//Известия АН СССР. Серия геофизическая. 1958. № 12. С. 71—83.
7. *Ананян А. А., Артюшина В. И., Волкова Е. В., Голованова Г. Ф., Притула В. В., Смирнова Н. Н.* О взаимосвязи между фазовым составом воды в мерзлой каолиновой глине и ее электропроводностью//Мерзлотные исследования. Вып. XVI. М.: Изд-во МГУ, 1977. С. 213—216.
8. *Ананян А. А., Артюшина В. И., Смирнова Н. Н., Притула В. В.* О зависимости электропроводности бентонитовой глины от режима замораживания//Мерзлотные исследования. Вып. XVI. М.: Изд-во МГУ, 1977. С. 216—219.
9. *Ананян А. А., Голованова Г. Ф., Волкова Е. В.* Исследование фазового состава воды в мерзлой бентонитовой глине методом спин-эха на импульсном ЯМР-спектрометре//Мерзлотные исследования. Вып. XV. М.: Изд-во МГУ, 1975. С. 142—151.
10. *Ананян А. А., Добровольский В. П.* Об электропроводности мерзлых горных пород//Геология и геофизика/СО АН СССР. 1961. № 3. С. 96—103.
11. *Ананян А. А., Полтев Н. Ф.* Об ориентированном состоянии воды в тонкодисперсных горных породах//Мерзлотные исследования. Вып. XV. М.: Изд-во МГУ, 1975. С. 134—141.
12. *Антропов Л. И.* Теоретическая электрохимия. М.: Высшая школа, 1975. 510 с.
13. *Бахолдин Б. В.* Выбор оптимального режима замораживания грунтов в строительных целях. М.: Госстройиздат, 1963. 141 с.
14. *Батлер Д. П.* Ионные равновесия. Л.: Химия, 1973. 446 с.
15. *Велли Ю. Я., Докучаев В. В., Федоров Н. В.* Здания и сооружения на Крайнем Севере. Л.—М.: Госстройиздат, 1963. 89 с.
16. *Вернадский В. И.* История минералов земной коры. История природных вод. Т. 2. Вып. 1. М.: Госхимиздат, 1933. 234 с.
17. *Власов П. Г.* Опыт изоляции трубопровода в зимних условиях//Нефтяное хозяйство. 1965. № 11. С. 85—86.
18. ВСН 2-106—78. Инструкция по проектированию и расчету электрохимической защиты магистральных трубопроводов и промышленных объектов. М.: ВНИИСТ, 1980. 176 с.
19. ВСН 155—83. Инструкция по электрохимической защите подземных трубопроводов в северных районах и Западной Сибири. М.: ВНИИСТ, 1985. 95 с.
20. *Герасимов В. В.* Защитные потенциалы металлов//Известия АН СССР. ОХН. 1957. № 3. С. 263—269.
21. *Герасимов В. В., Акимов Г. В., Розенфельд И. Л.* Влияние температурного фактора на скорость коррозии металлов в электролитах//Известия АН СССР. ОХН. 1956. № 1. С. 12—15.
22. *Герасимов В. В., Розенфельд И. Л.* Влияние температуры на скорость коррозии металлов//Известия АН СССР. ОХН. 1957. № 10. С. 1166—1171.
23. *Герасимов В. В., Розенфельд И. Л.* Влияние температуры на величину диффузного тока и толщину диффузного слоя//Известия АН СССР. ОХН. 1956. № 7. С. 779—783.
24. *Гомон С. Л.* Коррозия металла в морской воде и катодная защита гидротехнических сооружений. М.: Союзморпроект, 1959. 157 с.
25. *Горбачев С. В.* Влияние температуры на скорость электролиза//Журнал физической химии (далее — ЖФХ). 1950. Т. 24. № 7. С. 888—896.
26. *Горбачев С. В.* Ответ на второе письмо Н. Н. Туницкого//ЖФХ. 1951. Т. 25. № 9. С. 1133—1136.
27. *Горбачев С. В.* Сочетание концентрационной и химической поляризации//ЖФХ. 1952. Т. 26. № 9. С. 1303—1310.
28. *Горбачев С. В.* Постановка задачи о расчете концентрационной и химической поляризации в работе М. Смутека//ЖФХ. 1954. Т. 28. № 9. С. 1684—1689.
29. *Горбачев С. В., Васенин Р. М.* Поляризация при осаждении меди из растворов простых солей//ЖФХ. 1953. Т. 27. № 2. С. 261—267.
30. *Горбачев С. В., Васенин Р. М.* Влияние ионов калия на процесс электроосаждения меди//ЖФХ. 1954. Т. 28. № 1. С. 135—146.
31. *Горбачев С. В., Жук Н. П.* Влияние температуры на скорость процесса электролитического выделения хлора//ЖФХ. 1951. Т. 25. С. 841—853.
32. *Горбачев С. В., Измайлов А. В.* Катодная поляризация при осаждении меди из комплексных электролитов//ЖФХ. 1951. Т. 25. № 11. С. 1384—1396.
33. *Горбачев С. В., Измайлов А. В.* Катодная поляризация при осаждении меди из растворов оксалатов и этаноламинов//ЖФХ. 1952. Т. 26. № 2. С. 296—309.
34. *Горбачев С. В., Измайлов А. В.* Рассеивающая способность комплексных медных электролитов, содержащих этаноламины//ЖФХ. 1954. Т. 28. № 2. С. 229—235.
35. *Горбачев С. В., Старостенко Е. П.* Влияние температуры на скорость электрокристаллизации меди//ЖФХ. 1952. Т. 26. № 5. С. 624—632.
36. *Горбачев С. В., Юркевич Ю. Н.* К вопросу о кинетике электролитического осаждения никеля//ЖФХ. 1954. Т. 28. № 6. С. 1120—1128.
37. ГОСТ 13216—74 (67): Приборы и средства автоматизации ГСП. Надежность. Общие технические требования и методы испытаний. М.: Изд-во стандартов, 1974. 15 с.
38. ГОСТ 13819—68: Единая система защиты от коррозии и старения. Машины и сплавы. Десятибалльная шкала коррозионной стойкости. М.: Изд-во стандартов, 1985. 5 с.
39. ГОСТ 9.015—74: Единая система защиты от коррозии и старения. Подземные сооружения. Общие технические требования. М.: Изд-во стандартов, 1984. 87 с.
40. ГОСТ 25812—83: Трубопроводы стальные магистральные. Общие требования к защите от коррозии. М.: Изд-во стандартов, 1983. 46 с.
41. *Гусев В. Н., Притула В. В., Приймак Э. И.* К вопросу коррозионного взаимодействия трубной стали с молекулами воды//Коррозия и защита в нефтегазовой промышленности. 1981. № 3. С. 1—6.
42. *Гусев В. П., Притула В. В., Приймак Э. И.* Оптимизация потенциалов катодной защиты магистральных трубопроводов на территории Тимано-Печорского региона. М.: ВНИИОЭНГ, 1982. 65 с.
43. *Дамаскин Б. Б., Петрий О. А.* Основы теоретической электрохимии. М.: Высшая школа, 1978. 375 с.
44. *Дамаскин Б. Б., Петрий О. А.* Введение в электрохимическую кинетику. М.: Высшая школа, 1975. 416 с.

45. Дерягин Б. В., Нерпин С. В., Чураев И. В. Свойства и течение пленочной влаги//Труды X Международного конгресса почвоведов. Т. 1. М.: Наука, 1974. С. 113—119.

46. Ефимова-Калашникова А. М., Глазков В. И., Глазов Н. П. Учет фактора времени при расчете катодной защиты//Труды ВНИИСТ. М.: ВНИИСТ, 1977. № 41. С. 127—140.

47. Ефимова А. М. Прогнозирование защитных свойств изоляционных покрытий и параметров комплексной защиты//Материалы симпозиума НКС по IV теме СЭВ. Сопот, 1985. 12 с.

48. Жук Н. П. Курс коррозии и защиты металлов. М.: Металлургия, 1968. 407 с.

49. Жук Н. П. Курс теории коррозии и защиты металлов. М.: Металлургия, 1976. 472 с.

50. Жук Н. П. Коррозия и защита металлов, расчеты. М.: Машгиз, 1957. 331 с.

51. Жук Н. П. Защитный потенциал стали//ЖФХ. 1954. Т. 28. № 10. С. 1869—1871.

52. Жук Н. П. Значения рН, устанавливаемые труднорастворимыми продуктами коррозии металлов//ЖФХ. 1958. Т. 32. № 12. С. 2754—2760.

53. Жуков В. И. Изоляционные покрытия подземных магистральных трубопроводов//Материалы научно-технического совещания по вопросам глубины укладки магистральных трубопроводов. М.: ВНИИСТ, 1951. С. 112—119.

54. Зиневич А. М. Научно-техническое обеспечение надежности сооружения линейной части магистральных трубопроводов. М.: ВНИИСТ, 1984. 100 с.

55. Зиневич А. М., Глазков В. И., Котик В. Г. Защита трубопроводов и резервуаров от коррозии. М.: Недра, 1975. 288 с.

56. Зытнер Я. Д., Ротинян А. Л. Электрохимическое поведение железа в сернокислых растворах//Электрохимия. 1966. Т. 2. № 12. С. 1371—1382.

57. Иванцов О. М., Двойрис А. Д., Кривошеин Б. А. и др. Эффективность строительства низкотемпературных газопроводов: сб. М.: НИПИЭСУНефтегазстрой, 1977. 59 с.

58. Изгарышев Н. А., Горбачев С. В. Курс теоретической электрохимии. М.—Л.: Госхимиздат, 1951. 503 с.

59. Измайлов А. В. О методах исследования рассеивающей способности электролитов//ЖФХ. 1954. Т. 28. № 1. С. 179—185.

60. Инструкция по антикоррозионной защите наружной поверхности металлических трубопроводов полимерными липкими лентами. ВСН 2-31—71. М.: ВНИИСТ, 1971. 21 с.

61. Инструкция по расчету параметров электрохимической защиты подземных трубопроводов в северных районах. ВСН 2-71—76. М.: Миннефтегазстрой, 1976. 52 с.

62. Инструкция по отбраковке труб, поврежденных коррозией. М.: ВНИИГАЗ, 1978. 58 с.

63. Инструкция по определению экономической эффективности использования в строительстве новой техники, изобретений и рационализаторских предложений. СН 509—78. М.: Госстрой СССР, 1978. 46 с.

64. Катодная защита от коррозии/Под ред. В. А. Притула. М.—Л.: Госэнергоиздат, 1962. 254 с.

65. Коган Э. А. Использование полимерных материалов для противокоррозионной защиты в нефтяной промышленности за рубежом. М.: ВНИИОЭНГ, 1974. 62 с.

66. Колотыркин Я. М. Влияние анионов на кинетику растворения металлов//Успехи химии. 1962. Т. 31. № 3. С. 322—335.

67. Колотыркин Я. М. Итоги науки и техники: сб. Серия «Коррозия и защита от коррозии». М.: Мир, 1973. 324 с.

68. Колотыркин Я. М., Флорианович Г. М. Итоги науки: сб. Электрохимия. Т. 7. М.: ВИНТИ, 1971. 296 с.

69. Корыта И., Дворжак И., Богачкова В. Электрохимия. М.: Мир, 1977. 472 с.

70. Костиненко Г. И. Строительство на вечной мерзлоте за рубежом (Аляска, Канада, Гренландия). М.: Госстройиздат, 1962. 114 с.

71. Котик В. Г., Кирина Л. Ф. Исследование протекторов из вторичных магниевых сплавов//Труды ВНИИСТ. М.: ВНИИСТ, 1970. № 23. С. 133—148.

72. Котик В. Г., Кирина Л. Ф., Притула В. В., Русакова Л. Ф. Анодное поведение магниевых протекторов при знакопеременных температурах. Методы и средства электрохимической защиты магистральных трубопроводов от подземной коррозии//Труды ВНИИСТ. М.: ВНИИСТ, 1980. С. 55—69.

73. Красноярский В. В. Электрохимический метод защиты металлов от коррозии. М.: Машгиз, 1961. 85 с.

74. Красноярский В. В. Пути совершенствования методов расчета установок катодной защиты подземных трубопроводов//Труды Всесоюзной научной межвузовской конференции по борьбе с коррозией. М.: Гостоптехиздат, 1962. С. 154—161.

75. Красноярский В. В., Цикерман Л. Я. Коррозия и защита подземных металлических сооружений. М.: Высшая школа, 1968. 296 с.

76. Кузнецов И. К., Филипов Г. С. Строительство промышленных сооружений в условиях вечномерзлых грунтов. М.: Стройиздат, 1964. 87 с.

77. Ландау Л. Д., Лившиц Е. М. Статистическая физика. М.: Наука, 1964. 496 с.

78. Латимер В. Окислительные состояния элементов и их потенциалы в водных растворах. М.: ИИЛ, 1954. 425 с.

79. Лоренц В., Эйххорн Г. Влияние границ субзерна и искажений решетки на механизм анодного растворения железа//Труды III Международного конгресса по коррозии металлов. Т. 1. М.: Мир, 1968. 184 с.

80. Мамедов И. А., Абрамов Д. М. Изучение электрохимической коррозии стали в почве в зависимости от температуры и пористости//Труды Всесоюзной межвузовской научной конференции по борьбе с коррозией. М.: Гостоптехиздат, 1962. С. 84—92.

81. Мамедов И. А., Абрамов Д. М. Исследование влияния температурного режима почвы на коррозию стали//Азербайджанский химический журнал. 1960. № 1. С. 24—33.

82. Марченко А. Ф., Петров П. А., Глазов Н. П. О возможности комплексной защиты подземных стальных конструкций с повышенными катодными потенциалами//Проектирование и строительство трубопроводов и газонефтепромысловых сооружений. М.: ВНИИСТ, 1968. № 11. С. 24—36.

83. Методы измерения в электрохимии. Т. I, II/Под. ред. Э. Егера, А. Залкинда. М.: Мир, 1977. 585 с., 475 с.

84. Мецик М. С. Свойства водных пленок между пластинками слюды//Поверхностные силы в тонких пленках и дисперсных системах. М.: Наука, 1972. С. 17—25.

85. Миллер Д. Э. Катодная защита трубопровода без противокоррозионного покрытия//Нефть, газ и нефтехимия за рубежом. 1983. № 3. С. 47—49.

86. Мингалев Э. П. Борьба с коррозией промышленных коммуникаций в Западной Сибири. М.: ВНИИОЭНГ, 1973. 67 с.

87. Михайловский Ю. Н., Томашов Н. Д. Электрохимическая теория подземной коррозии металлов//Исследования по коррозии металлов. М.: Изд-во АН СССР, 1960. № 6. С. 3—179.

88. Морозов С. С. Региональное грунтоведение. М.: Изд-во МГУ, 1964. 154 с.

89. *Негреев В. Ф., Абрамов Д. М.* Исследование механизма коррозии в условиях периодического смачивания морской водой//Труды Всесоюзной межвузовской научной конференции по борьбе с коррозией. М.: Гостоптехиздат, 1962. С. 56—63.
90. *Негреев В. Ф., Кязимов А. М.* Защита стальных сооружений от коррозии в морской воде//Защита морских судов от коррозии. М.: Морской транспорт, 1958. С. 14—19.
91. *Нелаев И. П.* Термодинамический метод оценки затухания коррозионных процессов в грунте//Коррозия и защита на нефтедобывающей промышленности. М.: ВНИИОЭНГ, 1972. № 2. С. 4—8.
92. *Нестерова М. А., Нестеров Л. Я.* Электропроводность мерзлых горных пород при температурах ниже нуля//Материалы Всесоюзного научно-исследовательского института «Геофизика». Сб. 11. М.—Л.: Госгеолиздат, 1947. 114 с.
93. *Пастернак В. И., Поляков И. Е.* Противокоррозионные покрытия для труб большого диаметра. М.: ВНИИОЭНГ, 1977. 49 с.
94. *Перельман А. И.* Геохимия ландшафта. М.: Географиздат, 1961. 496 с.
95. *Полозов А. Е., Абрамов А. П., Санжаровская С. Ф.* Коррозия и защита газовых технологических систем в условиях Европейского Севера. М.: ВНИИОЭНГ, 1979. 76 с.
96. *Притула А. Ф., Притула В. А.* Транспорт нефти, нефтяных продуктов и газа. М.—Л.: ОНТИ, 1938. 452 с.
97. *Притула В. А.* Защита заводских подземных трубопроводов от коррозии. М.: Металлургиздат, 1961. 384 с.
98. *Притула В. А., Притула В. В.* Защита от коррозии морских нефтепромысловых сооружений. М.: ВНИИОЭНГ, 1976. 51 с.
99. *Притула В. В.* Опасность коррозионного разрушения и электрохимическая защита стальных подземных сооружений в условиях вечной мерзлоты. М.: ОНТИ ВНИИСТ, 1970. 40 с.
100. *Притула В. В.* Защита от коррозии подземных трубопроводов Канады и Аляски. М.: ВНИИОЭНГ, 1975. 64 с.
101. *Притула В. В.* Определение величины коррозионного тока при временном изменении температуры процесса коррозии//Труды ВНИИСТ. Вып. 30. Ч. II. М., 1974. С. 109—114.
102. *Притула В. В.* Проблемы защиты от коррозии трубопроводов в северных районах//Электрохимическая защита магистральных трубопроводов и промышленных объектов от подземной коррозии. М.: ВНИИСТ, 1983. С. 16—25.
103. *Притула В. В., Гусев В. П., Ульянова А. И.* Способ определения теплоты адсорбции водорода металлами. А. с. № 949467. 1982.
104. *Притула В. В., Долганов М. Л., Кудинова Р. В.* Устройство для автономной электрохимической защиты протяженных металлических сооружений. А. с. № 739908. 1980.
105. *Притула В. В., Ягмур И. Д.* Устройство для катодной защиты от коррозии протяженных подземных сооружений. А. с. № 687871. 1979.
106. *Притула В. В., Ягмур И. Д., Мирошников В. М., Антонов П. Ф.* Способ защиты от почвенной коррозии протяженных и разветвленных металлических сооружений. А. с. № 790847. 1980.
107. *Притула В. В., Ягмур И. Д., Мирошников В. М.* Устройство для электрохимической защиты от коррозии протяженного подземного сооружения. А. с. № 104836. 1983.
108. *Проект ВДНХ. Система катодной защиты трубопроводов в северных условиях «СКЗ-Север».* М.: ЦНТИ ВНИИСТ, 1975. С. 1—3.
109. *Птицына Т. В.* Исследование кинетики процессов на цинковом и медном электродах в интервале температур $+20 \div -20^\circ\text{C}$: дис. ... канд. техн. наук. Л., 1976. 156 с.
110. *Птицына Т. В., Ротинян А. Л., Шошина И. А., Ченцова И. В.* Кинетика процессов на цинковом и медном электродах при низких температурах. Деп. ВНИИТИ. 8.ХИ.1975. № 3467—75.
111. *Птицына Т. В., Шошина И. А., Ротинян А. Л.* Исследование механизма электродных реакций на активном цинковом электроде в растворах цинката при низких температурах//ЖПХ. 1975. Т. XLVIII. 1764 с.
112. *Рекомендации по проектированию электрозащиты трубопроводов диаметром 2500 мм в условиях вечной мерзлоты.* М.: ВНИИСТ, 1970. 41 с.
113. *Рекомендации по оценке коррозионной активности грунтов Среднего Приобья и выбору изоляционных покрытий для защиты промышленных трубопроводов.* ВР-08—72. Тюмень: Гипротюменьнефтегаз, 1972. 58 с.
114. *Рекомендации по электрозащите трубопроводов в северных районах.* М.: ВНИИСТ, 1970. 40 с.
115. *Робинсон С. А., Стокс Р. Г.* Растворы электролитов. М.: ИИЛ, 1963. 646 с.
116. *Розенфельд И. Л., Акимов Г. В.* Влияние температуры на скорость коррозии металлов в электролитах//Исследования в области электрохимического и коррозионного поведения металлов и сплавов. М.: Оборонгиз, 1950. С. 179—200.
117. *Ройтер В. А., Юза В. А.* О кинетике процессов на железном аноде гальванического элемента//ЖФХ. 1935. Т. 6. № 9. С. 1252—1261.
118. *Ронжин М. Н., Педанова В. Г., Розенфельд И. Л.* Изменение приэлектродного слоя электролита при катодной поляризации стали//Тезисы докладов к научному симпозиуму «Ингибирование и пассивирование металлов». Ростов-на-Дону, 1973. 14 с.
119. *Ронжин М. Н., Стрижевский И. В., Бетелина М. И.* Расчетное определение защитного потенциала железа//Коррозия и защита городских подземных металлических сооружений: сб. науч. тр. Вып. 125. М.: ОНТИ АКХ им. К. Д. Памфилова, 1976. С. 118—122.
120. *Руководство по применению прутковых магниевых протекторов.* Р 276—77. М.: ВНИИСТ, 1977. 36 с.
121. *Руководство по применению средств электрозащиты от почвенной коррозии на низкотемпературных газопроводах.* Р 298—77. М.: ВНИИСТ, 1978. 10 с.
122. *Руководство по расчету параметров электрохимической защиты коммуникаций компрессорных станций в северных условиях.* Р 299—77. М.: ВНИИСТ, 1978. 24 с.
123. *Савельев Б. А.* Физика, химия и строение природных льдов и мерзлых горных пород. М.: Изд-во МГУ, 1971. 506 с.
124. *Самойлов О. Я.* Структура водных растворов электролитов и гидратация ионов. М.: Изд-во АН СССР, 1957. 182 с.
125. *Сб. науч. работ: Инженерные сети в условиях вечной мерзлоты.* М.—Л.: ИНТИ, 1962. 124 с.
126. *Седова С. С.* Зависимость скорости и механизма коррозии, активного растворения и пассивации железа от pH в нейтральных и кислых растворах//Коррозия и защита городских подземных металлических сооружений: сб. науч. тр.//Вып. 125. М.: ОНТИ АКХ им. К. Д. Памфилова, 1976.
127. *Семенов А. С.* О влиянии различных факторов на величину удельного сопротивления рыхлых пород при температуре ниже 0°C [Рукопись]. Ленинградский горный институт, 1960.
128. *Скорчелетти В. В.* Теоретическая электрохимия. Л.: Химия, 1970. 606 с.

129. *Скорчелетти В. В.* Теоретические основы коррозии металлов. Л.: Химия, 1973. 263 с.
130. СНиП 2.05.06—85: Магистральные трубопроводы. М.: Госстрой, 1985. 52 с.
131. Современные проблемы электрохимии/Под ред. Я. М. Колотыркина. М.: Мир, 1971. 284 с.
132. *Спеллер Ф.* Коррозия железа. Т. 1. М.: ИНТИ, 1936. 109 с.
133. *Стрижевский И. В.* Анализ существующих критериев электрохимической защиты и методов выбора оптимальных критериев//Материалы научно-координационного совещания стран — членов СЭВ по теме IV. М.: ОНТИ АКХ им. К. Д. Памфилова, 1981. 32 с.
134. *Стрижевский И. В., Ронжин М. Н., Бетелина М. И., Балашов В. И.* Зависимость рН приэлектродного слоя от потенциала при катодной поляризации железа, алюминия и свинца//Коррозия городских подземных металлических сооружений: сб. науч. тр. Вып. 125. М.: ОНТИ АКХ им. К. Д. Памфилова, 1976. С. 107—117.
135. *Сухотин А. М., Поздеева А. А., Андреева О. С., Михайлова Г. Г., Козлова Л. Г.* Влияние температуры на стационарное и нестационарное растворение пассивного железа и магнетита//Коррозионное поведение и пассивное состояние металлов: сб. науч. тр. Л.: ГИПХ, 1977. С. 25—36.
136. Технические условия на технологическую систему электрохимической защиты подземных трубопроводов с охлаждением транспортируемого продукта ТСКЗ-«Холод». РД 102-013—83. М.: ВНИИСТ, 1984. 8 с.
137. Технические условия на технологическую систему электрохимической защиты подземных трубопроводов в северных районах и Западной Сибири ТСКЗ-«Север». РД 102-014—83. М.: ВНИИСТ, 1984. 9 с.
138. Типовая инструкция на производство огневых работ на действующих магистральных газопроводах, газосборных сетях газовых промыслов и станций подземного хранения газа, транспортирующих природный и попутный газы. М.: Мингазпром, 1971. 37 с.
139. Типовые решения по электрохимической защите для северных трубопроводов. Л.: Гипроспецгаз, 1974. 57 с.
140. Типовой рабочий проект: Унифицированные технические решения по электрохимической защите от коррозии подземных металлических сооружений. Глубинный анодный заземлитель для объектов, сооружаемых в Западной Сибири. ПЗ 37-03. Донецк: ЮжНИИГипрогаз, 1983. 30 с.
141. *Титов П. С.* Введение в электрохимию. М.: Госхимиздат, 1941. 187 с.
142. *Ткаченко В. Н., Першина М. А., Дорогин В. И.* Поляризационное сопротивление как параметр расчета электрохимической защиты нефтепромысловых резервуаров//Коррозия и защита в нефтегазовой промышленности. 1980. № 12. С. 14—19.
143. *Тодт Ф.* Коррозия и защита от коррозии. М.—Л.: Химия, 1966. 847 с.
144. *Томашов Н. Д.* Теория коррозии и защиты металлов. М.: Изд-во АН СССР, 1960. 531 с.
145. *Томашов Н. Д., Михайловский Ю. Н.* Кинетика катодных процессов при коррозии металлов в почве. ДАН СССР. 1956. Т. 107. № 6. 853 с.
146. *Тютюнов И. А.* Физико-химические процессы в промерзающих грунтах и способы управления ими//Труды института «Строймерзлотоведение». М.: Стройиздат, 1974. № 64. 96 с.
147. Указания по защите от коррозии промысловых трубопроводов. М.: ВНИИСТ, 1969. 38 с.

148. Указания по определению года капитального ремонта битумной изоляции на участках трубопроводов, имеющих катодную защиту. М.: ОНТИ ВНИИСТ, 1968. 42 с.
149. Федеральные стандарты США по технике безопасности для трубопроводного транспорта природного газа (Федеральный код норм и стандартов. Рубрика 49. Ч. 192)//Инженер-нефтяник. 1974. № 7. 79 с.
150. *Фербер М. Б., Метсик Р. Э., Рохумяги Э. И.* Факторы, влияющие на коррозию стали в растворах моноэтаноламина//Коррозия и защита в нефтегазовой промышленности. 1979. № 11. С. 3—6.
151. *Феттер К.* Электрохимическая кинетика/Под ред. Я. М. Колотыркина. М.: Мир, 1967. 856 с.
152. *Флорианович Г. М., Соколова Л. А., Колотыркин Я. М.* О механизме активного растворения железа в кислых растворах//Электрохимия. 1967. Т. 3. № 9. С. 1027—1033.
153. *Францевич И. Н., Францевич-Заблудовская Т. Ф.* Потенциал корродирующей железной конструкции и защитный потенциал в условиях катодной защиты//ЖФХ. 1949. Т. 22. № 8. С. 793—800.
154. *Францевич И. Н., Хрущова Е. В., Францевич-Заблудовская Т. Ф.* Катодная защита магистральных газопроводов. Киев: АН УССР, 1949. 67 с.
155. *Фрейман Л. И., Колотыркин Я. М.* Исследование влияния анионов на пассивацию железа в нейтральных растворах//Защита металлов. 1965. Т. 1. Вып. 2. С. 161—168.
156. *Хент В. Я., Остриков М. С., Шадрин Г. Н., Никитин В. Г.* Роль структуры воды в формировании состава поверхностного слоя раствора электролита//Журнал структурной химии. 1974. Т. 15. № 4. С. 21—27.
157. *Хорват Й., Хакли Л., Марти Ф.* Изучение критериев катодной защиты в среде сероводорода по диаграммам равновесия потенциал — рН для тройных систем Me—S—H₂O//Труды III Международного конгресса по коррозии металлов. Т. 2. М.: Мир, 1973. С. 489—499.
158. *Шибко Н. А.* Сурьмяный электрод для определения активности водородных ионов (рН) в растворах. А. с. № 72624. 1946.
159. *Энтелис С. Г., Тигер Р. П.* Кинетика реакций в жидкой фазе. М.: Химия, 1973. 275 с.
160. *Эрдеи-Груз Т.* Явления переноса в водных растворах. М.: Мир, 1975. 346 с.
161. *Anderson D. M., Morgenstern N. R.* Physics, chemistry and mechanics of frozen ground: a review. N. Y., 1973. 288 p.
162. *Bernal I. D., Fowler R. H.* A Theory of Water and ionic solution with particular reference to hydrogen and hydroxyl ions//Journal Chemical Physic. 1933. V. 1. 124 p.
163. *Bockris J. M., Drazik D.* Electrochemical science. Reidel. London, 1972. 152 p.
164. *Cary J. W., Mayland H. E.* The freezing of supercold water//Soil Scientific Society of American Proceed. 1972. № 36. P. 549—555.
165. *O'Connel J. M.* Cathodic protection of a hot Pipeline in frozen earth//Material Performance. 1977. № 5. P. 13—21.
166. *Conroy J. T.* Theory and principles of electrode processes//Journal of Society of Chemical Industry. 1931. № 20. 316 p.
167. *Conway E.* Electrochemical Date, Elsevier. Amsterdam, 1952. 187 p.
168. *Dans H. L.* Alaskan defende line is completed//Pipe Line News. 1954. V. 16. № 12. P. 28—33.
169. *Determann H.* Lochfrass is Taunschiffen//Korrosion. 1960. V. XIII. 40 s.
170. DIN 30670. Korrosionsschutznormen. PE und Duroplast Umhüllungen von Stahlrohren und Formetücken. Berlin: Beuth Verlag, 1980. 21 s.

171. *Dirksen C., Miller R. D.* Physical studies on deposited snow and ice//Soil Scientific Society of American Proceed. 1966. № 30. P. 168—173.
172. *Eigen M., de Maeyer L.* Self-dissociation and protonic change transport in water and ice//American Royal Society Proceed. 1958. 57 p.
173. *Engell H., Forchhammer P.* Über die Veränderung des pH-Werte an Metalloberflächen bei Kathodischen Schutz in Meerwasser//Corrosion Science. 1965. V. 5. № 7. P. 479—488.
174. *Ferguson H., Brown P. L., Dickey D. D.* Physical and mechanical properties of ice//Soil Scientific Society of American Proceed. 1964. № 28. P. 200—202.
175. *Frankental R. P.* Theoretical analysis of some problems in potential theory//Electrochemical Acta. 1971. № 16. 1845 p.
176. *Funk D., Baeckmann W. G.* Schäden durch elektrolytische Korrosion//Technische Rundschau. 1973. № 36. S. 219—220.
177. *Gatty P., Spooner F.* Electrode Potential Behaviour of Corroding Metals. Oxford, 1938. 75 p.
178. Handbook of Chemistry and Physics. Cleveland, 1951—1952. P. 1829—1830.
179. *Harrel D., Clark M.* Analysis of Iron Corrosion Results//Petroleum Engineer. 1939. V. 11. № 1. P. 17—24.
180. *Harrington E. L.* Soil temperatures in Saskatchewan. Saskatchewan, 1928. 42 p.
181. *Harris J. O.* The effect of temperature between 10 and 90°C on the corrosion of mild steel in distilled water//8-th International Congress on Metallic Corrosion (ICMC). V. II. Frankfurt/Main, 1981. P. 1832—1837.
182. *Helley J.* Cold-room studies of frost action in soils//Highway Research Board Bulletin. 1953. № 71. P. 14—21.
183. *Hersleb G., Schwenk W.* Bedeutung und Messung des Potentials beim katodischen Korrosionsschutz//Werkstoffe und Korrosion. 1967. V. 18. № 10. XXXII. S. 889—893.
184. *Heusler K.* Electrochemical processes in fuel cells//Electrochemistry. 1958. № 62. 582 p.
185. *Hoar T., Farrert T.* The Anodic Characteristics of Mild Steel in Dilute Aqueous Soil Electrolytes//Corrosion Science. 1961. V. 1. 49 p.
186. *Hoekstra P., Chamberlain E.* Soil science. Electroosmosis in Frosen Soil//Nature. 1964. V. 203. № 4952. P. 1406—1407.
187. *Holler H. D.* Studies on galvanic couples//Corrosion. 1951. V. 7. № 2. P. 52—68.
188. *Johnston T. S.* Frigid pipe lining//Oil and Gas Journal. 1951. V. 50. № 27. P. 55—60.
189. *Kasahara K., Adachi H.* et. al. Propositions of cathodic protection criteries for underground steel pipelines. Metallic Corrosion Proceedings//8-th International Congress on Metallic Corrosion (ICMC). V. II. Frankfurt/Main, 1981. P. 1838—1843.
190. *Kehn G. R., Wilhelm E. I.* Current Requirement for the Cathodic Protection of Steel in Dilute Aqueous Solution//Corrosion. 1951. V. 156. № 5. P. 72—77.
191. *Kirkov P.* Das periodische Inlösungsvermögen des Eisens im Erdreich//Werkstoffe und Korrosion. 1958. № 9. 196 s.
192. *Kroese C. J., Meijers J.* Cathodic protection of steel at higher temperature in cold aerial sea water and dry sand. Metallic Corrosion Proceedings//8-th International Congress on Metallic Corrosion (ICMC). V. II. Frankfurt/Main, 1981. P. 1304—1309.
193. *Langlie W.* The nature of metal in salt solutions//Journal of American Water Works Association. 1936. № 28. P. 1500—1521.
194. *Logan K. H., Gradsky V. A.* Soil-corrosion studies, 1930. Rates of Corrosion and pitting of bare ferrous specimens. Washington, 1931. 142 p.
195. *Lowett W.* Insulating underground pipelines//Canadian Oil and Gas Journal. 1961. V. 14. № 9. P. 63—67.
196. *Machu W.* Schutz gegen Korrosion in der Erdölindustrie//Korrosion und Metallschutz. 1938. № 14. 324 s.
197. *Murrmann R. P., Anderson D. M., Peek J. W.* Highway Research Board//Special Report. 1970. № 115. P. 78—86.
198. *Murrmann R. P., Hoekstra P., Bialkowski R. S.* The physical aspects and the phase diagram of heavy water//Soil Scientific Society of American Proceed. 1968. № 32. P. 501—506.
199. *Parsons R.* Handbook of electrochemical constants. London, 1959. 314 p.
200. *Peabody A. W.* Special Challenge: cathodic protection on Trans-Alaska pipeline//Pipeline and Gas Journal. 1976. V. 203. № 12. P. 40—43.
201. *Peabody A. W.* Corrosion aspects of Arctic pipelines//Material performance. 1979. V. 18. № 5. P. 27—32.
202. *Peabody A. W.* Corrosion prevention at Arctic pipelines//Pipeline and Gas Journal. 1979. V. 206. № 11. P. 28—42.
203. *Pourbaix M.* Thermodynamique des solutions aqueuses diluées. Paris, 1945. 129 p.
204. *Pourbaix M.* Atlas d'équilibres électrochimiques à 25°C. Paris, 1969. 224 p.
205. *Schwerdtfeger W. J., Mc. Dorman O. N.* Potential and current requirement for the cathodic protection of steel in soils//Corrosion. 1952. V. 8. № 11. P. 391—399.
206. *Shaperdas G., Uhlig H.* Corrosion and corrosion control//Industry Engineer of Chemistry. 1942. № 34. 748 p.
207. *Speller F. H.* Corrosion causes, prevention. N. Y.: Mc. Grav Hill Book Co, 1935. 153 p.
208. Standard NASE RP-01-69. Recommended practices: Control of external corrosion on underground or submerged metallic piping systems. New York, 1969. 25 p.
209. *Steinrath H.* Beurteilung des korrosionschemischen Verhaltens kalter und warmer Wässer//Gas and Wasserfach. 1956. № 97. S. 140—141.
210. *Sudrabin L. P.* Cathodic protection of steel surfaces in contact with water//Water and Sewage Works. 1948. V. 95. № 4. P. 24—52.
211. *Sudrabin L. P., Ringer F. W.* Some observations on cathodic protection criteria//Corrosion. 1957. V. 13. № 5. P. 81—87.
212. *Tair W. F., Pittman C. M., Sturrock M. J.* Testing of coal tar coating exposure in cold climates//Corrosion. 1957. V. 13. № 3. P. 61—64.
213. *Thomas I. G., Nurse T. I.* The anodic passivation of iron in solutions of inhibitive anions//British Corrosion Journal. 1967. V. 2. № 1. P. 36—41.
214. *Wagner C.* Contribution to the theory of cathodic protection//Journal of Electrochemical Society. 1952. V. 99. № 1. P. 1—12.
215. *Wagner C.* Development of the cathodic protection methods//Journal of Electrochemical Society. 1955. № 102. P. 632—636.
216. *White W. E., King R. J., Coulson K. E.* Preliminary observations on corrosion of carbon steel in permafrost//Corrosion. 1983. V. 39. № 9. P. 346—353.
217. *Whitton W. J.* The corrosion of Iron covered by a thin film of neutral salt solution//Trans. Faraday Society. 1950. № 46. 927 p.
218. *Williams P. J.* Properties of ordinary water-soil substances//Geotechnique. 1966. № 16. P. 187—208.
219. *Wolyneec S., Escalante E.* Relation Between Corrosion Potential and Corrosion Rate of Steel in NaCl Stagnant Solution. Metallic Corrosion Proceedings//8-th International Congress on Metallic Corrosion (ICMC). V. I. Frankfurt/Main, 1981. P. 1838—1843.
220. *Zimmerman J. R., Lasater J. A.* Nuclear magnetic resonance relaxation studies of adsorbed water on silica gel//Journal of Physical Chemistry. 1958. V. 62. № 10. P. 1157—1163.

ОГЛАВЛЕНИЕ

Введение.....	3
ГЛАВА ПЕРВАЯ. КОМПЛЕКСНАЯ ЗАЩИТА ОТ ПОДЗЕМНОЙ КОРРОЗИИ В МНОГОЛЕТНЕМЕРЗЛЫХ И ГЛУБОКОПРОМЕРЗАЮЩИХ ГРУНТАХ	9
1.1. Требования надежности по обеспечению противокоррозионной защиты трубопроводов в северных районах и Западной Сибири	9
1.2. Критерии защитных потенциалов как фактор надежности подземных трубопроводов при их катодной защите в условиях охлаждения	26
1.3. Заключение и выводы	55
ГЛАВА ВТОРАЯ. ИЗОЛЯЦИОННЫЕ ПОКРЫТИЯ В МЕРЗЛЫХ ГРУНТАХ	58
2.1. Выбор изоляционных покрытий для трубопроводов в условиях их промерзания	58
2.2. Обеспечение высокого качества изоляционных покрытий при строительстве трубопроводов в северных районах и Западной Сибири	69
2.3. Организация изоляционных работ	78
2.4. Заключение и выводы	85
ГЛАВА ТРЕТЬЯ. КАТОДНАЯ ЗАЩИТА ПОДЗЕМНЫХ ТРУБОПРОВОДОВ РОССИИ, КАНАДЫ И АЛЯСКИ В МЕРЗЛЫХ ГРУНТАХ	87
3.1. Технологическая система катодной защиты и конструкции анодных заземлений в слоистых грунтах с учетом влияния многолетней мерзлоты	87
3.2. Электрические параметры трубопроводов и распределение на них защитных потенциалов в трехслойном грунте с наличием многолетней мерзлоты	106
3.3. Влияние способов прокладки и условий эксплуатации трубопроводов на надежность их катодной защиты от коррозии в глубокоммерзлых грунтах	123
3.4. Оптимизация систем катодной защиты и снижение трудозатрат при строительстве анодных заземлений на подземных трубопроводах в промерзающих грунтах	140
3.5. Протяженные гибкие аноды	163
3.6. Заключение и выводы	171

ГЛАВА ЧЕТВЕРТАЯ. АВТОНОМНАЯ ПРОТЕКТОРНАЯ ЗАЩИТА ТРУБОПРОВОДОВ ПРИ ОТСУТСТВИИ ЭНЕРГОСНАБЖЕНИЯ В СЕВЕРНЫХ РАЙОНАХ	173
4.1. Технологические системы протекторной защиты с учетом влияния циклически знакопеременной температуры грунта на ее поляризационные характеристики	173
4.2. Расчет параметров защиты протекторных установок с учетом сезонности и условий строительства	191
4.3. Электрические характеристики протяженных протекторов при раздельной и совмещенной укладке в одну траншею с трубопроводом	207
4.4. Оптимизация системы протекторной защиты подземных трубопроводов в промерзающих грунтах	222
4.5. Заключение и выводы	245
ГЛАВА ПЯТАЯ. ПРАКТИКА СТРОИТЕЛЬСТВА И ЭКСПЛУАТАЦИИ ЭЛЕКТРОХИМИЧЕСКОЙ ЗАЩИТЫ МАГИСТРАЛЬНЫХ ТРУБОПРОВОДОВ В ЗАПАДНОЙ СИБИРИ И СЕВЕРНЫХ РАЙОНАХ	246
5.1. Основные направления проектирования и осуществления комплексной защиты от коррозии подземных трубопроводов Канады, Аляски и Советского Союза	246
5.2. Катодная защита многониточных систем газопроводов Западной Сибири и Коми АССР	267
5.3. Практика противокоррозионных мероприятий на канадских трубопроводах	282
5.4. Организация защиты от коррозии на примере Трансканадского трубопровода	288
5.4.1. Роль службы защиты от коррозии	288
5.4.2. Проведение контрольных электрических измерений	289
5.4.3. Катодная защита	291
5.4.4. Взаимные влияния при катодной защите	294
5.5. Перспективы строительства комплексной защиты от коррозии подземных магистральных трубопроводов в Западной Сибири и северных районах страны	291
5.6. Технико-экономическая эффективность электрохимической защиты магистральных трубопроводов в северных районах	301
5.7. Заключение и выводы	31
Список литературы	31

Всеволод Притула
**КАТОДНАЯ ЗАЩИТА
ОТ КОРРОЗИИ В МЕРЗЛОТЕ**

Редактор *И. Артемова*
Дизайн обложки, обрисовка графиков *Д. Лушникова*
Верстка, набор таблиц *В. Нечаева*
Корректор *О. Кирьянова*

Притула В. В.
П77 Катодная защита от коррозии в мерзлоте/Ред. И. Артемова. —
Пермь: Книжная площадь, 2014. — 328 с.

Подписано в печать 28.03.2014. Формат 70×90/16.
Гарнитура «BannikovaC». Печать офсетная.
Усл. печ. л. 20,5. Тираж 700 экз. Заказ № 261-ОП/14

Издательство «Книжная площадь»
Адрес для писем: 614097, Пермь, а/я 10951.
E-mail: ivartoperm@yandex.ru.
Тел. 8-902-831-06-16.

Отпечатано в ООО «Чебоксарская типография № 1».
428000, г. Чебоксары, пр. И. Яковлева, 15.
Тел.: 8(8352)28-77-98, 57-01-87
Сайт: www.volga-print.ru