

УДК 621.77.07

ИЗУЧЕНИЕ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ В ТЕХНОЛОГИЧЕСКОМ ПОДПОРЕ ПРИ ГИБКЕ АЛЮМИНИЕВОГО ПРОФИЛЯ ДВУТАВРОВОГО СЕЧЕНИЯ НА ТРЕХВАЛКОВОЙ МАШИНЕ¹

©2024 г. Т.Х. Батталов, В.И. Галкин

*Московский авиационный институт (Национальный исследовательский университет),
Москва**E-mail: battalov.tagir@yandex.ru**Поступила в редакцию 13 мая 2024 г.**После доработки 23 августа 2024 г. принята к публикации 30 сентября 2024 г.*

Представлены результаты математического моделирования процесса гибки алюминиевого профиля двутаврового сечения на трехвалковой машине. Изучено напряженно-деформированное состояние в технологическом подпоре, состоящем из набора упругих стальных полос, расположенном в межполочном пространстве профиля. Предложены принципы расчета рациональных параметров процесса гибки и технологической оснастки. Установлены значения толщины полос и межвалкового расстояния, при которых в процессе гибки во вставках не возникают пластические деформации.

Ключевые слова: гибка; программный комплекс ANSYS; потеря устойчивости; алюминиевый профиль; трехвалковая машина; технологический подпор.

Шпангоут наряду со стрингерами и лонжеронами относится к основным силовым элементам фюзеляжа самолета. Он представляет собой профиль в виде кольца или овала с сечением в виде швеллера или двутавра. В настоящее время шпангоуты выполняются из высокопрочных алюминиевых сплавов. Основным методом их изготовления является резка из алюминиевых плит на станках с числовым программным управлением. Детали, полученные этими способами, имеют пониженный уровень механических свойств в результате нарушения деформированной структуры материала, а процесс производства характеризуется малым коэффициентом использования материала (КИМ $\approx 4,3\%$) [1, 2].

Замена обработки резанием процессами обработки металлов давлением (ОМД) при переходе к серийному производству позволит устранить эти недостатки. Одним из способов получения изогнутых профилей

методами ОМД является гибка на трехвалковой машине. К преимуществам рассматриваемой технологии относятся высокий КИМ (до 80%), сохранение деформированной структуры материала изделия, а также относительная простота процесса гибки [3]. В качестве исходной заготовки возможно использование готового профиля двутаврового сечения, полученного методом прессования.

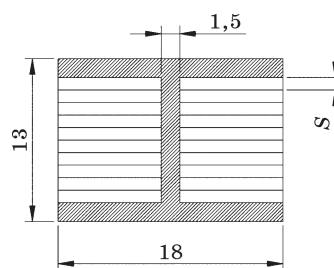
Серьезной проблемой при гибке профилей незамкнутого контура является потеря их устойчивости в зоне полки или стенки. Потеря устойчивости происходит из-за превышения критического напряжения, определяемого равенством энергий, необходимых для сжатия и продольного изгиба элемента [4]. При потере устойчивости полки или стенки профиль деформируется и не подлежит правке. В связи с этим изучение и создание работоспособных технологий производства изогнутых профилей незамкнутого контура — задача актуальная. В работах [3, 5] предложено для предотвращения потери устойчивости заполнение межполочного пространства упругим материалом, который в процессе нагружения препятствует искажению гео-

¹Работа выполнена за счет средств бюджета Московского авиационного института.

метрии профиля, создавая в его элементах необходимый подпор.

В качестве упругого подпора можно использовать набор жестких стальных полос. Полосы, поверхность которых покрыта смазкой, в процессе гибки смещаются одна относительно другой в тангенциальном направлении. В результате технологический подпор деформируется не как монолитное тело, процесс его деформации разбивается на ряд совмещенных процессов гибки тонких полос. Это позволяет избежать появления в них высоких тангенциальных напряжений и соответственно пластических деформаций. Предотвращение пластических деформаций дает возможность использовать подпор многократно. Изучение напряженно-деформированного состояния (НДС) в технологическом подпоре при гибке и выбор рациональных параметров процесса и оснастки определили цель данной работы. Для оценки НДС в заготовке и технологическом подпоре в процессе гибки использовано математическое моделирование.

Материал и методика моделирования. В качестве заготовки использован прессованный профиль двутаврового сечения из сплава 6061-T6 (аналог — сплав АД33 [6]) длиной 1 м; межполочное пространство заполнялось полосами из нержавеющей стали AISI 321 (аналог — сталь 12Х18Н10Т [7, 8])

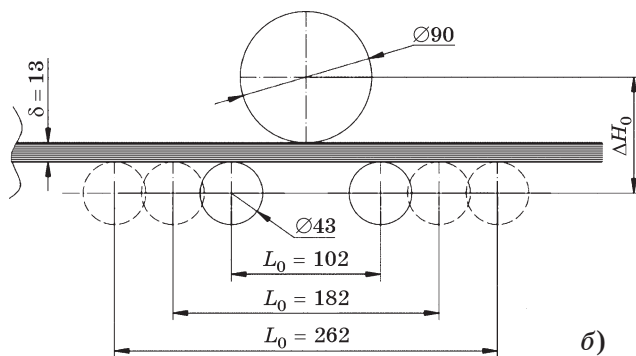
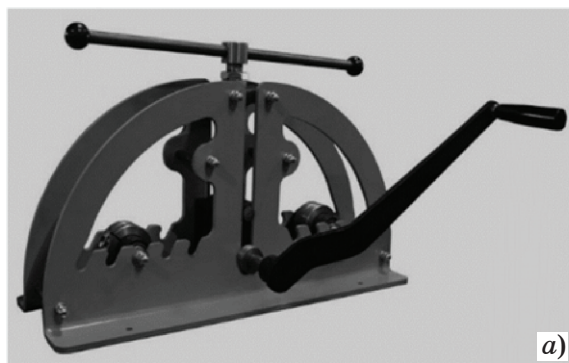


Фиг. 1. Поперечное сечение исследуемого профиля

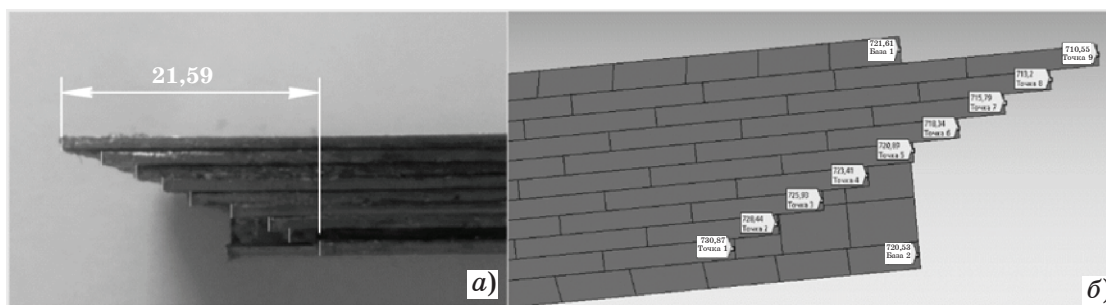
(фиг. 1). Во всех случаях конечный радиус кривизны заготовки $R = 460$ мм.

При гибке необходимая кривизна заготовки последовательно формируется в момент прохождения ее участков под средним гибочным валиком. Величина кривизны зависит от параметров настройки: межвалкового расстояния L_0 и вертикального смещения ΔH_i среднего валика относительно боковых. Значение L_0 задается до начала процесса прокатки и в процессе гибки не изменяется.

Основными варьируемыми параметрами, влияющими на НДС заготовки и подпора, являются толщина S полосы технологического подпора и межвалковое расстояние L_0 . Выбраны значения $L_0 = 102, 182$ и 262 мм (фиг. 2). Толщина полос $S = 1,0; 0,75$ и $0,5$ мм. Значение смещения ΔH_i подбиралось таким образом, чтобы число циклов гибка—



Фиг. 2. Фотография (а) и схема (б) трехвалковой машины с тремя вариантами межвалкового расстояния L_0



Фиг. 3. Смещение полос при проведении эксперимента (а) и при математическом моделировании (б)

прокатка и напряжения в полосах были минимальными, а алюминиевый профиль при этом пластически деформировался.

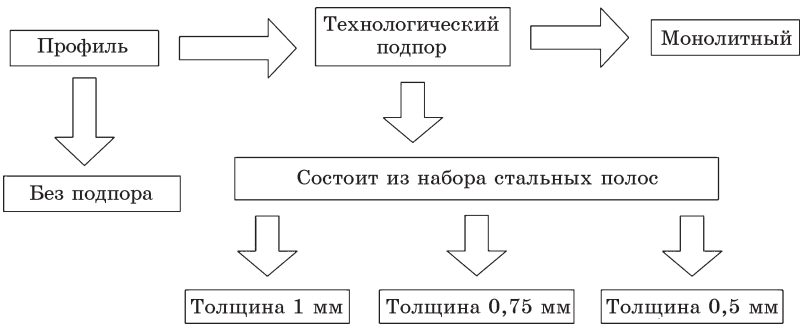
Математическое моделирование проведено в программном комплексе ANSYS Mechanical. Размеры моделируемых образцов по отношению к реальным деталям выбирались из условия подобия.

Верификация математической модели осуществлялась подбором коэффициентов трения между полосами подпора путем сравнения смещений полос при реальном эксперименте и математическом моделировании (фиг. 3).

Коэффициенты трения принимались равными: 0,1 между полосами подпора; 0,15 между профилем и опорными валками; 0,25 (для исключения проскальзывания) между профилем и центральным валом. Температура среды составляла 20 °С. Контактные взаимодействия усложняют сходимость задачи, поэтому для упрощения расчета использована симметрия относительно центра стенки профиля [9, 10].

Ход моделирования включал следующие этапы: первый шаг — вертикальное смещение центрального вала на расстояние $\Delta H_i = \Delta H_1$, далее начало гибки профиля между вращающимися валками. Процесс гибки заканчивался на расстоянии от края профиля, аналогичном начальному состоянию. Следующий шаг — центральный валок смещался на расстояние ΔH_2 , валки меняли направление вращения, а профиль деформировался, перемещаясь в обратном направлении. Цикл повторялся до тех пор, пока радиус кривизны профиля не достигал необходимой величины.

Результаты исследования и их обсуждение. *Определение необходимого смещения ΔH_i .* На первом этапе исследований проведена оценка величины смещения ΔH_i , необходимого для получения заданной кривизны заготовки. Ввиду сложности сходимости контактной задачи первоначально в расчетах рассматривался монолитный подпор. Замена полос монолитным подпором позволила получить начальные (реперные) смещения ΔH_i , при которых достигается необходи-



Фиг. 4. Варианты технологического подпора, использованного в работе

Результаты моделирования для трех вариантов межвалкового расстояния L_0

Показатель	Подпор				Без подпора
	Набор пластин толщиной, мм			монолитный	
	1,0	0,75	0,5		
Смещение ΔH_{Σ} , мм:					
$L_0 = 102$ мм	2,655	2,618	2,549	2,210	2,452
182 мм	7,465	7,315	7,190	6,515	7,070
262 мм	15,100	14,700	14,510	13,250	14,180
Пластические деформации, мм/мм:					
$L_0 = 102$ мм	$1,44 \cdot 10^{-3}$	$8,52 \cdot 10^{-4}$	$7,65 \cdot 10^{-5}$	$1,15 \cdot 10^{-2}$	—
182 мм	$5,05 \cdot 10^{-4}$	$7,7 \cdot 10^{-5}$	Отсутствуют	$1,02 \cdot 10^{-2}$	—
262 мм	$2,09 \cdot 10^{-4}$	Отсутствуют	»	$7,8 \cdot 10^{-3}$	—
Усилие при смещении ΔH_{Σ} , Н:					
$L_0 = 102$ мм	2739	2621	2527	4795	2270
182 мм	1479	1413	1379	2583	1290
262 мм	1001	957	935	1754	890

мая кривизна. При расчете заготовки с технологическими вставками полученные смещения ΔH_i корректировались с учетом толщины вставок. Также замена позволила сравнить работу монолитного и составного подпоров. На фиг. 4 представлены варианты используемого в исследовании технологического подпора.

В таблице приведены максимальные значения интенсивности пластических деформаций в технологическом подпоре, значения усилия при смещении центрального вала, а также смещения ΔH_Σ при достижении конечного радиуса кривизны.

Сравнив полученные результаты, можно сделать вывод, что достижение нужной кривизны при замене монолитного подпора составным затрудняется. С уменьшением толщины полос необходимо уменьшать суммарное смещение ΔH_Σ для достижения одного и того же радиуса. При использовании монолитного подпора смещение ΔH_Σ оказывается несколько ниже, чем при использовании самой тонкой полосы. Объясняется это тем, что величина упругих тангенциальных деформаций в более тонких полосах ниже, чем у более толстых полос, поэтому меньше и их упрямление.

Усилие при смещении ΔH_Σ снижается по мере уменьшения толщины полос либо при увеличении межвалкового расстояния. Максимальное усилие смещения составило 2739 Н, оно достигнуто при толщине пластин 1 мм и $L_0 = 102$ мм. Минимальное усилие равно 935 Н, зафиксировано при толщине пластин 0,5 мм и $L_0 = 262$ мм.

Напряженно-деформированное состояние монолитного подпора. Изучено НДС монолитного подпора, который условно можно разделить по высоте на три зоны: область с наименьшим радиусом кривизны (сверху), центральная часть и область с наибольшим радиусом (снизу).

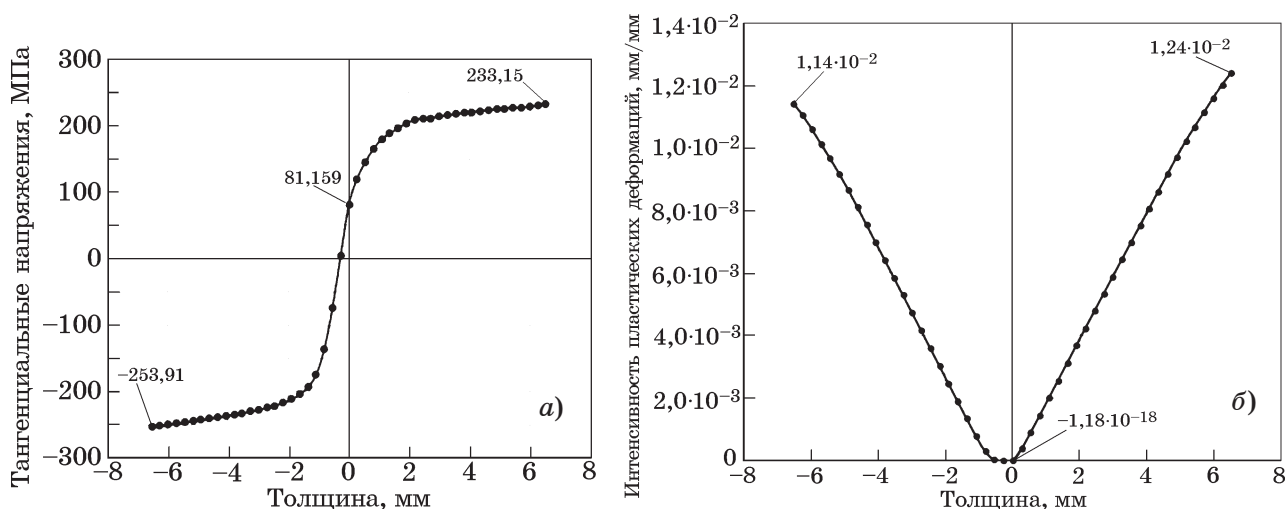
На фиг. 5 представлены значения тангенциальных напряжений и интенсивности пластических деформаций (по Мизесу) по высоте подпора в момент прохождения под центральным валком.

Видно, что при достижении материалом подпора значения предела текучести ($\sigma_{0,2} = 210$ МПа) [11] скорость роста напряжений падает (фиг. 5, а). В этот момент начинается развитие пластических деформаций (фиг. 5, б).

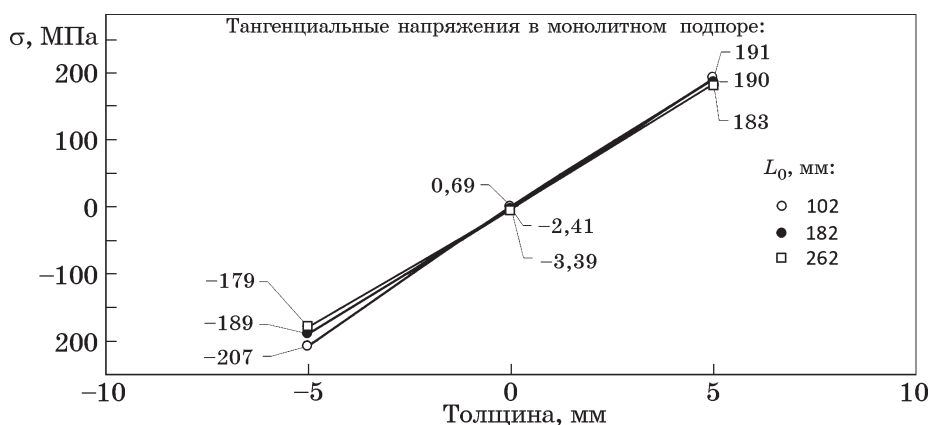
Область в зоне нейтрального слоя, где пластические деформации отсутствуют, составила 0,542 мм, или 5,42%. Напряжение по центру подпора достигло 81,159 МПа. Таким образом, нейтральный слой смещается в сторону центра кривизны.

Картина меняется при рассмотрении тангенциальных напряжений в зоне разгрузки, т.е. за пределами опорных валков. На фиг. 6 показано изменение средних значений тангенциальных напряжений по толщине подпора.

По центру подпора тангенциальные напряжения минимальные вследствие близости к нейтральному слою, а на краях — они максимальные. Видно, что напряжения в зависимости от межвалкового расстояния различаются не более чем на 15,64%. Тангенциальные напряжения для участков за



Фиг. 5. Распределение по высоте подпора тангенциальных напряжений (а) и интенсивности пластических деформаций (б)



Фиг. 6. Изменение тангенциальных напряжений по толщине подпора

пределами опорных валков ниже предела текучести, а в моменты прохождения под валком — выше. Отсюда следует, что подпор деформируется пластически в момент прохождения под центральным валком, где напряжения вдоль верхней и нижней поверхностей составили соответственно: 233,15 и -253,91 МПа при $L_0 = 102$ мм; 235,31 и -246,18 МПа при $L_0 = 182$ мм; 234,84 и -240,78 МПа при $L_0 = 262$ мм.

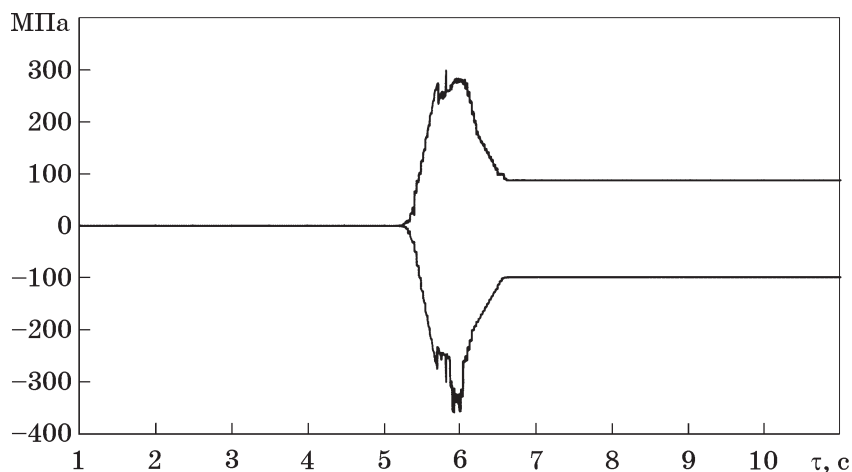
Интенсивность пластических деформаций следующая: $1,15 \cdot 10^{-2}$ мм/мм при межвалковом расстоянии 102 мм; $1,02 \cdot 10^{-2}$ мм/мм при межвалковом расстоянии 182 мм и $7,8 \cdot 10^{-3}$ мм/мм при межвалковом расстоянии 262 мм. Следует отметить общую тенденцию к снижению возникающих деформаций по мере увеличения L_0 .

В современных литературных источниках характер распределения тангенциальных напряжений по очагу деформации при трехвалковой гибке описан лишь с качественных позиций [12]. Для получения количественных показателей изучен процесс гибки мо-

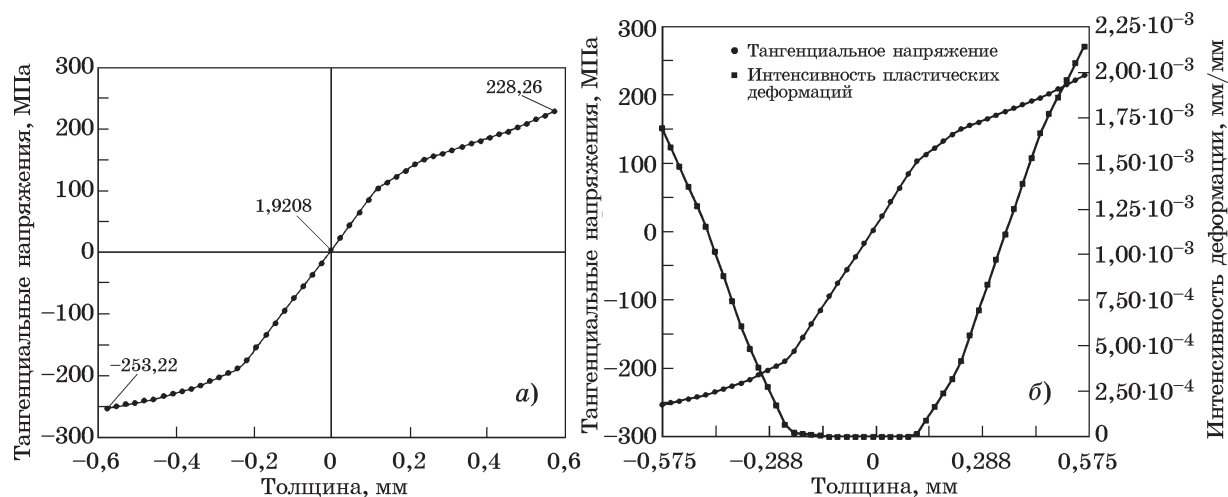
нолитного тела. Выявлены нулевые значения напряжения до момента входа заготовки в зону центрального валка. В зоне контакта с валком тангенциальные напряжения в поверхностных слоях заготовки резко возрастают и достигают максимума как в зоне растяжения (300 МПа), так и в зоне сжатия (-350 МПа). На выходе из пластической зоны тангенциальные напряжения уменьшаются до уровня остаточных напряжений и устанавливаются на отметке 95 и -100 МПа (фиг. 7).

Таким образом, расчеты показали, что очаг пластической деформации при гибке на трехвалковой машине сосредоточен в зоне контакта заготовки с центральным валком.

Напряженно-деформированное состояние технологического подпора из стальных полос. Тангенциальные напряжения в пластинах технологического подпора достигают максимальных значений в сечении под центральным валком. Наиболее нагруженной является пластина, расположенная у верхней полки профиля, так как она гнется с наименьшим радиусом кривизны. Поэто-



Фиг. 7. Изменение тангенциальных напряжений в монолитном подпоре во время гибки



Фиг. 8. Распределение по высоте подпора тангенциальных напряжений (а), наложение графиков тангенциальных напряжений и интенсивности пластических деформаций (б)

му целесообразно рассмотреть максимальные значения НДС именно для этих пластин. При $L_0 = 102$ мм в пластине толщиной 1 мм распределение напряжений и интенсивности деформаций показано на фиг. 8.

Видно, что вдоль верхней и нижней поверхностей полосы значение тангенциальных напряжений больше предела текучести, т.е. в поверхностных слоях развиваются пластические деформации.

В центральной зоне полосы пластические деформации отсутствуют, эта область охватывает 33,4% общей высоты полосы (фиг. 8, б). Далее с обеих сторон наблюдается переход в пластические зоны, расположенные в поверхностных слоях полосы.

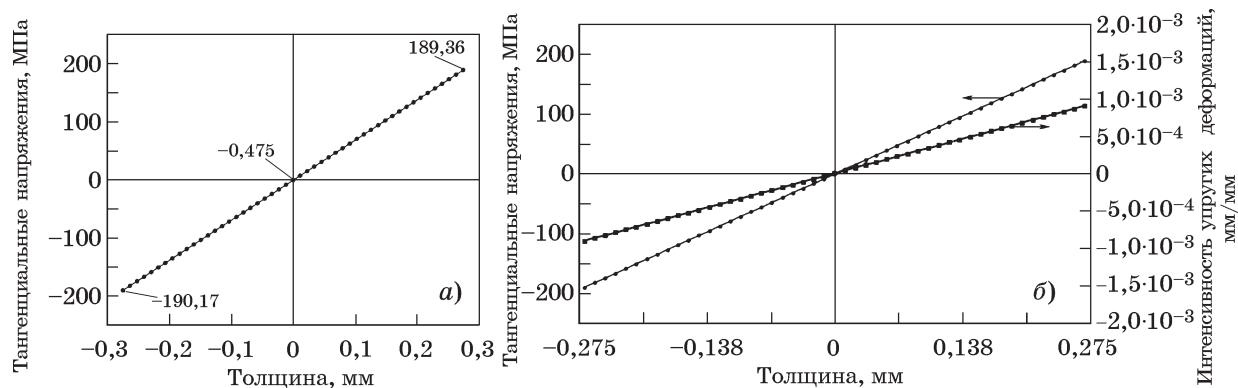
Таким образом, зона упругой области соответствует толщине $\sim 0,38$ мм. Это означает, что при использовании полос толщиной 0,38 мм и при $L_0 = 102$ мм пластические деформации в них будут отсутствовать.

Рассмотрим один из вариантов (см. таблицу), при которых в полосах подпора отсут-

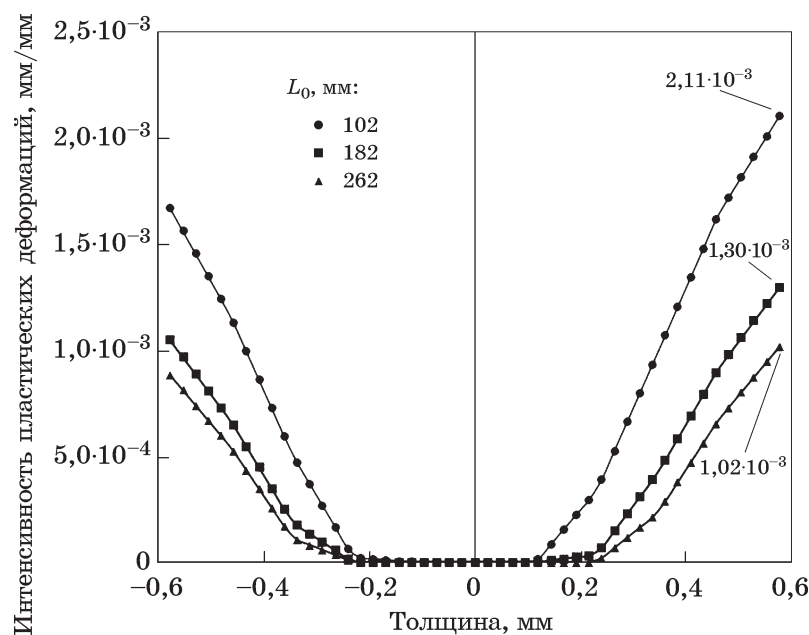
ствуют пластические деформации (толщина полос 0,5 мм и $L_0 = 262$ мм). На фиг. 9 видно, что график напряжений имеет линейный характер и ограничивается значениями 189,36 и $-190,17$ МПа, а пластические деформации при этом отсутствуют.

Рассмотрим интенсивность пластических деформаций при толщине полосы 1 мм и значениях $L_0 = 102, 182$ и 262 мм (фиг. 10). Как известно, при гибке происходит смещение нейтрального слоя в сторону сжатых волокон [13].

Результаты, приведенные на фиг. 10, хорошо демонстрируют смещение нейтрального слоя. Видно, что значения пластических деформаций выше у нижней поверхности полос (наиболее удаленной от центра кривизны). Значения пластических деформаций возрастают при уменьшении межвалкового расстояния. Так, при переходе от $L_0 = 262$ мм к $L_0 = 182$ мм пластические деформации изменяются на 21,67%, а при переходе от 182 мм к 102 мм — на 38,37%.



Фиг. 9. Распределение по высоте подпора тангенциальных напряжений (а), наложение графиков тангенциальных напряжений и интенсивности пластических деформаций (б)



Фиг. 10. Интенсивность пластических деформаций при разных значениях L_0

Согласно данным таблицы распределение интенсивности пластических деформаций следующее. При толщине пластин 1 мм пластические деформации выявлены при всех значениях межвалкового расстояния. При толщине пластин 0,75 мм пластические деформации в них присутствуют при $L_0 = 102$ и 182 мм, а при $L_0 = 262$ мм они отсутствуют. При толщине пластин 0,5 мм небольшая пластическая деформация выявлена только при $L_0 = 102$ мм, во всех других рассмотренных вариантах она отсутствует.

При $L_0 = 102$ мм с уменьшением толщины полос от 1 до 0,75 мм пластические деформации снижаются на 40,8%, при дальнейшем уменьшении толщины полосы от 0,75 до 0,5 мм — на 91%.

Несмотря на то что при $L_0 = 262$ мм и толщине полос 0,75 и 0,5 мм пластические деформации отсутствуют, использовать большее значение межвалкового расстояния нецелесообразно, так как в этом случае увеличивается длина концевых участков, на которых радиус кривизны значительно отличается от кривизны центральной части профиля, что приводит к снижению выхода годного.

Таким образом, наиболее рациональным вариантом получения изогнутой заготовки является использование в качестве подпора набора полос толщиной 0,5 мм и межвалкового расстояния $L_0 = 182$ мм. Пластические деформации в полосах при этом отсутствуют, а усилие при смещении ΔH_Σ составляет 1379 Н.

Выводы. 1. Использование технологического подпора в виде набора стальных полос является эффективным способом для получения изогнутых изделий из профилей незамкнутого контура методом гибки на трехвалковой машине.

2. Предложены следующие принципы расчета рациональных параметров процесса гибки и технологической оснастки:

- смещение центрального вала ΔH_1 рассчитывается таким образом, чтобы число циклов гибка—прокатка было минимальным, напряжения в полосах технологического подпора не превышали предела текучести, алюминиевый профиль при этом пластически деформировался;

- для снижения длины концевых недеформируемых участков профиля межвалковое расстояние должно быть минимально допустимым.

3. С помощью конечно-элементного анализа изучена количественная картина распределения напряженно-деформированного состояния в элементах технологической оснастки. Установлено, что максимальный уровень тангенциальных напряжений при гибке на трехвалковой машине сосредоточен в зоне контакта заготовки с центральным валком, на выходе из нее тангенциальные напряжения снижаются.

4. Показано, что математическое моделирование дает возможность определить требуемую толщину полос технологического подпора, при которой они деформируются в упругой области.

5. Установлены рациональные значения толщины полос технологического подпора и межвалкового расстояния L_0 , при которых в процессе гибки в полосах не возникают пластические деформации. Предлагаемыми значениями параметров являются: использование набора полос толщиной 0,5 мм и межвалковое расстояние 182 мм.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Квасов, Ф.И. Промышленные алюминиевые сплавы : справочное издание / Ф.И. Квасов, И.Н. Фридляндер. — М. : Металлургия, 1984. 528 с.
2. Арчакова, З.Н. Структура и свойства полуфабрикатов из алюминиевых сплавов ; 2-е изд. / З.Н. Арчакова, Г.А. Балахонцев, И.А. Басова [и др.]. — М. : Металлургия, 1984. 408 с.
3. Галкин, В.И. К вопросу выбора способа изготовления деталей типа сегмент шпангоута / В.И. Галкин, А.Р. Палтиевич, Е.В. Галкин, Е.В. Преображенский, Т.И. Захарова // Технология легких сплавов. 2021. №1. 60—67 с.
4. Лысов, М.И. Формообразование деталей гибкой / М.И. Лысов. — М. : Машиностроение, 2001. 388 с.
5. Пат. 2691478 РФ. Способ гибки длинномерных полых изделий с профилем открытого типа / В.И. Галкин, А.Р. Палтиевич, Е.В. Галкин, Е.В. Преображенский, Т.И. Борунова ; опубл. 14.06.2019. Бюл. №17.
6. Hucek, H.J. Aerospace Structural Metals Handbook / H.J. Hucek. — [S.l.] : Metals and Ceramics Information Center (U.S.), 1989. V.3.
7. Davis, J.R. Stainless steels / J.R. Davis // ASM Intern. 1994. 577 p.
8. Грызунова, Н.Н. Физика и металловедение материалов с повышенной каталитической активностью : учебн. пособ. / Н.Н. Грызунова, Д.А. Болдырев. — Москва ; Вологда : Инфра-Инженерия, 2022. 196 с. ISBN 978-5-9729-0838-7.
9. Xiaolin Chen. Finite element modeling and simulation with ANSYS Workbench / Xiaolin Chen, Yijun Liu // CRC Press Taylor & Francis Group. 2015. 411 p. ISBN-13: 978-1439873847.
10. Федорова, Н.Н. Основы работы в ANSYS 17. / Н.Н. Федорова, С.А. Вальгер, М.Н. Данилов, Ю.В. Захарова. — М. : ДМК Пресс, 2017. 210 с.
11. Драгунов, Ю.Г. Марочник сталей и сплавов ; 7-е изд., стереотипное / Ю.Г. Драгунов, А.С. Зубченко, Ю.В. Каширский [и др.] ; под общ. ред. Ю.Г. Драгунова и А.С. Зубченко. — М. : Инновационное машиностроение, 2021. 1216 с.
12. Ершов, В.И. Листовая штамповка : Расчет технологических параметров : справочник / В.И. Ершов, О.В. Попов, А.С. Чумадин [и др.]. — М. : Изд-во МАИ, 1999. 516 с.
13. Григорьев, Л.Л. Холодная штамповка : справочник / Л.Л. Григорьев, К.М. Иванов, Э.Е. Юргенсон ; под ред. Л.Л. Григорьева. — СПб. : Политехника, 2011. 665 с.