

**В.А. Белов**

**НЕСУЩАЯ СПОСОБНОСТЬ СВАРНЫХ  
СОЕДИНЕНИЙ С ФЛАНГОВЫМИ ШВАМИ  
В СТРОИТЕЛЬНЫХ  
МЕТАЛЛИЧЕСКИХ КОНСТРУКЦИЯХ**



**Библиотека научных разработок и проектов МГСУ**



МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ  
И НАУКИ РОССИЙСКОЙ ФЕДЕРАЦИИ

ФГБОУ ВПО «МОСКОВСКИЙ ГОСУДАРСТВЕННЫЙ  
СТРОИТЕЛЬНЫЙ УНИВЕРСИТЕТ»

---

Библиотека научных разработок и проектов МГСУ

В.А. Белов

НЕСУЩАЯ СПОСОБНОСТЬ СВАРНЫХ  
СОЕДИНЕНИЙ С ФЛАНГОВЫМИ ШВАМИ  
В СТРОИТЕЛЬНЫХ МЕТАЛЛИЧЕСКИХ  
КОНСТРУКЦИЯХ

---

Москва 2012

---

УДК 624.014.078  
ББК 38.54  
Б 43

СЕРИЯ ОСНОВАНА В 2008 ГОДУ

Р е ц е н з е н т ы:

профессор, доктор технических наук, заслуженный строитель России  
*Б.Г. Ким*, заведующий кафедрой строительного производства  
Владимирского государственного университета;  
профессор, доктор технических наук *С.Я. Галицков*, заведующий  
кафедрой механизации, автоматизации и энергосбережения строительства  
Самарского государственного архитектурно-строительного университета

*Монография рекомендована к публикации  
научно-техническим советом МГСУ*

**Белов, В.А.**

**Б 43** Несущая способность сварных соединений с фланговыми швами в строительных металлических конструкциях : монография / В.А. Белов ; М-во образования и науки Росс. Федерации, ФГБОУ ВПО «Моск. гос. строит. ун-т». Москва : МГСУ, 2012. – 136 с. (Библиотека научных разработок и проектов МГСУ).

**ISBN 978-5-7264-0612-1**

Рассмотрено влияние геометрических параметров сварных соединений с фланговыми швами на их работу. Представленная инженерная методика расчета таких соединений узлов строительных металлических конструкций позволяет значительно расширить существующее ограничение предельной расчетной длины флангового шва, снизить объем наплавленного металла, что приводит к уменьшению выбросов при сварке и улучшению экологии производства.

Для специалистов в области прочности металлоконструкций зданий и сооружений, а также аспирантов и инженерно-технических работников.

**УДК 624.014.078  
ББК 38.54**

ISBN 978-5-7264-0612-1

© ФГБОУ ВПО «МГСУ», 2012

# 1. История исследования сварных соединений с фланговыми швами

---

## 1.1. Методы расчета сварных соединений с угловыми швами в соединениях, работающих на статическую нагрузку

Снижение металлоемкости и повышение технологичности сварных металлических конструкций — важная народнохозяйственная задача. Один из путей решения этой задачи — снижение массы наплавленного металла угловых швов, на долю которых приходится 75–80% применяемых сварочных материалов [1]. С этой целью проводится ряд исследований по уточнению методов оценки несущей способности сварных соединений с угловыми швами, направленных на сокращение объема наплавленного металла.

Важный вклад в изучение вопросов прочности сварных соединений с угловыми швами внесли как ученые в нашей стране (Г.А. Николаев, С.А. Данилов, Е.О. Патон, В.А. Винокуров, В.В. Шверницкий, С.А. Островская, В.С. Игнатьева, Д.И. Навроцкий, Н.О. Окерблом, О.А. Бакши, А.Е. Аснис, В.М. Барышев, Ю.Г. Мосенкис и др.), так и за рубежом (А. Гоэлцер, Р. Олсон, А. Солокиян, К. Ежек, И.Смит, Ф. Фалтус, К. Клеппель, Р. Петри, Д. Борншойер).

Многочисленность исследований по данному направлению объясняется большим количеством факторов, влияющих на работу сварных соединений с угловыми швами, и необходимостью их учета при расчете и конструировании последних.

Результаты исследований перечисленных выше авторов в той или иной степени отражены в нормативных методах расчета, однако многие данные об условиях работы угловых швов не воплотились до настоящего времени в точный метод расчета, доступный для широкого применения.

В предшествующих последнему изданию СНиП II–23–81\*, работах А.А. Казиминова, С.А. Островской, В.М. Барышева, В.С. Игнатьевой и других исследователей, в числе которых был и автор данной работы, проведены исследования, направленные на снижение наплавленного металла в сварных соединениях с угловыми швами. Эти исследования были посвящены как оценке технологической прочности [2; 3], анализу глубины проплавления угловыми

швами и несущей способности сварных соединений с угловыми швами [4–6], так и созданию технологичных узлов и соединений сварных металлических конструкций [7–10].

Нормативный метод расчета на прочность сварных соединений с угловыми швами строительных металлических конструкций изложен в СНиП II–23–81\* [11]. Расчет ведут на условный срез (рис. 1.1) по металлу шва для сечения 1:

$$\frac{N}{\beta_{wf} \cdot k_f \cdot l_w} \leq R_{wf} \gamma_{wf} \gamma_c \quad (1.1)$$

и по металлу границы сплавления для сечения 2:

$$\frac{N}{\beta_{wz} \cdot k_f \cdot l_w} \leq R_{wz} \gamma_{wz} \gamma_c \quad (1.2)$$

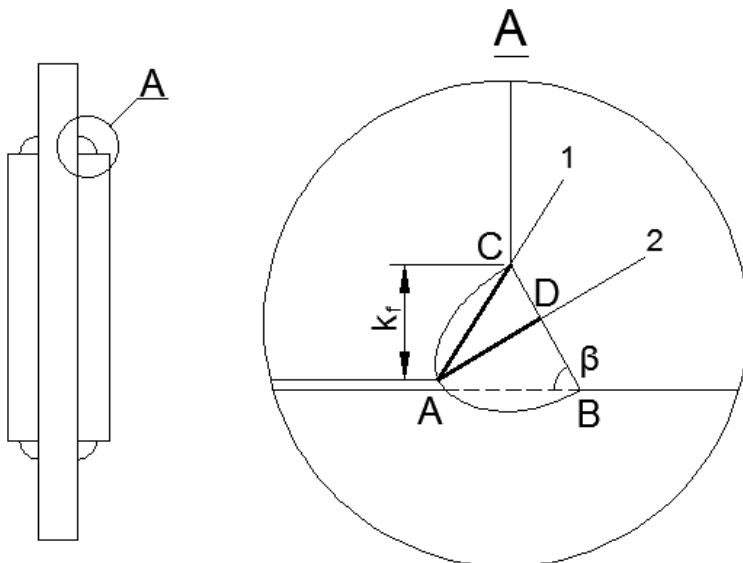


Рис. 1.1. Расчетные сечения углового шва [11]:

1 – по металлу шва; 2 – по металлу границы сплавления [11]

Здесь  $N$  – продольная или поперечная сила по отношению к направлению шва;  $\beta_{wf}$ ,  $\beta_{wz}$  – коэффициенты, зависящие от вида сварки, диаметра сварочной проволоки, положения шва и размера катета  $k_f$  соответственно при расчете по 1 и 2 сечениям;  $l_w$  – расчетная длина

шва;  $R_{wf}, R_{wz}$  – соответственно расчетные сопротивления угловых швов срезу (условному, по металлу шва и по границе зоны сплавления);  $\gamma_{wf}, \gamma_{wz}, \gamma_c$  – коэффициенты условий работы шва, границы сплавления и конструкции, соответственно. Недостатком приведенного метода расчета является неучет большого числа факторов, влияющих на прочность соединений с угловыми швами.

Одним из таких факторов является направление нагрузки, воспринимаемой угловым швом. Экспериментальные данные С.А. Данилова и Г.А. Николаева показывают, что прочность угловых швов существенно зависит от направления результирующего вектора внешней нагрузки.

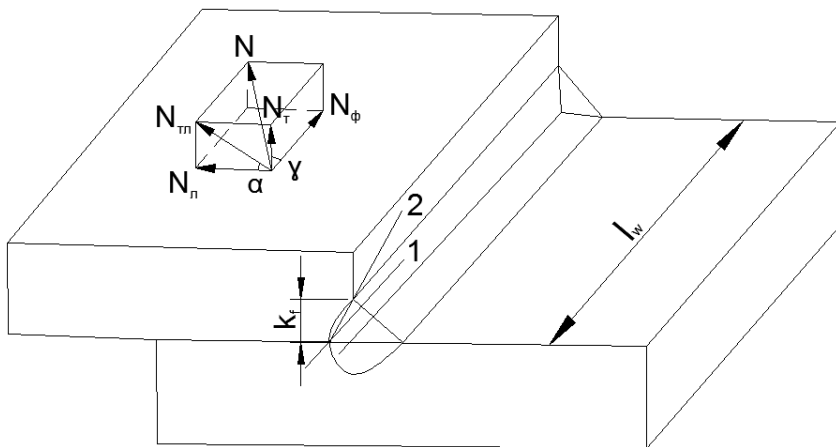


Рис. 1.2. Схемы действия сил на сварное соединение с угловым швом [12]:  
 1 – расчетное сечение по металлу шва; 2 – расчетное сечение по металлу границы сплавления (существенно зависит от направления результирующего вектора внешней нагрузки)

В работах [12; 13] предложен уточненный метод расчета, учитывающий влияние приложенной нагрузки на статическую прочность углового шва и позволяющий получить экономию наплавленного металла. На рис. 1.2 приведены обозначения и схема действия сил, принятые в [12; 13]. Предложено учитывать введением коэффициента прочности  $C$  повышение прочности конкретного углового шва с изменением направления усилия  $N$  по отношению к минимальной прочности флангового шва. Коэффициент прочности зависит от углов  $\alpha$  и  $\gamma$ :

$$C = \frac{N_{\text{разр}}(\alpha, \gamma)}{N_{\text{разр. фл}}},$$

где  $N_{\text{разр}}(\alpha, \gamma)$  – разрушающая нагрузка для данного шва при конкретных значениях  $\alpha$  и  $\gamma$ ;  $N_{\text{разр. фл}}$  – разрушающая нагрузка при действии силы вдоль оси того же шва. Коэффициент  $C$  определяется экспериментально при постоянном значении  $\gamma=90^\circ$  и изменении на образцах угла  $\alpha$ . В случае  $\gamma \neq 90^\circ$  значение  $C$  определяется экспериментально или приближенно по формуле

$$C = C_2 (\sin^2 \gamma + C_\alpha^2 \cos^2 \alpha)^{-0,5},$$

где  $C_\alpha$  берется из диаграммы  $C_\alpha = C_{(\alpha, \gamma=90^\circ)}$ .

Так как коэффициент  $C \geq 1$ , то введение его в формулу (1.1) при заданном усилии  $N$  позволит уменьшить размер катета  $k_f$ . По данным работы В.А. Винокурова [13], за счет повышения прочности лобовых и фланго-лобовых швов по отношению к фланговым возможно снижение массы наплавленного металла от 20 до 40 %.

В работе С.А. Данилова предлагается метод расчета соединений с угловыми швами по предельным нагрузкам. Направление нагрузки по этому методу учитывается введением результатов испытаний двух швов – лобового и флангового. Все другие нагрузки считаются комбинацией этих двух (рис. 1.3).

На основе полученных при испытании диаграмм  $P - \varepsilon$  предлагается учитывать развитие пластических деформаций. Предполагается, что все деформации концентрируются в шве, а соединяемые детали – жесткие. Перемещение соединяемых элементов, при этом, рассматривается как вращение вокруг некоторой точки. Следует отметить сложность предлагаемого метода, особенно для соединений, включающих несколько различных швов, что чаще встречается на практике (рис. 1.4). Анализ несущей способности сварных соединений с угловыми швами предлагается производить по номограммам и таблицам. Однако последние требуют большой экспериментальной и вычислительной работы, что вызывает возражение против использования этого метода в инженерной практике.

В работе В.М. Барышева [1] на примере сварных металлоконструкций показана возможность уменьшения поперечного сечения угловых швов.

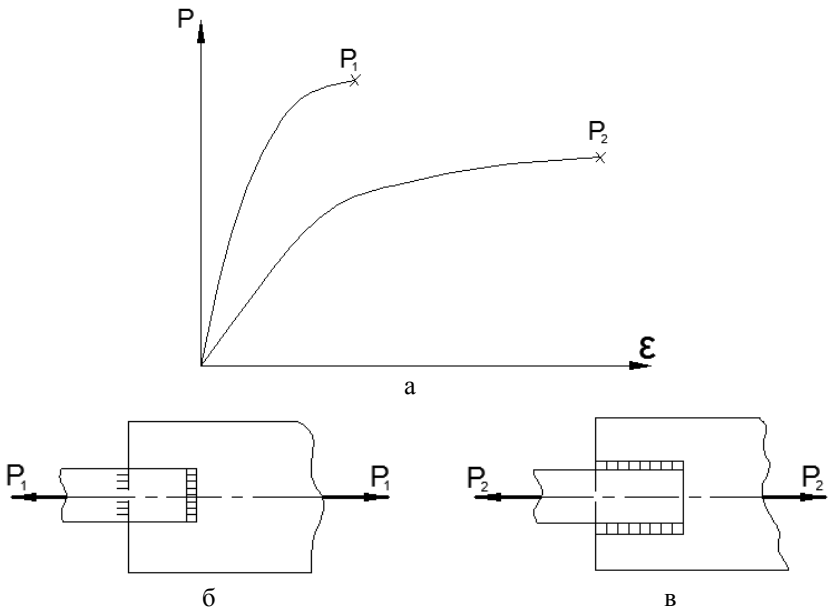


Рис. 1.3. Диаграммы испытаний (а), вводимые в расчет по методу С.А. Данилова [16] для лобового (б) и флангового (в) швов

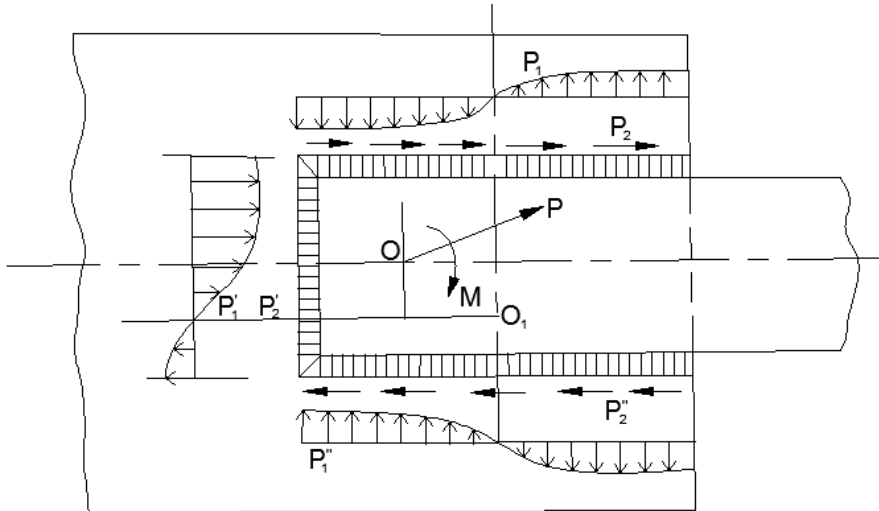


Рис. 1.4. Схема к расчету прочности соединения с тремя швами по методу С.А. Данилова [16]

С целью снижения расхода сварочных материалов в работах [15–17] предлагается использовать при выполнении угловых швов более прочные материалы, чем основной металл. Это позволяет повысить прочность сварного соединения за счет переноса расчетного сечения из шва в зону сплавления и, тем самым, снизить расход наплавленного металла.

Применение сварочных материалов повышенной прочности не связано с заменой оборудования или изменением технологии сварки, но при этом требуется обеспечить достаточную пластичность и вязкость металла шва.

В работах [18–20], выполненных под руководством проф. О.А. Бахши, получены расчетные зависимости для определения прочности нахлесточных и тавровых сварных соединений на основе исследования напряженно-деформированного состояния лобовых швов и определена оптимальная геометрия швов.

Показано расчетным путем и подтверждено экспериментально, что для нахлесточных и тавровых сварных соединений оптимальными являются лобовые швы с углом  $\beta_{\text{опт}} \approx 60^\circ$  (см. рис. 1.1).

Следует отметить, что в СНиП II–23–81\* недостаточно учтены возможности увеличения размеров расчетных сечений при выполнении угловых швов механизированным способом. В частности, путем выполнения неравнокатетных швов, позволяющих получить максимальную величину обоих расчетных сечений для заданного режима сварки, что отмечено в работах [19; 21] и более подробно рассмотрено в работе [22]. Таким образом, к настоящему времени выполнено достаточное количество работ по исследованию сварных соединений с лобовыми и короткими фланговыми швами, которые позволяют уточнить метод оценки их статической прочности. Что же касается сварных соединений с фланговыми швами большой протяженности, на несущую способность которых существенным образом влияют геометрические параметры соединения, что было отмечено рядом исследователей, то до настоящего времени при расчете на прочность этот фактор не учитывается.

Так, при расчете по СНиП II–23–81\* предельная расчетная длина  $l_w$  в формулах (1.1) и (1.2) ограничивается величиной  $85 \beta_f k_f$ , т.е. это ограничение связано с катетом.

Известно, однако, что независимо от катета, при увеличении длины шва неравномерность распределения деформаций и напряжений

вдоль шва возрастает, снижая несущую способность соединения. Кроме того, геометрические параметры соединяемых элементов влияют на перераспределение деформации в сварном соединении и на его несущую способность.

Еще в период внедрения сварки в качестве основного технологического процесса при изготовлении металлических конструкций «Технические условия проектирования и возведения металлических конструкций», изданные в 1931 г., ограничивали предельную расчетную длину флангового шва величиной в 25 толщин шва ( $25 t$ ) [23]. Работы Е.О. Патона и В.В. Шеверницкого [24; 25] позволили повысить расчетную длину флангового шва до 50 катетов.

До выхода последних изменений в СНиП II–23–81\* величина расчетной длины флангового шва принималась равной 60 катетам шва. Последние изменения в СНиП II–23–81\* внесены на основании экспериментальных исследований МИСИ им. В.В. Куйбышева, выполненных совместно с ЦНИИСК, ВНИКТИСК и ЦНИИПСК (в которых принимал непосредственное участие и автор настоящей работы), ограничивают длину флангового шва размером  $85 \beta_f k_f$ . Однако, как показали эти предварительные экспериментальные исследования, проведенные на образцах с длиной шва до  $120 \beta_f k_f$ , падение несущей способности с увеличением длины незначительно, необходимы дальнейшие экспериментальные исследования на образцах с длинами швов, значительно превышающими величину  $85 \beta_f k_f$ .

Анализ зарубежных нормативных документов показал, что в большинстве норм, которые ограничивают предельную расчетную длину флангового шва, это ограничение связывают только с катетом шва. Причем сама величина ограничения максимальной длины флангового шва в этих нормах различна.

Так, в нормах ЧССР [26] эта величина была равна 50 толщинам шва, в стандартах Венгрии [27] и Германии [28] – 100 толщинам шва.

В рекомендации ЕКС [29] длина фланговых швов может составлять 2 м независимо от толщины шва, при этом расчетная длина уменьшается против фактической за счет коэффициента  $\eta=1,0 \dots 0,15$ . Нормы США [30], Франции [31] и Канады [32] вообще не вводят ограничения предельной длины флангового шва, требуя обеспечения равнопрочности сечений по шву и основному материалу.

Г. Валтинат в работе [33] приходит к выводу, что в будущем при определении ограничения предельной расчетной длины флангового

шва должна предусматриваться не величина  $l/\beta_f k_f$ , а величина  $l/B$ , (где  $B$  – ширина прикрепляемого элемента или расстояние между фланговыми швами,) т.е. должны учитываться геометрические параметры сварного соединения.

Именно неучет геометрических параметров сварного соединения и ведет к разнобою в назначении предельной расчетной длины флангового шва в отечественных и зарубежных нормативных документах, что говорит о недостаточной изученности вопроса.

## 1.2. Исследования напряженно-деформированного состояния сварных соединений с угловыми швами

В основу первых теоретических исследований напряженного состояния углового шва, выполненных Г.А. Николаевым [34], А. Гозльцером [35] и Р. Олсоном [36], была положена модель лобового шва в виде клина (рис. 1.5). В работах [34–36] предложены различные расчетные схемы, основанные на использовании известных решений плоской задачи теории упругости [37] (рис. 1.6).

В этих расчетных схемах лобовой шов рассматривается как клин, нагрузка на который передается по лобовой плоскости и распределена по определенному закону. В работе Г.А. Николаева [34] принято, что нагрузка распределена в лобовом сечении шва равномерно, в работе А. Гозльцера [35] — по закону треугольника, а в работе Р. Олсона [36] — по параболе (рис. 1.7, 1.8)

Одним из первых аналитических решений о распределении усилий по длине флангового шва является решение С.А. Данилова [38; 39]. С.А. Данилов устанавливает связь между деформацией сварного шва и удельным усилием по формуле

$$\lambda_x = \frac{q_x}{\alpha}, \quad (1.3)$$

где  $\lambda_x$  – деформация сварного шва (рис. 1.9);  $q_x$  – удельное усилие, действующее на единицу длины шва;  $\alpha$  – некоторый коэффициент, названный С.А. Даниловым [38; 39] модулем сдвига флангового шва.

Уравнение деформаций для схемы загрузения флангового шва, представленной на рис. 1.9, имеет вид

$$\lambda_0 + \Delta_2 x = \lambda_x + \Delta_1 x.$$

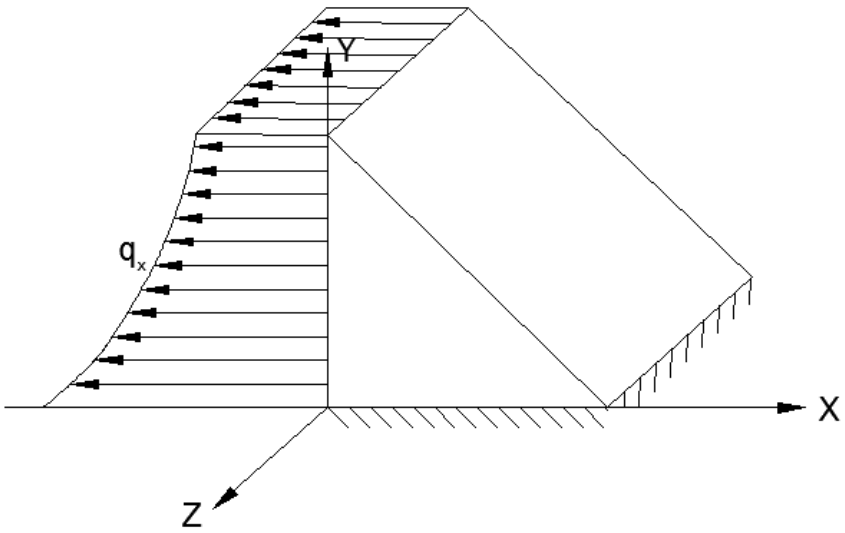


Рис. 1.5. Модель углового шва в виде клина [34–36]

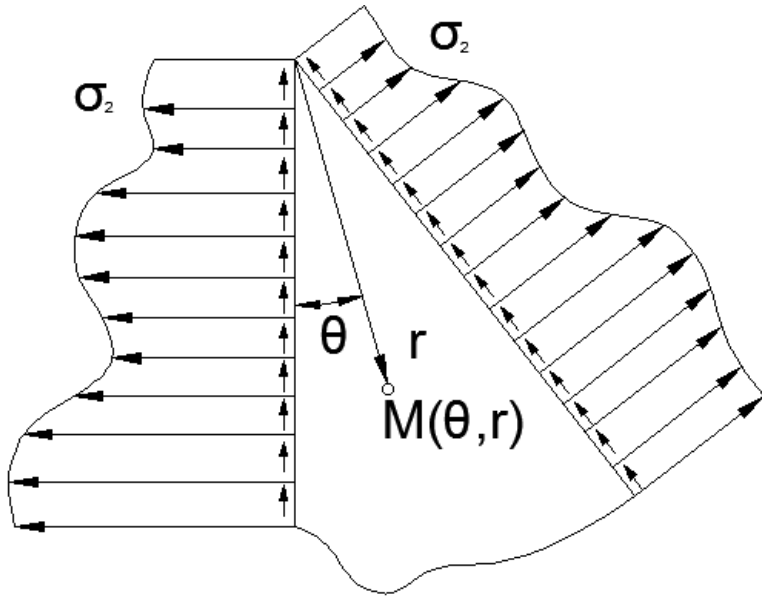


Рис. 1.6. Граничные условия в расчете углового шва методами теории упругости С.П. Тимошенко [37]

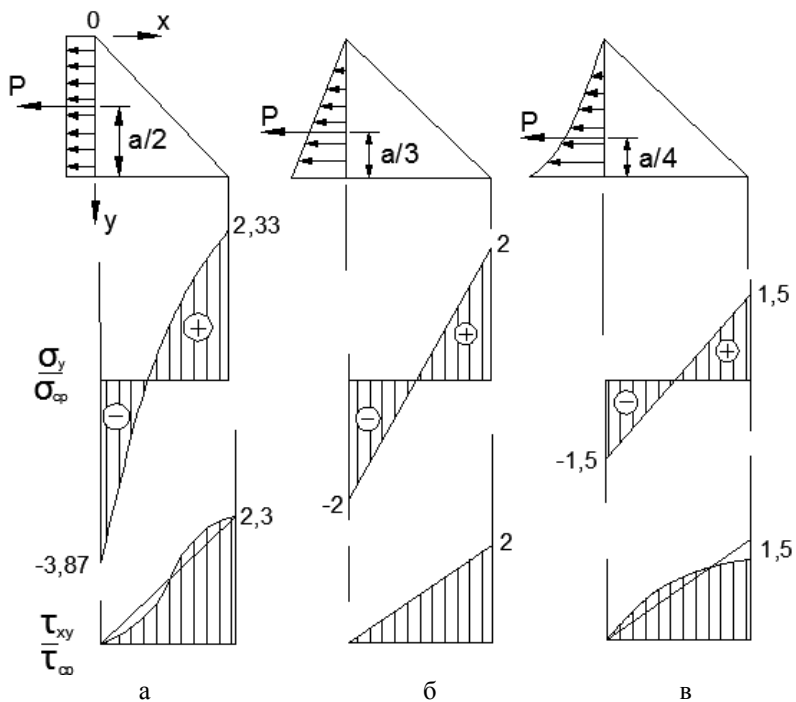


Рис. 1.7. Расчетные схемы и эпюры напряжений для лобовых швов в решениях: а — Г.А. Николаева [34]; б — А. Гольцера [35]; в — Р. Олсона [36]

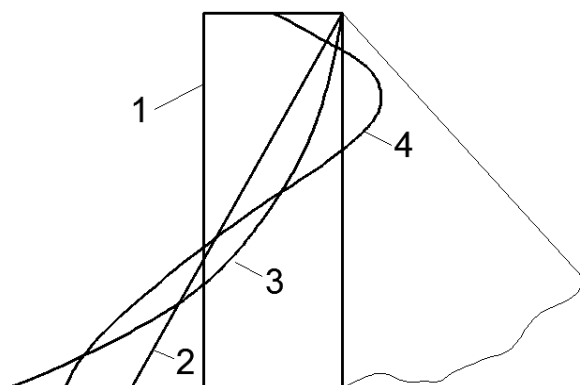


Рис. 1.8. Сравнение граничных условий в решениях Г.А. Николаева [34] (1), А. Гольцера [35] (2) и Р. Олсона [36] (3) с экспериментальными данными А. Солокиана [40] (4)

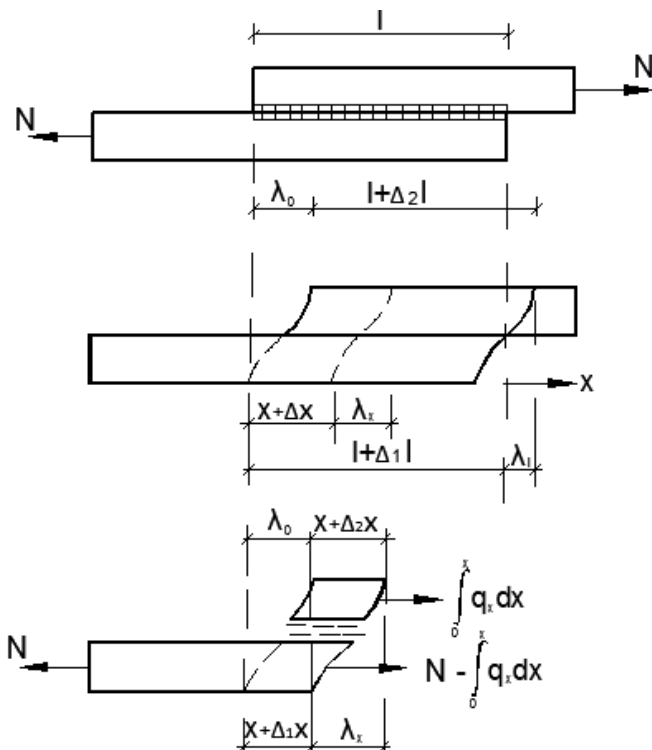


Рис. 1.9. Схема загрузки и деформации сварного соединения

Деформации различных участков сварного шва принимаются пропорциональными удельным усилиям согласно формуле (1.3):

$$\lambda_x = \frac{q_x}{\alpha}; \quad \lambda_0 = \frac{q_0}{\alpha}.$$

Деформации элементарных соединяемых частей на длине вычисляются по закону Гука:

$$dV_{1x} = \frac{1}{EA_1} (N - \int_0^x q_x dx) dx;$$

$$dV_{2x} = \frac{1}{EA_2} \int_0^x \int_0^x q_x dx dx,$$

где  $A_1$  и  $A_2$  – части площадей поперечных сечений, приходящиеся на 1 шов (рис. 1.10);  $E$  – модуль упругости.

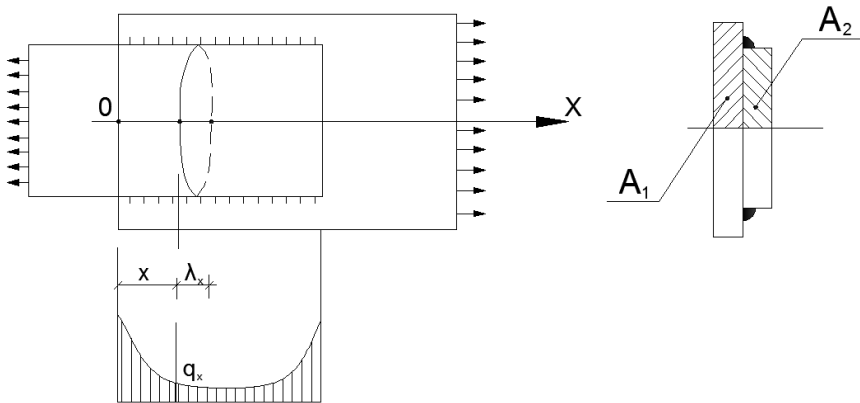


Рис. 1.10. Расчетная схема сварного соединения с фланговыми швами [38; 39]

При этом уравнение деформаций выражается в следующей форме:

$$\frac{q_0}{\alpha} - \frac{q_x}{\alpha} = \frac{1}{EA_1} \int_0^x \left\{ N - \int_0^x q_x dx \right\} dx - \frac{1}{EA_2} \int_0^x \int_0^x q_x dx dx. \quad (1.4)$$

В уравнении (1.4) левая часть представляет собой разность между деформациями сварного шва для крайних сечений рассматриваемого участка длиной  $x$ , а правая часть — разность между деформациями соединяемых элементов на некоторой длине  $x$ .

После двойного дифференцированного уравнения (1.4) и некоторых преобразований может быть получено следующее дифференциальное уравнение:

$$q_x'' - a^2 q_x = 0,$$

где

$$a = \sqrt{\frac{\alpha}{E} \frac{A_1 + A_2}{A_1 \cdot A_2}}. \quad (1.5)$$

Общий интервал уравнения имеет вид

$$q_x = C_1 e^{ax} + C_2 e^{-ax}.$$

Для определения двух произвольных постоянных  $C_1$  и  $C_2$  могут быть использованы следующие граничные условия:

$$\int_0^e q_x dx = N;$$

$$\lambda_0 + \Delta_2 l = \lambda_e + \Delta_1 l.$$

После соответствующих подстановок получено:

$$\begin{cases} C_1 = \frac{aN}{2shal} \left[ 1 + \frac{A_2}{A_1 + A_2} (e^{-al} - 1) \right]; \\ C_2 = \frac{aN}{2shal} \left[ 1 + \frac{A_2}{A_1 + A_2} (e^{al} - 1) \right]. \end{cases}$$

Окончательное выражение для определения удельного усилия в фланговом шве при нагрузке по схеме на рис. 1.9 будет иметь вид

$$q_x = \frac{aN}{(A_1 + A_2)shal} A_1 chax + A_2 cha(l - x) \quad (1.6)$$

С.А. Данилов [38; 39] приводит сравнительный анализ расчетных данных, полученных по формуле (1.6) с экспериментальными данными работы Н. Смита [41], показывает хорошее их совпадение. Однако следует отметить, что сравнение произведено с образцами, имеющими очень короткие швы (длиной 57 мм), неравномерность распределения удельных усилий в которых проявляется в слабой мере.

По характеру принятых допущений формула (1.6) представляет собой решение линейной задачи и в наибольшей степени она справедлива для случая соединения узких стержней, для которых распределение напряжений по ширине является равномерным.

В формуле (1.6) не отражено влияния соотношения между размерами поперечного сечения соединяемых элементов (ширины и толщины). Что касается модуля сдвига флангового шва, то С.А. Даниловым [38; 39] предполагается его определять из экспериментальных данных, полагая при этом, что его значение также не зависит от размеров сварного соединения.

Однако экспериментальные исследования показывают, что модуль сдвига флангового шва зависит от соотношения между размерами сварного соединения и поэтому необходимо получить общее решение для его определения.

В развитие решения С.А. Данилова, задачу о модуле сдвига решает Д.И. Навроцкий [42–44].

При определении местных деформаций применяется расчетная схема, полученная для полосы, нагруженной по продольным краям скалывающими и по торцам — нормальными напряжениями (рис. 1.11).

Решение такой задачи получено путем выбора функции напряжения в виде

$$\varphi = -\frac{N}{8lbc} xy^2,$$

что соответствует напряженному состоянию, показанному на рис. 1.12.

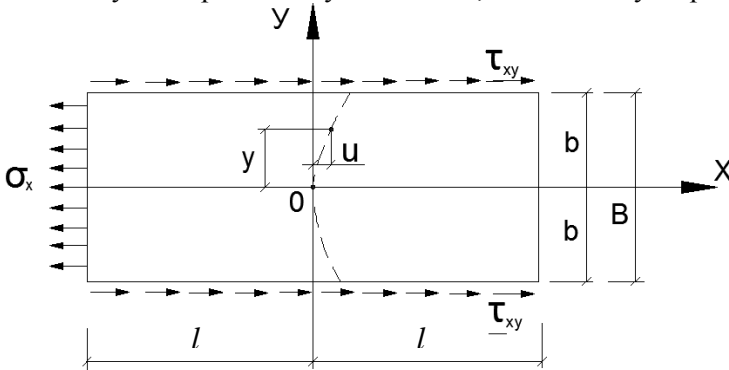


Рис. 1.11. Расчетная схема для одной полосы [42]

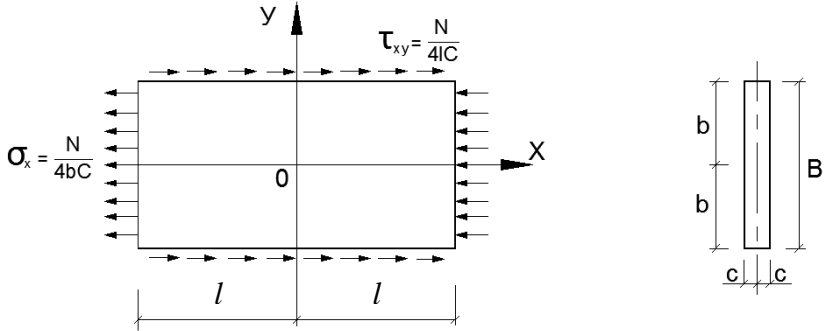


Рис. 1.12. Схема нагрузки, соответствующей выбору функции  $f = -\frac{N}{8lbc} xy^2$  [42]

При этом деформации различных точек полосы определяются по формулам:

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_x &= \frac{1}{E} \sigma_x = -\frac{1}{4E} \cdot \frac{N}{lbc} \cdot x \\ \varepsilon_y &= -\frac{\mu}{E} \sigma_x = \frac{\mu}{4E} \cdot \frac{N}{lbc} \cdot x \\ \gamma_{xy} &= \frac{2(1+\mu)}{E} \cdot \tau_{xy} = \frac{2(1+\mu)}{4E} \cdot \frac{N}{lbc} \cdot y \end{aligned} \right\}, \quad (1.7)$$

где  $\mu$  – коэффициент Пуассона.

Интегрируя первые два выражения уравнений (1.7), определяем

$$u = -\frac{1}{4E} \cdot \frac{N}{lbc} \cdot \frac{x^2}{2} + f_{(y)}; \quad \frac{du}{dy} = f'_{(y)};$$

$$v = \frac{\mu}{4E} \cdot \frac{N}{lbc} \cdot xy + f_{(x)}; \quad \frac{dv}{dx} = f'_{(x)}.$$

Подставляя эти значения в третье выражение уравнений (1.7), имеем

$$f'_{(y)} + f'_{(x)} = \frac{2+\mu}{4E} \cdot \frac{N}{lbc} \cdot y,$$

откуда

$$f_{(y)} = \frac{2+\mu}{4E} \cdot \frac{N}{lbc} \cdot \frac{y^2}{2} + cy + c_1;$$

$$f_{(x)} = c_2.$$

Определяя постоянные интегрирования из условий, что перемещения начала координат равны нулю и крайние точки оси  $y = 0$  при  $x = \pm l$  не имеют вертикальных перемещений, получено окончательное выражение для определения перемещений в направлении действующего усилия:

$$U = -\frac{1}{4E} \cdot \frac{N}{lbc} \cdot \frac{x^2}{2} + \frac{2+\mu}{4E} \cdot \frac{N}{lbc} \cdot \frac{y^2}{2}. \quad (1.8)$$

Для случая соединения элементов неравного поперечного сечения (рис. 1.13) из уравнения (1.8) будем иметь:

$$\begin{cases} U_1 = \frac{q}{1,8E} \cdot \frac{B}{C_1}; \\ U_2 = \frac{q}{1,8E} \cdot \frac{B}{C_2}, \end{cases}$$

откуда деформация сечения  $\lambda$  может быть найдена в виде

$$\lambda = U_1 + U_2 = \frac{q}{1,8E} \left( \frac{B}{C_1} + \frac{B}{C_2} \right). \quad (1.9)$$

Сравнивая выражения (1.3) и (1.9), окончательно имеем

$$\alpha = \frac{1,8EC_1 \cdot C_2}{B(C_1 + C_2)}. \quad (1.10)$$

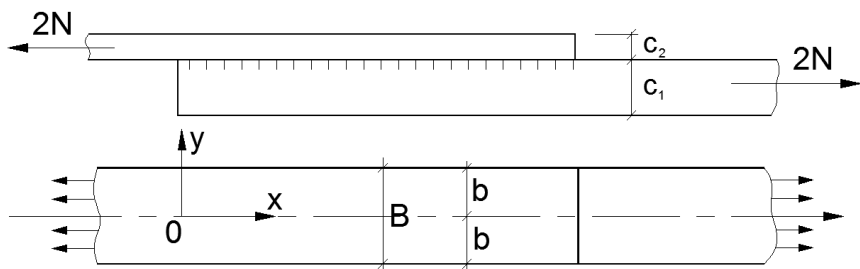


Рис. 1.13. Соединение с фланговыми швами при различной толщине элементов [44]

Полученное Д.Н. Навроцким [42–44] значение модуля сдвига флангового шва позволяет пользоваться решением С.А. Данилова [38; 39] без определения предварительных экспериментальных данных. Для этого достаточно формулу (1.10) подставить в формулу (1.5). Тогда получим

$$a = \sqrt{\frac{1,8C_1 \cdot C_2 (A_1 + A_2)}{B(C_1 + C_2)A_1 \cdot A_2}}. \quad (1.11)$$

Следует отметить, что значения модуля сдвига угловых швов получены в ряде работ [33; 41–45]. Эти значения, полученные при испытании образцов различной геометрии при использовании различных экспериментальных методов и связывающиеся авторами работ с теми или иными геометрическими параметрами сварного соединения, порой значительно отличаются друг от друга. Так, Г. Валтинат [33] связывает значение модуля сдвига флангового шва только с расчетным сечением шва  $\alpha = \beta_f k_f$ , не учитывая геометрию соединения. На основании испытаний образцов с различными катетами фланговых швов предлагаются следующие значения модулей сдвига:

$a = 4$	$\alpha = 735 \cdot 10^3$ МПа;
$a = 6$	$\alpha = 810 \cdot 10^3$ МПа;
$a = 8$	$\alpha = 865 \cdot 10^3$ МПа;
$a = 10$	$\alpha = 905 \cdot 10^3$ МПа;
$a = 16$	$\alpha = 1000 \cdot 10^3$ МПа.

Д. Федер [45] на основании испытания образцов, сваренных из одинаковых пластин, предлагает определять модуль сдвига фланговых и лобовых швов по формулам

$$\left. \begin{aligned} \alpha_{\phi} &= \frac{G}{1 + \frac{t}{k} \sqrt{2}} \\ \alpha_{\lambda} &= \frac{2G}{1 + \frac{t}{k} \sqrt{2}} = 2\alpha_{\phi} \end{aligned} \right\},$$

где  $G$  – модуль сдвига для стали;  $G = 79 \cdot 10^3$  МПа;  $t$  – толщина пластины;  $k$  – катет шва.

На основании экспериментальных исследований образцов с фланговыми и лобовыми швами в работе [46] приводятся следующие значения модулей сдвига:

$$\alpha_{\phi} = 0,2E;$$

$$\alpha_{\lambda} = 0,4E = 2\alpha_{\phi},$$

где  $E$  – модуль нормальной упругости для стали;  $E = 2,06 \cdot 10^5$  МПа.

В работе [46] получены значения предельных относительных деформаций сдвига для флангового шва (20%) и для лобового шва (13%).

В работах зарубежных исследователей [41; 47] значение модуля сдвига флангового шва принимается равным  $\alpha_{\phi} = 50 \cdot 10^3$  МПа, а в работе [48]  $\alpha_{\phi} = 0,1 E$ .

Из приведенных данных видно, что у разных авторов значения модуля сдвига угловых швов колеблется в широких пределах.

Для проверки правильности принятой расчетной схемы Д.И. Навроцкий в работе [49] приводит сопоставление значений модуля сдвига флангового шва для различных соединений, полученных по формуле (1.10) и из экспериментальных данных, показывая хорошую сходимость результатов.

Аналогичные результаты проверки формулы (1.10) отмечены в работе [43] при сопоставлении с экспериментальными данными Н. Смита [41] и данными А. Гозльцера [35]. Кроме того, в работах [42; 43; 49] показано хорошее совпадение деформаций и напряжений вдоль флангового шва, полученных с использованием формул (1.3) и (1.10) со значениями, полученными по экспериментальным данным.

Как и в работах С.А. Данилова [38; 39], в работах Д.И. Навроцкого [42; 43; 49] сравнение теоретического решения по формуле (1.6) с результатами экспериментальных данных производится на образцах со швами относительно малой протяженности (от 20 до 40 см) и при малых значениях коэффициента  $a$ .

Однако из формулы (1.6) видно, что на распределение удельных усилий вдоль флангового шва существенным образом влияет параметр  $al$ , который в одинаковой степени зависит как от длины шва  $l$ , так и от параметра  $a$ , характеризующего геометрию соединяемых элементов.

Решение, полученное С.А. Даниловым, может быть использовано при схеме нагружения флангового шва, представленного на рис. 1.9; назовем ее первой схемой. Могут иметь место и другие схемы нагружения фланговых швов. Так, Д.И. Навроцким в работе [43] были рассмотрены еще три схемы нагружения (рис. 1.14). Причем, для каждой из схем нагружения флангового шва, аналогично решению С.А. Данилова, были получены выражения для определения удельных усилий в сварном шве:

$$\left. \begin{aligned} q_{x_2} &= \frac{aN}{e^{2ae} - 1} \left[ e^{ax} + e^{a(2l-x)} \right] \frac{A_2}{A_1 + A_2} + \frac{N}{l} \cdot \frac{A_1}{A_1 + A_2} \\ q_{x_3} &= \frac{aN}{e^{2ae} - 1} \left[ e^{ax} + e^{a(2l-x)} \right] \\ q_{x_3} &= \frac{N}{e} \end{aligned} \right\} \quad (1.12)$$

В строительных металлических конструкциях наиболее часто встречаются нагружения фланговых швов по первой и второй схемам С.А. Данилова и Д.И. Навроцкого.

Выражения удельных усилий в сварном шве, полученные по формулам (1.6) и (1.12), можно использовать для определения в нем напряжений. При этом

$$\tau_x = \frac{q_x}{\beta_f k_f},$$

где  $k_f$  – катет сварного шва;  $\beta_f$  – коэффициент глубины проплавления по металлу шва.

В работе [43] Д.И. Навроцкий ограничивал величину максимальных напряжений в сварных швах некоторым пределом  $\tau_{пр}$  и, определяя несущую способность сварных соединений с фланговыми швами при различных вариантах нагружения, приводит следующие значения предельных нагрузок:

$$\left. \begin{aligned} N_1 &= \frac{\tau_{np} \cdot k_f}{a} \cdot \frac{2shal}{1+chal} \\ N_2 &= \frac{\tau_{np} \cdot k_f}{a} \cdot \frac{2al(e^{2al} - 1)}{al(e^{2al} + 1) + e^{2al} - 1} \\ N_3 &= \frac{\tau_{np} \cdot k_f}{a} \cdot \frac{e^{2al} - 1}{e^{2al} + 1} \end{aligned} \right\}$$

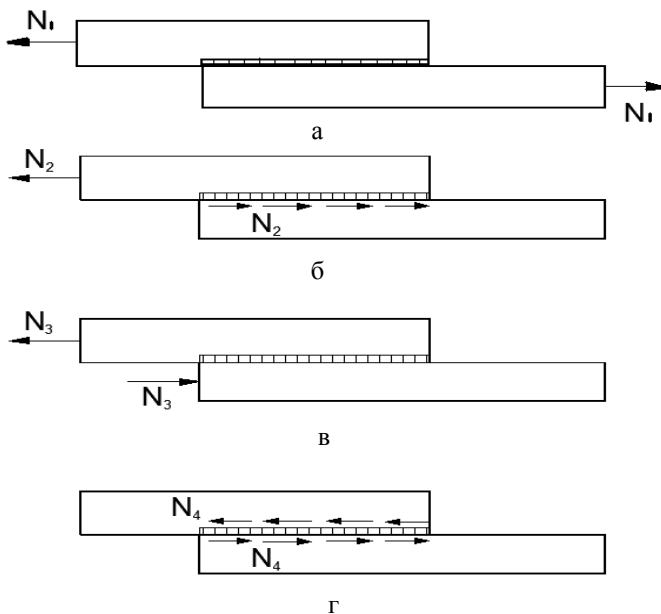


Рис. 1.14. Различные варианты загрузки флангового шва [43]:  
а – по первой схеме; б – по второй схеме;  
в – по третьей схеме; г – по четвертой схеме

Изменения предельных нагрузок в зависимости от длины флангового шва приведены на рис. 1.15.

Для первой схемы загрузки С.А. Данилов в работе [38] приводит графики, аналогичные изображенным на рис. 1.15. Из графика на рис. 1.15 видно, что при нагрузке по третьей схеме несущая способность фланговых швов является наиболее низкой.

Приведенные данные свидетельствуют также о том, что после достижения некоторого предела увеличение длины фланговых швов не может повысить их несущую способность.

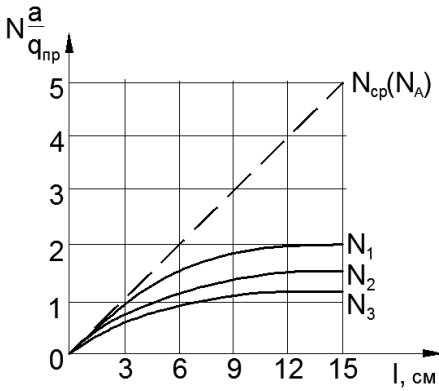


Рис. 1.15. Значения предельных нагрузок на фланговые швы в зависимости от их длины  $l$  [43]

Решения С.А. Данилова и Д.И. Навроцкого для различных схем загрузки фланговых швов методами теории упругости в первом приближении хорошо соответствуют распределению деформаций по длине флангового шва и позволяют учесть влияние геометрических параметров сварного соединения на его работу.

Что касается определения несущей способности сварного соединения по этим решениям, то здесь необходимо

учитывать развитие пластических деформаций в концевых участках шва, это отметил в работе [38] С.А. Данилов.

В общем случае напряженно-деформированное состояние сварного соединения с фланговыми швами объемное. Однако, учитывая относительно небольшую толщину свариваемых элементов, напряженное состояние соединяемых элементов можно считать плоским.

В работе Н.И. Козловского [50] отмечено, что в сварном соединении с фланговыми швами помимо продольных деформаций соединяемых элементов имеют место и поперечные деформации, возникающие в прикрепляемом элементе от действия продольной силы, которые вызывают дополнительные напряжения во фланговом шве.

Решение методами теории упругости о распределении деформаций и напряжений в прикрепляемом элементе сварного соединения с фланговыми швами получено К. Ежеком [47]. В основе этого решения лежит предположение о наличии двухосного напряженного состояния в плоскости прикрепляемого элемента. При действии растягивающей нагрузки в соединении с фланговыми швами в прикрепляемом элементе возникают нормальные напряжения в направлении вдоль швов  $\sigma_y$  и нормальные напряжения поперек швов  $\sigma_x$ . Последние обусловлены наличием фланговых швов, препятствующих свободной деформации элемента (рис. 1.16).

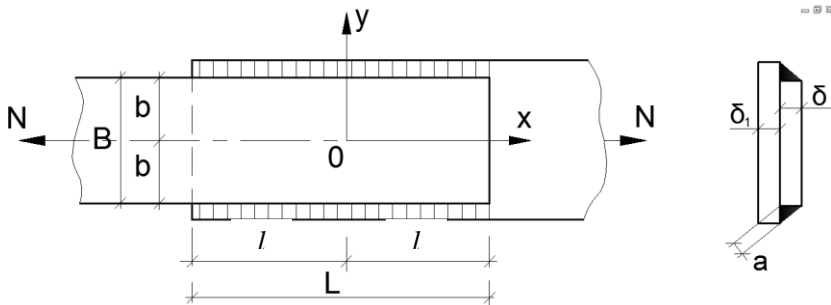


Рис. 1.16. Геометрические параметры нахлесточного соединения с фланговыми швами по [47]

Для расчета напряжений в прикрепляемом элементе нахлесточного соединения предложены следующие уравнения:

$$\left. \begin{aligned} \sigma_x &= 3C_1 y^2 (l-x) + C_2 X^3 + C_3 + C_5 X^2 \\ \sigma_y &= 3C_2 y^2 x - (2C_2 - C_1)x^3 + C_4 x - C_5(2x^2 - y^2) + C_6 \\ \tau_{xy} &= C_1 y^3 - 3C_2 y x^2 - 2C_5 xy \end{aligned} \right\} \quad (1.12)$$

Постоянные  $C_1 \dots C_6$  определяются по следующим уравнениям:

$$\left. \begin{aligned} C_1 &= \frac{\sigma_m}{b^2 l} \cdot \frac{k + \mu}{2(k + \mu) + (\varphi + 1)\chi^2} \\ C_2 &= \frac{\sigma_m}{2bl^3} \cdot \frac{(\varphi + 1)x^2}{2(k + \mu) + (\varphi + 1)\chi^2} \\ C_3 &= -2C_2 l^3 \cdot \frac{\varphi}{\varphi + 1} \\ C_4 &= (2C_2 - C_1)l^2 \\ C_5 &= C_2 l \cdot \frac{\varphi - 1}{\varphi + 1} \\ C_6 &= 2C_2 l^3 \cdot \frac{\varphi - 1}{\varphi + 1} \end{aligned} \right\}$$

Обозначения приняты в соответствии с геометрическими параметрами сварного соединения (см. рис. 1.16):

$$\varphi = \frac{\delta}{\delta_1}; \quad x = \frac{l}{b}; \quad \sigma_m = \frac{N}{2b\delta}; \quad k = \frac{Ek\delta}{ab},$$

где  $k$  – коэффициент пропорциональности между деформациями сдвига и касательными напряжениями во фланговом шве;  $k = \frac{\delta\gamma}{\tau}$ .

К. Ежек предлагает определять коэффициент  $k$  экспериментально [47], что усложняет применение формулы (1.12). В этой же работе [47] предлагается некоторое среднее значение коэффициента  $k = 0,002 \text{ см}^3/\text{тс}$ .

На рис. 1.17 представлены эпюры напряжений в различных сечениях прикрепляемого элемента нахлесточного соединения, полученные К. Ежеком по формулам (1.12).

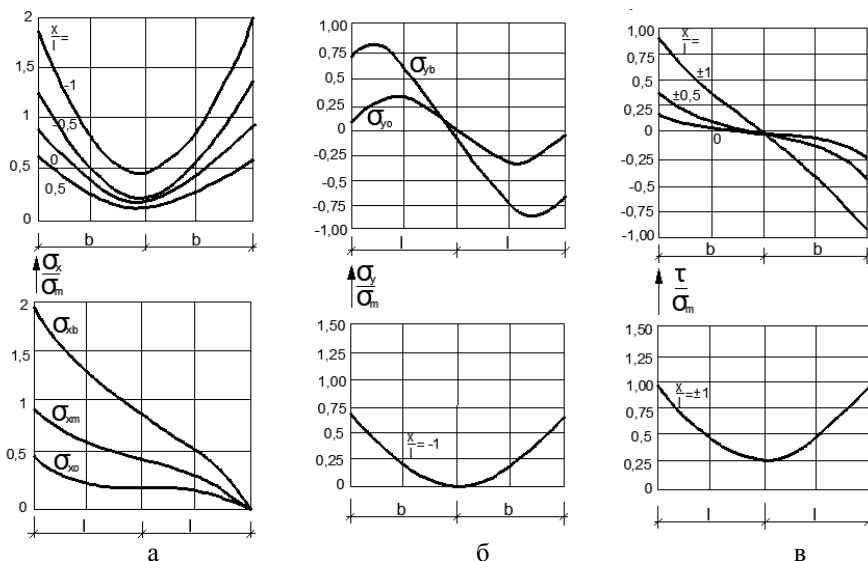


Рис. 1.17. Эпюры распределения продольных (а), поперечных (б) и касательных (в) напряжений в прикрепляемом элементе нахлесточного соединения [47]

Приведенный ниже пример дает представление об ожидаемых величинах напряжений, полученных по формулам (1.12). На рис. 1.17 представлены эпюры напряжений в различных сечениях прикрепляемого элемента нахлесточного соединения (см. рис. 1.16) при следующих геометрических параметрах:  $\delta = \delta = 8 \text{ мм}$ ;  $B = 160 \text{ мм}$  и  $l = 175 \text{ мм}$ . Как видно из рис. 1.17,а, максимальное нормальное напряжение вдоль фланговых швов (в сечении  $x = -l$ ) составляет  $\sigma_x = 1,95\sigma_m$ , т.е. почти вдвое больше среднего напряжения  $\sigma_m$ .

Уровень поперечных напряжений (см. рис. 1.17,б) в прикрепляемом элементе ниже среднего напряжения  $\sigma_m$  и значительно ниже значений нормальных напряжений  $\sigma_x$ .

Значения максимальных краевых (при  $x = \pm l$ ) касательных напряжений (см. рис. 1.17) близки к средним напряжениям  $-\tau_{max} = 0,94\sigma_m$ .

Решение К. Ежека [47] методами теории упругости о распределении напряжений в прикрепляемом элементе для нахлесточного соединения при всей ограниченности его использования выявляет существенное влияние геометрических параметров сварного соединения с фланговыми швами на его напряженно-деформированное состояние.

Влияние геометрических параметров сварного соединения с фланговыми швами на его работу отмечено Ж. Валтинатом [33], который проводит исследование на образцах нахлесточных соединений с толщинами как и у К. Ежека [47] при изменении соотношения длины шва  $l$  к ширине прикрепляемого элемента  $B$  от 0,1 до 2 ( $B$  менялось от 100 до 400 мм).

Из рис. 1.18 видно, что при изменении  $l/B$  от 2 до 0,1 величины максимальных нормальных напряжений  $\sigma_{x,max}$  возрастают от  $1,5\sigma_m$  до  $6\sigma_m$ .

При ширине прикрепляемого элемента, равной длине шва или превышающей ее, уровень максимальных напряжений примерно одинаков и составляет величину по-

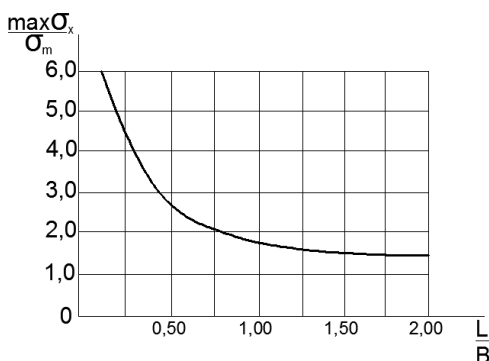


Рис. 1.18. Влияние ширины прикрепляемого элемента нахлесточного соединения на распределение нормальных напряжений [33]

рядка  $1,5\sigma_m$ , при уменьшении же ширины прикрепляемого элемента по отношению к длине шва наблюдается резкое возрастание величин максимальных нормальных напряжений (см. рис. 1.18).

В имеющихся работах как в нашей стране [24; 25], так и за рубежом [48; 51] по выявлению несущей способности сварных соединений с фланговыми швами большой протяженности не выявлена связь с геометрией соединяемых элементов.

## 2. Влияние геометрических параметров сварных соединений с фланговыми швами на их работу

### 2.1. Влияние геометрических параметров сварных соединений с фланговыми швами на распределение усилий вдоль шва

Как было отмечено ранее, решения методами теории упругости С.А. Данилова [38; 39] и Д.И. Навроцкого [43] для различных схем загрузки фланговых швов (рис. 2.1) позволяют учесть влияние геометрических параметров соединения на распределение усилий вдоль шва и в первом приближении оценить работу соединения.

Удельные усилия по длине флангового шва распределяются:

- при первой схеме загрузки (решение С.А. Данилова)

$$q_x = \frac{aN}{(A_1 + A_2)shal} A_1 chax + A_2 cha(l - x); \quad (2.1)$$

- при второй схеме загрузки (решение Д.И. Навроцкого)

$$q_{x2} = \frac{aN}{(A_1 + A_2)shal} \left[ A_1 \frac{shal}{al} + A_2 cha(l - x) \right], \quad (2.2)$$

где  $N$  – усилие, воспринимаемое швом;

$l$  – длина шва;

$$a = \sqrt{\frac{1,8C_1C_2(A_1 + A_2)}{B(C_1 + C_2)A_1 \cdot A_2}} \quad (\text{см. формулу (1.11)}), \quad (2.3)$$

$C_1, C_2, B, A_1 = C_1b_1$  и  $A_2 = C_2b_2$  – геометрические параметры соединения (рис. 2.2).

Из формул (2.1) и (2.2) видно, что на распределение усилий по длине флангового шва влияют параметры  $A_1, A_2, l$  и  $a$ . В свою очередь, параметр  $a$  зависит от ряда геометрических характеристик и определяется по формуле (2.3).

Заменяя в формуле (2.3)  $A_1$  и  $A_2$  значениями  $C_1b_1$  и  $C_2b_2$ ,  $B$  – значением  $2b_2$ , после некоторых преобразований получим

$$a = \frac{0,95}{b_2} \sqrt{\frac{1 + \frac{C_2b_2}{C_1b_1}}{1 + \frac{C_2}{C_1}}}. \quad (2.4)$$

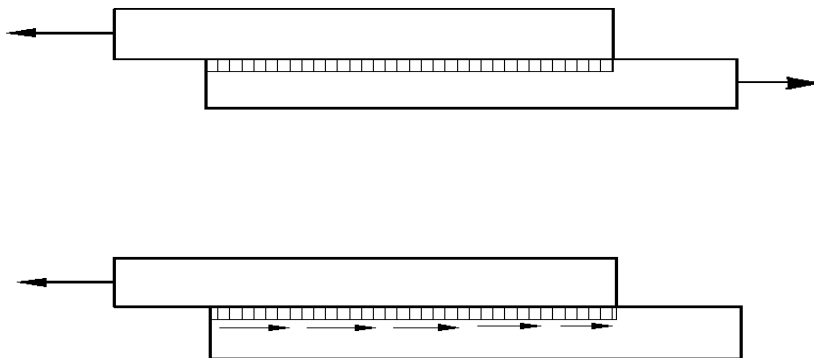


Рис. 2.1. Схемы загрузки флангового шва

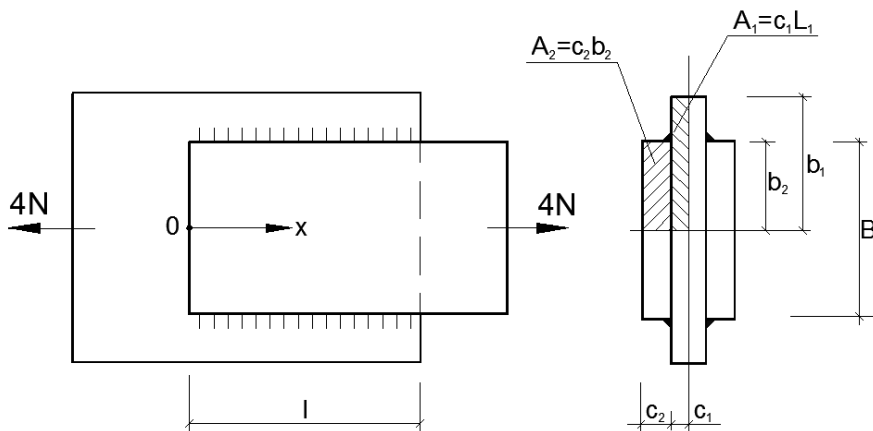


Рис. 2.2. Геометрические параметры сварного соединения с фланговыми швами

Обозначив  $A_1/A_2=n$ ;  $C_2/C_1=m$  и заменив  $b_2$  на  $0,5B$ , запишем формулу (2.4) в следующем виде:

$$a = \frac{1,9}{B} \sqrt{\frac{1 + \frac{1}{n}}{1 + m}}. \quad (2.5)$$

Таким образом, от четырех геометрических характеристик, определяющих параметр  $a$  –  $C_1$ ,  $C_2$ ,  $b_1$ ,  $b_2$  ( $B=2b_2$ ), – переходим к трем параметрам –  $B$ ,  $m$  и  $n$ , два из которых ( $m$  и  $n$ ) безразмерные. Это значительно облегчает анализ влияния геометрии соединяемых эле-

ментов на параметр  $a$  и, в конечном счете, – на распределение удельных усилий вдоль флангового шва.

Перепишем формулы (2.1) и (2.2), заменив отношение  $A_1/A_2$  параметром  $n$ :

- при первой схеме загрузки (см. рис. 2.1,а)

$$q_{x1} = \frac{aN}{(n+1)shal} nchax + cha(l-x); \quad (2.6)$$

- при второй схеме загрузки (см. рис. 2.1,б)

$$q_{x2} = \frac{aN}{(n+1)shal} \left[ n \frac{shal}{al} + cha(l-x) \right]. \quad (2.7)$$

На распределение удельных усилий по длине флангового шва, как видно из формул (2.6) и (2.7), влияют геометрические параметры  $al$  и  $n$ , а с учетом формулы (2.5) – параметры  $B$ ,  $m$ ,  $n$  и  $l$ , т.е. ширина прикрепляемого элемента, соотношение толщин и площадей соединяемых элементов и длина шва.

Следует отметить, что параметр  $n$  влияет как на  $q_x$ , так и на  $a$ . На рис. 2.3 и 2.4 представлены зависимости параметра  $a$  от  $B$  и  $m$ , соответственно, при изменении их значений от 1 до 20, для  $n = 0,1; 0,5; 1,2; 10$ .

Расстояние между швами прикрепляемого элемента  $B$  в большей степени влияет на параметр  $a$ , чем  $m$ . Влияние параметра  $n$  на  $a$  значительно ниже, чем  $B$  и  $m$ , особенно при  $n > 1$ .

При уменьшении значений параметров  $B$ ,  $m$  и  $n$  величина параметра  $a$  возрастает.

Для первой схемы загрузки, при  $n=1$ , формула (2.6) распределения удельных усилий примет вид

$$q_{x1} = \frac{aN}{2shal} chax + cha(l-x). \quad (2.8)$$

Как видно из формулы (2.8) и рис. 2.5, распределение удельных усилий для случая  $A_1=A_2$  симметрично относительно середины шва, и величины их максимальных концевых значений равны

$$q_{x1\max} = q_{x=l} = q_{x=0} = \frac{aN(1+chal)}{2shal}.$$

При больших значениях  $al$  ( $al \geq 5$ )

$$q_{x1\max} \cong \frac{aN}{2}.$$

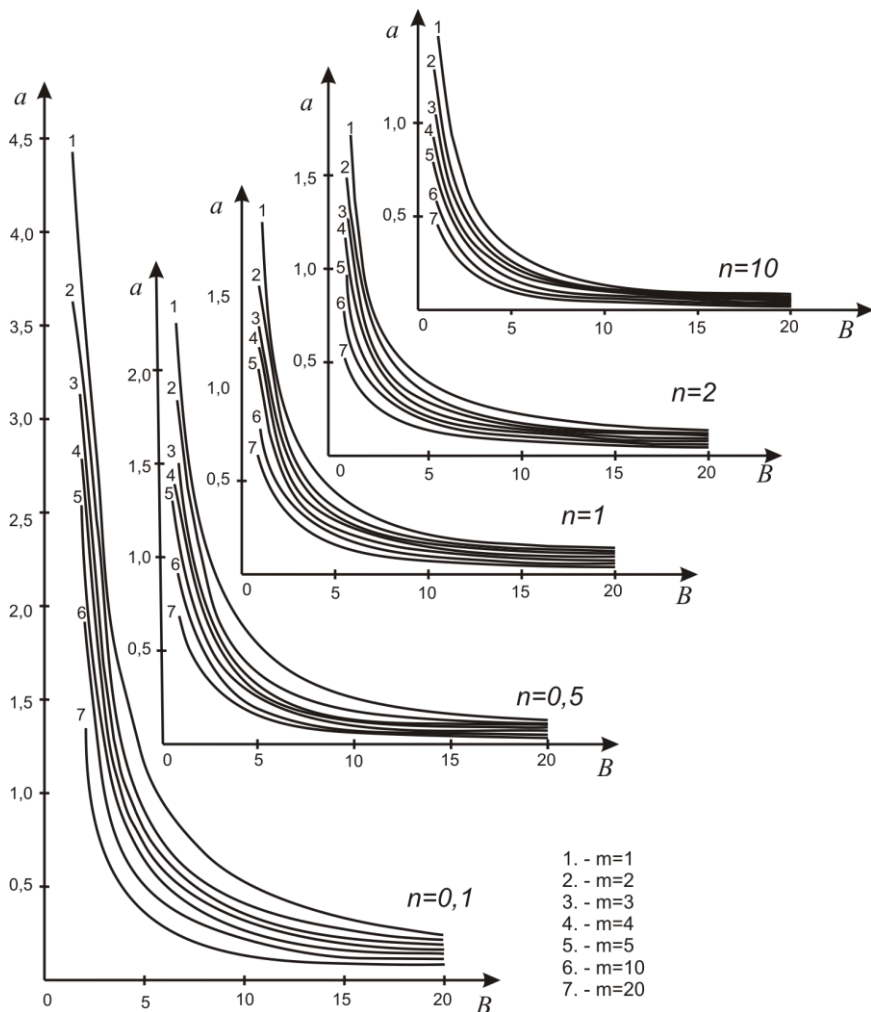


Рис. 2.3. Зависимость параметра  $a$  от  $B$

В случае соединения элементов различной площади ( $n \neq 1$ ) крайние удельные усилия будут иметь максимальные значения в зависимости от соотношения площадей  $A_1$  и  $A_2$ :

$$\begin{aligned}
 n > 1 \quad q_{x1\max} = q_{x=l} &= \frac{aN(nchal + 1)}{(n + 1)shal}; \\
 n < 1 \quad q_{x1\max} = q_{x=0} &= \frac{aN(n + chal)}{(n + 1)shal}.
 \end{aligned}
 \tag{2.9}$$

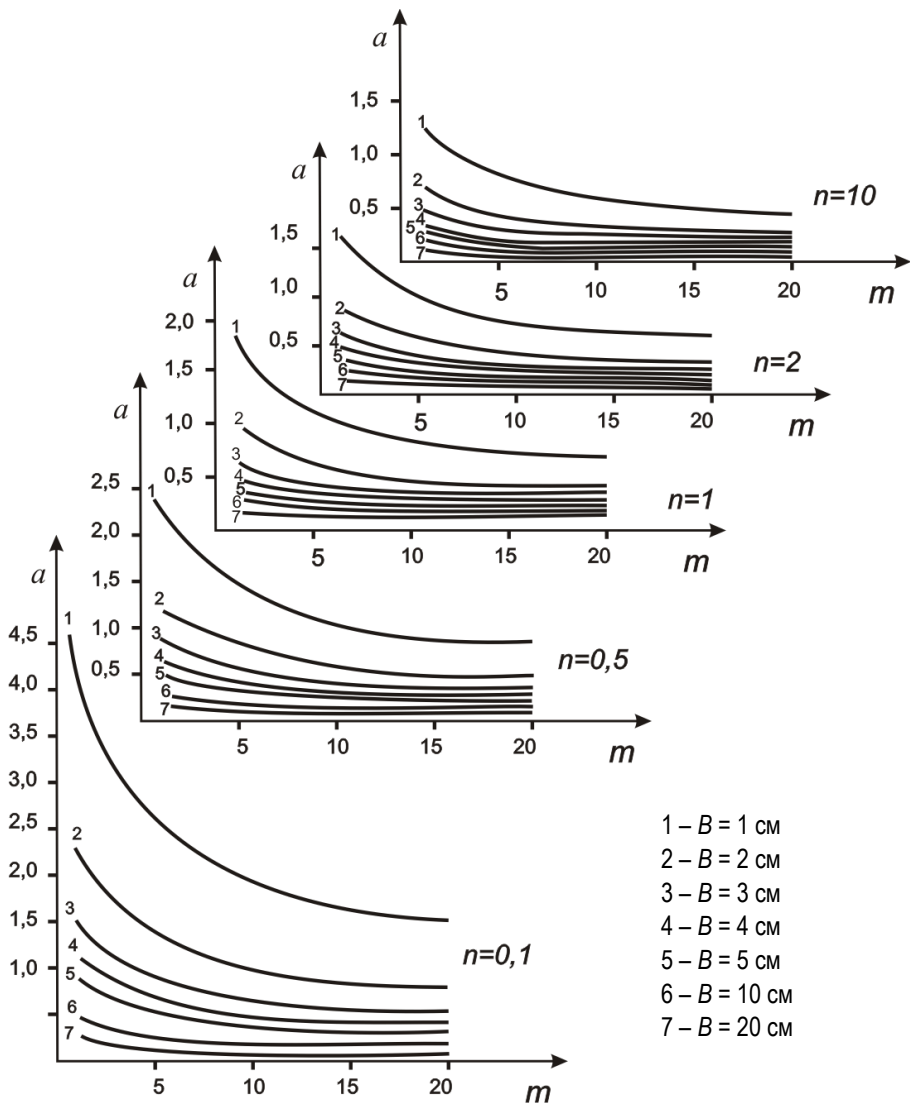


Рис. 2.4. Зависимость параметра  $a$  от  $m$

Как видно из рис. 2.5, при  $n = 1$  эпюры удельных усилий симметричны относительно середины шва и с увеличением параметра  $al$  степень неравномерности их распределения возрастает.

По мере увеличения значения  $n$  (на рис. 2.5 приведены случаи  $n=2$  и  $n=10$ , т.е.  $A_1 = 2A_2$  и  $A_1 = 10A_2$ ) максимальные значения удельных усилий смещаются в сторону сечения меньшей площади (прикрепляемого элемента) и находятся в конце шва (при  $x = l$ ).

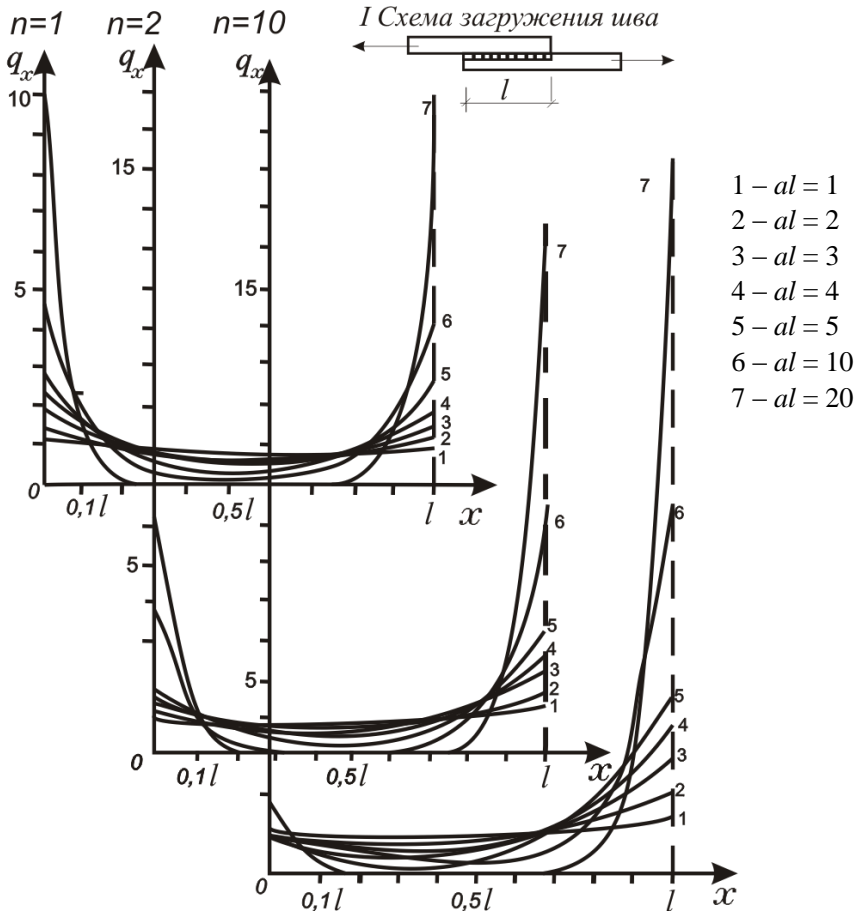


Рис. 2.5. Распределение удельных усилий по длине шва при первой схеме его загрузки

Эпюры  $q_x$  при  $n = 0,5$  и  $n = 0,1$ , т.е. при  $A_2 = 2A_1$  и  $A_2 = 10A_1$  будут зеркально симметричны с эпюрами при  $n = 2$  и  $n = 10$ , поэтому на рисунке не приводятся. Их максимальные значения будут иметь место в начале шва (при  $x = 0$ ). С ростом как параметра  $al$ , так и значе-

ния  $n$  степень неравномерности распределения удельных усилий возрастает. В то же время из формулы (2.5) и рис. 2.3, 2.4 видно, что с ростом  $n$  величина параметра  $a$  снижается, т.е. влияние параметра  $n$  (соотношения площадей соединяемых элементов) на распределение удельных усилий по длине шва сглаживается.

При второй схеме загрузки флангового шва (см. рис. 2.1,б), когда к основному элементу приложена сосредоточенная сила, а со стороны прикрепляемого элемента на шов действует равномерно-распределенная по длине шва нагрузка, эпюры удельных усилий по длине шва, как видно из формулы (2.7), несимметричны и их максимальные значения всегда находятся со стороны элемента (основного), к которому приложена сосредоточенная сила (при  $x = 0$ ).

На рис. 2.6 показано влияние геометрии соединяемых элементов на распределение удельных усилий вдоль шва при второй схеме загрузки.

Как видно из рисунка, пики удельных усилий, находящиеся со стороны основного элемента (при  $x = 0$ ), с возрастанием  $n$  (увеличение площади этого элемента) снижаются. При этом, одновременно увеличивается часть длины шва с его противоположного конца, работающая равномерно и составляющая при  $n = 0,5; 1; 2; \text{ и } 10$  величины соответственно порядка  $(0,5 \dots 0,9)l$ .

Вторая схема загрузки флангового шва дает более благоприятное распределение продольных усилий в сравнении с первой схемой.

Как видно из формул (2.6) и (2.7) и рис. 2.5 и 2.6, степень неравномерности распределения  $q_x$  по  $l$  зависит от величин  $al$  и  $n$ , определяемых геометрией соединения, в то время как отношение  $l/\beta k_f$  не характеризует степень неравномерности распределения усилия, действующего на шов.

На рис. 2.7 на конкретном примере показано повышение степени неравномерности распределения удельных усилий с увеличением длины шва в два раза (при сохранении отношения  $l/\beta k_f$  постоянным) в соединениях с одинаковым поперечным сечением ( $a = 0,1$ ).

Приведенный выше анализ показывает существенное влияние геометрии соединяемых элементов на неравномерность распределения удельных усилий вдоль флангового шва и необходимость ее учета при расчете несущей способности сварного соединения.

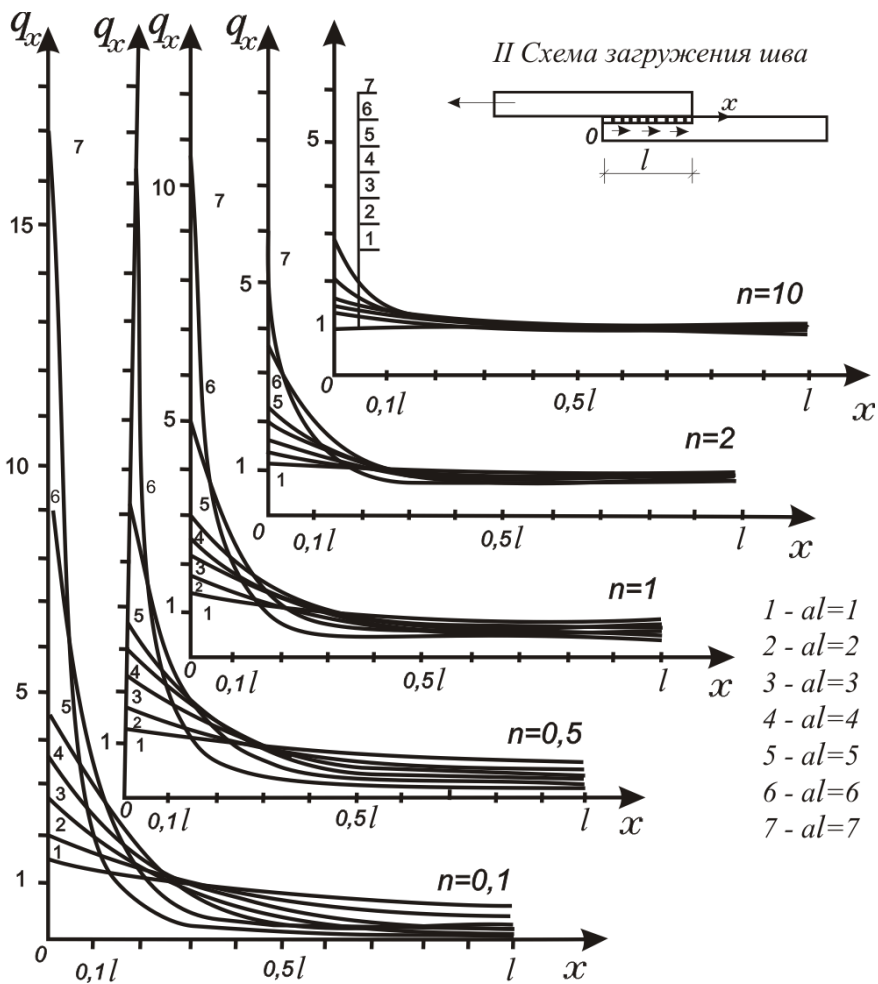


Рис. 2.6. Распределение удельных усилий по длине шва при второй схеме его загрузки

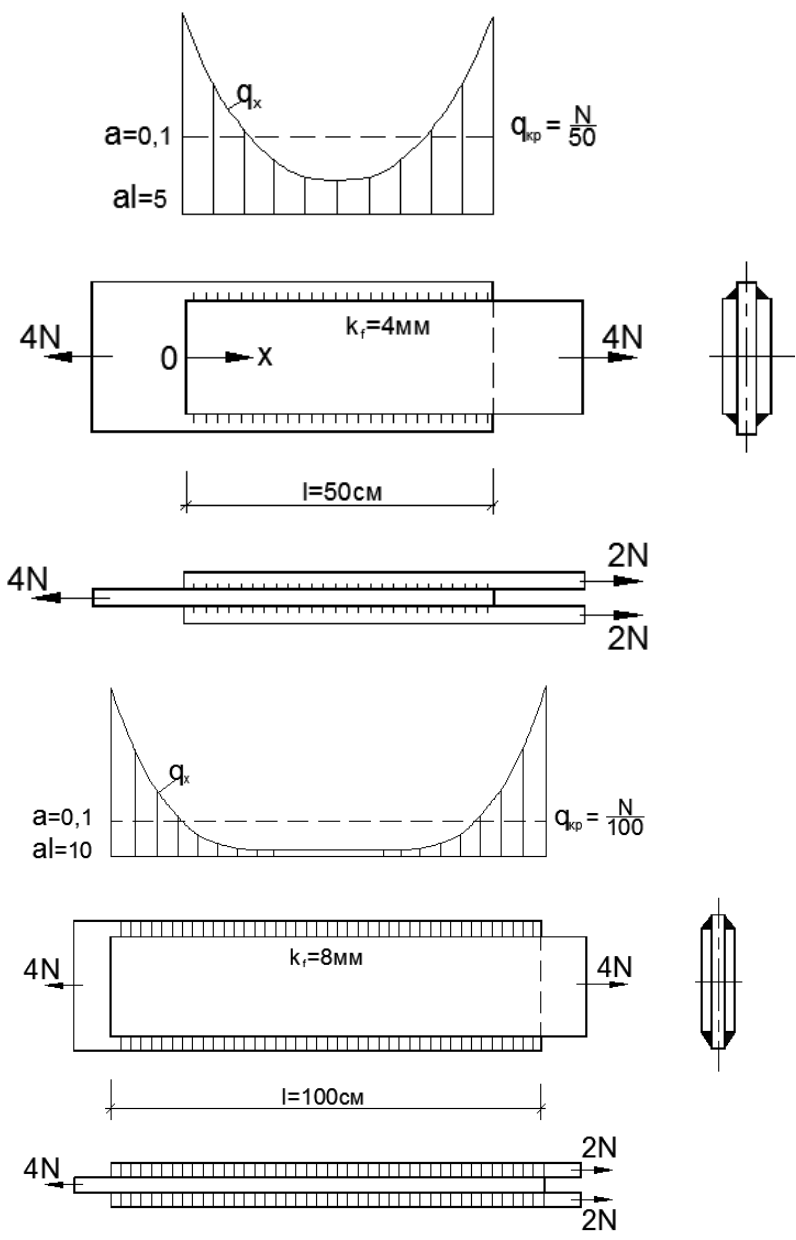


Рис. 2.7. Повышение степени неравномерности распределения удельных усилий с увеличением длины шва и при сохранении отношения  $l/\beta_f k_f$  постоянным

## **2.2. Определение области экспериментально-теоретических исследований с учетом анализа фактических геометрических параметров сварных соединений с фланговыми швами большой протяженности в узлах строительных металлических конструкций**

### **2.2.1. Резервы несущей способности сварных соединений с фланговыми швами**

Как было показано ранее, представляется возможным на основе проведения экспериментальных исследований расширить значения предельных расчетных длин фланговых швов в зависимости от геометрии соединения. С другой стороны, выбор области экспериментального исследования связан с необходимостью расширения значений предельных длин, которое позволит использовать минимальные катеты в тех узлах и соединениях, где ограничение  $l \leq 85 \beta_f k_f$  сдерживает их применение и, тем самым, снизить массу наплавленного металла.

Прежде всего это имеет место в сварных соединениях и узлах металлических конструкций, длины сварных соединений в которых определяются не по расчету, а диктуются формой и размерами самой конструкции, ее узлов, полученными из конструктивно-технологических соображений, и значительно превышают расчетную длину. В этих случаях длины швов являются «заданными» величинами и варьировать при расчете сварных соединений с фланговыми швами можно только катеты.

Так как при отсутствии ограничения  $l \leq 85 \beta_f k_f$  расчетные длины швов при минимальных катетах в большинстве случаев оказываются значительно меньше «заданных» по конкретным размерам конструктивных элементов, естественна попытка использовать минимальные катеты.

При существующем ограничении  $l \leq 85 \beta_f k_f$  приходится увеличивать катеты фланговых швов на несколько калибров и, выполняя при этом швы по всей «заданной» длине, значительно перерасходовать объем наплавленного металла при соответствующем повышении трудоемкости и снижении технологичности конструкции.

Минимальные катеты определяются в СНиП 11-23-81 [11] в зависимости от толщины более толстого из свариваемых элементов с учетом предела текучести стали этих элементов.

В табл. 2.1 (табл. 38 [11]) приводятся значения минимальных катетов для нахлесточных и угловых соединений при автоматической и полуавтоматической сварке.

В строительных металлических конструкциях основная масса свариваемых элементов имеет толщины не более 30–40 мм, поэтому представляется возможным (как видно из табл. 2.1) использование однослойных швов с катетом до 8 мм. Однако ограничение  $l \leq 85 \beta_f k_f$  не только сдерживает использование минимальных катетов, но в ряде случаев требует перехода к многослойным швам (с катетом более 8 мм), что резко повышает трудоемкость изготовления конструкции и снижает ее технологичность.

Т а б л и ц а 2.1 (табл. 38 [11])

**Минимальные катеты для нахлесточных и угловых соединений**

Вид соединения	Вид сварки	Предел текучести стали, МПа (кгс/см <sup>2</sup> )	Минимальные катеты швов $k_f$ , мм, при толщине более толстого из свариваемых элементов $t$ , мм						
			4–5	6–10	11–16	17–22	23–32	33–40	41–80
Нахлесточное и угловое	Автоматическая и полуавтоматическая	До 430(4400)	3	4	5	6	7	8	9
		Св. 430 (4400) До 580 (5900)	4	5	6	7	8	9	10

Т а б л и ц а 2.2 (табл. 34 [11])

**Значения коэффициентов, учитывающих глубину проплавления**

Вид сварки при диаметре сварной проволоки $d$ , мм	Положение шва	Коэффициент	Значения коэффициентов $\beta_z$ и $\beta_f$ при катетах швов $k_f$ , мм			
			3–8	9–12	14–16	18 и более
Автоматическая и полуавтоматическая при $d=1,4-2$	Нижнее	$\beta_f$	0,9	0,8	0,7	0,7
		$\beta_z$	1,05	1	1	1
Ручная	В лодочку, нижнее, горизонтальное, вертикальное, потолочное	$\beta_f$	0,7	0,7	0,7	0,7
		$\beta_z$	1	1	1	1

Ограничение предельной расчетной длины флангового шва ( $85 \beta_f k_f$ ) зависит от катета и технологии сварки.

В табл. 2.2 (табл. 34 [11]) приведены значения коэффициентов  $\beta_z$  и  $\beta_f$  при различных катетах и технологии сварки.

Используя значения коэффициентов  $\beta_f$  из табл. 2.2, вычисляем предельные расчетные длины фланговых швов при различных катетах и технологии сварки. Результаты вычислений сведены в табл. 2.3.

По данным табл. 2.3 построен график зависимости предельных расчетных длин фланговых швов от их катетов при различной технологии сварки (рис. 2.8). Из табл. 2.3 и рис. 2.8 видно, что значения предельных расчетных длин незначительны, в особенности для однослойных швов (до 8 мм), и, как будет доказано ниже, в ряде узлов и соединений строительных металлических конструкций имеют место швы протяженностью («заданной» из конструктивных соображений) значительно большей. Это тем более не выгодно, так как швы завышенных катетов приходится выполнять по всей «заданной» длине.

Т а б л и ц а 2.3

**Предельные расчетные длины фланговых швов в соответствии с [11]**

, мм	Вид сварки				
	Ручная		Автоматическая и полуавтоматическая		
		85 , см		85 , см	
3	0,7	23	0,9	18	
4		30		24	
5		38		30	
6		45		36	
7		53		42	
8		61		48	
9		61	0,8	54	
10		68		60	
12		81		71	
14		83		83	
16		95	0,7	95	
18		107		107	
20		119			119

В табл. 2.4 приведены объемы наплавленного металла угловых швов длиной 1 см при различных катетах и их соотношения при изменении катетов на несколько калибров.

На рис. 2.9 показана (параболическая) зависимость роста объема наплавленного металла углового шва единичной длины с увеличением его катета.

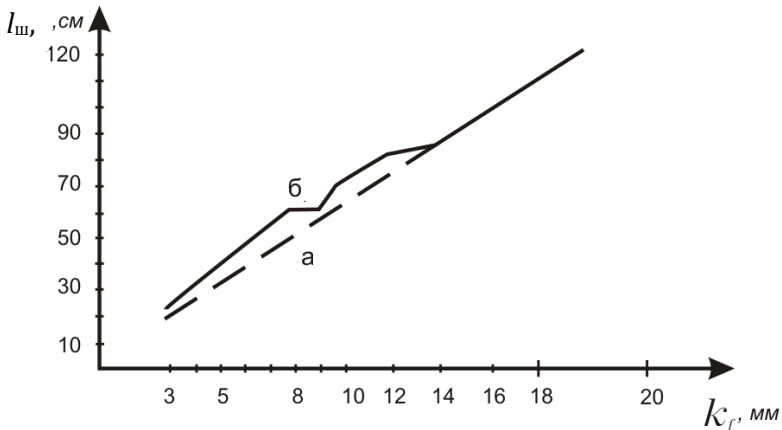


Рис. 2.8. Зависимость предельных расчетных длин фланговых швов  $l_{ш}$  от их катетов  $k_f$  (по СНиП II-23-81) для ручной (а), автоматической и полуавтоматической (б) сварки

Т а б л и ц а 2.4

**Увеличение объема наплавленного металла ( $V_{yb}/V_{min}$ ) при переходе от минимальных катетов к увеличенным на несколько калибров**

$k_{f\ min}$ , мм	$k_{f\ yb}$ , мм	$V_{yb}/V_{min}$	$k_{f\ min}$ , мм	$k_{f\ yb}$ , мм	$V_{yb}/V_{min}$
3	4	1,778	7	8	1,306
	5	2,778		9	1,653
	6	4		10	2,041
				12	2,939
				14	4
4	5	1,563	8	9	1,266
	6	2,250		10	1,563
	7	3,063		12	2,250
	8	4		14	3,063
			16	4	
5	6	1,440	9	10	1,235
	7	1,960		12	1,778
	8	2,560		14	2,420
	9	3,240		16	3,160
	10	4		18	4
6	7	1,360	10	12	1,440
	8	1,778		14	1,960
	9	2,250		16	2,560
	10	2,778		18	3,240
	12	4		20	4

Как видно из табл. 2.4, увеличение катета в 2 раза (переход с катета 3 мм на катет 6 мм или с катета 4 мм на катет 8 мм) вызывает рост объема наплавленного металла в 4 раза.

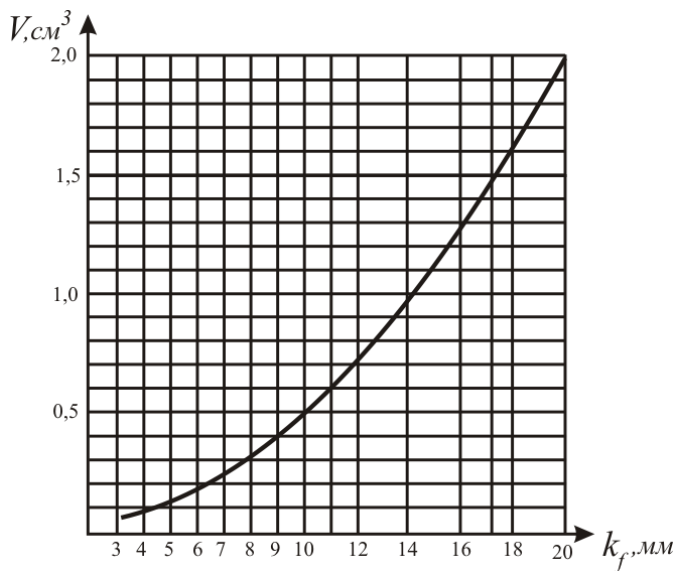


Рис. 2.9. Зависимость объема наплавленного металла угловых швов длиной 1 см от их катетов  $k_f$

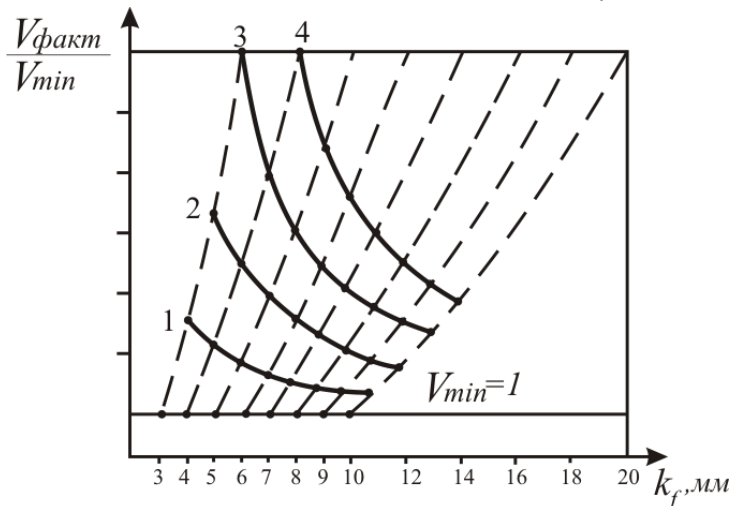


Рис. 2.10. Перерасход объема наплавленного металла из-за ограничения  $85 \beta_f k_f$  при завышении минимальных катетов на количество калибров, мм, указанных на графике

На рис. 2.10, построенном по данным табл. 2.4, показаны перерасходы объема наплавленного металла, которые могут иметь место из-за ограничения  $l \leq 85 \beta_f k_f$  при завышении минимальных катетов

на несколько калибров. Повышение катета шва только на 1 мм ведет к перерасходу наплавленного металла от 20% (для катета 10 мм) до 77% (для катета 3 мм).

### **2.2.2. Анализ геометрических параметров узлов крепления опорных ребер к стенке в типовых решениях балочных конструкций**

Рассматривались типовые решения подкрановых балок серии С1.426-1 с пролетами 6 и 12 м под краны грузоподъемностью от 30/5 до 125/20 тс. Размеры сечений элементов балок приведены в табл. 2.5. Расчетная схема для определения геометрических параметров узла крепления опорного ребра к стенке подкрановой балки представлена на рис. 2.11. В табл. 2.6 приведены геометрические параметры, влияющие на распределение удельных усилий в швах крепления опорных ребер к стенке в типовых решениях подкрановых балок. В работе опорного узла учитывается только часть длины стенки, ограниченная размером, равным высоте стенки. Правильность выбранной расчетной схемы подтверждена экспериментально на моделях из оптически активных материалов (рис. 2.12).

Как видно из табл. 2.6, в типовых решениях подкрановых балок значение параметра  $a$  находятся в пределах от 0,3 1/см до 0,45 1/см, при этом параметр  $al$  изменяется от 40 до 55.

В табл. 2.7 приведена последовательность определения расчетной длины швов крепления опорного ребра к стене подкрановых балок по СНиП II-23-81.

Ни в одной из подкрановых балок ограничение  $l \leq 85 \beta_f k_f$  не позволило принять катет минимальным, при этом зависеть катет потребовалось на 2–7 калибров, а следовательно, как видно из рис. 2.10, идти на значительный перерасход наплавленного металла.

Сравнение геометрических параметров сварных соединений и швов опорных узлов типовых подкрановых балок представлено в табл. 2.8. Максимальные значения  $l/\beta_f k_f$ , при которых возможно применение минимальных катетов для различных подкрановых балок, колеблется в пределах от 143 до 293. Для снижения катета на два калибра необходимо повысить допустимое отношение  $l/\beta_f k_f$  от значений 92 до 143. Для возможности использования во всех опорных узлах подкрановых балок однослойных швов ( $k_f \leq 8$  мм) достаточно повысить предельно допустимую расчетную длину шва до величины 115  $\beta_f k_f$ .

**Размеры сечений типовых подкрановых балок  
пролетами 6 и 12 м под краны различной грузоподъемности**

Марка балки	Сечение элементов балки, мм			
	Верхний пояс	Нижний пояс	Стенка	Опорное ребро
При пролете 6 м (Q=30/5 и 50/10 тс)				
Б6-10	400x16	200x10	1240x10	250x20
Б6-11	450x18	250x10	1240x10	250x20
Б6Н-10	400x16	200x10	1240x10	250x20
Б6Н-12	400x16	200x10	1240x10	250x20
Б6Н-18	400x20	200x10	1240x10	250x20
При пролете 12 м (Q=30/5 и 50/10 тс)				
Б12-9	400x18	400x14	1490x12	360x16
Б12-10	400x22	400x18	1490x12	400x16
Б12Н-9	400x16	400x14	1490x12	360x16
Б12Н-11	400x18	400x16	1490x12	360x16
Б12Н-12	400x20	400x20	1490x12	400x16
Б12Н-13	450x20	450x20	1490x12	400x18
При пролете 6 м (Q=80/20, 100/20, 125/20 тс)				
Б6Н-3	450x16	200x10	990x10	316x14
Б6Н-6	450x16	250x12	990x10	316x14
Б6Н-8	450x16	320x14	990x10	320x18
При пролете 12 м (Q=80/20, 100/20, 125/20 тс)				
Б12Н-2	450x16	360x16	1590x12	360x14
Б12Н-3	450x18	450x14	1590x12	360x16
Б12Н-4	450x20	450x18	1590x12	360x16
Б12Н-5	450x20	450x20	1590x12	360x14
Б12Н-6	550x22	400x20	1590x12	450x16
Б12Н-8	450x18	400x18	1790x14	400x18
Б12Н-9	450x18	400x16	1790x14	360x18
Б12Н-10	450x20	400x20	1790x14	360x16

Таблица 2.6

## Геометрические параметры опорных узлов типовых подкрановых балок

№ балок из табл. 2.5*	$c_1 = \delta_{pr}$ , см	$c_2 = h_{стр}$ , см	$m = c_2/c_1$	$b_1 = 0,5b_p$ , см	$b_2 = 0,5b_{cm}$ , см	$A_1 = c_1 b_1$ , см <sup>2</sup>	$A_2 = c_2 b_2$ , см <sup>2</sup>	$n = A_1/A_2$	$B = \delta_{стр}$ , см	$a = \frac{1,9}{B} \cdot \sqrt{\frac{1+1/n}{1+m}}$	$l$ , см
1	2	124	62	12,5	0,5	25	62	0,403	1	0,447	124
5	2	124	62	12,5	0,6	25	74,4	0,336	1,2	0,398	124
6	1,6	149	93,125	18	0,6	28,8	89,4	0,322	1,2	0,331	149
7	1,6	149	93,125	20	0,6	32	89,4	0,358	1,2	0,318	149
11	1,8	149	82,778	20	0,6	36	89,4	0,403	1,2	0,323	149
12	1,4	99	70,714	15,8	0,5	22,12	49,5	0,447	1	0,404	99
14	1,8	99	55	16	0,5	28,8	49,5	0,582	1	0,419	99
15	1,4	159	113,571	18	0,6	25,2	95,4	0,264	1,2	0,324	159
16	1,6	159	99,375	18	0,6	28,8	95,4	0,302	1,2	0,328	159
19	1,6	159	99,375	22,5	0,6	36	95,4	0,377	1,2	0,302	159
20	1,8	179	99,444	20	0,7	36	125,3	0,287	1,4	0,287	179
21	1,8	179	99,444	18	0,7	32,4	125,3	0,259	1,4	0,299	179
22	1,6	179	111,875	18	0,7	28,8	125,3	0,230	1,4	0,295	179

\*Из табл. 2.5 взяты только балки с различной геометрией опорного узла.

Таблица 2.7

**Определение расчетной длины швов креплений опорного ребра  
к стенке подкрановых балок по СНиП II-23-81**

№ балок из табл. 2.5*	$\delta_{max} = c_1 = \delta_{pr}$ , см	$k_f, min$ , мм	$N = \delta_p b_p R_p$ , кН	$A_w = N/R_{wf}$ , см <sup>2</sup>	$l_w = A_w / \beta_f k_f$ , см/85 $\beta_f k_f$ , см, при значениях $k_f$ , мм						
					5	6	7	8	9	10	12
1	2	6	910,00	41,4	–	77/45	66/53	58/61	–	–	–
5	2	6	910,00	41,4	–	77/45	66/53	58/61	–	–	–
6	1,6	5	1048,32	47,7	106/38	88/45	76/53	66/61	66/61	60/68	–
7	1,6	5	1164,80	52,9	118/38	98/45	84/53	73/61	73/61	66/68	–
11	1,8	6	1310,40	59,6	–	110/45	95/53	83/61	83/61	75/68	62/81
12	1,4	5	805,17	36,6	81/38	68/45	58/53	51/61	–	–	–
14	1,8	6	1048,32	47,7	–	88/45	76/53	66/61	66/61	60/68	–
15	1,4	5	917,28	41,7	93/38	77/45	66/53	58/61	–	–	–
16	1,6	5	1048,32	47,7	106/38	88/45	76/53	66/61	66/61	60/68	–
19	1,6	5	1310,40	59,6	132/38	110/45	95/53	83/61	83/61	75/68	62/81
20	1,8	6	1310,40	59,6	–	110/45	95/53	83/61	83/61	75/68	62/81
21	1,8	6	1179,36	53,6	–	99/45	85/53	74/61	74/61	67/68	–
22	1,6	5	1048,32	47,7	106/38	88/45	76/53	66/61	66/61	60/68	–

\*Из табл. 2.5 взяты только балки с различной геометрией опорного узла.

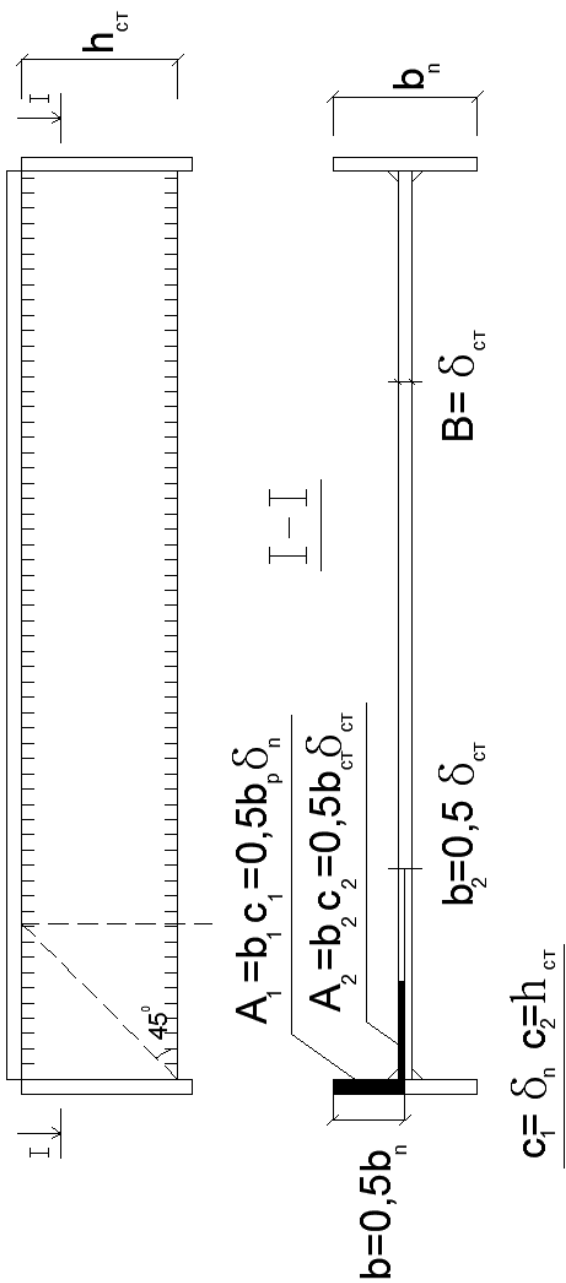
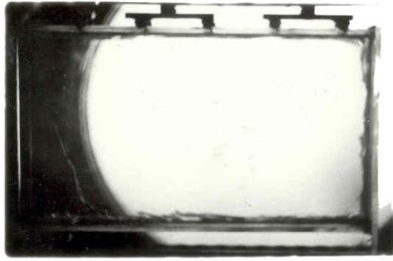
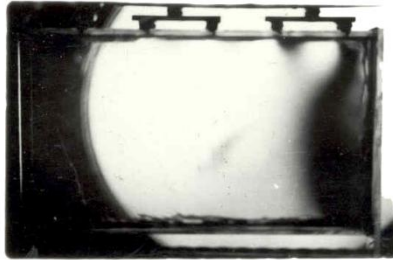


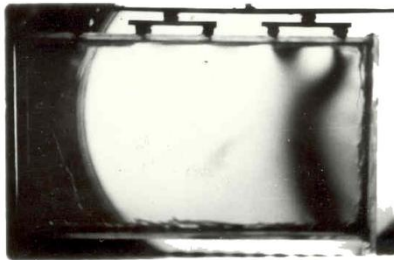
Рис. 2.11. Расчетные схемы для определения геометрических параметров узла крепления опорного ребра к стенке подкрановой балки



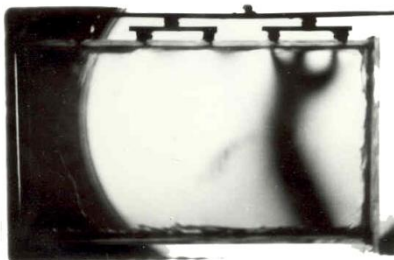
а



б



в



г

Рис. 2.12. Модель балки из оптически активных материалов на различных этапах загрузки:

а –  $N = 0$ ; б –  $N = 0,3N_{\text{разр}}$ ; в –  $N = 0,6N_{\text{разр}}$ ; г –  $N = 0,9N_{\text{разр}}$

**Сравнение геометрических параметров сварных соединений и швов  
опорных узлов типовых подкрановых балок**

№ балок	$l_w/\beta_f k_f$ при следующих значениях $k_f$ , мм							$al_{\text{факт}}$	$al_{k_f\text{мин}}$	$al_{\text{СНиП}}$
	5	6	7	8	9	10	12			
1	–	143	105	–	–	–	–	55,4	34,4	25,9
5	–	143	105	–	–	–	–	49,4	30,6	23,1
6	236	163	121	92	92	75	–	49,3	35,1	19,5
7	262	181	133	101	101	83	–	47,4	37,5	18,8
11	–	204	151	115	115	94	65	46,3	34,2	20,5
12	180	126	92	–	–	–	–	40,0	32,7	20,6
14	–	163	121	92	92	75	–	41,5	36,9	24,7
15	207	143	105	–	–	–	–	51,1	30,1	18,8
16	263	163	121	92	92	75	–	52,2	34,8	19,4
19	293	204	151	115	115	94	65	48,0	39,9	19,9
20	–	204	151	115	115	94	65	51,4	31,6	18,9
21	–	183	135	103	103	84	–	53,5	29,6	17,9
22	263	163	121	92	92	75	–	52,8	31,3	17,4

Для рассматриваемых узлов СНиП 11-23-81 допускает значение параметров  $al$  в пределах от 17 до 26. Для возможного использования минимальных катетов должны быть рассмотрены соединения со значением параметров  $al$  от 30 до 40 (см. табл. 2.8).

Сдерживание применения минимальных катетов в опорных узлах некоторых подкрановых балок (по табл. 2.7) ограничением  $l \leq 85 \beta_f k_f$  показано на рис. 2.13.

Из табл. 2.5 взяты узлы наиболее характерных балок (1-й, 12-й, 19-й и 21-й) с резко отличающейся геометрией и показаны для них длины швов с учетом ограничения  $85\beta_f k_f$ , без учета ограничений, при минимальных катетах и фактические длины швов. Как видно из рис. 2.13, расширение предельных значений расчетных длин фланговых швов позволит значительно снизить расход наплавленного металла в опорных узлах подкрановых балок.

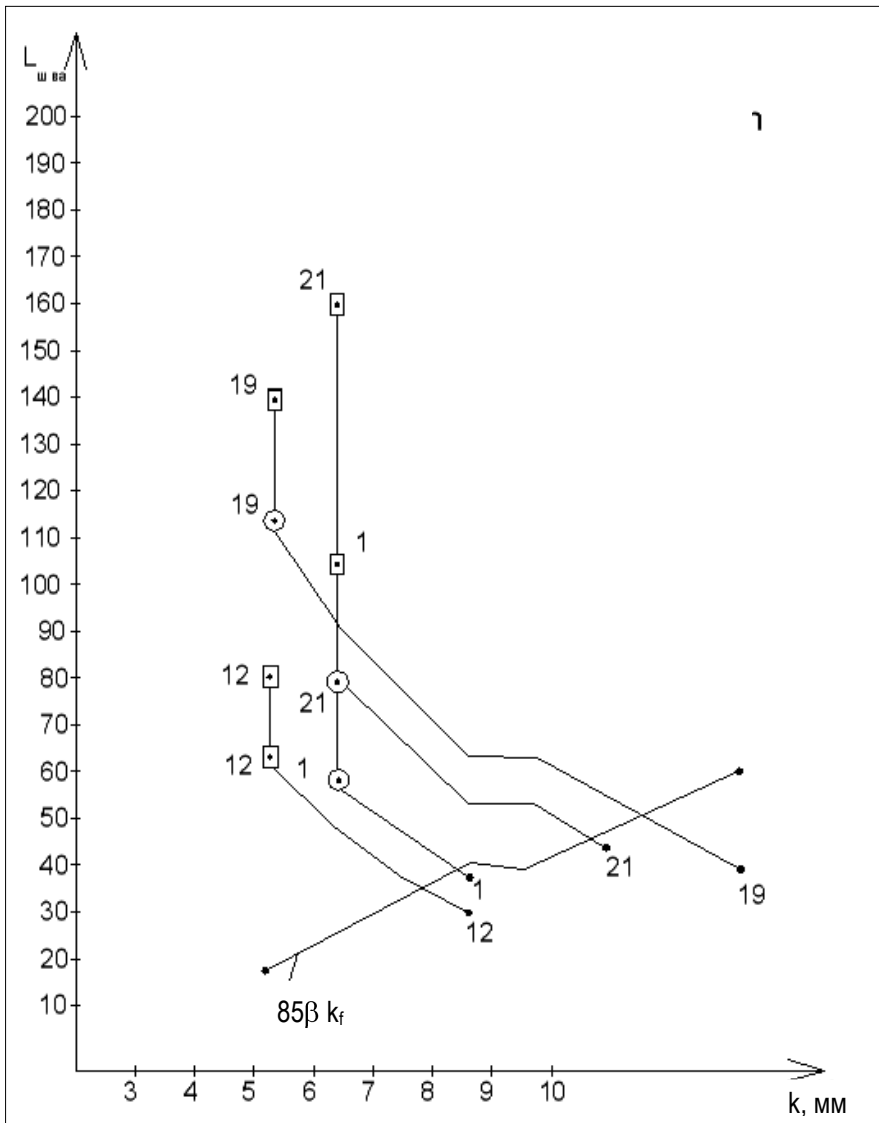


Рис. 2.13. Сдерживание применения минимальных катетов в опорных узлах типовых подкрановых балок ограничением  $l \leq 85 \beta_f k_f$  (цифрами указаны номера балок из табл. 2.8):

- – длина шва с учетом ограничения  $85 \beta_f k_f$ ;
- – без учета ограничения, при  $k_{f \min}$ ; □ – фактическая

### 2.2.3. Анализ геометрических параметров сварных соединений с фланговыми швами в узлах типовых стропильных ферм

Рассматривались соединения с фланговыми швами в типовых решениях строительных ферм серии 1.460.2-10, протяженность швов в которых принимается не по расчету, а из конструктивно-технологических соображений и значительно превышает расчётную.

Именно в таких соединениях ограничения  $l \leq 85 \beta_{kf}$  сдерживают применение минимальных катетов. Причем эффект от повышения значения предельной расчетной длины флангового шва будет тем выше, чем значительно длина шва из конструктивных соображений превышает расчетную.

С этой точки зрения произведен предварительный анализ узлов (рис. 2.14) стропильных ферм пролетом 24, 30, 36 м под максимальную, минимальную и промежуточную нагрузки.

Рассматривались опорные узлы (1 и 1'), протяженность швов крепления опорных ребер к фасонке в которых превышает расчетную длину и диктуется размером фасонки, определяемым длинами швов крепления опорного раскоса; узлы изменения сечений верхнего и нижнего поясов (2 и 2', 3 и 3'), в которых большее сечение заводится за ось узла на 300–500 мм, значительно завышая протяженность швов их крепления к фасонкам по сравнению с расчетными; монтажные узлы, протяженность швов крепления поясов к фасонкам в которых превышает расчетную длину и определяется размером фасонки, назначаемым по длинам швов крепления раскосов.

Анализ перечисленных выше узлов в типовых решениях стропильных ферм показал, что в узлах изменения сечений верхнего и нижнего поясов протяженность швов крепления сечений, заводимых за ось узла на 300–500 мм, в большей степени превышает расчетную длину шва и их катеты приходится повышать на большее количество калибров из-за ограничения  $l \leq 85 \beta_{kf}$ , чем в других узлах.

Геометрические параметры узлов верхнего и нижнего поясов стропильных ферм в узлах изменения их сечений очень близки между собой, поэтому их анализ приводится на примере только узлов нижнего пояса (рис. 2.15).

Размеры сечений элементов соединения пояса большего сечения с фасонкой в этих узлах для типовых стропильных ферм пролетами 24, 30, 36 м под минимальную, промежуточную и максимальную нагрузки приведены в табл. 2.9.

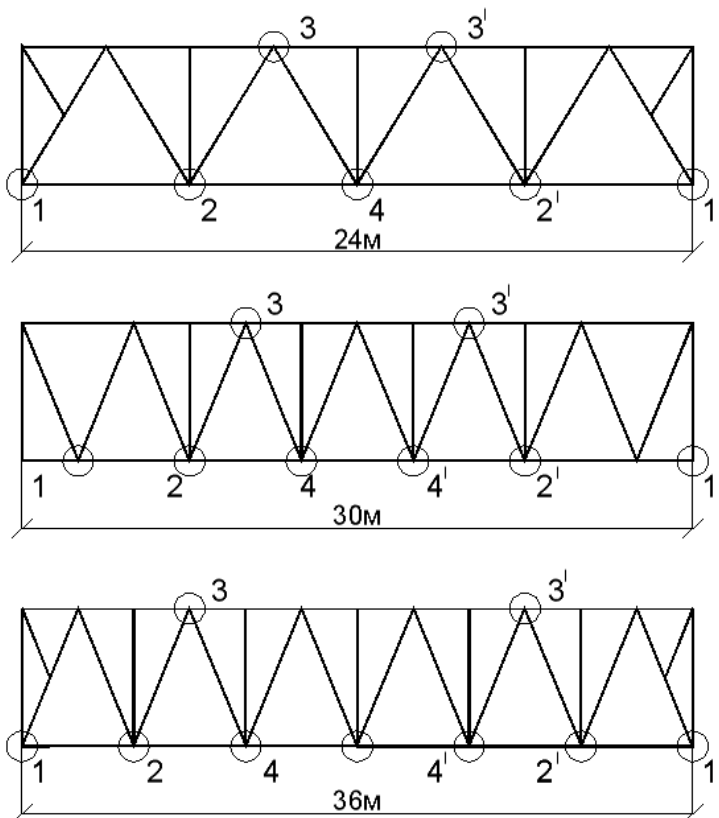


Рис. 2.14. Схемы типовых ферм пролетом 24, 30 и 36 м с указанием узлов, в которых протяженность отдельных швов определяется из конструктивно-технологических соображений:

- 1 и 1' – опорные узлы (швы крепления опорных ребер к фасонке);
- 2 и 2' – узлы изменения сечения нижнего пояса (швы крепления большего сечения пояса к фасонке); 3 и 3' – то же, верхнего пояса;
- 4 и 4' – монтажные узлы (швы крепления поясов к фасонке)

По расчетной схеме (рис. 2.15,б) и по формулам (2.3) и (2.5) для узлов ферм из табл. 2.9 вычислены геометрические параметры сварного соединения пояса со стенкой для швов крепления пояса  $m$ ,  $n$ ,  $a$ ,  $al$ . Результаты вычислений представлены в табл. 2.10. Для всех рассмотренных случаев значения параметра  $a$  снижаются с увеличением нагрузки и пролета фермы, т.е. с увеличением сечений соединяемых элементов, распределение по длине фланговых швов становится более равномерным.

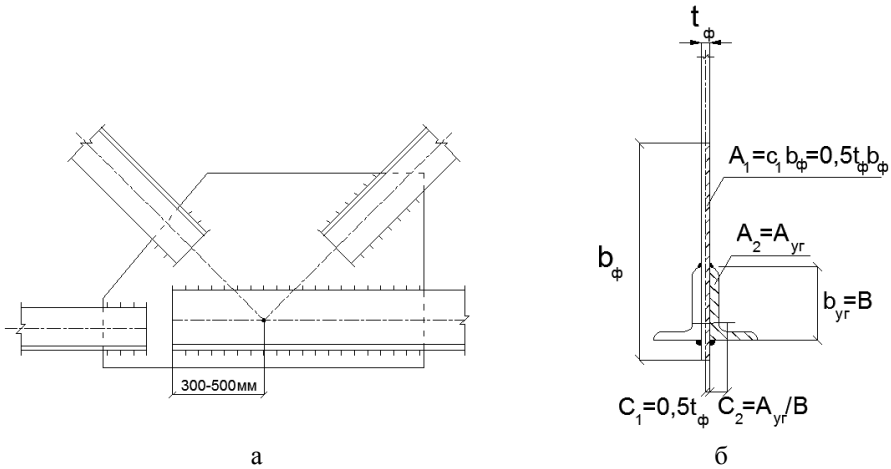


Рис. 2.15. Узел изменения сечения нижнего пояса типовых стропильных ферм (а) и расчетная схема для определения геометрических параметров соединения пояса большего сечения со стенкой (б)

Следует отметить, что с уменьшением значений  $a$  в некоторых случаях значения  $n$  увеличиваются, повышая неравномерность распределения удельных усилий вдоль фланговых швов.

Как видно из табл. 2.10, в типовых решениях стропильных ферм пролетами 24, 30, 36 м под различные нагрузки значение параметра  $a$  находится в пределах от  $0,056 \frac{1}{\text{см}}$  до  $0,139 \frac{1}{\text{см}}$ , при этом параметр  $al$  изменяется от 6,9 до 10,3.

В табл. 2.11 приведена последовательность определения расчетной длины швов крепления нижнего пояса к фасонке по обушку  $l_{w,об}$  и перу  $l_{w,пера}$  в узлах изменения сечений нижнего пояса стропильных ферм по СНиП 11-23-81.

Для всех рассмотренных случаев представляется возможным применение минимальных катетов в швах крепления нижнего пояса по перу. Ограничения  $l \leq 85 \beta k_f$  сдерживает применение минимальных катетов только в швах крепления нижнего пояса к фасонке по обушкам в узлах ферм пролетом 24, 30, 36 м под 5–6 ступеней нагрузок, начиная с промежуточной, кончая максимальной.

Как видно из табл. 2.12, с увеличением пролета приходится увеличивать катеты швов по обушкам по сравнению с минимальным на большее число калибров. Так, для ферм под максимальную нагрузку при пролетах 24, 30, 36 м необходимо завысить минимальный катет на 2, 4 и 5 мм, с соответствующим перерасходом наплавленного металла.

Сравнение геометрических параметров сварных соединений и швов креплений нижнего пояса к фасонке по обушку в узлах изменения сечений нижнего пояса типовых стропильных ферм представлено в табл. 2.12. Максимальное значение  $l/\beta_f k_f$ , при котором возможно применение максимальных катетов для рассмотренных ферм, колеблется в пределах от 98 до 170. Для снижения катета на два калибра необходимо повысить допустимое отношение  $l/\beta_f k_f$  до значений от 96 до 135. Повышение предельной расчетной длины шва до величины  $121 \beta_f k_f$  позволяет во всех рассмотренных случаях использовать только однослойные швы ( $k_f \leq 8$ ).

Для рассматриваемых узлов сварные соединения с длинами швов, близкими к предельным, но допускаемыми СНиП 11-23-81, имеют значения параметров  $al$  в пределах от 2,0 до 4,2. Для возможного использования минимальных катетов должны быть рассмотрены соединения со значением параметров  $al$  от 4,5 до 6,3, что значительно ниже величин  $al$ , полученных при фактических длинах швов.

Сдерживание применения минимальных катетов в узлах изменения сечений нижнего пояса типовых подстропильных ферм с ограничением  $l \leq 85 \beta_f k_f$  показано на рис. 2.16, построенном по данным табл. 2.11. Из таблицы взяты узлы наиболее характерных ферм (2-й, 3-й, 6-й и 9-й) с резко отличающейся геометрией и показаны для них величины длины швов с учетом ограничения  $l \leq 85 \beta_f k_f$ , без учета этого ограничения, при минимальных катетах и фактических.

Как видно из рис. 2.16, расширение предельных значений расчетных длин фланговых швов позволит значительно снизить расход наплавленного металла в типовых решениях стропильных узловых ферм.

Т а б л и ц а 2.9

**Размеры сечений элементов соединения пояса с фасонкой (см. рис. 2.15) ферм пролетами 24, 30, 36 м под различные нагрузки**

Марка фермы	Фасонка		Сечение уголка, мм
	$\delta_f$ , мм	$b_f$ , мм	
ФС-24-1,45*	10	300	100x7
ФС-24-6,00	16	450	125x10
ФС-24-11,20	20	550	180x12
ФС-30-1,50	12	300	100x7
ФС-30-5,55	18	500	160x12
ФС-30-9,65	22	600	200x16
ФС-36-1,85	14	350	125x9
ФС-36-5,55	20	550	200x13
ФС36-9,20	25	600	250x20

\*ФС-24-1,45 – ферма стропильная, пролетом 24 м под нагрузку 1,45 тс/пог. м.

Таблица 2.10

**Геометрические параметры сварного соединения пояса с фасонкой  
в узлах изменения сечения нижнего пояса типовых решений стропильных ферм**

№ ферм	$c_1=0,5\delta_{фн}$ см	$b_{фн}$ см	$A_1=c_1 b_{фн}^2$ см <sup>2</sup>	$A_2=A_{2гр}$ см <sup>2</sup>	$n=A_1/A_2$	$c_2=A_2/B$ см	$B$ , см	$m=c_2/c_1$	$a = \frac{1,9}{B} \sqrt{\frac{1+1/n}{1+m}}$ , 1/см	$aB$	$l$ , см	$al$
1	0,5	30	15	13,8	1,087	10	1,380	2,760	0,136	1,360	58	7,888
2	0,8	45	36	24,3	1,481	12,5	1,944	2,430	0,107	1,338	96	10,272
3	1	55	55	42,2	1,303	18	2,344	2,344	0,077	1,386	113	8,701
4	0,6	30	18	13,8	1,304	10	1,380	2,300	0,139	1,390	62	8,618
5	0,9	50	45	37,4	1,203	16	2,338	2,598	0,084	1,344	98	8,232
6	1,1	60	66	62,0	1,065	20	3,100	2,818	0,068	1,360	130	8,840
7	0,7	35	24,5	21,7	1,129	12,5	1,736	2,480	0,111	1,388	70	7,770
8	1	55	55	50,9	1,081	20	2,545	2,545	0,069	1,380	110	7,590
9	1,25	60	75	96,0	0,781	25	3,840	3,072	0,056	1,400	124	6,944

Таблица 2.11

Определение расчетных длин швов крепления нижнего пояса к фасонке по обуху  $l_{w,об}$  и по перу  $l_{w,пера}$  в узлах изменения сечений нижнего пояса стропильных ферм (по СНиП II-23-81)

№ ферм	$\delta_{max} = \delta_{фр}$ мм	$k_{fmin}$ мм	N, кН	$N_{об} = 0,7N$ , кН	$N_{пера} = 0,3N$ , кН	$A_{w,об}$ , см <sup>2</sup>	$A_{w,пера}$ , см <sup>2</sup>	$l_{w,об} = (A_{w,об} / \beta k_f) / 85 \beta k_f$ при значениях $k_f$ , мм								$l_{w,пера} / 85 \beta k_f$ при значениях $k_f$ , мм										
								4	5	6	7	8	9	10	12	4	5	6	7	8						
1	10	4	148,8	104,16	44,64	5,208	2,232	15/30	-	-	-	-	-	-	6/30	-	-	-	-	-	-	-	-	-		
2	16	5	602	421,4	180,6	21,07	9,03	-	47/38	39/45	-	-	-	-	-	-	20/38	-	-	-	-	-	-	-		
3	20	6	1124	786,8	337,2	39,34	16,86	-	-	73/45	63/53	55/61	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	31/45	-	-	
4	12	5	226	158,2	67,8	7,91	3,39	-	18/39	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	8/38	-	-	-	
5	18	6	814,5	570,15	244,35	28,508	12,218	-	-	-	53/45	45/53	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	23/45	-	-	
6	22	6	1414,5	990,15	424,35	49,508	21,218	-	-	-	92/45	79/53	69/61	69/61	62/68	-	-	-	-	-	-	-	-	39/45	-	-
7	14	5	363	254,1	108,9	12,705	5,445	-	28/38	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	12/38	-	-	-	-
8	20	6	1077	753,9	323,1	37,695	16,155	-	-	-	70/45	60/53	52/61	-	-	-	-	-	-	-	-	-	30/45	-	-	-
9	25	7	1791	1253,7	537,3	62,685	26,865	-	-	-	100/53	87/61	87/61	78/68	65/81	-	-	-	-	-	-	-	-	-	43/53	-

Таблица 2.12

**Сравнение геометрических параметров сварных соединений  
и швов крепления нижнего пояса к фасонке по обушке  
в узлах изменения сечений нижнего пояса стропильных ферм**

№ ферм	$l_{w,об}/\beta_j k_f$ при значениях $k_f$ , мм								$l_{факт}$ , см	$l_{СНиП}$ , см	$l_{k_f \min}$ , см	$a$ , 1/см	$al_{факт}$	$al_{СНиП}$	$al_{k_f \min}$
	4	5	6	7	8	9	10	12							
1	42	–	–	–	–	–	–	–	58	15	15	0,136	7,9	2,0	2,0
2	–	105	72	–	–	–	–	–	96	39	47	0,107	10,3	4,2	5,0
3	–	–	135	100	76	–	–	–	113	55	73	0,077	8,7	4,2	5,6
4	–	40	–	–	–	–	–	–	62	18	18	0,139	8,6	2,5	2,5
5	–	–	98	71	–	–	–	–	98	45	53	0,084	8,2	3,8	4,5
6	–	–	170	125	96	96	78	–	130	62	92	0,068	8,8	4,2	6,3
7	–	62	–	–	–	–	–	–	70	28	28	0,111	7,8	3,1	3,1
8	–	–	130	95	72	–	–	–	110	52	70	0,069	7,6	3,6	4,8
9	–	–	–	159	121	121	98	68	124	65	100	0,056	6,9	3,6	5,6

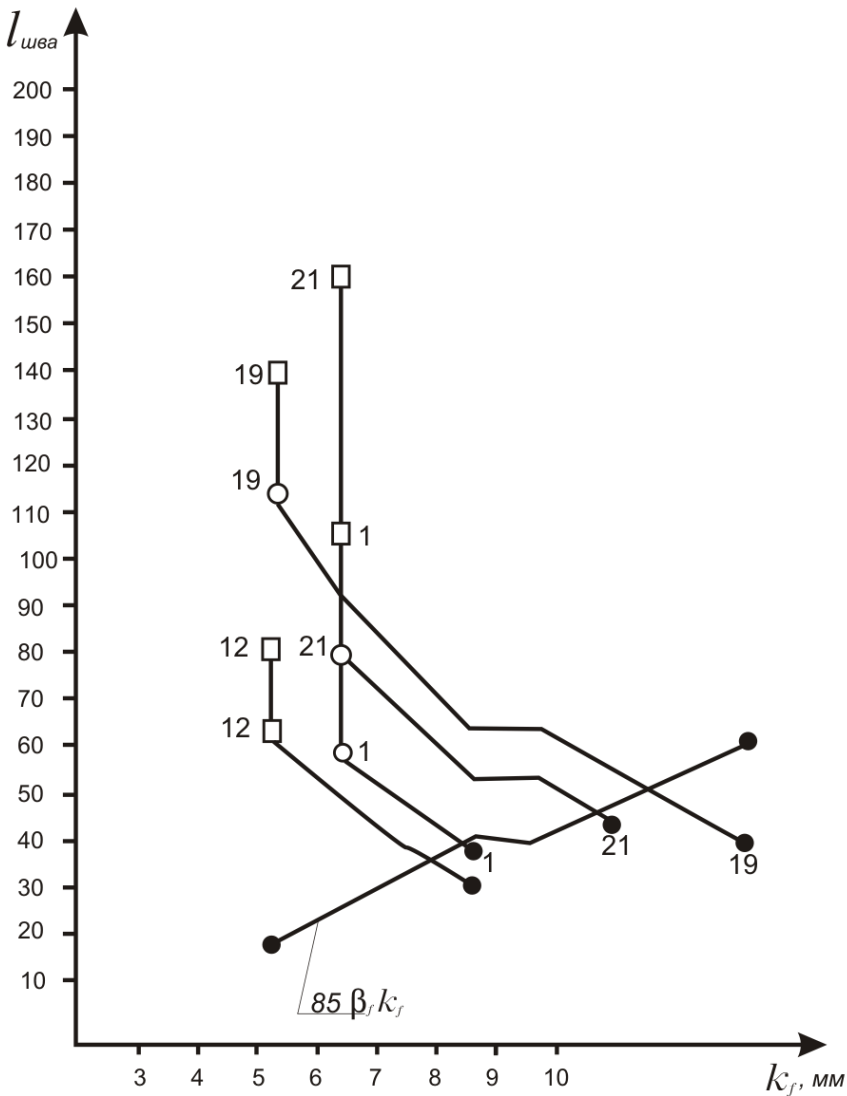


Рис. 2.16. Сдерживание применения минимальных катетов в узлах изменения сечения нижнего пояса типовых подстропильных ферм ограничением  $\beta_f k_f$  (цифрами обозначены номера узлов из табл. 2.12):  
 ● – длина шва с учетом ограничения  $85 \beta_f k_f$ ;  
 ○ – без учета ограничения, при  $k_{f \min}$ ; □ – фактическая

### 3. Теоретический анализ влияния геометрических параметров сварных соединений с фланговыми швами на их несущую способность

---

#### 3.1. Несущая способность соединений с фланговыми швами с учетом развития пластических деформаций при различных размерах соединений

Многочисленные испытания образцов с фланговыми швами показали, что разрушение начинается с отрыва металла шва на концевых участках и происходит по сложной криволинейной поверхности, переходя с одного элемента на другой через шов (рис. 3.1).

Поверхность разрушения показывает, что шов работает в условиях сложного напряженного состояния. При этом отмечен значительный уровень пластических деформаций, развивающихся в концевых участках шва.

Как было показано ранее (в разд. 2), особенность распределения удельных усилий  $q_x$  по длине шва  $l$  состоит в том, что при конечном значении усилия  $N$  и стремлении  $l$  к бесконечности усилия  $q_x$  в концевых участках шва возрастают ограниченно и являются величиной конечной.

Величинам максимальных удельных усилий на концевых участках соответствуют напряжения: (согласно [11]) по двум сечениям: по металлу шва

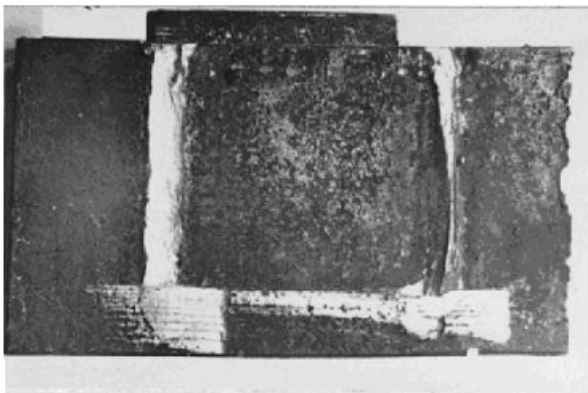
$$\tau_f = \frac{q_{\max}}{\beta_f k_f}; \quad (3.1)$$

по металлу границы сплавления

$$\tau_z = \frac{q_{\max}}{\beta_z k_f}. \quad (3.2)$$

Опыт показал, что эти напряжения значительно превышают значения предела текучести как металла шва, так и околошовной зоны.

Так как значения  $\beta_f$  ниже значений  $\beta_z$ , то будем рассматривать только сечение по металлу шва как имеющее большее напряжение условного среза.



а



б

Рис. 3.1. Разрушение соединения с фланговыми швами. Поверхности разрушенных фланговых швов на основном (а) и прикрепляемом (б) элементах

Известно, что кривая зависимости интенсивности напряжений от интенсивности деформации  $\delta$ – $\epsilon$  достаточно близка к кривой зависимости напряжений от деформаций при одноосном напряженном состоянии  $\delta$ – $\epsilon$ . Таким образом, об исчерпании пластичности в сварном соединении можно судить, в первом приближении, по предельной величине деформаций образца из соответствующего материала при одноосном растяжении. Данные опыта и литературные источники показывают, что относительное удлинение образцов из металла шва составляет 12–22 % (табл. 3.1). Таким образом, швы в соединениях могут разрушаться при деформациях, приблизительно равных приведенным в табл. 3.1.

Т а б л и ц а 3.1

**Значения предела прочности и относительного удлинения  
электродного материала по ГОСТ 9467-60**

Тип электрода	Предел прочности при растяжении, МПа	Относительное удлинение, %
Э-42	420	18
Э-42А	420	22
Э-46	460	18
Э-46А	460	22
Э-50	500	16
Э-50А	500	20
Э-60	600	16
Э-70	700	12
Э-85	850	12

Оценивая распределение удельных усилий по упругому решению С.А. Данилова и Д.И. Навроцкого, можно установить в первом приближении связь между предельным значением деформации на концевом участке шва и усилием, действующим на шов. Предельное напряжение, допустимое на шов, зависит от деформации, которую данный шов может выдержать на концевом участке.

Задавая предельную деформацию на концевом участке шва, можно определить условную силу, которую выдерживает шов и при которой краевое фиктивное напряжение не превышает величину  $\epsilon_i E$  (соответствующую упругой работе материала). При этом:

$$q_{\max} = \epsilon_i E \beta_f k_f, \quad (3.3)$$

где  $\epsilon_i$  – интенсивность деформаций;  $E$  – модуль упругости.

Учитывая, что  $\epsilon_i \approx E$ , заменяем в формуле (3.3) интенсивность деформаций величиной предельной деформации образца из металла шва при одноосном растяжении  $\epsilon_{\text{пред}}$ . Тогда

$$q_{\max} = \epsilon_{\text{пред}} E \beta_f k_f. \quad (3.4)$$

По предельной деформации образца из металла шва при одноосном растяжении  $\epsilon_{\text{пред}}$  можно определить предельное усилие, которое может выдержать шов, учитывая развитие пластических деформаций.

Рассмотрим первую схему загрузки флангового шва (см. рис. 2.1,а), при котором, как было показано ранее, удельные усилия по формуле (2.7) имеют максимальное значение со стороны элемента меньшей площади  $q_{\text{max}} = q_{x=l}$ . При  $n > 1$  и  $q_{\text{max}} = q_{x=0}$  и при  $n < 1$ , в случае равенства соединяемых площадей ( $n = 1$ ), эпюра  $q_x$  симметрична относительно середины шва  $x = l/2$  и  $q_{\text{max}} = q_{x=0} = q_{x=l}$ .

Рассмотрим наиболее распространенный случай  $n > 1$ . Тогда по формуле (2.12) максимальные краевые удельные усилия будут равны:

$$q_{\text{max}} = q_{x=l} = \frac{a \cdot N(n \cdot ch \cdot a \cdot l + 1)}{(n+1) \cdot sh \cdot a \cdot l}. \quad (3.5)$$

Подставляя  $q_{\text{ма}}$  из выражения (3.4) в уравнение (3.5), получаем величину силы  $N$ , при которой краевое напряжение не превышает величину  $\epsilon_{\text{пред}}E$ :

$$N_{\text{усл}} = \frac{\delta E \beta_f k_f (n+1) sh \cdot a \cdot l}{a(n \cdot ch \cdot a \cdot l + 1)}. \quad (3.6)$$

Если предполагать работу материала упругой, распределение усилий по длине флангового шва при полученном значении имеет вид (кривая 1 на рис. 3.2,а):

$$q_{\text{усл}} = \frac{\delta E \beta_f k_f}{n \cdot ch \cdot a \cdot l + 1} n \cdot ch \cdot a \cdot x + ch \cdot a(l - x). \quad (3.7)$$

Усилие, воспринимаемое швом, определяется площадью эпюры удельных усилий

$$N = \int_d^l q x dx. \quad (3.8)$$

Согласно предлагаемой теоретической модели фактическое предельное усилие, которое может выдержать соединение при развитии пластических деформаций, определяется выражением

$$N_{\text{пред}} = R_{\text{wun}} \beta_f k_f (d_1 + d_2) + \int_{d_1}^{l-d_2} \frac{\delta E \beta_f k_f n \cdot ch \cdot a \cdot x + ch \cdot a(l - x)}{n \cdot ch \cdot a \cdot l + 1} dx, \quad (3.9)$$

где  $R_{\text{wun}}$  – предельное напряжение (предел прочности) сварного шва. Этому усилию  $N_{\text{wun}}$  соответствовало бы свое распределение усилий (если бы материал работал упруго), с меньшими краевыми значениями (кривая 2 на рис. 3.2,а):

$$q_{\text{усл}} = \frac{\delta E \beta_f k_f}{n \cdot ch \cdot a \cdot l + 1} n \cdot ch \cdot a \cdot x + ch \cdot a \cdot (l - x) . \quad (3.10)$$

В силу развития пластических деформаций происходит перераспределение усилий, и площадь эпюры кривой 2 на участке выше линии  $AB$  перемещается на участок  $B'BCDD'B'$  (см. рис. 3.2,а).

Несущая способность соединений  $N_{wun}$  определяется площадью  $OABCDEF$  и может быть представлена площадью равновеликого прямоугольника  $OAKT$  (с высотой  $OA = R_{wun}$  и длиной  $OT$ , равной площади  $OABCDEF$ , деленной на  $OA$ ). Назовем длину  $OT = l_{\text{эфф}}$  эффективной. Вычислим эффективную длину флангового шва  $l_{\text{эфф}}$ , которая может воспринять предельную силу  $N_{wun}$  :

$$l_{\text{эфф}} = (d_1 + d_2) + \int_{d_1}^{l-d_2} \frac{\delta E}{R_{wun}} \frac{n \cdot ch \cdot a \cdot x + ch \cdot a \cdot (l - x)}{(n \cdot ch \cdot a \cdot l + 1)} dx. \quad (3.11)$$

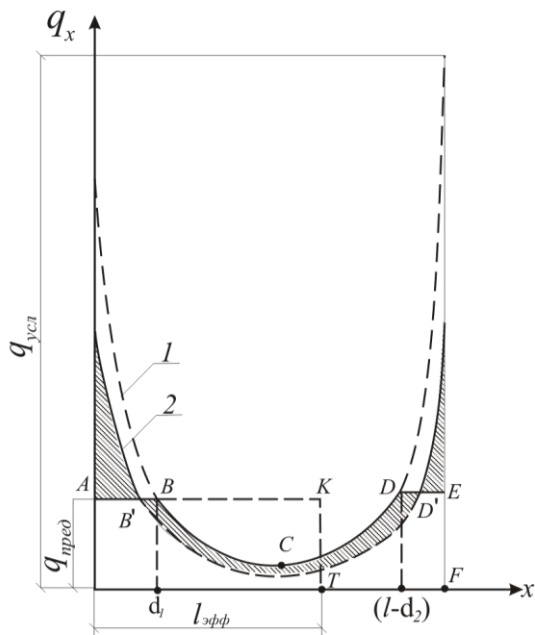
Длины концевых участков шва  $d_1$  и  $d_2$ , напряжения в которых достигают величины предела прочности, определяем по точкам пересечения кривой  $\frac{q_{\text{усл}}}{\beta_f k_f}$  и прямой  $y = R_{wun}$ :

$$\frac{n \cdot ch \cdot a \cdot d_1 + ch \cdot a \cdot (l - d_1)}{n \cdot ch \cdot a \cdot l + 1} = \frac{R_{wun}}{\delta E} ; \quad (3.12)$$

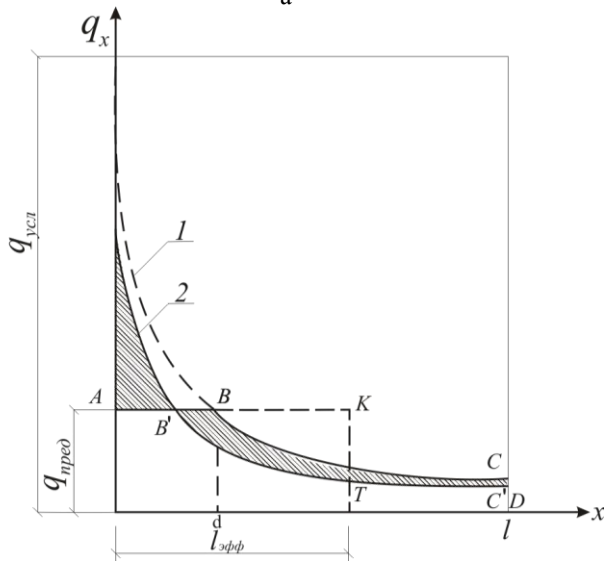
$$\frac{n \cdot ch \cdot a \cdot (l - d_2) + ch \cdot a \cdot d_2}{n \cdot ch \cdot a \cdot l + 1} = \frac{R_{wun}}{\delta E} . \quad (3.13)$$

Чем меньшую часть составляет сумма отрезков  $d_1$  и  $d_2$  от длины шва  $l$ , тем менее эффективно работает шов, т.е. тем ниже его несущая способность и меньше эффективная длина.

С уменьшением длины флангового шва в соединениях с одинаковыми геометрическими параметрами ( $a$  и  $n$ ) или с уменьшением параметров  $a$  и  $n$  при фиксированной длине флангового шва неравномерность распределения напряжений в среднем участке шва уменьшается и при некоторых значениях геометрических параметров соединений ( $l$ ,  $a$  и  $n$ ) средний участок шва полностью включается в работу, при этом эффективной становится вся длина шва. Если увеличивать значение геометрических параметров ( $l$ ,  $a$  и  $n$ ) до тех величин, при которых шов полностью включается в работу (или эффективно работает вся длина шва), то в средней части шва появляется и начинает расти участок неэффективной работы шва, что снижает относительную несущую способность и эффективную длину шва.



а



б

Рис. 3.2. Теоретическая модель определения предельной несущей способности и эффективной длины флангового шва с учетом развития пластических деформаций при первой (а) и второй (б) схемах загрузки

Математическая модель определения несущей способности сварного соединения с фланговыми швами и их эффективной длины при второй схеме загрузки сохраняется как и при первой.

При второй схеме загрузки флангового шва (см. рис. 2.1,б) удельные усилия по формуле (2.8) имеют максимальное значение (независимо от  $n$ ) всегда со стороны приложения сосредоточенной нагрузки (при  $x = 0$ ):

$$q_{max} = q_{x=0} = \frac{a \cdot N \left( n \frac{sh \cdot a \cdot l}{al} + ch \cdot a \cdot l \right)}{(n+1)sh \cdot a \cdot l}. \quad (3.14)$$

Из выражения (3.14) получаем величину силы  $N$ , при которой краевое условное напряжение не превышает величину  $R_{пред} E$ :

$$N_{усл} = \frac{\delta E \beta_f k_f (n+1) sh \cdot a \cdot l}{a \left( n \frac{sh \cdot a \cdot l}{a \cdot l} + ch \cdot a \cdot l \right)}. \quad (3.15)$$

При предположении упругой работы материала распределение усилий по длине флангового шва при полученном значении  $N$  имеет вид (кривая 1 на рис. 3.2,а):

$$q_{усл} = \frac{\delta E \beta_f k_f}{n \frac{sh \cdot a \cdot l}{a \cdot l} + ch \cdot a \cdot l} \left[ n \frac{sh \cdot a \cdot l}{a \cdot l} + ch \cdot a \cdot (a - x) \right]. \quad (3.16)$$

Согласно предлагаемой теоретической модели предельное усилие, которое может выдержать соединение, определяется заштрихованной площадью фигуры  $OABCD$  (см. рис. 3.2,а)

$$N_{пред} = \delta E \beta_f k_f d + \int_d^l \frac{\delta E \beta_f k_f}{n \frac{sh \cdot a \cdot l}{a \cdot l} + ch \cdot a \cdot l} \left[ n \frac{sh \cdot a \cdot l}{a \cdot l} + ch \cdot a \cdot (l - x) \right] dx. \quad (3.17)$$

Этому усилию соответствовало бы свое распределение удельных усилий (если бы материал работал упруго), с меньшими краевыми значениями (см. кривая 2, рис. 3.2,а):

$$q_{x,пред} = \frac{aN_{пред}}{(n+1)sh \cdot a \cdot l} \left[ n \frac{sh \cdot a \cdot l}{a \cdot l} + ch \cdot a \cdot (l - x) \right]. \quad (3.18)$$

В силу развития пластических деформаций происходит перераспределение усилий, и площадь эпюры кривой 2 на участке выше линии  $AB$  перемещается на участок  $B'BCC'B'$  (см. рис. 3.2,а).

Несущая способность соединений  $N_{\text{пред}}$ , определяемая площадью  $OABCD$ , может быть представлена равновеликим прямоугольником  $OAKT$  с высотой  $OA=R_{\text{пред}}$  и длиной  $OT=l_{\text{эфф}}$ . Тогда эффективная длина флангового шва, которая может воспринимать отдельную силу  $N_{\text{пред}}$ , равна

$$l_{\text{эфф}} = d + \int_d^l \frac{\delta E \left[ n \frac{sh \cdot a \cdot l}{a \cdot l} + ch \cdot a(l-x) \right]}{R_{\text{wun}} \left( n \frac{sh \cdot a \cdot l}{a \cdot l} + ch \cdot a \cdot l \right)} dx. \quad (3.19)$$

Длина концевого участка шва  $a$ , напряжение в котором достигает величины предела прочности, определяется по точке пересечения кривой  $\frac{q_{\text{усл}}}{\beta_f k_f}$  и прямой  $y = R_{\text{пред}}$ :

$$\frac{n \frac{sh \cdot a \cdot l}{a \cdot l} + ch \cdot a(l-d)}{n \frac{sh \cdot a \cdot l}{a \cdot l} - ch \cdot a \cdot l} = \frac{R_{\text{wun}}}{\delta E}. \quad (3.20)$$

Чем меньшую часть составляет участок  $d$  от длины шва, тем менее эффективно работает шов, т.е. тем ниже его несущая способность и меньше эффективная длина.

Как показывают экспериментальные исследования, величины краевых условных напряжений перед разрушением близки к прочности металла шва при растяжении и могут быть приняты за его нормативное сопротивление  $R_{\text{wun}}$ , т.е.  $R_{\text{пред}} = R_{\text{wun}}$ .

Несущая способность шва при этом будет равна

$$N_{\text{пред}} = l_{\text{эфф}} R_{\text{wun}} \beta_f k_f. \quad (3.21)$$

Таким образом, при выбранном сварочном материале, по формулам (3.9), (3.11), (3.17), (3.19), (3.21) можно получить эффективную длину шва и несущую способность сварного соединения для двух схем загрузки при изменяющейся геометрии соединения.

На ЭВМ ЕС-1033 по разработанной нами программе был проведен математический эксперимент по определению значений эффективной длины  $l_{эфф}$  для двух схем загрузки фланговых швов при использовании различных сварочных материалов и изменяющейся геометрии соединяемых элементов.

В табл. 3.2 для первой схемы загрузки флангового шва приведены значения параметра  $al_{эфф}$  при различных значениях  $al_{факт}$ . Как видно из табл. 3.2 и графиков на рис. 3.3 (построенных по данным таблицы), до некоторого значения параметры  $al_{эфф}$  и  $al_{факт}$  равны, т.е. работает эффективно вся фактическая длина шва, затем с ростом длины шва (параметра  $al_{факт}$ ) эффективность работы шва снижается (значения параметра  $al_{эфф}$  отстают от значения параметра  $al_{факт}$ ), и с некоторой длины шва (параметра  $al_{факт}$ ) приращение длины шва не повышает несущую способность соединения, т.е. значение эффективной длины (параметра  $al_{эфф}$ ) приближается к некоторому пределу.

Определив аналитически величину параметра  $a$  по формуле (2.5), из табл. 3.3 по  $al_{факт}$  можно определить величины  $al_{эфф}$  и  $l_{эфф}$ , а следовательно, и несущую способность.

В табл. 3.3, составленной по данным табл. 3.2, для первой схемы загрузки при различных значениях  $al_{факт}$ ,  $n$  и  $R_{шип}$  приведены величины  $l_{эфф}$  в % от фактической длины шва, что упрощает определение эффективной длины шва и несущей способности соединения.

В табл. 3.4 для второй схемы загрузки флангового шва приведены значения параметра  $al_{эфф}$  при различных значениях  $al_{факт}$ ,  $n$  и  $R_{шип}$ .

Как видно из табл. 3.4 и графика на рис. 3.4, как и при первой схеме загрузки, до некоторого значения  $al_{эфф}$  и  $al_{факт}$  равны, т.е. работает эффективно вся фактическая длина шва, затем с ростом длины шва эффективность работы шва снижается (значения параметра  $al_{эфф}$  отстают от значений  $al_{факт}$ ) и с некоторой длины шва приращение длины шва не повышает несущую способность соединения, т.е. значение эффективной длины приближается к некоторому пределу.

Таблица 3.2

Значение  $aL_{\text{эфф}}$  в при первой схеме нагружения флангового шва

$n$ (1/ $n$ )	$R_{\text{вин}},$ МПа	Значение $aL_{\text{эфф}}$ при $aL_{\text{факт}} = \text{равном}$																		
		6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20				
1	410	–	–	–	–	–	–	–	–	–	10,71	10,90	10,97	10,99	11,0	11,00	11,00	11,00	11,00	11,00
	450	–	–	–	–	–	–	–	–	–	10,39	10,51	10,56	10,57	10,58	10,58	10,58	10,58	10,58	10,58
	490	–	–	–	–	–	–	–	–	–	9,94	10,26	10,36	10,39	10,41	10,41	10,41	10,41	10,41	10,41
	590	–	–	–	–	–	–	–	–	–	9,74	9,94	10,01	10,03	10,04	10,04	10,05	10,05	10,05	10,05
	685	–	–	–	–	–	–	8,81	9,04	9,15	9,16	9,16	9,16	9,16	9,17	9,17	9,17	9,17	9,17	9,17
	835	–	–	7,94	8,26	8,36	8,39	8,41	8,41	8,41	8,41	8,41	8,41	8,41	8,41	8,41	8,41	8,41	8,41	8,41
2 (0,5)	410	–	–	–	–	–	–	–	–	–	9,89	10,17	10,26	10,29	10,31	10,31	10,31	10,31	10,31	10,31
	450	–	–	–	–	–	–	–	–	–	9,63	9,80	9,86	9,88	9,88	9,89	9,89	9,89	9,89	9,89
	490	–	–	–	–	–	–	–	–	–	9,50	9,64	9,69	9,71	9,72	9,72	9,72	9,72	9,72	9,72
	590	–	–	–	–	–	–	8,92	9,21	9,30	9,30	9,33	9,35	9,35	9,35	9,35	9,35	9,35	9,35	9,35
	685	–	–	–	–	–	–	8,31	8,41	8,45	8,45	8,46	8,47	8,47	8,47	8,47	8,47	8,47	8,47	8,47
	835	–	–	7,50	7,64	7,69	7,71	7,72	7,72	7,72	7,72	7,72	7,72	7,72	7,72	7,72	7,72	7,72	7,72	7,72
3 (0,33)	410	–	–	–	–	–	–	–	–	–	9,64	9,81	9,87	9,89	9,90	9,90	9,90	9,90	9,90	9,90
	450	–	–	–	–	–	–	–	–	–	9,31	9,42	9,46	9,47	9,48	9,48	9,48	9,48	9,48	9,48
	490	–	–	–	–	–	–	–	–	–	8,90	9,17	9,26	9,30	9,31	9,31	9,31	9,31	9,31	9,31
	590	–	–	–	–	–	–	–	–	–	8,67	8,85	8,91	8,94	8,94	8,95	8,95	8,95	8,95	8,95
	685	–	–	–	–	–	–	–	–	–	7,75	7,96	8,05	8,06	8,07	8,07	8,07	8,07	8,07	8,07
	835	–	–	6,90	7,17	7,26	7,30	7,31	7,31	7,31	7,31	7,31	7,31	7,31	7,31	7,31	7,31	7,31	7,31	7,31

$n$ (1/n)	$R_{\text{вин}},$ МПа	Значение $aL_{\text{эфф}}$ при $aL_{\text{факт}} = \text{равном}$																		
		6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20				
4 (0,25)	410	—	—	—	—	9,42	9,55	9,59	9,61	9,61	9,61	9,62	9,62	9,62	9,62	9,62	9,62	9,62	9,62	9,62
	450	—	—	—	8,83	9,07	9,15	9,18	9,19	9,19	9,19	9,19	9,19	9,19	9,19	9,19	9,19	9,19	9,19	9,19
	490	—	—	—	8,73	8,92	8,99	9,01	9,02	9,03	9,03	9,03	9,03	9,03	9,03	9,03	9,03	9,03	9,03	9,03
	590	—	—	—	8,46	8,59	8,63	8,65	8,66	8,66	8,66	8,66	8,66	8,66	8,66	8,66	8,66	8,66	8,66	8,66
	685	—	—	7,55	7,70	7,75	7,77	7,78	7,78	7,78	7,78	7,78	7,78	7,78	7,78	7,78	7,78	7,78	7,78	7,78
835	—	6,73	6,92	6,99	7,01	7,02	7,03	7,03	7,03	7,03	7,03	7,03	7,03	7,03	7,03	7,03	7,03	7,03	7,03	7,03
5 (0,2)	410	—	—	—	8,93	9,24	9,34	9,37	9,39	9,39	9,39	9,39	9,39	9,39	9,39	9,39	9,39	9,39	9,39	9,39
	450	—	—	—	8,69	8,87	8,94	8,96	8,97	8,97	8,97	8,97	8,97	8,97	8,97	8,97	8,97	8,97	8,97	8,97
	490	—	—	—	8,57	8,72	8,77	8,79	8,80	8,80	8,80	8,80	8,80	8,80	8,80	8,80	8,80	8,80	8,80	8,80
	590	—	—	7,95	8,28	8,38	8,42	8,43	8,43	8,44	8,44	8,44	8,44	8,44	8,44	8,44	8,44	8,44	8,44	8,44
	685	—	—	7,38	7,4	7,53	7,55	7,55	7,56	7,56	7,56	7,56	7,56	7,56	7,56	7,56	7,56	7,56	7,56	7,56
835	—	6,57	6,72	6,77	6,79	6,80	6,80	6,80	6,80	6,80	6,80	6,80	6,80	6,80	6,80	6,80	6,80	6,80	6,80	6,80
10 (0,1)	410	—	—	—	8,49	8,62	8,67	8,69	8,70	8,70	8,70	8,70	8,70	8,70	8,70	8,70	8,70	8,70	8,70	8,70
	450	—	—	7,88	8,14	8,23	8,26	8,27	8,28	8,28	8,28	8,28	8,28	8,28	8,28	8,28	8,28	8,28	8,28	8,28
	490	—	—	7,78	8,00	8,07	8,10	8,11	8,11	8,11	8,11	8,11	8,11	8,11	8,11	8,11	8,11	8,11	8,11	8,11
	590	—	—	7,52	7,67	7,72	7,73	7,74	7,74	7,74	7,74	7,74	7,74	7,74	7,74	7,74	7,74	7,74	7,74	7,74
	685	—	6,62	6,78	6,83	6,85	6,86	6,86	6,86	6,86	6,86	6,86	6,86	6,86	6,86	6,86	6,86	6,86	6,86	6,86
835	5,79	6,00	6,07	6,10	6,11	6,11	6,11	6,11	6,11	6,11	6,11	6,11	6,11	6,11	6,11	6,11	6,11	6,11	6,11	6,11

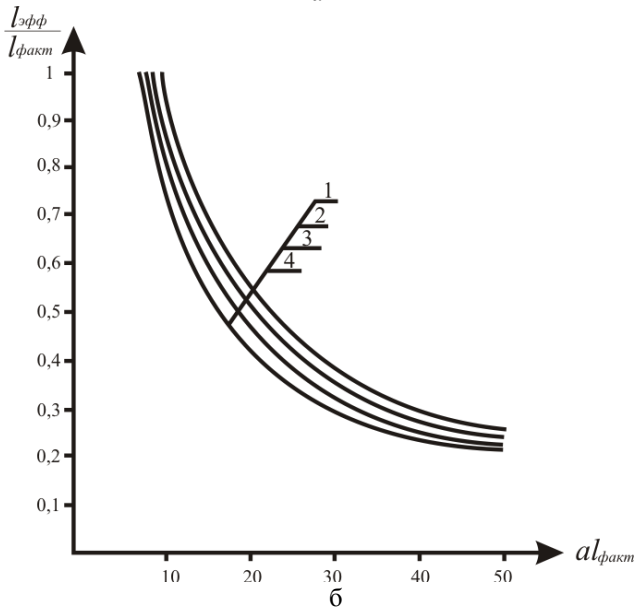
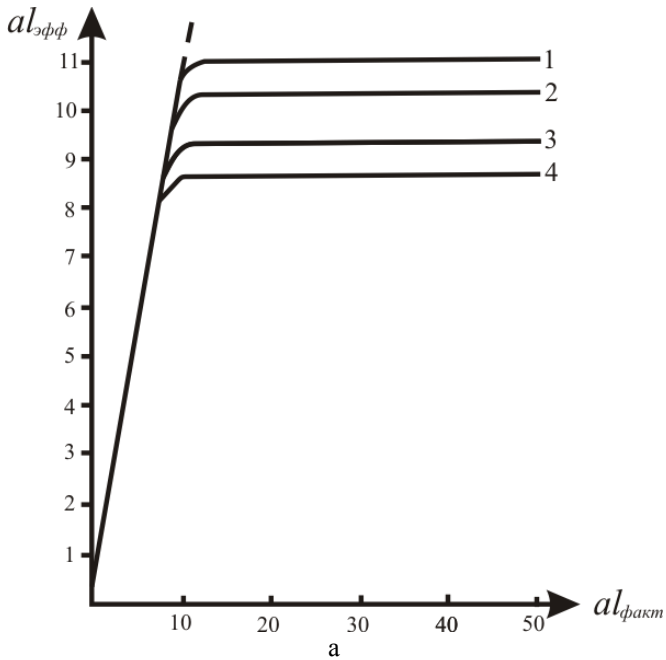


Рис. 3.3. Значения параметров  $al_{эфф}$  (а) и  $l_{эфф}/l_{факт}$  (б) в зависимости от  $al_{факт}$  при первой схеме загрузки шва и значениях  $n$ , равных 1 (1); 2 (2); 5 (3); 10 (4) для  $R_{wип} = 410$  МПа

Таблица 3.3

Значение  $L_{эфф}$  в % от фактической длины шва при первой схеме загрузки

$n$	$R_{норм}$	Значение $L_{эфф}$ в % от фактической длины шва при $aL_{факт}$ , равном																		
		6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	30	40	50	
1	410	-	-	-	-	-	97	91	84	78	73	69	65	61	58	55	37	28	22	
	450	-	-	-	-	-	94	88	81	76	71	66	62	59	56	53	35	26	21	
	490	-	-	-	-	99	93	86	80	74	69	65	61	58	55	52	35	26	21	
	590	-	-	-	-	97	90	83	77	72	67	63	59	56	53	50	33	25	20	
	685	-	-	-	98	90	83	76	70	65	61	57	54	51	48	46	31	23	18	
2	835	-	-	99	92	84	76	70	65	60	56	53	49	47	44	28	21	17	17	
	410	-	-	-	-	99	92	85	79	74	69	64	61	57	54	52	34	26	21	
	450	-	-	-	-	96	89	82	76	71	66	62	58	55	52	49	33	25	20	
	490	-	-	-	-	95	88	81	75	69	65	61	57	54	51	49	32	24	19	
	590	-	-	-	99	92	85	78	72	67	62	58	55	52	49	47	31	23	18	
3	685	-	-	-	92	84	77	71	65	61	56	53	50	47	45	28	21	17	17	
	835	-	-	94	85	77	70	64	59	55	51	48	45	43	41	39	26	19	16	
	410	-	-	-	-	96	89	82	76	71	66	62	58	55	52	50	33	25	20	
	450	-	-	-	-	93	86	79	73	68	63	59	56	53	50	47	32	24	19	
	490	-	-	-	99	92	84	77	72	67	62	58	55	52	49	47	31	23	19	
3	590	-	-	-	96	89	81	74	69	64	60	56	53	50	47	45	30	22	18	
	685	-	-	97	88	80	73	67	62	58	54	50	47	45	42	40	27	20	16	
	835	-	99	90	81	73	66	61	56	52	49	46	43	41	38	37	24	18	15	

$n$	$R_{\text{нпл}}$	Значение $l_{\text{эфф}}$ в % от фактической длины шва при $a l_{\text{факт}}$ равно																	
		6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	30	40	50
4	410	—	—	—	—	94	87	80	74	69	64	60	57	54	51	48	32	24	19
	450	—	—	—	98	91	83	76	71	66	61	57	54	51	48	46	31	22	18
	490	—	—	—	97	89	82	75	69	64	60	56	53	50	47	45	30	21	18
	590	—	—	—	94	86	78	72	67	62	58	54	51	48	46	43	29	20	17
	685	—	—	94	86	77	71	65	60	56	52	49	46	43	41	39	36	19	15
5	835	—	96	87	78	70	64	59	54	50	47	44	41	39	37	35	23	17	14
	410	—	—	—	99	92	85	78	72	67	63	59	55	52	49	47	31	23	19
	450	—	—	—	97	89	81	75	69	64	60	56	53	50	47	45	30	22	18
	490	—	—	—	95	87	80	73	68	63	59	55	52	49	46	44	29	22	18
	590	—	—	99	92	84	77	70	65	60	56	53	50	47	44	42	28	21	17
10	685	—	—	92	83	75	69	63	58	54	50	47	44	42	40	38	25	19	15
	835	—	94	84	75	68	62	57	52	49	45	43	40	38	36	34	23	17	14
	410	—	—	—	94	86	79	72	67	62	58	54	51	48	46	43	29	22	18
	450	—	—	98	90	82	75	69	64	59	55	52	49	46	44	41	28	21	17
	490	—	—	97	89	81	74	68	62	58	54	51	48	45	43	40	27	20	16
10	590	—	—	94	85	77	70	64	60	55	52	48	46	43	41	39	26	19	15
	685	—	95	85	76	69	62	57	53	49	46	43	40	38	36	34	23	17	13
	835	97	86	76	68	61	56	51	47	44	41	38	36	34	32	31	20	15	12

Таблица 3.4

Значение параметра  $aI_{эфф}$  при второй схеме флангового шва

$1/n$	$R_{норм}$ , МПа	Значение $aI_{эфф}$ при $aI_{факт}$ , равном												
		10	20	30	40	50	60	70	80	90	100			
1	410	–	–	–	–	–	–	–	–	–	–	–	82,90	90,05
	450	–	–	–	–	–	–	–	–	–	–	–	73,56	74,17
	490	–	–	–	–	–	–	–	–	–	–	–	68,09	68,62
	590	–	–	–	–	–	–	–	–	–	–	–	57,55	58,00
	685	–	–	–	35,91	36,97	37,62	38,07	38,39	38,97	38,97	38,97	38,65	38,97
2	835	–	–	25,07	26,12	26,71	27,09	27,56	27,98	27,98	27,98	27,71	27,98	27,98
	410	–	–	–	–	45,43	46,42	47,08	47,55	47,55	47,55	47,90	48,29	48,29
	450	–	–	–	36,80	37,96	38,66	39,14	39,49	39,49	39,49	36,76	40,09	40,09
	490	–	–	–	34,34	35,34	35,96	36,38	36,70	36,70	36,70	36,94	37,25	37,25
	590	–	–	28,11	29,51	30,26	30,74	31,07	31,31	31,31	31,31	31,50	31,79	31,79
3	685	–	18,36	19,93	20,63	21,04	21,30	21,49	21,62	21,62	21,62	21,73	21,98	21,98
	835	–	14,08	14,95	15,36	15,61	15,77	15,88	15,97	15,97	15,97	16,03	16,25	16,25
	410	–	–	29,80	31,53	32,41	32,97	33,36	33,64	33,64	33,64	33,86	34,17	34,17
	450	–	–	25,43	26,59	27,24	27,66	27,95	28,17	28,17	28,17	28,33	28,61	28,61
	490	–	–	23,84	24,86	25,44	25,81	26,07	26,27	26,27	26,27	26,42	26,69	26,69
3	590	–	18,95	20,72	21,50	21,95	22,24	22,45	22,60	22,60	22,60	22,72	22,97	22,97
	685	–	14,03	14,93	15,35	15,60	15,77	15,89	15,97	15,97	15,97	16,04	16,27	16,27
	835	9,14	10,90	11,43	11,69	11,84	11,94	12,01	12,07	12,07	12,11	12,32	12,32	

1/n	R <sub>авит*</sub> МПа	Значение $aL_{эфф}$ при $aL_{факт}$ равно									
		10	20	30	40	50	60	70	80	90	100
4	410	–	–	24,09	25,16	25,77	26,16	26,44	26,64	26,80	27,08
	450	–	18,77	20,56	21,35	21,81	22,11	22,32	22,48	22,60	22,85
	490	–	17,76	19,32	20,02	20,43	20,70	20,89	21,03	21,14	21,38
	590	–	15,71	16,88	17,43	17,76	17,97	18,12	18,23	18,31	18,55
	685	9,59	11,75	12,38	12,69	12,87	12,99	13,07	13,14	13,19	13,40
5	835	8,05	9,27	9,56	9,83	9,94	10,02	10,07	10,11	10,14	10,34
	410	–	18,67	20,48	21,29	21,76	22,06	22,27	22,43	22,56	22,81
	450	–	16,27	17,57	18,18	18,53	18,77	18,93	19,05	19,15	19,39
	490	–	15,40	16,55	17,09	17,41	17,62	17,77	17,88	17,96	18,20
	590	–	13,66	14,55	14,98	15,23	15,39	15,51	15,60	15,66	15,89
10	685	8,79	10,35	10,84	11,08	11,22	11,32	11,38	11,43	11,47	11,68
	835	7,34	8,27	8,57	8,71	8,80	8,86	8,90	8,93	8,96	9,16
	410	9,75	12,33	13,08	13,45	13,66	13,81	13,91	13,99	14,04	14,27
	450	9,05	10,92	11,49	11,77	11,94	12,05	12,13	12,18	12,23	12,45
	490	8,76	10,41	10,93	11,18	11,33	11,43	11,50	11,55	11,59	11,81
10	590	8,13	9,42	9,82	10,02	10,14	10,22	10,28	10,32	10,35	10,56
	685	6,79	7,50	7,73	7,84	7,91	7,96	7,99	8,01	8,03	8,23
	835	5,83	6,26	6,40	6,47	6,51	6,54	6,56	6,57	6,58	6,78

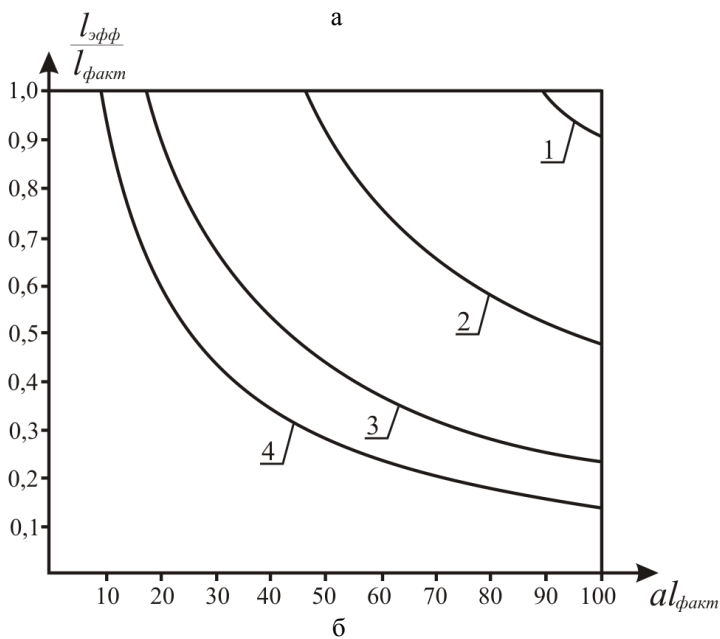
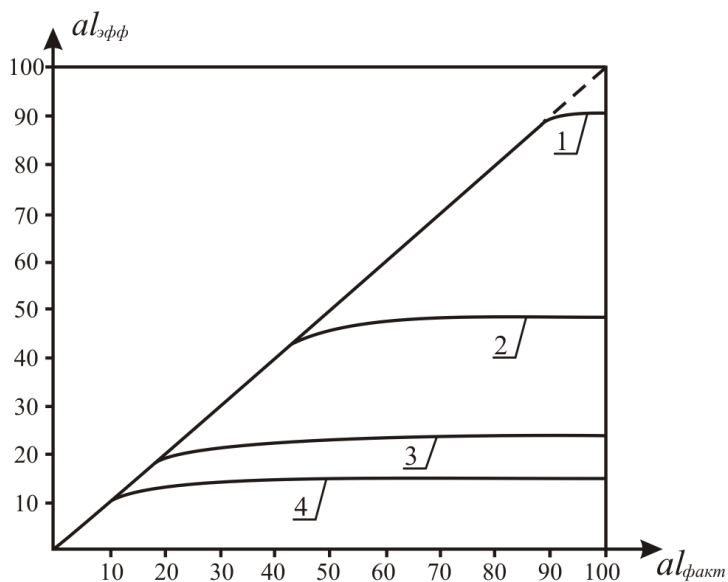


Рис. 3.4. Значения параметров  $al_{эфф}$  (а) и  $l_{эфф}/l_{факт}$  (б) в зависимости от  $al_{факт}$  при второй схеме нагружения шва и различных значениях  $1/n$  / 1)  $1/n=1$ ; 2)  $1/n=2$ ; 3)  $1/n=5$ ; 4)  $1/n=10$  / для  $R_{мин}=410$  МПа

Таблица 3.5

**Значение  $l_{эфф}$  в % фактической длины флангового шва  
при второй схеме загрузки**

$\frac{1}{n}$	$R_{мин},$ МПа	Значения $l_{эфф}$ в % от фактической длины шва при $al_{факт}$ , равном									
		10	20	30	40	50	60	70	80	90	100
1	410	–	–	–	–	–	–	–	–	99	99
	450	–	–	–	–	–	–	–	91	82	74
	490	–	–	–	–	–	–	95	84	76	69
	590	–	–	–	–	–	93	81	71	64	58
	685	–	–	–	90	74	63	54	48	43	39
	835	–	–	84	65	53	45	39	34	81	28
2	410	–	–	–	–	91	77	67	59	58	48
	450	–	–	–	92	76	64	56	49	44	40
	490	–	–	–	86	71	60	52	46	41	37
	590	–	–	94	74	61	51	44	39	35	32
	685	–	92	66	52	42	35	31	27	24	22
	835	–	70	50	38	81	26	23	20	18	16
3	410	–	–	99	79	65	55	48	42	38	34
	450	–	–	85	66	54	46	40	35	31	29
	490	–	–	79	62	51	43	37	33	29	27
	590	–	95	69	54	44	37	32	28	25	23
	685	–	70	50	38	31	26	23	20	18	16
	835	91	54	38	29	24	20	17	15	13	12
4	410	–	–	80	63	52	44	38	33	30	27
	450	–	94	69	53	44	37	32	28	25	28
	490	–	89	64	50	41	34	30	26	23	21
	590	–	79	56	44	36	30	26	23	20	19
	685	96	59	41	32	26	22	19	16	15	13
	835	81	46	82	25	20	17	14	13	11	10
5	410	–	93	68	53	44	37	32	28	25	23
	450	–	81	59	45	37	31	27	24	21	19
	490	–	77	55	43	35	29	25	22	20	18
	590	–	68	49	37	30	26	22	19	17	16
	685	88	52	36	28	22	19	16	14	13	12
	835	73	41	29	22	18	15	13	11	10	9
10	410	98	62	44	34	27	23	20	17	16	14
	450	90	55	38	29	24	20	17	15	14	12
	490	88	52	36	28	23	19	16	14	13	12
	590	81	47	33	25	20	17	15	13	12	11
	685	68	37	26	20	16	13	11	10	9	8
	835	58	31	21	16	13	10	9	8	7	6

Определив аналитически величину параметра  $a$  по формуле (2.6), из табл. 3.4 по  $al_{\text{факт}}$  можно определить величины  $al_{\text{эфф}}$  и  $l_{\text{эфф}}$ , а следовательно, и несущую способность.

В табл. 3.5, составленной по данным табл. 3.4, для второй схемы загрузки при различных значениях  $al_{\text{факт}}$ ,  $n$  и  $R_{\text{wп}}$  приведены величины  $l_{\text{эфф}}$  в % от фактической длины шва, что упрощает определение эффективной длины шва и несущей способности соединения.

Таким образом, по табл. 3.2–3.5 можно определить несущую способность соединений с фланговыми швами и эффективность работы этих швов с учетом развития пластических деформаций при различной геометрии соединений.

### **3.2. Влияние геометрических параметров сварного соединения на расчетную длину флангового шва**

Предлагается дифференцированный подход в назначении предельной расчетной длины флангового шва  $l_w$  в зависимости от геометрических параметров соединений  $al$ ,  $n$  и вида сварочного материала  $R_{wf}$ , при сохранении расчетных формул определения несущей способности по СНиП II-23-81.

Как было отмечено ранее, на неравномерность распределения удельных усилий по длине флангового шва в предположении упругой работы материала влияют только геометрические параметры сварного соединения. При изменении нагрузки кривая распределения удельных усилий, не изменяя своего характера по длине шва (оси  $X$ ), перемещается по оси  $Y$  пропорционально нагрузке.

По принятой теоретической модели, переходя от несущей способности, определенной по предельной силе, которую может выдержать соединение  $N_{\text{пред}}$  при более низкой расчетной нагрузке, получаем более равномерное распределение удельных усилий по длине шва. Таким образом определяем величину нагрузки, при которой шов будет работать равномерно по всей длине. Учитывая этот фактор и наличие применительно к изложенному в СНиП II-23-81 расчету по предельным состояниям двух сечений (по металлу шва и по металлу границы сплавления) с соответствующими расчетными сопротивлениями ( $R_{wf}$  и  $R_{wг}$ ), ограничиваем величину краевого напряжения в концевых участках шва взятым в запас значением расчетного сопротивления металла шва условному срезу  $R_{wf}$  как имеющему большую величину по сравнению с  $R_{wг}$  и дающему большую неравномерность распределения удельных усилий по длине шва.

На рис. 3.5 представлена теоретическая модель определения расчетной несущей способности и расчетной длины флангового шва при первой схеме его загрузки по предельной несущей способности с учетом развития пластических деформаций.

Сохраняем математическую модель, по которой предельная несущая способность  $N_{пред.}$ , определяемая по прочности, выражается площадью прямоугольника (см. рис. 3.2), одна сторона которого характеризует прочность шва, а другая – его эффективную длину и, переходя к расчетной нагрузке, ограничиваем несущую способность меньшей площадью  $OABCDE$  в запас (рис. 3.6). Эту площадь, определяющую расчетную несущую способность, можно представить равновеликим прямоугольником  $OAKT$ , сторона  $OA$  которого равна  $R_w \beta_f k_f$ , а сторона  $OT$  – расчетной длине  $l_w$ . Несущая способность  $N_{рас.}$ , расчетная длина  $l_w$  вычисляются по тем же формулам (3.9) и (3.11) и по той же программе на ЭВМ ЕС-1033, что и  $N_{пред}$  и  $l_{эфф}$ , с заменой  $R_{wпл}$  значением  $R_{wf}$ .

В табл. 3.6 для первой схемы загрузки флангового шва приведены значения параметра  $al_w$  при различных значениях  $al_{факт}$ ,  $n$  и  $R_{wf}$ .

Как видно из табл. 3.7 и рис. 3.7, построенного по данным таблицы, до некоторого значения параметра  $al_w$  и  $al_{факт}$  равны, т.е. падения несущей способности не происходит, затем с ростом длины шва (параметра  $al_w$ ) относительная несущая способность снижается (значения параметра  $al_w$  отстают от значений  $al_{факт}$ ) и с некоторой длины шва (параметра  $al_w$ ) приращение длины шва не повышает несущую способность соединения, т.е. значение расчетной длины (параметра  $al_w$ ) приближается к некоторому пределу.

Определив величину параметра  $a$  по известной формуле (2.6), можно из табл. 3.6 по  $al_{факт}$  определить величины  $al_w$  и  $l_w$ , а следовательно, и несущую способность.

В табл. 3.7, составленной по данным табл. 3.6, приведены для первой схемы загрузки флангового шва при различных значениях  $al_{факт}$ ,  $n$  и  $R_{wf}$ , величины  $l_w$ , в % от фактической длины шва, что упрощает определение расчетной длины шва и несущей способности соединения.

В табл. 3.8 приведен сравнительный анализ эффективных и расчетных длин фланговых швов при первой схеме их загрузки и коэффициента запаса при переходе от предельной к расчетной на-

грузке  $\frac{N_{пред}}{N_{расч}}$  для  $al_{факт} = 20$ .

Как видно из таблицы, значения расчетных длин превышают значения эффективных длин при изменяющихся геометрических параметрах поперечных сечений соединения и использовании различных сварочных материалов в 1,1...1,3 раза, в то время как значения нормативных и расчетных сопротивлений отличаются в 2,3...2,5 раза, при этом значения коэффициентов запаса весьма велики и колеблются от 1,9 до 2. Предлагается сохранить значения коэффициентов запаса, так как даже в этом случае на ряде конструктивных решений представляется возможность снизить катет шва относительно ограничения  $l \leq 85 \beta_f k_f$ . Однако может быть принят и меньший коэффициент запаса для отдельных узлов и соединений при экспериментальной проверке их несущей способности.

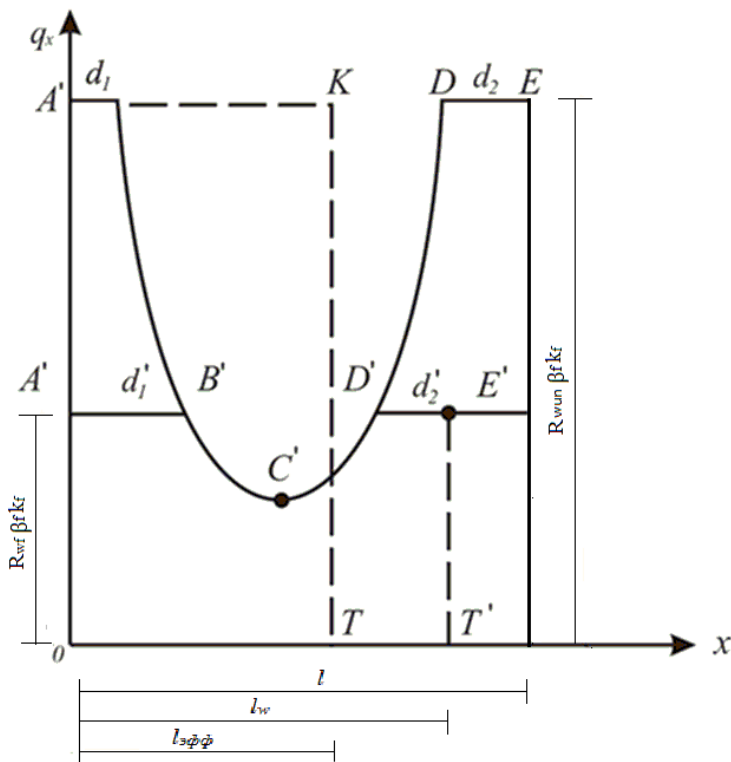


Рис. 3.5. Модель определения расчетной несущей способности и расчетной длины флангового шва при первой схеме его загрузки по предельной несущей способности с учетом развития пластических деформаций

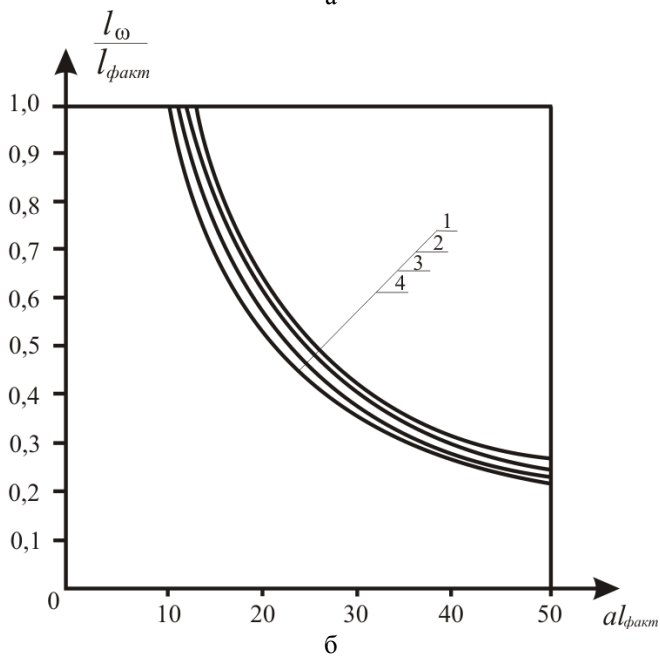
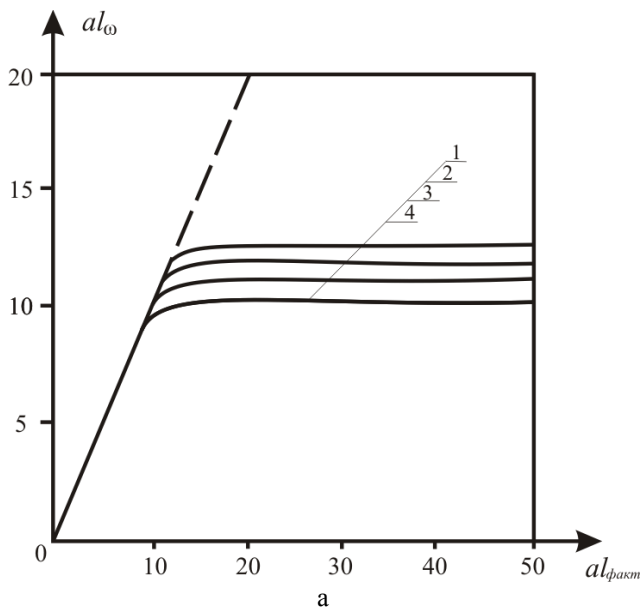


Рис. 3.6. Значения параметров  $al_w$  (а) и  $l_w/l_{факт}$  (б) в зависимости от  $al_{факт}$  при первой схеме загрузки шва и значениях  $n$ , равных 1 (1), 2 (2), 5 (3), 10 (4) для  $R_{wf} = 180$  МПа

В этом случае расчетная длина шва будет определяться по формуле

$$l_w = l_{\text{эфф}} \frac{R_{wun}}{R_{wf}} \cdot K,$$

где  $K$  – коэффициент запаса.

Анализ влияния геометрических параметров сварного соединения на предельную расчетную длину флангового шва при второй схеме его загрузки проводится по аналогии с анализом при первой схеме загрузки.

На рис. 3.7,б представлена теоретическая модель определения расчетной несущей способности и расчетной длины флангового шва при второй схеме его загрузки по определенной несущей способности с учетом развития пластичных деформаций.

Сохраняем материальную модель, по которой предельная несущая способность  $N_{\text{пред}}$ , определяемая по прочности, выражается площадью фигуры  $OABCD$  или равновеликой площадью прямоугольника  $OAKT$ , сторона  $OA$  которого характеризует прочность шва, сторона  $OT$  которого его эффективную длину, и, переходя к расчетной нагрузке, ограничиваем несущую способность меньшей площадью ( $OA'B'CD$ ) в запас. Эту площадь, определяющую расчетную несущую способность, можно представить равновеликим прямоугольником  $OA'KT'$ , сторона  $OA$  которого равна  $R_{wf} \beta_f k_f$ , а сторона  $OT'$  – расчетной длине  $l_w$ . Несущая способность  $N_{\text{расч}}$  и расчетная длина  $l_w$  вычисляются по тем же формулам (3.17) и (3.19) и по той же программе на ЭВМ ЕС-1033, что  $N_{\text{пред}}$  и  $l_{\text{эфф}}$ , с заменой  $R_{wun}$  значением  $R_{wf}$ . В табл. 3.9 для второй схемы загрузки флангового шва приведены значения параметра  $al_w$  при различных значениях  $al_{\text{факт}}$ ,  $n$  и  $R_{wf}$ .

Как видно из табл. 3.9 и рис. рис. 3.8, до некоторого значения параметры  $al_w$  и  $al_{\text{факт}}$  равны, т.е. падения несущей способности не происходит, затем с ростом длины шва (параметра  $al_{\text{факт}}$ ) относительная несущая способность снижается (значения параметра  $al_w$  значительно отстают от значений  $al_{\text{факт}}$ ). Так, увеличение длины шва (параметра  $al_{\text{факт}}$ ) в 5–10 раз приводит к приращению несущей способности на 15–20%.

Таблица 3.6

Значения  $a_{\text{эфф}}$  при первой схеме загрузки флангового шва

п	$R_{\text{шг}}$ , МПа	Значения $a_{\text{эфф}}$ при $a_{\text{фланкт.}} = \text{равном}$																
		8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20				
1	180	-	-	-	-	12,44	12,57	12,61	12,63	12,63	12,63	12,63	12,64	12,64	12,64	12,64	12,64	
	200	-	-	-	-	11,83	12,07	12,15	12,18	12,19	12,20	12,20	12,20	12,20	12,20	12,20	12,20	
	215	-	-	-	-	11,75	11,96	12,03	12,06	12,07	12,07	12,07	12,07	12,07	12,07	12,07	12,07	
	240	-	-	-	-	11,59	11,75	11,81	11,83	11,84	11,84	11,84	11,84	11,84	11,84	11,84	11,84	
	280	-	-	-	10,68	10,87	10,93	10,95	10,96	10,96	10,96	10,97	10,97	10,97	10,97	10,97	10,97	
	340	-	-	9,85	10,09	10,18	10,20	10,22	10,22	10,22	10,22	10,22	10,22	10,22	10,22	10,22	10,22	
2	180	-	-	-	-	11,67	11,85	11,91	11,93	11,94	11,94	11,94	11,94	11,94	11,94	11,94	11,94	
	200	-	-	-	-	11,33	11,44	11,48	11,50	11,50	11,50	11,51	11,51	11,51	11,51	11,51	11,51	
	215	-	-	-	10,93	11,23	11,33	11,36	11,37	11,38	11,38	11,38	11,38	11,38	11,38	11,38	11,38	
	240	-	-	-	10,80	11,03	11,10	11,13	11,14	11,15	11,15	11,15	11,15	11,15	11,15	11,15	11,15	
	280	-	-	9,87	10,14	10,22	10,26	10,27	10,27	10,27	10,27	10,27	10,27	10,27	10,27	10,27	10,27	
	340	-	-	9,35	9,46	9,50	9,52	9,52	9,53	9,53	9,53	9,53	9,53	9,53	9,53	9,53	9,53	
3	180	-	-	-	-	11,36	11,48	11,52	11,53	11,54	11,54	11,54	11,54	11,54	11,54	11,54	11,54	
	200	-	-	-	10,77	10,99	11,06	11,09	11,10	11,10	11,10	11,10	11,10	11,10	11,10	11,10	11,10	
	215	-	-	-	10,69	10,87	10,94	10,96	10,97	10,97	10,97	10,97	10,97	10,97	10,97	10,97	10,97	
	240	-	-	-	10,52	10,66	10,71	10,73	10,74	10,74	10,74	10,74	10,74	10,74	10,74	10,74	10,74	
	280	-	-	9,61	9,78	9,84	9,86	9,86	9,87	9,87	9,87	9,87	9,87	9,87	9,87	9,87	9,87	
	340	-	8,79	9,01	9,08	9,11	9,12	9,12	9,12	9,12	9,12	9,12	9,12	9,12	9,12	9,12	9,12	
4	180	-	-	-	-	10,86	11,12	11,20	11,23	11,24	11,25	11,25	11,25	11,25	11,25	11,25	11,25	
	200	-	-	-	10,57	10,73	10,78	10,80	10,81	10,81	10,81	10,81	10,81	10,81	10,81	10,81	10,81	
	215	-	-	-	10,48	10,61	10,66	10,68	10,68	10,68	10,68	10,69	10,69	10,69	10,69	10,69	10,69	
	240	-	-	9,96	10,29	10,40	10,43	10,45	10,45	10,45	10,45	10,45	10,45	10,45	10,45	10,45	10,45	
	280	-	9,00	9,39	9,51	9,56	9,57	9,58	9,58	9,58	9,58	9,58	9,58	9,58	9,58	9,58	9,58	
	340	-	8,59	8,75	8,80	8,82	8,83	8,83	8,83	8,83	8,83	8,83	8,83	8,83	8,83	8,83	8,83	
5	180	-	-	-	-	10,73	10,92	10,99	11,01	11,02	11,03	11,03	11,03	11,03	11,03	11,03	11,03	
	200	-	-	10,00	10,40	10,52	10,57	10,58	10,59	10,59	10,59	10,59	10,59	10,59	10,59	10,59	10,59	
	215	-	-	9,96	10,30	10,40	10,44	10,46	10,46	10,46	10,46	10,46	10,46	10,46	10,46	10,46	10,46	
	240	-	-	9,85	10,10	10,18	10,21	10,22	10,23	10,23	10,23	10,23	10,23	10,23	10,23	10,23	10,23	
	280	-	8,92	9,21	9,30	9,34	9,35	9,35	9,36	9,36	9,36	9,36	9,36	9,36	9,36	9,36	9,36	
	340	-	8,42	8,54	8,59	8,60	8,61	8,61	8,61	8,61	8,61	8,61	8,61	8,61	8,61	8,61	8,61	

Окончание табл. 3.6

п	$R_{\text{выс}}$ , МПа	Значения $aI_{\text{эфф}}$ при $aI_{\text{факт}}$ , равном																			
		8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20							
6	180	–	–	–	10,60	10,76	10,81	10,83	10,84	10,84	10,84	10,85	10,85	10,85	10,85	10,85	10,85	10,85	10,85	10,85	
	200	–	–	9,94	10,25	10,35	10,39	10,40	10,40	10,40	10,41	10,41	10,41	10,41	10,41	10,41	10,41	10,41	10,41	10,41	
	215	–	–	9,88	10,14	10,23	10,26	10,27	10,28	10,28	10,28	10,28	10,28	10,28	10,28	10,28	10,28	10,28	10,28	10,28	10,28
	240	–	–	9,74	9,94	10,01	10,03	10,04	10,05	10,05	10,05	10,05	10,05	10,05	10,05	10,05	10,05	10,05	10,05	10,05	10,05
	280	–	8,82	9,05	9,13	9,16	9,17	9,17	9,17	9,17	9,17	9,17	9,17	9,17	9,17	9,17	9,17	9,17	9,17	9,17	9,17
	340	7,95	8,27	8,37	8,41	8,42	8,43	8,43	8,43	8,43	8,43	8,43	8,43	8,43	8,43	8,43	8,43	8,43	8,43	8,43	8,43
	180	–	–	–	10,48	10,62	10,68	10,69	10,69	10,69	10,69	10,69	10,69	10,69	10,69	10,69	10,69	10,69	10,69	10,69	10,69
7	200	–	–	9,86	10,12	10,21	10,24	10,25	10,25	10,25	10,25	10,25	10,25	10,25	10,25	10,25	10,25	10,25	10,25	10,25	
	215	–	–	9,79	10,01	10,08	10,11	10,12	10,12	10,12	10,13	10,13	10,13	10,13	10,13	10,13	10,13	10,13	10,13	10,13	
	240	–	–	9,63	9,80	9,86	9,88	9,89	9,89	9,89	9,89	9,89	9,89	9,89	9,89	9,89	9,89	9,89	9,89	9,89	
	280	–	8,72	8,92	8,98	9,01	9,02	9,01	9,02	9,02	9,02	9,02	9,02	9,02	9,02	9,02	9,02	9,02	9,02	9,02	
	340	7,88	8,14	8,23	8,26	8,27	8,27	8,27	8,27	8,27	8,27	8,27	8,27	8,27	8,27	8,27	8,27	8,27	8,27	8,27	
	180	–	–	9,99	10,38	10,49	10,53	10,55	10,55	10,55	10,56	10,56	10,56	10,56	10,56	10,56	10,56	10,56	10,56	10,56	
	200	–	–	9,78	10,00	10,08	10,10	10,11	10,12	10,12	10,12	10,12	10,12	10,12	10,12	10,12	10,12	10,12	10,12	10,12	
8	215	–	–	9,70	9,89	9,96	9,98	9,99	9,99	9,99	9,99	9,99	9,99	9,99	9,99	9,99	9,99	9,99	9,99	9,99	
	240	–	–	9,53	9,68	9,73	9,75	9,76	9,76	9,76	9,76	9,76	9,76	9,76	9,76	9,76	9,76	9,76	9,76	9,76	
	280	–	8,63	8,80	8,85	8,87	8,88	8,88	8,88	8,89	8,89	8,89	8,89	8,89	8,89	8,89	8,89	8,89	8,89	8,89	
	340	7,80	8,02	8,10	8,13	8,14	8,14	8,14	8,14	8,14	8,14	8,14	8,14	8,14	8,14	8,14	8,14	8,14	8,14	8,14	
	180	–	–	9,95	10,28	10,38	10,42	10,43	10,44	10,44	10,44	10,44	10,44	10,44	10,44	10,44	10,44	10,44	10,44	10,44	
	200	–	–	9,71	9,90	9,96	9,99	10,00	10,00	10,00	10,00	10,00	10,00	10,00	10,00	10,00	10,00	10,00	10,00	10,00	
	215	–	–	9,62	9,78	9,84	9,86	9,87	9,87	9,87	9,87	9,87	9,87	9,87	9,87	9,87	9,87	9,87	9,87	9,87	
9	240	–	–	9,44	9,57	9,62	9,63	9,63	9,63	9,63	9,63	9,63	9,63	9,63	9,63	9,63	9,63	9,63	9,63	9,63	
	280	–	8,54	8,69	8,74	8,76	8,76	8,77	8,77	8,77	8,77	8,77	8,77	8,77	8,77	8,77	8,77	8,77	8,77	8,77	
	340	7,72	7,92	7,99	8,01	8,02	8,02	8,02	8,02	8,02	8,02	8,02	8,02	8,02	8,02	8,02	8,02	8,02	8,02	8,02	
	180	–	–	9,91	10,19	10,28	10,32	10,33	10,33	10,33	10,33	10,33	10,33	10,33	10,33	10,33	10,33	10,33	10,33	10,33	
	200	–	–	9,63	9,80	9,86	9,88	9,89	9,90	9,90	9,90	9,90	9,90	9,90	9,90	9,90	9,90	9,90	9,90	9,90	
	215	–	–	9,54	9,69	9,74	9,76	9,77	9,77	9,77	9,77	9,77	9,77	9,77	9,77	9,77	9,77	9,77	9,77	9,77	
	240	–	8,99	9,36	9,47	9,51	9,53	9,53	9,54	9,54	9,54	9,54	9,54	9,54	9,54	9,54	9,54	9,54	9,54	9,54	
10	280	–	8,46	8,59	8,64	8,65	8,66	8,66	8,66	8,66	8,66	8,66	8,66	8,66	8,66	8,66	8,66	8,66	8,66	8,66	
	340	7,65	7,83	7,88	7,91	7,91	7,92	7,92	7,92	7,92	7,92	7,92	7,92	7,92	7,92	7,92	7,92	7,92	7,92	7,92	

Таблица 3.7

Значения  $I_{вз}$ , %, от фактической длины шва при первой схеме загрузки

n	$R_{нфт}$ МПа	Значения $I_{вз}$ , %, от фактической длины шва при $a_{факт}$ равном																
		8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	30	40	50	
1	180	-	-	-	-	-	96	90	84	79	74	70	67	63	42	32	25	
	200	-	-	-	-	99	93	87	81	76	72	68	64	61	41	30	24	
	215	-	100	-	-	98	92	86	80	75	71	67	64	60	40	30	24	
	240	-	-	-	-	97	90	84	79	74	70	66	62	59	39	30	24	
	280	-	-	-	97	91	84	78	73	69	65	61	58	55	37	27	22	
340	-	-	98	92	85	78	73	68	64	60	57	54	51	34	26	20		
2	180	-	-	-	-	97	91	85	80	75	70	66	63	60	40	30	24	
	200	-	-	-	99	94	88	82	77	72	68	64	61	58	38	29	23	
	215	-	-	-	99	93	87	81	76	71	67	63	60	57	38	28	23	
	240	-	-	-	98	92	85	80	74	70	66	62	59	56	37	28	22	
	280	-	-	99	92	85	79	73	68	64	60	57	54	51	34	26	21	
340	-	99	94	86	79	73	68	64	60	56	53	50	48	32	24	19		
3	180	-	-	-	99	95	88	82	77	72	68	64	61	58	38	29	23	
	200	-	-	-	98	92	85	79	74	69	65	62	58	56	37	28	22	
	215	-	-	-	97	91	84	78	73	69	65	61	58	55	37	27	22	
	240	-	-	-	96	89	82	77	72	67	63	60	57	54	36	27	21	
	280	-	-	96	89	82	76	70	66	62	58	55	52	49	33	25	20	
340	-	98	90	83	76	70	65	61	57	54	51	48	46	30	23	18		
4	180	-	-	-	99	93	86	80	75	70	66	63	59	56	38	28	23	
	200	-	-	-	96	89	83	77	72	68	64	60	57	54	36	27	22	
	215	-	-	-	95	88	82	76	71	67	63	59	56	53	36	27	21	
	240	-	-	99	94	87	80	75	70	65	61	58	55	52	35	26	21	
	280	-	99	94	86	80	74	68	64	60	56	53	50	48	32	24	19	
340	-	95	87	80	74	68	63	59	55	52	49	46	44	29	22	18		
5	180	-	-	-	97	91	85	79	73	69	65	61	58	55	37	28	22	
	200	-	-	99	95	88	81	76	71	66	62	59	56	53	35	26	21	
	215	-	-	99	94	87	80	75	70	65	61	58	55	52	35	26	21	
	240	-	-	98	92	85	79	73	68	64	60	57	54	51	34	26	20	
	280	-	99	92	85	78	72	67	62	58	55	52	49	47	31	23	19	
340	-	94	85	78	72	66	62	57	54	51	48	45	43	27	22	17		

Окончание табл. 3.7

n	R <sub>ср</sub> МПа	Значения I <sub>ср</sub> , % от фактической длины шва при α <sub>факт</sub> , равном																
		8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	30	40	50	
6	180	-	-	-	96	90	83	77	72	68	64	60	57	54	36	27	22	
	200	-	-	-	93	86	80	74	69	65	61	58	55	52	35	26	21	
	215	-	-	-	99	92	85	79	73	69	64	60	57	54	34	26	21	
	240	-	-	-	97	90	88	77	72	67	63	59	56	53	33	25	20	
	280	-	-	98	91	83	76	71	66	61	57	54	51	48	31	23	18	
	340	99	92	84	76	70	65	60	56	53	50	47	44	42	28	21	17	
7	180	-	-	-	95	88	82	76	71	67	63	59	56	53	36	27	21	
	200	-	-	-	99	92	85	79	73	68	64	60	57	54	34	26	21	
	215	-	-	-	98	91	84	78	72	67	63	59	56	53	33	25	20	
	240	-	-	-	96	89	82	76	71	66	62	58	55	52	33	25	20	
	280	-	-	97	89	82	75	69	64	60	56	53	50	47	30	23	18	
	340	98	90	82	75	69	64	59	55	52	49	46	44	41	28	21	17	
8	180	-	-	-	94	87	81	75	70	66	62	59	56	53	35	26	21	
	200	-	-	-	98	91	84	78	72	67	63	60	56	53	34	25	20	
	215	-	-	-	97	90	83	77	71	66	62	59	56	53	33	25	20	
	240	-	-	-	95	88	81	75	70	65	61	57	54	51	32	24	20	
	280	-	-	96	88	80	74	68	63	59	56	52	49	47	30	22	18	
	340	97	89	81	74	68	63	58	54	51	48	45	43	41	27	20	16	
9	180	-	-	-	93	87	80	75	70	65	61	58	55	52	35	26	21	
	200	-	-	-	97	90	83	77	71	67	63	59	56	53	33	25	20	
	215	-	-	-	96	89	82	76	71	66	62	58	55	52	33	25	20	
	240	-	-	-	94	87	80	74	69	64	60	57	54	51	32	24	19	
	280	-	-	95	87	79	73	67	63	58	55	52	49	46	29	22	18	
	340	96	88	80	73	67	62	57	53	50	47	45	42	40	27	20	16	
10	180	-	-	-	93	86	79	74	69	65	61	57	54	52	34	26	21	
	200	-	-	-	96	89	82	76	71	66	62	58	55	52	33	25	20	
	215	-	-	-	95	88	81	75	70	65	61	57	54	51	33	24	19	
	240	-	-	99	94	86	79	73	68	64	60	56	53	50	32	24	19	
	280	-	-	94	86	79	72	67	62	58	54	51	48	46	29	22	17	
	340	95	87	79	72	66	61	57	53	49	47	44	42	40	26	20	16	

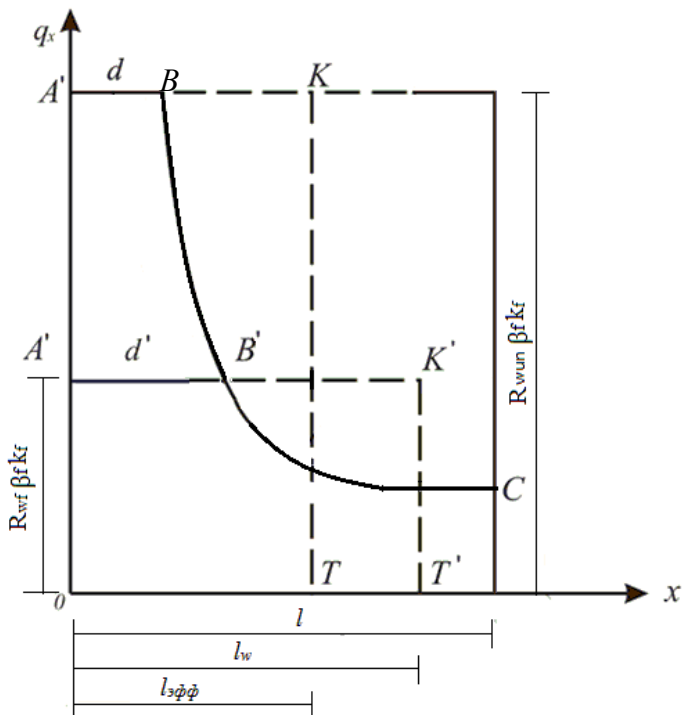


Рис. 3.7. Теоретическая модель определения расчетной несущей способности и расчетной длины флангового шва при второй схеме его загрузки по предельной несущей способности с учетом развития пластических деформаций

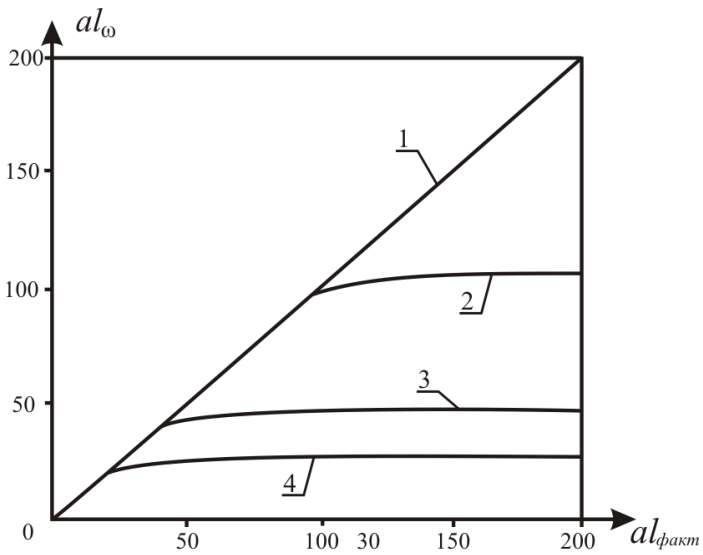
Вычислив величину параметра  $a$  по известной формуле (2.6), можно из табл. 3.9 по  $al_{\text{факт}}$  определить величины  $al_w$  и  $l_w$ , а следовательно, и несущую способность.

В табл. 3.10, составленной по данным табл. 3.9, приведены для второй схемы загрузки флангового шва при различных значениях  $al_{\text{факт}}$ ,  $n$  и  $R_{wf}$  величины  $l_w$  в % от фактической длины шва, что упрощает определение расчетной длины шва и несущей способности соединения. Значения эффективных и расчетных длин фланговых швов при второй схеме их загрузки и величины запаса при переходе от  $N_{\text{пред}}$  к  $N_{\text{расч}}$  при  $al_{\text{факт}} = 100$ .

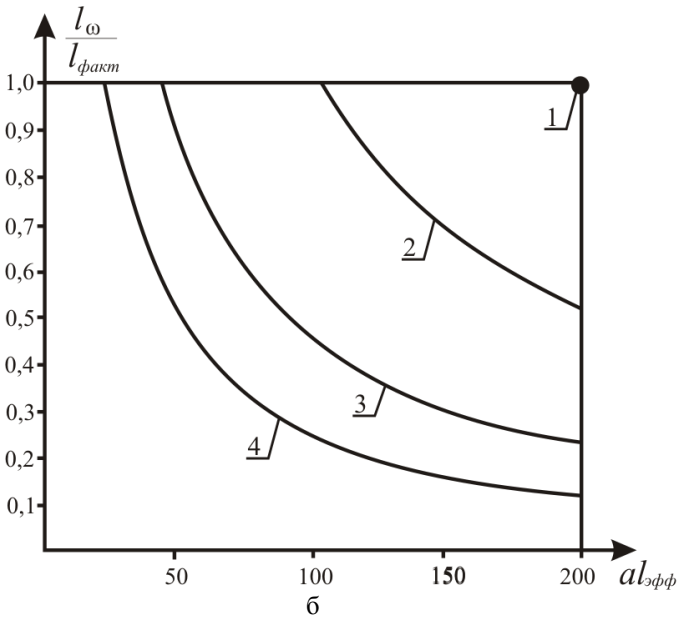
**Значения эффективных и расчетных длин фланговых швов  
при первой схеме их загрузки и коэффициента запаса при переходе**

**от  $N_{\text{пред}}$  к  $N_{\text{расч}}$   $\left( \frac{N_{\text{пред}}}{N_{\text{расч}}} \right)$  при  $al_{\text{факт}} = 20$**

$n$	$R_{\text{шип}}$ МПа	$R_{\text{вф}}$ МПа	$\frac{R_{\text{шип}}}{R_{\text{вф}}}$	$al_{\text{эфф}}$	$al_w$	$\frac{l_w}{l_{\text{эфф}}}$	$\frac{N_{\text{пред}}}{N_{\text{расч}}}$
1	410	180	2,278	11,002	12,637	1,149	1,983
2				10,308	11,944	1,159	1,965
5				9,392	11,028	1,174	1,940
10				8,699	10,334	1,188	1,917
1	450	200	2,250	10,581	12,199	1,153	1,951
2				9,888	11,506	1,164	1,933
5				8,971	10,589	1,180	1,907
10				8,278	9,896	1,196	1,881
1	490	215	2,279	10,413	12,072	1,159	1,966
2				9,720	11,379	1,171	1,946
5				8,803	10,462	1,188	1,918
10				8,110	9,769	1,205	1,891
1	590	240	2,458	10,046	11,840	1,179	2,085
2				9,353	11,147	1,192	2,062
5				8,437	10,230	1,213	2,027
10				7,748	9,537	1,231	1,997
1	685	280	2,446	9,165	10,966	1,197	2,044
2				8,472	10,273	1,213	2,017
5				7,556	9,357	1,238	1,976
10				6,863	8,663	1,262	1,939
1	835	340	2,456	8,413	10,221	1,215	2,021
2				7,720	9,528	1,234	1,990
5				6,804	8,612	1,266	1,940
10				6,110	7,918	1,296	1,895



а



б

Рис. 3.8. Значения параметров  $al_w$  (а) и  $l_w/l_{\text{факт}}$  (б) в зависимости от  $al_{\text{факт}}$  при второй схеме загрузки шва и значениях  $1/n$ , равных 1 (1), 2 (2), 5 (3); 10 (4) для  $R_{wf} = 180$  Па

Таблица 3.9

Значения  $aI_w$  при второй схеме загрузки флангового шва

1/n	$R_{wf}$ МПа	Значение $aI_w$ при $aI_{факт}$ равно																
		15	20	25	30	35	40	45	50	60	70	80	90	100	150	200		
1	180	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17		
	200	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	200,00		
	215	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	164,49		
	240	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	154,72		
	280	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	138,55		
	340	-	-	-	-	-	-	-	-	-	59,98	61,11	61,83	62,35	62,84	64,04	64,58	
2	180	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	82,31	83,03	84,92	85,75		
	200	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	76,85	77,69	78,34	80,06	80,83		
	215	-	-	-	-	-	-	-	-	-	68,28	69,23	69,90	70,46	71,93	72,59		
	240	-	-	-	-	-	-	-	44,01	44,75	46,34	46,80	47,15	47,53	48,35	48,73		
	280	-	-	-	29,99	31,05	31,71	32,20	32,57	33,12	33,49	33,77	33,98	34,28	34,79	35,04		
	340	-	-	-	-	-	-	-	-	-	68,02	69,00	69,68	70,26	71,77	72,44		
3	180	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	55,14	56,08	56,73	57,22	57,68		
	200	-	-	-	-	-	-	-	-	52,19	53,03	53,62	54,06	54,60	55,55	56,03		
	215	-	-	-	-	-	-	-	-	46,13	47,19	47,89	48,39	48,77	49,17	50,07		
	240	-	-	-	29,42	30,42	31,08	31,56	31,94	32,48	32,86	33,13	33,35	33,65	34,17	34,41		
	280	-	19,99	21,39	22,15	22,66	23,04	23,32	23,54	23,87	24,10	24,27	24,41	24,66	24,99	25,14		
	340	-	-	-	-	-	-	-	-	52,60	52,92	53,53	53,99	54,44	55,51	56,01		
4	180	-	-	-	-	-	-	41,55	42,22	43,13	43,74	44,19	44,53	44,91	45,72	46,09		
	200	-	-	-	-	-	38,68	39,44	40,03	40,85	41,41	41,82	42,14	42,50	43,25	43,60		
	215	-	-	-	-	34,27	35,20	35,84	36,32	37,02	37,50	37,85	38,12	38,46	39,11	39,41		
	240	-	-	22,84	23,77	24,37	24,81	25,14	25,41	25,79	26,06	26,26	26,41	26,68	27,06	27,24		
	280	14,99	16,66	17,48	18,00	18,35	18,62	18,82	18,98	19,21	19,38	19,50	19,60	19,84	20,08	20,19		
	340	-	-	-	-	-	-	1,47	42,15	43,08	43,71	44,17	44,51	44,90	45,73	46,12		
5	180	-	-	-	-	-	33,20	34,06	35,14	35,81	36,28	36,62	36,88	37,22	37,85	38,15		
	200	-	-	-	-	-	31,61	2,37	33,35	33,97	34,39	34,71	34,95	35,28	35,86	36,13		
	215	-	-	-	-	27,99	28,89	29,51	29,97	30,33	30,86	31,23	31,50	31,71	32,01	32,52		
	240	-	-	18,46	19,55	20,21	20,67	21,00	21,26	21,46	21,76	21,96	22,12	22,24	22,50	22,93		
	280	-	13,36	14,46	15,07	15,47	15,74	15,94	16,10	16,22	16,41	16,54	16,64	16,94	17,13	17,21		
	340	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-		

Окончание табл. 3.9

1/m	R <sub>выр.</sub> МПа	Значение $a_{1,вр}$ при $a_{1,факт.}$ равном																				
		8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	30	40	50					
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	30	40	50
6	180	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
	200	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
	215	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
	240	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
	280	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
340	—	—	—	10,69	11,16	11,53	11,84	12,10	15,29	15,65	15,96	16,22	16,45	17,81	18,45	18,82	14,15	13,76	13,76	14,15	14,38	
7	180	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
	200	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
	215	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
	240	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
	280	—	—	—	—	—	12,84	13,33	13,72	14,05	14,33	14,56	14,77	14,96	16,08	16,61	16,92	12,87	12,54	12,54	12,87	13,06
340	—	—	9,58	10,04	10,41	10,70	10,95	11,16	11,34	11,50	11,64	11,76	11,87	12,54	12,54	12,87	12,87	12,54	12,54	12,87	13,06	
8	180	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
	200	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
	215	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
	240	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
	280	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
340	7,99	8,65	9,13	9,51	9,81	10,05	10,26	10,44	10,59	10,73	10,84	10,95	11,04	11,62	11,62	11,91	11,91	11,62	11,62	11,91	12,07	
9	180	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
	200	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
	215	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
	240	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
	280	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
340	7,82	8,35	8,75	9,07	9,32	9,54	9,71	9,87	10,00	10,12	10,22	10,31	10,40	10,91	10,91	11,16	11,16	10,91	10,91	11,16	11,30	
10	180	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
	200	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
	215	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
	240	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
	280	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
340	7,63	8,08	8,43	8,70	8,93	9,11	9,27	9,41	9,53	9,63	9,72	9,80	9,88	10,33	10,33	10,55	10,55	10,33	10,33	10,55	10,69	

Таблица 3.10  
Значения  $L_n$  в % от фактической длины флангового шва при второй схеме загрузки

1/n	$R_{\text{вф}}$ МПа	Значение $L_n$ в % от фактической длины шва при $d_{\text{факт.}}$ равном																			
		15	20	25	30	35	40	45	50	60	70	80	90	100	110	120	130	140	150	200	
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	
1	180	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	100
	200	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	82
	215	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	77
	240	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	97	91	69
	280	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	98	89	81	75	69	65	60	46
340	-	-	-	-	-	-	-	-	-	99	87	77	69	63	57	53	49	46	43	32	
2	180	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	93	86	80	74	69	53	
	200	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	92	83	76	70	65	61	57	43	
	215	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	96	85	78	72	66	61	57	53	40	
	240	-	-	-	-	-	-	-	-	-	98	87	78	71	64	59	55	51	48	36	
	280	-	-	-	-	-	-	98	90	76	66	59	52	48	43	40	37	34	32	24	
340	-	-	-	99	89	79	72	65	55	48	42	38	34	31	29	27	25	23	18		
3	180	-	-	-	-	-	-	-	-	-	97	86	77	70	64	59	55	51	48	36	
	200	-	-	-	-	-	-	-	-	92	80	71	64	58	53	49	45	42	39	30	
	215	-	-	-	-	-	-	-	-	87	76	67	60	55	50	46	43	40	37	28	
	240	-	-	-	-	-	-	-	92	79	68	61	54	49	45	41	38	36	33	25	
	280	-	-	-	98	87	78	70	64	54	47	41	37	34	31	28	26	24	23	17	
340	-	99	86	74	65	58	52	47	40	34	30	27	25	23	21	19	18	17	13		
4	180	-	-	-	-	-	-	-	87	76	67	60	54	50	46	43	40	37	28		
	200	-	-	-	-	-	-	92	84	72	63	55	50	45	41	38	35	33	31	23	
	215	-	-	-	-	-	97	88	80	68	59	52	47	43	39	36	33	31	29	22	
	240	-	-	-	-	98	88	80	73	62	54	47	42	39	35	32	30	28	26	20	
	280	-	-	91	79	70	62	56	51	43	37	33	29	27	24	22	21	19	18	14	
340	99	83	70	60	52	47	42	38	32	28	24	22	20	18	17	15	14	13	10		
5	180	-	-	-	-	-	-	92	84	72	62	55	50	45	41	38	35	33	31	23	
	200	-	-	-	-	95	85	77	70	60	52	46	41	37	34	31	29	27	25	19	
	215	-	-	-	-	90	81	73	67	57	49	43	39	35	32	30	28	26	24	18	
	240	-	-	-	93	83	74	67	61	51	45	39	35	32	29	27	25	23	22	16	
	280	-	92	78	67	59	53	47	43	36	31	28	25	23	21	19	17	16	15	11	
340	89	72	60	52	45	40	36	32	27	24	21	19	17	15	14	13	12	11	9		

Окончание табл. 3.10

1/n	R <sub>вф</sub> , МПа	Значение l <sub>в</sub> в % от фактической длины шва при α <sub>факт</sub> , равном																			
		7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	25	30	35	40	45	50
6	180	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	98	88	80	73
	200	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	93	83	74	67	61
	215	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	89	78	70	63
	240	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	94	82	72	64	58
	280	-	-	-	-	-	-	-	-	-	99	96	92	89	85	82	69	59	52	46	41
7	340	-	-	-	-	97	93	89	85	81	77	74	70	68	65	54	46	40	35	32	29
	180	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	98	87	78	70	64
	200	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	96	83	74	66	59
	215	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	92	80	70	63	56
	240	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	99	84	73	64	57	52	47
8	280	-	-	-	-	-	99	95	89	85	82	84	81	78	75	63	54	47	42	37	34
	340	-	-	99	96	91	87	82	78	74	71	68	65	62	59	49	42	36	32	29	26
	180	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	89	79	70	63	58
	200	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	87	76	67	59	54
	215	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	98	84	72	64	57	51	46
9	240	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	99	97	94	91	87	77	67	58	52	47
	280	-	-	-	-	-	99	93	89	85	82	78	75	72	69	58	49	43	38	34	31
	340	-	99	96	91	86	82	77	73	70	66	63	60	58	55	46	39	34	30	27	24
	180	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	94	82	72	64	58	53
	200	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	98	95	81	70	61	55	49	45
10	215	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	99	97	94	91	87	77	67	59	52	47
	240	-	-	-	-	-	-	-	-	-	98	94	91	88	85	71	62	54	48	43	39
	280	-	-	-	99	97	92	88	84	80	77	73	70	67	65	54	46	40	35	32	29
	340	-	98	93	88	82	78	73	69	66	63	60	57	54	52	43	36	32	28	25	23
	180	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	87	76	67	60	54	49
200	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	98	95	92	89	75	65	57	51	46	
215	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	98	95	92	88	85	72	62	54	48	44	
240	-	-	-	-	-	-	-	-	99	96	92	89	86	82	79	67	57	50	45	40	
280	-	-	99	97	93	88	84	80	76	73	69	66	64	61	51	43	38	33	30	27	
340	99	95	90	84	79	74	70	66	63	60	57	54	52	49	41	34	30	30	26	24	

**Значение эффективных и расчетных длин фланговых швов при второй схеме их загрузения и величины запаса при переходе от  $N_{\text{пред}}$  к  $N_{\text{расч}}$  при  $al_{\text{факт}} = 100$**

$n$	$R_{\text{шип}}$ , МПа	$R_{\text{вф}}$ , МПа	$R_{\text{шип}}/R_{\text{вф}}$	$al_{\text{эфф}}$	$al_w$	$l_w/l_{\text{эфф}}$	$N_{\text{пред}}/N_{\text{расч}}$
1	410	180	2,278	90,052	100,000	1,110	2,052
2				48,288	100,000	2,071	1,100
5				22,902	44,902	1,968	1,158
10				14,266	25,752	1,746	1,305
1	450	200	2,250	74,143	100,000	1,349	1,668
2				40,091	83,030	2,071	1,086
5				19,387	37,220	1,920	1,172
10				12,445	21,787	1,751	1,285
1	490	215	2,279	68,624	100,000	1,457	1,564
2				37,254	78,340	2,103	1,084
5				18,195	35,276	1,939	1,175
10				11,806	20,781	1,760	1,295
1	590	240	2,458	57,999	100,000	1,724	1,426
2				31,792	70,462	2,216	1,109
5				15,888	32,014	2,015	1,220
10				10,559	19,087	1,808	1,360
1	685	280	2,446	38,967	88,579	2,273	1,076
2				21,975	47,526	2,163	1,131
5				11,680	22,495	1,926	1,270
10				8,232	14,098	1,713	1,428
1	835	340	2,456	27,975	62,836	2,246	1,093
2				16,254	34,279	2,109	1,165
5				9,157	16,941	1,850	1,328
10				6,781	11,130	1,641	1,496

В табл. 3.11 приведен сравнительный анализ эффективных и расчетных длин фланговых швов при второй схеме их загрузения и величины запаса при переходе от предельной к расчетной нагрузке  $N_{\text{пред}}/N_{\text{расч}}$  для  $al_{\text{факт}} = 100$ . Значения расчетных длин при второй схеме загрузения швов превышают значения эффективных длин при изменяющихся геометрических параметрах поперечных сечений соединения и использовании различных сварочных материалов в 1,1–2,3 раза, в то время как значения нормативных и расчетных сопротивлений отличаются в 2,3–2,5 раза; при этом значения коэффициентов запаса изменяются от 1,1 до 2,1, что соответствует значениям коэффициентов запаса по материалам, заложенным в СНиП 11-23-81.

## **4. Экспериментальное исследование влияния геометрических параметров сварных соединений с фланговыми швами большой протяженности на их несущую способность**

---

### **4.1. Характеристика образцов и методика проведения испытаний**

Для подтверждения теоретической модели и математического эксперимента по определению эффективности работы сварного соединения с фланговыми швами произведено экспериментальное исследование на образцах и моделях натуральных размеров.

На образцах с длинами швов, превышающими допустимые нормами значения, определялись геометрические параметры соединений, при которых часть шва начинает работать неэффективно, и фиксировалось снижение удельной несущей способности (эффективной длины шва) при изменении геометрических параметров соединения.

В соответствии с анализом влияния геометрических параметров сварных соединений с фланговыми швами на их работу были запроектированы и изготовлены для испытаний образцы пяти серий (табл. 4.1).


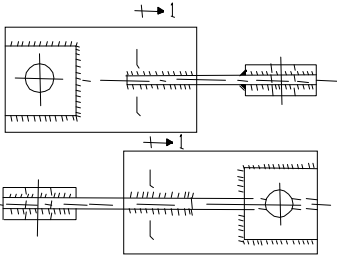
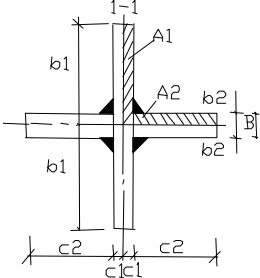

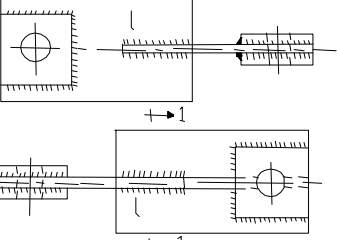
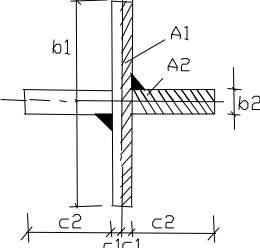

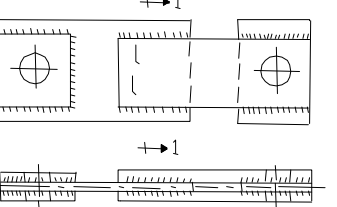
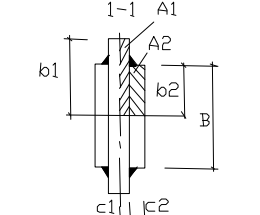

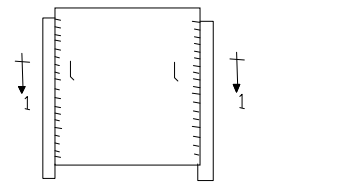
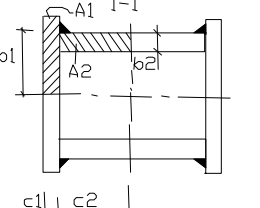

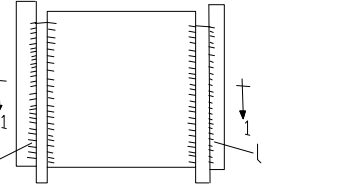
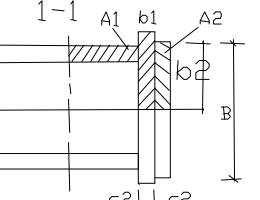
Помимо нахлесточного соединения основного элемента с прикрепляемым (III и V серии образцов), были запроектированы образцы с тавровым (IV серия) и крестообразным соединением основного и прикрепляемого элемента (I и II серии) как дающие наихудшее распределение напряжений по длине фланговых швов.

Переход от I серии образцов ко II был вызван исчерпанием мощности разрывной машины, необходимой для разрушения четырех швов. Предусмотрено испытание образцов на растяжение (I – III серии) и сжатие (IV и V серии). Маркировка различных типов образцов представлена в табл. 4.2.

В образцах задавался катет, равный 4 мм. Выбор катета длиной 4 мм вызван двумя причинами: во-первых, в типовых проектных решениях узлов стальных конструкций толщины соединяемых элементов преимущественно таковы, что минимальным катетом для них может быть катет 4 мм; во-вторых, получить разрушение сварного соединения с предельными длинами фланговых швов (до  $300 \beta_k k_f$ ) при имеющемся прессовом оборудовании можно было лишь при катете 4 мм.

Таблица 4.1

Конструктивные схемы образцов

<p>I серия</p> 		
<p>II серия</p> 		
<p>III серия</p> 		
<p>IV серия</p> 		
<p>V серия</p> 		

Следует отметить, что при изготовлении экспериментальных образцов выполнение заданного катета по длине шва оказалось весьма сложным делом, как и при выполнении на заводах металлических конструкций по чертежам КМД. В результате была получена картина несущей способности сварных соединений с катетами от 4 до 8 мм, а неравномерность сечений по длине учитывалась тщательными замерами сечений швов через каждые 50 мм по длине шва.

В качестве эталонных были приняты образцы с длиной швов 24 см при ручной сварке и 30 см – при полуавтоматической, что при катете 4 мм в обоих случаях соответствует величине  $85 \beta_{kf}$ . В дальнейшем длины швов увеличивались при ручной сварке до величин 48, 72, 96, 120 см, а при полуавтоматической – до 45, 60, 90 см.

Т а б л и ц а 4.2

### Маркировка различных типов образцов

№ серий образцов	Вид загрузки	Тип образца в зависимости от вида сварки		№ образцов в зависимости от типа
		Ручная	Полуавтоматическая	
I	Растяжение	I-P	I-П I-П*	1-4 (I-P) 5-8 (I-П) 9-11 (I-П*)
II	То же	II-P	II-П	12-16 (II-P) 17-20 (II-П)
III	»	III-P	III-П	21-23 (III-P) 24-26 (III-П)
IV	Сжатие	IV-P	IV-П	26-30 (IV-P) 31-34 (IV-П)
V	То же	V-P	V-П	35-38 (V-P) 39-42 (V-П)

*Примечания.* 1. Все образцы, за исключением образцов типа I-П\* (9-11), изготовлены из стали ВСтЗпсб.

2. Образцы типа I-П\* (9-11) изготавливались из стали 09Г2С.

При принятых расчетных сечениях швов толщины соединяемых элементов подбирались таким образом, чтобы при напряжениях условного среза в сварных швах 500 МПа напряжения в этих элемен-

тах были порядка 230 МПа, что позволило добиться разрушения сварных соединений.

Полуавтоматическая сварка образцов производилась проволокой Св-08Г2С в среде углекислого газа. При ручной сварке образцов использовались электроды типа Э-46.

В табл. 4.3 приведены геометрические параметры образцов различных типов. Как видно из таблицы, параметр  $al$  изменяется в достаточно широких пределах (от 1,5 до 22,3) и охватывает все значения, полученные ранее на основе анализа фактических геометрических параметров сварных соединений с фланговыми швами в типовых решениях строительных металлических конструкций.

Испытание образцов I–III серий на растяжение производилось на разрывной машине 12000/600 с максимальным растягивающим усилием 6000 кН.

Образцы на растяжение фиксировались в машине с помощью пальцев диаметром 100 мм, которые продевались через отверстия в концевых участках образцов и захватных устройствах.

Испытание образцов на сжатие (IV и V серий) производилось на 1000-тонном прессе. Образцы всех серий испытывались путем последовательного статического нагружения. Ступени нагружения изменялись от 5 до 25 т, в зависимости от размеров сварных соединений и стадии испытания.

С помощью тензодатчиков базой 5 мм, расположенных вдоль швов (в непосредственной близости) на основном и прикрепляемом элементах с интервалом  $l/10$ , определялось распределение продольных деформаций по длине фланговых швов.

Регистрация сигналов тензодатчиков производилась до загрузки образцов и на каждом этапе загрузки (до разрушения сварного соединения) с помощью электронного измерителя деформаций АИД-2.

Для примера на рис. 4.1, 4.2 представлены образцы перед испытанием и после него.

Измерения сдвигов прикрепляемого элемента относительно элемента основного в концевых участках сварных соединений и вдоль швов с интервалом  $l/10$  осуществлялись сдвигомерами (рис. 4.3). При испытании каждого образца фиксировалась разрушающая нагрузка и определялась площадь поверхности разрушения сварных соединений. По этим данным определялись средние разрушающие напряжения и фактические отношения длин швов к их сечениям.

Таблица 4.3

## Геометрические параметры образцов

Тип образца	N образца	$C_1$ , см	$C_2$ , см	$m = \frac{C_2}{C_1}$	$B_1$ , см	$B_2$ , см	$A_1 = b_1, C_1$ , см <sup>2</sup>	$A_2 = b_2, C_2$ , см <sup>2</sup>	$n = \frac{A_1}{A_2}$	$B = 2b_2$ , см	$A = 1,9/B$ , 1/см	$l$ , см	$al$
I-P	1	0,8	20	25	20	0,8	16	16	1	1,6	0,33	24	7,90
	2	1,5	40	26,67	20	0,8	30	32	0,94	1,6	0,33	48	15,60
	3	1,5	40	40	30	0,8	45	48	0,94	1,6	0,27	72	19,23
	4	1,5	80	53,33	40	0,8	60	64	0,94	1,6	0,23	96	22,27
I-II	5	0,8	30	37,5	30	0,8	24	24	1	1,6	0,27	30	8,13
	6	1,5	45	30	25	0,8	37,7	36	1,04	1,6	0,30	45	13,46
	7	1,5	55	36,67	30	0,8	45	44	1,02	1,6	0,27	60	16,32
	8	1,5	80	53,33	45	0,8	67,5	64	1,06	1,6	0,23	90	20,25
I-P*	9	0,8	30	37,5	30	0,8	24	24	1	1,6	0,27	30	8,13
	10	1,5	45	30	25	0,8	37,5	36	1,04	1,6	0,30	45	13,46
	11	1,5	55	36,67	30	0,8	45	44	1,02	1,6	0,27	60	16,32
II-II	12	0,8	10	12,5	20	1,6	16	16	1	3,2	0,23	24	5,50
	13	0,8	20	25	40	1,6	32	32	1	3,2	0,17	48	7,92
	14	0,8	25	31,25	50	1,6	40	40	1	3,2	0,15	72	10,66
	15	1,5	40	26,67	40	1,6	60	64	0,94	3,2	0,16	96	15,55
	16	1,5	50	33,33	50	1,6	75	80	0,94	3,2	0,15	120	17,52
	17	0,8	15	18,75	30	1,6	24	24	1	3,2	0,19	30	5,67
II-II	18	0,8	22	27,5	44	1,6	35,2	35,2	1	3,2	0,16	45	7,07
	19	0,8	30	37,5	60	1,6	48	48	1	3,2	0,14	60	8,10
	20	1,5	45	30	50	1,6	75	72	1,04	3,2	0,15	90	13,41
	39	1,6	1,6	1	35	16	56	25,6	2,19	32	0,05	30	1,52
V-II	40	1,6	1,6	1	50	24	80	38,4	2,08	48	0,03	45	1,53
	41	1,6	1,6	1	70	34	112	54,4	2,06	68	0,02	60	1,45
	42	1,6	1,6	1	100	49	160	78,4	2,04	98	0,02	90	1,50

Окончание табл. 4.3

Тип образца	N образца	C <sub>1</sub> , см	C <sub>2</sub> , см	m= =C <sub>2</sub> /C <sub>1</sub>	B <sub>1</sub> , см	B <sub>2</sub> , см	$A_1=b_1$ , C <sub>1</sub> , см <sup>2</sup>	$A_2=b_2$ , C <sub>2</sub> , см <sup>2</sup>	n= =A <sub>1</sub> /A <sub>2</sub>	B=2b <sub>2</sub> , см	A=1,9/B, 1/см	l, см	al
III-P	21	0,8	1,6	2	20	10	16	16	1	20	0,08	24	1,86
	22	0,8	1,6	2	30	15	24	24	1	30	0,05	36	1,86
	23	0,8	1,6	2	40	20	32	32	1	40	0,04	48	1,86
III-II	24	0,8	1,6	2	30	15	24	24	1	30	0,05	30	1,55
	25	1,5	1,6	1,07	25	20	37,5	32	1,17	40	0,05	45	2,03
	26	1,5	1,6	1,07	30	25	45	40	1,13	50	0,04	60	2,18
IV-P*	27	1,6	10	6,25	10	1,6	16	16	1	3,2	0,31	24	7,49
	28	1,6	20	12,5	20	1,6	32	32	1	3,2	0,23	48	11
	29	1,6	30	18,75	30	1,6	48	48	1	3,2	0,19	72	13,6
IV-P	30	1,6	40	25	40	1,6	64	64	1	3,2	0,17	96	15,8
	31	1,6	17,5	10,93	175	1,6	28	28	1	3,2	0,24	30	7,29
	32	1,6	25	15,63	25	1,6	40	40	1	3,2	0,21	45	9,27
	33	1,6	35	21,88	35	1,6	56	56	1	3,2	0,18	60	10,6
V-P	34	1,6	50	31,25	50	1,6	80	80	1	3,2	0,15	90	13,3
	35	1,6	1,6	1	20	9	32	14,4	2,22	18	0,09	24	2,16
	36	1,6	1,6	1	40	19	64	30,4	2,11	38	0,05	48	2,06
	37	1,6	1,6	1	60	29	96	46,4	2,06	58	0,03	72	2,03
V-II	38	1,6	1,6	1	80	39	128	62,4	2,05	78	0,02	96	2,02
	39	1,6	1,6	1	35	16	56	25,6	2,19	32	0,05	30	1,52
	40	1,6	1,6	1	50	24	80	38,4	2,08	48	0,03	45	1,53
	41	1,6	1,6	1	70	34	112	54,4	2,06	68	0,02	60	1,45
	42	1,6	1,6	1	100	49	160	78,4	2,04	98	0,02	90	1,50

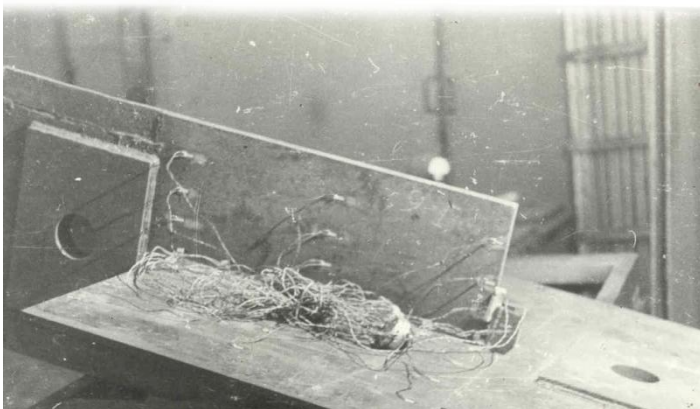


Рис. 4.1. Образец перед испытанием

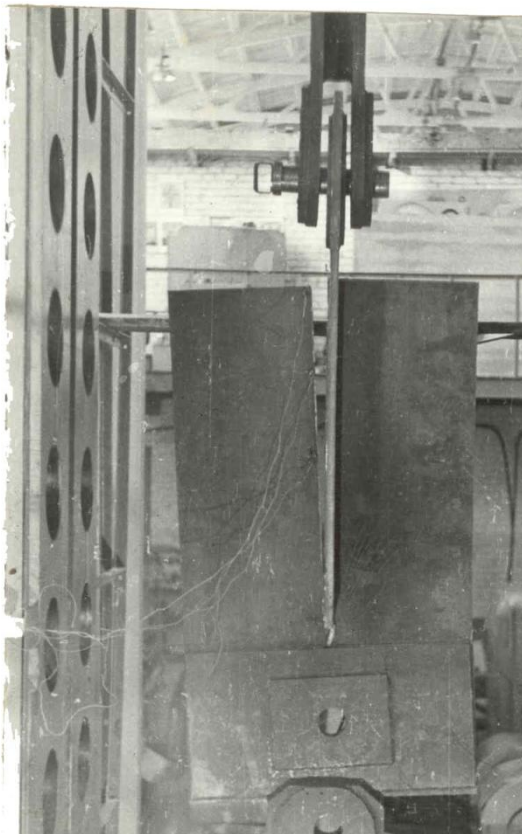


Рис. 4.2. Образец после испытания



Рис. 4.3. Сдвигомеры, установленные на крестообразном образце

## 4.2. Результаты экспериментальных исследований

### 4.2.1. Несущая способность сварных соединений с фланговыми швами

В табл. 4.4 приведены разрушающие нагрузки, приходящиеся на один шов, площади поверхности разрушения шва, средние разрушающие напряжения (несущая способность) и фактические отношения  $l/(\beta_f k_f)$ .

Нормы [115], ограничивая предельную расчетную длину флангового шва величиной  $85 \beta_f k_f$ , связывают несущую способность флангового шва с отношением  $l/(\beta_f k_f)$ . Однако, как видно из табл. 4.4, уровень разрушающих напряжений в большей степени зависит от конструкции сварного соединения (геометрических параметров соединяемых элементов), нежели от отношения  $l/(\beta_f k_f)$ . Это обстоятельство позволило произвести сравнительный анализ несущей способности испытанных образцов при изменении отношения  $l/(\beta_f k_f)$  (рис. 4.4,а) и геометрического параметра  $al$  (рис. 4.4,б).

Как видно из рис. 4.4, отношение  $l/(\beta_f k_f)$  не характеризует работу сварного соединения с фланговыми швами, так как момент снижения несущей способности для образцов различной геометрии изменяется в широких пределах значений  $l/(\beta_f k_f)$  независимо от уровня разрушающих напряжений, в то время как прослеживается четкая зависимость несущей способности сварного соединения от параметра  $al$ .

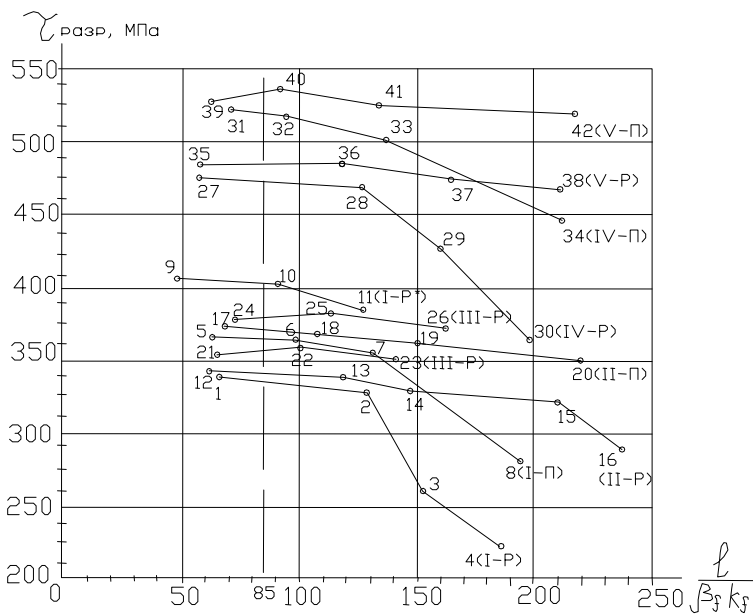
Для удобного проведения сравнительного анализа несущей способности образцов пяти серий при изменении отношения  $l/(\beta_f k_f)$  и геометрического параметра  $al$ , он выполнен отдельно для ручной (рис. 4.5) и полуавтоматической сварки (рис. 4.6).

Кроме того, нумерация образцов каждого типа произведена, начиная от эталонного (первого) и далее по мере возрастания длины. Все это позволяет проследить влияние на несущую способность сварных соединений с фланговыми швами в одинаковой степени как параметра  $l$ , так и параметра  $a$  (см. рис. 4.5,б и 4.6,б).

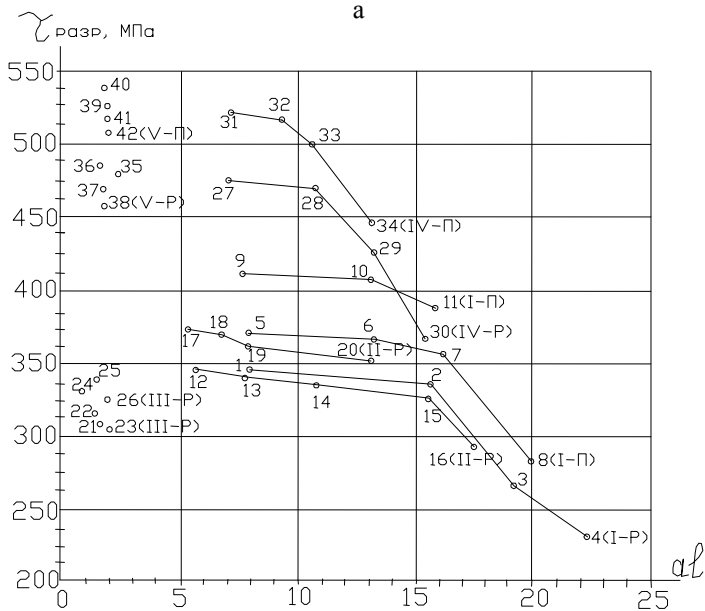
Эксперименты подтвердили, что для образцов каждого отдельного типа, испытанных на растяжение при ручной сварке, падение удельной несущей способности связано с длиной шва  $l$  и со значениями параметра  $al/15,5$  (см. рис. 4.5,б).

**Разрушающие нагрузки, площади поверхности разрушения  
и средние разрушающие напряжения**

Тип образца	№ образца	$l$ , см	$\beta_j k_f$ , см	$l/\beta_j k_f$	$A = l\beta_j^2 k_f^2$ , см <sup>2</sup>	$N_{\text{разр}}$ , кН	$\tau_{\text{разр}}$ , МПа
I-P	1	24	0,361	66,5	8,664	297,5	343,4
	2	48	0,369	130,1	17,712	595,0	335,9
	3	72	0,473	152,2	34,056	912,5	267,9
	4	96	0,518	185,3	49,728	1152,5	231,8
I-II	5	30	0,461	65,1	13,830	510,0	368,8
	6	45	0,443	101,6	19,935	727,5	364,9
	7	60	0,452	132,7	27,120	970,0	357,7
	8	90	0,459	196,1	41,310	1165,0	282,0
I-II*	9	30	0,606	49,5	18,18	740,0	407,0
	10	45	0,488	92,2	21,96	882,5	401,9
	11	60	0,463	129,6	27,78	1065,0	383,4
II-P	12	24	0,414	58,0	9,936	342,5	344,7
	13	48	0,417	115,1	20,016	682,5	341,0
	14	72	0,501	143,7	36,072	1210,0	335,4
	15	96	0,465	206,5	44,640	1465,0	328,2
	16	120	0,514	233,5	61,680	1825,0	295,9
II-II	17	30	0,421	71,3	12,630	470,0	372,1
	18	45	0,416	108,2	18,720	687,5	367,3
	19	60	0,396	151,2	23,760	860,0	362,0
	20	90	0,403	223,3	36,270	1277,5	352,2
III-P	21	24	0,374	64,2	8,976	320,0	356,5
	22	36	0,358	100,6	12,888	467,5	362,7
	23	48	0,341	140,8	16,368	577,5	352,8
III-II	24	30	0,411	73,0	12,330	467,5	379,2
	25	45	0,396	113,6	17,820	685,0	384,4
	26	60	0,372	161,3	22,320	822,5	368,5
IV-P	27	24	0,421	57,0	10,104	475,0	470,1
	28	48	0,385	124,7	18,480	860,0	465,4
	29	72	0,451	159,6	32,472	1370,0	421,9
	30	96	0,488	196,7	46,848	1692,5	361,3
IV-II	31	30	0,398	75,4	11,940	622,5	521,4
	32	45	0,456	98,7	20,520	1062,5	517,8
	33	60	0,428	140,2	25,680	1307,5	509,2
	34	90	0,419	214,8	37,710	1687,5	447,5
V-P	35	24	0,438	54,8	10,512	507,5	482,8
	36	48	0,421	114,0	20,208	980,0	485,0
	37	72	0,449	160,4	32,328	1532,5	474,0
	38	96	0,463	207,3	44,448	2082,5	468,5
V-II	39	30	0,439	68,3	13,170	695,0	527,7
	40	45	0,472	95,3	21,240	1137,5	535,5
	41	60	0,437	137,3	26,220	1372,5	523,5
	42	90	0,408	220,5	36,720	1907,5	519,5

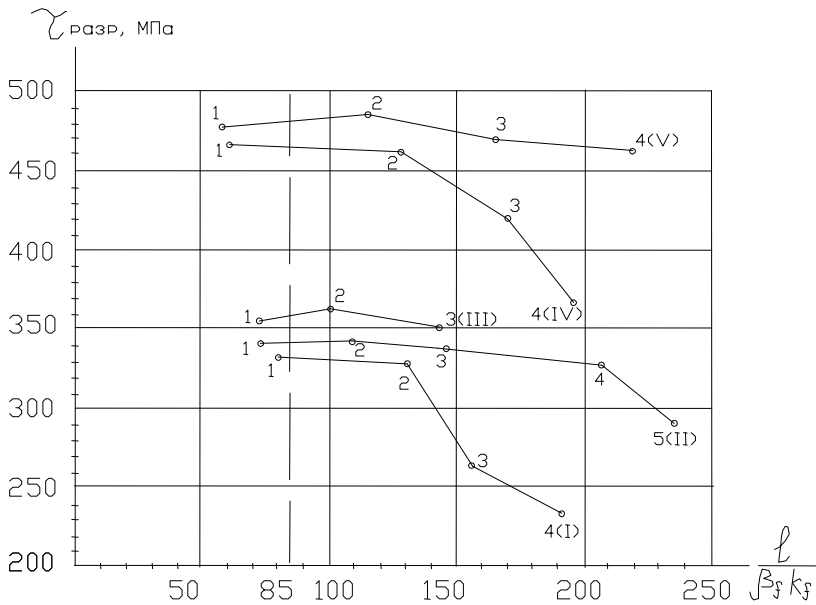


а

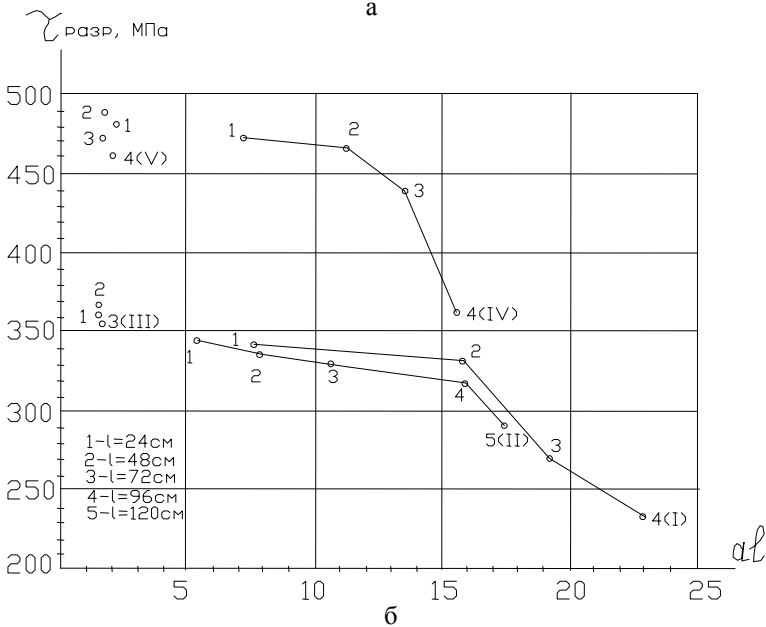


б

Рис. 4.4. Сравнительные данные несущей способности испытанных образцов при изменении отношения  $l/\beta_f k_f$  (а) и геометрического параметра  $al$  (б); цифрами даны номера образцов



а



б

Рис. 4.5. Сравнительные данные несущей способности образцов пяти серий, выполненных ручной сваркой при изменении отношения  $l/\beta_f k_f$  (а) и геометрического параметра  $al$  (б); цифрами даны номера образцов

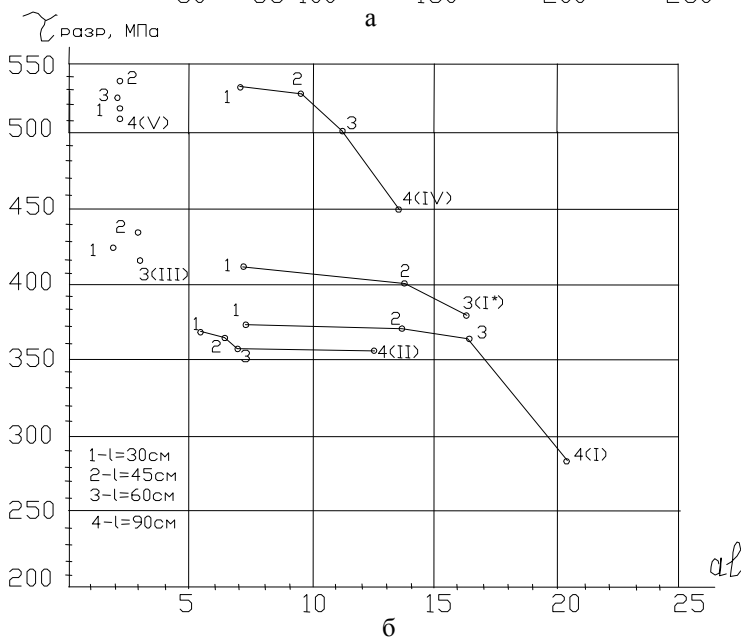
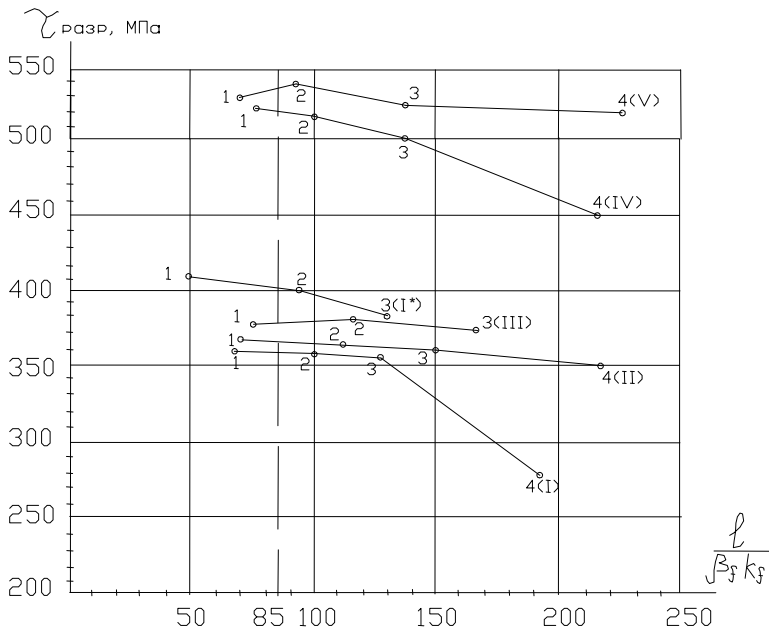


Рис. 4.6. Сравнительные данные несущей способности образцов пяти серий, выполненных полуавтоматической сваркой при изменении отношения  $l/\beta_s k_f$  (а) и геометрического параметра  $al$  (б); цифрами даны номера образцов

В образцах как на растяжение, так и на сжатие наблюдается четкая связь несущей способности сварных соединений с величиной  $al$ .

В образцах при полуавтоматической сварке со значения  $al \approx 13,5$  (см. рис. 4.6,б) происходит снижение удельной несущей способности, которое никак не связано с отношением  $l/(\beta_f k_f)$  (см. рис. 4.6,а, 4.7,а). Аналогичная картина наблюдается и в образцах на сжатие. При более высоком уровне разрушающих напряжений в образцах на сжатие (IV и V серий) и образцах с более высокими механическими характеристиками (серия I\*) падение удельной несущей способности наблюдается при меньших значениях параметра  $al$ .

#### **4.2.2. Распределение удельных усилий и напряжений по длине фланговых швов в образцах различной геометрии соединяемых элементов**

Как отмечалось ранее (в подразд. 4.1), напряженно-деформированное состояние сварных соединений определялось с помощью тензодатчиков, расположенных в непосредственной близости у швов на соединяемых элементах с интервалом  $l/10$  (рис. 4.7).

По разности продольных деформаций соединяемых элементов на каждом участке (интервале) определялись величины сдвиговых деформаций и напряжений по формулам

$$\gamma = \frac{(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)X}{y}; \quad (4.1)$$

$$\tau = \frac{N}{\beta_f k_f X}. \quad (4.2)$$

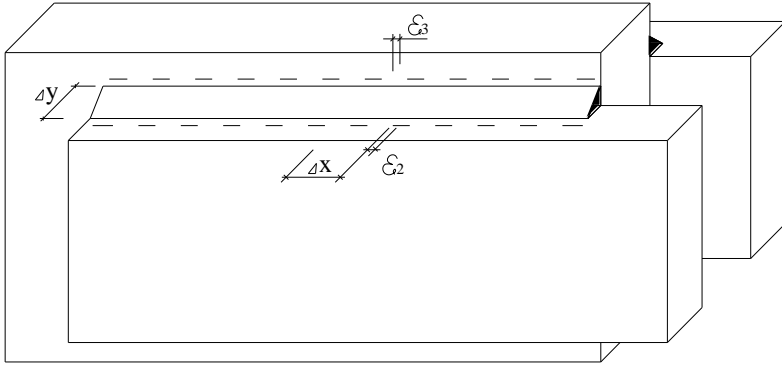
Величина усилия на отдельном участке шва, с учетом закона Гука, определяется выражением

$$\Delta N = \frac{(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)X^2}{y} \cdot G\beta_f k_f, \quad (4.3)$$

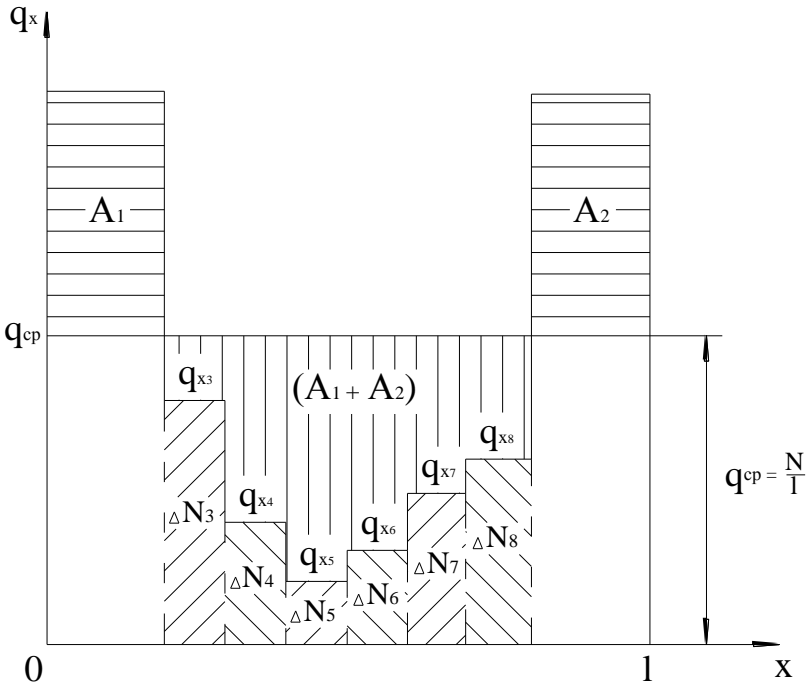
где  $G$  – модуль сдвига.

Из выражения (4.3) определялись погонные усилия на каждом участке шва по формуле

$$q_x = \frac{(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)X}{y} \cdot G\beta_f k_f. \quad (4.4)$$



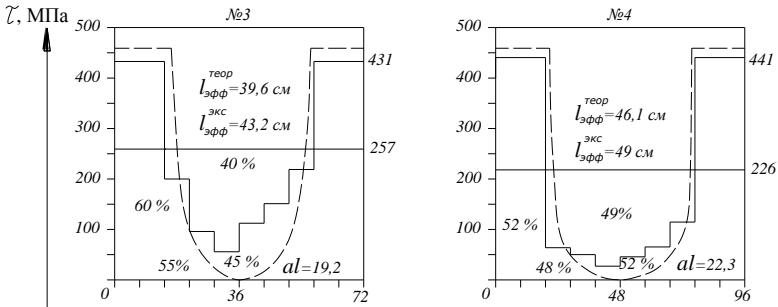
а



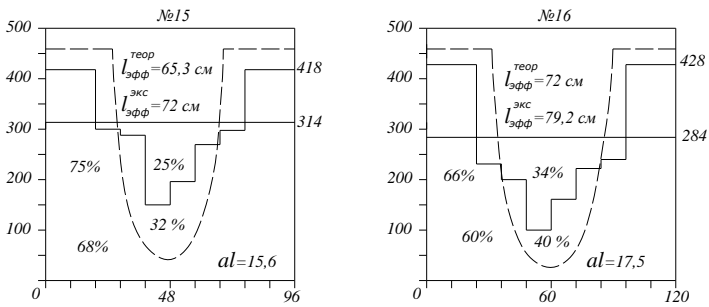
б

Рис. 4.7. Схема наклейки тензодатчиков (а) для определения распределения удельных усилий по длине флангового шва по предельным деформациям соединяемых элементов (б)

### ОБРАЗЦЫ ТИПА I-P



### ОБРАЗЦЫ ТИПА II-P



### ОБРАЗЦЫ ТИПА IV-P

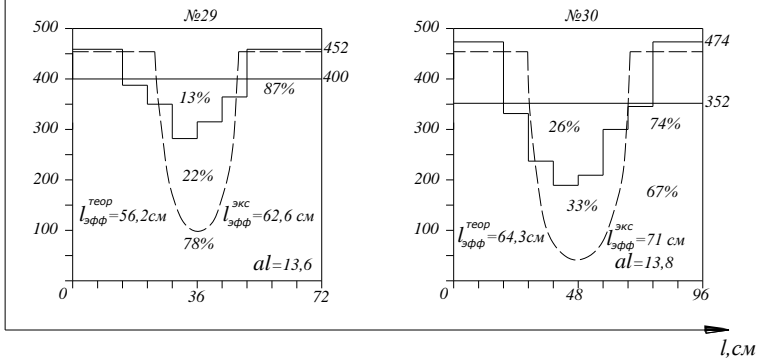


Рис. 4.8. Эпюры напряжений сдвига флангового шва, построенные по продольным деформациям соединяемых элементов у шва на последнем этапе перед разрушением для образцов, выполненных ручной сваркой. В процентах приведена эффективность работы флангового шва по его длине с соответствующей потерей несущей способности

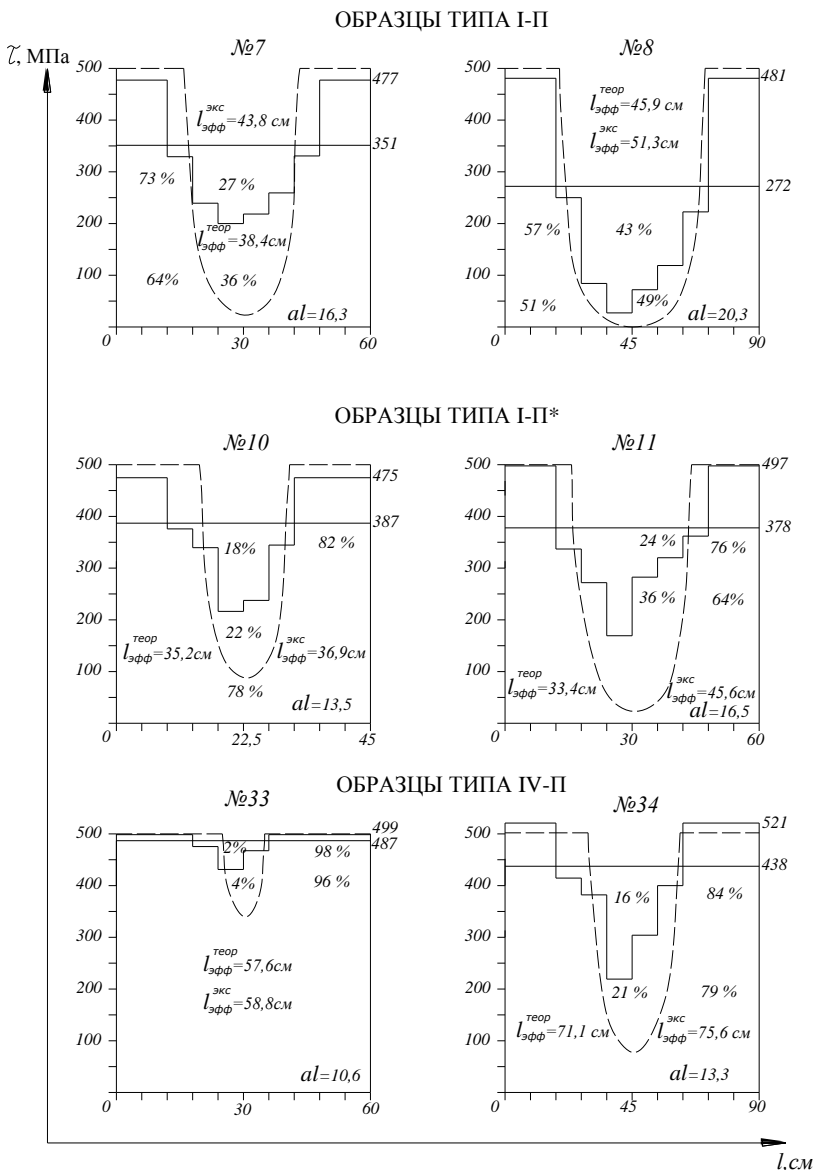


Рис. 4.9. Эпюры напряжений сдвига флангового шва, построенные по продольным деформациям соединяемых элементов у шва на последнем этапе перед разрушением для образцов, выполненных полуавтоматической сваркой. В процентах приведена эффективность работы флангового шва по его длине с соответствующей потерей несущей способности

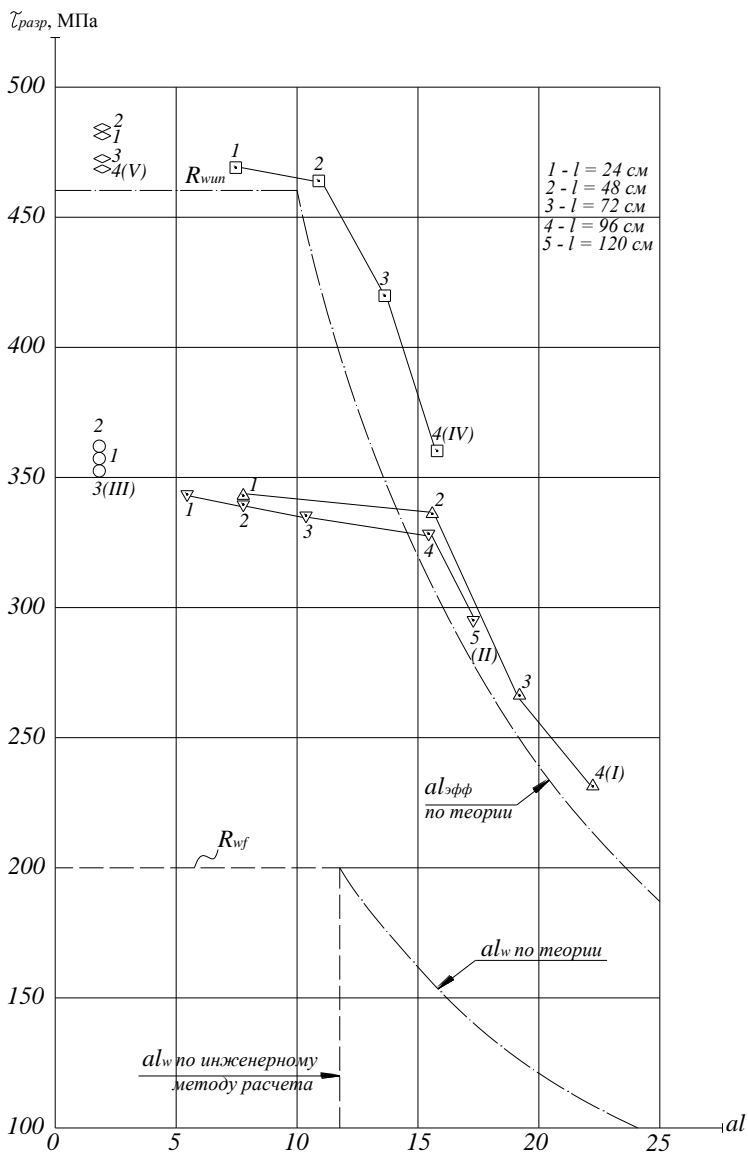


Рис. 4.10. Сравнение несущей способности соединений с фланговыми швами по теоретической модели и инженерному методу расчета с экспериментальными данными, полученными на образцах пяти серий, выполненных ручной сваркой электродами типа Э-46

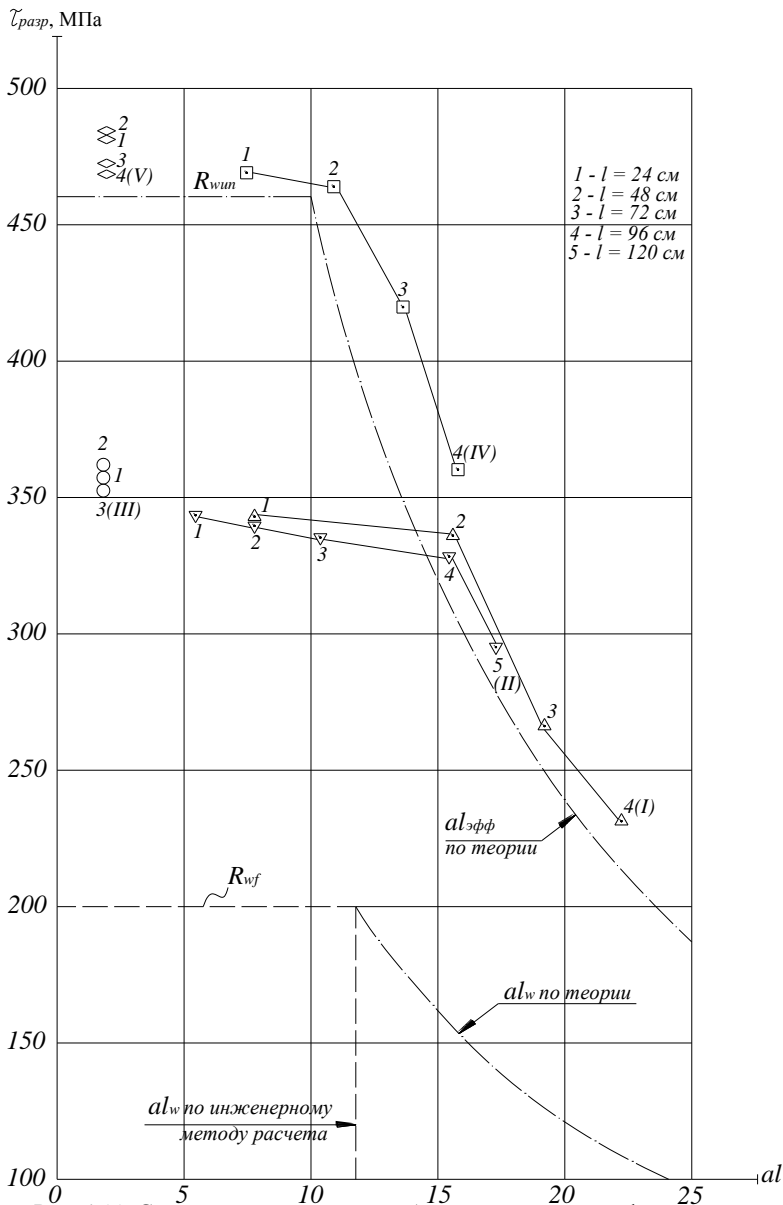


Рис. 4.11. Сравнение несущей способности соединений с фланговыми швами по теоретической модели и инженерному методу расчета с экспериментальными данными, полученными на образцах пяти серий, выполненных полуавтоматической проволокой Св-08Г2С в среде  $\text{CO}_2$

Как было отмечено ранее, эффективность работы флангового шва по длине определяется характером распределения удельных усилий перед разрушением. Поэтому эпюры удельных усилий по длине фланговых швов строились по величинам продольных деформаций соединяемых элементов на последнем этапе перед разрушением сварного соединения.

Следует отметить, что тензодатчики в концевых участках шва наиболее нагруженных частей соединяемых элементов к последнему этапу выходили из строя и эпюры удельных усилий на этих участках достраивались по значениям средних погонных усилий на последнем этапе  $q_{cp}$  таким образом, чтобы площади  $A_1$  и  $A_2$  эпюры  $q_x$ , лежащей выше  $q_{cp}$ , были равны площади  $(A_1+A_2)$  между значением  $q_{cp}$  и эпюрой  $q_x$ , лежащей ниже  $q_{cp}$  (см. рис. 4.7).

Для перехода от эпюр удельных усилий к эпюрам напряжений достаточно изменить масштаб по оси  $y$  (значения эпюры  $q_x$  разделить на  $\beta_f k_f$ ). Таким образом построены эпюры напряжений сдвига фланговых швов для образцов различных серий с наибольшими значениями параметров  $al$ , выполненных ручной (рис. 4.8) и полуавтоматической (рис. 4.9) сваркой на последнем этапе перед разрушением. Анализ распределения деформаций и полученных расчетом по ним напряжений по длине шва на этапе перед разрушением образцов различных типов (рис. 4.10 и 4.11) показал прямую зависимость потери несущей способности с ростом параметра  $al$ .

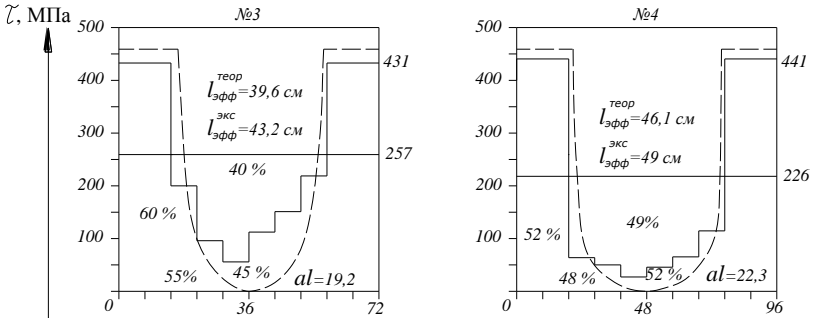
Уровень краевых максимальных напряжений в концевых участках шва близок к значениям нормативных сопротивлений металла шва или металла границы сплавления, что соответствует принятой теоретической модели.

Следует отметить более благоприятное распределение напряжений по длине фланговых швов в образцах на сжатие, что можно объяснить влиянием остаточных сварочных напряжений.

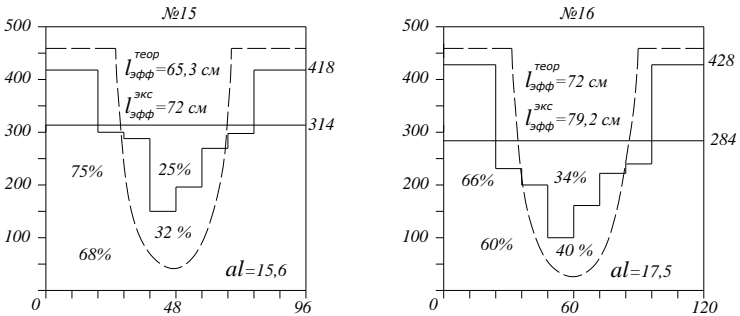
### **4.3. Сравнительный анализ несущей способности соединений с фланговыми швами по предлагаемой теоретической модели и по эксперименту**

Правильность выбранной теоретической модели при определении несущей способности сварного соединения с фланговыми швами подтверждается экспериментальными исследованиями на образцах различной геометрии при доведении соединений до разрушения.

### ОБРАЗЦЫ ТИПА I-P



### ОБРАЗЦЫ ТИПА II-P



### ОБРАЗЦЫ ТИПА IV-P

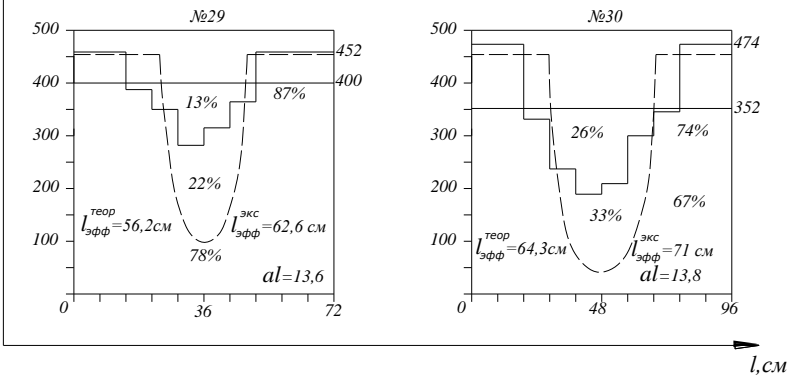


Рис. 4.12. Распределение напряжений сдвига по длине шва на последнем этапе перед разрушением и по теоретической модели для образцов, выполненных ручной сваркой

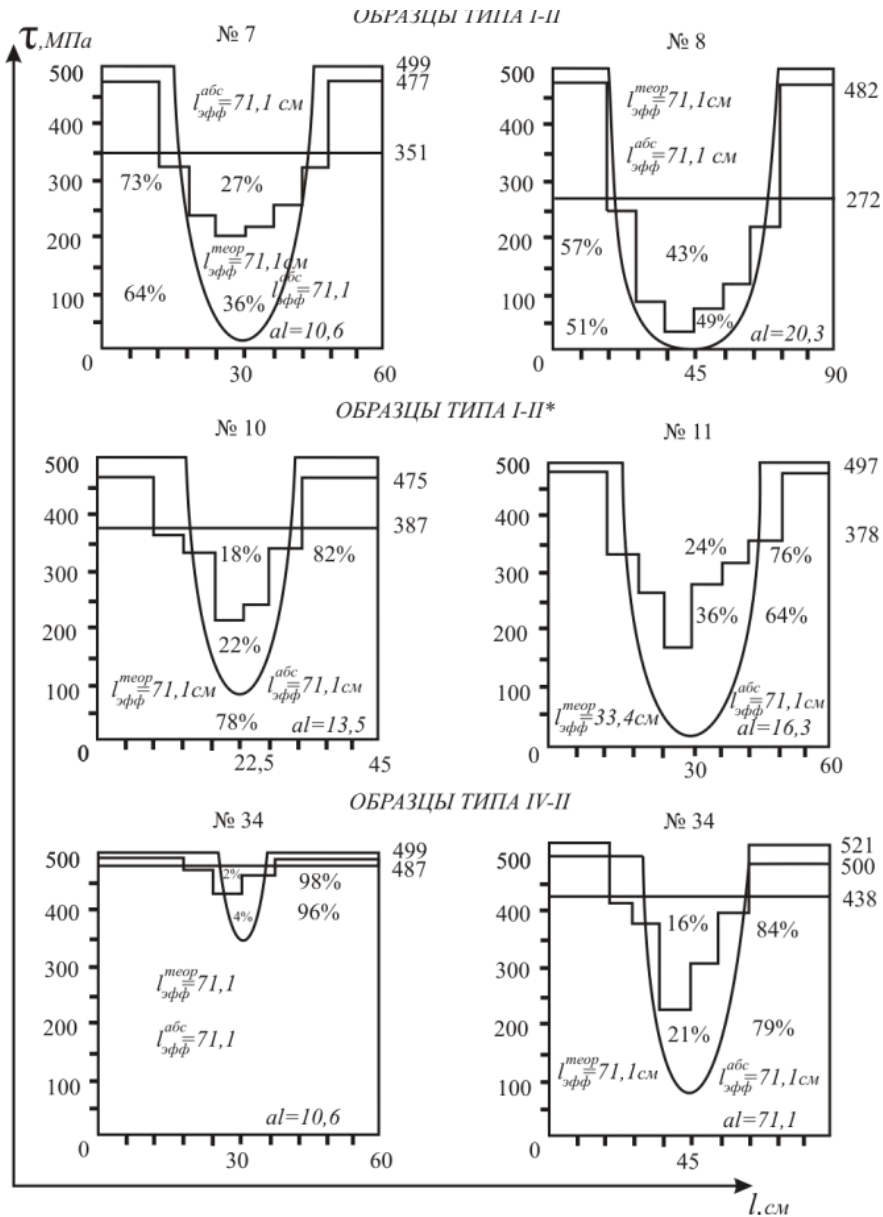
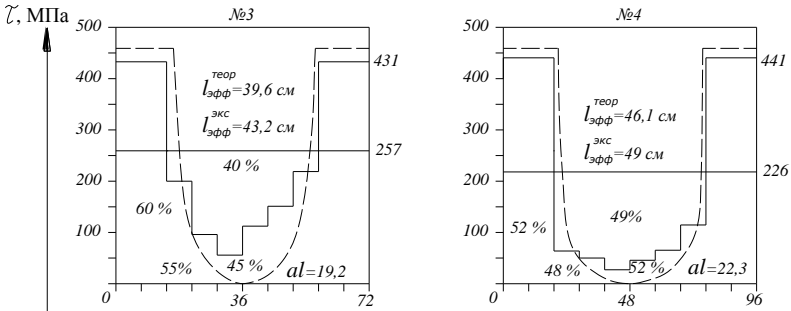
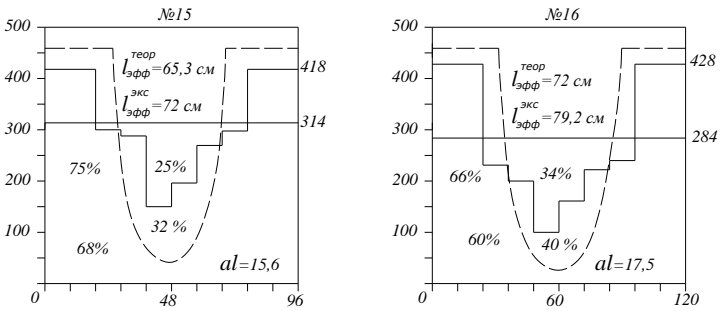


Рис. 4.13. Распределение напряжений сдвига по длине шва на последнем этапе перед разрушением и по теоретической модели для образцов, выполненных полуавтоматической сваркой

### ОБРАЗЦЫ ТИПА I-P



### ОБРАЗЦЫ ТИПА II-P



### ОБРАЗЦЫ ТИПА IV-P

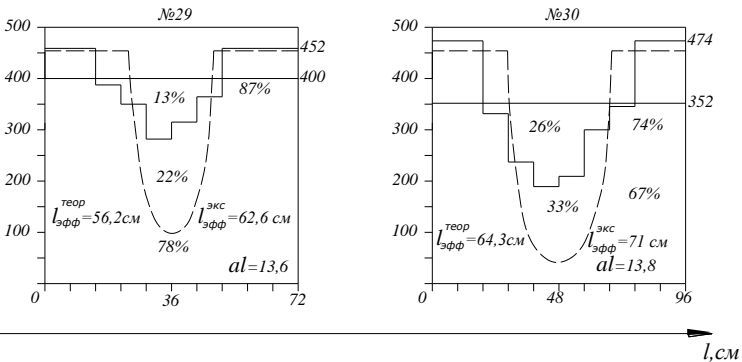


Рис. 4.14. Эпюры удельных усилий, построенные по экспериментальным значениям разрушающей нагрузки (в предположении упругой работы материала) и по теоретической модели для образцов, выполненных ручной сваркой

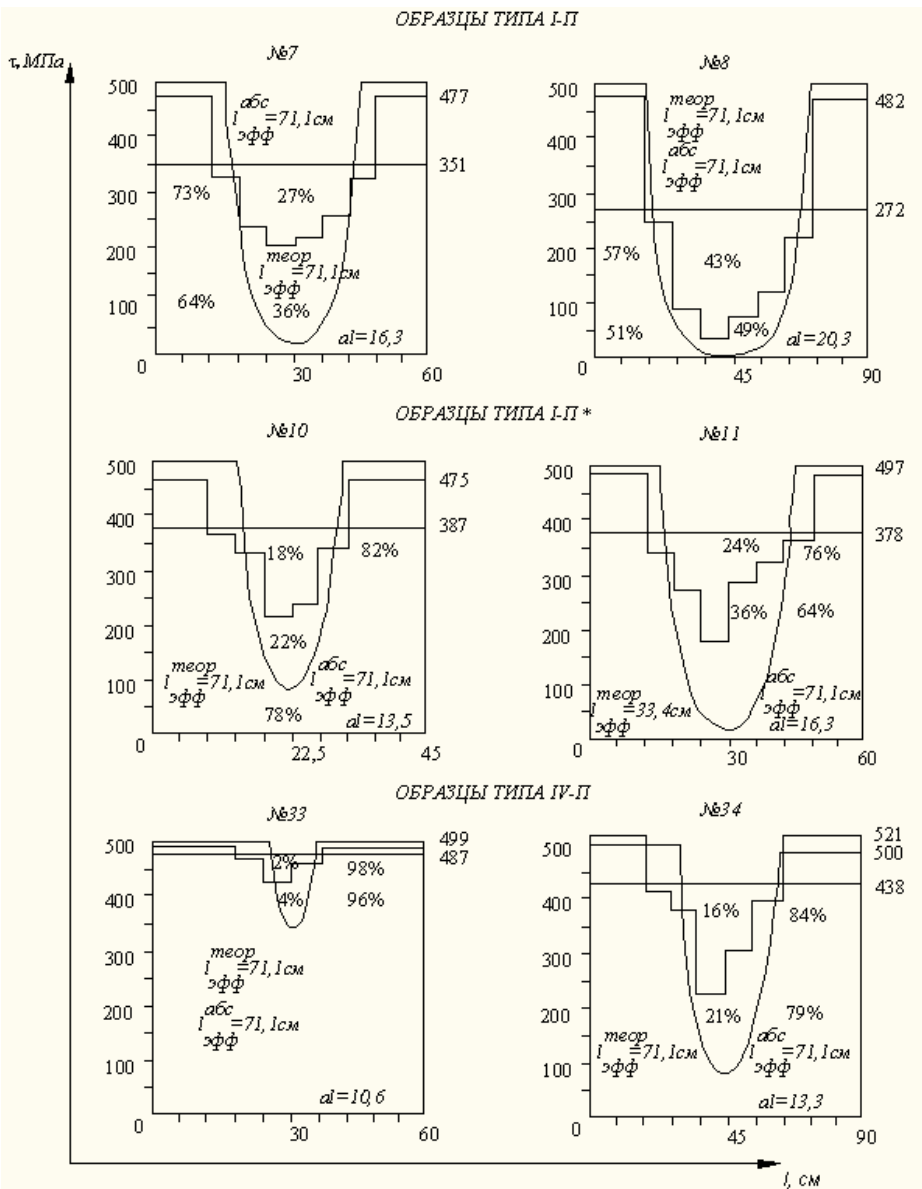


Рис. 4.15. Эпюры удельных усилий, построенные по экспериментальным значениям разрушающей нагрузки (в предположении упругой работы материала) и по теоретической модели для образцов, выполненных полуавтоматической сваркой

Именно характер распределения деформаций перед разрушением и степень включения шва в работу определяют его несущую способность и эффективность его работы по длине.

На рис. 4.12, 4.13 представлено сравнение несущей способности соединений с фланговыми швами по теоретической модели с экспериментальными данными, полученными на образцах пяти серий, выполненных соответственно ручной и полуавтоматической сваркой.

Как уже отмечалось ранее, понижение уровня несущей способности в образцах I и II серий при незначительных значениях параметра  $al$  и во всех образцах III серии объясняется только сложным напряженным состоянием образцов и не характеризует эффективность работы шва по его длине. В области же значительных падений относительной несущей способности образцов всех серий наблюдается превышение экспериментальной несущей способности над теоретической.

Следует отметить, что характеристика эффективности работы фланговых швов в образцах I и II серий по более высокому уровню несущей способности  $R_{wun}$  идет в запас.

Наибольший интерес в сравнении теоретической модели с экспериментальными данными представляют сварные соединения, имеющие максимальные значения параметра  $al$ ; именно таким условиям отвечают выбранные для анализа 12 образцов различных типов.

Построенное распределение напряжений сдвига по длине флангового шва на последнем этапе перед разрушением и по теоретической модели для образцов, выполненных ручной (рис. 4.14) и полуавтоматической (рис. 4.15) сваркой, показывает хорошую сходимость теории с экспериментом.

Эпюры удельных усилий, построенные по экспериментальным значениям разрушающей нагрузки (в предположении упругой работы материала) и по теоретической модели для образцов, выполненных ручной (см. рис. 4.14) и полуавтоматической (см. рис. 4.15) сваркой, также показывают хорошую сходимость теоретической модели с экспериментом. Во всех случаях наблюдается превышение несущей способности по эксперименту над теоретической моделью, величина которого изменяется в пределах от 5 до 20 %. В табл. 4.5 приведен экспериментально-теоретический анализ несущей способности и эффективности работы фланговых швов большой протяженности и геометрии поперечного сечения сварного соединения, дающих наибольшее значение параметра  $al$ . Во всех случаях, за ис-

ключением одного (для образца № 10), расчетные длины фланговых швов и их несущая способность по теоретической модели превышают соответствующие значения по СНиП на 12–227 %.

Это выявляет большие возможности по увеличению предельных расчетных длин фланговых швов с соответствующим снижением их катетов и сокращением объема наплавленного металла. Снижение же расчетной несущей способности для образца № 10 по предлагаемой методике на 3 % против значения, определяемого по СНиП, лишь подчеркивает несовершенство существующей методики, не учитывающей геометрию соединяемых элементов соединения.

Как видно из рис. 4.12–4.15 и табл. 4.5, теоретическая модель по сравнению с экспериментом дает в запас заниженные значения эффективной длины и несущей способности, однако эти значения в большинстве случаев значительно превышают величины, полученные по СНиП.

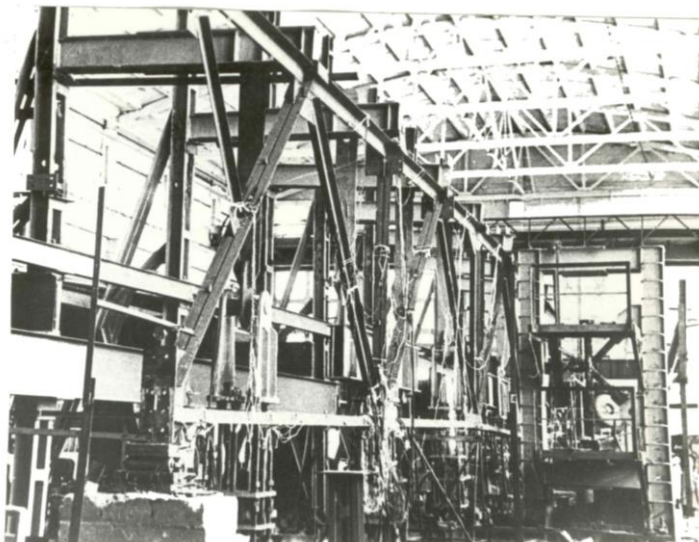
Значения коэффициентов запаса при переходе от предельной несущей способности по эксперименту к расчетной несущей способности изменяются в пределах от 2,1 до 2,4, что соответствует коэффициентам запаса при переходе от нормативных к расчетным сопротивлениям угловых швов.

Для подтверждения правильности выбранной теоретической модели определения несущей способности сварных соединений с фланговыми швами и эффективности работы фланговых швов по их длине произведено экспериментальное исследование на натурной конструкции фермы пролетом 24 м (рис. 4.16), на отдельных ее узлах, на балках пролетом 6 м и отдельных ее фрагментах (рис. 4.17).

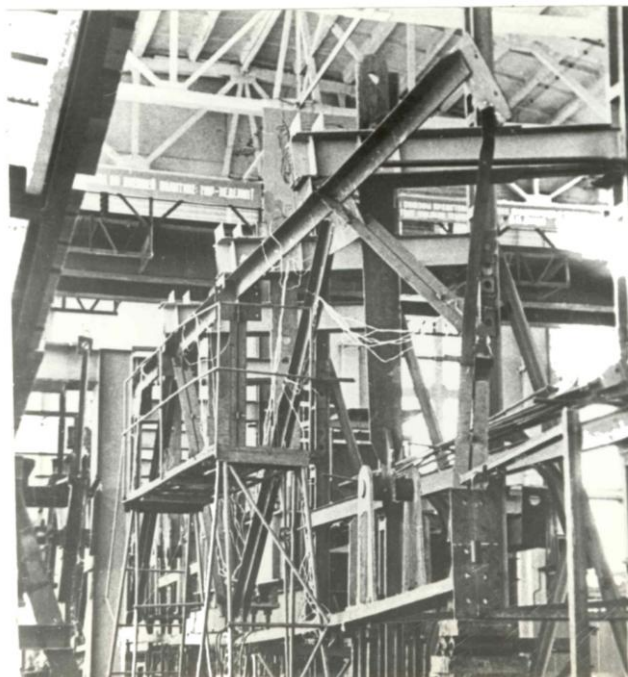
Как показали экспериментальные исследования на натуральных конструкциях и их фрагментах, при реальных длинах фланговых швов и соотношениях толщин соединяемых элементов потеря работоспособности конструкций определялась устойчивостью отдельных ее элементов, но не разрушением фланговых швов.

Анализ результатов испытания натурной конструкции фермы типового решения (ФС-24-2,3), изготовленной из стали ВСтЗпсб, пролетом 24 м, сварные соединения которой работают как по первой схеме нагружения фланговых швов (узлы крепления поясов и раскосов к фасонкам), так и по второй схеме (крепление фланцев к фасонкам в опорных узлах), показал близость выбранной теоретической модели к действительной работе соединений с фланговыми швами.



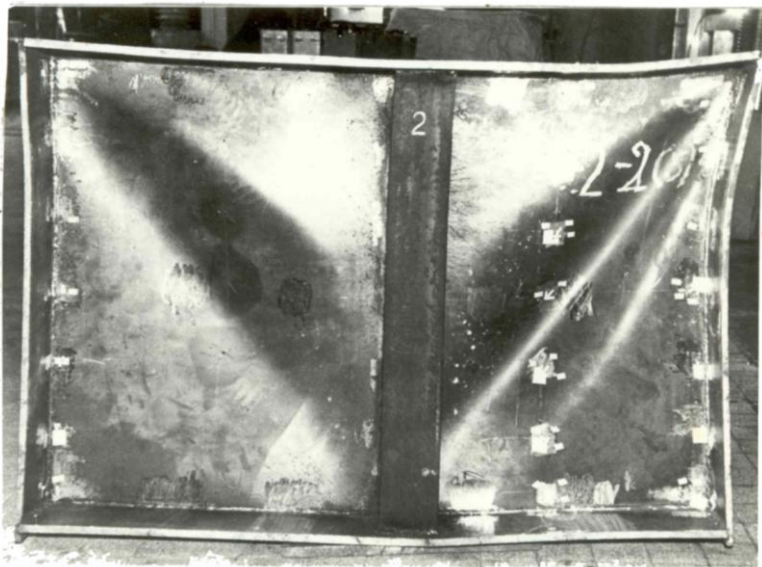


а



б

Рис. 4.16. Ферма пролетом 24 м перед (а) и после (б) испытания



а



б

Рис. 4.17. Фрагмент балок с одной (а) и двумя (б) парами ребер жесткости стенки после испытания

Экспериментальная ферма достигла предельного состояния при нагрузке, равной 1,5 расчетной. Разрушение произошло в результате потери устойчивости из плоскости фермы опорного раскоса (см. рис. 4.16,б).

Дальнейшее испытание фермы проводили с усилением выходящих из строя элементов решетки и поясов. Испытание было прекращено после существенного повреждения верхнего пояса фермы при нагрузке, равной трем расчетным. При минимальном из технологических соображений катете ( $k_f = 4$  мм) и расчетных длинах швов в ряде узлов, значительно превышающих величину  $85 \beta_f k_f$ , разрушений сварных соединений даже при тройной расчетной нагрузке не наблюдалось, что говорит о больших запасах по их несущей способности.

Расчетные напряжения в сварных швах фермы при воздействии на нее трехкратной расчетной нагрузки составляли 450–550 МПа

Испытание отдельных узлов ферм также выявили большие запасы по несущей способности против теоретической модели.

При испытании балок пролетом 6 м и отдельных их фрагментов пролетом 1,2 м, при выполнении узлов крепления опорных ребер к стенке минимальными катетами (3–4 мм) и отступлении от ограничения  $85 \beta_f k_f$ , при значении  $l/(\beta_f k_f)$  до 400 разрушения сварных соединений добиться не удалось, несмотря на значительное ужесточение стенки (см. рис. 4.17). Исчерпание несущей способности всех опытных образцов происходило за счет потери местной устойчивости стенки. При этом уровень напряжений и распределение деформаций по длине фланговых швов было в полном соответствии с теоретической моделью.

Испытания сварных соединений на образцах, моделях натуральных размеров и натуральных конструкциях с фланговыми швами, нагруженными по первой и второй схемам, подтвердили правильность выбранной теоретической модели.

## 5. Инженерная методика расчета сварных соединений с фланговыми швами узлов строительных металлических конструкций

---

Приведенный в подразд. 3.2. анализ влияния геометрических параметров сварного соединения на расчетную длину флангового шва позволяет в табличной форме по величине  $al_{\text{факт}}$  определить  $al_w$  и  $l_w$  или величину  $l_w$  в процентах от фактической длины, вычисляя при этом параметр  $a$  по формуле (2.5).

Изложенная в подразд. 3.2 методика определения расчетной длины флангового шва, более точно отражающая работу соединения и позволяющая учесть влияние геометрических параметров  $n$  и  $al$ , изменяющихся в широких пределах, уступает по простоте использования в инженерной практике существующему в СНиП 11-23-81 ограничению предельной расчетной длины величиной  $85 \beta_f k_f$ , поэтому ниже приводится более упрощенная, но достаточно точная для практического использования методика.

При определении в табличной форме расчетной длины флангового шва по методике, изложенной в подразд. 3.2, необходима двойная интерполяция: по вертикали (по  $n$ ) и по горизонтали (по  $al_{\text{факт}}$ ). Для упрощения предлагается (в запас прочности) не учитывать приращение параметра  $al_w$  (несущей способности) с ростом  $al_{\text{факт}}$ , начиная со значения параметра  $al_w$ , до которого шов работает равномерно по всей длине. Назовем это значение параметра  $al_w$  расчетным.

Этот неучет приращения несущей способности повышает коэффициенты запаса при первой и второй схемах загрузения соответственно в 1,05...1,1 и 1,1...1,5 раза. Следует отметить, что именно при второй схеме загрузения, где коэффициенты запаса менее значительны, повышение происходит наиболее существенное.

Расчетные значения параметров  $al_w$ , до которых шов работает равномерно по всей длине, вычисляются по пересечению прямой  $u = R_{wf} \beta_f k_f$  с минимальным значением функции удельных усилий с учетом развития пластических деформаций.

В табл. 5.1 и 5.2 приведены расчетные значения параметра  $al_w$  соответственно при первой и второй схемах загрузения фланговых швов.

Т а б л и ц а 5.1

**Расчетные значения параметра  $al_w$   
при первой схеме загрузки флангового шва**

$n$	Значения $al_{w,1}$ при $R_{wf}$ , МПа, равном					
	180	200	215	240	280	340
1	12,086	11,599	11,494	11,287	10,393	9,681
2	11,388	10,900	10,796	10,589	9,695	8,983
3	10,986	10,499	10,395	10,187	9,293	8,582
4	10,690	10,200	10,097	9,890	8,996	8,286
5	10,483	9,998	9,892	9,684	8,791	8,00
6	10,288	9,7997	9,696	9,489	8,595	7,884
7	10,098	9,690	9,583	9,298	8,482	7,696
8	9,991	9,581	9,398	9,192	8,297	7,588
9	9,887	9,399	9,295	9,088	8,194	7,484
10	9,785	9,299	9,194	9,986	8,093	7,382

Т а б л и ц а 5.2

**Расчетные значения параметра  $al_w$   
при второй схеме загрузки флангового шва**

$1/n$	Значения $al_{w,2}$ при $R_{wf}$ , МПа, равном					
	180	200	215	240	280	340
1	203,082	162,934	152,846	135,986	87,495	59,976
2	101,541	81,467	76,423	67,993	43,748	29,988
3	67,693	54,311	50,948	45,328	29,165	19,992
4	50,770	40,734	38,212	33,997	21,874	14,994
5	40,616	32,587	30,569	27,197	17,499	11,995
6	33,848	27,156	26,475	22,665	14,583	10,079
7	29,012	23,277	21,836	19,427	12,500	8,778
8	25,385	20,367	19,106	16,998	10,966	7,889
9	22,564	18,104	16,983	15,109	9,865	7,319
10	20,308	16,293	15,285	13,599	8,948	6,889

Таким образом, для вычисления максимально допустимой расчетной длины флангового шва  $l_w$  по параметру  $al_w$  нужна только одна интерполяция – по вертикали по  $n$ , что значительно облегчает расчет в сравнении с методикой, изложенной в подразд. 3.2.

Как видно из табл. 5.1, значения параметра  $al_{w,1}$  изменяются незначительно, при изменении величины  $n$  в широких пределах (от 1 до 10).

Учитывая практически возможные значения параметра  $n$  (с большим запасом прочности), получена формула для определения величины  $al_{w_1}$ :

$$al_{w_1} = 6\bar{R}_{wf}, \quad (5.1)$$

где  $\bar{R}_{wf} = \frac{R_{wf,max}}{R_{wf}}$  (здесь  $R_{wf,max}$  – расчетное сопротивление металла шва для наиболее прочного из используемых в настоящее время сварочных материалов, принятое в соответствии со СНиП II–23–81\* равным 340 МПа;  $R_{wf}$  – значение, принятое при расчете).

Ниже представлены величины параметра  $al_{w_1}$ , вычисленные по формуле (5.1) для различных значений  $R_{wf}$ :

$al_{w_1}$	$R_{wf}$ , МПа	$al_{w_1}$	$R_{wf}$ , МПа
11,333.....	180	8,500.....	240
10,200.....	200	7,286.....	280
9,488.....	215	6,000.....	340

Т а б л и ц а 5.3

**Предельные значения параметра  $al_{w_2}$  при второй схеме нагружения флангового шва и прямой пропорциональности от параметра  $n$**

$1/n$	Значения $al_{w_2}$ при $R_{wf}$ , МПа, равном					
	180	200	215	240	280	340
1	203,082	162,934	152,846	135,986	87,496	59,976
2	101,541	81,467	76,423	67,993	43,748	29,988
3	67,693	54,311	50,948	45,328	29,165	19,992
4	50,770	40,734	38,212	33,997	21,874	14,994
5	40,616	32,587	30,569	27,197	17,499	11,995
6	33,848	27,156	25,475	22,665	14,583	9,996
7	29,012	23,277	21,836	19,427	12,500	8,568
8	25,385	20,367	19,106	16,998	10,937	7,497
9	22,564	18,104	16,983	15,109	9,722	6,664
10	20,308	16,293	15,285	13,599	8,750	5,998

**Расчетные значения параметра  $al_w$  при второй схеме загрузки  
флангового шва, вычисленные по формуле (5.3)**

1/n	Значения $al_{w_2}$ при $R_{wf}$ , МПа, равном					
	180	200	215	240	280	340
1	214,074	173,400	150,049	120,417	88,469	60
2	107,037	86,700	75,024	60,208	44,235	30
3	71,358	57,800	50,016	40,139	29,490	20
4	53,519	43,350	37,512	30,104	22,117	15
5	42,815	34,680	30,010	24,083	17,694	12
6	35,679	28,900	25,008	20,069	14,745	10
7	30,582	24,771	21,436	17,202	12,638	8,571
8	26,759	21,675	18,756	15,052	11,059	7,500
9	23,786	19,267	16,672	13,380	9,830	6,667
10	21,407	17,340	15,005	12,042	8,847	6

Сравнительный анализ значений  $al_{w_1}$ , приведенных в табл. 5.1 и вычисленных по формуле (5.1), показывает, что при вычислении  $al_{w_1}$  по формуле (5.1) влияние параметра  $n$  учитывается с большим запасом:

$n$	$R_{wf}$ , МПа	$n$	$R_{wf}$ , МПа
2,1.....	180	10.....	240...
4.....	200	10.....	280
7,5.....	215	10.....	340

Так как в практике проектирования строительных металлических конструкций при стремлении к равнопрочности соединяемых элементов соотношения их площадей не изменяются в таких широких пределах, как это представлено выше, и кроме того сварочные материалы с  $R_{wf} = 180$  МПа очень редко используются при изготовлении строительных металлоконструкций, то формулой (5.1) можно пользоваться при любых конструктивных решениях при первой схеме загрузки фланговых швов.

Из формулы (5.1) можно получить величину предельной длины флангового шва:

$$l_{w_1} = \frac{6}{a} \cdot \frac{340}{R_{wf}}. \quad (5.2)$$

Таким образом, определив по формуле (2.6) величину параметра  $a$ , в зависимости от вида сварочного материала (величины  $R_{wf}$ ) можно легко вычислить предельную расчетную длину флангового шва при первой схеме его загрузки.

При второй схеме загрузки флангового шва значения параметра  $al_{w_2}$ , как видно из табл. 5.2, прямо пропорциональны значениям параметра  $n$ .

На основе анализа значений параметра  $al_{w_2}$  в табл. 5.3 получена формула для определения величины  $al_{w_2}$ :

$$al_{w_2} = 60n\bar{R}_{wf}^2. \quad (5.3)$$

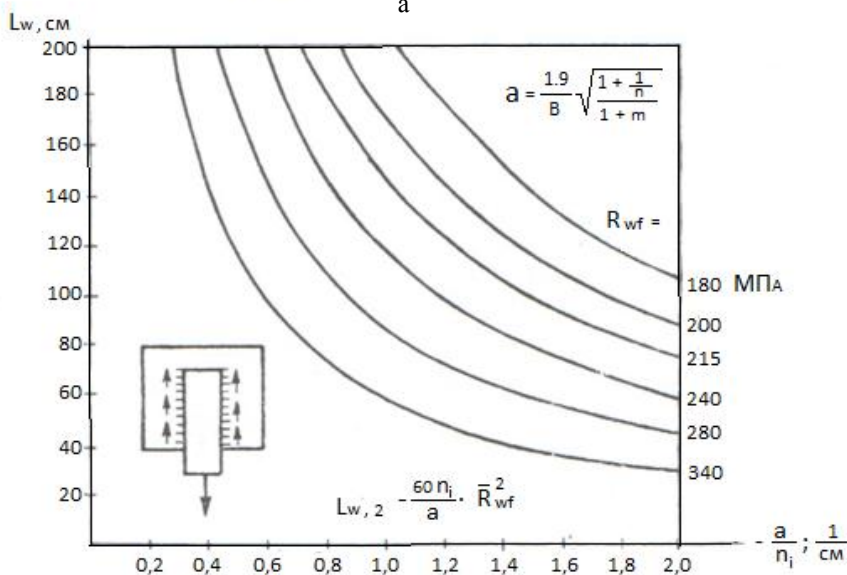
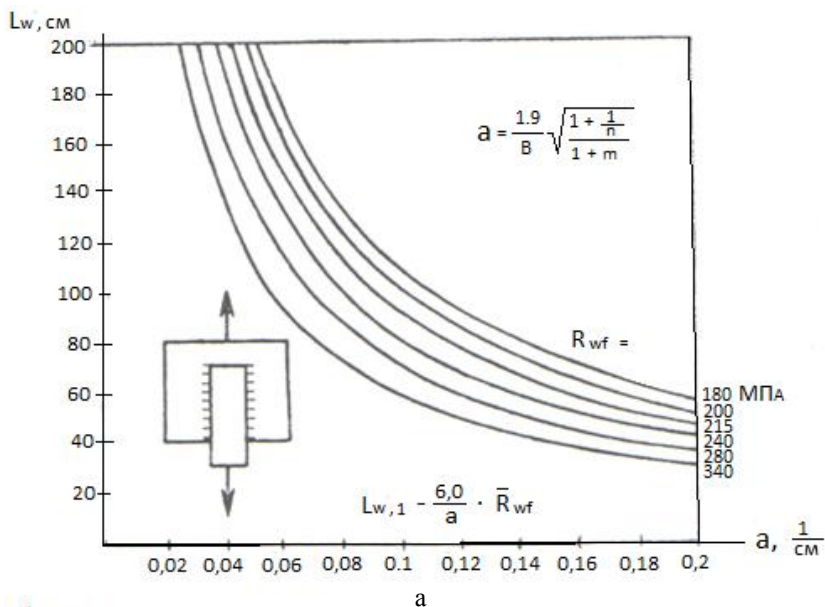
Вычисленные по формуле (5.3) величины параметра  $al_{w_2}$  для различных значений  $n$  и  $al_{w_2}$  представлены в табл. 5.4.

Из сравнения значений  $al_{w_2}$  по табл. 5.4 с данными табл. 5.2 и 5.3 видно, что при вычислении по формуле (5.3) значения  $al_{w_2}$  в большинстве случаев получаются с большим запасом прочности и во всех случаях не превышают предельные значения параметра  $al_{w_2}$  по теоретической модели (см. табл. 3.9).

Из формулы (5.3) получаем величину предельной расчетной длины флангового шва при второй схеме его загрузки:

$$l_{w_2} = \frac{60n}{a} \cdot \left( \frac{340}{R_{wf}} \right)^2. \quad (5.4)$$

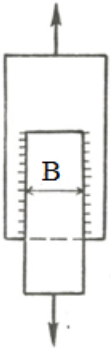

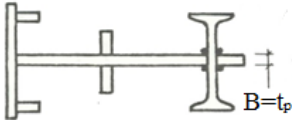
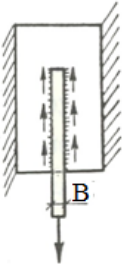
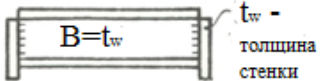
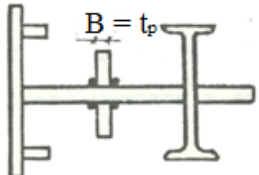
Таким образом, по соотношению площадей соединяемых элементов  $n$  и определенному по формуле (2.5) параметру  $a$ , в зависимости от вида сварочного материала (величины  $R_{wf}$ ), можно легко вычислить предельную расчетную длину флангового шва при второй схеме его загрузки. Следует отметить, что параметр  $n$  есть соотношение площадей поперечных сечений соединяемых элементов, приходящихся на один или два фланговых шва, причем отношение площади поперечного сечения элемента, к которому приложена сила, к площади поперечного сечения другого соединяемого элемента.



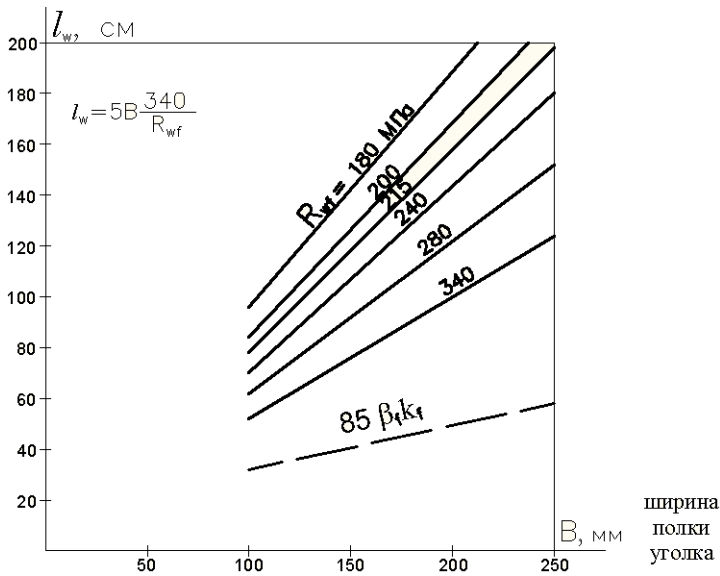
б

Рис. 5.1. Зависимость предельных расчетных длин фланговых швов  $l_w$  при первой (а) и второй (б) схемах загрузки фланговых швов соответственно от геометрических параметров  $a$  для первой схемы и  $\zeta = a/n_i$  для второй схемы при различных значениях  $R_{wf}$

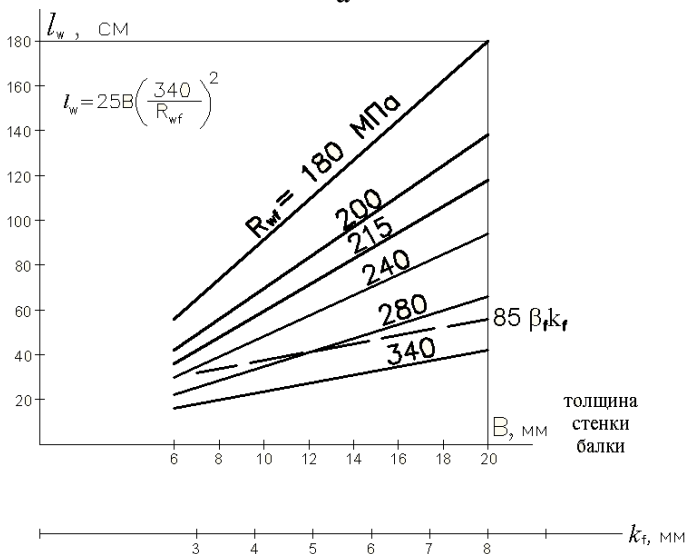
**Предельные значения расчетных длин фланговых швов  
в зависимости от толщины или ширины прикрепляемого  
элемента  $B$  при различных значениях  $R_{wf}$**

Схема загрузки шва	Схемы конструктивных решений	$l_w^*$ в зависимости от $B$ и $\bar{R}_{wf}$
	<p>I. Узел крепления поясов ферм к фанонке <math>a \leq \frac{1,4}{B}</math></p>  <p><math>B = b_{гр}</math></p>	$5B\bar{R}_{wf}$
	<p>II. Узел крепления траверс к подкрановой ветви колонны <math>a \leq \frac{0,4}{B}</math></p>  <p><math>B = t_p</math></p>	
	<p>III. Узел крепления опорных ребер к стенке балки <math>\frac{a}{n} \leq \frac{2,4}{B}</math></p>  <p><math>B = t_w</math> <math>t_w</math> - толщина стенки</p>	$25B\bar{R}_{wf}^2$
	<p>IV. Узел крепления траверс к надкрановой ветви колонны <math>\frac{a}{n} \leq \frac{2,4}{B}</math></p>  <p><math>B = t_p</math></p>	

*Примечание.* Значения  $a$  и  $\frac{a}{n}$  определены для узлов с  $l_{факт} \leq 2$  м. При  $l_{факт} > 2$  м, что может быть в опорных узлах балок при  $h_w > 2$  м, величину  $l_w$  следует вычислять по формуле  $\frac{60n}{a} \bar{R}_2$ .



а



б

Рис. 5.2. Графики зависимости предельных расчетных длин фланговых швов  $l_w$  от  $B$  и  $R_{wf}$  (по предлагаемой методике) и от  $\beta_f k_f$  (по СНиП II–23–81\*) для узлов крепления поясов ферм к фансам (а) и узлов крепления опорных ребер к стенке балки (б)

По формулам (5.2) и (5.4) построены графики зависимости предельных расчетных длин фланговых швов от геометрического параметра  $a$  при первой схеме нагружения (рис. 5.1,а) и параметра  $a/n$  при второй схеме нагружения (рис. 5.1) для различных значений  $R_{wf}$ .

Следовательно, как по формулам (5.2) и (5.4), так и по графикам, представленным на рис. 5.1, можно определить величину предельной расчетной длины флангового шва в зависимости от параметра  $a$  при первой схеме нагружения и параметра  $a/n$  при второй схеме нагружения и изменении значений  $R_{wf}$  от 180 до 340 МПа.

Для простоты использования в инженерной практике предлагаемой методики расчета сварных соединений с фланговыми швами на основе анализа фактических геометрических параметров типовых решений узлов строительных металлических конструкций, в которых ограничение  $1 \leq 85 \beta k_f$  в большей степени сдерживает применение минимальных катетов, определены максимальные значения параметров  $a$  (для узлов, работающих по первой схеме нагружения) и  $a/n$  (для узлов, работающих по второй схеме нагружения) в запас прочности, чтобы не вычислять их для каждого сварного соединения, и по ним определены величины предельных расчетных длин фланговых швов (табл. 5.5). Максимальные значения параметров  $a$  и  $a/n$  выражены через параметр  $B$  – толщину или ширину прикрепляемого элемента.

Таким образом, влияние геометрических параметров поперечных сечений соединяемых элементов на несущую способность соединения для четырех узлов строительных металлических конструкций сведено к одному параметру  $B$ , что освобождает от вычисления параметров  $a$  и  $a/n$  и значительно упрощает определение предельной расчетной длины флангового шва.

На рис. 5.2 представлены графики зависимости предельных расчетных длин фланговых швов от параметра  $B$  и расчетного сопротивления металла шва  $R_{wf}$  для узла I (крепления поясов ферм к фансонке) из табл. 5.5 (рис. 5.2,а) и узла 3 (крепления опорных ребер к стенке балки) из табл. 5.5 (рис. 5.2,б). Сплошной линией показана зависимость  $l_w$  от  $B$  и  $R_{wf}$  по предлагаемой методике пунктирной линией — по СНиП II–23–81\*.

Как видно из графиков на рис. 5.2, предлагаемая методика расчета позволяет значительно повысить размеры расчетных длин фланговых швов при использовании минимальных (из технологических возможностей) катетов с соответствующим сокращением объема наплавленного металла.

## БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Барышев В.М. Нормативные требования к назначению размеров угловых швов в стальных конструкциях // Сварочное производство. 1982. №10. С. 25-27.
2. Барышев В.М., Белов В.А. Повышение технологичности сварных конструкций за счет уменьшения массы наплавленного металла // Проектирование и технологичность сварных и паяных конструкций : сб. докл. МДНТП. М., 1976. С. 3–8.
3. Казимиров А.А. и др. Об уменьшении размеров слабонагруженных угловых швов / А.А. Казимиров [и др.] // Автоматическая сварка. 1977. № 8. С. 39-44.
4. Барышев В.М. и др. Возможность повышения технологичности конструктивной формы путем снижения массы наплавленного металла / В.М. Барышев [и др.] // Основные направления развития стальных конструкций и современные методы их изготовления : сб. докл. симпозиума АИПК. М., 1978. Т. 4. С. 66–71.
5. Игнатьева В.С. и др. О снижении массы наплавленного металла / Игнатьева В.С. [и др.] // Промышленное строительство. 1977. № 2. С. 17–18.
6. Игнатьева В.С. и др. О предельном состоянии основного металла вдоль границы сплавления в сварном соединении с угловыми швами / В.С. Игнатьева [и др.] // Повышение эффективности и качества строительных металлических конструкций : тез. докл. Всесоюзного совещания (октябрь 1979 г.). М.: Стройиздат, 1979. С. 26.
7. Барышев В.М. и др. Уменьшение размеров сварных швов / В.М. Барышев [и др.] // Промышленное строительство. 1982. №5. С. 17.
8. Барышев В.М. и др. Уменьшение массы наплавленного металла при изготовлении сварных металлических конструкций / В.М. Барышев [и др.] // Технология и организация производства стальных конструкций : тез. докл. Всесоюзн. конф. (май 1976 г.). М.: Стройиздат, 1976. С. 16.
9. Барышев В.М. и др. Уменьшение массы наплавленного металла при изготовлении сварных металлоконструкций / В.М. Барышев [и др.] // Внедрение комплексной механизации и автоматизации в производстве сварных строительных металлоконструкций : тез. докл. IV Всесоюзн. конференции (Киев, ноябрь 1976 г.). М.: Стройиздат, 1976. С. 10–11.
10. Игнатьева В.С. и др. Экспериментальное исследование возможности снижения массы наплавленного металла в узлах сварных уголкового ферм / В.С. Игнатьева [и др.] // Повышение эффективности и качества строительных металлических конструкций : тез. докл. Всесоюзн. совещания (октябрь 1979 г.). М.: Стройиздат, 1979. С. 26.
11. СНиП 11–23–81. Стальные конструкции / Госстрой СССР. М., 1982. 96 с.
12. Винокуров В.А., Куркин С.А. Метод расчета прочности сварных соединений с угловыми швами // Известия вузов : машиностроение. 1978. № 2. С. 167–171.

13. Винокуров В.А.? Куркин С.А. Прочность сварных соединений с угловыми швами и метод их расчета // Сварочное производство. 1981. № 8. С. 3–5.

14. Аснис А.Е., Иващенко Г.А., Гутман Л.М. О возможности уменьшения сечения угловых швов // Автоматическая сварка. 1969. № 5. С. 74.

15. Мосенкис Ю.Г., Аснис А.Е., Харченко П.Ф. Эффективность применения новых сварочных материалов для выполнения угловых швов уменьшенного сечения // Автоматическая сварка. 1970. № 9. С. 61–63.

16. Данилов С.А. Исследование прочности сварных соединений и применение результатов в судостроении. Л., 1964. 440 с.

17. Данилов С.А. Распределение усилий в электросварных швах // Автогенное дело. 1931. № 1. С. 3–4.

18. Бакши О.А. и др. Влияние степени механической неоднородности на статическую прочность сварных соединений / О.А. Бакши [и др.] // Сварочное производство. 1983. №4. С. 1–4.

19. Бакши О.А. и др. Выбор оптимальной геометрии угловых швов, работающих при различных условиях нагружения / О.А. Бакши [и др.] // Сварочное производство. 1983. № 1. С. 1–3.

20. Бакши О.А. и др. О возможности уменьшения катетов в сварных соединениях с угловыми швами / О.А. Бакши [и др.] // Прогрессивная технология сварки резки металлов. Иркутск, 1979. С. 4–14.

21. Бакши О.А., Зайцев Н.Л., Шрон Р.З. Повышение несущей способности нахлесточных и тавровых соединений с лобовыми швами // Сварочное производство. 1977. № 9. С. 3–5.

22. Гооге С.Ю. Исследование прочности нахлесточных соединений с лобовыми швами, находящимися в хрупком состоянии, при статическом растяжении (сжатии) : тез. докл. научно-техн. конф. сварщиков зоны Урала. Курган, 1982. С. 33–35.

23. Технические условия проектирования и возведения металлических конструкций. М., 1931.

24. Патон Е.О., Шеверницкий В.В. Влияние длины фланговых швов на их прочность // Автогенный работник. 1932. №. 7–8. С. 5–8.

25. Патон Е.О., Шеверницкий В.В. Совместная работа фланговых и лобовых швов // Автогенный работник. 1932. № 9. С. 3–11.

26. CSN 73 1401 Navrhovani Ocelových Konstrukci. Ucinnost od. 1. 1. 1978.

27. MSZ 15024/1-75. Epitmenyck teherhordo szerkerzetrchnek ekotne tervezese // Acelserterk Acelszerkezetek Magyar Szabvanyugyi hivatal, 1976.

28. DJ №4100 Geschweigte Stuhlbanter mit vorwiegend rechender Belastung Berechnung ung banliche Durchbindung. Entwurt Mazz, 1966.

29. EKS Europäische Emnfehlungen Fiir geschweisste Verbindungen in Stahlbauten mit Vorwiegend ruhenden Belastung, ausgabe. 1975. June.

30. Structural Werlding Code Steel AWSDI 1-75-Rev / American welding Society. 1978. P. 233.

31. Regles de Calcul des constructions en acier dédites par la société de diffusion des techniques du bâtiment des travaux publics. Décembre, 1966.

32. CSA Standard №59.1-1970. General specification for welding of steel structures.

33. Valtinat G. Experimentelle und theoretische Untersuchungen an Überlappungsverbindungen mit Flankenkehlnähten // Der Bauingenieur (1966) 41. H. 11. S. 448–450.

34. Николаев Г.А. Исследование напряжений в торцевых швах // Исследование сварных конструкций. М.: Гострансиздат, 1932. С. 5–9.

35. Goljer A. La resistance elastique joints soudées // Genie Civil. 1928. № 5.

36. Olson. Der ebene Spannungszustand d. Solweisswennath // Bauingenieur. 1932. № 5.

37. Тимошенко С.П., Гудьер Д. Теория упругости. М., 1975. 576 с.

38. Данилов С.А. Распределение усилий в электросварных швах // Автогенное дело. 1930. № 9. С. 8–9.

39. Данилов С.А. Распределение усилий в электросварных швах // Автогенное дело. 1930. № 10. С. 4–7.

40. Solokian A. Stress in transverse fillet welds by photo-elastic methods // Journal of the American Welding Society. 1934. V. 13. № 2.

41. Smit F. Stress-strain characteristics of welded Joints // Journal of the American Welding Society. 1929. № 9.

42. Навроцкий Д.И. Определение модуля сдвига продольного шва // Тр. ЛПИ. 1949. № 3. С. 60–67.

43. Навроцкий Д.И. Расчет сварных соединений с учетом концентрации напряжений. М.: Машиностроение, 1967. 211 с.

44. Навроцкий Д.И. Расчет сварных соединений с учетом концентрации напряжений // Проектирование сварных конструкций. Киев, 1965. 61 с.

45. Feder D. Krattverteilung in Kehlnatlaschenverbindungen // Schweißen und Schneiden. 1969. № 3.

46. Deformation curves of filler welds – IIW Doc. № XV-467-80. Cep. XV-A-16-80). P. 15.

47. Jezek K. Der Spannungszustand in Flankenkehlnahtverbindungen // Der Bauingenieur. (1938. 19. S. 228–236.

48. Klöppel K., Petri R. Versuche Zur Ermittlung der Tragfähigkeit von Kehlnähten // Der Stahlbau. 1966. № 1. P. 9–25.

49. Навроцкий Д.И. О напряжениях в продольных швах // Тр. ЛПИ. 1958. № 199. С. 5–17.

50. Козловский Н.И. Теоретические предпосылки к расчету фланговых швов // Автогенный работник. 1932. № 3. С. 10–14.

51. Bornscheuer F.W. Berechnung statisch beanspruchter Kehlnaht-Schüßerbindung // Fachbuchreihe “Schweißtechnik”. Bd 40. S. 122–128. Dentsher Uerlad Für Schweißtechnik GmbH, Diüsseldorf. 1965.

## О Г Л А В Л Е Н И Е

1. История исследования сварных соединений с фланговыми швами .....	3
1.1. Методы расчета сварных соединений с угловыми швами в соединениях, работающих на статическую нагрузку .....	3
1.2. Исследования напряженно-деформированного состояния сварных соединений с угловыми швами .....	10
2. Влияние геометрических параметров сварных соединений с фланговыми швами на их работу .....	26
2.1. Влияние геометрических параметров сварных соединений с фланговыми швами на распределение усилий вдоль шва .....	26
2.2. Определение области экспериментально-теоретических исследований с учетом анализа фактических геометрических параметров сварных соединений с фланговыми швами большой протяженности в узлах строительных металлических конструкций .....	35
2.2.1. Резервы несущей способности сварных соединений с фланговыми швами .....	35
2.2.2. Анализ геометрических параметров узлов крепления опорных ребер к стенке в типовых решениях балочных конструкций .....	40
2.2.3. Анализ геометрических параметров сварных соединений с фланговыми швами в узлах типовых стропильных ферм .....	47
3. Теоретический анализ влияния геометрических параметров сварных соединений с фланговыми швами на их несущую способность .....	55
3.1. Несущая способность соединений с фланговыми швами с учетом развития пластических деформаций при различных размерах соединений .....	55
3.2. Влияние геометрических параметров сварного соединения на расчетную длину флангового шва .....	73

4. Экспериментальное исследование влияния геометрических параметров сварных соединений с фланговыми швами большой протяженности на их несущую способность .....	90
4.1. Характеристика образцов и методика проведения испытаний.....	90
4.2. Результаты экспериментальных исследований.....	98
4.2.1. Несущая способность сварных соединений с фланговыми швами .....	98
4.2.2. Распределение удельных усилий и напряжений по длине фланговых швов в образцах различной геометрии соединяемых элементов .....	103
4.3. Сравнительный анализ несущей способности соединений с фланговыми швами по предлагаемой теоретической модели и по эксперименту.....	109
5. Инженерная методика расчета сварных соединений с фланговыми швами узлов строительных металлических конструкций .....	120
Библиографический список .....	129

НАУЧНОЕ ИЗДАНИЕ

БЕЛОВ Владимир Александрович  
НЕСУЩАЯ СПОСОБНОСТЬ СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ  
С ФЛАНГОВЫМИ ШВАМИ В СТРОИТЕЛЬНЫХ  
МЕТАЛЛИЧЕСКИХ КОНСТРУКЦИЯХ

Редактор *А.К. Смирнова*  
Технический редактор *С.М. Сивоконева*  
Корректор *В.К. Чупрова*  
Компьютерная правка и верстка *О.В. Суховой*

---

Подписано в печать 24.05.2012 г. Формат 60×84 1/16. Печать офсетная.  
И-255. Объем 8,5 печ. л. Усл. печ. л. 7,9. Тираж 100 экз. Заказ № 228.

---

ФГБОУ ВПО «Московский государственный строительный университет».  
Ред.-изд. центр. Тел. (495) 287-49-14, вн. 13-17, (499) 188-29-75, (499) 183-97-95,  
e-mail: [statyamgsu@yandex.ru](mailto:statyamgsu@yandex.ru), e-mail: [rio@mgsu.ru](mailto:rio@mgsu.ru).  
Отпечатано в типографии МГСУ.  
Тел. (499) 183-91-90, (499) 183-67-92, (499) 183-91-44. E-mail: [info@mgsuprint.ru](mailto:info@mgsuprint.ru)  
129337, Москва, Ярославское ш., 26

*Для заметок*

*Для заметок*