НАЦИОНАЛЬНАЯ АКАДЕМИЯ НАУК БЕЛАРУСИ Физико-технический институт

А. В. Алифанов, А. М. Милюкова, В. А. Томило

Технологии

ИЗГОТОВЛЕНИЯ И УПРОЧНЕНИЯ Высоконагруженных деталей машиностроения



УДК 621.81

Алифанов, А. В. Технологии изготовления и упрочнения высоконагруженных деталей машиностроения / А. В. Алифанов, А. М. Милюкова, В. А. Томило. – Минск : Беларуская навука, 2014. – 321 с. – ISBN 978-985-08-1667-2.

Рассмотрены теоретические и прикладные вопросы получения стальных высоконагруженных машиностроительных деталей круглой, цилиндрической и плоской формы с повышенными эксплуатационными характеристиками методами прокатки, обкатки, горячего выдавливания, с применением высокоэнергетических воздействий (импульсного магнитного поля, ультразвука и др.).

Предназначена для научных и инженерно-технических работников, специализирующихся в области обработки металлов давлением и упрочняющих технологий, может быть полезна преподавателям, аспирантам и студентам технических вузов.

Табл. 27. Ил. 157. Библиогр.: 168 назв.

Рецензенты:

академик НАН Беларуси, доктор технических наук, профессор А. И. Гордиенко, академик НАН Беларуси, доктор технических наук, профессор В. В. Клубович

ISBN 978-985-08-1667-2

© Алифанов А. В., Милюкова А. М., Томило В. А., 2014

© Оформление. РУП «Издательский дом «Беларуская навука», 2014

предисловие

В условиях жесточайшей конкурентной борьбы ведущих производственных предприятий мира за реализацию своей продукции в Беларуси взят курс на коренную модернизацию промышленности с целью повышения качества продукции и снижения затрат на ее производство. К наиболее важным показателям качества любого изделия относятся уровень его функциональных параметров, надежность в работе и долговечность.

В Физико-техническом институте НАН Беларуси (ФТИ НАН Беларуси) успешно развиваются различные виды механического и высокоэнергетического упрочнения деталей машин и инструментов, позволяющие значительно повысить их прочность, износостойкость, устойчивость к циклическим нагрузкам и некоторые другие показатели, благодаря чему повышается срок службы этих изделий и снижаются затраты на приобретение новых.

В данной монографии приведены результаты обширных исследований влияния механических и термомеханических воздействий на структурно-фазовые преобразования и основные эксплуатационные характеристики стальных изделий, работающих в условиях больших, в том числе циклических, нагрузок. Исследования касались стальных образцов различных форм, наиболее часто применяемых в производстве: сферической, цилиндрической и плоской. В качестве конкретных объектов исследований выбраны: шарики для шарикоподшипников (сферические изделия), концевой режущий инструмент в биметаллическом исполнении (цилиндрические изделия) и листовые заготовки для изготовления рессор большегрузных автомобилей (плоские изделия).

Задача упрочняющей обработки шариков возникла в связи с тем, что на Минском подшипниковом заводе, выпускающем шарико- и роликоподшипники в большом количестве и ассортименте, в том числе поставляемые в зарубежные страны (например, в Россию), обнаружилось, что изготавливаемые для шарикоподшипников шарики имеют большой разброс значений прочности на разрушение при сжатии (от 80 до 160 кН), что отрицательно сказывалось на качестве и долговечности готовых изделий – шарикоподшипников. В то же время такие же шарики польского производства обладали высокой стабильностью этого показателя (100–120 кН). В результате выявленных недостатков Россия стала больше ориентироваться на шарикоподшипники иностранного производства (Польша, Китай), что ухудшало экономические показатели Минского подшипникового завода.

В результате проведенных в ФТИ НАН Беларуси исследований был разработан способ механико-динамической обработки шариков путем их обкатки в специальном инструменте, позволяющем распространить зону упругости деформационного воздействия на весь объем шарика. В результате такой обработки при оптимальных степенях деформации происходят процессы аустенитно-мартенситного превращения, количество аустенита уменьшается до 4–6%, повышается степень однородности и дисперсности зерен, а прочность шариков при сжатии повышается до 20– 25%. И, что самое важное – разброс значений прочности шариков при сжатии сузился и достиг приемлемых значений (100–120 кН).

Следующий объект исследований – рессорные полосы. Значение рессор для большегрузного автотранспорта трудно переоценить. Именно качество рессор чаще всего определяет срок службы (пробег) автомобиля до первого серьезного ремонта. Продление работоспособности рессор относится к одним из наиболее важных, стратегических задач автомобилестроения.

В настоящее время в большегрузных автомобилях применяют рессоры двух видов: многолистовые, состоящие из большого

количества плоских листов различной длины, и малолистовые, состоящие обычно из 3 полос, причем средняя, основная, представляет собой на продольном профиле растянутый параболоид, т. е. полоса имеет по длине профиль различной высоты, которая плавно уменьшается от центра полосы к ее краям. Малолистовые рессоры имеют ряд преимуществ перед многолистовыми, главные из которых – меньший вес и больший период стойкости. Однако изготовление полос переменного профиля связано с большими техническими трудностями, что является причиной их относительно маломасштабного внедрения в производство.

В ФТИ НАН Беларуси совместно с Белорусским национальным техническим университетом разработана уникальная технология изготовления рессорной полосы переменного профиля, отличающаяся от известных тем, что оба конца полосы обрабатываются одновременно с одного нагрева, что значительно сокращает как трудо-, так и энергозатраты процесса. Создан специальный прокатный стан, в котором полосу соответствующей толщины, после индукционного нагрева, специальными роликами, движущимися прямолинейно, огибают вокруг оправки, имеющей параболическую форму, благодаря чему оба конца принимают заданный переменный профиль. После формообразующего процесса ролики возвращаются в исходное положение, а оба конца прокатанной полосы с помощью специального устройства вновь принимают исходное прямолинейное положение.

Эту технологию приобрели фирмы, производящие рессоры в США и Канаде, и успешно ее применяют.

В данной работе была поставлена задача увеличения прочностных показателей рессор как в плоском, так и в параболоидном исполнении, с целью существенного повышения периода стойкости.

Для решения поставленной задачи были разработаны и опробованы различные способы прокатки полос, включающие нанесение рифленых продольных выступов на одной стороне полосы специально профилированными роликами как в холодном, так и в горячем состоянии полосы, а также нанесением рифленых выступов с последующим их сдвигом и сглаживанием профилированными и гладкими роликами. Проведены исследования влияния нормального усилия при прокатке на значения микротвердости в поверхностном слое и по объему образцов.

Выявлено, что применение всех вышеуказанных способов приводит к повышению прочностных свойств прокатанных полос с учетом использования в каждом конкретном способе определенных режимов термообработки полос и определенных силовых параметров прокатки.

Были разработаны также способы обработки и специальное оборудование для получения полосовых изделий повышенной прочности, применяемых в пневмоподвесках автомобилей.

В качестве цилиндрических тяжелонагруженных изделий выбраны для исследований биметаллические заготовки для изготовления концевого режущего инструмента. Этот вид изделий широко применяется практически во всех областях промышленности, связанных с механической обработкой металлических, древесных и других материалов. Инструмент изготавливается из дорогостоящих инструментальных сталей, часто ломается и на его приобретение в масштабах республики тратятся значительные валютные средства. Для экономии инструментальных сталей иногда этот инструмент изготавливают в биметаллическом исполнении: рабочую (режущую) часть изготавливают из инструментальной стали (например, сталь Р6М5), а хвостовик – из конструкционной (например, сталь 40Х). Обе части соединяют между собой или сваркой трением, или электроконтактной сваркой, или пайкой. Все эти виды соединения имеют свои недостатки, обладая не очень стабильной прочностью, а стружечные канавки на рабочей части необходимо получать механическим путем, например фрезерованием, что приводит к достаточно большим потерям инструментальной стали в стружку.

В работе предложен способ получения биметаллической заготовки концевого режущего инструмента путем горячего выдавливания особенным образом состыкованных частей (одна часть, хвостовик, внедрена в рабочую часть, образуя ступенчатый стык) через профильную матрицу, что позволяет одновременно с получением прочного соединения получить и полностью сформированные стружечные канавки. В результате получается изделие повышенной прочности с минимально возможными потерями инструментальной стали. В данном случае были получены биметаллические заготовки, из которых в дальнейшем были изготовлены и прошли успешные производственные испытания метчики М12. Но данная технология позволяет получать биметаллические заготовки для изготовления разверток, зенкеров, концевых фрез, а также сверл с условием применения специальной матрицы, синхронно с внедрением заготовки вращающейся вокруг своей оси.

В монографии представлены также новые материалы, касающиеся упрочняющей обработки стальных изделий высокоэнергетическими методами, в частности ультразвуковым и магнитно-импульсным воздействием. В ФТИ НАН Беларуси и Белорусском национальном техническом университете (БНТУ) заложены научные и технологические основы промышленного применения ультразвука для усовершенствования процессов обработки металлов давлением: прокатки, волочения, а также пробивки, вырубки и формоизменения листовых материалов. В настоящее время на базе ФТИ НАН Беларуси, БНТУ, Института технической акустики НАН Беларуси под руководством академика В. В. Клубовича создана научная школа, имеющая мировую известность, а сфера применения ультразвука значительно расширилась.

В данной монографии приведены материалы, посвященные исследованию влияния ультразвукового воздействия на прочностные свойства стальных изделий; разработке основных требований к ультразвуковым колебательным системам; разработке схем упрочняющей ультразвуковой обработки.

Подробно представлены результаты исследований влияния ультразвука на износостойкость шеек коленчатых валов, предварительно подвергнутых упрочнению наплавкой и газодинамическим напылением. Даны также результаты исследования процессов упрочнения заготовок рессор с применением ультразвука.

В ФТИ НАН Беларуси совместно с Барановичским государственным университетом развивается новое для Беларуси и отличающееся от подобных разработок в России и Украине научное направление: упрочняющая обработка стальных изделий импульсным магнитным полем. Созданы специальные магнитно-импульсные установки, цилиндрические и плоские индукторы. Проведены исследования влияния режимов магнитноимпульсной обработки на микротвердость и структуру упрочняемых стальных изделий. Обнаружено, что под влиянием сильного импульсного электромагнитного поля на поверхности обработанных изделий появляется деформационно-упрочненный слой толщиной до 70 мкм в зависимости от марки стали и режима обработки. Представлены результаты производственных испытаний дереворежущих ножей, обработанных магнитно-импульсным полем: стойкость упрочненных ножей превышает стойкость таких же, но не упрочненных магнитно-импульсной обработкой ножей до 3 раз.

АНАЛИТИЧЕСКОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ УПРУГОПЛАСТИЧЕСКОГО ДЕФОРМИРОВАНИЯ СТАЛЬНЫХ ИЗДЕЛИЙ

В традиционных процессах поверхностно-пластического деформирования (ППД) производится упрочняющая обработка поверхностей чаще всего цилиндрических тел методом их обкатки шариками или роликами [1]. В данной работе исследуется процесс упрочнения сферических тел, в частности, шариков для шарикоподшипников, путем их обкатки в специальном устройстве [2]. Эта задача, которая является более сложной как с точки зрения кинематики, так и механофизики процесса [3–5, 7–9], рассматривается в нижеследующих параграфах монографии.

1.1. Упругопластическое деформирование сферического тела*

1.1.1. Стадии упругопластического сближения тел

Воздействие деформирующего инструмента в процессе упругопластической обработки должно гарантировать сохранение достаточного ресурса пластичности и не должно вызвать существенных внеконтактных деформаций, приводящих к потере точности и образованию вторичных концентраторов напряжений в местах выхода пластических сдвигов на свободную поверхность. Следовательно, предлагаемая теория должна раскрыть связь технологических параметров (усилие, приведенная кривизна контакта, подача, число циклов нагружения) с физикомеханическими параметрами процесса (фактическая поверх-

^{*} Параграф 1.1 написан совместно с Е. М. Макушком.

ность контакта, относительные нормальные и касательные напряжения, механические свойства контактирующих материалов), что обеспечит возможность анализа процесса и управление им.

Теоретической базой процессов упругопластического деформирования (УПД) является рассмотрение элементарной задачи вдавливания с определенными особенностями. Непосредственно задачами вдавливания описываются процессы дробеструйной обработки и другие разновидности воздействия по нормали или под определенным углом. Эти задачи положены в основу перехода к описанию процессов с более развитой кинематикой, когда вдавливание сопровождается относительным скольжением или качением, и не могут быть решены с привлечением закономерностей только пластического течения, поскольку площадка контакта не может быть задана без учета упругопластического перехода. Вследствие же неравномерности деформации, присущей локальному воздействию при УПД, возможность выделения чисто упругой доли деформации, как, например, при простом растяжении, отсутствует. Излагаемый здесь подход к анализу процессов УПД построен на использовании классических задач упругости и пластичности с введением системы допущений, позволяющих без нарушения физических основ получать решения с приемлемой точностью.

Процесс вдавливания рассматривается в виде четырех характерных стадий. Границы между ними при монотонном возрастании нагрузки от нулевой определяются возникновением предельного состояния ($\tau_{max} = k$) в одной точке под площадкой контакта; распространением приращений пластической деформации по полуокружности – геометрическому месту максимальных сдвигающих напряжений; началом пластического течения по всему очагу деформации. В точках, соответствующих этим границам, имеют место аналитические решения задач вдавливания, чем и был предопределен их выбор в качестве реперных точек, между которыми используются аппроксимации.

Развитие контакта при возрастании давления рассмотрим сначала при допущении, что на упругопластических стадиях пластическая деформация приводит только к перераспределению напряжений. Это позволяет условия задачи Герца (упругости) распространить на весь интервал давлений вплоть до предельных $\sigma_n = (\pi + 2) k$ и описать одно из основных слагаемых приращения контактных площадок при возрастании напряжений на каждой из упомянутых стадий сближения. Последовательность действий проследим на примере плоской задачи при сжатии цилиндров по образующей при возрастании напряжений от 0 до $\sigma_n = (\pi + 2) k$.

Первая стадия – чисто упругое сжатие до возникновения максимального сдвигающего напряжения, равного пределу текучести на сдвиг $\tau_{max} = k$ в точке A (рис. 1.1.1), откуда начинается распространение пластической деформации. Параметры контакта

$$(\sigma_n)_y = \sigma_{\max} \frac{\sqrt{b^2 - y^2}}{b}, \quad b = 1,128\sqrt{N\rho\overline{v}},$$
 (1.1.1)

где у – текущая координата рассматриваемой точки; N – погонная нагрузка: $N = \frac{P}{l} = 2b\sigma_n$; \overline{v} – упругая постоянная контакти-



Рис. 1.1.1. Стадии процесса вдавливания

рующей пары; *P* – прилагаемое усилие; *l* – длина контактной линии.

При этом следует учесть, что:

$$\frac{1}{\rho} = \frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} = \frac{R_1 + R_2}{R_1 R_2},$$
(1.1.2)

где
 ρ — приведенный радиус кривизны; R_1
и R_2 — радиусы цилиндров.

Из решения упругой задачи (1.1.1) также следует связь максимального σ_{max} и среднего σ_n контактных напряжений:

$$\sigma_{\max} = 1.5 \sigma_n. \tag{1.1.3}$$

Максимальное сдвигающее напряжение, возникающее на границе двух стадий в точке A_0 на глубине z_0 , при аппроксимации эпюры нормальных напряжений параболой равно $\tau_{max} = \sigma_{max}/3 = \sigma_n/2$. В общем случае z_0 пропорционально *b* и зависит от степени осесимметричности контакта. С целью упрощения стыковки упругой задачи с пластической и установления общих закономерностей в качестве первого приближения допустим, что для произвольного сочетания исходных геометрических параметров контакта в конце первой стадии сближения (τ_{max})_{A_0} = k, $\sigma_{max} = \pi k$, $b = b_1$. Возвращаясь к плоской задаче, запишем:

$$N_1 = 2b\sigma_{m} \frac{\sigma_{max1}}{1,5} = 2b_1 \frac{\pi k}{1,5} = \frac{4}{3}\pi k b_1.$$
(1.1.4)

Подставив N_1 в (1.1.1), получим предельную полуширину упругого контакта в виде

$$b_1 = 5,32 \ \rho \,\overline{\mathbf{v}} \, k.$$
 (1.1.5)

Вторая стадия – упругопластическое сжатие до состояния, когда максимальное сдвигающее напряжение достигает предела на полуокружности $\cup ABA_1$. Эта ситуация отвечает упругой задаче с равномерной нагрузкой $\sigma_{n2} = \pi k$. За эту стадию эпюра нормальных контактных напряжений переходит от эллиптичной к постоянной (эпюры $l' \rightarrow 2$), что сопровождается ростом полуширины контактной площадки от b_1 до b'_2 и увеличением

среднего контактного давления от $\sigma_{n1} = 2k$ до $\sigma_{n2} = \pi k$ (эквивалентная эпюра упругих напряжений, соответствующая формулам Герца, показана кривой 2'). Обозначение b' вместо b соответствует параметру псевдоупругого нагружения. Полагаем, что пластические деформации при этом предположении на данном этапе сближения настолько малы, что вызывают лишь перераспределение нагрузки. Для завершения этой стадии характерно:

$$N_2 = 2b'_2 \sigma_{n2} = 2b'_2 \pi k, \quad b'_2 = 7,99k\rho\overline{\nu} = 1,5b_1.$$
 (1.1.6)

Третья стадия сближения приводит к формированию пластического очага деформации. Без учета пластических приращений контакта, согласно формулам Герца, полуплощадка возрастает от b'_2 до b'_3 , среднее напряжение – от $\sigma_n = \pi k$ до $\sigma_n = (\pi + 2) k$. Для завершения этой стадии характерно:

 $N_3 = 2b'_3 \sigma_{n3} = 2b'_3 (\pi + 2)k, \quad b'_3 = 13,08k\rho\overline{\nu} = 2,46b_1.$ (1.1.7)

Четвертая стадия проходит при сформировавшемся пластическом очаге деформации, контактные нормальные напряжения (при прочих равных условиях) остаются постоянными. Возрастание усилия компенсируется только расширением площадки контакта, в то время как на упругой и упругопластических стадиях увеличение усилия сопровождалось ростом площадки 2b и средних напряжений σ_n одновременно. На рис. 1.1.2, *а* в системе координат $b - \overline{\sigma}_n$ (где $\overline{\sigma}_n = \sigma_n/k$ – безразмерное напряжение) развитие псевдоупругой площадки показано прямой *1*. Общее выражение для полуширины контактной площадки на упругой и упругопластических стадиях нагружения $\overline{\sigma}_n = 0 \div (\pi + 2)$:

$$b' = 2,545\rho\overline{\nu}\overline{\sigma}_n k . \tag{1.1.8}$$

Как уже отмечалось, на второй и третьей стадиях происходит упругопластическое перестроение очага деформации, сопровождающееся возрастанием среднего нормального напряжения и увеличением опорной поверхности. Последняя может быть представлена в виде псевдоупругой опорной площадки b = b' и ее пластического приращения Δb :



Рис. 1.1.2. Схемы к описанию параметров контактной площадки: *a* – линейная зависимость приращения Δ*b* опорной площадки на упругопластической стадии в интервале давлений σ_n = 2... (π + 2); *б* – параметры волны (валика), образованной при переходе от упругой к пластической стадии

$$b = b' + \Delta b. \tag{1.1.9}$$

Количественно приращение опорной поверхности оценим отношением полной эпюры нормальных напряжений N к эпюре упругих напряжений на этой же площадке N^* , отвечающей предпластическому состоянию (появлению $\tau_{max} = k$ в одной точке). Для завершения упругопластической стадии это соответствует отношению эпюр 3 и 3' (см. рис. 1.1.1):

$$\frac{N_3}{N_3^*} = \frac{2\sigma_{n3} 2b}{\sigma_{n3}^* \pi b} = \frac{4(\pi+2)k}{3\pi k} 2,18 = \frac{b_3 + \Delta b_3}{b_3}, \qquad (1.1.10)$$

откуда

14

$$\Delta b_3 = 1,18 \ b'_3; \ b_3 = 2,18 \ b'_3; \ \Delta b_3 / b_3 = 0,541. \tag{1.1.11}$$

По-видимому, пропорциональность пластического приращения площадки приращению эпюры давлений по сравнению с упругим пределом нагружения является следствием взаимообусловленности одновременного проявления упругого и пластического закона деформирования. Оно проявляется как при переходе к пластическому течению, так и на любой стадии, например:

$$\frac{N_2}{N_2^*} = \frac{\sigma_{n2} 2b_2}{\sigma_{n2}^* \pi b} = \frac{4\pi k}{3\pi k} = \frac{4}{3} = \frac{b_2' + \Delta b_2}{b_2},$$
(1.1.12)

откуда

$$\Delta b_2 = 0.33 \ b'_2; \ b_2 = 1.33 \ b'_2; \ \Delta b_2 / b_2 = 0.248.$$
(1.1.13)

На рис. 1.1.2, *а* показана (звеном *l'* ломаной l-l'-l'') линейная зависимость приращения Δb опорной площадки на упругопластической стадии в интервале давлений $\overline{\sigma}_n = 2... (\pi + 2)$:

$$\Delta b = \Delta b_3 \, \frac{\overline{\sigma}_n - 2}{\pi}, \, b = b' + \Delta b = b' + \Delta b_3 \, \frac{\overline{\sigma}_n - 2}{\pi}.$$
 (1.1.14)

Кривая I_0 (рис. 1.1.2, *a*) отражает аналогичную зависимость для фактических текущих отношений объемов эпюр *N/N**, кривая 2 – изменение $\Delta b/b$ на интервале давлений $\overline{\sigma}_n = 0...(\pi + 2)$.

Одновременно отношение площадей эпюр нормальных давлений к эпюре предельного нагружения на той же площадке ($\tau_{max} = k$ в точке A_0 , рис. 1.1.1) является показателем, определяющим соотношение упругой и пластической деформации в локальном очаге деформации. Это соотношение может быть выражено в долях локального смещения деформируемого тела Δ_2 , приходящихся на упругое Δ_y и пластическое Δ_n формоизменение. В общем виде это записывается в форме

$$N/N^* = \Delta_2 / \Delta_{\rm y}. \tag{1.1.15}$$

Для границы между упругопластическими стадиями соотношение между упругой и пластической долями смещения с учетом (1.1.13)

$$N_2/N_2^* = \Delta_2/\Delta_{y2} = 1,33; \ \Delta_{y2} = 0,667 \ \Delta_2;$$

$$\Delta_{\pi 2} = 0,333\Delta_2; \ \Delta_{y2}/\Delta_{\pi 2} = 2.$$
(1.1.16)

Для границы упругопластических и пластических стадий с учетом (1.1.11) соответственно:

$$N_3/N_3^* = \Delta_2/\Delta_{y3} = 2,18; \ \Delta_{y3} = 0,459 \ \Delta_2;$$

 $\Delta_{\pi 3} = 0,541\Delta_2; \ \Delta_{y3}/\Delta_{\pi 3} = 0,848.$ (1.1.17)

Для упругопластических стадий характерно приращение фактической площади контакта без образования внешней волны. Самоорганизация процесса такова, что начало пластического преобразования локального контакта состоит в снятии поверхностного растяжения в окрестности контакта, возникающего вследствие прогиба свободной поверхности, и повышении напряжений сжатия поверхности до пластического уровня. Развитие контакта без образования внешней волны может оцениваться как прохождение стадии образования скрытой волны, частично компенсирующей формоизменение свободной поверхности под нагрузкой. Экспериментальные и расчетные данные, подтверждающие эту мысль, приводятся ниже. Здесь, рассматривая развитие контакта, отметим, что образование явно выраженной внешней волны присуще пластической стадии процесса. В общем случае необходимо считаться с такими факторами, как скрытая и внешняя волна, разнообразие стадий нагружения на одной площадке (образование на ней зон с разными параметрами), и соответствующим образом корректировать варианты расчета.

Зависимости для оценки приращения площадок контакта за счет скрытой волны могут быть получены теми же методами, что и приращения площадок от внешней волны, через смещенный объем и параметры очага деформации относительно развертки свободной поверхности. Некоторые аспекты этого подхода рассматриваются ниже; в данном случае, переходя к пластической стадии, приведем ход построения зависимостей для приращения площадки контакта вследствие пластического массопереноса во внешнюю волну. Ширина фактической полуплощадки контакта b при любом усилии $N > N_3$ может быть выражена через значения опорных частей полуплощадок в реперных точках и соответствующие им волновые приращения δb :

$$b = b_{\pi} + \delta b = b_3 N/N_3 + \delta b, \ \Delta b_{\pi} = b_{\pi} - b_3.$$
(1.1.18)

Дополнительный смещенный объем (площадь сечения), выдавливаемый во внешнюю волну, с учетом расхода материала на скрытую волну в параболическом приближении

$$\Delta V = 2/3 \ (b_{\rm n} \Delta - b_3 \Delta_3). \tag{1.1.19}$$

Параметры волны *h*_в и *δb* определяются из баланса объема в линейной аппроксимации свободной поверхности:

$$1/2h_{\rm B}L + 1/2\delta bh_{\rm B} = \Delta V, \ h_{\rm B} = \delta b \frac{b}{2\Delta},$$
 (1.1.20)

или при аппроксимации свободной поверхности параболой второй степени:

$$1/3h_{\rm B}L + 1/2\delta bh_{\rm B} = \Delta V.$$
 (1.1.21)

Таким образом, в общем случае формирования фактического контакта при возрастании усилия вдавливания площадка может быть представлена четырьмя компонентами упругой b или псевдоупругой b' площадок, пластическим приращением опорной поверхности в упругопластической области Δb , пластическим приращением Δb_n , возникающим за счет превышения усилием N предельного значения N_3 , приращением δb за счет образования волны (валика).

1.1.2. Переход от вдавливания к качению

Целый класс ППД представлен кинематикой, в основе которой лежит качение [1]. Фундаментальная зависимость сопротивления качению была получена Кулоном на основании экспериментов по свободному качению цилиндра (дерево по дереву). Схемы показаны на рис. 1.1.3. Благодаря относительной малости контактной площадки

$$M = TR = N\lambda, \ T = \frac{\lambda N}{R} = \mu_k N, \qquad (1.1.22)$$

где M – момент силы трения; T – сила трения; R – радиус цилиндра; λ – коэффициент трения качения, имеющий размерность длины и равный плечу нормальной нагрузки; $\frac{\lambda}{R} = \mu_k$ – безразмерный коэффициент трения качения.

Качение жестких тел не сопровождается потерями. Сопротивление свободному качению возникает вследствие развития площадки контакта, сближения тел и наклона равнодействующей, касательная проекция которой препятствует движению. Основной причиной появления сопротивления качению в пределах упругости является упругое последействие (замедление разгрузки) и другие несовершенства. Учет этого свойства позволяет конкретизировать значение коэффициента трения качения. Такая зависимость получена Тейбором. Для качения жесткого цилиндра по полупространству (рис. 1.1.3, *в*), обладающему свойством несовершенной упругости, безразмерный коэффициент в зависимости от параметров тела принимает вид

$$\mu_{k} = \alpha \frac{4}{3\pi} \sqrt{\frac{N(1-\nu^{2})}{\pi ER}} = \alpha \frac{4}{3\pi} \sqrt{\frac{2b\,\sigma_{n}\,\overline{\nu}}{\pi R}},\qquad(1.1.23)$$

где N – погонная нормальная нагрузка; α – коэффициент гистерезисных потерь. Согласно (1.1.23), для идеально упругого тела по этой причине также не возникает потерь на трение качения ($\alpha = 0$, $\mu_k = 0$).

В процессах ППД роликом сопротивление качению определяется главным образом развитием площадки контакта за счет упругопластических деформаций, возникновения волны и проскальзывания, определяемого в основном кинематикой при наличии кривизны контакта в сечении, нормальном вектору скорости перемещения контакта, а также параметрами волны и трением в опорах ролика. При этом несовершенная упругость и проявление адгезии как факторы сопротивления качению остаются в силе, хотя их влияние в случае ППД не доминирует. Сопротивление качению как элемент технологического процесса





Рис. 1.1.3. Схемы к анализу процесса качения: a – схема при отсутствии трения в опорах: при свободном качении равнодействующая N' проходит через середину контакта и ось жесткого ролика; δ – схема с упрощенным очагом деформации идеально пластичного тела; e – поле линий скольжения для случая качения по полупространству; z – утрированное поле линий скольжения для случая пластического качения двух цилиндров; ∂ – схема сил при пластическом качении двух цилиндров; e – \mathcal{K} – очаги деформации и форма свободной поверхности для случая одностороннего трения, встречного и попутного; s – очаг деформации при предельном трении ($\tau_k = k$), свободная поверхность образует прямой угол с контактной площадкой; u – схема формообразования свободной поверхности с образованием боковых заусенцев

в исследованиях процессов ППД обычно не учитывается. Для технологии важен сам процесс качения, который легко обеспечивается в каждом случае соответствующими устройствами.

Перейдем к анализу качения в процессах УПД. Прежде всего, при переходе от вдавливания к качению, с начальным контактом вдоль образующей, нагрузка переносится преимущественно на одну сторону пятна контакта, вследствие чего его симметрия нарушается, развивается передняя пластическая волна.

На рис. 1.1.4 представлены схемы развития контактной площадки при переходе к качению при разном уровне нагрузки для упругопластического тела. Схема (рис. 1.1.4, *a*) предполагает в первую очередь выявление разницы между передней и задней площадками и отвечает допущениям о сохранении безразмерного нормального напряжения, уравновешенного трения и, как следствие, сохранении суммарной ширины площадки при переходе от вдавливания к качению при одной и той же погонной нагрузке *N*. Такая схематизация, рассматриваемая в качестве первого приближения, основывается на допущении о полном переносе всех приращений ширины площадки, обусловленных ростом давления σ_n от 2k до (π + 2)k, в сторону качения. На рис. 1.1.4, *a* показан вариант, для которого протяженность площадки разгрузки остается постоянной: $b_{3\pi} = b_1$.

Для этой схемы соотношения между шириной площадки и действующими на ней напряжениями, а также параметрами контактирующих тел те же, что при вдавливании, т. е. определяются формулой (1.1.8). Поскольку при данной схеме общая ширина площадки 2b, соответствующая исходной погонной нагрузке $N_{\rm B} = N_{\rm K}$, при переходе от вдавливания к качению сохраняется, величины задней $b_{\rm 3л}$ и передней $b_{\rm пер}$ площадок в параметрах задачи Герца:

$$b_{3\pi} = b_1 = 2,545\rho \overline{v} \overline{\sigma}_n k = 5,09\rho \overline{v} k \quad (\overline{\sigma}_n = 2),$$

$$b_{nep} = 2b - b_1 = 5,09 \ \rho \overline{v} k \ (\overline{\sigma}_n n - 1) \ (2 < \overline{\sigma}_n \le \pi + 2), \ (1.1.24)$$

где *n* – суммарный коэффициент пластического расширения площадки. Ширина контактной площадки при некотором уровне нагрузки *N*



Рис. 1.1.4. Трансформация элементов контакта при переходе к качению: $a - схема развития контактной площадки (протяженность площадки разгрузки остается постоянной: <math>b_{3\pi} = b_1$); $\delta - схема развития контактной площадки, когда возникающая перегрузка задней площадки вызывает ее расширение при росте <math>\overline{\sigma}_n$

$$b^* = b_{3\text{d}} + b_{\text{nep}} = b_1 + [2(b_3 + \delta b_3) - b_1] \frac{\sigma_n - 2}{\pi}, \quad (1.1.25)$$

при этом

$$(b_{\rm nep})_3 = 2b_3 + 2\delta b_3 - b_1. \tag{1.1.26}$$

Для варианта, представленного на рис. 1.1.4, *б*, предполагается, что возникающая перегрузка задней площадки вызывает ее

21

расширение при росте $\overline{\sigma}_n$. Если предположить, что эпюра на площадке разгрузки очерчивается кривой Герца 3, то для $\overline{\sigma}_n = \pi + 2$ этому положению соответствует величина $(b^*_{3д})_3 = 2,545\rho$ $\overline{\nu} \ \overline{\sigma}_n k$, которая заменяется эпюрой 4 с приведенным размером b'_{3d} и постоянным напряжением $\overline{\sigma}_n$; из равенства площадей эпюр и их подобия имеем:

$$(b'_{3\pi})_{3} = b_{1} \frac{\pi + 2}{\pi}, \quad (b'_{3\pi})_{3} = \frac{\pi}{4} (b^{*}_{3\pi})_{3} = \frac{\pi + 2}{4} b_{1} = 1,285 b_{1},$$
$$(\Delta b_{y})_{3} = (\Delta b'_{y})_{3} - b_{1} = 0,285 b_{1}. \quad (1.1.27)$$

Для любого безразмерного напряжения $\overline{\sigma}_n$ на интервале $2 \le \overline{\sigma}_n \le \pi + 2$ протяженность задней $b_{_{3d}}$ и передней $b_{_{nep}}$ площадок при линейной аппроксимации

$$b_{3,\pi} = b_1 + [(b_{3,\pi})_3 - b_1] \frac{\overline{\sigma}_n - 2}{\pi} = b_1 \left[1 + \frac{\pi - 2}{4\pi} (\overline{\sigma}_n - 2) \right] =$$

= 5,09 \rho \vec{vk} \left[1 + \frac{\pi - 2}{4\pi} (\vec{\sigma}_n - 2) \right],
$$b_{nep} = 2b - b_{3,\pi} = 5,09 \rho \vec{vk} \left[\vec{\sigma}_n n - \frac{\pi - 2}{4\pi} (\vec{\sigma}_n - 2) - 1 \right]. (1.1.28)$$

Влияние упругопластической разгрузки может быть уточнено введением пластической составляющей по аналогии с приращением площадки при вдавливании (Δb). На рис. 1.1.4, δ видно смещение эпюры разгрузки 3 в положение 3' за счет пластической составляющей на отрезке b_{3d} . При принятых допущениях относительное изменение задней площадки отвечает перераспределению длин элементов контакта:

$$\frac{b_{1} + (\Delta b_{\pi})_{3}}{b_{1} + (\Delta b_{y})_{3}} = \frac{F_{\mu}}{F_{y}} = \frac{(\pi + 2)(b_{3\pi}')_{3}}{\pi^{2}(b_{3\pi}')/4} = 2,08, \qquad (1.1.29)$$

где $F_{\rm H} = (\pi + 2) (\Delta b'_{3\rm g})_3$, $F_{\rm y} = (\pi^2) (b'_{3\rm g})_3/4$; $(\Delta b_{\rm n})_3 = 0,79 \ b_1$, где $F_{\rm n}$ и $F_{\rm y}$ – приращенные площадки за счет пластической и упругой составляющих соответственно.

Для любого значения $\overline{\sigma}_{n}$ на интервале от 2 до π + 2:

$$(\Delta b)_{_{3\pi}} = (\Delta b_{_{\pi}})_3 \frac{\overline{\sigma}_n - 2}{\pi}. \qquad (1.1.30)$$

С учетом этого фактора выражения для площадок b_{31} и b_{nep} :

$$b_{_{3\pi}} = b_1 + (\Delta b_{_{\pi}})_3 \frac{\overline{\sigma}_n - 2}{\pi}, \quad b_{_{\text{nep}}} = 2b - b_1 + (\Delta b_{_{\pi}})_3 \frac{\overline{\sigma}_n - 2}{\pi}.$$
 (1.1.31)

Зависимость (1.1.31) так же, как и (1.1.24), отражает изменение относительных параметров контакта $b_{3d} = b_{3d}/b_1$ и $b_{nep} = b_{nep}/b_1$ от условий нагружения ($\overline{\sigma}_n$) в случае сохранения величины среднего напряжения при переходе от вдавливания к качению и неучете возможного изменения других параметров.

При переходе от вдавливания к качению под одной и той же нагрузкой быстрее завершается упругопластическая фаза нагружения. Поэтому приходится считаться с тем, что к моменту перехода к пластическому состоянию $\overline{\sigma}_n = \pi + 2$ преимущественно одностороннее пластическое приращение площадки приводит к повышенной концентрации деформаций по сравнению с вдавливанием (заштрихованные треугольники на рис. 1.1.4) и дополнительным приращениям площадок δb . Сохранение деформационных параметров качения, отвечающих соответствующим параметрам вдавливания, возможно за счет устранения этого дополнительного приращения, что реализуется путем уменьшения нормального усилия при переходе от вдавливания $N_{\rm B}$ к качению $N_{\rm K}$. При соблюдении условия постоянства нормальных напряжений площадка контакта с учетом зависимости (1.1.31)

$$b_{\kappa}^* = b_{\Pi ep} + b_{3\Pi} = b_{3\Pi} + b_{B}^*/2.$$
 (1.1.32)

Отношения эквивалентных нормальных усилий при качении и вдавливании с одинаковым нормальным напряжением в общем виде и на границах областей могут быть выражены следующим образом:

$$\frac{N_{_{\rm K}}}{N_{_{\rm B}}} = \frac{b + \Delta b_{_{3\rm A}} + b_{_{\rm I}}}{2b}, \quad \frac{N_{_{\rm K1}}}{N_{_{\rm B1}}} = 1, \quad \frac{N_{_{\rm K2}}}{N_{_{\rm B2}}} = \frac{b_2 + (\Delta b_{_{3\rm A}})_2 + b_1}{2b_2},$$

$$\frac{N_{\kappa 3}}{N_{\kappa 3}} = \frac{b_3 + (\Delta b_{_{33}})_3 + b_1}{2b_3}.$$
 (1.1.33)

Если погонная нагрузка при переходе от вдавливания к качению на упругопластическом интервале сохраняется или изменяется произвольным образом, то при перестройке контакта одновременно происходит приращение площадок Δb_{nep} и Δb_{3d} с соответствующим приращением нормального напряжения $\Delta \overline{\sigma}_n$:

$$\Delta N = (b^* + \Delta b') \Delta \sigma_n + \Delta b' \sigma_n, \qquad (1.1.34)$$

 $\text{ ГДе } \Delta b' = \Delta b_{_{3\text{A}}} + \Delta b_{_{\text{nep}}}; \Delta b_{_{3\text{A}}} = (\Delta b_n + \Delta b_y) \frac{\Delta \sigma_n}{\pi}; \Delta b_{_{\text{nep}}} = (\Delta b + \delta b) \frac{\Delta \sigma_n}{\pi}.$

При этом следует иметь в виду, что для рассматриваемого приближения максимальное и минимальное контактные напряжения, как и в других случаях, ограничены пределами $2 \le \overline{\sigma}_n \le \pi + 2$.

Особенности накопления деформаций при переходе от вдавливания к качению указывают на сужение общей ширины площадок, определяющих переход от одной стадии деформирования к другой, что выявляется как закономерность при экспериментальных исследованиях. Отношения реперных полуплощадок контакта упругого и псевдоупругого нагружения b_1 , b'_2 , b'_3 и площадок вдавливания с пластическим приращением контакта b_1 , b_2 , b_3 без учета составляющей от волнообразования

$$b_1: b'_2: b'_3 = 1: 1,50: 2,46, b_1: b_2: b_3 = 1: 2,05: 5,36.$$
 (1.1.35)

Для процессов качения при тех же средних нормальных напряжениях $\overline{\sigma}_n = 2$, π и 2 + π отношения упругих и псевдоупругих площадок $b_{1\kappa}$, $b'_{2\kappa}$ и $b'_{3\kappa}$, а также площадок с учетом пластического приращения $b_{1\kappa}$, $b_{2\kappa}$ и $b_{3\kappa}$ при тех же допущениях

$$b_{1\kappa}: b'_{2\kappa}: b'_{3\kappa} = 1: 1,50: 2,46, b_{1\kappa}: b_{2\kappa}: b_{3\kappa} = 1: 1,71: 3,6.$$
(1.1.36)

Приведенные данные относятся к плоской задаче и находятся в некоторой зависимости от допущений, принятых выше.

1.1.3. Влияние геометрических параметров очага деформации на напряженное состояние контакта

В предыдущем подпараграфе рассмотрены схемы перехода от вдавливания к качению в упругопластической области в предположении, что формы инструмента и свободной поверхности не влияют на параметры очага деформации, в том числе на положение точек, определяющих границы отдельных областей на шкале относительных напряжений $\overline{\sigma}_n = 2$, π и $2 + \pi$, т. е. была рассмотрена развертка контактных и свободных поверхностей в одной плоскости.

Здесь выявим влияние кривизны свободной и контактной поверхностей на параметры очага деформации при УПД. На рис. 1.1.3, δ показана схема с упрощенным очагом деформации идеально пластичного тела, в котором контактные и свободные поверхности представлены отрезками прямых (часто практикуемая в анализе техпроцессов обработки металлов давлением (ОМД) замена дуг хордами). При сближении ролика R_1 с полупространством в рамках этого приближения полем линий скольжения является поле Прандтля. Относительная площадка контакта (по отношению к радиусу R_1)

$$\overline{b}_{R_1} = \frac{b^*}{R_1} = \beta_1, \quad \beta_1 / 2 = \arcsin \frac{b^*}{2R_1} \approx \frac{b^*}{2R_1}.$$
 (1.1.37)

За счет искривленной свободной поверхности обрабатываемого тела R_2 возникает угол β_2 :

$$\overline{b}_{R_2} = \frac{b^*}{R_2} \approx \beta_2, \qquad (1.1.38)$$

непосредственно влияющий на среднее контактное напряжение

$$\sigma_n = (2 + \pi - 2\beta_n)k = \left(2 + \pi - \frac{2b^*}{R_2}\right)k.$$
 (1.1.39)

Качению по полупространству соответствует схема, представленная на рис. 1.1.3, в. В этом случае на полуплоскости при стационарном процессе возникает волна, параметры которой

25

уравновешивают внешнюю нагрузку. При уравновешенном трении длины хорд контакта и свободной поверхности равны. Основным параметром, влияющим на контактные напряжения, будет угол γ , определяемый через относительную контактную площадку $\gamma \approx \frac{b^*}{2R_1} \approx \beta_1 / 2$. При этом

$$\sigma_n = (2 + \pi - 4\gamma)k = (2 + \pi - 2\beta_1)k = \left(2 + \pi - \frac{2b^*}{R_1}\right)k. \quad (1.1.40)$$

На рис. 1.1.3, *г* представлено утрированное поле линий скольжения для случая пластического качения двух цилиндров. Для него характерно дополнительное заострение волны:

$$2\varphi = 2\left(\frac{\pi}{2} - 2\beta_2^* - 2\gamma\right) = \pi - 4\beta_2^* - 4\gamma,$$

$$\beta_2^* = \operatorname{arctg} \frac{b^* \cos \gamma}{R_2 - b^* \sin \gamma} \approx \frac{b^*}{R_2} \approx \beta_2,$$
(1.1.41)

с учетом того, что $\gamma \approx \frac{b^*}{2R_1}$.

При этом величина нормального напряжения составит

$$\sigma_{n} = (2 + \pi - 4\beta_{2}^{*} - 4\gamma)k \approx (2 + \pi - 2\beta_{1} - 4\beta_{2})k \approx \\ \approx \left(2 + \pi - \frac{2b^{*}}{R_{1}} - \frac{4b^{*}}{R_{2}}\right)k.$$
(1.1.42)

Выражения для среднего напряжения σ_n (1.1.39)–(1.1.41) показывают, что этот параметр зависит от кривизны контактирующих тел и параметров волны.

Охарактеризуем приближенные закономерности трения качения в упругопластической области. Как отмечалось, при отсутствии трения в опорах при свободном качении равнодействующая N' проходит через середину контакта и ось жесткого ролика (рис. 1.1.3, *a*). При этом сила трения качения с учетом sin $\gamma \approx \gamma \approx \beta_1/2$:

$$T = N' \sin \gamma \approx N' \beta_1 / 2. \tag{1.1.43}$$

26

Безразмерный коэффициент трения качения (с учетом $N = N'\cos \gamma = N'\cos \beta_1/2$)

$$\mu_k = \frac{T}{N} \approx \frac{\beta_1}{2}.$$
 (1.1.44)

Трение в опоре деформирующего ролика (радиусом *r*) порождает на контакте силу трения T'' и среднее контактное напряжение сдвига от нее $(\tau_k'')_{cp}$:

$$T'' = \mu_0 N' \frac{r}{R}, \quad (\tau_k)'_{\rm cp} = \overline{\sigma}'_n k \mu_0 \frac{r}{R}.$$
 (1.1.45)

Схема сил приведена на рис. 1.1.3, *д*. В этом случае приложены нормальная нагрузка N и собственный момент M_c , который при отсутствии дополнительных сил (силы тяги Q) вызывает на контактной площадке силу T', которая уравновешивает проекцию нормальной нагрузки N на площадке контакта с идеально пластичным телом ($b_{3\pi} = 0$):

$$T' = \frac{M_c}{R_1} = \frac{Nb^*}{2R_1} = N\beta_1/2 = N\mu_k = N\sin\gamma,$$

$$\sin\gamma \approx \gamma \approx \beta_1/2, \ \mu_k = \frac{\beta_1}{2}.$$
 (1.1.46)

Среднее контактное напряжение от этой силы равно

$$(\tau_k)'_{\rm cp} = \overline{\sigma}'_n k \sin \gamma \approx \overline{\sigma}'_n k \, (\beta_1/2). \tag{1.1.47}$$

Момент от внешней силы (1.1.47) уравновешен приложенным моментом $M_c = Nb^*/2$. В случае возникновения касательного сопротивления Q появляется сила тяги, которая имеет предел, лимитируемый коэффициентом сцепления. Сопротивление Q отклоняет равнодействующую $R = \sqrt{N^2 + T^2}$; предельный угол определяется коэффициентом сухого трения μ_c :

$$Q = \frac{M - (M_c + r\mu_c N')}{R_1}.$$
 (1.1.48)

Сопротивление качению определяется плечом равнодействующей относительно оси вращения ролика (рис. 1.1.3, *a*). При качении по пластической опоре процесс прекращается и переходит в проскальзывание при условии $Q > \mu_c N$ или $\mu_k > \mu_c$, $\mu_k > 1/\pi$ (согласно [7], при продольной шероховатости контактирующих поверхностей коэффициент сухого трения $\mu_c = 1/\pi$, при поперечной $\mu_c = 1/(1 + \pi/2)$).

Зависимость (1.1.44) для безразмерного коэффициента трения качения построена в предположении идеального жесткопластического характера контакта, когда начало контакта совмещалось с плоскостью симметрии (точка *A*). В [3] проанализировано изменение передней и задней площадок при упругопластическом качении. В этом случае площадка контакта представляется суммой $b^* = b_{33} + b_{nep}$, а положение центра площадки, определяющего плечо сопротивления качению, дает следующие значения коэффициентов трения качения:

$$\lambda = \frac{b_{\text{nep}} - b_{_{3,1}}}{2}, \quad \mu_k = \frac{b_{\text{nep}} - b_{_{3,1}}}{2R_1}.$$
 (1.1.49)

При этом площадки $b_{\rm nep}$ и $b_{\rm 3d}$ могут быть скорректированы с учетом коэффициента упругого несовершенства материала α по аналогии с (1.1.23) с учетом несимметричности удельных сил трения.

В процессах ППД роликом и индентором параметры напряженно-деформированного состояния зависят также от условий трения [3]. На рис. 1.1.3, е и ж показаны очаги деформации и форма свободной поверхности для случая одностороннего трения, встречного и попутного. При этом изменяется не только напряженное состояние, но и соотношение свободной и контактной поверхностей очагов деформации. В работе [4] отмечено, что при предельном трении ($\tau_k = k$) свободная поверхность образует прямой угол с контактной площадкой, что соответствует переходу схемы на рис. 1.1.3, ж к схеме на рис. 1.1.3, з. Такая же форма возникает в поперечном направлении при качении с проскальзыванием, а также после прохода индентора. В последнем случае при проявлении теплового эффекта возможно даже образование боковых заусенцев за счет преимущественного выдавливания разогретых слоев. Схема формообразования такого вида свободной поверхности показана на рис. 1.1.3, и.

Трансформация геометрических и кинематических параметров процесса приводит к изменению условий деформирования, что сказывается как на уровне накопления деформаций и упрочнения, так и на топографии обработанной поверхности. В качестве примера привлечем данные [4], отвечающие внедрению шариков в образцы с выпуклой (рис. 1.1.5, *a*) и вогнутой (рис. 1.1.5, *б*) сферической поверхностью. На рис. 1.1.5, *a* и *б* приведены характерные зависимости в координатах $d_{\rm кp}/d - N/D^2$, где *d* и $d_{\rm kp}$ – диаметры отпечатков на плоской и сферической поверхностях; *D* – диаметр индентора; $D_0 = 2R_0$ – диаметр сферической поверхностиоти сти образца; N/D^2 – степень нагружения.

Обе группы кривых однозначно показывают, что в области относительно низких степеней нагружения диаметр отпечатков на выпуклых образцах уменьшается, в то время как на вогнутых увеличивается. Такое положение, с одной стороны, противоречит теории идеальной пластичности (влияние углов γ), с другой – указывает на то, что в области малых степеней нагружения на закономерности формирования площадок контакта в большей



Рис. 1.1.5. Параметры вдавливания в сферические поверхности: a – схемы вдавливания в выпуклую поверхность; δ – схемы вдавливания в вогнутую поверхность, *в*, *г*, ∂ – схемы вдавливания инденторов до одного диаметра отпечатка в тела разной кривизны

степени сказывается соотношение между упругой и пластической деформацией. На рис. 1.1.5, *в*, *г*, ∂ показаны схемы вдавливания инденторов в тела разной кривизны до одного диаметра отпечатка (заштрихованные области демонстрируют смещенные объемы). Изменение смещенного объема при равном диаметре отпечатка характеризует максимум накопленной деформации, соотношение упругой и пластической деформации и степень упрочнения одновременно. Оценка по теории идеальной пластичности при постоянном сопротивлении сдвигу *k* в этом случае дала бы приращения противоположного знака.

1.2. Упругопластическое деформирование плоского тела

В параграфе рассматриваются различные способы упрочняющей обработки пластическим деформированием стальных полос, из которых производят автомобильные рессоры. Исходя из требований к эксплуатационным характеристикам рессор, в данной работе стремились добиться максимальной прочности изделий в условиях циклических нагрузок.

1.2.1. Способы поверхностного пластического деформирования листовых материалов

Сущность *первого способа* заключается в прокатке сформованного и термообработанного листа в профилированных определенным образом валках. При этом в очаге деформации поверхностного слоя возникает напряженное состояние всестороннего сжатия. Снятие остаточных растягивающих напряжений и поверхностное упрочнение полосы осуществляется только с одной стороны. Поэтому и инструмент для обработки полос обеспечивает поверхностную пластическую деформацию с одной стороны и упругую – с другой.

Наиболее полно указанным требованиям удовлетворяет процесс продольной прокатки между двумя валками, один из которых имеет гладкую рабочую поверхность, а другой – винтовую с профилем, показанным на рис. 1.2.1. При прокатке в валках,



Рис. 1.2.1. Схема кинематического и напряженного состояния: *I* – профилированный валок; *2* – гладкий валок; *3* – обрабатываемая полоса

один из которых является гладким, а второй – с профильной винтовой нарезкой, поверхностная пластическая деформация происходит при контакте полосы с профилированным валком, а при контакте с гладким – только упругая.

Схема напряженного состояния полосы при прокатке профилированным валком. При прокатке полосы между профилированным *1* и гладким *2* валками пластическая деформация возникает при внедрении клиновидного профиля в полосу (рис. 1.2.1). Металл полосы течет, как видно из рис. 1.2.1, в зазор между клиньями, обжимается по высоте за счет внедрения клина в полосу, а также в продольном направлении.

Таким образом, в очаге деформации, примыкающем к рифленому валку, в поверхностном слое возникает напряженное состояние всестороннего сжатия. Если предшествующая пластическая деформация вызвала в поверхностном слое растягивающие остаточные напряжения, то при деформации по схеме, представленной на рис. 1.2.1, они могут быть в различной степени уменьшены или их знак изменен на обратный.

После прокатки между профилированным и гладким валком полоса будет иметь профиль, показанный на рис. 1.2.2, *а*. По все-



Рис. 1.2.2. Поперечное сечение полосы после прокатки между рифленым и гладким (*a*) и затем между двумя гладкими валками (б)

му рифленому контуру полосы будут действовать сжимающие напряжения. Для их увеличения необходимо провести последующую прокатку с обжатием Δh_r в гладких валках. В обоих случаях прокатка осуществляется в холодном состоянии. Металл полосы предварительно подвергается закалке и среднему отпуску. Твердость после такой обработки составляет 42-45 HRC, пластичность металла низкая. При деформировании металла в условиях всестороннего сжатия резко повышается пластичность, что позволяет, как показали предварительные исследования, производить поверхностное пластическое деформирование на глубину до 0,8 мм, что в 2-3 раза превышает необходимую. Основными технологическими параметрами при таком способе обработки являются шаг винтового профиля *s*_z, угол клина 2*ү*, глубина внедрения h_r и величина Δh_r последующей прокатки в гладких валках. Шаг винтового профиля в процессе экспериментальных исследований изменялся от 1,0 до 3,0 мм, что позволяет изменять площадь обработанной поверхности полосы, глубину внедрения от 0,1 до 0,4 мм, угол клина от 30° до 120° и $\Delta h = 0,1 \div 0,4h_r$.

Второй способ профильной прокатки заключается в том, что рифление на поверхности полосы производят в горячем состоянии. Необходимость в таком способе обработки полосы обусловлена тем, что в холодном состоянии трудно получить рифление большой глубины вследствие низкой пластичности термообработанной полосы и высоких контактных напряжений. При горячей прокатке на полосе легко можно получить практически полный профиль рифления, показанный на рис. 1.2.3.

В отличие от первого варианта винтовой профиль имеет большие радиусы закругления R_1 во впадинах и вершинах для



Рис. 1.2.3. Поперечное сечение полосы после прокатки в горячем состоянии между рифленым и гладким валком (*a*) и затем в холодном состоянии между двумя гладкими валками (*б*)

увеличения стойкости валков при горячей прокатке. После термообработки полосу подвергают повторной прокатке в холодном состоянии с деформацией на величину Δh_x в гладких валках. Основные технологические параметры при таком способе обработки те же, что и в предыдущем варианте, однако глубина внедрения меняется от 0,5 до 1,5 мм.

В описанных выше способах после обработки на поверхности полосы остаются следы от рифленого валка в виде канавок. Наличие их повышает усталостную стойкость полосы, так как после зарождения трещины она будет локализована на этих углублениях, потому что растягивающие напряжения, возникающие при рабочем изгибе рессоры, полученной из обработанной полосы, будут по величине меньше в углублениях, чем в вершинах.

Третий способ поверхностной обработки заключается в том, что после внедрения винтового профиля в полосу будет дополнительно осуществляться сдвиг металла в поперечном направлении. Сущность процесса показана на рис. 1.2.4.

Осуществить его можно путем прокатки полосы между валком с многозаходным винтовым профилем (nS_z) и гладким валком, с рассогласованием окружных скоростей валков:

$$K_p = \frac{V_{\rm B}}{V_{\rm r}} > 1,$$
 (1.2.1)

где $V_{\rm B}$ – окружная скорость валка с многозаходным винтовым профилем; $V_{\rm r}$ – окружная скорость гладкого валка.



Рис. 1.2.4. Последовательные стадии прокатки со сдвигом

Определим основные параметры процесса. При прокатке с глубиной h_x на валках с диаметром D = 2R угол захвата α определяется как

$$\alpha = \sqrt{\frac{h_x}{R}}.$$
 (1.2.2)

Длина дуги захвата

$$L = R\alpha = \sqrt{Rh_x}.$$
 (1.2.3)

В многозаходной винтовой линии шаг одноименной линии равен nS_z (n – число заходов; S_z – шаг между ветвями). Для того чтобы при прохождении пути, равном длине дуги захвата L, клин одноименной винтовой линии прошел путь, равный или более S_z , необходимо обеспечить рассогласование окружных скоростей валков, равное

$$K_p = \frac{\pi D}{nL}.$$
 (1.2.4)

Анализ теоретических и экспериментальных исследований показал, что наиболее полно и объективно процесс упрочнения можно регулировать путем изменения давления между валками. Однако в случае холодного упрочнения системы, состоящей из гладкого и винтового валков, применение ее ограничено с точки зрения диапазона регулирования давления – он получается в этом случае очень узким. Обусловлено это следующим обстоятельством. При контакте обрабатываемой полосы с винтовым валком происходит поверхностная пластическая деформация и длина дуги контакта полосы и валка с винтовой нарезкой составляет, как показали расчеты, 4,5–5,5 мм при глубине внедрения 0,2–0,3 мм соответственно. С нижним же гладким валком полоса контактирует по линии. Но такое утверждение справедливо для идеально жестких тел, а в нашем случае – только при небольших нагрузках. С увеличением давления линия превращается в полосу из-за пластической деформации заготовки, так как валок обладает более высокой твердостью и жесткостью. Происходит локальная деформация на определенную глубину по всей ширине обрабатываемой полосы, и даже ее разрушение при повышенных нагрузках на валки.

Выход из создавшегося положения найден путем замены гладкого валка на винтовой. В этом случае происходит упрочнение обеих поверхностей рессорного листа и давление между валками можно изменять в широких диапазонах. Причем новый валок может иметь винтовую нарезку, отличную от основного.

Кроме того, такая замена позволяет устранить еще один недостаток, связанный со смещением полосы вдоль оси валков. В предложенном варианте на одной контактной поверхности полоса стремится к смещению в одну, а на другой – в противоположную сторону, что приводит к уравновешиванию сдвигающих усилий и стабилизации процесса.

Еще один положительный эффект реализуется при таком способе упрочнения применением на валках многозаходной резьбы. При этом происходит сдвиг деформируемого металла, увеличение ширины канавки и, следовательно, увеличение площади упрочняемой поверхности.

При знакопеременной нагрузке разрушение элементов конструкции может происходить постепенно при напряжениях, значительно меньших пределов прочности. Этот процесс постепенного разрушения металла, обычно называемый усталостным, заключается в том, что наиболее нагруженные участки претерпевают микродеформации, приводящие к местному деформационному упрочнению. Со временем в этой зоне возникают микротрещины, которые постепенно развиваются до полного разрушения конструкции. Поэтому одним из основных требований, предъявляемых к демпфирующим элементам конструкций, а следовательно, и к пружинным материалам, из которых они обычно изготавливаются, является сопротивление малым пластическим деформациям в условиях длительного переменного нагружения. Возможность сопротивляться малым пластическим деформациям зависит не только от химического состава нагруженного элемента и его термической обработки, но и во многом от технологии получения упругого элемента, и в частности от методов окончательной обработки его поверхности.

1.2.2. Микроструктура и свойства профилированных полос

Рассмотрим влияние на микроструктуру и свойства образцов из пружинно-рессорной стали 50 ХГФА способа поверхностной пластической обработки, разработанного в ФТИ НАН Беларуси. Исследованиям подвергались образцы:

закаленные в заневоленном состоянии и отпущенные по технологии Минского рессорного завода;

обработанные по способу Физико-технического института, предварительно закаленные в заневоленном состоянии и отпущенные.

Закалка и отпуск образцов проводились на базе Минского рессорного завода по типовой технологии. Химический состав материала образцов представлен в табл. 1.2.1.

Таблииа	1.2.1.	Химический	состав	материала	образцов
i a Ostatiga	1.2.1.	2 kinalin reekinin	cociab	rurepiiuiu	ооразцов

Марка	Элементный состав, %									
	С	Si	Mn	Cr	V	Ni	Cu	Р	S	
50ΧΓΦΑ	0,441	0,279	0,870	1,08	0,194	0,086	0,07	0,009	0,030	

Химический анализ состава материала образцов проводился на приборе Спектролак М-5.

На рис. 1.2.5 представлен общий вид образцов для стендовых испытаний с указанием плоскости разрушения (А) и реза для получения шлифов (Б, С).

Микроструктурные исследования проводили на поперечном и продольном сечениях образцов. Для этой цели на указанных сечениях по стандартной методике изготавливались шлифы. Выявление микроструктуры материала осуществляли методом окисления в реактивных средах, в качестве которых использовали: 4%-ный раствор азотной кислоты в спирте и 4%-ный раствор
пикриновой кислоты в спирте. Определение твердости образцов проводили на приборе ТК алмазным конусом по методу Роквелла.

Для определения микротвердости использовали прибор ПМТ-3. Нанесение отпечатка производили вдавливанием алмазной пирамиды под нагрузкой 0,2–0,5 кг. Микроструктурные исследования проводили на приборах Neopfot 24 и Микро-200.



Рис. 1.2.5. Общий вид образцов для стендовых испытаний

Средние значения твердости исследуемых образцов составили 42-45 HRC.

Микроструктура закаленных и отпущенных образцов по методике Минского рессорного завода представлена на рис. 1.2.6. У поверхности образца имеет место обезуглероженный слой с ферритной структурой. Толщина слоя составляет до 80 мкм. Размер зерна феррита 8 мкм. Микротвердость феррита 2040 HV. За зоной обезуглероживания следует зона со структурой бейнита и небольшим количеством ферритных зерен.



а

б

Рис. 1.2.6. Микроструктура рессорных полос стали 50ХГФА после стандартной термообработки (закалка и отпуск): *a* – ×400; *б* – ×2000 (центр)

Толщина зоны составляет 940–1200 мкм. Значение микротвердости поверхностного феррита – 2400 HV, бейнита – 3400 HV. Микроструктура центральной части полосы – скрытокристаллический мартенсит с размером бывшего аустенитного зерна: у поверхности 8 мкм, в центре 19 мкм. Микротвердость мартенсита – 6620 HV. В центральной зоне образцов на срезе скрытоигольчатого мартенсита выявляются участки крупно- и мелко-



Рис. 1.2.7. Микроструктура образцов рессорных полос без нанесения рельефа и с рельефом: *a* – на расстоянии 70 мкм от рабочей поверхности образцов; *б* – середина рессорной полосы; *в* – поверхность образцов с нанесенным рельефом

игольчатого бейнита в виде сильно травящихся игл, которые в плоскости шлифа располагаются полосами параллельно верхней и нижней поверхностям – так называемые ликвации.

Способ обработки поверхности, разработанный в ФТИ НАН Беларуси, предполагает нанесение на поверхность при помощи накатки ряда параллельных полос, в поперечном сечении имеющих вид треугольных углублений (рис. 1.2.7, *в*). Глубина рельефа достигает 90 мкм. В результате нанесения рельефа изменяется глубина проникновения переходной бейнитной структуры в толщину обрабатываемого образца. Глубина такого проникновения согласуется с усилением нанесения поверхностного рельефа. Так, при нагрузке на валки 2,85 т толщина бейнитной зоны составляет порядка 900 мкм, при нагрузке 12,5 т – 930– 1500 мкм, при нагрузке 22,0 т – 1750–2300 мкм.

Результаты экспериментальных исследований. Были проведены исследования по влиянию давления металла на валки (*P*) при упрочнении полос из стали 50ХГФА сечением 8×60 мм и длиной 600 мм на усталостную прочность образцов. Полосы были подвергнуты закалке (850 °C) в масле с последующим отпуском при температуре 420 °C. Твердость после термообработки составила 42–44 HRC, поверхностную обработку производили рабочим валком с метрическим винтовым профилем (*S* = 2 мм) и опорным – с шагом метрического профиля 1,25 мм.

Валки изготовлены из стали P6M5, твердость после термообработки – 64 HRC. Скорость обработки составляла 2,5 м/с. Полосы перед термообработкой были подвергнуты формовке по дуге окружности с максимальной стрелой изгиба посередине 26–27 мм, т. е. представляли собой рабочий лист многолистовой стандартной рессоры. После обработки полосы подвергали испытаниям на сравнительную циклическую прочность на стенде. Амплитуда перемещения центральной части от спрямленного состояния в одну и другую сторону составляла 20 мм. Расстояние между опорами – 550 мм. Результаты испытаний представлены на рис. 1.2.8.

Из рис. 1.2.8 видно, что с увеличением давления на валки усталостная прочность полосы повышается до определенного



Рис. 1.2.8. Зависимость усталостной прочности образцов от давления на валки

предела, а затем падает. Как показал анализ усталостного разрушения образцов, подвергнутых обработке при давлении на валки 17,3 т, оно имеет многофрагментарный профиль с признаками хрупкого разрушения. Это указывает на то, что под действием такой нагрузки деформация происходит по всей толщине полосы с образованием микротрещин.

Максимальное повышение усталостной прочности составляет 42%, и достигнуто оно при однократном пропуске полосы между валками с винтовым профилем при давлении на валки 13,4 т.

1.3. Напряженно-деформированное состояние цилиндрической биметаллической заготовки при деформировании через коническую матрицу

Одной из основных задач при горячем пластическом формообразовании цилиндрической биметаллической заготовки, из которой изготавливается осевой режущий инструмент, является определение зависимости размеров ее компонентов в поперечном сечении полученного после обжатия профиля от параметров процесса деформирования (сил трения, геометрии оснастки) и соотношения механических свойств и начальных размеров компонентов заготовки. Решение этой задачи сводится к аналитическому изучению силового взаимодействия различных по механическим свойствам металлов в очаге деформации при их истечении через коническую матрицу [10].

При схеме горячего выдавливания двухкомпонентной биметаллической заготовки, представленной в виде коаксиального истечения разнородных материалов через коническую матрицу под действием осевого нагружения (рис. 1.3.1), в пластической зоне вследствие различия механических свойств компонентов происходит перераспределение объемов металлов – более прочный металл *l* занимает относительно больший объем, чем в ис-

ходном состоянии в начале процесса. В результате этого поверхность раздела компонентов смещается в сторону менее прочного металла 2 и на выходе из зоны пластической деформации отношение размеров компонентов в поперечном сечении отличается от отношения в исходной заготовке. Смещение поверхности раздела компонентов зависит от геометрии формообразующего инструмента и соотношения радиусов компонентов в исходной заготовке, а также от условий трения на контактных поверхностях.

Известно, что распределение нормальных напряжений в теле имеет непрерывный характер. Следовательно, на поверхности



Рис. 1.3.1. Схема пластического истечения биметаллической заготовки при обжатии в коническом канале матрицы: *1* – наружный слой металла; *2* – внутренний слой металла

раздела компонентов биметаллической заготовки в каждом из них напряжения должны быть равны. При деформации разнородных материалов существует единственное положение поверхности раздела, при котором удовлетворяется равенство нормальных напряжений в обоих материалах. Таким образом, определив зависимости этих напряжений от положения поверхности раздела для каждого материала, можно найти положение поверхности раздела, а следовательно, и величину обжатия компонентов заготовки.

Рассмотрим схему пластического истечения биметаллической заготовки, состоящей из наружного и внутреннего компонентов, через коническую матрицу (рис. 1.3.1). На ней показано сходящееся течение компонентов заготовки в зоне конического канала матрицы, входной радиус которой равен R_1 , радиус выходного канала – r_1 , половина угла заходной части – φ_k , начальный радиус внутреннего металла биметаллической заготовки – r_2 .

Очаг пластической деформации ограничен сферическими поверхностями с радиусами $\rho_{\rm Bx}$ и ρ_0 и поверхностью конической части матрицы с образующей $A_0A'_0$. Пластическое обжатие происходит в условиях объемной схемы деформации, причем в общем случае значения трех главных деформаций не равны нулю. На рис. 1.3.1 изображена также объемная схема напряженного состояния, на которой показаны главные нормальные σ_{ρ} , σ_{ϕ} и перпендикулярные им касательные напряжения $\tau_{\rho\phi}$. На схеме не показаны главные напряжения σ_{θ} , $\tau_{\rho\theta}$ и $\tau_{\phi\theta}$, так как они направлены перпендикулярно плоскости рисунка, поэтому схема выглядит двумерной.

Особенностью операции горячего выдавливания цилиндрической биметаллической заготовки является наличие значительных нормальных напряжений на контактных поверхностях, действующих по поверхностям конической заходной части матрицы и раздела наружного и внутреннего металлов.

Если наружный слой металла *1* имеет большую величину предела прочности, чем внутренний слой металла *2*, и соотношение их пределов текучести σ_{S_1} (наружный слой металла) и σ_{S_2} (внутренний слой металла) в процессе деформации $\frac{\sigma_{S_2}}{\sigma_{S_1}} < 1$,

то это обусловливает такое распределение объемов соответствующих металлов в очаге деформации, при котором образующая конуса ОГ, разделяющая наружный и внутренний слои в заготовке в начале процесса деформации, смещается в положение *OF'* (рис. 1.3.1). При этом конус, полученный с помощью образующей DF', будет являться для внутреннего металла как бы заходной частью матрицы. Уменьшение объема внутреннего металла в очаге деформации за счет такого распределения, исходя из закона сохранения масс, приводит к увеличению скорости истечения металла через конический канал с образующей DF'. Опережающее истечение внутреннего компонента биметалла способствует появлению дополнительных растягивающих напряжений в соседних слоях наружного компонента, что изменяет схему напряженного состояния. В результате такого экспансивного перераспределения объемов в очаге деформации на границе раздела металлов создается напряженное состояние, удовлетворяющее равенству напряжений в металлах *1*, *2*. На смещенной границе раздела ODF' они должны быть такими же, как и на границе OCF для условно равнопрочных составляющих биметаллической заготовки. Из этого следует равенство касательных напряжений $\tau_1 = \tau_2$.

Исходя из схемы сил, действующих в очаге деформации, можно считать, что схемы напряженного состояния наружного и внутреннего компонентов биметаллической заготовки одноименны и представляют собой схемы неравномерного всестороннего сжатия.

Напряженное состояние более прочного наружного металла *l* будем определять в сферических координатах, центр которых находится в точке *O*, являющейся вершиной конуса. При этом положение образующей *OF'* определяется контактными условиями на конической поверхности матрицы $A_0A'_0$ (касательное напряжение τ_k) и на поверхности раздела наружного и внутреннего металлов *F'D* (касательное напряжение τ_2), а также исходными соотношениями радиусов наружного R_1 и внутреннего R_2 компонентов биметаллической заготовки.

На рис. 1.3.1 также приведена эпюра распределения касательных напряжений в деформируемых компонентах биметаллической заготовки, при ее истечении через коническую матрицу на различных стадиях деформирования.

При анализе напряженного состояния внутреннего металла 2 будем исходить из того, что объем очага деформации его ограничен сферическими поверхностями с радиусами $\rho_{\rm BX}$ и ρ_0 и боковой поверхностью усеченного конуса матрицы с образующей *DF*'.

Дифференциальные уравнения равновесия для рассматриваемой осесимметричной задачи имеют вид [11]

$$\frac{\partial \sigma_{\rho}}{\partial \rho} + \frac{1}{\rho} \frac{\partial \tau_{\rho\phi}}{\partial \phi} + \frac{1}{\rho} \left[2\sigma_{\rho} - (\sigma_{\phi} + \sigma_{\theta}) + \tau_{\rho\phi} \operatorname{ctg} \phi \right] = 0$$

$$\frac{\partial \tau_{\rho\phi}}{\partial \rho} + \frac{1}{\rho} \frac{\partial \sigma_{\phi}}{\partial \phi} + \frac{1}{\rho} \left[3\tau_{\rho\phi} + (\sigma_{\phi} - \sigma_{\theta}) \operatorname{ctg} \phi \right] = 0$$

$$(1.3.1)$$

Условие пластичности определяется равенством

$$(\sigma_{\rho} - \sigma_{\theta})^{2} + (\sigma_{\theta} - \sigma_{\phi})^{2} + (\sigma_{\phi} - \sigma_{\rho})^{2} + 6\tau_{\rho\phi}^{2} = 2\sigma_{i}^{2}, \qquad (1.3.2)$$

где σ_{ρ} , σ_{θ} , σ_{ϕ} – главные нормальные напряжения; $\tau_{\rho\phi}$ – касательное напряжение в сферической системе координат (угол θ , направленный перпендикулярно плоскости рисунка, на рис. 1.3.1 не показан и соответственно не показано σ_{θ}); σ_i – интенсивность нормальных напряжений.

В случае постоянства σ_i по всему объему деформированного тела (или очага деформации) система уравнений (1.3.1), (1.3.2) при определенных граничных условиях становится теоретически разрешимой, однако ее решение представляет значительные математические трудности.

Для решения данной задачи принимаем следующие допущения:

1) полагаем $\sigma_{\theta} = \sigma_{\phi}$, т. е. что две из трех компонент нормальных напряжений равны между собой. Тогда уравнения равновесия и пластичности принимают вид

$$\rho \frac{\partial \sigma_{\rho}}{\partial \rho} + \frac{\partial \tau_{\rho \phi}}{\partial \phi} + 2(\sigma_{\rho} - \sigma_{\phi}) + \tau_{\rho \phi} \text{ctg } \phi = 0$$

$$\left. \frac{\partial \sigma_{\phi}}{\partial \phi} + 3\tau_{\rho \phi} = 0 \right\}$$
(1.3.3)

$$(\sigma_{\rho} - \sigma_{\phi})^2 + 3\tau_{\rho\phi}^2 = \sigma_i^2; \qquad (1.3.4)$$

2) материалы составляющих биметаллической заготовки однородные, изотропные и неупрочняемые. Из этого следует, что их пластическое состояние наступает при условии

$$\sigma_i = \sigma_s, \tag{1.3.5}$$

где σ_{*s*} – напряжение текучести рассматриваемой металлической составляющей биметаллической заготовки;

3) принимаем жестко-пластическую модель деформации материала и считаем, что для каждого компонента биметалла течение металлов происходит вдоль радиусов, исходящих из вершины конуса O, полученного путем вращения образующей OA'_{0} , а очаг деформации отделен от жестких областей сферическими поверхностями с радиусами $\rho_{\text{вх}}$ и ρ_{0} .

Для осесимметричного напряженного состояния рассматриваемой составляющей в сферических координатах можно записать условие пластичности в виде

$$\sigma_{\rho} - \sigma_{\phi} = \sigma_s. \tag{1.3.6}$$

При данных допущениях систему уравнений (1.3.3) и (1.3.4) можно представить в виде

$$\rho \frac{\partial \sigma_{\rho}}{\partial \rho} + \frac{\partial \tau_{\rho\phi}}{\partial \phi} + 2(\sigma_{\rho} - \sigma_{\phi}) + \tau_{\rho\phi} \operatorname{ctg} \phi = 0$$

$$\frac{\partial \sigma_{\phi}}{\partial \phi} + 3\tau_{\rho\phi} = 0$$

$$\sigma_{\rho} - \sigma_{\phi} = \sigma_{s}$$
(1.3.7)

Система уравнений (1.3.7) применима при исследовании задачи течения как наружного металла l, так и внутреннего металла 2. Все расчетные величины, относящиеся к наружному металлу, обозначим с индексом 1, а к внутреннему металлу – с индексом 2.

Определим нормальные напряжения σ_{ϕ} на поверхности раздела металлов, т. е. на конической поверхности с образующей

DF'. Проведем расчет $\sigma_{\phi}^{(1)}$ в области, ограниченной радиусами *OA* и *OA'* и сферическими поверхностями с радиусами ρ и ρ_0 .

Для решения системы уравнений (1.3.7) необходимо задать закон распределения касательных напряжений. Известные распределения касательных напряжений в плоской матрице по Р. Хиллу [12] и полученные при решении задачи с линеаризацией уравнения по методу В. П. Унксова [13], исходя из подобия треугольников *САН* и *СВG* в эпюре на рис. 1.3.1, можно с некоторым приближением аппроксимировать линейной функцией угла φ , т. е.

$$\tau_{\rho\phi}^{(1)} = \tau_2 + \frac{\tau_k - \tau_2}{tg\phi_k - tg\phi_2} (tg\phi - tg\phi_2) = \tau_2 + b (tg\phi - tg\phi_2), \quad (1.3.8)$$

где $\tau_{\rho\varphi}^{(1)}$ – касательные напряжения в наружном металле *I* в области углов $\phi_2 < \phi < \phi_k$ на поверхности *AA*', образованной радиусом ρ ; $b = \frac{\tau_k - \tau_2}{\operatorname{tg} \phi_k - \operatorname{tg} \phi_2}$ – введено для упрощения формы записи уравнений; τ_2 , τ_k – касательные напряжения, постоянные по величине на поверхности раздела компонентов биметалла и конической поверхности матрицы $A_0 A'_0$ соответственно.

Взяв производную от (1.3.8) по углу φ, получим

$$\frac{\partial \tau_{\rho\phi}^{(1)}}{\partial \phi} = b \frac{1}{\cos^2 \phi}.$$
(1.3.9)

Подставляя (1.3.8) и (1.3.9) в первое уравнение системы (1.3.7) и учитывая условие пластичности, получим уравнение равновесия в виде

$$\rho \frac{\partial \sigma_{\rho}}{\partial \rho} + b \left(1 + \frac{1}{\cos^2 \phi} \right) + (\tau_2 - b \operatorname{tg} \phi_2) \operatorname{ctg} \phi + 2\sigma_{s_1} = 0. \quad (1.3.10)$$

Интегрируя второе уравнение системы (1.3.7) с учетом (1.3.8), определяем $\sigma_{\! \omega}\!:$

$$\frac{\partial \sigma_{\varphi}}{\partial \varphi} + 3\tau_2 + 3b(\operatorname{tg} \varphi - \operatorname{tg} \varphi_2) = 0, \qquad (1.3.11)$$

$$\sigma_{\varphi} = 3(b \, \mathrm{tg} \, \varphi_2 - \tau_2) \, \varphi + 3b \ln \cos \varphi + f(\rho), \qquad (1.3.12)$$

где $f(\rho)$ – подлежащая определению функция, зависящая только от ρ . Эту функцию введем в выражение

$$\sigma_{\rho} = 3(b \, \mathrm{tg} \, \varphi_2 - \tau_2) \varphi + 3b \ln \cos \varphi + f(\rho) + 2\sigma_{s_1}. \quad (1.3.13)$$

Дифференцируя (1.3.13) по р, находим

$$\frac{\partial \sigma_{\rho}}{\partial \rho} = \frac{\partial f(\rho)}{\partial \rho}.$$
(1.3.14)

Подставляя (1.3.14) в уравнение равновесия (1.3.10), получаем

$$\rho \frac{\partial f(\rho)}{\partial \rho} + b \frac{1}{\cos^2 \varphi} + 2\sigma_{s_1} + [\tau_2 + b (\operatorname{tg} \varphi - \operatorname{tg} \varphi_2)]\operatorname{ctg} \varphi = 0. \quad (1.3.15)$$

Из уравнения (1.3.15) следует дифференциальное уравнение первой степени

$$\rho \frac{\partial f(\rho)}{\partial \rho} + A = 0, \qquad (1.3.16)$$

где постоянная $A = -\left\{b\frac{1}{\cos^2 \phi} + 2\sigma_{s_1} + [\tau_2 + b(tg\phi - tg\phi_2)]ctg\phi\right\}$ от значения ρ не зависит.

Решение уравнения (1.3.16) после интегрирования имеет вид

$$\partial f(\rho) = -A \frac{\partial \rho}{\rho},$$

$$f(\rho) = C - A \ln \frac{\rho}{\rho_0}$$
(1.3.17)

и включает постоянную интегрирования *С*, которую определим из граничных условий

$$\rho = \rho_0, \, \sigma_0 = 0.$$
 (1.3.18)

Подставляя граничные условия (1.3.18) в (1.3.12) и используя (1.3.17), получаем

$$C = -3[(b \,\mathrm{tg}\,\varphi_2 - \tau_2)\varphi + b \,\mathrm{ln}\,\cos\varphi], \qquad (1.3.19)$$

47

а общее решение уравнения (1.3.12) для наружного металла *I* будет выглядеть следующим образом:

$$\sigma_{\varphi}^{(1)} = -\left[b\left(1 + \frac{1}{\cos^2 \varphi}\right) + (\tau_2 - b \, \mathrm{tg} \, \varphi_2) \, \mathrm{ctg} \, \varphi + 2\sigma_{s_1}\right] \ln \frac{\rho}{\rho_0}.$$
 (1.3.20)

Аналогично проведем расчет напряжения во внутреннем металле 2 в области, ограниченной образующей ODF', осью симметрии и сферическими поверхностями с радиусами $\rho_{\rm BX}$ и ρ_0 . Условно принимаем, что обжимаемый внутренний слой металла выдавливается в коническую полость с полууглом заходной части матрицы ϕ_2 , неизменным в течение всего процесса деформации. Учитывая допущение о линейном распределении касательных напряжений τ по углу ϕ и отсутствие их на оси симметрии EO (см. эпюру на рис. 1.3.1), исходя из подобия треугольников в эпюре, получаем

$$\tau^{(2)}_{\rho\phi} = \tau_2 \operatorname{ctg} \phi_2 \operatorname{tg} \phi. \tag{1.3.21}$$

Проделав последовательно те же преобразования, что и при вычислении $\sigma_{\phi}^{(1)}$, вычислим напряжения $\sigma_{\phi}^{(2)}$ на поверхности контакта наружного и внутреннего металлов:

$$\sigma_{\varphi}^{(2)} = -\left[\tau_2 \operatorname{ctg} \varphi_2 \left(1 + \frac{1}{\cos^2 \varphi}\right) + 2\sigma_{s_2}\right] \ln \frac{\rho}{\rho_0}.$$
 (1.3.22)

При $\phi = \phi_2$ можно приравнять (1.3.20) и (1.3.22) и, решив это равенство, после преобразований получим следующее выражение:

$$(\tau_2 \operatorname{ctg} \varphi_2 - b)(1 + \operatorname{tg}^2 \varphi_2) = 2(\sigma_{s_1} - \sigma_{s_2}).$$
(1.3.23)

Для решения (1.3.23) представим выражение для *b*:

$$b = \frac{\tau_k - \tau_2}{\operatorname{tg} \varphi_k - \operatorname{tg} \varphi_2} = \tau_k \frac{1 - \frac{\tau_2}{\tau_k}}{\operatorname{tg} \varphi_k - \operatorname{tg} \varphi_2} = \tau_k \frac{1 - n \frac{\tau_2}{\tau_k}}{\operatorname{tg} \varphi_k - \operatorname{tg} \varphi_2} = \tau_k \frac{1 - n \frac{\operatorname{tg} \varphi_1}{\operatorname{tg} \varphi_k}}{\operatorname{tg} \varphi_k - \operatorname{tg} \varphi_2},$$
(1.3.24)
 $r_{\text{T}} = r_k \frac{1 - n \frac{\tau_1}{\tau_k}}{\operatorname{tg} \varphi_k - \operatorname{tg} \varphi_2} = \tau_k \frac{1 - n \frac{\operatorname{tg} \varphi_1}{\operatorname{tg} \varphi_k}}{\operatorname{tg} \varphi_k - \operatorname{tg} \varphi_2},$

48

Тогда равенство (1.3.23) после подстановки в него выражения (1.3.24) будет выглядеть следующим образом:

$$\begin{pmatrix} \tau_{2} \operatorname{ctg} \varphi_{2} - \tau_{k} \frac{1 - n \frac{\operatorname{tg} \varphi_{1}}{\operatorname{tg} \varphi_{k}}}{\operatorname{tg} \varphi_{k} - \operatorname{tg} \varphi_{2}} \end{pmatrix} (1 + \operatorname{tg}^{2} \varphi_{2}) = 2(\sigma_{s_{1}} - \sigma_{s_{2}}); \\ \tau_{k} \begin{pmatrix} \frac{\tau_{2}}{\tau_{k}} \operatorname{ctg} \varphi_{2} - \frac{1 - n \frac{\operatorname{tg} \varphi_{1}}{\operatorname{tg} \varphi_{k}}}{\operatorname{tg} \varphi_{k} - \operatorname{tg} \varphi_{2}} \end{pmatrix} (1 + \operatorname{tg}^{2} \varphi_{2}) = 2(\sigma_{s_{1}} - \sigma_{s_{2}}); \quad (1.3.25) \\ \begin{pmatrix} n \frac{\operatorname{tg} \varphi_{1}}{\operatorname{tg} \varphi_{k}} \operatorname{ctg} \varphi_{2} - \frac{1 - n \frac{\operatorname{tg} \varphi_{1}}{\operatorname{tg} \varphi_{k}}}{\operatorname{tg} \varphi_{k} - \operatorname{tg} \varphi_{2}} \end{pmatrix} (1 + \operatorname{tg}^{2} \varphi_{2}) = 2(\sigma_{s_{1}} - \sigma_{s_{2}}); \quad (1.3.25) \end{cases}$$

Обозначив $\frac{2(\sigma_{s_1} - \sigma_{s_2})}{\tau_k} = N$ и решив (1.3.25) относительно tg φ_2 , в результате преобразований получим полином

$$(\mathrm{tg}\,\varphi_2)^3 - (N + n\,\mathrm{tg}\,\varphi_1)(\mathrm{tg}\,\varphi_2)^2 + (N\,\mathrm{tg}\,\varphi_k + 1)\,\mathrm{tg}\,\varphi_2 - n\,\mathrm{tg}\,\varphi_1 = 0,$$
(1.3.26)

где угол $\varphi_1 = \arcsin\left(\frac{R_2}{R_1}\sin\varphi_k\right)$. Анализ и численное решение (1.3.26) показали, что корни уравнения существенно зависят от коэффициента N и tg ϕ_1 , характеризующих соответственно силовое взаимодействие разнородных металлов с различными механическими свойствами в очаге деформации и соотношение исходных геометрических параметров компонентов – радиусов $\frac{R_2}{R_1}$. Определенные из уравнения (1.3.26) значения tg φ_2 (углов φ_2) отвечают условию равенства нормальных напряжений $\sigma_{0}^{(1)} = \overline{\sigma}_{0}^{(2)}$ на поверхности контакта компонентов биметалла в пластической зоне в процессе выдавливания при различных параметрах (табл. 1.3.1, рис. 1.3.2).

					1	-1)			
Значение соот- ношения $\frac{R_2}{R_1}$	<i>N</i> = 0,8			<i>N</i> = 2,0			N = 4,0		
	$\varphi_k = 30^\circ$	$\varphi_k = 45^\circ$	$\varphi_k = 60^\circ$	$\varphi_k = 30^\circ$	$\varphi_k = 45^\circ$	$\varphi_k = 60^\circ$	$\varphi_k = 30^\circ$	$\varphi_k = 45^\circ$	$\varphi_k = 60^\circ$
0,7	18°	21°	22°	13°	12°	11°	8°	7°	6°
0,8	20°	27°	30°	16°	16°	14°	11°	<u>9</u> °	9°
0,9	24°	35°	42°	20°	22°	21°	12°	11°	10°

Таблица 1.3.1. Величина угла φ_2 при различных параметрах выдавливания $\left(N, \frac{R_2}{R}, \frac{r_2}{r}\right)$



Рис. 1.3.2. Зависимость угла ϕ_2 от *N* при *n* = 0,8; 1; 1,2

На рис. 1.3.2 представлена зависимость угла φ_2 от коэффициента $N = \frac{2(\sigma_{s_1} - \sigma_{s_2})}{\tau_k}$ при различных значениях n = 0.8; 1; 1,2. При установившемся течении компонентов биметаллической заготовки касательные напряжения на поверхности раздела в компонентах биметалла $\tau_2 = \tau_1$, значение $n = \frac{\tau_2}{\tau_1} = 1$, другие значения коэффициента n = 0.8; 1,2 соответствуют неустановившемуся истечению биметаллической заготовки в очаге деформации, когда касательные напряжения на поверхности раздела в компонентах биметаллической заготовки в очаге деформации, когда касательные напряжения на поверхности раздела в компонентах биметаллической заготовки в очаге деформации, когда касательные напряжения на поверхности раздела в компонентах биметалла отличаются друг от друга: $\tau_2 \neq \tau_1$.

Смещение поверхности контакта в сторону менее прочного металла на величину угла $\phi_1 - \phi_2$ приводит к изменению равен-

ства отношений $\frac{R_2}{R_1} = \frac{r_2}{r_1}$, отвечающего условию равнопрочности компонентов биметалла.

Увеличение толщины наружного металла в конечной заготовке составит:

$$\Delta r = r'_2 - r_2 = \rho_0 (\sin \varphi_1 - \sin \varphi_2) = r_1 \frac{\sin \varphi_1 - \sin \varphi_2}{\sin \varphi_k}.$$
 (1.3.27)

Так как $\sin \varphi_1 = \frac{R_2}{R_1} \sin \varphi_k$, то

$$\Delta r = r_1 \left(\frac{R_2}{R_1} - \frac{\sin \varphi_2}{\sin \varphi_k} \right). \tag{1.3.28}$$

Таблица 1.3.2. Значение отношений $\frac{\sin \phi_2 / \sin \phi_k}{\Delta r / r_1}$ при различных параметрах выдавливания $\left(N, \frac{R_2}{R_1}\right)$

Значение соот-	<i>N</i> = 0,8			<i>N</i> = 2,0			N = 4,0		
ношения $\frac{R_2}{R_1}$	$\varphi_k = 30^\circ$	$\varphi_k = 45^\circ$	$\varphi_k = 60^\circ$	$\varphi_k = 30^\circ$	$\varphi_k = 45^\circ$	$\varphi_k = 60^\circ$	$\varphi_k = 30^\circ$	$\varphi_k = 45^\circ$	$\varphi_k = 60^\circ$
0,7	<u>0,618</u>	0,506	<u>0,433</u>	0,450	0,294	0,220	0,278	<u>0,172</u>	0,121
	0,08	0,19	0,27	0,25	0,40	0,48	0,42	0,53	0,58
0,8	<u>0,684</u>	<u>0,642</u>	<u>0,577</u>	<u>0,552</u>	<u>0,390</u>	<u>0,279</u>	<u>0,382</u>	0,220	<u>0,180</u>
	0,12	0,16	0,22	0,25	0,41	0,52	0,42	0,58	0,62
0,9	<u>0,814</u>	<u>0,812</u>	<u>0,772</u>	<u>0,684</u>	<u>0,530</u>	<u>0,413</u>	<u>0,416</u>	0,281	<u>0,201</u>
	0,09	0,09	0,13	0,22	0,37	0,49	0,48	0,62	0,70

По рассчитанным данным (табл. 1.3.2) построена номограмма, представленная на рис. 1.3.3, по которой при известных значениях N, tg φ_1 и соотношении исходных размеров $\frac{R_2}{R_1}$ можно определить смещение границы раздела Δr между материалами и соотношение радиусов $\frac{r_2}{r_1}$ внутреннего и наружного металлов на выходе из очага деформации. Например, при соотношении

исходных радиусов внутреннего и внешнего слоев металлов $\frac{R_2}{R_1} = 0,8$ и угле заходной части матрицы $\varphi_k = 45^\circ$ при N = 0,8, т. е. $\tau_k = 0,5\sigma_{S_1}$, соотношение радиусов на выходе очага деформации $\frac{r_2}{r_1} = 0,6$; в той же матрице при N = 2, когда имеются другие условия трения или материалы, т. е. $\tau_k = 0,2\sigma_{S_1}$, соотношение равняется 0,35, а при N = 4 ($\tau_k = 0,1\sigma_{S_1}$) – 0,2. Так же легко по рис. 1.3.3 проследить изменение соотношений радиусов при других углах заходной части матрицы: $\varphi_k = 30^\circ$, $\varphi_k = 60^\circ$. Номограмма также работает и в обратном направлении, когда задано конечное соотношение радиусов и необходимо определить соотношение исходных радиусов заготовок.

Разработанная модель включает основные факторы, которые влияют на процесс коаксиального истечения двух разнородных металлов через коническую часть матрицы при выдавливании. При появлении в цилиндрической части матрицы сложной гравюры, соответствующей получаемой заготовке, расчет процесса истечения металлов сильно усложняется, однако выведенные за-



Рис. 1.3.3. Зависимость смещения границы раздела и соотношения радиусов внутреннего и наружного металлов на выходе из очага деформации

висимости справедливы для рабочей части заготовки в области зуба концевого режущего инструмента.

С помощью номограммы (рис. 1.3.3), связывающей геометрические параметры очага деформации при горячем выдавливании (полуугол заходной части матрицы), механические свойства деформируемых металлов (пределы текучести) и условия внешнего и межслойного трения (нормальные и касательные напряжения в слоях металла в очаге пластической деформации), по заданным величинам радиусов наружной и внутренней составляющих цилиндрической биметаллической заготовки можно получать регламентированную толщину наружного слоя по всей длине рабочей части. Это особенно важно при изготовлении осевого режущего инструмента в биметаллическом исполнении, в котором именно наружный слой на его рабочей части изготавливается из высоколегированных инструментальных сталей (например, P6M5) и выполняет режущие функции.

2 ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССОВ Деформирования стальных изделий сферической, плоской и цилиндрической формы

2.1. Особенности структурно-фазовых изменений в стальных изделиях при их упругопластическом деформировании

Снизить количество остаточного аустенита можно, применяя поверхностную обработку, например тел вращения (шариков, роликов и т. д.), путем их нагружения силой, вызывающей упругую деформацию, и одновременно перекатывая их по деформирующему инструменту по сложной траектории, что создает картину знакопеременных напряжений в теле обрабатываемой детали. При этом происходит распад остаточного аустенита, а в поверхностном слое возникают дополнительные сжимающие напряжения, как и при поверхностной пластической деформации (ППД). Действительно, при ППД закаленной стали, например ШХ15, происходит изменение структуры поверхностного слоя обрабатываемых деталей. Обработка закаленной поверхности шариками или алмазным выглаживанием приводит к возрастанию плотности дислокаций и измельчению блоков, хотя и на весьма небольшую глубину. Интенсивная поверхностно-деформационная обработка вызывает аустенитно-мартенситное превращение, что приводит к снижению остаточного аустенита в стали ШХ15 до 4,5-6%.

Для сопротивления динамическим и ударным воздействиям материал должен иметь высокую прочность и вязкость, высокое сопротивление деформации и разрушению. Сопротивление материала деформации объединено в комплексное понятие «прочность», а сопротивление разрушению – «надежность». Если разрушение происходит за множество актов нагружения, то это характеризует долговечность материала. Долговечность материала определяют испытанием на усталость, ползучесть, износ и другими методами. Основным свойством для рессорных материалов является сопротивление малым пластическим деформациям в условиях длительного нагружения, которое характеризуется величиной предела упругости. По величине предела упругости можно судить о пригодности материала и соответствии применяемой к нему обработки согласно служебным требованиям.

При обработке металлов давлением приложение внешней нагрузки вызывает деформацию материала. Под воздействием внешней силы в металле изменяются расстояния между атомами. В случае упругого деформирования при снятии внешней нагрузки межатомные расстояния восстанавливаются и деформация исчезает. При пластической деформации происходит смещение частей кристалла друг относительно друг друга и после снятия нагрузки такое смещение не восстанавливается – деформация сохраняется. Следы деформации в металле при микроструктурном исследовании имеют вид однонаправленных параллельных линий в пределах одного зерна (сдвиг). Значительная пластическая деформация может вызывать дробление блоков мозаики внутри зерен, изменение формы и расположения зерен в пространстве вплоть до их разрушения.

При знакопеременной нагрузке разрушение может происходить постепенно при напряжениях меньших, чем предел прочности. Этот процесс постепенного разрушения (усталость) заключается в том, что наиболее нагруженная часть сечения поверхность претерпевает микродеформацию, вследствие чего в наклепанной (упрочненной деформацией) зоне возникает трещина, которая постепенно развивается. Зона с образовавшимися трещинами в дальнейшем не может нести нагрузки и поэтому оставшаяся часть упрочненного деформацией сечения непрерывно уменьшается до тех пор, пока не произойдет мгновенное разрушение. Усталостное разрушение характеризуется особым видом излома. Изменения, происходящие в металле при приложении внешней нагрузки, определяют рентгенографическим анализом напряженного состояния и металлографическими исследованиями структуры, а также различными видами испытаний.

2.1.1. Изменения мартенситных структур

Изучение тонкой кристаллической структуры (величины блоков мозаики, плотности дислокации и микроискажений II рода) производилось при помощи установки УРС-50ИМ. Исследовался поверхностный слой обкатанных и необкатанных образцов из цементованной стали 14Х2НЗМА и стали ШХ15 с мартенситноаустенитной структурой. Съемка производилась после травления на глубине 2 мкм от поверхности образцов, а в отдельных случаях на глубине 10, 20 и 60 мкм. Величина блоков мозаики и микроискажений определялась по физическому уширению линий (110) и (220). Расчет плотности дислокации ρ основывался на зависимости истинного уширения линий β от ρ . Кроме того, по интенсивности линий (110) α -фазы и (111) γ -фазы определялось количество остаточного аустенита.

Полученные данные показывают, что пластическая деформация закаленных сталей сопровождается увеличением плотности дислокации и измельчением блоков. В результате обкатывания цементованных образцов из стали 14X2H3MA со структурой мартенсита плотность дислокации возрастает от 1,5 до $3,7\cdot10^{12}$ см⁻², а величина блоков мозаики уменьшается с 16 до $6,2\cdot10^{-6}$ см. В образцах из стали ШX15 – соответственно от 3,5 до $9,7\cdot10^{12}$ см⁻² и от 10 до $3,3\cdot10^{-6}$ см (рис. 2.1.1). Из рисунка вид-



Рис. 2.1.1. Изменение плотности дислокации р и величины блоков *D* в стали ШХ15, обкатанной с разными силами *P*_н

но, что интенсивность размножения дислокации повышается с ростом давления и особенно резко в области низких давлений. Подобная картина получена для обеих сталей.

При обкатывании было отмечено, что обработка с большими силами, превышающими их оптимальное значение, вследствие повышения критической плотности дислокации в локальных объемах в ряде случаев приводит к образованию субмикроскопических трещин, снижающих прочность. Подобное явление наблюдалось при обкатывании с большими силами закаленных сталей. Деформированный обкатыванием верхний слой характеризуется также наличием микроискажений, возрастающих с повышением давления.

Интенсивная деформация вызывает аустенитно-мартенситное превращение, в результате чего снижается количество остаточного аустенита в структуре. Например, при обкатывании в образцах из стали 14Х2Н3МА количество остаточного аустенита снизилось с 30–45 до 13,5–16%, а в образцах из стали ШХ15 – с 16–18 до 4,5–6%. Распад аустенита возрастает с повышением силы деформирования. Этот процесс особенно резко происходит при обкатывании с силой 300 Н согласно рис. 2.1.2.

При возрастании сил, указанных выше, интенсивность превращения замедляется. Если в результате обкатывания образцов из цементованной стали 14Х2НЗМА с силой 300 Н содержание остаточного аустенита снизилось на 15%, то увеличение силы до 800 Н привело к дополнительному снижению остаточного аустенита только на 6,5%. По-видимому, это явление связано с тем, что происходящее с повышением силы измельчение блоков увеличивает число границ, около которых задерживаются (блокируются) дислокации, а следовательно, затрудняются сдвиговые процессы в аустените.

Влияние подачи и числа проходов зависит от силы, а точнее – от величины деформирующих напряжений. При силах, ниже оптимальных, повторные проходы на 2–5% снижают содержание аустенита. С увеличением подачи вследствие уменьшения числа повторных деформаций (кратности приложения нагрузки) превращение остаточного аустенита в мартенсит существенно замедляется.



Рис. 2.1.2. Содержание остаточного аустенита *А* в поверхностном слое после обкатывания (*1* и 3) образцов в зависимости от нормальной силы: *1* – сталь 14Х2НЗМА; 2, 3 – сталь ШХ15

2.1.2. Влияние силовых параметров и структурного состояния стали на упрочнение стальных изделий

Изучение зависимости степени упрочнения (прироста твердости) от структурного состояния материала проведено при обкатывании образцов из сталей разных марок и армко-железа. Различное структурное состояние сталей было получено путем изменения режимов термической обработки. Образцы из сталей У8, 60Г, 50Г2, ШХ15 и 40Х исследовались со структурой мартенсита отпуска, троостита и сорбита. Структуру мартенсита отпуска имели также образцы из сталей ЭИЗ47Ш, 55СМА, 20ХНЗА, 14Х2НЗМА, P18, P9К5. Часть образцов из сталей У8, 60Г, ШХ15 и 40Х имела структуру мартенсита закалки.

На машиностроительных заводах при изготовлении деталей буровых шарошечных долот из сталей 14Х2НЗМА и 20ХНЗА после цементации и первой закалки производится промежуточный высокий отпуск, предназначенный для снижения количества остаточного аустенита и улучшения структуры цементованного слоя. Высокий отпуск стали 14Х2НЗА производился при температуре 600–620 °C, а стали 20ХНЗА – при 620–640 °C. После второй закалки (780 ± 10°) низкий отпуск производился при 180–200 °C.

Легированные стали 12Х18Н9Т, 20ХНЗА, 14Х2НЗМА, ШХ15, 40Х показали увеличение твердости не менее 30%. При этом особенно большую степень упрочнения показали аустенитные стали: у образцов из этих сталей твердость по Виккерсу возросла в 1,8–2,35 раза. Однако прирост твердости у легированных сталей с ферритно-перлитной структурой (20ХНЗА, 14Х2НЗМА и 40Х) оказался значительно ниже по сравнению с углеродистыми сталями примерно с таким же содержанием углерода. Величина давления, при котором достигается максимальная поверхностная твердость у легированных сталей, зависит от их химического состава, свойств и структуры металла. Наибольшее давление требуется при упрочнении стали 14Х2НЗМА.

Основные результаты исследования поверхностной твердости закаленных образцов с разной структурой (рис. 2.1.3) показывают, что все стали с мартенситно-аустенитной структурой получили при обкатывании заметное упрочнение уже при давлении 150-180 кгс/мм², а максимальная твердость оказалась достигнутой при давлениях 270-300 кгс/мм², чему соответствуют нормальные силы соответственно 18-30 и 75-110 Н. Дальнейшее повышение давления не только не приводит к росту твердости, но во многих случаях вследствие перенаклепа даже снижает ее (кривые 1, 2, 4, 8 на рис. 2.1.3).

Наибольший прирост твердости имеют образцы со структурой мартенсита за-



Рис. 2.1.3. Взаимосвязь микроструктуры, давления и упрочнения закаленных сталей: *I*, *4*, *11*, *14* – сталь У8; *2*, *5*, *10*, *13* – ШХ15; *3* – ЭИ347Ш; *6* – 14Х2НЗМА; *7*, *12* – 40Х; *8* – 60Г; *9* – 50Г2 (обкатывание шаром диаметром 4,7 мм; М₃ – мартенсит закалки; Т – троостит; ТС – троостосорбит; С – сорбит; остальное – мартенсит отпуска)

калки, т. е. не подвергавшиеся отпуску (кривые *1*, *2*, *7*, рис. 2.1.3). При этом поверхностная твердость у образцов из сталей У8, ШХ15 и 40Х увеличилась соответственно на 188, 135 и 127 единиц HV, или от 17% (сталь ШХ15) до 22,8% (сталь У8). Образцы из всех сталей со структурой отпущенного мартенсита в результате деформации также получили значительное упрочнение. Прирост твердости у них составил 90–120 единиц HV, или 12–16% по отношению к исходной.

У обкатанных образцов из стали 20ХНЗА и 14Х2НЗМА, подвергавшихся после цементации с закалкой промежуточному высокому отпуску, а после второй закалки – низкотемпературному отпуску, максимальная твердость выросла соответственно на 75–85 и 80–100 единиц HV, что составляет 11–15%. У образцов из стали 20ХНЗА, не подвергавшихся высокому отпуску, в результате обкатки твердость повысилась на 15%, а из стали 12Х2НЗМА – на 20,8%, или 135 единиц HV. Если учесть, что содержание углерода в цементованном слое в обеих сталях примерно одно и то же (0,9–1,0%), то различную эффективность их упрочнения следует объяснить разным количеством остаточного аустенита.

Повышенное содержание остаточного аустенита в структуре мартенсита закалки является одной из причин более высокой эффективности ее упрочнения по сравнению со структурой отпущенного мартенсита.

2.2. Научное обоснование и разработка способов упрочнения сферических, плоских и цилиндрических стальных изделий

2.2.1. Упрочнение стальных изделий сферической формы обкаткой

Схема обработки стальных изделий ППД заключается в поверхностном силовом воздействии на небольшую площадь и распространяется на малую глубину, что приводит к поверхностному упрочнению деталей. В основном ППД применяют как отделочную операцию и с целью повышения износостойкости.

Для повышения прочности тел качения подшипников необходимо воздействие на весь объем металла. Решение этой задачи возможно, например, при обкатке шариков и их сжатии по диаметру силой, вызывающей упругую деформацию в диаметральном сечении по линии касания инструмента и растягивающие напряжения в перпендикулярном сечении, что позволит создать перемещающееся поле сжимающих и растягивающих напряжений во всем объеме шарика. Непрерывно меняя положение шарика относительно инструмента и проводя такую обработку многократно, можно добиться распада остаточного аустенита во всем объеме шарика и создать сжимающие напряжения на поверхности. При такой обработке значительно сужается область разброса значений прочности.

Проводить механико-динамическую обработку тел вращения подшипников предполагается после их термообработки в зоне упругих деформаций или с незначительной поверхностной пластической деформацией перед предпоследней отделочной операцией шлифовки.

Обкатку шариков предлагается проводить специальным инструментом, состоящим из двух частей, в каждой из которых выполнена винтовая канавка радиусом, несколько большим, чем радиус обкатываемого шарика (рис. 2.2.1). При сближении частей инструмента гравюра, образованная канавками, имеет в радиальном направлении размер, меньший диаметра шарика (рис. 2.2.1, *a*). Таким образом шарик сжимается, причем величину обжатия предлагается регулировать в зависимости от определенной оптимальной величины. При вращении одной из частей инструмента шарик перекатывается по поверхности винтовой канавки, меняя площадку контакта.

Из приведенной схемы обкатки на рис. 2.2.1, *б* видно, что в радиальном направлении создаются сжимающие напряжения, а в перпендикулярном – растягивающие (рис. 2.2.2).



Рис. 2.2.1. Схема обкатки шарика в специальном инструменте: *а* – изменение гравюры обкатного инструмента; *б* – схема обкатки шарика; *l* – площадка контакта шарика и инструмента; *2* – вращающаяся часть инструмента; *3* – неподвижная часть инструмента; *4* – шарик



Рис. 2.2.2. Эпюра напряжений в обкатываемом шарике

При обкатке шарика поле напряжений непрерывно изменяется, т. е. сжимающие напряжения сменяются растягивающими. Определено, что при смещении одной части инструмента относительно другой в осевом направлении площадка контакта шарика с инструментом располагается не в радиальном направлении относительно инструмента, а под некоторым углом а в соответствии с рис. 2.2.1, *б*, что приводит к сложной траек-

тории вращения шарика в инструменте, которая обеспечивает перемещение площадки контакта по всей поверхности шарика.

Анализ информационных материалов показал, что фирмы Германии, Италии, Польши, выпускающие шарикоподшипники, включают в технологический процесс изготовления шариков операцию обстукивания термообработанных шариков о закаленную плиту или друг о друга. Энергия обстукивания определяется высотой падения шарика до соударения. Высота падения зависит от диаметра шарика и изменяется от 1 до 2 м. Такая обработка соответствует технологической операции поверхностной пластической деформации. Однако, как указывалось выше, такая обработка влияет на структуру и величину напряжений на небольшую глубину (≅ 60 мкм) и не влияет на механические свойства материала шарика во всем объеме.

По данным ОАО «МПЗ», проведшего исследование прочностных показателей шариков, изготовленных в Минске, на российских заводах и в Польше, определено, что в белорусских и российских шариках весьма велика степень разброса величины разрушающей нагрузки (рис. 2.2.3).

Так, если разрушающее усилие шариков диаметром 3/8", полученных из Польши, колеблется в пределах 12–11 т, то шарики российские и белорусские показали значение прочности от 16 до



Рис. 2.2.3. График распределения прочностных величин шариков 3/8": *1* – Россия; 2 – Польша

5 т, причем такой разброс прочности получен в пределах **одной** партии шариков, прошедших одинаковую обработку. Возможно, что большое влияние на нестабильность прочностных показателей шариков оказывает наличие остаточного аустенита, количество которого превышает 25%.

2.2.2. Упрочнение плоских стальных изделий прокаткой в рифленых валках

Направления и методика проведения исследований. Мировой опыт и собственные исследования показали, что основным способом высокопроизводительного и управляемого процесса упрочнения листов постоянной и переменной толщины является прокатка в валках, один из которых имеет рифленую поверхность. В этом случае нижняя часть полосы, соприкасающаяся с гладкой поверхностью валка, не будет деформироваться, а вершины рифления верхнего валка будут вдавливаться в поверхность полосы на регулируемую высоту. При такой обработке гарантируется изменение остаточных напряжений и упрочнение металла в местах вдавливания рифления и отсутствие изменений на недеформируемых участках. В процессе изгиба полосы во время эксплуатации именно на этих участках возникают максимальные растягивающие напряжения, так как эти участки выступают над поверхностью листа по отношению к вдавленным. Попытка многократной прокатки через валки, один из которых имеет рифления, предпринятая нами и в США, приводит к разрушению поверхностного слоя вследствие его высокой твердости и низкой пластичности металла.

Теоретический анализ, накопленный практический опыт и положительные результаты предварительных экспериментальных исследований позволяют сформулировать три основных направления исследований:

1) нанесение на поверхности термообработанного листа рельефа определенной формы, глубины и площади путем прокатки на первом этапе и прокатка в гладких валках с определенной степенью деформации – на втором;

2) нанесение рельефа на поверхности полосы по пункту 1 при прокатке полосы в горячем состоянии, термообработки и прокатка в гладких валках;

3) прокатка термообработанной полосы в валках, один из которых имеет специальную форму рифления, обеспечивающую упрочнение и сдвиг поверхностного слоя металла.

При применении первых двух способов на поверхности полосы остаются следы от рифления небольшой глубины, такие же, как и после дробеструйной обработки. При применении третьего способа наряду с упрочнением происходит очистка поверхности полосы от всевозможных дефектов.

Основным методом достижения поставленной в работе цели является дискретная поверхностная пластическая деформация листовых заготовок постоянного (для многолистовых рессор) и переменного (для малолистовых рессор) сечения методом прокатки. При этом рабочая поверхность одного из валков имеет специальное рифление, которое при определенной нагрузке обеспечивает пластическое вдавливание рифлений в поверхность обрабатываемой полосы, в то время как другой валок, имеющий гладкую поверхность, лишь упруго деформирует обратную сторону полосы.

Регулируя форму рельефных выступов, глубину их внедрения и суммарную площадь, можно в различной степени изменять интенсивность пластического течения поверхностного слоя. Однако прямое применение указанного метода не гарантирует получение требуемых показателей, так как во впадинах будут формироваться сжимающие напряжения, а на поверхностях полосы, не подвергнутых дискретной пластической деформации, будут оставаться растягивающие напряжения. Поэтому после дискретной деформации необходимо осуществить пластическое деформирование необработанных участков путем дробной прокатки между гладкими валками. Чтобы не проводить двойную прокатку полосы и обеспечить обработку всей поверхности полосы рифлеными валками за один проход, необходимо обеспечить сдвиг рабочей поверхности валков относительно поверхности полосы.

Еще один способ прокатки, состоящий из двух стадий, является перспективным для регламентируемого снятия или перераспределения остаточных напряжений. Суть его состоит в следующем. В начале при горячей прокатке рессорной полосы на ее поверхности формируется рельеф. После изготовления и термообработки рессорного листа его подвергают прокатке между гладкими валками, в процессе которой происходят пластическая деформация выступов и формирование в поверхностном слое сжимающих остаточных напряжений.

Для проведения исследований были использованы полосы из стали 50ХГФА для производства малолистовых рессор и из стали 60С2А – многолистовых. После термообработки часть листов подвергалась дробеструйной обработке и вторая часть – поверхностному упрочнению. Собранные рессоры проходили ускоренные испытания, по результатам которых была оценена эффективность различных способов упрочнения, и выбраны наиболее эффективные.

Способ и инструмент для упрочнения рессор. Снятие остаточных растягивающих напряжений и поверхностное упрочнение рессорной полосы осуществляются только с одной стороны. Поэтому и инструмент для обработки полос должен обеспечивать поверхностную пластическую деформацию, с одной стороны, и упругую – с другой. Кроме того, для уменьшения усилия деформирования и мгновенной затрачиваемой мощности обработка должна производиться на части поверхности полосы путем последовательного непрерывного перемещения инструмента по всей обрабатываемой поверхности. Конструкция инструмента должна обеспечивать за один технологический проход полную или дискретную регулируемую по площади и глубине обработку одной стороны рессорной полосы.

Наиболее полно указанным требованиям удовлетворяет процесс продольной прокатки между двумя валками, один из которых имеет гладкую рабочую поверхность, а другой – винтовую с профилем, показанным на рис. 2.2.4.

Шаг винтового профиля при одноходовой нарезке равен S_z , а при многоходовой – nS_z , где n – число ходов нарезки. Площадь контакта на профилированном валке, как видно из рис. 2.2.4, будет в $Z = \frac{S_z}{l_z}$ число раз меньше, чем при прокатке на гладком валке при одинаковом абсолютном обжатии, равном h_x . Во столько же раз уменьшается давление металла на валки. При прокатке в валках, один из которых является гладким, а второй – с профильной винтовой нарезкой, поверхностная пластическая де-



Рис. 2.2.4. Схема взаимодействия полосы с профильным валком: *1* – рессорная полоса; *2* – профильные валки

66

формация происходит при контакте полосы с профилированным валком, а при контакте с гладким – только упругая. Пластическая деформация будет происходить в первом приближении на обеих контактных поверхностях в случае, если площади контакта сравняются.

Полное давление, необходимое для внедрения клина в полосу:

$$P = 2pl_x \sin \gamma_x, \qquad (2.2.1)$$

где нормальное контактное напряжение

$$p = \sigma_m (1 + \varphi), \qquad (2.2.2)$$

 l_x- длина дуги контакта;
 γ_x- полуугол внедряемого клина; h_x- глубина в
недрения клина в полосу.

Значения l_x и φ при заданных величинах γ_x и h_x можно определить из выражений:

$$l_x \cos \gamma - h_x = l_x \sin(\gamma - \varphi); \qquad (2.2.3)$$

$$h_x^2 \operatorname{tg} \gamma = (l_x \cos \gamma - h_x) [l_x \cos(\gamma - \phi) + (l_x \cos \gamma - h) \operatorname{tg} \gamma]. \quad (2.2.4)$$

Исключив из уравнений (2.2.3), (2.2.4) l_x и h_x и проведя упрощения, получаем соотношение, из которого можно определить φ :

$$2\gamma = \varphi + \arccos \operatorname{tg}\left(\frac{\pi}{4} - \frac{\varphi}{2}\right).$$
 (2.2.5)

Из уравнения (2.2.1) видно, что давление, необходимое для внедрения клина, зависит от его полуугла γ_x и глубины внедрения h_x . С уменьшением γ_x давление снижается, однако оптимальную величину γ_x следует выбирать исходя из необходимой стойкости инструмента.

2.2.3. Упрочняющая технология получения цилиндрических биметаллических изделий горячим выдавливанием

Традиционно стружечные канавки, спинки и другие конструкционные элементы, непосредственно сопрягаемые с режущими участками концевого режущего инструмента, получают механической обработкой (фрезерованием). К недостаткам такого метода можно отнести нерационально большой расход дорогостоящей инструментальной стали.

Некоторые предприятия, например Минский завод специального инструмента и технологической оснастки (ПРУП «МЗ СИ и ТО»), для изготовления концевого режущего инструмента диаметром более 10 мм используют составные заготовки, состоящие из рабочей части, изготовленной из быстрорежущей стали, и хвостовика из конструкционной стали, выбираемых по требованиям технических нормативно-правовых актов (ТНПА), соединенных между собой встык и образующих неразъемное соединение, которое получают различными методами (сваркой трением, электроконтактной сваркой и др.).

К недостаткам такой заготовки относятся малая площадь соединения контактных поверхностей, ограниченная ее диаметром, частичное окисление соединяемых торцовых поверхностей (окислы препятствуют образованию полного физического контакта), что отрицательно сказывается на прочности полученного соединения. Кроме того, необходимость изготовления продольных стружечных канавок на рабочей части механическим путем (фрезерованием) приводит к дополнительному расходу дорогостоящей высоколегированной быстрорежущей стали.

Задачи повышения прочности неразъемного соединения частей биметаллической заготовки, получения достаточной для образования резьбы толщины наружного слоя быстрорежущей стали по поперечному и продольному сечениям режущей части и экономии дорогостоящей быстрорежущей стали решаются следующим образом: в биметаллической заготовке концевого режущего инструмента, состоящей из рабочей части, из быстрорежущей стали P6M5 и хвостовика из конструкционной стали 40X, их соединение осуществлено путем внедрения хвостовика в глухое отверстие, выполненное в торце рабочей части (рис. 2.2.5) [14].

Преимущество этого технического решения заключается в увеличении контактной площади соединения двух частей биметаллической заготовки за счет внедрения выступа хвостовика в рабочую часть заготовки. Увеличение площади соединения кон-



Рис. 2.2.5. Конструкция биметаллической заготовки концевого режущего инструмента в сборе до пластического формообразования: 1 – рабочая часть; 2 – хвостовик; 3 – цилиндрический выступ хвостовика

тактных поверхностей рабочей и хвостовой частей биметаллической цилиндрической заготовки влечет за собой увеличение площади физического контакта двух металлов и, следовательно, при хорошем схватывании значительно увеличивает прочность соединения.

В процессе эксплуатации концевой режущий инструмент, например метчик, подвергается воздействию крутящего момента, что приводит к появлению существенных сдвигающих напряжений при нарезании резьбы. При условии равных адгезионных свойств частей биметаллических заготовок прочность их соединения зависит от площади соединения: чем больше площадь физического контакта заготовок, тем выше прочность соединения, так как образующаяся при этом контактная поверхность обладает значительной энергией [15].

В биметаллической заготовке (рис. 2.2.5) площадь S контактных поверхностей соединения частей заготовки увеличена на величину площади цилиндрического выступа (πdl) и может быть рассчитана при любых размерах инструмента по формуле

$$S = \pi D^2 / 4 + \pi dl, \qquad (2.2.6)$$

где *D* – диаметр заготовки; *d* – диаметр выступа; *l* – длина выступа.

На рис. 2.2.5 приведен эскиз конструкции биметаллической заготовки в сборе до формообразования профиля рабочей части горячим выдавливанием. В процессе последующего формообразования рабочей части концевого режущего инструмента путем горячего выдавливания через профильную матрицу площадь



Рис. 2.2.6. Поперечное сечение биметаллической заготовки метчика М12 после пластического формообразования. ×5

контакта увеличивается дополнительно за счет изменения формы и длины рабочей части при получении профиля стружечных канавок (рис. 2.2.6).

Для получения прочного, износостойкого, качественного инструмента необходимо получить регламентированную толщину и твердость наружного слоя биметаллической заготовки по всей длине режущей части, удовлетворяющие требованиям его эксплуатации (нарезание резьбы, перетачивание, высокие рабочие нагрузки). Для

каждого вида и диаметра концевого режущего инструмента эта величина определяется соответствующими нормами износа, работоспособности, размера шага резьбы, определяемыми ТНПА. Количество зубьев (стружечных канавок) также определяется диаметром и видом концевого режущего инструмента. Например, в соответствии с ГОСТ 3266–81 [16] метчик для метрической резьбы диаметром до 17 мм включительно должен иметь 3 зуба, метчик М12 с шагом резьбы 1,25 должен иметь высоту профиля резьбы H = 1,082532 мм. В разработанной конструкции биметаллической заготовки для метчика M12 площадь *S* (2.2.6) контактных поверхностей соединения частей заготовки увеличилась в 6,5 раза.

Конструкция биметаллической заготовки должна учитывать то, что далее заготовка подвергается пластическому горячему формообразованию, и различие механических свойств сталей P6M5 и 40X при деформации оказывает важную роль на распределение наружного слоя металла по поперечному и продольному сечениям заготовки. Известно [17, 18], что во избежание выпучивания внутреннего слоя металла и неравномерности распределения наружного слоя металла по длине заготовки следует толщину стенки и торца рабочей части в виде стакана делать в пределах 2,6–3 мм, что соответствует 2–3 высотам профиля резьбы метчика M12 и удовлетворяет требованиям эксплуатации метчика. Биметаллическая заготовка после пластического формообразования должна иметь припуски по диаметру и длине на полную обработку, которые составляют: при длине заготовки до 100 мм и диаметре до 50 мм припуск на длину – 5 мм и на диаметр – 1,5 мм.

Основные требования к улучшению схватываемости соединяемых металлов. Существует много гипотез схватывания металлов. Анализ различных гипотез схватывания металлов при совместном пластическом деформировании позволил сделать следующие выводы:

для образования металлических связей необходим контакт чистых, свободных от окисных и других адсорбированных пленок, поверхностей металлов;

твердые и хрупкие поверхностные пленки, которые разрушаются при совместном пластическом деформировании и обнажают нижележащие слои металла, более благоприятны для схватывания. Значительно труднее соединить металлы, имеющие вязкие окисные пленки, которые препятствуют прямому контакту чистых металлических поверхностей;

в зоне контакта чистых металлических поверхностей необходимо приложить сжимающие усилия определенной величины, которые обеспечили бы сближение этих поверхностей на расстояние, равное или близкое межатомному. Сближение обеспечивается нормальным давлением, сдвигом, изменением локальных прочностных свойств;

для проявления схватывания необходимо, чтобы уровень поверхностной энергии контактируемых металлов достиг определенного критического уровня;

уровень поверхностной энергии, необходимой для начала схватывания, можно повысить с помощью подвода тепловой, механической и радиационной энергии;

схватывание возникает первоначально в отдельных точках контактной поверхности, а затем, при возникновении определенных условий, стремится распространиться по всей площади нормального контакта; способность различных металлов к схватыванию зависит от напряженно-деформированного состояния и физико-химических свойств. Соединение более вязких, а также взаимно растворимых друг в друге в твердой фазе металлов и сплавов происходит легче;

при горячем совместном деформировании значительное влияние на характер и прочность адгезионных связей оказывают диффузионные процессы. Термическая обработка сварных соединений, как правило, повышает прочность адгезии;

схватывание металлов при горячем совместном деформировании происходит при меньших сжимающих усилиях и степенях деформации, чем при холодном совместном деформировании.

Большое значение для активации схватывания имеют высокие температуры, а одним из самых эффективных факторов для осуществления схватывания является комбинирование нормальной и касательной нагрузки [18].

Учитывая необходимость достижения величины поверхностных энергий контактирующих металлов какого-то порогового значения для осуществления схватывания, можно записать энергетическое условие для схватывания металлов в виде

$$A_{\Pi 1} + A_{\Pi 2} \le A_{\rm cxb}, \tag{2.2.7}$$

где $A_{\Pi 1}$ и $A_{\Pi 2}$ – поверхностные энергии соединяемых тел; $A_{\rm cxb}$ – энергия, необходимая для осуществления схватывания соединяемых тел.

В общем виде с учетом положений и выводов различных гипотез схватывания A_{cxb} можно записать таким образом:

$$A_{\rm cxb} = A_{\rm fin} + A_{\rm \phi \kappa} + A_{\rm met} + A_{\rm xum} + A_{\rm gu\phi}, \qquad (2.2.8)$$

где $A_{\rm пл}$ – энергия, необходимая для разрушения окисных и других адсорбированных пленок; $A_{\rm фк}$ – энергия, необходимая для смятия шероховатостей на контактных поверхностях и сближения этих поверхностей на расстояние межатомных взаимодействий, т. е. для установления физического контакта; $A_{\rm мет}$ – энергия, необходимая для установления металлических (в случае однородных металлов) связей; $A_{\rm хим}$ – энергия, необходимая для
установления химических (в случае неоднородных металлов) связей; *А*_{лиф} – энергия диффузионных процессов.

Естественно предположить, что в зависимости от свойств соединяемых металлов и условий, в которых происходит их контактирование, будут меняться составляющие A_{cxB} (2.2.8).

С целью упрощения и конкретизации формулы (2.2.8) воспользуемся представлениями исследователей трения [19, 20], по которым процесс трения рассматривается как непрерывный процесс установления и разрывов адгезионных или металлических связей. Е. М. Макушок [19] на примере осадки полосы предлагает воспользоваться формулой для определения удельной мощности теплового источника q_0 , вызываемого силами трения $\tau_{\rm k} = k_0$:

$$q_{\rm o} = \frac{k_{\rm o} v_{\tau}}{I}, \qquad (2.2.9)$$

где k_0 – сопротивление сдвигу на контакте поверхностей в условиях шероховатости; v_{τ} – скорость относительного скольжения контактных поверхностей; I – механический эквивалент теплоты.

Обозначим через k_1 и k_2 сопротивления сдвигу более (k_1) и менее (k_2) прочного тела, находящихся в контакте. Примем также, что на части контактной поверхности $F_{\phi\kappa} = \eta F_{H\kappa}$ (где $F_{\phi\kappa}$ площадь физического контакта двух поверхностей; $F_{H\kappa} -$ площадь номинального контакта; $\eta - \kappa$ оэффициент, выражаемый соотношением $\eta = F_{\phi\kappa}/F_{H\kappa}$) в результате трения произошло схватывание металлов и сопротивление сдвигу на контакте τ_0 стало равно сопротивлению сдвигу менее прочного тела, т. е. $k_0 = k_2$. Тогда работу $A_{\rm pc}$, необходимую для разрыва связей по контактной поверхности $F_{\rm d\kappa}$, можно выразить соотношением:

$$A_{\rm pc} = \frac{k_2 v_\tau F_{\rm \phi\kappa} t_{\rm pc}}{I},\qquad(2.2.10)$$

где *t*_{pc} – время, необходимое для разрыва связей по контактной поверхности.

Учитывая, что $t_{\rm pc} = S_{\rm pc} / v_{\tau}$, где $S_{\rm pc}$ – расстояние, на которое должно переместиться одно из контактируемых тел в направле-

нии скорости v_{τ} для полного разрыва связей, формулу (2.2.10) можно представить в виде

$$A_{\rm pc} = \frac{k_2 S_{\rm pc} F_{\rm \phi\kappa}}{I}.$$
 (2.2.11)

С некоторой долей приближения можно считать, что $A_{\rm pc} = A_{\rm схв}$. Действительно, для разрыва связей между поверхностями по площади $F_{\rm фк}$ необходимо преодолеть сопротивление сдвигу k_2 менее прочного материала. А для осуществления схватывания поверхностей на площади $F_{\rm \phi \kappa}$ также необходимо преодолеть сопротивление сдвигу k_2 менее прочного материала за счет пластического деформирования шероховатостей на его поверхности. Причем в процессе пластической деформации сдвигом окисные пленки разрушаются. Характер установившихся связей не имеет значения, так как в данном случае нас интересуют усилия по разрыву связей, которые не могут быть меньше, чем усилия для их восстановления в условиях абсолютно чистых поверхностей, сближенных на расстояние межатомных взаимодействий. В таком случае формулу (2.2.11) можно записать в виде

$$A_{\rm cxB} = \frac{k_2 S_{\rm pc} F_{\rm \phi \kappa}}{I},\qquad(2.2.12)$$

и соотношение (2.2.7) примет вид

$$A_{\Pi 1} + A_{\Pi 2} \le \frac{k_2 S_{\rm pc} F_{\rm \phi \kappa}}{I}.$$
 (2.2.13)

Преобразуя формулу (2.2.12) с учетом (2.2.13), получим:

$$\frac{A_{\Pi I} + A_{\Pi 2}}{(k_2 S_{\rm pc} F_{\phi\kappa})/I} \le 1.$$
(2.2.14)

Выражение (2.2.14) можно считать критерием схватывания соединяемых поверхностей.

Следует отметить, что площадь физического контакта $F_{\phi\kappa}$, на которой осуществлялось схватывание, в реальных процессах обработки металлов давлением может иметь и небольшие размеры, тогда речь идет о локальных очагах схватывания, кото-74

рые, например, приводят к образованию наростов на деформирующем инструменте. При осуществлении сварки давлением соединение металлов можно считать качественным, прочным только в том случае, если $F_{\phi\kappa} \ge 0.7F_{\rm HK}$, т. е. площадь соединенной поверхности должна составлять не менее 70% от площади номинальной поверхности контакта [21].

Из ранее представленных формул (2.2.10)–(2.2.14), определяющих вероятность схватывания металлов, видно, что одним из важных факторов, влияющих на качество сварного соединения, является площадь физического контакта $F_{\phi\kappa}$ соединяемых поверхностей.

Формирование физического контакта при совместной деформации металлов обычно является очень важной стадией процесса твердофазной сварки [22], так как в значительной степени влияет на протекание последующих стадий активации и объемного взаимодействия. Именно эта стадия определяет механические условия соединения – давление, сдвиг, температуру, свойства.

Взаимная деформация микронеровностей соединяемых поверхностей приводит к образованию общей границы, ориентированной вдоль плоскости раздела (рис. 2.2.7, а). Деформация каждого отдельного микровыступа 1 определяется условиями его сопряжения с профилем микрорельефа контртела, которые для реальных поверхностей носят случайный характер. Последующее пластическое течение вдоль контакта происходит под воздействием системы напряжений и скоростей, вызванных наложением внешних связей. Усредняя соответствующие величины для большого числа выступов со стороны каждой поверхности и обеспечивая условия их сопряжения в интегральном смысле, введем среднестатистический микровыступ, с которым связан минимальный представительный участок контакта 2А (рис. 2.2.7, б). Схема нагружения микровыступа тела *l* соответствует его смятию и сдвигу вдоль плоской поверхности контртела 2 – общей границы раздела, вследствие чего пластическая деформация локализуется в тонком поверхностном слое 2h.

Введем статистические характеристики состояния на контакте с помощью макроскопических переменных и используем



Рис. 2.2.7. Формирование пластического контакта: *а* – схема локальных очагов деформации вдоль общей границы; *б* – модель пластического течения при сжатии со сдвигом отдельного микровыступа

для их описания соответствующие континуальные уравнения. Это позволяет рассматривать область реального контакта как пористый пластический слой, переменная пористость которого задается эволюцией микровыступа.

Система уравнений, описывающая пластическое состояние пористого тела, включает кинетическое уравнение изменения пористости, которое устанавливает закон изменения пор, соизмеримых в начальном состоянии с размером исходных частиц материала [23]. Однако при расчете параметров, обеспечивающих пластическую сварку при совместной деформации несвязанных материалов (листов, порошков, гранул, волокон и матрицы), кинетическое уравнение должно быть дополнено условием соединения компонент, которое определяется их реальной поверхностью контакта. В частности, формирование контакта при пластической деформации определяется микро- и субмикропорами второго порядка, которые не учитываются кинетическим уравнением изменения пористости. В общем виде такая задача возникает во всех случаях соединения металлов в твердой фазе [22].

Для элементарной структурной ячейки (рис. 2.2.7, б) пористого материала нормальное σ и касательное τ напряжения на границах должны удовлетворять уравнению нагружения [24]:

$$f = \beta(\vartheta)\tau^2 + \alpha(\vartheta)\sigma^2 - \sigma_s^2 = 0, \qquad (2.2.15)$$

где 9 – текущая пористость ячейки; σ_s – предел текучести; $\beta(9)$, $\alpha(9)$ – функции пористости поверхностного слоя.

Предельные случаи (2.2.15) соответствуют линейному сжатию ($\sigma = \sigma_*, \tau = 0$) и чистому сдвигу ($\sigma = 0, \tau = \tau_*$) поверхностного слоя, вследствие чего: $\alpha(9) = (\sigma_s/\sigma_*)^2$, $\beta(9) = (\sigma_s/\tau_*)$. Это позволяет представить (2.2.15) в каноническом виде:

$$f = \left(\frac{\tau}{\tau_*}\right)^2 - \left(\frac{\sigma}{\sigma_*}\right)^2 - 1 = 0.$$
 (2.2.16)

Определим величины σ_{*}, τ_{*} для широко используемой модели плоских прямолинейных гребешков с текущими размерами:

$$2h = \delta$$
, $2b = 4\delta tg \theta$,

где δ – величина смятия; 2 θ – угол при вершине (рис. 2.2.7, δ). При чистом сдвиге слоя 2*h* вдоль границы реального контакта 2*b* действуют максимальные силы трения $\tau_{max} = \sigma_s / \sqrt{3}$, что дает:

$$\tau_* = \frac{2\sigma_s}{A\sqrt{3}}\delta \operatorname{tg} \theta. \tag{2.2.17}$$

С другой стороны, используя известную формулу Р. Хилла для напряжений при плоской осадке [12], в случае смятия имеем:

$$\sigma_* = B\delta, \quad B = \frac{\sigma_s}{A\sqrt{3}} \operatorname{tg} \theta (3 + 4 \operatorname{tg} \theta).$$
 (2.2.18)

Далее введем кинематические параметры контакта – скорости тангенциального сдвига v_{τ} и нормального смятия v_n . Так как величины σ , τ и v_n , v_{τ} имеют смысл обобщенных переменных (в последнем нетрудно убедиться, вычисляя мощность пластической работы на участке контакта 2*A*), а (2.2.15) определяет поверхность пластического потенциала, то из ассоциированного закона течения следует

$$v_n = \lambda \frac{\partial f}{\partial \sigma} = \lambda \frac{\sigma}{\sigma_*^2}; \quad v_\tau = \lambda \frac{\partial f}{\partial \tau} = \lambda \frac{\tau}{\tau_*^2}, \ (\lambda \ge 0).$$
 (2.2.19)

Используя полученные выражения совместно с (2.2.17), (2.2.18), находим

$$\frac{\tau_*}{\sigma_*} = C = \frac{2}{3 + 4 \operatorname{tg} \theta}, \quad \tau = C \sqrt{\sigma_*^2 - \sigma^2}.$$
 (2.2.20)

Переход от скоростей v_n, v_τ к соответствующим смещениям – смятию б и тангенциальному сдвигу S на контакте соединяемых поверхностей

$$v_n = \frac{d\delta}{dt}, \quad v_\tau = \frac{dS}{dt}$$
 (2.2.21)

позволяет получить дифференциальное уравнение

$$\frac{1}{\sigma}\sqrt{B^2\delta^2 - \sigma^2}d\delta = CdS, \qquad (2.2.22)$$

интегрирование которого может быть выполнено для различных режимов комбинированного нагружения на контакте, задаваемых зависимостями вида $\sigma = f(\delta)$. Наибольший практический интерес представляет случай, когда вначале к контакту прикладывается нормальное давление σ , вызывающее начальное смятие $\delta_0 = \sigma/B$, а затем сообщается тангенциальный сдвиг *S* при сохранении величины нормального давления $\sigma = \text{const.}$ При этом полный физический контакт соединяемых поверхностей достигается при такой величине сдвига *S*^{*}, когда устраняется пористость поверхностного слоя, а величина смятия изменяется от δ_0 до $\delta_{max} = \frac{A}{2}$ tg θ . Интегрирование (2.2.22) в указанных пределах дает выражение

$$S^* = \frac{\delta_{\max}}{C} \left[\left(\frac{\delta_{\max}}{\delta_0} \right)^2 - 1 \right]^{1/2} - \frac{\delta_0}{2C} \ln \left[\frac{\delta_{\max}}{\delta_0} + \sqrt{\left(\frac{\delta_{\max}}{\delta_0} \right)^2 - 1} \right]. \quad (2.2.23)$$

Зависимость значений S^* , подсчитанных по уравнению (2.2.23) и отнесенных к средней высоте микронеровностей соединяемых поверхностей в исходном состоянии $H_{\mu} = 2\delta_{max}$, показана на рис. 2.2.8, а в виде функции относительного нормального давления на контакте для гребешков с углами $\theta = 50^\circ, 60^\circ, 70^\circ$ и 80° (линии 1-4 соответственно). Характер зависимости показывает, что при $\sigma \to 0$ величина сдвига $S_*\!\to\infty,$ тогда как при $\sigma \geq B \delta_{\max}$ $S_* \rightarrow 0$ и полный контакт обеспечивается только за счет нормального давления. Очевидна возможность значительного снижения давления, обеспечивающего полный физический контакт соединяемых поверхностей, при наложении тангенциального сдвига S. Следует отметить большую зависимость последнего от угла θ, характеризующего поперечный профиль микрорельефа контактной поверхности, что подтверждает трудности соединения чисто обработанных поверхностей, когда в приближается к π/2, по сравнению с грубо обработанными, когда он достаточно мал [25].

Применим настоящий анализ к расчету процесса сварки при совместной пластической деформации разнородных материалов (листов, порошков, гранул и др.). Для простоты ограничимся случаем однородных компонент, когда физическое состояние контакта описывается статистическими характеристиками σ_S , θ , A, H_{μ} , а механическое задается решением соответствующей краевой задачи для макроскопических напряжений и скоростей деформации. Относя интенсивность деформаций сдвига γ вблизи контакта к толщине слоя h, для эквивалентного смещения вдоль границы имеем:

$$ds = h d\gamma, \tag{2.2.24}$$



Рис. 2.2.8. Зависимость относительной величины тангенциального смещения $S^*/H_{\mu}(a)$ и интенсивности деформации сдвига $\gamma^*(\delta)$ от относительного давления на контакте σ/σ_s : $1 - \theta = 50^\circ$; $2 - \theta = 60^\circ$; $3 - \theta = 70^\circ$; $4 - \theta = 80^\circ$; 5, 6 -область образования полного физического контакта

что позволяет выполнить интегрирование (2.2.22) для различных путей нагружения. При простом нагружении $\sigma/\sigma_s = \sigma_b = \text{const}$ предельная величина интенсивности деформаций сдвига, обеспечивающая полное сопряжение соединяемых поверхностей:

$$\gamma^* = \frac{2}{C^2 \sigma} \left[\sqrt{1 - C^2 \sigma_{\rm b}^2} - C \sigma_{\rm b} \arccos(C \sigma_{\rm b}) \right], \qquad (2.2.25)$$

где $\sigma_{\rm F}$ – безразмерная величина нормального напряжения.

Формула (2.2.25) устанавливает критерий образования полного физического контакта при совместной деформации разнородных материалов и определяет механические условия, необходимые для последующего соединения на молекулярном уровне [26]. Соответствующая зависимость γ^* ($\sigma_{\rm E}$, θ) (рис. 2.2.8, δ , заштрихованная область между линиями 5 и 6) качественно подобна описанной выше для сдвиговой деформации (2.2.23). Очевидно, такая величина дает верхнюю оценку и для конкретного процесса получения биметалла может быть установлена путем решения соответствующей задачи теории пластичности [27].

Технология изготовления биметаллической заготовки. Предложенная конструкция биметаллической заготовки, представленная на рис. 2.2.5, диктует следующую схему ее изготовления.

1. Получение рабочей части путем отрезки от прутка быстрорежущей стали заготовки необходимой длины.

2. Получение хвостовика путем отрезки от прутка конструкционной стали заготовки необходимой длины, затем получение выступа меньшего диаметра на торце.

3. Прошивка заостренным выступом хвостовика (в холодном состоянии) нагретой до 1050–1100 °С заготовки рабочей части (рис. 2.2.9).

Учитывая большую энергоемкость процесса прошивки, а также возможную осадку заостренного выступа хвостовика в процессе прошивки и, соответственно, возможное чрезмерное увеличение его диаметра, признано це-



Рис. 2.2.9. Получение соединения биметаллической заготовки методом прошивки: *a* – в начале процесса прошивки; *б* – готовое соединение, полученное прошивкой; *l* – хвостовик; *2* – рабочая часть



Рис. 2.2.10. Получение соединения биметаллической заготовки методом дорнирования: a – в начале процесса; δ – хвостовик l с рабочей частью 2 в сборе

лесообразным процесс прошивки заменить процессом дорнирования. Для этого в торце заготовки рабочей части метчика высверливают (или выдавливают) глухое отверстие диаметром, меньшим диаметра выступа хвостовика, а затем производят соединение двух заготовок дорнированием с помощью пресса пневматического (рис. 2.2.10).

4. Осадка биметаллической заготовки в контейнере штампа показана на рис. 2.2.11. На рис. 2.2.11, *а* показана биметаллическая заготовка, помещенная в контейнер штампа. Из рисунка видно, что диаметр заготовки меньше диаметра контейнера. Путем проведения операции осадки, результат которой показан на рис. 2.2.11, *б*, диаметр заготовки становится по всей

ее длине равным диаметру контейнера, за счет чего устраняются возможные дефекты соединения (разность диаметров рабочей части и хвостовика, несоосность и т. д.) и обеспечивается максимально возможная точность всей биметаллической заготовки как по размерам, так и по соосности.

5. Горячее выдавливание биметаллической заготовки концевого режущего инструмента через профильную матрицу, которая определяет гравюру профиля.

На рис. 2.2.12 показаны начальный и конечный этапы пластического формообразования необходимого профиля стружечных канавок на рабочей части биметаллической заготовки метчика *I* горячим выдавливанием через профильную матрицу *3*.

Процесс горячего выдавливания через профильную матрицу позволяет совместить операции формообразования рабочей части метчика и соединения частей заготовки из разнородных сталей [28]. При этом механическая очистка соединяемых поверхностей от окислов происходит на предварительной операции дорнирования, показанной на рис. 2.2.10.



Рис. 2.2.11. Осадка биметаллической заготовки: *а* – в начале процесса осадки; *б* – в конце процесса осадки; *1* – заготовка; *2* – контейнер; *3* – матрица



Рис. 2.2.12. Схема пластического формообразования рабочей части биметаллической заготовки: *а* – в начале процесса; *б* – выдавливание рабочей части; *l* – заготовка; *2* – контейнер; *3* – матрица

2.3. Методики исследования физико-химикомеханических характеристик деформированных тел

2.3.1. Определение величины обжатия шарика

Так как при поверхностной обработке закаленных сталей мартенситного класса, к которым относится и сталь ШХ15, при ее обработке закаленным шариком или алмазным выглаживанием величины усилия обработки и подачи инструмента выбираются исходя из условия, что деформация должна быть пластической, то необходимо обеспечить упрочнение (наклеп) определенного поверхностного слоя детали. По данным Д. Д. Папшева [1], при обработке шариком закаленной стали ШХ15 со средним давлением 230 кг/см² глубина наклепанного слоя достигает 1,8 мм. Выполняя поставленные задачи по обработке закаленных шариков (сталь ШХ15 (табл. 2.3.1)) методом обкатки в специальной

Температура	σ _{0,2}	$\sigma_{_{B}}$	δ5	φ	КСU Дж/см ²	HRC
offiyeka, °C	МПа			%		
Закалка с 840 °С, масло						
200	1960-2200	2160-2550	-	-	-	61-63
300	1670-1760	2300-2450	-	-	-	56-58
400	1270-1370	1810-1910	-	-	-	50-52
450	1180-1270	1620-1710	_	_	-	46-48

Таблица 2.3.1. Механические свойства стали ШХ15 в зависимости от температуры отпуска

экспериментальной оснастке с целью интенсификации превращения остаточного аустенита в мартенсит, необходимо было деформировать шарик в упругопластичной зоне, обусловленной величиной $\sigma_{0,2}$. Однако величина $\sigma_{0,2}$ зависит от условий закалки – отпуска шариков. Для определения величины $\sigma_{0,2}$ в каждой партии обрабатываемых шариков отбирались 5–10 шариков, которые затем нагружали на испытательной машине УИМ-50 до их полного разрушения. При этом автоматически определялись усилия нагружения (σ , МПа) и ход нагружающего устройства



Рис. 2.3.1. График разрушения образцов: 1 – литературные данные; 2 – шарики термообработанные и обкатанные; 3 – шарики, не обкатанные после термообработки

(*S*, мм). По данным испытаний строили кривую в координатах σ , МПа – *S*, мм и определяли напряжения, соответствующие значению $\sigma_{0,2}$ (рис. 2.3.1). Для контроля полученных данных три шарика из партии нагружали усилием, соответствующем значению $\sigma_{0,2}$, затем нагрузку снимали и определяли остаточную деформацию. На рис. 2.3.1 представлены результаты испытаний закаленных образцов и шариков из стали ШХ15.

2.3.2. Определение площадки контакта

Для определения истинной площадки контакта шарика и инструмента изготавливали специальный инструмент в виде двух пуансонов с лунками, радиус которых соответствовал радиусу винтовых канавок в экспериментальной оснастке. Шарик покрывали медным купоросом (CuSO₄), устанавливали в инструмент и нагружали усилием, соответствующим $\sigma_{0,2}$ для данной партии шариков. Площадку контакта определяли по величине отпечатка инструмента на испытуемом шарике.

2.3.3. Рентгеноструктурный количественный анализ содержания остаточного аустенита*

Обычное вредное влияние достаточно большого количества остаточного аустенита в мартенситных сталях часто делает желательным определение количества присутствующего аустенита. Хотя аустенит и мартенсит не могут быть отождествлены химически, их кристаллические структуры и межплоскостные расстояния отличаются. Рентгеновские методы основываются на положении, что интенсивность отраженного излучения пропорциональна объемным частям присутствующих фаз.

Использование метода непосредственного сравнения и рентгеновской дифрактометрии, разработанного Дитчем, дает возможность определения остаточного аустенита в количестве до 2% с погрешностью \pm 5% величины присутствующего аустенита. Этот метод заключается в использовании молибденового излучения на плоский образец, полированный и свободный от искажений. Метод включает измерения интегральной интенсивности линий (311) γ , (220) γ и (211) α . Экспериментально было определено, что средняя площадь под двумя аустенитными линиями, умноженная на коэффициент 1,4, эквивалентна площади линии (211) α в полностью ферритном образце при идентичных условиях съемки. Было также установлено, что интенсивность дифракционных линий изменяется линейно с изменением содержания аустенита или феррита в смеси стальных порошков

^{*} Подпараграф 2.3.3 написан совместно с А. Г. Анисович.

аустенита и мартенсита. Объемная часть аустенита V_{γ} определяется следующим образом:

$$V_{\gamma} = \frac{1, 4I_{\gamma}}{I_{\alpha} + 1, 4I_{\gamma}},$$
 (2.3.1)

где I_{γ} – средняя интегральная интенсивность от плоскостей (220) γ и (311) γ (аустенитные линии); I_{α} – интегральная интенсивность от плоскостей (211) α (мартенситная линия).

Интерференционная линия при скорости съемки 0,2°/мин была снята от каждого полированного образца, используя фильтрованное молибденовое излучение. После определения интегральной интенсивности *I* для каждой линии (т. е. площади под каждой линией), используя уравнение (2.3.1), была определена объемная часть присутствующего аустенита.

Метод определения остаточного аустенита, предложенный Дитчем, приводит к точным результатам. Предполагается, что достаточно точные результаты получаются даже тогда, когда интегральная интенсивность от меньшей из двух аустенитных линий отличается на 30% от интенсивности большей линии. В случае большого отличия возможное разрешение состоит в использовании различно приготовленных образцов, что приводит к получению большей точности в определении величины остаточного аустенита. При определении величины остаточного аустенита по методу Дитча регистрируют две аустенитные линии (311) γ и (220) γ и одну мартенситную линию (211) α . Считают, что использование двух аустенитных пиков будет уменьшать эффекты предпочтительной ориентации (текстуры).

Теоретическое вычисление коэффициента. Коэффициент 1,4, используемый в вычислении, был определен Дитчем экспериментально, но было бы важно вычислить этот коэффициент из теоретических соображений.

Основное уравнение, связывающее дифракционную интенсивность и концентрацию вещества:

$$I = k \frac{1}{v^2} F_p^2(L) e^{-2m} V A(\theta)$$
 (2.3.2)

$$I = kRVA(\theta), \tag{2.3.3}$$

где k – константа для данных экспериментальных условий; $A(\theta)$ – коэффициент поглощения в веществе; V – объемная часть фазы в смеси; R – величина, содержащая следующие выражения: v – объем элементарной ячейки; F – структурный фактор; p – множитель повторяемости; L – поляризационный фактор (фактор Лоренца); e^{-2m} – температурный коэффициент.

При использовании дифрактометра коэффициент поглощения образца не зависит от угла Брэгга θ . Уравнение (2.3.3), когда оно применяется к дифрактометру для определения интегральной интенсивности аустенитной фазы I_{γ} и мартенситной (ферритной) фазы I_{α} , можно представить в виде

$$I_{\gamma} = k_1 R_{\gamma} V_{\gamma}, \qquad (2.3.4)$$

$$I_{\alpha} = k_1 R_{\alpha} V_{\alpha}. \tag{2.3.5}$$

Разделив выражение (2.3.4) на (2.3.5), получаем

$$\frac{I_{\gamma}}{I_{\alpha}} = \frac{k_1 R_{\gamma} V_{\gamma}}{k_1 R_{\alpha} V_{\alpha}}.$$
(2.3.6)

Решая уравнение (2.3.6) относительно V_{γ} и учитывая, что $V_{\gamma} + V_{\alpha} = 1$, получаем

$$V_{\gamma} = \frac{(R_{\alpha} / R_{\gamma})I_{\gamma}}{I_{\alpha} + (R_{\alpha} / R_{\gamma})I_{\gamma}}.$$
(2.3.7)

Из уравнений (2.3.2) и (2.3.3) можно получить зависимость

$$R = \frac{1}{v^2} F^2 p(L) e^{-2m}.$$
 (2.3.8)

Коэффициентам в этом уравнении придавали значения, предложенные в [29]. Объем единичной ячейки вычисляется из измерений параметров решетки аустенитных и мартенситных фаз в этом сплаве.

Исследования были выполнены для сплава Fe – 20,4% Ni.

Значения, необходимые для вычисления *R* (20,4% Ni, Моизлучение), содержатся в приведенной ниже табл. 2.3.2.

Плоскости	R	a ₀	I/V^2	θ	f	F^2	р	L	e^{-2m}
M (211)	484	2,868	1,79 10 ⁻³	17,67	13,0	676	24	18,97	0,88
A (220)	345	3,588	4,68 10 ⁻⁴	16,26	13,67	2990	12	22,85	0,90
A (311)	387	3,588	$4,68 \ 10^{-4}$	19,18	12,51	2504	24	13,84	0,86

Таблица 2.3.2. Значения величин, необходимых для вычисления параметра *R*

Отношение R_{α}/R_{γ} вычисленное из этих значений, равно 1,32, что весьма близко к эмпирическому коэффициенту 1,4. Таким образом, коэффициент 1,4, определенный эмпирически Дитчем, подтверждается и теоретическим анализом.

2.3.4. Рентгеноструктурный анализ*

Съемка рентгенограммы для фазового анализа производилась на дифрактометре ДРОН-ЗМ в излучении Си_{кα}. Нумерация образцов: *1* – исходный пруток; *2* – шарик после штамповки; *3* – шарик после термообработки; *4* – шарик после термообработки и обкатки. Результаты представлены в табл. 2.3.3.

Анализ представленных в таблице данных позволяет сделать следующее заключение. Во всех проанализированных образцах присутствуют только 2 линии аустенита – 111 и 200. Линии 200 и 311, необходимые для рентгенографического определения количества остаточного аустенита, на рентгенограмме отсутствуют. Поэтому можно сделать заключение, что количество остаточного аустенита в образце № 4 не превосходит 2%, что удовлетворяет требованиям для закаленной стали ШХ15. В образце № 3 количество остаточного аустенита находилось в пределах 8% (рис. 2.3.2).

Учитывая, что в исходном состоянии сталь представляет собой пруток, отклонение интенсивности линий рентгенограммы от табличных значений могло бы означать изменение текстуры волочения. По данным рентгеноструктурного анализа, отклонение

^{*} Подпараграф 2.3.4 написан совместно с А. Г. Анисович.

			<i>I</i> , мм/%				
hkl	d/n	I, %	№ образца				
			1	2	3	4	
111 _y	2,07	100	5/100	8/100	36/100	34/100	
110 _α	2,01	100	151/100	430/100	107/100	86/100	
200 _y	1,80	50	0ч. сл.	8/100	7/19	4/12	
200 _α	1,428	15	11/7	65/15	13/12	13/15	
220 _y	1,26	32	-	-	3/8	-	
211 _α	1,166	38	36/24	87/20	23/21	32/37	
311 _y	1,081	32	-	-	3/8	-	
222 _y	1,018	4,0	-	-	2/7	-	
220 _a	1,010	10	10/7	25/6	9/8	11/13	
310 _a	0,904	8	14/9	31/7	7/7	13,5/16	

Таблица 2.3.3. Результаты рентгеноструктурного фазового анализа стали ШХ15 на различных этапах обработки



Рис. 2.3.2. Рентгенограмма стали ШХ15 после механико-динамического воздействия

89

интенсивности линий α-фазы от табличных значений незначительно. Не наблюдается также перераспределение интенсивности между линиями рентгенограммы. На данном этапе исследования нет оснований для проведения текстурного анализа сплава.

2.3.5. Определение сил при обкатывании шариков

Действующие при деформации внешние силы разделяются на активные и реактивные. Силы трения при прокатке шариков создаются вращением инструмента. Следовательно, активные силы являются касательными и определяются силой трения. При действии этих сил площадь давления в процессе деформации остается неизменной. Реактивные силы вызваны нормальным давлением на шарик в процессе обкатки и направлены перпендикулярно к рабочей поверхности инструмента.

Процессы, происходящие при обкатывании шариков в очаге деформации, определяются характером распределения и величиной нормальных и касательных напряжений. Однако ввиду относительной незначительности коэффициента трения качения



Рис. 2.3.3. Схема сил, действующих при обкатке (профиль инструмента условно повернут)

основное значение имеют нормальные напряжения. Величина силы, обеспечивающей получение требуемых напряжений в очаге деформации, зависит от заданной степени деформации и размеров контактной площадки. При обкатке шариков равнодействующая всех сил раскладывается на три составляющих силы (по трем координатным осям). В соответствии с этим различают следующие силы: нормальную, касательную и вдоль оси инструмента (рис. 2.3.3). Основной силой, создающей необходимое давление в контакте деформирующего инструмента и шарика, является нормальная составляющая $P_{\rm H}$. Определение касательной силы необходимо для расчета потребной мощности двигателя и расчета на прочность некоторых деталей токарного станка, на который будет установлен специальный инструмент для обкатки шариков.

Экспериментальное исследование силы при обкатке шариков диаметром 3/8" производили на токарном станке



Рис. 2.3.4. Корреляционная зависимость *P*_т от *P*_н при обкатке шарика с различной степенью деформации

1К62 при помощи специального трехкомпонентного динамометра. Результаты исследований (рис. 2.3.4) показывают, что касательная сила $P_{\rm T}$ до 10 раз меньше нормальной силы.

В связи с возможностью осевого перемещения деформирующего инструмента (шнека) относительно корпуса экспериментальной оснастки и, следовательно, смещения гравюры винтовой канавки в шнеке и в корпусе на величину α площадка контакта при обкатке шарика перемещалась по всей шаровой поверхности.

Однако для более полной картины влияния обкатки на аустенитно-мартенситное превращение шарик обкатывался 3 раза.

2.3.6. Определение прочности шариков

Прочность шариков определяли при разрушении их под нагрузкой на испытательной машине с фиксацией величины нагрузки в устройстве, схема которого представлена на рис. 2.3.5.

Устройство позволяет надежно зафиксировать положение шариков вдоль одной оси. В полиэтиленовую трубку устанавливаются стальные шарики для испытания на сжатие до разрушения, стенки трубки эластичны и не являются препятствием для расширения шарика при разрушении. Для придания устойчивости трубке она устанавливается в трубку из пористой резины, которая расположена в цилиндрическом отверстии стального



Рис. 2.3.5. Устройство для испытания стальных шариков на сжатие до разрушения [30]: 1 – верхний пуансон; 2 – стальной корпус; 3 – вставка из пористой резины; 4 – полиэтиленовая трубка; 5 – нижний пуансон

корпуса. Данная вставка служит также для создания мягкой амортизирующей прослойки между и полиэтиленовой корпусом трубкой. В данном устройстве фиксатор стальных шариков позволяет обеспечить надежное базирование за счет лишения шариков дополнительных степеней свободы по сравнению с прототипом. Также он предотвращает возможность выскальзывания среднего шарика в процессе сжатия. В случае выскакивания, которое происходит при испытании на устройстве-прототипе [30], этот шарик не должен далее использоваться в испытаниях из-за полученных деформаций, что приводит к уве-

личению количества испытанных образцов и проводимых испытаний. Кроме того, в случае даже незначительного отклонения от вертикальной соосности центрального шарика показатели прочности при разрушении будут значительно отличаться от фактических. Благодаря наличию фиксатора обеспечивается строгая соосность всех шариков и безопасность при проведении испытаний, так как его конструкция препятствует выскакиванию центрального шарика и разбросу осколков разрушенных образцов.

Устройство состоит из стального корпуса 2, пуансона 1 и полиэтиленовой трубки 4, между которыми установлена вставка 3 из пористой резины для компенсации упругих деформаций шариков.

В устройство помещают вертикально три шарика. После разрушения одного из них записывается нагрузка разрушения. Испытывали шарики после термообработки и шлифовки, а также после операций «термообработка + обкатка + шлифовка». Предварительные данные экспериментов показали, что разрушающая нагрузка коррелирует с величиной твердости и количеством остаточного аустенита в структуре закаленной стали. После термообработки величина разрушающей нагрузки находилась в пределах 62-63 кН при твердости HRC 61-62. Микроструктура шариков после термообработки – мелкоигольчатый мартенсит с небольшим количеством пластин цементита и количеством остаточного аустенита 8%. Шарики, испытанные на разрушающую прочность после термообработки и обкатки в экспериментальной оснастке в упругопластической зоне деформации с усилием, обеспечивающим 95% о_{0 2}, показали увеличение разрушающей нагрузки до 74-75 кН. После обкатки микроструктура шариков изменилась: количество остаточного аустенита снизилось до 3% (рис. 2.3.2), твердость повысилась до HRC 64-65. Сравнительно низкую разрушающую нагрузку можно объяснить загрязненностью стали неметаллическими включениями

2.3.7. Методика проведения исследований получения цилиндрической биметаллической заготовки

Экспериментальные исследования процесса получения биметаллической заготовки концевого режущего инструмента (метчика) проводили с помощью специально изготовленного штампа, установленного на кривошипном прессе усилием 100–160 кH с рабочим ходом 130–160 мм.

Исследования силовых параметров процесса горячего выдавливания биметаллических заготовок сталь 40Х – сталь P6M5 для изготовления метчиков M12 проводили в диапазоне температур 900–1200 °С со средними степенями деформации от 32 до 76%, что соответствует интервалу температур и степеней деформации, часто встречающихся в обработке металлов давлением.

Исследования прочности соединения составных частей биметаллических заготовок инструмента проводили на 10 образцах-свидетелях для каждого способа соединения путем проведения испытаний на кручение по стандартным методикам [31– 33] на испытательной комбинированной гидравлической машине УИМ-50 с максимальным усилием 500 кН со скоростью 3 мм/с.

Измерение усилий деформирования в процессе горячего выдавливания на прессе К2130 осуществляли методом электротензометрирования.

Определение микротвердости по методу Виккерса ГОСТ 2999–75 [34] проводили на компьютеризированном микротвердомере Duramin-5 по методике, определенной установленным программным обеспечением. Последовательность действий: установить образец шлифа на предметном столике микротвердомера, выбрать место на образце, выполнить укол, выполнить замер отметки, оставленной индентором, в программе рассчитать площадь укола и определить микротвердость.

Определение твердости исследуемых сталей проводили по методу Роквелла по ГОСТ 9013–59 [35] на стационарном полуавтоматическом приборе ТК-2М с механическим и электрическим приводом.

Микроструктурный анализ производился с помощью металлографического комплекса МГК-1 на основе оптического микроскопа МКИ-2М, подключенного к компьютеру для получения высококачественных цифровых фотографий.

2.3.8. Определение усилий деформирования при пластическом формообразовании профиля рабочей части цилиндрической заготовки

Для определения удельных усилий выдавливания по каждой операции по приведенной выше схеме (подпараграф 2.2.3), используя известные из теории обработки металлов давлением зависимости удельных усилий от геометрических соотношений формообразующего инструмента, заготовок рабочей части и хвостовика, получим следующие выражения [11].

1. Удельное усилие осадки заготовки в контейнере складывается из удельного усилия осадки хвостовика из стали 40X $p_{\rm oc.xB}$ и удельного усилия осадки рабочей части из стали P6M5 $p_{\rm oc.py}$:

$$p_{\text{oc.3}} = p_{\text{oc.xB}} + p_{\text{oc.py}},$$
 (2.3.9)

$$p_{\text{oc.xb}} = \sigma_{S_2} \left(1 + \frac{\mu}{4} \frac{d}{l_1} \right),$$
 (2.3.10)

$$p_{\rm oc.pq} = \sigma_{S_1} \left(1 + \frac{\mu}{4} \frac{D}{l_2} \right),$$
 (2.3.11)

где σ_{S_1} , σ_{S_2} – сопротивления деформированию сталей P6M5 и 40X соответственно; μ – коэффициент трения, для данных условий пластического формообразования со смазкой можно принять $\mu = 0,2$; D – диаметр биметаллической заготовки (рис. 2.3.6); d – диаметр цилиндрического выступа хвостовика (рис. 2.2.5); l_1 – длина выступа хвостовика из стали 40X; l_2 – длина рабочей части заготовки из стали P6M5.

2. Выдавливание заготовки через профильную матрицу.

Удельное усилие выдавливания складывается из удельных усилий на участках цилиндрического приемника (контейнера), формообразующего участка (заходной части) матрицы и участка постоянного профиля.

Будем рассматривать усилия на первых двух участках, поскольку полное усилие с учетом трения на участке постоянного профиля не лимитирует процессы образования соединения частей заготовки.

На участке цилиндрического приемника удельное усилие получим из выражения

$$p_1 = \sigma_{s_2} \frac{4\mu L}{D},$$
 (2.3.12)

где *L* – длина заготовки.

На участке заходной части матрицы удельное усилие получим из выражения

$$p_2 = \left(\frac{\tau_k}{\sin\phi} + \frac{2\sigma_{s_2}}{1 + \cos\phi}\right) \ln \frac{f}{f_{np}},$$
 (2.3.13)

где контактное касательное напряжение $\tau_k = \frac{\mu + 0.5}{2} \sigma_{s_2} = 0.35 \sigma_{s_2}$; *f* – площадь поперечного сечения исходной цилиндри-



Рис. 2.3.6. Чертеж профиля заготовки концевого режущего инструмента с тремя стружечными канавками (метчика)

ческой заготовки; ϕ – половина центрального угла матрицы, принимаем 45°; $f_{\rm np} = f - 3/8D(D - d_{\rm c})$ – площадь поперечного сечения профиля полученной заготовки конце-

вого режущего инструмента с тремя стружечными канавками (рис. 2.3.6).

Полное удельное усилие выдавливания заготовки через профильную матрицу определяется суммой:

$$p_{\rm B} = p_1 + p_2. \tag{2.3.14}$$

Усилие деформирования биметаллической заготовки $P_{\text{деф}}$ составит произведение суммы удельных усилий, рассчитанных по отдельным операциям (2.3.9) и (2.3.14), и площади поперечно-го сечения профильной заготовки:

$$P_{\rm ge\phi} = (p_{\rm oc.3} + p_{\rm B}) f_{\rm np} = (p_{\rm oc.3} + p_1 + p_2) f_{\rm np}.$$
(2.3.15)

Полученные формулы справедливы для расчета усилий горячего пластического формообразования цилиндрической биметаллической заготовки разработанной ступенчатой конструкции в диапазоне диаметров метрической резьбы 10–52 мм. Поскольку горячее деформирование происходит при высоких температурах (до 1100 °C), то временное сопротивление материалов значительно уменьшается: для стали 40Х $\sigma_{S_2} = 40$ H/мм², для стали P6M5 $\sigma_{S_1} = 80$ H/мм² [36].

Сравнение энергетических затрат на основных операциях разработанной схемы пластического формообразования цилиндрической биметаллической заготовки метчика М12 проводилось при следующих конструктивных размерах: D = 14 мм, d = 7 мм, L = 82 мм, $l_1 = 21$ мм, $l_2 = 25$ мм. Усилие пластического формообразования $P_{\text{деф}}$ биметаллической заготовки метчика М12 по (2.3.15) составит около 45 кН, что меньше в 1,7 раза, чем усилия деформирования цельной заготовки из быстрорежущей стали. Таким образом для данного процесса с учетом всего диапазона типоразмеров концевого режущего инструмента и запаса мощности выпускаемых прессов могут быть использованы прессы К 2130 или К 2132. Определение удельных давлений при изготовлении биметаллических инструментов горячим пластическим формообразованием [37] приобретает особое значение, так как силовые параметры в этом случае характеризуют не только энергозатраты, но и оптимальные температурно-силовые условия, необходимые для прочного схватывания соединяемых частей биметаллической заготовки концевого режущего инструмента и обеспечения повышения его прочностных свойств.

2.4. Анализ химического состава и структур сферических, плоских и цилиндрических стальных изделий после их термообработки, пластического и упругопластического деформирования

2.4.1. Исследование сферических изделий

В табл. 2.4.1 показаны результаты химического анализа шариков из Польши (№ 1), отштампованных на ОАО «МПЗ» (№ 2), термообработанных на ОАО «МПЗ» (№ 3).

Отличие химического состава польских шариков заключается в значительно меньших количествах Ni и Cu. Разрушающая нагрузка при обкатке польских шариков составляет в среднем 120 кH.

Основными дефектами подшипниковой стали являются следующие.

Haven				A	Анализ, 9	%				Заклн	очение
образца	С	Si	Mn	Р	s	Cr	Ni	Мо	Cu	ГОСТ	Марка материала
1	0,95	0,27	0,32	0,019	0,014	1,35	0,03	0,01	0,01	801-78	ШХ15
2	0,98	0,26	0,22	0,006	0,002	1,37	0,17	0,02	0,10	801-78	ШХ15
3	0,96	0,24	0,25	0,015	0,002	1,34	0,17	0,02	0,10	801-78	ШХ15

T	Dansara mana -			A	
1 аолина 7.41	Результяты	химического	яня пизя с	терических	оорязнов
		interest in the second of the second		webre reeren	000000000

Остаточный аустенит. С количеством остаточного аустенита связана размерная стабильность готовых подшипников в процессе эксплуатации. При нагреве до 150 °C в течение 100 ч увеличение размеров закаленной стали ШХ15 при исходной структуре пластинчатого перлита составляет 0,02%, а при исходной структуре зернистого перлита – 0,003% [38]. Исходная структура зернистого перлита обеспечивает минимальное количество остаточного аустенита. Остаточный аустенит в микроструктуре после обкатки составляет около 3%, что соответствует данным рентгеноструктурного анализа (рис. 2.3.2).

Карбидная полосчатость. Карбидная полосчатость является следствием структурной неоднородности стали после закалки. В участках карбидных скоплений образуется мартенсито-трооститная структура, а в участках, обедненных карбидами, игольчатый мартенсит. Это приводит к повышению внутренних напряжений и неоднородности твердости по поверхности подшипника. Карбидная полосчатость затрудняет получение структуры зернистого перлита.

Карбидная ликвация. В подшипниковой стали встречаются крупные включения карбидов, ориентированные вдоль направления прокатки, - карбидная ликвация. Они обладают высокой твердостью и хрупкостью, поэтому они часто выкрашиваются при выходе на рабочую поверхность с образованием очагов разрушения. Резко выраженная карбидная ликвация ухудшает изнашиваемость шарикоподшипниковой стали.

Карбидная сетка. Присутствие карбидной сетки ведет к ухудшению механической прочности подшипника.

Микропористость. Микропоры являются местами концентрации напряжений в металле и очагами возникновения усталостных трещин в готовых подшипниках при их эксплуатации.

Неметаллические включения. Роль неметаллических включений иллюстрируется зависимостями на рис. 2.4.1.

В исходном состоянии (пруток) сталь имеет структуру зернистого перлита с баллом 3-5 по шкале № 1 (рис. 2.4.2).

Пластинчатый перлит в микроструктуре не наблюдается. Микроструктура стали в состоянии поставки соответствует



Рис. 2.4.1. Влияние глобулярных включений на усталостную прочность стали: *I* – диаметр образца 18,6 мм; *2* – диаметр образца 15 мм; *3* – диаметр образца 13 мм

ГОСТ 801–78. После штамповки на шлифе при ×50 видны характерные линии течения. Нарушений сплошности образца за счет обработки давлением не выявлено.

После термической обработки и обкатки структура представляет собой мелкоигольчатый мартенсит с равномерно распределенными карбидами (рис. 2.4.3). После третьей шлифовки микроструктура существенно не изменяется.

Во всех исследованных образцах в структуре наблюдается значительное количество несплошностей типа пор. Возможно, некоторая часть из них образовалась в процессе приготовлении шлифа за счет выкрашивания неметаллических включений.



Рис. 2.4.2. Микроструктура стального образца в исходном состоянии. ×1000



Рис. 2.4.3. Микроструктура стального образца после термической обработки и обкатки. ×1000

Также в некоторых местах наблюдаются крупные металлические включения, по 3–5 в каждом исследованном образце. Заметны также неметаллические включения темного цвета, возможно сульфиды.

Такие дефекты, как карбидная ликвация (карбидная полосчатость) и сетка в микроструктуре исследованных образцов стали, отсутствуют.

На данном этапе исследования в качестве возможной причины низких величин разрушающей прочности можно предположить:

наличие несплошностей и пор;

наличие посторонних нерастворимых примесей;

наличие нитридов, сульфидов и неметаллических включений крупных размеров.

2.4.2. Исследование плоских изделий

Для изготовления рессор и плоских пружин используют углеродистые и легированные стали, упрочняемые деформационным наклепом и мартенситным превращением. Так, кремнистая сталь перлитного класса (60С2А), упрочняемая мартенситным превращением, имеет невысокий предел упругости, недостаточную релаксационную стойкость и длительную прочность, склонна к обезуглероживанию, росту зерна и обладает низкой прокаливаемостью. Такой комплекс свойств обусловлен химическим составом стали, в том числе наличием значительного количества кремния.

Хромомарганцевые стали (50ХГ) обладают лучшими технологическими свойствами. Совокупность хрома и марганца сильно повышает прочностные характеристики стали при незначительном изменении пластических свойств. Добавка ванадия в хромомарганцевую сталь (50ХГФА) уменьшает ее чувствительность к перегреву, повышает устойчивость стали к отпуску за счет снижения коагуляции карбидной фазы. В результате сталь при высокой твердости обладает значительными пределами прочности, пропорциональности и упругости при повышенной пластичности.

Помимо варьирования химическим составом стали, улучшения ее свойств достигают применением различных способов термообработки. Стандартная термообработка пружинных сталей заключается в закалке на воду или масло и последующем отпуске. Температуру закалки и среду охлаждения выбирают в зависимости от марки используемой стали. Отпуск, как правило, проводят в пределах 400-500 °С на твердость 35-45 HRC, что соответствует 1300-1600 МН/м². После закалки микроструктура стали – мелкокристаллический мартенсит и (или) нижний бейнит твердостью 58-62 HRC. После отпуска твердость должна составлять не более 269 НВ, микроструктура – бейнит и карбиды. Изотермическая закалка на нижний бейнит может обеспечить повышение сопротивления динамическому воздействию, повысить пластичность и вязкость материала. Так, после изотермической закалки стали 60С2А с выдержкой при 320 °С предел пропорциональности составляет 142 кг/мм² (1390 МН/м²). Если после изотермической закалки проводить дополнительный отпуск, то значения предела пропорциональности и упругости повышаются. Механические свойства сталей 60С2А и 50ХГФА после различных видов термообработки представлены в табл. 2.4.2.

Παραγιαστικό το		Механические свойства			
Параметры термооораоотки	MH/m ²	MH/m ²	MH/m ²		
Сталь 60С2А.					
Закалка с 870 °C, масло, отпуск при 420 °C 40 мин	1765	1647	1529		
Изотермическая закалка с 870 °С, выдержка					
при 270 °C 40 мин, отпуск при 400 °C 1 ч	1861	1784	1685		
ВТМО. 950 °С, степень деформации 50%, отпуск					
при 650 °С 1,5 ч	2156	1960	—		
Сталь 50ХГФА.					
Закалка с 850 °С, масло, отпуск при 425 °С					
на твердость не более 321 НВ	1275	1179	—		
Закалка с 850 °С, масло, отпуск при 370-420 °С					
с ускоренным охлаждением на твердость 42-50 HRC	1470	1420	1270		
Изотермическая закалка с 850 °С, выдержка					
при 330 °C, отпуск при 330 °C	1569	1430	1313		

Таблица 2.4.2. Механические свойства сталей 60С2А и 50ХГФА после различных видов термообработки

Для достижения заданных свойств изделий из пружинных сталей в некоторых случаях следует проводить низко- или высокотемпературную термомеханическую обработку. При высокотемпературной термомеханической обработке фиксируется значительное упрочнение материала с сохранением и даже повышением пластических характеристик.

Для определения химического состава используемых материалов проводили анализ стали на приборе Спектролап М-5. Данные анализа представлены в табл. 2.4.3, из которой видно, что представленные образцы из стали 50ХГФА по составу отвечают нормам ГОСТ 14959–79 [39]. Несколько заниженное содержание углерода и кремния обусловлено наличием окалины на образцах, представленных для исследования.

Марка ото ли	Элементный состав, %								
Марка стали	С	Si	Mn	Cr	V	Ni	Cu	Р	S
50ΧΓΦΑ	0,345	0,164	0,864	0,896	0,207	0,082	0,03	0,014	0,028

Таблица 2.4.3. Химический состав стали

Микроструктура образцов рессорных полос из стали 50ХГФА без рельефа представлена на рис. 2.4.4. У поверхности полосы имеет место обезуглероженный слой с ферритной структурой (рис. 2.4.4, а). Величина зоны обезуглероживания составляет до 80 мкм. Размер зерен феррита – 8 мкм. Микротвердость феррита – 2040 МПа. За зоной обезуглероживания следует зона со структурой бейнита и небольшим количеством ферритных зерен. Толщина зоны составляет 940-1200 мкм. По мере удаления от поверхности ферритная фаза исчезает, а размер зерен бейнитной составляющей увеличивается до 19 мкм. Значение микротвердости поверхностного феррита - 2400 МПа, бейнита -3400 МПа. Микроструктура центральной части полосы - скрытокристаллический мартенсит с размером бывшего аустенитного зерна: вблизи поверхности – 8 мкм, в центре – 19 мкм (рис. 2.4.4, б). Микротвердость мартенсита – 6620 МПа. В центральной зоне на фоне скрытоигольчатого мартенсита выявляются участки крупно- и мелкоигольчатого бейнита (рис. 2.4.4, *в*) в виде сильно травящихся игл, которые в плоскости шлифа располагаются полосами параллельно верхней и нижней поверхностям – так называемые полосы ликвации. Наличие полос ликвации обусловлено технологическими условиями изготовления рессорных полос, в том числе прокаткой.

При прокатке полос через рифленые валки на поверхности опытных образцов образуются параллельные линии вдавливания. Чем выше величина усилия P нанесения рельефа, тем меньше расстояние между этими линиями. При усилии P = 2887,5 кг расстояние между линиями рельефа составляет 1775 мкм, при P = 12705 кг расстояние – 1750 мкм, а при P = 22330 кг – 1725 мкм. В поперечном сечении рессор линии вдавливания имеют вид ямок (рис. 2.4.5, *a*). Глубина ямки достигает 90 мкм. В соответ-





Рис. 2.4.4. Микроструктура рессорной полосы стали 50ХГФА: $a - \times 310$; $\delta - \times 310$; $s - \times 1500$



Рис. 2.4.5. Микроструктура рессорной полосы стали 50ХГФА с нанесенным рельефом: $a - \times 310$; $\delta - \times 310$; $e - \times 310$; $e - \times 1500$

ствии с усилием воздействия изменяется микроструктура ближайших слоев. Так, при деформации усилием P = 2887,5 кг толщина бейнитной зоны составляет порядка 900 мкм, при P = 12705 кг – 930–1500 мкм, при P = 22330 кг – 1750–2300 мкм. Эти данные свидетельствуют о проявлении процесса смещения приповерхностных структурных зон в глубинные слои.

Микроструктура образцов с нанесенным на их поверхность рельефом представлена следующими структурными составляющими. Обезуглероживание поверхности составляет менее 50 мкм и не постоянно вдоль поверхности полосы. Размер ферритных зерен в обезуглероженном слое – 8 мкм (рис. 2.4.5, *a*). Микротвердость феррита – 2580–2850 МПа. Переходная зона представлена микроструктурой бейнита (рис. 2.4.5, б). Толщина бейнитной зоны как по длине, так и по ширине рессорной полосы неравномерная. Данный факт объясняется условиями изготовления полос, в том числе закалкой в заневоленном состоянии. Размер зерен бейнитной фазы колеблется от 8 до 19 мкм. Микротвердость составляет 3400–4800 МПа.

Поскольку величина переходной зоны со структурой бейнита различная для всех исследуемых опытных образцов, количество мартенсита в структуре центральной части (рис. 2.4.5, *в*, *г*) также различное. Структура – мартенсит скрытоигольчатый микротвердостью 6000–7700 МПа. Для всех структур имеет место наличие полос ликвации, в которых бейнитная составляющая крупноигольчатая.

Из данных микроструктурного анализа следует: основной структурной составляющей рессорных полос из стали 50ХГФА является мартенсит. Структура по толщине рессорной полосы слоистая: полосы скрытоигольчатого мартенсита чередуются с полосами крупноигольчатого (верхнего) бейнита. После отпуска закаленной стали структура дисперсного нижнего бейнита образуется только вдоль верхней поверхности рессорной полосы и занимает максимум 1/4 часть от общей площади поперечного сечения, остальная часть сечения имеет структуру мартенсита.

2.4.3. Исследование цилиндрических изделий

Известно [40], что определяющую роль в обеспечении требуемых свойств инструментальных и износостойких сталей играет термообработка. При выборе сталей, используемых для биметаллического концевого режущего инструмента (КРИ), основное внимание следует обращать на совместимость составляющих биметалла при механической и термической обработке, свариваемость. Немаловажное значение имеет также доступность материала и его стоимость. Поскольку биметаллическая заготовка должна иметь себестоимость ниже, чем монолитная заготовка из быстрорежущей стали, то для хвостовика должна использоваться гораздо более дешевая сталь, которая удовлетворяет вышеуказанным требованиям.

Основываясь на требованиях ГОСТ 3449-84 [41], физико-механических свойствах и совместимости сталей для изготовления биметаллических метчиков методом горячего выдавливания через профильную матрицу, были выбраны стали марки Р6М5 для изготовления рабочей части метчика и марки 40Х для изготовления его хвостовой части.

Быстрорежущая сталь марки P6M5 ГОСТ 19265–73 [42] относится к теплостойким вольфрамомолибденовым сталям высокой твердости. Химический состав стали P6M5 приведен в табл. 2.4.4, основные физико-механические и технологические свойства – в табл. 2.4.5.

Поскольку относительное содержание молибдена и вольфрама составляет около 5%, это улучшает ее пластические свойства по сравнению с ранее применявшейся быстрорежущей сталью P18 (Мо – 0%, W – 17,6%), что очень важно для пластического формообразования. Сталь P6M5 лучше обрабатывается резанием, а на метчике необходимо нарезать резьбу; обладает умеренной теплостойкостью, узким температурным интервалом деформирования и требует довольно сложной операции термообработки для приобретения высоких эксплуатационных свойств.

Сталь 40Х ГОСТ 4543–71 [43] является среднеуглеродистой хромистой низколегированной конструкционной сталью невысокой прокаливаемости. Химический состав стали 40Х приведен в табл. 2.4.6, основные физико-механические и технологические свойства при нормальной температуре, определяемые на продольных термически обработанных образцах, – в табл. 2.4.7.

Пластические свойства стали 40Х определяются коэффициентом пластичности $\gamma = 0,628 n$, где n – число оборотов, на которое закрутился образец при испытании на кручение.

Пластические свойства сталей P6M5 и 40X были изучены в широком диапазоне температур – 20–1200 °C [44, 45]. Достаточные пластические свойства быстрорежущей стали P6M5 при горячем пластическом формообразовании проявляются в узком температурном интервале – 1050–1100 °C, а у конструкционной стали марки 40X – в интервале 800–1250 °C (табл. 2.4.7).

	Cepa		0,025
	Никель		0,4
	Кобальт	е более	0,5
	Кремний	He	0,5
%	Марганец		0,5
Массовая доля,		4,8–5,3	
	D	1,7–2,1	
	Dort hanse	рольфрам	5,5-6,5
	Vacue	wodv	3,8-4,4
	Variance	Todattic	0,82-0,90

Таблица 2.4.4. Химический состав стали Р6М5

Таблица 2.4.5. Основные физико-механические и технологические свойства стали Р6М5

ойства		Повышенная		
логические св		Склонность к перегреву	Да	
Техно	циенты ваемости	k _{шлиф}	0,8	
	Коэффи обрабаты	k _{oбp}	1,0	
		HRC	64	
	закалки	Ударная вязкость $a_{\rm H}\cdot 10^5,$ Дж/м ²	4,8	
свойства	После	Временное со- противление (предел прочно- сти при растяже- нии) о _в , МПа	3300	
теханические (Температура отпуска, °С (К)	550 (820)	
Физико-м		Температура закалки, °С (К)	1220 (1490)	
	Теплостой- кость (красно- стойкость), °С (K)			
		Плот- ность р, г/см ³	8,15	

Содержание элементов, %						
Углерод	Кремний	Марганец	Хром			
0,36-0,44	0,17-0,37	0,50-0,80	0,80-1,10			

Таблица 2.4.6. Химический состав стали 40Х

Однако в практике для стали марки 40Х обычно используют температурный интервал 900–1000 °С. Известно, что при нагреве биметаллической заготовки в температурном интервале 900– 1000 °С процесс образования окисных пленок на поверхности металла превалирует над процессом восстановления окислов углеродом [17] и прочность схватывания компонентов биметалла после деформации с указанных температур снижается, поскольку существует неравномерность нагрева собранной заготовки и образуется доступ воздуха между ее частями. С прекращением доступа воздуха к поверхностям контакта частей заготовки при температуре 950 °С и интенсификацией процесса диффузии при температуре свыше 1000 °С преобладают восстановительные процессы, вследствие чего прочность соединения возрастает.

Для проведения исследования влияния температуры на структуру составляющих биметаллическую заготовку сталей были изготовлены образцы цилиндрической формы диаметром 25 мм и высотой 15 мм из сталей Р6М5 и 40Х.

Сталь 40Х использовалась в состоянии поставки с ферритно-перлитной структурой. На образцах из стали P6M5 была проведена предварительная закалка с температуры 1220 °C (4 образца) и закалка с отпуском 1220 + 550 °C (4 образца) в заводских условиях с использованием соляной ванны для предотвращения обезуглероживания. Окончательная термообработка (закалка с различных температур) проводилась в лабораторной печи LH 09/13 Sokol Therm с максимальной температурой нагрева 1340 °C. Отпуск образцов из стали 40Х производился при температуре 460 °C в течение 2 ч, образцов из стали P6M5 – при температуре 550 °C в течение 1,5 ч не менее трех раз. На печном пульте управления выставлялись указанные выше температуры
	іства	йства Температура ковки, °C (K)				
	Гехнологические свой	C	С подо- гревом			
		щиенты ваемости	$k_{ m m,nud}$	0,8		
		Коэффи обрабаты	$k_{ m ofp}$	0,7		
			HRC	46–51		
	Физико-механические свойства	е свойства После закалки	Ударная вязкость КСU, Дж/см ²	59		
			Временное сопротивление, о _в , МПа	1500		
		Температура	отпуска, °С (К)	500 (770)		
		Температура	Температура закалки, °С (К)			
		Временное сопротивле-	ние (предел прочности при растяже- нии) о _в , МПа	980		
			ρ, r/cm ³	7,85		

Таблица 2.4.7. Основные физико-механические и технологические свойства стали 40Х

с выдержкой 15–20 мин. По достижении нужной температуры в печь помещались образцы. При этом температура в печи снижалась. Время нахождения образцов в печи около 3 мин. По достижении установленной температуры в печи образцы извлекались из нее и закаливались в воду. Таким же образом производилась закалка образцов при всех исследуемых температурах (950, 1050, 1150 и 1220 °C).

Поскольку высоколегированная быстрорежущая сталь P6M5 относится к малопластичным материалам, что связано с ее высоким сопротивлением деформированию, умеренной теплостойкостью и узким температурным интервалом деформирования, а сталь 40Х относится к низколегированным сталям невысокой прокаливаемости, их высокопрочное соединение горячим выдавливанием может быть получено при оптимальных режимах технологического процесса. Для их совместного пластического формообразования в данной работе решено применить оптимальную температуру нагрева для быстрорежущей стали P6M5, которая составляет 1050–1100 °C.

С целью определения оптимальных режимов термообработки биметаллических заготовок из сталей P6M5 и 40X были проведены металлографические исследования образцов сталей P6M5 и 40X после проведения их совместной термообработки при различных температурах: 950, 1050, 1150 и 1220 °С и последующего отпуска, а также различных участков выдавленной биметаллической заготовки до и после отжига и закалки.

В исходном состоянии сталь P6M5 имеет ферритную основу с выделениями карбидов Cr, W, V, Mo (рис. 2.4.6, *a*), а сталь 40X в исходном состоянии имеет перлитную структуру (рис. 2.4.6, *б*). Твердость их приблизительно одинакова и составляет 21–26 HRC.

Твердость образцов сталей Р6М5 и 40Х после различных видов термической обработки приведена в табл. 2.4.8. Известно, что твердость закаленной быстрорежущей стали возрастает до 64–65 HRC после нагрева, сохраняющего зерно балла 10, и снижается до 62–63 HRC после закалки с более высоких температур, снижающих балл зерна до 8–7. Это снижение вызвано ростом количества аустенита [45]. После проведения отпуска бы-



Рис. 2.4.6. Микроструктуры сталей в исходном состоянии: a – сталь P6M5; δ – сталь 40Х. ×400

строрежущей стали, вызывающего дисперсионное твердение, различие в изменении твердости изменяется: сталь, закаленная с высокого нагрева и получившая более легированный раствор, имеет большие твердость и сопротивление пластической деформации, чем сталь, закаленная с более низкой температуры.

Наименование образцов	Твердость образцов при различных температурах закалки, HRC				
	950 °C	1050 °C	1150 °C	1220 °C	
1 – сталь P6M5 после закалки и отпуска	49-50	50-63	62-63	63-64	
2 – сталь Р6М5 после закалки	54-55	50-63	63-64	62-63	
3 – сталь 40Х после закалки	50-57	51-52	55-58	52-54	
4 – сталь 40X после закалки и отпуска	37-40	38-40	39-40	39-40	

Таблица 2.4.8.	Твердость	образцов	сталей	P6M5	и 40Х
----------------	-----------	----------	--------	------	-------

Примечание. Погрешность измерений – 2 единицы.

Анализ микроструктур образцов из быстрорежущей стали P6M5, прошедших предварительную закалку от температуры 1220 °С и отпуск от температуры 550 °С в заводских условиях в соляных ваннах, показал, что сталь P6M5 при различных температурах закалки имеет основу, состоящую из мартенсита и карбидов типа $M_{23}C_6$. Чем выше температура закалки, тем больше растворяется карбидов. Даже при очень высокой температуре

нагрева растворяется лишь часть карбидов – около 70%. Выдержка при низких температурах (950–1000 °C) приводит к растворению только карбида $M_{23}C_6$, что насыщает аустенит хромом, углеродом и частично ванадием. Растворение основного карбида M_6C протекает при более высокой температуре (1050– 1300 °C), что позволяет перевести в аустенит до 6% W, 0,5% Cr и около 1% V, присутствующих в карбиде, что повышает легирование раствора и твердость стали.

Структура стали P6M5 после закалки с 950 °C и отпуска кроме мартенситной основы состоит из достаточно большого количества крупных карбидов (рис. 2.4.7, *a*). В соответствии с вышесказанным при этой температуре растворяется в основном карбид типа $M_{23}C_6$. Поэтому сталь имеет довольно низкую твер-



в

г

Рис. 2.4.7. Микроструктура стали Р6М5 после закалки и отпуска при 550 °C: *а* – температура закалки 950 °C; *б* – температура закалки 1050 °C; *в* – температура закалки 1150 °C; *г* – температура закалки 1220 °C. ×400

112

дость – 49–50 HRC. С повышением температуры закалки до 1050 °С растворяется большее количество карбидов (рис. 2.4.7, δ). Кроме карбида типа $M_{23}C_6$ частично растворяется основной карбид M_6C и, соответственно, повышается твердость стали до 50–63 HRC. Повышение температуры закалки до 1150 и 1220 °С приводит к дальнейшему растворению карбида M_6C , насыщению аустенита легирующими элементами и, соответственно, увеличению твердости стали до 63–64 HRC (табл. 2.4.8, рис. 2.4.7, *в*, *г*).

Аналогичным образом выглядит структура стали P6M5, прошедшей только закалку с 1220 °C в заводских условиях и закалку с выдержкой при температурах 950, 1050, 1150 и 1220 °C в лабораторных условиях. Однако при закалке с температуры 1220 °C твердость уменьшилась до 62–63 HRC по сравнению



Рис. 2.4.8. Микроструктура стали Р6М5 только после закалки: *а* – температура закалки 950 °C; *б* – температура закалки 1050 °C; *в* – температура закалки 1150 °C; *с* – температура закалки 1220 °C. ×400

с температурой 1150 °C с твердостью 63–64 HRC (табл. 2.4.8), поскольку в данном эксперименте отсутствует отпуск и дисперсионное твердение. Микроструктура образцов представлена на рис. 2.4.8.

По данным литературы [46], для получения высоких эксплуатационных свойств режущего инструмента оптимальной температурой закалки стали P6M5 является 1220 °C, и это подтвердили наши исследования структур и твердости.

Температура закалки стали P6M5 для закалки стали 40X является явно завышенной. Тем не менее представляет интерес исследование структуры и механических свойств (твердости) стали 40X, из которой изготовлен выступ хвостовика, внедренный в рабочую часть из стали P6M5, после закалки с температур 950, 1050, 1150 и 1220 °C. Микроструктура образцов стали 40X, за-



Рис. 2.4.9. Микроструктура стали 40Х в закаленном состоянии с разных температур: *a* – 950 °C; *б* – 1050 °C; *в* – 1150 °C; *г* – 1220 °C. ×400

114

каленных с различных температур с трехминутной выдержкой при вышеуказанных температурах, представлена на рис. 2.4.9, *а*, *б*, *в*, *г*. Все они имеют мартенситную структуру и отличаются только размером игл мартенсита. Чем выше температура закалки, тем более грубый образуется мартенсит (рис. 2.4.9, *г*). Твердость стали при увеличении температуры закалки растет от 50–57 HRC при 950 °C до 55–58 HRC при 1150 °C. При дальнейшем росте температуры закалки до 1220 °C твердость уменьшилась до 52–54 HRC (табл. 2.4.8), поскольку в данном эксперименте отсутствуют отпуск и дисперсионное твердение.

На закаленных образцах из стали 40Х проведена операция отпуска (460 °C, 2 ч) в лабораторных условиях. Структура их (рис. 2.4.10) представляет собой мартенсит отпуска, и чем выше температура предыдущей закалки, тем он более грубый



Рис. 2.4.10. Микроструктура стали 40Х после закалки и отпуска при 460 °C: *а* – температура закалки 950 °C; *б* – температура закалки 1050 °C; *в* – температура закалки 1050 °C; *х* – температура закалки 1220 °C. ×400

(рис. 2.4.10, *г*). Твердость стали после отпуска немного увеличивается с ростом температуры предварительной закалки – от 37– 40 HRC при 950 °C до 39–40 HRC при 1220 °C (табл. 2.4.8).

По условиям проведения экспериментов удалось ограничить время нагрева образцов в печи при температуре закалки до трех минут, что в 2 раза превышает время выдержки под закалку рабочей части метчика из стали P6M5 с внедренным в нее хвостовиком из стали 40Х. Тем не менее даже при этом времени выдержки при температуре 1220 °C сохраняется высокая твердость стали 40Х – 40 HRC.

Металлографический анализ и определение механических свойств образцов сталей 40Х и P6M5 после различных режимов совместной термообработки показали, что часть хвостовика из стали 40Х, внедренная в рабочую часть из стали P6M5 при температуре, наиболее подходящей для быстрорежущей стали P6M5, – 1050–1100 °C, не потеряет своих эксплуатационных свойств при нагреве до температуры закалки 1220 °C [47].

УСТРОЙСТВА ДЛЯ ПЛАСТИЧЕСКОГО И УПРУГОПЛАСТИЧЕСКОГО ДЕФОРМИРОВАНИЯ СФЕРИЧЕСКИХ И ПЛОСКИХ ИЗДЕЛИЙ

3.1. Экспериментальный инструмент для обкатки шариков [2]

Специальный инструмент, схема которого изображена на рис. 3.1.1, состоит из корпуса *6*, в коническую полость которого (конусностью 3°) запрессована формообразующая полая вставка *5*, внутри которой имеется винтовая канавка радиусом, несколько большим, чем радиус шарика 3/8″.



Рис. 3.1.1. Инструмент для обкатки шариков: 1 – гайка прижимная; 2 – оправка; 3 – крышка; 4 – шнек; 5 – вставка; 6 – корпус; 7 – шайба; 8 – втулка; 9 – шайба; 10 – крышка; 11 – накопитель шариков

В корпусе инструмента имеется отверстие, соединенное с накопителем шариков 11. В полости вставки 5 размещен шнек 4 с винтовой канавкой на его наружной поверхности и с возможностью свободного вращения во вставке. Осевое перемещение шнека ограничено его фланцем, размещенным между корпусом инструмента 6 и крышкой 10, и антифрикционными шайбами 7 и 9.

При вращении шнека 4 шарик из накопителя 11 попадает в винтовую канавку и перекатывается в ней, меняя площадку контакта с инструментом по поверхности. Переместившись в канавке до выходного отверстия в корпусе 6 и вставке 5, шарик выпадает в поддон.

С целью изменения гравюры, образованной винтовыми канавками во вставке и шнеке, меняли толщину антифрикционных шайб 7 и 9 таким образом, чтобы их суммарная толщина оставалась постоянной. При этом шнек сдвигался в осевом направлении относительно вставки на некоторую заданную величину. Шарик при обкатке совершает сложное вращательное движение, в результате чего площадка контакта с инструментом постоянно меняет свое расположение на поверхности шарика таким образом, что в процессе упругопластического деформирования участвует вся поверхность. Так как размеры шариков по диаметру колеблются в пределах допуска, шнек выполнен пустотелым с возможностью демпфирования. Вставка при запрессовке в корпус может изменять внутренний диаметр в зависимости от усилия запрессовки в коническое отверстие в пределах до 0,3 мм на диаметр, что позволяет варьировать величиной усилия деформации шариков при обкатке.

При разработке экспериментального образца автоматизированного станка в качестве базовой модели был выбран токарно-винторезный станок модели 16К20. С целью уменьшения затрат на последующие доработки и изменения было принято решение провести модернизацию в первую очередь тех узлов станка, без которых невозможно установить специальный инструмент для обкатки шариков, провести его обкатку



Рис. 3.1.2. Экспериментальный инструмент для обкатки шариков в сборе



Рис. 3.1.3. Экспериментальный инструмент для обкатки шариков, установленный на модернизированном станке

и выпустить экспериментальную партию обработанных шариков. После чего провести необходимую доработку станка и инструмента и спроектировать автоматизированную систему загрузки шариков в рабочую зону инструмента и выгрузки обработанных шариков.

В связи с вышеизложенным на данном этапе работы заднюю бабку станка снабдили дополнительным жестким упором, полностью исключающим возможность ее смещения назад.

Суппорт станка использован в качестве упора, препятствующего повороту корпуса жесткого специального инструмента, а также для придания ему дополнительной жесткости в процессе обкатки шариков. При этом резцедержатель был снят.

Экспериментальный инструмент для обкатки шариков изготовлен в соответствии с рис. 3.1.1. На рис. 3.1.2 показан изготовленный специальный инструмент для обкатки шариков в сборе, а на рис. 3.1.3 – тот же инструмент, установленный на модернизированном станке.

3.2. Разработка конструкций экспериментального оборудования для упрочняющей обработки стальных плоских изделий

3.2.1. Экспериментальный стан для прокатки заготовок малолистовых рессор

На рис. 3.2.1 и 3.2.2 приведены принципиальные схемы станов для осуществления прокатки заготовок малолистовых рессор автомобилей МАЗ.

Работает экспериментальный прокатный стан следующим образом. Нагретую до требуемой температуры в установке 2 для индукционного нагрева заготовку по рольгангу 1 подают в рабочую клеть 5 прокатного стана до упора 13. После этого за счет давления, создаваемого гидростанцией 23, шток 11 гидроцилиндра 12 вместе с кареткой 9 и профилированной оправкой 8 получает осевое перемещение в направлении валков, в результате которого происходит загиб исходной заготовки на оправку.

При этом первая пара валков рабочей клети выполняет роль опор. Далее согнутая заготовка вместе с профилированной оправкой, выполняющей роль одного из деформирующих инструментов, проходит между тремя парами валков, что обеспе-



Рис. 3.2.1. Принципиальная схема стана для прокатки заготовок малолистовых рессор автомобилей МАЗ (вид сбоку)

120



Рис. 3.2.2. Принципиальная схема стана для прокатки заготовок малолистовых рессор автомобилей МАЗ (вид сверху)

чивает обжатие исходной полосы. По окончании процесса деформирования в валках на выходе из рабочей клети заготовку с помощью толкателей 18, приводимых в движение от гидроцилиндра 16, перемещают в вертикальном направлении с оправки 8 на оправку 19, имеющую такой же профиль, но выполненную составной из двух соединенных с помощью шарнира половин с возможностью изменения раствора между ними. После этого создают давление в гидроцилиндрах 2, разводят половины оправки 19 и таким образом разгибают прокатанную заготовку до тех пор, пока последняя не прикоснется всей плоскостью к линейке 22. По окончании разгиба штоки гидроцилиндров 12, 16 и 21 возвращаются в исходные положения. При этом половины оправки 19 смыкаются, а оправка 8 выходит из рабочей клети. Далее прокатанную и выпрямленную заготовку удаляют со стола 20 и рабочий цикл повторяется в прежней последовательности. Управление работой гидроцилиндров осуществляется от гидрораспределителя 25.

С помощью экспериментального прокатного стана обеспечиваются следующие параметры процесса прокатки:

температура нагрева заготовки под прокатку – 1000–1050 °C; число проходов – 1;

степень деформации в трех парах валков за проход – 55%; наибольшее отклонение размеров от заданного профиля по

толщине на всей длине заготовки – $\pm 0,1$ мм;

продолжительность цикла обжатия заготовки в валках – 10 с; продолжительность цикла обработки (загиб-прокатка-съем-разгиб) – 30 с.

3.2.2. Экспериментальный стан для поверхностного упрочнения листовых материалов

Экспериментальный стан предназначен для поверхностного упрочнения полос, предназначенных для изготовления рессор автомобилей. Обработка производится путем пропуска полосы



Рис. 3.2.3. Принципиальная схема экспериментального стана для упрочнения рессор

между двумя валками под определенным усилием, обеспечивающим поверхностную пластическую деформацию стороны, находящейся в контакте с валком, имеющим рифленую поверхность. Глубина деформированного слоя регулируется усилием поджатия валков. Прокатка проводится в холодном состоянии при комнатной температуре. На рис. 3.2.3 показана принципиальная схема экспериментального стана для упрочнения рессор, разработанного в Физико-техническом институте НАН Беларуси.

Экспериментальный стан состоит из следующих основных узлов. Привод. Экспериментальный стан состоит из стальной сварной рамы *I*, установленной на виброопорах 2. Крутящий момент от электродвигателя 3 (N = 22 кBr), установленного на подвижной плите (для регулирования натяжения ремней клиноременной передачи), через клиноременную передачу 4 ($i_1 = 1,2$) передается на шкив, установленный на входном валу цилиндрического двухступенчатого редуктора 5 (1Ц2У250–20–21У1) ($i_2 = 20$). Редуктор крепится к станине при помощи болтов. От выходного вала редуктора вращение передается через муфту на входной вал шестеренной клети 6 (i_4 = 2,8). Шестеренная клеть состоит из корпуса, входного вала-шестерни, от которого вращение передается на два зубчатых колеса одинакового размера, и предназначена для передачи вращающего момента с одного входного вала на два выходных. Далее, посредством карданных валов 7 и 8, приводятся во вращение рабочие валки 9 и 10. Все вращающие части стана ограждены.

Клеть рабочая. Клеть предназначена для установки прокатного инструмента и восприятия всех нагрузок, возникающих при прокатке. Рабочие валки 9 и 10 установлены на валах 11 в коробах 12 и 13, на опорах которых жестко закреплены конические подшипники валков, воспринимающие вертикальную нагрузку и препятствующие боковому смещению валков. Прокатная клеть состоит из верхней плиты 14 и нижней плиты 15, стянутых четырьмя шпильками 16. К нижней плите крепится короб 13 с нижним валком. Короб 12 с верхним валком через промежуточную плиту 17 крепится к механизму поджатия инструмента и имеет возможность вертикального перемещения.

Вертикальное перемещение верхнего инструмента необходимо для поджатия его к прокатываемому изделию специальным механизмом в процессе прокатки. Прижатие инструмента к заготовке необходимо для создания на поверхности готового изделия рельефа необходимой глубины. Для этой цели используется механизм поджима.

Механизм поджима инструмента состоит из гидравлического амортизатора 18, предварительно сжатого шпильками 19 и плитой 20 на такую величину, чтобы он обеспечивал минимальное усилие в 25 т.

Пульт управления 21 установлен на станине прокатного стана, подсоединен к установке при помощи металлорукава и служит для управления. На противоположной стороне станины установлен дублирующий пульт 22.

Стол. На входе и выходе полосы из валков установлены два стола 23: входной и выходной. Каждый стол представляет собой изогнутый швеллер, установленный на сварной раме, прикрепленной к рабочей клети. Сформованная и подвергнутая термообработке полоса укладывается на входной рольганг выпуклой стороной вверх и подается в зазор между вращающимися валками (срабатывает первый концевой выключатель). Изменение толщины полосы компенсируется вертикальным перемещением верхнего валка. Глубина внедрения рифлений регулируется усилием поджатия верхнего валка, которое устанавливается при наладке установки. При выходе готовой рессоры из валков срабатывает второй концевой выключатель, включается реверс привода, рессора обрабатывается на втором проходе. При выходе рессоры из валков срабатывает третий концевой выключатель и привод останавливается.

3.2.3. Экспериментальный стан для упрочнения рессор

В соответствии со схемой на рис. 3.2.3 был изготовлен экспериментальный стан для упрочнения рессор автомобилей MA3 путем пропуска полосы между двумя валками, находящимися под определенным усилием, обеспечивающим поверхностную пластическую деформацию обеих сторон листа, в том числе стороны, находящейся в контакте с валком, имеющим рифленую поверхность. На рис. 3.2.4 показан экспериментальный стан для упрочнения рессор автомобилей MA3, а на рис. 3.2.5 показана клеть экспериментального стана для упрочнения рессор. В табл. 3.3.1 приведены технические характеристики экспериментального стана для упрочнения рессор автомобилей MA3.





Рис. 3.2.4. Экспериментальный стан Рис. 3.2.5. Клеть экспериментальнодля упрочнения рессор

го стана для упрочнения рессор

Параметр	Значение
Мощность электродвигателя привода, кВт	22
Передаточное число клиноременной передачи	1,2
Общее передаточное число редуктора	20
Общее передаточное число шестеренной клети	2,8
Номинальный крутящий момент, кгм	500
Частота вращения рабочих валков, об/мин	21,8
Межосевое расстояние между быстроходным и тихоходным	
валами редуктора, мм	500
Допустимые размеры рабочих валков, мм:	
диаметр	190
ширина	130
Максимальное вертикальное перемещение верхнего валка, мм	15
Минимальное начальное усилие поджатия верхнего валка, т	25
Габаритные размеры стана, мм:	
длина	2400
ширина	1900
высота	2410
Масса стана, кг	3356
Содержание драгоценных металлов	Не содержит

Таблица 3.2.1. Технические характеристики экспериментального стана

4

ИССЛЕДОВАНИЕ СТРУКТУРЫ И ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ ПОЛУЧЕННЫХ ИЗДЕЛИЙ

4.1. Исследование прочности на разрушение стальных закаленных шариков после их упрочнения обкаткой

Для проведения экспериментальной обкатки шариков в лабораторных условиях ФТИ НАН Беларуси предварительно на ОАО «Минский подшипниковый завод» были отобраны шарики из промышленной партии в количестве 30 шт., каждый из которых подвергался обкатке в экспериментальном инструменте на модернизированном токарно-винторезном станке 16К20, причем обкатка каждого шарика проводилась один раз.

Обкатку шариков проводили при различных скоростях в диапазоне 200–400 оборотов шпинделя в минуту, что соответствовало скорости обкатки 60–115 м/мин.

Было установлено, что величина упрочнения шариков при обкатке в этом диапазоне не столько зависит от скорости, как от величины обжатия шарика. Крутящий момент на шпинделе зависит от числа оборотов и составляет соответственно 18 кгм при 400 оборотах и 38 кгм при 200 об/мин. Так как величина крутящего момента зависит от величины обжатия, шарики с большим обжатием обкатывали со скоростью 60 м/мин, а с меньшим – 115 м/мин.

В результате исследования обработанных обкаткой шариков на твердость и на усилие разрушения выявлено, что твердость шариков после операции обкатки в экспериментальном инструменте выросла в среднем на 5,8% (от HRC 58–62 до HRC 62–65), что говорит об эффективности предложенного метода механико-динамической обработки шариков.

Прочность шариков определяли при разрушении их под нагрузкой на испытательной машине с фиксацией величины нагрузки. В контейнер помещали вертикально три шарика. После разрушения одного из них записывалась нагрузка разрушения. Испытания производили на образцах, соответствующих техническим требованиям ГОСТ 3722–81 [48]. Отбирались шарики диаметром 3/8 дюйма (9,525 мм, сталь ШХ15) из промышленных партий, и проводили их дополнительную обработку с целью повышения их прочностных показателей, механико-динамическим способом в специальном инструменте [2]. Испытания шариков после механико-динамической обработки на разрушение проводили на испытательной машине ЦДМ-100 в специально разработанном устройстве [30]. При проведении испытаний определяли нагрузку разрушения по шкале В для различных режимов механико-динамической обработки. Результаты испытаний на разрушение обработанных шариков представлены в табл. 4.1.1.

Способ обработки	Режим обработки	Нагрузка разрушения, кН
Механико-динамическая обработка	Обкатка	107
Механико-динамическая обработка	Обкатка	101
Механико-динамическая обработка	Обкатка	116
Механико-динамическая обработка	Обкатка	136
Механико-динамическая обработка	Обкатка	117
Механико-динамическая обработка	Обкатка	86
Механико-динамическая обработка	Обкатка	85
Механико-динамическая обработка	Обкатка	103

Таблица 4.1.1. Результаты испытаний на разрушение обработанных шариков

Из таблицы видно, что шарики после их обкатки в экспериментальной оснастке в упругопластической зоне деформации показали увеличение усилия разрушения от 85 до 136 кН. Усилие разрушения нагрузки 136 кН более чем в два раза превосходит требуемое по ТНПА (60 кН), поэтому можно утверждать, что все обработанные шарики имеют хорошие характеристики и пригодны для эксплуатации.

4.2. Исследование режимов высокотемпературной термомеханической обработки образцов плоской формы

4.2.1. Экспериментальные исследования различных способов упрочнения плоских заготовок рессор

Основная цель экспериментальных исследований состояла в определении диапазона оптимальных параметров обработки поверхности листов рессор по трем вариантам, необходимым для разработки экспериментальной технологии упрочнения и составления технологического задания на проектирование экспериментальной установки. Для исследования использовали полосы из стали 50ХГФА сечением 8×60 мм и длиной 200 мм. Полосы подвергали закалке от температуры 850 °C охлаждением в масле и с последующим отпуском при температу-



Рис. 4.2.1. Профиль поверхности бочки валка

Таблица 4.2.1. Параметры винтового					
профиля валков					

Номер валка	Шаг винтового профиля, <i>S</i> , мм	Угол 2ү, град
1	1,5	60°
2	1,5	90°
3	2,0	90°
4	1,5	120°
5	3,0	120°
6	4,0	120°
7	3,0	150°
8	4,0	150°

ре 420 °С. Твердость после термообработки составила 42–44 HRC. Поверхностную обработку проводили валками, один из которых был гладкий, а второй – с винтовым профилем, показанным на рис. 4.2.1, используя специальное приспособление ФТИ 9.055.034.000.00.00.

Валки были изготовлены из стали P6M5 (твердость после термообработки составляла 65–67 HRC) и имели на рабочей поверхности винтовой профиль с параметрами, представленными в табл. 4.2.1.

По первому способу производили прокатку в холодном состоянии с глубиной внедрения $\Delta h_1 = 0,3$ мм с использованием винтовых валков всех модификаций, приведенных в табл. 4.2.1, кроме № 4, так как полная глубина профиля в последнем была равна 0,2 мм. Установлено, что при обработке валком № 1 усилие прокатки получается минимальным и составляет в среднем 50 кН, площадь обработанной поверхности – 25%. Максимальное усилие возникает при обработке валком № 7 (150 кН), площадь обработки – 75%. После формообразования поверхности была проведена прокатка полосы между гладкими валками с обжатием от 0,1 до 0,2 мм. Максимальное усилие при прокатке P_2 с обжатием $\Delta h_2 = 0,2$ мм получается при обработке полос, предварительно профилированных валком № 1 (120 кН), и минимальное – валком № 7 (40 кН).

Экспериментально было установлено, что при деформировании термообработанной полосы из стали 50ХГФА в холодном состоянии с площадью поверхности примерно 50% обжатие не должно превышать 0,5 мм ввиду низкой пластичности металла. Оптимальной является деформация глубиной 0,3 мм.

Усилие прокатки на первой и второй стадиях должно быть примерно одинаковым. Указанным условиям наиболее полно удовлетворяют следующие технологические параметры процесса:

$\Delta h_1 = 0,3$ мм;	$\Delta h_2 = 0,2$ мм;
$P_1 = 100 \text{ kH};$	$P_2 = 100 \text{ kH};$
2γ = 120° или 90°;	<i>S</i> = 1,5 мм.

По второму способу полосы прокатывали в горячем состоянии (t = 850 °C) между гладким и профилированным валком (\mathbb{N} 1–8). Было установлено, что валки с профилями \mathbb{N} 1–3 непригодны для горячей прокатки из-за низкой стойкости винтовой нарезки вследствие нагрева и отпуска верхних выступов винтового профиля. Валки \mathbb{N} 7, 8 не позволяют получать глубину профиля 0,6 мм при шаге винтовой нарезки до 4 мм. Наиболее предпочтительным, как показали эксперименты, является применение валков \mathbb{N} 6, 7. При глубине внедрения примерно 0,6 мм и шаге S = 3-4 мм они обеспечивают площадь обработки 70–50% при усилии деформирования примерно 120–100 кН. При этом обеспечивается высокая стойкость инструмента.

Последующая холодная прокатка производится, как и в первом варианте, с обжатием 0,3 мм между гладкими валками.

Третий вариант предусматривает обработку поверхности полосы с внедрением профилированного валка и сдвигом в поперечном направлении. Процесс производился в холодном состоянии без смазки и со смазкой машинным маслом с использованием валков с 15-заходным винтовым профилем и ступенчатым принудительным рассогласованием окружных скоростей валков k = 1-6. Было установлено, что применение валков с показателем угла 2у = 60-120° вызывает срез поверхностного слоя металла при деформации без смазки, а с $2\gamma = 60-90^{\circ}$ – при применении смазки. Поэтому все исследования были сосредоточены на применении валков с винтовым профилем с 2γ = 150° (№ 7, 8), что хорошо согласуется с теоретическими и экспериментальными исследованиями по поперечно-винтовой прокатке, волочению, дорнированию и раскатке, проведенными ранее многочисленными исследователями.

Глубину внедрения варьировали от 0,2 до 0,3 мм и шаг винтовой линии – от 2,0 до 3,0 мм. Чтобы обеспечить сдвиг по всей поверхности полосы, рассогласования окружных скоростей валков изменяли ступенчато от 2 до 6, причем профилированный валок имел большую скорость вращения. Подачу заготовки обеспечивали со скоростью, равной окружной скорости гладкого валка. После обработки исследовали глубину деформированного слоя при деформации со смазкой и без нее.

Экспериментально установлено, что обработка всей поверхности обеспечивается при глубине внедрения $\Delta h = 0,2$ мм, шаге резьбы S = 3 мм и степени рассогласования $k_p = 4,0$, а также при $\Delta h = 0,3$ мм, S = 4 мм и $k_p = 5,5$. Усилие деформации в первом случае составляло 150 кН, во втором – 100 кН. При деформации со смазкой усилие на 30% ниже. Глубина деформированного слоя при прокатке без смазки примерно в 3 раза больше, чем при применении машинного масла.

Для разработки технологического процесса были использованы следующие данные:

№ 1 <i>S</i> = 3 мм;	$\Delta h = 0,2$ мм;	$k_{\rm p} = 4,0;$
№ 2 <i>S</i> = 4 мм;	$\Delta h = 0,3$ мм;	$k_{\rm p}^{\rm r} = 6,0.$

В обоих случаях на валках применяется резьба с 15 заходами и углом $2\gamma = 150^{\circ}$. Деформация осуществляется без смазки.

4.2.2. Исследование различных режимов высокотемпературной термомеханической обработки (BTMO) рессорных сталей

При анализе структуры материала образцов, прошедших высокотемпературную термомеханическую обработку в лабораторных условиях, прежде всего, обращает на себя внимание ярко выраженная полосчатость микроструктуры, усиливающаяся к концевым участкам листа, подвергнутым максимальной деформации при прокатке. В результате структурного анализа установлено, что полосчатая текстура представляет собой чередование ликвационных дисперсных карбидов и сорбита с включениями структурно-свободного феррита.

Согласно многочисленным данным отечественных и зарубежных исследований, определенная полосчатость структуры материала изделий, работающих в условиях циклических знакопеременных нагрузок, является весьма важным фактором, оказывающим благоприятное воздействие на увеличение их долговечности. При волокнистости, получаемой благодаря ВТМО, вдоль полос образуются многочисленные субструктурные границы. В этом случае зародившиеся с поверхности микротрещины распространяются в глубь листа перпендикулярно или в направлении, близком к перпендикуляру поверхности, до тех пор, пока они не затормаживаются при встрече со структурно более прочным участком, состоящим из сорбита отпуска и дисперсных карбидов. При последующих циклах нагружения трещины развиваются вдоль ликвационной полосы. Таким образом, микротрещина в своем развитии имеет значительную зигзагообразную траекторию. При этом работа, затрачиваемая на распространение трещины и зависящая от пути ее развития, будет высокой, а время разрушения рессорной полосы – длительным.

Излом рессорной полосы в этом случае имеет ступенчатый вид, что наблюдалось при стендовых испытаниях рессорных полос, прошедших ВТМО.

Совершенно иная картина наблюдается при разрушении рессорных полос, изготовленных согласно общепринятой на металлургических заводах СНГ технологии. Линии излома, независимо от его расположения (серединные или концевые участки), распространяются перпендикулярно или под небольшими углами к поверхности, т. е. по минимальной траектории. Ступенчатость как показатель изменения направления развития трещины полностью отсутствует.

При обращении к структуре рессорных полос из стали марки 50ХГФА, термообработанных по традиционной технологии, видно, что после закалки и отпуска волокнистость по сравнению с полосами, подвергнутыми ВТМО, выражена значительно слабее и почти не наблюдается вблизи поверхности. По этой причине в таких изделиях практически отсутствуют субструктурные границы, оказывающие тормозящее действие на развитие трещин.

Очевидно, что структуры машиностроительных сталей, работающих в условиях статической и знакопеременной динамических нагрузок, должны быть отличны.

Волокнистость структуры может быть получена различными путями и, прежде всего, за счет варьирования химсостава, термической обработки и, наиболее действенно, за счет ВТМО. Как показали проведенные ранее исследования, химический состав рессорных сталей ведущих мировых производителей, таких, как «Рено» (Франция), «Мерседес–Бенц» (Германия), «Дженерал Моторс» (США), практически идентичен и соответствует стали 50ХГФА по ГОСТ 14959–79 [39].

Из этого следует, что устойчивая волокнистая структура рессорных полос этих производителей, получаемая за счет ВТМО, присутствует как на стадии металлургического производства, так и в процессе изготовления рессор. Металлургические предприятия стран СНГ, основные поставщики рессорных сталей, пока не освоили ВТМО на стадии производства проката. Поэтому использование ВТМО в процессе получения рессорных полос – практически единственный способ значительного повышения долговечности упругих элементов подвески, особенно переменного профиля.

Еще одним фактором, оказывающим значительное влияние на долговечность рессорных полос, является величина обезуглероженного слоя. Наличие обезуглероженного слоя, как известно, резко снижает механические и эксплуатационные свойства подвески, в частности сопротивление усталости материала рессор при любых уровнях нагружений. Даже при небольшой толщине (порядка 0,1 мм) частично обезуглероженного слоя предел выносливости изделия резко снижается.

Известно, что усталостные характеристики рессорных полос во многом определяются величиной зерна и дисперсностью микроструктуры. Чем меньше величина зерна в стали, тем выше сопротивление малым пластическим деформациям, в том числе возникающим в условиях переменных циклических нагрузок.

По результатам сравнительного анализа структурного состояния малолистовых рессор и по результатам их стендовых испытаний можно заключить, что основными факторами, приводящими к снижению усталостной прочности рессор производства Минского рессорного завода (МРЗ), являются:

значительное обезуглероживание поверхностных слоев рессорных листов;

отсутствие выраженной продольной микроструктурной полосчатости металла;

неблагоприятное распределение структурных составляющих по сечению рессорных листов;

укрупнение зерна и огрубление микроструктуры в процессе нагрева под прокатку.

Практически все вышеперечисленные недостатки можно устранить или, по крайней мере, значительно снизить, применив на стадии изготовления рессор технологию высокотемпературной термомеханической обработки. В общем случае, по окончании горячей обработки стали, в зависимости от условий деформации, определяемых величинами напряжений, температуры и скорости деформации, а также величинами последеформационных выдержек, структура металла может быть различной.

Во-первых, она может отвечать состоянию горячего наклёпа с неупорядоченным распределением дислокаций, когда при последующей закалке наблюдается повышение прочности при одновременном снижении сопротивления хрупкому разрушению.

Во-вторых, отвечать началу образования субструктуры зерен в результате динамического возврата, когда происходит падение прочности и повышается пластичность, вязкость и сопротивление хрупкому разрушению.

Для сталей с высокой склонностью к деформационному упрочнению в условиях горячей обработки, падение прочности которых на установившихся стадиях при больших деформациях может идти по механизму динамической рекристаллизации, формирование структуры на стадии динамического возврата может в ряде случаев приводить к наилучшему сочетанию свойств. Для сталей с меньшей склонностью к деформационному упрочнению, к которым относятся и пружинно-рессорные, в частности 50ХГФА, оптимальное сочетание свойств, т. е. максимальное повышение сопротивления хрупкому разрушению будет на следующей установившейся стадии.

В-третьих, на установившейся стадии в результате динамической полигонизации образуется совершенная и весьма устойчивая субструктура, природа которой определяет наиболее высокий комплекс механических свойств, когда наряду с упрочнением созданы предпосылки для релаксации напряжений в местах концентрации, сохраняется полосчатость структуры, полученная на стадии металлургического производства, уменьшающая опасность преждевременного хрупкого разрушения под действием циклических напряжений.

В-четвертых, металл может находиться в состоянии динамической рекристаллизации, определяющей нежелательное снижение прочности в том случае, если в процессе деформирования было создано состояние сильного горячего наклёпа (большие степени и скорости деформирования при пониженной температуре). Отсюда становится ясно, что назначаемые режимы горячей деформации при периодической прокатке и закалке с прокатного нагрева должны обеспечивать создание развитой субструктуры в результате динамической полигонизации или, в крайнем случае, динамического возврата, который можно рассматривать как начальную стадию динамической полигонизации.

Именно в этих случаях при закалке после горячей деформации будет получен устойчивый комплекс свойств высокой прочности и сопротивления хрупкому усталостному разрушению.

Устойчивость, созданная при динамической полигонизации субструктуры, определяет ее сохранение не только при первичной ВТМО, но и при последующей термообработке (равно как и наследование комплекса механических свойств).

Особые требования к корректировке режимов горячей обработки (прокатки) необходимо предъявлять в случае, когда переход к ВТМО осуществляется в промышленных условиях, в частности при периодической прокатке заготовок малолистовых рессор. Главные требования: понижение (по сравнению с имеющимися) температуры нагрева и прокатки, применение более низких скоростей деформирования, иное распределение степени деформации, чем то, которое определяется только условием формообразования при прокатке, в частности уменьшение обжатия в последнем (калибрующем) переходе, дробность деформации.

По принятой на MP3 технологии прокатанные полосы складируются и выдерживаются до полного их охлаждения на воздухе. При этом измельченное в процессе прокатки зерно имеет тенденцию к росту, а полосчатая структура с вытянутыми, продольно ориентированными зернами заметно огрубляется. При последующем нагреве под закалку происходит дальнейший рост зерна и практически полностью исчезает полосчатость микроструктуры и пространственная анизотропия зерен. Кроме того, непродуктивно используются энергоресурсы (в данном случае природный газ) на нагрев заготовок.

В связи с этим в данной работе предложено использовать нагрев ТВЧ под прокатку с последующей закалкой с одного нагрева (BTMO). Однако максимальный эффект повышения прочностных характеристик рессорной стали при ВТМО, как было показано выше, достигается в достаточно узком интервале температур.

Температурно-скоростной режим ВТМО при горячей обработке рессорных сталей можно приближенно определить по номограмме измельчения зерна.

На рис. 4.2.2 представлена номограмма измельчения зерна для наиболее распространенной рессорной стали – 50ХГФА.

Несмотря на то что индукционный нагрев дает достаточно равномерное распределение температуры по длине и сечению заготовки (± 10 °C), после прокатки температура заготовки зна-



Рис. 4.2.2. Номограмма измельчения зерна для стали 50ХГФА: *а* – быстрая (ударная) деформация; *б* – медленная (прокатная) деформация; *l* – влияние температуры при кратковременной (до 5 с) последеформационной выдержке; *2* – влияние температуры при длительной (10–20 мин) последеформационной выдержке; *3* – влияние скорости деформации при 950 °С

чительно различается по ее длине. Это связано со многими факторами, такими, как площадь и продолжительность контакта заготовки с валками и оправкой, коэффициент теплопроводности пограничных слоев, толщина и плотность окалины, которые, в свою очередь, зависят от степени абсолютного и относительного обжатия, и ряд других. Кроме того, в процессе прокатки происходит деформационный разогрев заготовки, величина которого зависит от скорости и интенсивности деформации. Поэтому температурное поле, достаточно ровное по ширине заготовки, весьма неоднородно по ее длине. При этом разница в температурах может достигать 150–200 °С. Немедленная закалка при таком градиенте температур вызывает значительные внутренние напряжения, приводящие к разрушению рессорных полос при эксплуатации и даже в процессе сборки, а иногда и отпуска.

Выравнивание температур по длине заготовки можно осуществить следующим образом:

выдержкой в течение нескольких минут на воздухе;

выдержкой в термоизолированном контейнере;

выдержкой в печи при определенной температуре.

Следует отметить, что выдержкой на воздухе достаточно сложно получить необходимую равномерность температуры. Кроме того, при выдержке на воздухе наблюдается повышенное образование окалины. Оптимальным способом выравнивания температуры является выдержка в печи. Однако это требует проектирования и изготовления достаточно крупногабаритного дорогостоящего оборудования и повышает расход газа по сравнению с применением термоизолированного контейнера.

Учитывая вышеизложенное, а также технические особенности изготовления малолистовых рессор, можно рекомендовать следующие этапы технологического цикла BTMO:

1) нагрев и прокатка – по традиционой технологии;

2) выдержка в термоизолированном контейнере в течение 10–15 мин с контролем температуры (750–780 °C);

3) закалка в масле до температуры 200-250 °С;

4) выдержка на воздухе в течение не более 20 мин;

5) отпуск – по существующей технологии.

4.3. Исследование биметаллических заготовок, полученных методами сварки трением, пайки и горячим выдавливанием

Образцы-свидетели составных и биметаллических заготовок изготовили на опытном производстве ГНУ «Физикотехнический институт НАН Беларуси» методами электроконтактной сварки, сварки трением, пайки и горячего выдавливания и провели их сравнительные механические испытания на кручение [49, 50] по ГОСТ 3565 [32] с целью определения технологической прочности неразъемного соединения.

В настоящее время для неразъемного соединения быстрорежущей стали с конструкционной или углеродистой сталью в инструментальном производстве, как правило, используются методы сварки: электроконтактная (для любых диаметров заготовки) и сварка трением (для заготовок диаметром до 25 мм). Оба метода имеют ряд достоинств и недостатков, определяющих их применимость в конкретных случаях изготовления сварного биметаллического инструмента. Сравнение пределов прочности сварных образцов инструмента, полученных при испытаниях на кручение, показывает, что сварка трением заготовок из разнородных сталей имеет лучшие результаты, чем электроконтактная сварка (соответственно в среднем 377 и 286 МПа). Однако следует отметить, что в обоих случаях разрушение (отрыв) образцов-свидетелей, изготовленных в соответствии с ГОСТ 3565 (рис. 4.3.1), проходило по материалу режущей части (быстрорежущая сталь) в области сварного шва, где образуется переходная зона



Рис. 4.3.1. Цилиндрический сварной образец для испытания на кручение: d_0 – диаметр рабочей части 10 мм; l_0 – расчетная длина 100 мм

138

Прочность соединения компонентов в составной и биметаллической заготовке определяется прочностью переходной зоны, образующейся при соединении разнородных металлов, которая зависит не только от качества металлической связи, возникающей при условии близкого контакта на достаточной площади соединяемых поверхностей металлов, но и от структуры металлов в переходной зоне, механических свойств структурных составляющих. Известно [40], что на характер структуры в переходной зоне оказывают определяющее влияние диффузионные процессы, проходящие на границе раздела металлов и в прилегающих областях в процессе соединения тем или иным способом при высоких значениях температуры и деформации.

Для выявления характера разрушения составных заготовок были проведены металлографические исследования области границы раздела металлов. Было установлено, что причиной, способствующей зарождению трещин и их распространению при приложении нагружающего усилия, является наличие дополнительного градиента микротвердости в зоне стыка быстрорежущей и конструкционной сталей, который, в свою очередь, вызван диффузионными процессами в околошовной переходной зоне. При этом основным элементом-мигрантом является углерод. В результате встречной диффузии (диффузии против кон-

центрации углерода) со стороны конструкционной стали образуется обезуглероженная зона, а со стороны быстрорежущей – дополнительная карбидная зона вдоль сварного шва (рис. 4.3.2); структура переходной зоны со стороны стали Р6М5 представляет собой сорбитообразный перлит с равномерно распределенными карбидами.



Рис. 4.3.2. Микроструктура зоны сварки быстрорежущей и конструкционной стали: *1* – конструкционная сталь; *2* – быстрорежущая сталь. ×400

Встречную диффузию углерода в литературе объясняют наличием в составе быстрорежущей стали более сильных карбидообразующих элементов, чем железо – вольфрама и ванадия, что обусловлено соотношением теплоты карбидообразования. Теплота образования карбида железа в несколько раз больше, чем теплота образования карбидов вольфрама и ванадия [51]. Величина обезуглероженного слоя со стороны стали 40Х в заготовке, полученной сваркой трением, составляет 0,15–0,20 мм, в заготовке, сваренной электроконтактной сваркой, – 0,20– 0,28 мм. Это различие можно объяснить более высокой температурой свариваемых материалов в рассматриваемой зоне при электроконтактной сварке.

Во всех случаях известные методы сварки, в том числе и вакуумно-диффузионная, в той или иной мере способствуют появлению дополнительного концентратора напряжений в зоне соединения разнородных материалов. Кроме того, колебания величин электрических и механических параметров процесса сварки в производственных условиях также приводят к снижению стабильности прочностных показателей соединения рабочей и хвостовой частей концевого инструмента.

Следует отметить, что рекомендуемые в ряде источников [52, 53] режимы сварки трением стали Р6М5 (удельное давление ковки $p_{\rm n} = 100-110$ МПа; удельное давление осадки $p_{\rm oc} = 170-220$ МПа; время нагрева 12–18 с, скорость относительного вращения 1,0–1,5 м/с) не совпадают с режимами сварки трением, принятыми на инструментальных заводах. Такая неоднозначность рекомендуемых и используемых на практике режимов сварки быстрорежущих сталей с конструкционными обусловлена, вероятно, некоторым разрывом между практикой и теорией, различием критериев оценки качества и работоспособности сварных соединений.

Существующая практика оценки прочности сварного шва по характеру излома образца дает лишь качественное представление о надежности соединения и не позволяет выявить критерии зависимости работоспособности соединения от параметров сварки. Установлено, что особенно резко снижают эксплуата-

ционную прочность сварных соединений всех видов инструментов поверхностные и подповерхностные дефекты. Таким образом, практика применения метода сварки трением показывает, что большое число факторов, сопутствующих этому методу и определяющих качество сварного соединения, не позволяет достичь высокого уровня прочности и надежности составного инструмента.

Для исключения недостатков, присущих сварке трением, в некоторых случаях для получения неразъемного соединения применяли пайку. Такой метод соединения режущей и хвостовой части концевого инструмента основан на следующих положениях. Известно, что соединение при пайке осуществляется при помощи промежуточного материала (припоя), способствующего образованию металлических связей с обоими соединяемыми материалами. Не рассматривая здесь термодинамические и металлургические процессы образования соединения, можно, однако, считать, что наличие промежуточного слоя между соединяемыми поверхностями способствует проявлению барьерного эффекта при распространении трещин, с одной стороны, и снижению концентрации напряжений в зоне соединения механически разнородных материалов – с другой.

Проведено исследование составных образцов, полученных с применением вакуумной пайки и использованием различных припоев. В качестве припоя были использованы такие материалы, как чугун или ферромарганец, температуры плавления которых были выше температуры закалки быстрорежущей стали Р6М5.

Для испытаний были изготовлены образцы-свидетели (рис. 4.3.3), которые служили моделью составного инструмента с паяным соединением. Образцы собирали таким образом, чтобы после засыпки порошка-припоя в полость части 2 сопрягаемого образца, часть 1 образца плотно входила в эту полость до соприкосновения торцовых поверхностей.

Пайка осуществлялась при температурах 1220–1240 °С. Результаты испытаний на кручение приведены в табл. 4.3.1. При пайке были исследованы четыре состава припоя на 3 образцах



Рис. 4.3.3. Образец для испытания прочности паяного соединения: *1* – часть образца из быстрорежущей стали; *2* – часть образца из конструкционной стали

каждого: Fe-Mn – 100%, чугун CЧ-18/32 – 100%, Fe-Mn 80% + Cu 20%, чугун 20% + Fe-Mn 80%.

Как следует из табл. 4.3.1, наиболее высокие показатели прочности при кручении были достигнуты при использовании в качестве припоя чугуна.

Для выявления необходимой достаточности прочности, на примере работы биметаллических метчиков в эксплуатационных условиях, был проведен инженерный расчет крутящего момента и напряжений сдвига при резьбообразовании метчиком. Максимальное напряжение в сердцевине метчика при кручении составило 122 МПа. Таким образом, при нарезании резьбы метчиком на поверхности контакта материала режущей части с хвостовой (в зоне их соединения) напряжения достигают величины

Состав припоя	Крутящий момент, М _{тах} , кгм	Угол закручи- вания, град	Место разрушения (рис. 4.3.3)	Диаметр сече- ния, мм	Истинный пре- дел прочности $\tau_{max} = \frac{12M_{max}}{\pi d^3},$ МПа	Приме- чание
Fe-Mn, 100%	2,2	60	Часть 1	6,5	307	-
Чугун 100%	4,0	103	Часть 2	7,5	364	Подтеки чугуна
Fe-Mn 80% + Cu 20%,	1,7	60	Часть 1	6,5	237	_
Чугун 20% + Fe-Mn 80%	2,4	52	Часть 1	6,5	335	_

Таблица 4.3.1. Результаты испытаний на кручение паяных образцов

τ_{max} = 122 МПа, что ниже полученных величин истинных пределов прочности образцов-свидетелей при кручении (табл. 4.3.1), что говорит о работоспособности паяного соединения в эксплуатационных условиях.

Однако метод пайки редко применяется для изготовления концевого режущего инструмента на практике из-за невозможности добиться необходимой соосности соединяемых частей, что приводит к браку при нарезании резьбы в готовом инструменте. Кроме того, твердые частицы, например чугуна, входящие в состав припоев, являются концентраторами напряжения и приводят к образованию микро- и макротрещин, что снижает прочность соединения.

При разработке новой ресурсосберегающей технологии получения биметаллической заготовки концевого режущего инструмента в основу положена операция одновременного образования соединения рабочей и хвостовой частей при формообразовании профиля режущей части путем совместного горячего выдавливания через матрицу соответствующей конфигурации. Конструктивно элементы исходных заготовок должны одновременно учитывать как возможность прочного соединения в результате совместной деформации разнородных металлов, так и особенности процессов осадки и выдавливания, последовательно происходящих при образовании соединения.

По разработанной технологии получены биметаллические заготовки метчиков, которые использованы для изготовления образцов-свидетелей для проведения испытаний на кручение с целью технологической оценки прочности (пластичности) полученного соединения. Результаты испытаний представлены в табл. 4.3.2.

Из табл. 4.3.2 видно, что истинный предел прочности образцов, полученных горячим выдавливанием, превышает показатели прочности вышерассмотренных образцов, полученных сваркой до 35%, полученных пайкой – до 50%.

На рис. 4.3.4 показан характер разрушения (отрыв) биметаллических образцов, полученных горячим выдавливанием.

№ образца	Усилие сдвига, кН	Площадь поверхности сдвига, мм ²	Истинный предел прочно- сти $\tau_{max} = \frac{12M_{max}}{\pi d^3}$, МПа
1	17,8	255	580
2	18,3	247	545
3	19,1	266	565
4	15,3	238	535
5	18,6	260	530
6	20,3	241	542
7	21,2	265	555
8	18,2	248	550
9	19,2	268	530
10	15,4	228	575

Таблица 4.3.2. Результаты испытаний образцов, полученных горячим выдавливанием

В разработанном способе получения биметаллической заготовки горячим пластическим формообразованием улучшаются условия для непосредственного контакта поверхностей компонент биметаллической заготовки, увеличиваются площади и число участков ювенильных поверхностей, улучшается схватывание металлов, интенсивнее происходит разрушение окисных пленок, изменяется тонкая структура в твердом растворе, возникают дефекты кристаллического строения, что способствует усилению диффузионных процессов и, как следствие, обезуглероживанию стали 40Х и науглероживанию стали Р6М5 в области



Рис. 4.3.4. Образцы выдавленных биметаллических заготовок после испытания на кручение

переходной зоны. Однако толщина обезуглероженного слоя в биметаллической заготовке, полученной горячим пластическим деформированием, значительно меньше, чем в сварных, – 0,05–0,09 мм (рис. 4.3.5).

На рис. 4.3.6 в графическом виде отражены результаты сравнительных испытаний биметаллических образцов, полученных


Рис. 4.3.5. Микроструктура переходного слоя биметаллической заготовки метчика, полученной выдавливанием, до ТО: *а* – поперечное сечение; *б* – продольное сечение

пластическим формообразованием, сваркой трением, пайкой (по 10 шт.).

Из рис. 4.3.6 видно, что истинный предел прочности составных образцов, полученных пластическим формообразованием, значительно превышает соответствующие показатели образцов, полученных как сваркой трением (до 35%), так и пайкой (до 50%).



Рис. 4.3.6. Результаты сравнительных испытаний составных образцов, полученных пластическим формообразованием, сваркой трением, пайкой

Результаты проведенных сравнительных испытаний прочности на кручение биметаллических образцов, полученных различными методами, позволяют сделать вывод, что разработанный и представленный в данной работе метод получения биметаллических заготовок концевого режущего инструмента совместным пластическим деформированием [28] является гораздо более эффективным с точки зрения получения прочного неразъемного соединения, чем используемые в настоящее время на практике методы сварки трением или пайки.

4.4. Исследование структуры экспериментальных стальных образцов различной формы и выявление связи особенности их структуры с физико-механическими свойствами

4.4.1. Взаимосвязь между структурой и физико-механическими свойствами экспериментальных образцов заготовок рессор

Максимальное усилие нанесения поверхностного рельефа ведет к увеличению зоны распространения бейнитной структуры. Поскольку чередование рельефных линий на верхней и нижней поверхностях рессорных полос регулярное, интерес представляет изменение микроструктуры приповерхностных слоев в участках между данными линиями (насечками). Следовательно, значения микротвердости в данном случае характеризуют не различие по структурам, а микросубструктурные изменения конкретной фазы. При максимальном усилии нанесения рельефа *P* = 22330 кг расстояние между насечками вдоль верхней части полосы составляет 1725 мкм с максимумом микротвердости (4600 МПа), расположенным на расстоянии порядка 875-1200 мкм, т. е. практически на равном расстоянии от насечек. При усилии нанесения рельефа P = 12705 кг расстояние между насечками составляет 1750 мкм; максимальное значение -3200 МПа и пик смещен влево. А при P = 2887,5 кг и расстоянии между насечками 1775 мкм максимум микротвердости достигает 2850 МПа со смещением вправо. Смещение пиков значений при постоянном характере обусловлено сдвиговой деформацией.

Для нижней поверхности рессор расстояние между насечками составляло около 900 мкм. Максимальное значение микротвердости 5220–4030 МПа. Пик максимума для всех образцов отвечает середине между насечками. Установлено, что величина значений микротвердости приповерхностных слоев (бейнитная зона) возрастает с увеличением усилия нанесения рельефа.

Размер зерен в приповерхностном слое нестабильный: имеет место чередование крупно- и мелкозернистой структур. Размер мелких зерен варьируется в пределах 4–8 мкм. Мелкие зерна размещаются вблизи поверхности обработки. Минимальный размер зерен вблизи рабочих поверхностей обусловлен предварительной (прокатка полосы) и дополнительной (нанесение рельефа) обработками. Причем размер зерен 4 мкм отвечает максимальному значению усилия нанесения рельефа. Толщина мелкозернистой структуры составляет 50–250 мкм. Наименьший размер зерна отвечает максимальному усилию нанесения рельефа. Наиболее крупные зерна размером 25 мкм соответствуют образцам без рельефа. Максимальный размер зерен образцов с рельефом составляет 19 мкм.

В табл. 4.4.1 представлены микроструктурные характеристики образцов рессорных полос из стали 50ХГФА по их толщине. Стандартный образец получен по заводской технологии (прокаткой в гладких валках), а опытные образцы 1, 2, 3 получены одним из способов, рассмотренных в подпараграфе 4.2.1. Поскольку микроструктура стандартных и опытных образцов представлена аналогичными фазовыми составляющими, следует предположить, что микротвердость опытных образцов обусловлена нанесением рельефа, который приводит к локальному упрочнению материала за счет искажения и (или) смещения структуры.

Для выявления эффекта искажения микроструктуры эксперимент проводили на модельном материале. В качестве модельного материала по пластичным и структурным показателям был выбран сплав «авиаль» (0,5–0,6% Cu, 0,4–1,4% Mg, 0,3–1,2% Si, 0,5–0,9% Mn). Нанесение рельефа на поверхности полос «авиали» осуществляли усилием P = 200 кH (min), P = 2000 кH (max). В результате расстояние между линиями рельефа по верхней части составляло 2000 и 1900 мкм, по нижней – 1500 и 1400 мкм.

Исследуемый образец	Структурные параметры по толщине полосы									
	Обезуглеро- женный слой		Переходная зона		Центральная зона		Переходная зона		Обезуглеро- женный слой	
	МКМ	HV, MПа	МКМ	НV, МПа	МКМ	HV, MПа	мкм	НV, МПа	МКМ	НV, МПа
Стандартный (0)	80	2040	900 -	2900	_	6620	100	2900	50	2040
			1200							
Опытный (1)	50	2580	930 -	2850-	_	6070	375	5220	50	2580
			1500	3370						
Опытный (2)	50	2580	1750 -	2850-	_	7720		2850-	50	2580
			2300	4580				4030		
Опытный (3)	50	2580	800	2850	_	6070	_	-	50	2580

Таблица 4.4.1. Микроструктурные характеристики образцов рессорных полос из стали 50ХГФА

Микроструктура сплава при отсутствии рельефа в продольном сечении представлена характерными для данного материала зернами, вытянутыми в направлении проката полосы (рис. 4.4.1). В зонах насечки микроструктура носит явно искаженный характер, а в более глубоких слоях материала присутствуют следы пластической деформации в виде текстуры, которые располагаются на глубине 100–130 мкм от поверхности.

Измерение микротвердости между линиями рельефа показало, что максимальные значения расположены практически посередине, а минимальные – вблизи рисок. Такой характер изменения значений обусловлен: пик максимума – столкновением двух фронтов пластического деформирования, а минимум – нарушением сплошности материала. Значения микротвердости для нижней поверхности (шаг насечки 1500 мкм) выше, чем для верхней (шаг насечки 2000 мкм), что обусловлено большей сте-





б



Рис. 4.4.1. Микроструктура продольного сечения прокатанной полосы сплава «авиаль»: *а* – с нанесенным на поверхности рельефом. ×200; *б* – без рельефа. ×1000; *в* – на глубине 100–130 мкм от поверхности. ×200

пенью упрочнения за счет меньшего расстояния между этими фронтами.

Деформация тела под действием приложенных к нему сил зависит от его размеров и формы, поэтому поведение материала описывают с помощью напряжений – сил, отнесенных к единице площади, и деформаций – смещений, отнесенных к единице длины. При низких значениях прилагаемого напряжения деформации и напряжения связаны линейным и не зависящим от времени соотношением. Если при снятии внешней нагрузки исходная форма образца восстанавливается, то деформация называется упругой. Деформация, сохраняющаяся после разгрузки, называется пластической. Напряжение, соответствующее моменту возникновения пластической деформации, называется пределом упругости материала. Под действием возрастающего напряжения в металлах при низких температурах остаточная деформация возникает мгновенно. При достаточно высоких температурах деформация продолжает расти во времени даже при постоянном напряжении. Это явление называется ползучестью. Если воздействием извне вызвать деформацию материала и поддерживать ее постоянной при условиях эффекта ползучести, то при появлении деформации будет нарастать напряжение, которое впоследствии уменьшится с течением времени. Уменьшение напряжения называется релаксацией.

Остаточные напряжения – это напряжения, которые остаются в материале после устранения внешнего воздействия. В макромасштабе возникновение напряжений может быть вызвано металлургическими превращениями, неравномерностью пластического деформирования или ползучестью в результате обработки давлением и т. д. В данном случае остаточные напряжения являются следствием нанесения макрорельефа с повреждением поверхности материала по типу надреза. Макроскопические





Рис. 4.4.2. Фрактограммы изломов рессорных полос стали 50ХГФА после испытаний на усталостную прочность

остаточные напряжения действуют в больших объемах, микроскопические – в малых.

Рессорные полосы подвергали также испытаниям на усталостную прочность, в результате которых рессоры разрушались. На рис. 4.4.2 представлены фрактограммы изломов рессорных полос. На поверхности изломов имеют место узоры всех видов разрушения: очаги хрупкого разрушения (рис. 4.4.2, *a*), волнистые и перьевые узоры – так называемый шевронный узор. Перьевой узор – это ряд рубцов, являющихся ступеньками скола, идущих нормально к фронту трещины (рис. 4.4.2, *б*). Ступеньки скола образуются при соединении различных участков фронта трещин, распространяющихся в нескольких параллельных плоскостях отрыва (рис. 4.4.2, *б*, *в*), речные узоры (рис. 4.4.2, *в*), следы взаимного уничтожения ступенек отрыва противоположного знака, образующиеся при наличии помимо растяжения еще и крутящего момента.

4.4.2. Взаимосвязь между структурой и физико-механическими свойствами экспериментальных стальных шариков*

Для исследования микроструктуры разрушенных стальных шариков (сталь ШХ15), упрочненных обкаткой в экспериментальном инструменте, были выбраны образцы, разрушенные при нагрузке 85 и 136 кН (табл. 3.5.2), т. е. образцы с самым низким и самым высоким показателем прочности.

На рис. 4.4.3 показана фрактограмма поверхности разрушения шарика, разрушенного с усилием 85 кН. Из рис. 4.4.3 *а*, б видно, что фрактограмма излома имеет неравномерный характер, присутствуют участки «ручьистого» излома (рис. 4.4.3, *а*) наряду с участками относительно равномерной структуры (рис. 4.4.3, б).

На рис. 4.4.4, *а*, *б* показана фрактограмма поверхности разрушения шарика, разрушенного с усилием 136 кН.

По сравнению с рис. 4.4.3, *а*, *б* видно, что фрактограмма поверхности разрушения шарика (усилие разрушения 136 кН), по-

^{*} Подпараграф написан совместно с А. Г. Анисович.



Рис. 4.4.3. Фрактограмма поверхности разрушения, обработанного обкаткой шарика, усилие разрушения 85 кН: *a* – ×93; *δ* – ×930



Рис. 4.4.4. Фрактограмма поверхности разрушения, обработанного обкаткой шарика, усилие разрушения 136 кН: *a* – ×93; *б* – ×930

казанная на рис. 4.4.4, *a*, *б*, имеет гораздо более равномерный, однородный характер, что подчеркивает взаимосвязь прочностных свойств сталей с их структурой.

Таким образом, путем одно- или многократной обкатки шариков в экспериментальном инструменте, показанном на рис. 3.1.2, 3.1.3, можно добиться существенного повышения прочностных показателей шариков за счет улучшения их структуры.

4.4.3. Взаимосвязь структуры и микротвердости биметаллических заготовок, полученных горячим выдавливанием

В соответствии с ГОСТ 3449 [41] метчики должны быть изготовлены из быстрорежущей стали по ГОСТ 19265, однако в п. 1.5 указано, что «метчики машинные диаметром 12 мм и более и гаечные диаметром 10 мм и более должны изготовляться сварными. В месте сварки раковины, непровар, пережог металла, кольцевые трещины и свищи не допускаются». В случае сварного метчика для изготовления хвостовика используют гораздо более дешевую сталь марки 45 или сталь марки 40Х. Для изготовления рабочей части применяют быстрорежущую сталь Р6М5. Твердость готовых метчиков должна составлять: рабочей части (диаметром свыше 6 мм) – НRС 63–66, хвостовиков – HRC 37–52.

Ранее были рассмотрены основные свойства сталей марок 40Х и P6M5 и определена оптимальная температура горячего пластического формообразования. Высокопрочное соединение этих сталей при изготовлении биметаллической заготовки метчика горячим пластическим формообразованием стружечных канавок обеспечивается при оптимальной температуре пластического деформирования стали P6M5 1050–1100 °C. Также была установлена необходимость обеспечения ювенильно чистых контактных поверхностей при механической обработке собираемых частей и сборке заготовки дорнированием. Между металлами при схватывании образуется адгезионное соединение без микротрещин и расслоений, раковин и свищей (рис. 4.4.5).

На рис. 4.4.5 представлено продольное сечение заготовки. Анализ макроструктуры шлифа показывает, что по границам соединяемых частей заготовки образовалось однородное соединение с хорошей адгезией, никаких дефектов типа микротрещин, расслоений, раковин и свищей не зафиксировано.

В исходном состоянии сталь P6M5 представляет собой ферритную основу с включениями карбидов Cr, W, V, Mo, а сталь 40Х в исходном состоянии имеет перлитную структуру.



Рис. 4.4.5. Макроструктура продольного сечения биметаллической заготовки метчика (средняя часть). ×3

Полученные образцы биметаллических метчиков исследованы на соответствие требованиям стандартов, предъявляемых к метчикам, с помощью различных методов исследования. После получения заготовки метчика горячим выдавливанием проводили дюрометрический анализ ее составных частей. Твердость режущей части (сталь P6M5) составила HRC 60, а хвостовика (сталь 40Х) – HRC 33, что превышает твердость стали в состоянии поставки (HRC 21–26).

На рис. 4.4.6 представлена микроструктура выдавленной биметаллической заготовки метчика в продольном и поперечном сечениях.

В соединяемых металлах хорошо видно наличие волокнистой структуры (текстуры), образованной за счет того, что в про-



Рис. 4.4.6. Микроструктура продольного (*a*) и поперечного (*б*) сечений биметаллической заготовки метчика после пластического формообразования (до TO): *1* – сталь P6M5; *2* – переходная зона; *3* – сталь 40Х. ×400

цессе пластического формообразования происходит всестороннее сжатие и деформация зерен в сталях 40Х и P6M5, и они выстраиваются вдоль направления деформации в продольном сечении, а в поперечном сечении видно, что зерна имеют мелкозернистый, однородный характер (рис. 4.4.6, δ). Цельность текстуры вдоль всей оси и зубьев заготовки вследствие исключения фрезерования стружечных канавок положительно влияет на повышение прочностных показателей концевого режущего инструмента.

Переходная зона имеет такую же структуру и состав, как и в заготовке, полученной сваркой трением (феррит) и рассмотренной выше (описание к рис. 4.3.2). Ее положительным отличием является малая глубина (0,05–0,09 мм) и хорошее качество контакта без трещин, раковин, свищей и непроваров.

На рис. 4.4.7 представлена микроструктура сталей в поперечном сечении заготовки после горячего пластического формообразования до проведения ТО.

Микроструктура стали P6M5 (рис. 4.4.7, *a*) состоит из металлической основы, представляющей собой α -твердый раствор углерода в железе, с мелкими округлыми выделениями карбидов основных легирующих элементов (Cr, W, V). По периметру центральной части сталь 40X (рис. 4.4.7, δ) имеет ферритно-перлитную структуру с заметно большим размером зерен, чем



Рис. 4.4.7. Микроструктура биметаллической заготовки после пластического формообразования: *а* – сталь P6M5, зуб метчика. ×2000; *б* – сталь 40X, центральная часть образца. ×100 (поперечное сечение)

в центральной части. Зерна в центральной части значительно измельчены и имеют однородный характер, вероятно, за счет больших усилий всестороннего сжатия при выдавливании биметаллической заготовки через профильную матрицу. Вследствие различной степени деформации в областях впадин и зубьев заготовки на шлифе наблюдается область с измельченным зерном, обрамленная более крупнозернистой структурой стали 40Х (рис. 4.4.7, δ).

Измерения микротвердости образцов биметаллической заготовки метчика проводились на двух образцах (поперечном и продольном). На поперечном шлифе микротвердость измеряли в направлении от края зуба со степенью деформации 32% через центральную часть и переходную зону к краю стружечной канавки со степенью деформации 76% (рис. 4.4.8).

Результаты измерений микротвердости в поперечном сечении представлены на рис. 4.4.9.

Из графика видно, что микротвердость в поперечном сечении биметаллической заготовки меняется в зависимости от части образца: самую высокую микротвердость имеет переходная зона между сталями P6M5 и 40X, а самую низкую – центральная часть заготовки (сталь 40X). При большом увеличении этой



Рис. 4.4.8. Схема (*a*) и зоны (б) замеров микротвердости поперечного сечения биметаллической заготовки до ТО. ×400

156



Рис. 4.4.9. Изменение микротвердости поперечного сечения биметаллической заготовки в направлении от края зуба через центр к краю стружечной канавки

части (×1000) в феррите просматриваются дисперсные выделения карбидов (рис. 4.4.10).

При пластическом формообразовании биметаллической заготовки наибольшей деформации подвергается рабочая часть заготовки в области стружечных канавок (76%). Деформирование



Рис. 4.4.10. Микроструктура поперечного сечения биметаллической заготовки (сталь 40Х): *1* – феррит; *2* – перлит. ×1000

зерен в сталях увеличивается с ростом степени деформации, зерно в переходной зоне деформируется и измельчается, что повышает твердость этой зоны.

На рис. 4.4.11 представлены зоны продольного сечения биметаллической заготовки, на которых проведены измерения микротвердости, а на рис. 4.4.12 – результаты измерений. Анализ показал, что поперек продольного сечения от края к центру микротвердость соответствует исследуемой стали (рис. 4.4.11, *a*), и переходная зона имеет самую высокую микротвердость HV 360 (рис. 4.4.12, *a*). Сталь 40Х в центре продольного сечения в направлении от режущей части к хвостовику (рис. 4.4.11, *б*) имеет



Рис. 4.4.11. Зоны измерения микротвердости в продольном сечении биметаллической заготовки до ТО: *a* – поперек заготовки от края к центру. ×5; *б* – сталь 40Х в центре заготовки в направлении от режущей части к хвостовику. ×3



Рис. 4.4.12. Распределение микротвердости по продольному сечению биметаллической заготовки метчика: *а* – поперек продольного сечения от края к центру; *б* – сталь 40Х в центре заготовки в направлении от режущей части к хвостовику

стабильные значения микротвердости в интервале HV 210-240 (рис. 4.4.12, б).

На рис. 4.4.13, а, б представлены микроструктуры биметаллической заготовки метчика, полученной горячим пластическим формообразованием, в поперечном сечении после ТО (закалка, отпуск). Из рисунка видно, что ТО позволила получить в стали 40Х структуру с более однородными и мелкими зернами в центральной части заготовки (рис. 4.4.6), а в стали P6M5 мелкодисперсные карбиды.

Микротвердость заготовки после ТО замеряли по схеме, представленной на рис. 4.4.8, а. Результаты замеров представлены на рис. 4.4.14.







Рис. 4.4.13. Микроструктура сталей в поперечном сечении биметаллической заготовки метчика после ТО: *а* – сталь Р6М5; *б* – сталь 40Х; в - переходная зона между сталями P6M5-40X. ×400



Рис. 4.4.14. Изменение микротвердости поперечного сечения заготовки в направлении от края зуба через центр к краю стружечной канавки после ТО

После деформирования, закалки (1220 °C) и тройного отпуска (550 °C) сталь Р6М5 имеет такую же ферритную основу с включениями карбидов, как в исходном состоянии, но выделения карбидов более дисперсны. Поскольку произошло растворение основных карбидов, и легирующие элементы перешли в твердый раствор, твердость стали повысилась и составила HRC 64–68. После горячего выдавливания и ТО биметаллической заготовки сталь 40Х, находящаяся внутри рабочей части, имеет перлитную структуру и твердость HRC 33, а твердость хвостовика с такой же структурой составляет HRC 37–40.

Вследствие воздействия на стали деформирования и термообработки происходят измельчение и формоизменение исходного аустенитного зерна, что положительно влияет на характер структурных превращений при отпуске, дисперсность и распределение карбидов.

Переходная зона сталь P6M5 – сталь 40X (рис. 4.4.13, *в*) после ТО биметаллической заготовки уменьшилась по глубине и составляет 0,03–0,05 мм, имеет однородную структуру с выделениями мелких карбидов без трещин, раковин и отслоений.

ТЕХНОЛОГИИ И ОБОРУДОВАНИЕ ДЛЯ ПРОДОЛЬНОЙ ПРОКАТКИ ЛИСТОВЫХ МАТЕРИАЛОВ

Листовые рессоры являются одним из основных узлов в системе подвески и применяются практически на всех отечественных грузовых автомобилях и прицепах, на большинстве автобусов, а также на ряде легковых автомобилей.

Амортизационная способность рессоры определяется ее жесткостью, т. е. отношением нагрузки к соответствующему ей прогибу. При достаточно малой жесткости рессора должна обладать также необходимой прочностью, обеспечивающей ее работу в условиях знакопеременных нагрузок.

Трение, возникающее между листами рессоры, в случае отсутствия в подвеске специальных демпфирующих элементов, в определенной мере способствует затуханию свободных колебаний автомобиля.

Рессоры состоят из нескольких (6–15) наложенных друг на друга листов постоянной толщины и разной длины, масса их составляет от 6 до 12% веса автомобиля. В случае применения рессор с большим числом листов в подвеске резко возрастают межлистовое трение и жесткость. Это отрицательно сказывается на плавности хода автомобиля. Для сведения к минимуму перечисленных недостатков начинают применять новый тип рессор – так называемые малолистовые.

В таких рессорах применяются листы переменного продольного профиля, имитирующие работу балки равного сопротивления, что позволяет сократить в несколько раз число листов по сравнению с традиционной многолистовой рессорой. Листы в малолистовых рессорах в зависимости от закона изменения толщины рессоры делятся на три типа: 1) с постоянной толщиной; 2) с толщиной, изменяющейся по параболе; 3) с толщиной, изменяющейся по линейному закону. Каждый тип имеет разновидности в зависимости от характера изменения ширины и конструктивных особенностей рессорного листа.

Наиболее перспективными с точки зрения эффективности использования металла являются рессорные листы постоянной толщины с убывающей от центра к концам шириной и листы с изменяющейся по параболе толщиной, имеющие постоянную ширину.

Конкретная конструкция рессоры и профиль рессорного листа определяются исходя из конструкции подвески. Листы малолистовых рессор автомобилей семейства МАЗ имеют постоянную ширину с толщиной, изменяющейся по параболическому закону. Использование профиля постоянной ширины с изменяющейся по параболическому закону высотой обеспечивает по сравнению с многолистовыми рессорами снижение массы на 1/3 и увеличение прогиба в 2 раза.

Малолистовые рессоры, как и многолистовые, подвергаются длительным изгибающим знакопеременным нагрузкам, поэтому к материалу рессор предъявляются особые требования.

При выборе материала для рессор основным требованием является высокая долговечность и большой предел упругости, а также ее технологические свойства: прокаливаемость, минимальное обезуглероживание как и при изготовлении проката, так и при термообработке листов. Высокая долговечность рессорного металла должна обеспечить как высокий уровень предела усталости рессор, так и их большую собственную долговечность. Необходимо, чтобы материал готовой рессоры мог выдержать высокие статические и динамические напряжения и чтобы при нормальной работе после разгрузки рессоры сохраняли способность принимать свое первоначальное положение. Такие качества можно обеспечить при выполнении следующих требований:

на поверхности рессор не должно быть обезуглероженного слоя, трещин, клеп и других дефектов;

после термообработки металл рессор должен иметь: $\sigma_{\rm T} = 1075 - 1225 \text{ H/мm}^2$; $\sigma_b = 1175 - 1370 \text{ H/мm}^2$; $\delta = 5 - 8\%$;

излом в термообработанном состоянии должен быть волокнистым.

При производстве рессор за рубежом стараются избежать обезуглероженного слоя. Он допускается в пределах 0,07–0,08 мм только для рессор малой толщины. При величине слоя 0,15 мм долговечность рессоры снижается в восемь раз по сравнению с аналогичной, у которой слой отсутствует. Для малолистовых рессор, не имеющих поломок из-за трения между листами, влияние обезуглероживания на долговечность существенно больше, чем для многолистовых.

В СНГ для производства рессор применяются следующие виды пружинно-рессорных сталей: кремнистая марганцовистая, кремне- и хромомарганцовистая, хромованадиевая. Кремнистая сталь включает следующие основные марки – 50С2, 55С2, 60С2, 70СЗА. Такая сталь наиболее часто применяется при изготовлении рессор. По сравнению с углеродистой она имеет большую прочность, повышенную стойкость против окисления, более глубокую прокаливаемость, устойчива против перегрева. Большим недостатком такой стали является склонность к графитизации и обезуглероживанию поверхности. Как указывалось выше, наличие обезуглероженного слоя снижает долговечность листовой рессоры.

Марганцовистая сталь 65Г глубоко прокаливается и меньше склонна к обезуглероживанию по сравнению с кремнистой. Ее основной недостаток – повышенная чувствительность к перегреву, отпускная хрупкость, склонность к образованию закалочных трещин.

Кремне- и хромомарганцовистые стали – 60СГ и 50ХГ – хорошо прокаливаются, что позволяет изготавливать рессоры толщиной 25–30 мм. Эти стали имеют повышенную прочность, относительно малочувствительны к перегреву, но склонны к отпускной хрупкости, поэтому их необходимо быстро охладить при отпуске.

Хромованадиевые стали – 50ХФА, 50ХГФА – являются наилучшей рессорной сталью. Они хорошо прокаливаются, имеют высокую усталостную прочность и устойчивы против перегрева.

Хромокремневанадиевые, вольфрамокремнистые и никелькремнистые стали – 60С2ХФА, 65С2ВА, 60С2Н2А – применяют для наиболее ответственных и тяжелонагруженных рессор. Эти стали не склонны к перегреву и прокаливаются в сечении до 50 мм. Особенно высокие качества имеет никелькремнистая сталь 60С2Н2А, которая легко отжигается на структуру зернистого перлита, имеет высокую пластичность.

Из вышеперечисленных марок стали в отечественном производстве для малолистовых рессор рекомендуются стали 50ХГ(А) или 50ХГФА с гарантией поставки проката по прокаливаемости. Эти стали применяют для изготовления рессор толщиной от 16 до 25 мм. Для больших толщин возможно применение сталей с добавкой бора или молибдена.

Зарубежные фирмы изготовляют рессоры с допуском по жесткости ±5%. Этот допуск в основном зависит от точности изготовления проката – допусков на толщину и вогнутость. Для отечественного производства допуски на применяемый прокат соответствуют допускам на прокат повышенной точности.

5.1. Упругие элементы подвески большегрузных автомобилей

5.1.1. Конструкции и технологии изготовления рессор

В последнее время в практике конструирования подвески транспортных средств, в частности для автомобилей большой грузоподъемности, все большее внимание привлекают конструкции с использованием пневмоцилиндра, установленного в комбинации с направляющим элементом (рис. 5.1.1). Заготовка направляющего элемента представляет собой полосу переменного сечения (рис. 5.1.2) и от заготовки малолистовых рессор (рис. 5.1.3) отличается несимметричным профилем и значительным перепадом толщин. В практике мирового автомобилестроения используют направляющие опоры со следующими размерами: $L_1 = 300-500$ мм, $L_2 = 300-600$ мм, $L_3 = 200-900$ мм, H = 40-50 мм, h = 18-25 мм. В соответствии с разработанной на Минском автомобильном заводе конструкцией в пневмоподвеске используются направляющие элементы с максимальной толщиной H = 45 мм, минимальной толщиной h = 22 мм, $L_1 = 340-400$ мм, $L_2 = 330-420$ мм, $L_3 = 200-700$ мм.

За рубежом, как известно, в последнее десятилетие практически все магистральные автомобили и прицепы к ним выпускаются с пневмоподвеской с использованием направляющего элемента подвески, являющегося одной из разновидностей малолистовых рессор. Получение подобных заготовок с изменяющейся по длине толщиной в мировой практике освоено в основном при перепаде толщин 10–15 мм.



Рис. 5.1.1. Различные конструкции направляющего элемента пневмоподвески большегрузных автомобилей



Рис. 5.1.2. Форма профилированной заготовки направляющего элемента пневмоподвески: $L_1 = 300-500$ мм; $L_2 = 300-600$ мм; $L_3 = 200-900$ мм; H = 40-50 мм; h = 18-25 мм



Рис. 5.1.3. Форма профилированной заготовки малолистовой рессоры: *I* – центральная часть; *II* – параболический или клиновой профиль; *III* – концевые гладкие участки

В настоящее время в отечественной и зарубежной практике реализуются четыре основные схемы данного метода (рис. 5.1.4):

прокатка полосы в валках постоянного радиуса с регулированием межвалкового зазора в процессе деформирования металла [54–73];

прокатка полосы в профилированных валках [74-77];

прокатка полосы в штампе, имеющем профилированную полость, соответствующую контуру получаемого профиля [78–82];

прокатка полосы на профилированной оправке [83-88].

Одним из основных способов получения полос с переменным по длине профилем, нашедшим промышленное примене-



Рис. 5.1.4. Схемы основных способов прокатки периодических профилей: *a* – прокатка в валках с регулированием межвалкового зазора; *δ* – прокатка в профилированных валках; *в* – прокатка в профилированном штампе

ние, является прокатка полосы в приводных валках постоянного радиуса с изменяющимся межвалковым зазором в процессе деформирования.

Изменение и регулирование зазора между валками может осуществляться различными способами. Наиболее широкое применение нашли прокатные станы с регулированием межвалкового зазора путем вертикального перемещения одного из валков, обычно верхнего, с помощью механических или гидравлических нажимных устройств или автоматически, с использованием различного рода следящих электронных систем.

Как известно, практически все известные мировые автопроизводители для получения заготовок малолистовых рессор и направляющих элементов пневмоподвески используют способ

и оборудование Daniel Heuzer, сущность которого заключается в следующем: стан представляет собой клеть с горизонтальными гладкими валками диаметром 180 мм, зазор между которыми устанавливается автоматически в каждом переходе прокатки по заданной программе. На входной части стана устанавливаются неприводные вертикальные ролики с регулируемым расстоянием между ними. Прокатка заготовок производится от центра заготовки за два перехода. Нагретая с одной стороны заготовка холодным концом пропускается через горизонтальные валки и вертикальные ролики, зажимается в тянущем устройстве, после чего начинается прокатка ее нагретого конца по заданной программе. В процессе прокатки валок опускается с помощью гидропривода на нужную величину, а тянущее устройство протягивает металл с нужной скоростью. Затем верхний валок поднимается, тянущее устройство подает заготовку в печь для нагрева другого конца, и процесс повторяется. Вертикальные ролики служат для снятия уширения полосы.

В последнее время в промышленности нашли применение конструкции станов для получения полосовых заготовок переменного профиля по длине с использованием гидрокопировальной системы [59-64]. Здесь получение периодического профиля полосы основано на изменении межвалкового зазора непосредственно в процессе прокатки. Стан включает два горизонтальных рабочих валка, один из которых (верхний) соединен с гидрокопировальной системой. Нагретая заготовка подается в валки при начальном наименьшем зазоре между ними. В процессе прокатки верхний валок поднимается, управляемый сигналом, поступающим от контрольного ролика-щупа, перемещающегося по копиру, чем обеспечивается получение соответствующего профиля полосы. Аналогичные системы для получения периодических профилей используются в ряде зарубежных фирм [65, 66]. Недостатком таких схем прокатки являются сложность расчета и конструктивного исполнения профилей копиров с учетом перемещений по длине заготовки, значительный износ при работе и, следовательно, низкая точность получаемого проката.

В последнее время серьезное внимание уделяется разработке способов прокатки полосы периодического профиля с автоматическим регулированием межвалкового зазора [67–73]. Созданные на данном принципе устройства и оборудование позволяют обеспечивать достаточно высокую точность размеров прокатываемых изделий. Суть предложенных схем изменения зазора между валками сводится к обеспечению обратной связи с использованием различных датчиков и электронных следящих систем.

В устройстве [67], например, для получения заготовок полосы с переменным профилем по длине, используемых в малолистовых рессорах, перед входом в прокатную клеть и на ее выходе установлены тянущие ролики, соединенные с импульсным генератором, сигналы от которого поступают в логическую систему, посредством которой осуществляется управление работой нажимного устройства. Посредством обеспечения определенной скорости вертикального перемещения верхнего валка в процессе прокатки производится формообразование требуемого профиля полосы. Японскими разработчиками предложен ряд конструкций прокатных станов для изготовления полос с переменным профилем по длине с использованием электронных следящих систем для регулирования межвалкового зазора непосредственно в процессе прокатки [69, 70].

Так, в устройстве [69] управление изменением зазора между валками осуществляется посредством сигнала, поступающего от датчиков изменения толщины проката, после сравнения его с заданным техническими условиями. В работе [71] геометрия профилей получаемого периодического профиля проката предварительно вводится в программное устройство специальной функцией, устанавливающей соотношение между исходной толщиной полосы и заданной в любой точке по длине прокатываемого изделия. Для устранения погрешностей размеров профиля в процессе прокатки вводят дополнительную корректировочную функцию.

Одним из способов получения полосовых заготовок переменной толщины, нашедшим практическое применение, является процесс прокатки в горизонтальных валках, зазор между которыми устанавливается автоматически в каждом проходе по заданной программе [72]. Перед входом в прокатную клеть установлены неприводные вертикальные ролики для придания прокатываемой полосе требуемой ширины. Прокатка полосы на стане производится за два пропуска от ее центра с поворотом между пропусками. Нагретую с одной стороны заготовку вначале прокатывают от середины до конца с изменением межвалкового зазора по заданной программе с помощью гидравлического устройства. Затем верхний валок поднимается, заготовку подают в печь для нагрева другого конца и цикл обжатия повторяют в прежней последовательности.

Недостатками приведенных схем прокатки [67–73] является применение сложных и дорогостоящих электронных следящих систем, не обеспечивающих надежности работы оборудования и требующей высококвалифицированного обслуживающего персонала. Все это сдерживает широкое промышленное применение данных устройств.

Значительно более простыми являются процессы прокатки полос переменного профиля в профилированных валках [74–80] и штампе, имеющем профилированную полость, соответствующую контуру получаемого профиля [81, 82].

В патенте [74] приведена конструкция составного прокатного валка с регулируемым профилем бочки. Тонкостенный бандаж валка, например опорного, вращается вокруг жесткой неподвижной оси. Между осью и бандажом расположен подшипник жидкостного трения. В зоне нагружения с равным шагом по длине расположены вкладыши-сегменты с полукруглой поверхностью скольжения. В конструкции предусмотрена возможность независимого радиального перемещения вкладышей для обеспечения требуемого профиля полосы в процессе прокатки.

На кафедре прокатки Челябинского государственного технического университета разработаны новая технология и оборудование шаговой прокатки для производства полосовых профилей [75, 76]. Сущность способа заключается в прокатке полосы на плоской оправке валком, установленным эксцентрично относительно оси его вращения. В процессе обжатия валок переменного радиуса на определенном шаге прокатки обеспечивает соответствующий профиль прокатываемому изделию.

Известные способы и технологии получения полос переменной толщины в валках переменного радиуса имеют основной недостаток — зависимость диаметра валка от длины требуемого готового проката, причем чем длиннее изделие, тем больше диаметр профилированного валка.

В этом отношении более универсальным является метод прокатки полосы в штампе, имеющем периодический калибр [77–82]. Схемы прокатки листов по данному методу являются относительно простыми, состоящими из подвижного стола с закрепленным на нем штампом и одного приводного валка. Одним из существенных недостатков способа прокатки периодических профилей в штампе является необходимость синхронизации скорости вращения валка и скорости перемещения стола, а также наличие опережения металла по штампу. Для снижения указанных недостатков разработан стан [77], в конструкции которого привод стола вместе со штампом осуществляется с помощью валков.

Несмотря на ряд преимуществ, способы прокатки полос переменной толщины в штампах имеют и существенные недостатки. Во-первых, сложность фиксации исходных заготовок в штампе, особенно на начальной стадии деформирования, значительно усложняет конструктивное исполнение отдельных узлов стана. Во-вторых, ввиду больших распорных усилий в очаге деформации значительно возрастает упругая деформация элементов рабочей клети, что в конечном итоге приводит к снижению точности размеров проката.

Как видно из анализа рассмотренных выше технологий и оборудования, для получения полосовых заготовок с переменным профилем по длине для них наиболее характерны следующие основные недостатки:

использование в большинстве известных технических решений приводных валков с учетом изменяющегося обжатия непосредственно в процессе прокатки связано со сложностями обеспечения и контроля требуемых переменных параметров опережения и уширения полосы, что отрицательно сказывается на точности получаемых изделий;

являясь более перспективным, способ прокатки полос переменной толщины в цилиндрических валках с изменяющимся межвалковым зазором в ходе осуществления процесса ввиду больших давлений металла на валки не обеспечивает достаточной точности проката, степени деформации за проход, неплоскостности изделий;

способы прокатки в профилированных валках не находят широкого практического применения из-за ограничения длины получаемых изделий;

наличие сложных и дорогостоящих автоматических и электронных систем регулирования межвалкового зазора, нажимных устройств, системы синхронизации скоростей рабочих органов станов значительно усложняет и удорожает применяемое оборудование.

В Белорусском национальном техническом университете при участии Минского автомобильного завода разработаны и внедрены в производство новые способы изготовления полосовых заготовок с переменным профилем по длине для малолистовых рессор [83–88]. В основу разработок положен принцип деформирования заготовки путем ее принудительного перемещения на оправке, имеющей профилированную наружную поверхность, через рабочий зазор, образованный двумя неприводными цилиндрическими валками.

Сущность нового способа можно рассмотреть на примере базового варианта [83], схема устройства которого приведена на рис. 5.1.5. Нагретую до температуры прокатки заготовку *1* устанавливают между направляющими роликами с ребордами до регулируемого упора. За счет движения калибрированной оправки *2*, на наружной рабочей поверхности которой выполнен симметрично расположенный относительно ее продольной оси параболический профиль, заготовке вначале придают U-образную форму. После этого заготовку *1* вместе с оправкой *2* прокатывают между неприводными валками *3* с буртами (для калибровки полосы по ширине), имеющими жестко фиксированный постоянный рабочий за-



Рис. 5.1.5. Схема прокатки периодического профиля на оправке: *1* – заготовка; *2* – профильная оправка; *3* – неприводные валки

зор. Затем, согласно технологии, заготовку снимают с оправки и разгибают на специальном устройстве (при необходимости дополнительно производят обрезку концов заготовки).

Так как процесс прокатки в предложенном способе осуществляется с передним натяжением, то опережение в очаге деформации удается свести к минимуму, что способствует снижению давления металла на валки, уменьшению их упругого

сжатия и повышению точности размеров прокатываемых полос.

Предложенное конструктивное выполнение узла деформирования в виде одной пары неприводных валков с постоянным рабочим зазором упрощает конструкцию устройства в целом, так как отпадает необходимость установки специальных механизмов регулировки зазоров, привода вращения, синхронизации окружной скорости вращения валков и скорости перемещения оправки. В БНТУ также разработаны способы прокатки заготовок малолистовых рессор, которые могут быть использованы для изготовления направляющих элементов пневмоподвески, заключающиеся в прокатке заготовки на подвижной или неподвижной плите одним или несколькими неприводными валками (рис. 5.1.6 и 5.1.7).

Процессы периодической прокатки независимо от конкретной ее схемы характеризуются нестационарным пластическим течением металла, геометрия очага деформации изменяется во времени, что определяет сложную взаимосвязь кинематических и энергосиловых параметров. В случае если зависимость геометрии очага деформации от относительного обжатия определяется очевидными кинематическими ограничениями, то наиболее рациональной основой построения решений нестационарных задач является [89–92] метод сведения исходной постановки к ста-



Рис. 5.1.6. Схема прокатки на неподвижной калиброванной оправке: *I* – оправка; *2* – неприводной валок; *3* – полоса



Рис. 5.1.7. Схема прокатки с удержанием заготовки за ее середину: *1* – полоса; *2* – неприводной валок; *3* – оправка

ционарной с учетом известной связи обжатия металла и времени деформирования. Это позволяет распространить получаемые решения на весь период формоизменения, а совокупность данных решений рассматривать как решение нестационарной задачи, учитывающее соответствующие изменения кинематических и силовых параметров процесса деформирования во времени.

При продольной периодической прокатке фасонных профилей окончательная форма изделия, как правило, формируется за один проход, в течение которого в широком диапазоне изменяются обжатие, угол захвата, скорость прокатки. Каждый из данных факторов оказывает влияние на напряженно-деформированное состояние металла в очаге деформации, на величину коэффициента трения и, следовательно, на величину опережения и уширения металла. В нестационарных процессах периодической прокатки данные величины являются переменными, значения которых меняются в широких пределах не только в зависимости от величины угла клиновидности, но и от характера изменения (убывания или нарастания) обжатия [93].

Представление о механизме формообразования с учетом условий постоянства объема металла было дано П. К. Тетериным [94], который сделал вывод о том, что одним из наиболее важных, основополагающих вопросов в теории периодической прокатки является определение продольной скорости течения металла в мгновенном очаге деформации, так как при периодической прокатке наблюдается пиковый характер изменения величины обжатия в пределах одного цикла: от максимума в начале очага деформации до минимальных значений на выходе из него. Соблюдение условия постоянства секундных объемов металла, проходящих через каждое поперечное сечение мгновенного очага деформации, представляет значительную сложность.

Соответственно и определение продольной скорости течения металла в зоне деформации представляет собой сложную проблему. Автором [95] предложена зависимость для определения продольной скорости течения металла в любом сечении мгновенного очага деформации:

$$V_x = \omega \frac{x^2 + (h_x - h_1)^2 + 2a(x\sin\beta + (h_x - h_1)\cos\beta)}{2h_x}, \quad (5.1.1)$$

где ω – угловая скорость вращения валков; x – расстояние до любого мгновенного очага деформации; h_x – текущее значение высоты полосы; h_1 – высота полосы в плоскости выхода из валков; a – расстояние от мгновенного центра вращения валка до точки отрыва его от металла; β – угол между осью прокатки и касательной в точке отрыва металла от валков.

Так как размеры вертикально-продольного сечения полосы при периодической прокатке в течение одного цикла изменяются, для получения точных геометрических размеров профиля изделия необходим строгий учет величины опережения на различных участках по длине полосы. Это особенно важно при периодической прокатке в калибрах [96], когда расчет калибров необходимо вести по величине опережения. Величина мгновенного опережения в сечении выхода металла из очага деформации при прокатке профилей переменного сечения в валках постоянного радиуса с нарастанием и убыванием обжатия определяется соотношением

$$S = \frac{(1 + (D/h)(1 - \cos\gamma))\cos\gamma + (2R/h)(\sin\varphi - \sin\gamma)\sin\varphi}{(1 + (D/h)(1 - \cos\varphi))\cos\varphi}, \quad (5.1.2)$$

где D – расстояние между центрами валков; h – высота полосы в плоскости центров валков; ϕ – угол, определяющий положение сечения выхода ($\phi > 0$ – при возрастании обжатия и $\phi < 0$ – при убывании обжатия).

Критический угол, входящий в данное выражение, определяют (с учетом знака ϕ) по уравнению

$$\gamma = \sqrt{\frac{h}{R}} \operatorname{tg}\left(0, 5\left(\operatorname{arctg}\left(\sqrt{\frac{h}{R}}\alpha\right) - r\operatorname{ctg}\left(\sqrt{\frac{h}{R}}\phi\right)\right) - \left(0, 25/\mu_{\rm cp}\right)\sqrt{\frac{h}{R}} \ln\left(\left(\frac{h}{R} + \alpha^2\right)\left(\frac{h}{R} + \phi^2\right)\right)\right),$$
(5.1.3)

где α – угол захвата; μ_{cp} – средний коэффициент трения.

Анализу процесса несимметричной прокатки в неприводных валках посвящены работы [95–102]. Автором [95] предложена зависимость для определения продольной скорости течения металла в любом сечении мгновенного очага деформации. Деформация полосы в клети с неприводными валками осуществляется за счет применения переднего натяжения, величина которого определяется по формуле

$$\sigma_{1} = \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_{s} \left(1 - \frac{1}{a_{2}} + \left(\frac{h_{H}}{h_{1}} \right)^{a_{2}} \left(\frac{1}{a_{2}} - p_{H} \right) \right), \quad (5.1.4)$$

где

$$p_{\rm H} = \frac{2}{\sqrt{3}} \frac{\sigma_s}{a_1} - \left(\frac{h_0}{h_{\rm H}}\right)^{a_1} \left(\frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_s \left(\frac{1}{a_1} - 1\right) + \sigma_0\right);$$
(5.1.5)

175

$$a_{1} = \frac{f_{1} - f_{2}}{h_{0} - h_{H}} l_{\text{or}}; \quad a_{2} = \frac{f_{1} - f_{2}}{h_{1} - h_{H}} l_{\text{or}}, \quad (5.1.6)$$

где σ_0 – напряжение заднего натяжения; f_1, f_2 – среднеинтегральные по длине очага деформации $l_{\rm g} = l_{\rm ot} + l_{\rm on}$ значения коэффициентов, характеризующих, согласно закону $\tau_x = fp_x$, условия трения на контактных поверхностях соответствующих рабочих валков, которые определены из дифференциального уравнения прокатки при аппроксимации контактных дуг двумя хордами.

При прокатке с одним холостым валком [101] окружная скорость приводного валка больше окружной скорости холостого валка, в результате чего в очаге деформации образуется зона с противонаправленным действием сил контактного трения. Это приводит к снижению усилия прокатки. Однако эффект уменьшения данного параметра реализуется полностью при создании определенной величины разности удельных натяжений в плоскостях входа и выхода очага деформации, которую можно определить из уравнения баланса мощностей:

$$\sigma_0 - \sigma_1 = 2\tau_c \left(\sqrt{\frac{R}{h_1}} \operatorname{arctg} \sqrt{\lambda - 1} - \operatorname{arctg} \sqrt{\frac{R}{h_1 \gamma_x}} \right) - \sigma_s \ln \lambda, \quad (5.1.7)$$

где τ_c – среднее значение удельных сил трения; R – радиус валков; h_1 – толщина полосы на выходе из валков; λ – коэффициент вытяжки полосы; γ_x – нейтральный угол на холостом валке; σ_s – среднее значение сопротивления металла деформированию.

Критический угол γ_x на холостом валке определяется из соотношения:

$$\gamma_{\rm x} = \sqrt{\frac{h_{\rm l}(k_{\rm v}-1)}{R}},$$
 (5.1.8)

где $k_v = V_{\rm m}/V_{\rm x}$ – коэффициент рассогласования окружных скоростей приводного и холостого валков.

5.1.2. Модернизация способов периодической прокатки полосовых заготовок

Были продолжены исследования процесса продольной прокатки листовых материалов с целью повышения эксплуатационных характеристик готовых изделий, в частности направляющих элементов пневмоподвески автомобилей. Теоретические исследования были направлены на обеспечение:

стабильного значения распорного усилия на элементах прокатной клети в течение процесса деформирования;

относительно невысоких значений усилия, расходуемого на продвижение оправки, что позволит обеспечить заданную точность геометрических размеров периодического профиля (одно из важнейших требований к упругим элементам подвески транспортных средств).

На рис. 5.1.8 представлены ранее предложенные и используемые в настоящее время на Минском рессорном заводе классическая схема получения заготовок переменного по длине сечения (рис. 5.1.8, *a*) и усовершенствованная схема для получения направляющих элементов пневмоподвески (рис. 5.1.8, δ).

По форме основного деформирующего элемента (рабочей клиновой оправки) схему, представленную на рис. 5.1.8, a, можно определить как прокатку с прямым (нарастающим) клином, а на рис. 5.1.8, δ – с обратным (убывающим) клином. При прокатке с прямым клином высота профиля заготовки рессоры убывает в направлении от носка оправки к основанию. При про-



Рис. 5.1.8. Схемы прокатки направляющих элементов пневмоподвески: *а* – с нарастающим обжатием; *б* – с убывающим обжатием; *l* – профильная оправка; *2* – прокатные валки; *3* – заготовка

катке с обратным клином высота профиля, напротив, возрастает от носка к основанию оправки.

Для упрощения расчетов прокатку участка переменного профиля для обеих схем деформирования можно рассматривать как прокатку заготовки в двух валках (одного приводного – бесконечно большого диаметра, другого неприводного определенного диаметра) с межосевым расстоянием, изменяющимся по определенному закону, обусловленному профилем оправки. В частном случае (применительно к прокатке направляющих элементов пневматической подвески), когда образующая участка переменного профиля имеет форму прямой, закон изменения межосевого расстояния можно принять линейным. Очевидно, что в способе прокатки с прямым клином процесс можно рассматривать как прокатку в двух равномерно приближающихся валках. При прокатке с обратным клином, напротив, валки равномерно раздвигаются. При этом усилие прокатки по сравнению с прокаткой полосы равной толщины в первом случае увеличивается, а во втором – уменьшается. Это очевидно из анализа геометрии очага деформации и действующих в нем сил (рис. 5.1.9). В случае прокатки с возрастающим обжатием (рис. 5.1.9, а) длина дуги контакта АВ больше, чем при прокатке с постоянным обжатием, на величину, определяемую углом φ. При прокатке с убывающим обжатием (рис. 5.1.9, б) – меньше на ту же величину, что вызывает снижение давления металла на валки. Кроме того, касательная составляющая Т давления металла на оправку (рассматриваемую как приводной валок бесконечно большого диаметра) в случае прокатки с убывающим обжатием больше, чем с возрастающим, что вызывает увеличения переднего натяжения, способствующего снижению усилия прокатки. Учитывая вышеизложенное, а также принимая во внимание возможности существующего оборудования, было принято решение использовать способ прокатки с обратным клином как базовый. По предложенной схеме (рис. 5.1.8, б) на Минском рессорном заводе изготавливают направляющие элементы пневмоподвески для автомобилей и полуприцепов [103].



Рис. 5.1.9. Схемы периодической прокатки полосовых заготовок: *a* – с нарастающим обжатием; *б* – с убывающим

В приведенной схеме прокатки валки являются неприводными. Поэтому заготовка в процессе обжатия постоянно прижата к торцу оправки, что исключает смещение заготовки относительно профилированных рабочих поверхностей оправки в направлении перемещения последней. За счет этого устраняется явление опережения, чего трудно добиться при обычной прокатке в приводных валках. В связи с этим повышается точность формообразуемого профиля в прокатанных полосах. Кроме того, в данном способе имеет место переднее натяжение, поскольку одних сил трения на контакте полосы с оправкой недостаточно для передачи энергии от металла к валкам и обеспечения вращения последних. Натяжение, создаваемое при воздействии переднего конца оправки на серединную часть полосы, возрастает по мере увеличения обжатия. Наличие переднего натяжения приводит к существенному снижению давления металла на валки и тем самым к уменьшению упругой деформации нагруженных элементов в прокатной клети, что также способствует повышению точности размеров и формы получаемых изделий [104]. Известно также, что уменьшение диаметра бочки валков приводит к снижению распорного усилия на них и тем самым способствует повышению точности профиля прокатанных полос [105, 107]. Кроме того, уменьшение диаметра валков приводит к увеличению коэффициента вытяжки и снижению величины уширения, которое существенно влияет на перераспределение металла по длине заготовки и, следовательно, на упругие характеристики полученных полос переменной толщины. Вместе с тем уменьшение диаметра валков ограничено снижением их жесткости, а также условиями захвата металла [105, 106].

В нашем случае это ограничение сводится к условию вращения неприводных валков. При прокатке в неприводных валках очаг деформации в общем случае включает зоны отставания и опережения (рис. 5.1.10.). Резерв сил контактного трения, передаваемый от металла к валкам, в зоне опережения играет активную роль и обеспечивает вращение валков. В зоне отставания силы контактного трения реактивны и препятствуют вращению валков.

Поэтому вращение неприводных валков в процессе деформации возможно лишь при условии, когда протяженность зоны опережения будет больше протяженности зоны отставания, а именно $\alpha/2 \le \gamma \le \alpha$, где α – угол прокатки, γ – нейтральный угол [108]. Предельное ограничение по данному условию $\alpha = \gamma$ показывает, что в этом случае резерв активных сил контактного трения в зоне опережения исчерпан. Это приводит к остановке валков, и процесс прокатки переходит в протяжку, что вызывает локальный износ самих валков.

Известно [108], что при установившемся процессе прокатки в приводных валках предельное значение угла прокатки выражается соотношением $\alpha \leq 2f$, где f – коэффициент контактного



Рис. 5.1.10. Схема очага деформации при прокатке с переменным обжатием полосы на оправке

трения. При несоблюдении данного условия валки начинают буксовать по металлу. Приведенное соотношение справедливо и для случая прокатки в неприводных валках, но поскольку при этом энергия передается от металла к валкам, то несоблюдение указанного условия приводит к остановке валков, что вызывает локальный износ их рабочих поверхностей и, как следствие, потерю точности формообразуемых полос. Данное обстоятель-
ство диктует необходимость дробления суммарной деформации при сохранении цикла обработки за один ход оправки, что возможно при деформировании в клети с несколькими парами валков, установленными последовательно одна за другой.

Уравнения для определения нормальных контактных напряжений в очаге деформации получены совместным решением уравнений равновесия (уравнения прокатки) и пластичности Губера– Мизеса. Для составления уравнения равновесия поверхность калиброванной оправки заменяли цилиндрической поверхностью валка, близкой к хорде, имеющего существенно больший радиус, чем катающий валок [109–111]. Тогда для зоны опережения

$$\sigma_{y} - \sigma_{x} = \frac{2\sigma_{s}}{\sqrt{3}} \sqrt{\left(1 - 3\frac{\tau_{xy}^{2}}{\sigma_{s}^{2}}\right)}.$$
(5.1.9)

Для зоны отставания

$$\sigma_{\text{yor}} = \frac{2}{\sqrt{3}} \begin{bmatrix} \sqrt{1 - f^2} \left(1 + \ln \frac{h_0}{h_x} \right) + \\ 2f \left(\arctan \sqrt{\frac{h_0}{h_\kappa} - 1} - \arctan \sqrt{\frac{h_x}{h_\kappa}} - 1 \right) \sqrt{\frac{2R_0R_p}{(R_0 + R_p)h_\kappa}} \end{bmatrix} \sigma_s,$$
(5.1.10)

где R_0 , R_p – соответственно радиусы большого и катающего валков; h_0 , $h_{\rm k}$ – соответственно толщина полосы на входе и на выходе из валков; $\sigma_{\rm s}$ – напряжение текучести.

При выборе мощности привода подвижной оправки необходимо знание толкающего усилия, приложенного к ней и обеспечивающего возможность деформации полосы в клети прокатного стана. Поскольку толкающее оправку усилие затрачивается на создание переднего натяжения и активных сил контактного трения на поверхности оправки в пределах очага деформации, то можно записать:

$$P_{\text{omp}} = 2B\sigma_s \left[\frac{2}{\sqrt{3}}l_{\mu}f + h_{\kappa}(1-\xi)\right], \qquad (5.1.11)$$

где *В* – ширина полосы; *l*_л – длина очага деформации.

Значение коэффициента переднего натяжения определено из условия

$$\sigma_{yor}|_{h_x = h_u} - \sigma_{yor}|_{h_x = h_u} = 0, \qquad (5.1.12)$$

где $h_{\rm H}$ – толщина полосы в нейтральном сечении.

Отсюда с учетом выражений (5.1.10) получим

$$\xi = \frac{2}{\sqrt{3}} \psi \left(1 + \ln \frac{h_{\rm H}}{h_{\rm K}} \right) + 1 - \frac{2}{\sqrt{3}} \left[\sqrt{1 - f^2} \left(1 + \ln \frac{h_0}{h_{\rm H}} \right) + 2f \left(\arctan \sqrt{\frac{h_0}{h_{\rm K}} - 1} - \arctan \sqrt{\frac{h_{\rm H}}{h_{\rm K}} - 1} \right) \sqrt{\frac{2R_0R_{\rm p}}{(R_0 + R_{\rm p})h_{\rm K}}} \right].$$
(5.1.13)

Очевидно, что с ростом обжатия, начиная с определенных значений степени деформации, зависящих от R_p и f, происходит рост коэффициента переднего натяжения. С увеличением обжатия коэффициент переднего натяжения достигает максимально допустимой величины, после чего возможен обрыв переднего конца полосы.

Существующая традиционная технология парной прокатки заготовок направляющих опор пневмоподвески предлагает наличие отхода, достигающего 10-12% веса заготовки [109]. Избежать этого недостатка с наименьшими издержками можно применением предварительной вальцовки. На рис. 5.1.11 показана заготовка под прокатку по существующему способу (рис. 5.1.11, а) и способу с предварительной вальцовкой (рис. 5.1.11, б). На рис. 5.1.12 показана заготовка на оправке после прокатки по существующей (рис. 5.1.12, а) и предлагаемой (рис. 5.1.12, б) технологии. Длину *l* прокатного участка необходимо выбирать исходя из геометрии инструмента (носика оправки). Для парной прокатки заготовок направляющих опор длина *l* должна быть не менее 300 мм. Увеличение длины прокатного участка более 350 мм нецелесообразно, поскольку существенного снижения усилия прокатки и повышения качества изделий при этом не достигается. Конфигурация переходных зон между прокатанным и основными участками особого влияния на по-



Рис. 5.1.11. Заготовка для прокатки: *а* – классический способ; *б* – безотходный способ



Рис. 5.1.12. Прокатанная заготовка: *а* – классический способ; *б* – безотходный способ

следующую прокатку не оказывает, за исключением резких переходов, которые нежелательны.

Для изучения возможности получения изделий типа заготовок направляющих элементов пневмоподвески с изменяющимся по длине профилем была создана лабораторная экспериментальная установка, схема которой представлена на рис. 5.1.13, а общий вид – на рис. 5.1.14.

Экспериментальная установка включает в себя клеть l, в которой горизонтально размещен прокатный валок, установленный в опорах 3 и 4 с возможностью вертикального перемещения относительно продольной оси прокатки за счет того, что опоры связаны с нажимными винтами клети, приводимыми в действие от червячного редуктора 5. Это позволяет менять степень обжа-



Рис. 5.1.13. Схема экспериментальной установки для моделирования процесса прокатки заготовок направляющих опор

тия в каждом сечении прокатываемого изделия в диапазоне, необходимом для проведения экспериментальных исследований. К боковым стойкам клети прикреплены направляющие, обеспечивающие горизонтальное перемещение профильной оправки *б*,



Рис. 5.1.14. Установка для периодической прокатки полосовых заготовок

приводимой в действие штоком гидроцилиндра 7, связанным с оправкой сферическим шарниром. Привод штока гидроцилиндра осуществляется от гидростанции 8. Рабочая поверхность профильной оправки в продольном сечении имеет переменный по длине профиль, идентичный профилю направляющих элементов пневмоподвески, имеющих клиновой участок и два участка постоянной толщины. Нижняя поверхность оправки выполнена плоской и в процессе прокатки перемещается по массивной направляющей, жестко связанной с клетью экспериментальной установки. Общая длина оправки составляет 1050 мм, длина рабочей части равна 710 мм, высота в наибольшем сечении – 120 мм, ширина – 80 мм. Материал оправки и валков – сталь 40Х. Прокатный валок 2 имеет диаметр бочки 200 мм, диаметр шеек – 140 мм, ширину рабочей части – 80 мм.

Гидроцилиндр 7 выполнен с внутренним диаметром гильзы 120 мм и длиной 900 мм и предназначен для обеспечения возвратно-поступательного перемещения оправки. Гидроцилиндр связан с гидростанцией посредством трехпозиционного распределителя Р75-В2А, имеющего три режима работы. В первом режиме рабочая жидкость (веретенное масло) поступает в полость под поршнем гидроцилиндра, обеспечивая прямое перемещение штока, во втором – в полость над поршнем, обеспечивая обратный ход, и в третьем – на слив. Регулятор потока жидкости (дроссель) МПГ 55-12 обеспечивает плавную регулировку скорости перемещения штока, а следовательно, и оправки в диапазоне от 1,3 до 2,4 м/мин. Гидростанция 8 состоит из масляного бака емкостью 150 л и шестеренного насоса НШ-46 производительностью 46 л в минуту в сборе с асинхронным электродвигателем мощностью 7,5 кВт. Гидростанция позволяет гидроцилиндру осуществлять перемещение штока в указанном диапазоне скоростей с усилием до 100 кН. Контроль давления в линии нагнетания осуществляется манометром.

Фиксация заготовки осуществляется штифтом, установленным на передней наклонной части оправки, входящим в технологическое отверстие непрокатываемого участка заготовки. Такая схема фиксации позволяет исключить перемещение переднего конца заготовки относительно оправки.

К основным энергосиловым параметрам процесса, экспериментально исследованным в настоящей работе, относятся давление металла на валки P, тянущее (толкающее) усилие перемещения оправки $P_{\rm T}$ и интенсивность переднего натяжения заготовки. В силу того что горячая прокатка рессорных сталей на экспериментальной установке предъявляет значительные требования к мощности привода и жесткости конструкции, для исследования энергосиловых параметров были использованы свинцовые заготовки, так как свинец обладает некоторыми механиче-

скими свойствами ($\sigma_{\rm B}$ и δ), сравнимыми по величине с механическими свойствами рессорных сталей при температуре T = 1100 - 1150 °C.

Применение опытных заготовок из свинца позволило получить реальные представления о значении исследуемых энергосиловых параметров процесса, не вызывая критических нагрузок на привод и элементы конструкции прокатной клети экспериментальной установки.

При изучении изменения давления металла на валки в процессе периодической прокатки была получена экспериментальная зависимость, свидетельствующая о росте исследуемого параметра с увеличением степени деформации (рис. 5.1.15). Таким образом, величина давления металла на валки достигает максимальной величины при формировании конечного участка профиля заготовки направляющего элемента, получаемого со степенью деформации 0,56.

При реализации предложенного способа прокатки заготовок направляющих элементов пневмоподвески необходимо определить усилие перемещения оправки, которое должно быть таким, чтобы преодолеть реакцию со стороны валков, которая определяется степенью деформации заготовки, силами трения на контактной поверхности и инерционными силами в момент начала вращения валков. При прокатке заготовок направляющих



Рис. 5.1.15. Зависимость давления металла на валки от степени деформации (0 < ε < 0,56), материал – свинец

элементов пневмоподвески на лабораторной установке процесс осуществлялся в условиях, соответствующих прокатке полос в двух валках: один из которых – неприводной определенного диаметра, а второй – приводной бесконечно большого диаметра.

На рис. 5.1.16 представлен график зависимости толкающего усилия $P_{\rm T}$ продвижения оправки от ее хода для направляющего элемента пневмоподвески автомобилей семейства МАЗ. Как показали результаты экспериментов, степень деформации, обусловленная ходом оправки, является основным фактором, влияющим на величину $P_{\rm r}$, знание которой позволяет рассчитать и выбрать привод оправки.

Интенсивность переднего натяжения определялась с целью изучения технологических возможностей предложенного способа, а именно определения максимально возможной степени деформации при прокатке в неприводных валках. На основании полученных результатов была построена зависимость изменения интенсивности натяжения от хода оправки при прокатке свинцовых заготовок (рис. 5.1.17).

На основании экспериментальных данных было установлено, что максимально возможной является степень деформации 0,56. При дальнейшем увеличении степени деформации наблюдалась остановка валка, происходило утонение полосы, образование шейки и разрыв заготовки, что объясняется превращением процесса прокатки в вытяжку с утонением.



Рис. 5.1.16. Зависимость усилия продвижения оправки от степени деформации



Рис. 5.1.17. Зависимость коэффициента переднего натяжения от степени деформации

Таким образом, при увеличении степени деформации происходит рост интенсивности натяжения, а при степени деформации выше указанной напряжение натяжения превышает предел прочности полосы и происходит разрыв заготовки.

5.2. Модернизация оборудования для изготовления заготовок упругих элементов подвески автомобилей МАЗ

Для промышленной реализации предложенного способа парной прокатки заготовок направляющих элементов пневмоподвески для автомобилей и полуприцепов МАЗ был модернизирован опытно-промышленный прокатный стан СП-1298. Схемы и фото представлены на рис. 5.2.1–5.2.3.

Модернизированный прокатный стан включает соединенные между собой с помощью рольганга *1* установку для индукционного нагрева 2 и стан 3 для прокатки полосы с механизмами съема и разгиба прокатанной заготовки. Индуктор щелевого типа обеспечивает нагрев полосовой заготовки длиной до 2000 мм и запитан от двух генераторов тока высокой частоты мощностью по 250 кВт каждый. Прокатный стан включает сварную станину 4 коробчатого типа, внутри которой смонтирована рабочая клеть 5 с установленными в ней в вертикальном положении последовательно друг за другом тремя парами рабочих валков 6 с ребордами. Перед валками расположены направляющие ролики 7, служащие для удержания поставленной на ребро прокатываемой полосы и направления профилированной оправки 8. Оправка жестко связана с кареткой 9, опирающейся на направляющие 10, которая соединена со штоком 11 горизонтально расположенного в станине гидроцилиндра 12, обеспечивающего оправке возвратно-поступательное перемещение. Сбоку станины закреплена штанга 13 с регулируемым по ее длине упором 14 для фиксации в продольном направлении подаваемой по рольгангу исходной заготовки. За рабочей клетью расположены механизмы съема заготовки после прокатки с профилированной оправки и разгиба прокатанной полосы. Механизм съема



Рис. 5.2.1. Принципиальная схема модернизированного прокатного стана для парной прокатки заготовок направляющих элементов пневмоподвески: *а* – вид сбоку; *б* – вид сверху



Рис. 5.2.2. Прокатный стан в момент выхода двух прокатанных заготовок из клети



Рис. 5.2.3. Модернизированный прокатный стан для прокатки заготовок направляющих элементов пневмоподвески

заготовки содержит сварную раму 15, гидроцилиндр 16, шток которого жестко связан через траверсу 17 с толкателями 18, установленными в направляющих втулках, и обеспечивает посадку согнутой полосы после прокатки на сочлененную шар-190 нирно оправку 19 разгиба, расположенную на столе 20. Раствор оправки разгиба относительно шарнира производится через систему тяг двумя гидроцилиндрами 21, имеющими возможность качания в горизонтальной плоскости относительно своих точек закрепления к станине. Линейка 22 жестко прикреплена к столу 20 и ограничивает величину угла разгиба прокатанной заготовки оправкой 19. Гидростанция 23 питает с помощью трубопроводов 24 через гидрораспределитель 25 всю гидросистему прокатного стана. Управление работой осуществляется от пульта 26. Внешний вид стана показан на рис. 5.2.2, 5.2.3.

Работает прокатный стан следующим образом. Нагретую до требуемой температуры в установке 2 для индукционного нагрева заготовку по рольгангу 1 подают в рабочую клеть 5 прокатного стана до упора 13 (рис. 5.2.1).

После этого за счет давления, создаваемого гидростанцией 23, шток 11 гидроцилиндра 12 вместе с кареткой 9 и профилированной оправкой 8 получает осевое перемещение в направлении валков, в результате которого происходит загиб исходной заготовки на оправку. При этом первая пара валков рабочей клети выполняет роль опор. Далее согнутая заготовка вместе с профилированной оправкой, выполняющей роль одного из деформирующих инструментов, проходит между тремя парами валков, что обеспечивает обжатие исходной полосы. По окончании процесса деформирования в валках на выходе из рабочей клети заготовку с помощью толкателей 18, приводимых в движение от гидроцилиндра 16, перемещают в вертикальном направлении с оправки 8 на оправку 19, имеющую такой же профиль, но выполненную составной из двух соединенных с помощью шарнира половин с возможностью изменения раствора между ними. После этого создают давление в гидроцилиндрах 2, разводят половины оправки 19 и таким образом разгибают прокатанную заготовку до тех пор, пока последняя не прикоснется всей плоскостью к линейке 22. По окончании разгиба штоки гидроцилиндров 12, 16 и 21 возвращаются в исходные положения. При этом половины оправки 19 смыкаются, а оправка 8 выходит из рабочей клети. Далее прокатанную и выпрямленную заготовку удаляют со стола 20, и рабочий цикл повторяется в прежней последовательности. Управление работой гидроцилиндров осуществляется от гидрораспределителя 25. Технические характеристики стана для прокатки заготовок направляющих элементов пневмоподвески указаны в табл. 5.2.1.

Параметры	Единица измерения	Значение
Количество пар валков в клети	ШТ.	3
Диаметр рабочих валков	MM	200
Диаметр реборд	MM	280
Расстояние между парами валков	MM	400
Знутренний диаметр гидроцилиндра привода мм мм		200
Диаметр штока гидроцилиндра	MM	100
Длина рабочего хода штока	MM	2500
Усилие, развиваемое гидроцилиндром	кН	600
Внутренний диаметр гидроцилиндра механизма съема заготовки	ММ	45
Диаметр штока гидроцилиндра	MM	20
Длина рабочего хода штока	MM	135
Усилие, развиваемое гидроцилиндром	кН	5
Внутренний диаметр гидроцилиндров механизма разгиба заготовки	ММ	100
Диаметр штока цилиндров	MM	50
Длина рабочего хода штока	MM	450
Усилие, развиваемое каждым гидроцилиндром	кН	20
Скорость прокатки	м/с	0,25
Габариты стана: длина	MM	9740
Габариты стана: ширина	MM	2530
Габариты стана: высота	MM	1350
Потребляемая мощность	кВт	80

Таблица 5.2.1. Технические характеристики стана для прокатки заготовок направляющих элементов пневмоподвески

С помощью описанного комплекса обеспечиваются следующие параметры процесса прокатки:

температура нагрева заготовки под прокатку составляет 1000–1050 °C;

число проходов равно 1;

степень деформации в трех парах валков за проход достигает 0,545;

наибольшее отклонение размеров от заданного профиля по толщине на всей длине заготовки не превышает $\pm 0,1$ мм;

продолжительность цикла обжатия заготовки в валках равна 10 с;

продолжительность цикла обработки (загиб-прокаткасъем-разгибка) составляет 30 с.

Учитывая постоянно возрастающие потребности Минского автозавода в направляющих элементах пневмоподвески, связанные с увеличением доли магистральных грузовиков в производственной программе, была разработана технология предварительной вальцовки заготовок под прокатку.

Спроектирована вальцовочная установка, позволяющая производить вальцовку центральной части заготовки непосредственно перед прокаткой, причем вальцовка и прокатка осуществляются с одного нагрева. Схема вальцовочной установки приведена на рис. 5.2.4, техническая характеристика – в табл. 5.2.2.



Рис. 5.2.4. Принципиальная схема установки предварительной вальцовки

Параметры	Единица измерения	Значение
Количество пар валков в клети	ШТ.	1
Диаметр рабочих секторов	MM	200
Внутренний диаметр гидроцилиндра привода		
зубчатой рейки	MM	200
Диаметр штока гидроцилиндра	MM	100
Длина рабочего хода штока	MM	500
Усилие, развиваемое гидроцилиндром	кН	600
Скорость прокатки	м/с	0,25
Габариты стана: длина	MM	9740
Габариты стана: ширина	MM	2530
Габариты стана: высота	MM	1350

Таблица 5.2.2. Технические характеристики установки предварительной вальцовки

Вальцовочная установка состоит из станины коробчатого типа и двух вертикально расположенных секторных валков с приводом от гидроцилиндра посредством передачи «рейка – шестерня». Валки установлены в бронзовых эксцентриковых втулках, позволяющих регулировать межосевое расстояние в пределах ± 2 мм. Применение крупномодульного эвольвентно-го зацепления М = 8 позволило производить регулировку межвалкового расстояния за счет изменения зазора в зубчатом зацеплении. Станина вальцовочной установки непосредственно крепится к станине модернизированного прокатного стана 1298. Поскольку вальцовочная установка и прокатный стан работают не одновременно, а последовательно, гидроцилиндр привода зубчатой рейки запитан от главной гидростанции стана.

Позднее была разработана принципиально новая схема прокатки несимметричных полосовых заготовок с переменной по длине толщиной, заключающаяся в том, что нагреву подвергают только ту часть заготовки, которая впоследствии подвергается прокатке. Холодную часть заготовки используют для ее удержания на профилированной оправке. В качестве удерживающего устройства использован клиновой механизм, зажимающий заготовку за боковые поверхности от гидроцилиндра, расположенного на концевой части профилированной подвижной оправ-



Рис. 5.2.5. Принципиальная схема стана для прокатки заготовок направляющих элементов пневмоподвески: 1 – заготовка; 2 – оправка; 3 – зажим; 4 – гидроцилиндр зажима; 5 – валки; 6 – опорные ролики; 7 – станина клети; 8 – шток главного гидроцилиндра; 9 – главный гидроцилиндр; 10 – станина привода; 11 – ресивер

ки. Принципиальная схема установки для безотходной прокатки заготовок направляющих элементов пневмоподвески представлена на рис. 5.2.5, внешний вид – на рис. 5.2.6.

Прокатная клеть выполнена с двумя последовательно расположенными парами валков и системой опорных роликов, по которым имеет возможность перемещаться возвратно-поступа-



Рис. 5.2.6. Внешний вид стана для прокатки заготовок направляющих опор пневмоподвески

тельно плита. На верхней части плиты закреплена профильная оправка. Привод плиты вместе с оправкой осуществляется от гидроцилиндра.

Нагрев деформируемой части заготовки до температуры 900–950 °С осуществляется в индукторе щелевого типа. Длина нагреваемого участка составляет от 40 до 80% полной длины заготовки в зависимости от типоразмера. Наличие холодного участка заготовки не только позволяет экономить электроэнергию, но и облегчает ее транспортировку и загрузку в рабочую клеть.

Загрузочное устройство представляет собой подвижный стол с установленными на нем свободно вращающимися направляющими и поддерживающими роликами. В момент загрузки стол поднимается на один уровень с рабочей зоной прокатного стана, а во время рабочего хода опускается, освобождая место для прохода подвижной оправки (деформирующий инструмент) с прокатанной заготовкой. Нагретая заготовка прокатывается на профильной оправке, проходящей последовательно две, выполненные в одной станине прокатные клети. Оправка закреплена на ползушке, которая перемещается по опорным роликам диаметром 200 мм и приводится в движение гидроцилиндром усилием 600 кН.

Заготовка на оправке фиксируется и удерживается в процессе прокатки гидромеханическим зажимом. Прокатка проходит последовательно в двух валках. Валки выполнены гладкими диаметром 250 мм. Валки установлены в бронзовых подшипниках скольжения, которые запрессованы в эксцентриковые втулки, позволяющие регулировать положение валка, относительно поверхности оправки, в пределах ± 6 мм. Эксцентриковые втулки поворачиваются посредством зубчатой передачи с передаточным отношением 1:18. Такая конструкция позволяет осуществлять бесступенчатую регулировку межвалкового зазора с высокой точностью. Регулировка осуществляется отдельно для каждого валка.

Технические характеристики стана для безотходной штучной прокатки заготовок направляющих элементов пневмоподвески представлены в табл. 5.2.3.

Таблица 5.2.3. Технически	е характеристики стана дл	ія безотходной
штучной прокатки заготовок	а направляющих элементо	в пневмоподвески

Параметры	Единица измерения	Значение
Производительность при К = 0,75	шт./ч	90
Продолжительность цикла	С	40
Скорость прокатки	м/мин	30
Ход стола максимальный	ММ	3000
Внутренний диаметр гидроцилиндра привода стола	ММ	180
Рабочее давление в силовом цилиндре	мПа	15
Максимально допустимое давление в силовом ци-		
линдре	мПа	25
Усилие прокатки	κН	320
Суммарная производительность насосов силового		
цилиндра	Л	800
Рабочее давление гидростанции для вспомогатель-		
ных операций	мПа	5
Суммарная установленная мощность	кВт	223

К числу неоспоримых преимуществ данного способа прокатки перед используемыми как на Минском рессорном заводе, так и ведущими автомобильными фирмами мира следует отнести возможность получения заготовок направляющих элементов пневмоподвески с широким спектром длин прямых участков. Причем изменение длины толстого (некатаного) конца направляющего элемента пневмоподвески осуществляется простой регулировкой заднего упора.

Для осуществления данного способа нет нужды нагревать заготовку целиком. Достаточно нагреть только ту часть, которая непосредственно подвергается деформированию. Для направляющих элементов, применяемых в ПО «БелавтоМАЗ», нагретый участок составляет от 1/2 до 3/4 общей длины заготовки. Учитывая сравнительно большой вес и геометрические размеры подката, неполный нагрев оказывает значительное влияние на энергоемкость процесса получения заготовок направляющих элементов. Кроме того, значительно уменьшаются геометрические размеры и упрощается конструкция индуктора, а также увеличивается производительность и срок службы установки ТВЧ. Уменьшенные в 2 раза размеры и вес заготовки в предложенном способе по сравнению с традиционным (прокатка одновременно двух заготовок) позволяет отказаться от использования универсального подъемно-транспортного оборудования (кран балки) в процессе технологического цикла, а также упрощает конструкцию средств механизации, автоматизации и вспомогательного технологического оборудования.

Разработанные технология и конструкция установки для безотходной штучной прокатки заготовок направляющих элементов пневмоподвески, предусматривающие частичный нагрев заготовки, позволяют добиться экономии электроэнергии до 40%, металла – до 10%, повысить производительность оборудования в 3–4 раза [112].

Б ТЕХНОЛОГИЯ И ОБОРУДОВАНИЕ ДЛЯ ПОЛУЧЕНИЯ БИМЕТАЛЛИЧЕСКИХ ЗАГОТОВОК МЕТЧИКОВ ПОВЫШЕННОЙ ПРОЧНОСТИ МЕТОДОМ ГОРЯЧЕГО ВЫДАВЛИВАНИЯ

6.1. Оборудование для упрочняющего пластического формообразования биметаллических заготовок метчиков горячим выдавливанием

Для горячего выдавливания стальных деталей используют преимущественно кривошипные горячештамповочные прессы стандартного исполнения. Однако некоторые параметры этих прессов не удовлетворяют специфическим условиям разработанного нового технологического процесса получения биметаллических заготовок метчиков горячим выдавливанием. Это относится, в частности, к конструкции нижнего выталкивающего устройства механического типа, которое должно обеспечивать следующий режим выталкивания: достаточную величину хода и возможность его регулировки в широком диапазоне; возможность независимого включения при неподвижном ползуне; плавный характер рабочего хода выталкивающее устройство должно быть пневматическим или гидравлическим.

В технологическом процессе пластического формообразования биметаллической заготовки применяется специальное устройство СФТ 516.00.0000 (рис. 6.1.1) для горячего выдавливания заготовок цилиндрического концевого режущего инструмента, которое состоит из распределителя *1*, пакета штампа *2*, блок-штампа *3*, переходника *4*, пневмоцилиндра *5*. Пакет штампа *2*, переходник *4*, пневмоцилиндр *5* устанавливают и закрепляют на подштамповой плите пресса, блок-штамп *3* устанавливают и крепят на пакете штампа *2*. Устройство устанавливается на пресс и его сравнительно легко переналадить для заготовок различных размеров и профиля и использовать как в крупносерийном, так и в мелкосерийном производствах. Для эксплуатации устройства необходимы:

1) нагревательная установка типа ИЗ4-100/8 с машинными преобразователями на частоту тока 2400 и 8000 Гц соответственно или другие источники высокочастотной энергии с указанными частотами и мощностью 50–100 кВт;

2) силовой трансформатор ОСЗ-40/05-80 УЗ ГОСТ 11677 мощностью 40 кВт с высоким напряжением 4–12 В (для нагрева штампа);

3) кривошипный пресс типа К2130 (К2132) усилием 1000 кН (1600 кН);

4) проточная вода давлением 0,2–0,3 МПа (для охлаждения индуктора и штампа);

5) сжатый воздух давлением 0,4–0,6 МПа (для работы пневмоцилиндра).

На рис. 6.1.2 представлен пакет-штампа, который предназначен для установки, закрепления и строгого центрирования на нем блок-штампа.

Пакет устанавливается на пресс. Верхняя плита 2 крепится к ползуну пресса четырьмя болтами, нижняя плита 5 крепится





Рис. 6.1.1. Оборудование (пресс К2132) и устройство для горячего выдавливания: *а* – схема устройства; *б* – пресс К2132; *1* – распределитель; *2* – пакетштампа; *3* – блок-штамп; *4* – переходник; *5* – пневмоцилиндр

200



Рис. 6.1.2. Пакет-штампа: *а* – схема пакет-штампа; *б* – внешний вид пакетштампа в сборе; *1* – хвостовик; *2* – верхняя плита; *3* – втулка; *4* – колонка; *5* – нижняя плита; *6* –направляющие планки; *7* – вкладыши; *8* – кронштейны; *9* – рычаги; *10* – втулки; *11* – винты; *12* – пружины; *13* – крышки; *14* – толкатель

к подштамповой плите тоже четырьмя болтами. Втулка 3 и колонка 4 служат для точной центровки верхней плиты 2 и нижней плиты 5, причем длина втулки 3 рассчитана таким образом, что в раскрытом положении пакета она не выходит из зацепления с колонкой 4. Хвостовик 1 предназначен для центровки пакета относительно ползуна пресса. Вкладыш 7 служит для установки и закрепления нижней части блок-штампа и установлен по отношению к нижней плите 5 с воздушным кольцевым зазором, который предохраняет последнюю и запрессованные в нее колонки 4 от нагрева. Это позволяет сохранить высокую точность центрирования. Направляющие планки 6, неподвижно закрепленные на нижней плите 5, не препятствуют тепловому расширению вкладыша 7, обеспечивая тем самым точное осевое центрирование последнего относительно нижней плиты 5. Рычаги 9, шарнирно закрепленные на кронштейнах 8, имеющих возможность перемещения в пазах нижней плиты 5, служат для закрепления блок-штампа во вкладыше 7. Набор тарельчатых пружин, расположенных во втулках 10, создает усилие прижима, передаваемое через плечи рычагов 9 на крышку блокштампа. Пружины 12 позволяют компенсировать тепловое расширение крышки блок-штампа. Заданное усилие прижима обе-





Рис. 6.1.3. Блок-штамп: *a* – схема; *б* – фотография блок-штампа без индуктора; *I* – ограждение; *2* – индуктор; *3* – держатель; *4* – пуансон; *5* – обойма; *6* – контейнер; *7* – матрица; *8* –

втулка; 9 – основание; 10 – выталкиватель; 11 – переходник; 12 – втулка спечивается при совмещении поверхностей толкателя *14* и крышки *13*, закрепленной на втулке *10*.

На рис. 6.1.3 представлены схема и общий вид блок-штампа, который устанавливается и закрепляется на пакете. Блокштамп предназначен для установки в него рабочих частей, обеспечивающих формообразование заготовок.

Ограждение 1 служит для защиты рабочего во время работы пресса. Индуктор 2 предназначен для нагрева штампа и поддержания заданной температуры (300-320 °С). Держатель 3 необходим для крепления пуансонов. Пуансон 4 проталкивает нагретую заготовку из контейнера 6 в матрицу 7, и происходит выдавливание профиля рабочей части и одновременное соединение частей заготовки. Обойма 5 и основание 9 предназначены для сборки и центрирования контейнера 6, матрицы 7 и втулки 8. В обойме 5 расположены каналы, по которым пропускают воду, если в процессе работы надо произвести охлаждение контейнера 6 и матрицы 7. Контейнер 6 удерживает нагретую заготовку перед выдавливанием. Матрица 7 предназначена для придания нагретой

заготовке профильной формы рабочей части инструмента. От ее конструкции, размеров и качества зависят форма и точность заготовки. Получение матриц со сложным профилем из высоколегированных сталей механической обработкой с последующей ручной доводкой рабочих поверхностей секций вставки (рис. $6.1.4, a, \delta$) – процесс трудоемкий и дорогостоящий.

Эффективность изготовления матриц и их стойкость определяют эффективность самого процесса изготовления биметаллической заготовки концевого режущего инструмента методом горячего выдавливания. Матрицы со сложным профилем гравюры, полученные методом пластической деформации с помощью мастер-пуансона (рис. 6.1.5), являются более качественными и стойкими при эксплуатации. В матрице за счет пластического перераспределения объема наружного металла формируется профиль рабочей части инструмента с зубьями и стружечными канавками и регламентированной толщиной наружного металла по рабочей части биметаллической заготовки. Втулка 8



Рис. 6.1.4. Секция матрицы для горячего выдавливания метчика M12: *а* – чертеж; *б* – заготовка секции матрицы из стали P6M5



Рис. 6.1.5. Мастер-пуансон для изготовления профиля матрицы. ×2

(рис. 6.1.3, *a*) играет роль компенсатора высоты, когда производится замена контейнера *6* и матрицы 7 при переходе на выдавливание инструмента другого размера или формы или их износе. Выталкиватель *10* и переходник *11* служат для выталкивания выдавленной заготовки из штампа под воздействием пневмоцилиндра.

Исходная биметаллическая заготовка после сборки деформируется в закрытой полости штампа, образованной матрицей, контейнером и пуансоном. На заготовку также действует усилие противодавления, создаваемое пневмоцилиндром и передаваемое заготовке через выталкиватель *10* и переходник *11*.

Устройство для выдавливания обеспечивает:

разогрев блок-штампа до температуры 300-350 °С;

горячее выдавливание поковки инструмента;

выталкивание поковки из штампа.

Перед началом процесса выдавливания устройство необходимо подготовить к работе. Для этого надо подключить его через распределитель *1* (рис. 6.1.1) к источникам питания 220 В, охлаждения водой и сжатого воздуха.

Штамповую оснастку необходимо разогреть до температуры 300–320 °C с помощью индуктора нагрева штампа; нагреть биметаллическую заготовку до температуры деформации 1050– 1100 °C; смазать контейнер и матрицу выбранной термоустойчивой смазкой для горячего деформирования; пинцетом установить разогретую заготовку в контейнер штампа; включить рабочий ход пресса; выдавить заготовку, вытолкнуть ее из матрицы, извлечь из штампа с помощью пинцета и далее отправить ее (вместе с партией других заготовок) на участки термообработки и механической обработки. Подробнее технологический процесс изготовления биметаллического инструмента будет представлен в следующем параграфе.

6.2. Разработка технологического процесса получения биметаллических заготовок метчиков

На основании проведенных аналитических и экспериментальных исследований, представленных в предыдущих главах, были разработаны конструкция биметаллической заготовки [14] и способ ее получения [28], а также разработана ресурсосберегающая и упрочняющая технология изготовления биметаллической заготовки горячим выдавливанием. Рабочая часть биметаллической заготовки выполняется из круга быстрорежущей стали Р6М5 Ø13 мм в виде цилиндра с глухим отверстием Ø 7,8 H7 мм для прессовой посадки, хвостовик – из круга конструкционной стали марки 40Х Ø13 мм, с цилиндрическим выступом Ø7,8 мм (рис. 6.2.1).

Изготовленные части собирают в прессе путем операции дорнирования (внедрения выступа хвостовика в глухое отверстие рабочей части). При этом происходит очистка соединяемых поверхностей от окислов, которая необходима для качественного соединения сталей. Затем собранную заготовку нагревают до



Рис. 6.2.1. Чертеж биметаллической заготовки метчика М12: *1* – рабочая часть; *2* – хвостовик

температуры 1050–1100 °С в индукторе со скоростью 40–60 градусов в секунду с контролем температуры и быстро устанавливают ее в контейнер штампа пинцетом.

Контейнер и матрицу смазывают хорошо зарекомендовавшей себя смазкой, состоящей из масла индустриального марки И-40А по ГОСТ 20799, битума строительного по ГОСТ 6617 или битума покровного ГОСТ 9548 и порошка графита марки ГС-1 ГОСТ 8295. Данная технологическая смазка обладает хорошей адгезией к металлическим поверхностям инструмента и обрабатываемого изделия, высокой несущей способностью и может использоваться при горячей пластической деформации металла, в частности биметаллической заготовки, состоящей из быстрорежущей стали Р6М5 и 40Х.

Далее биметаллическая заготовка выдавливается через профильную матрицу и выталкивается из нее с помощью выталкивателя. Операция выдавливания одновременно обеспечивает получение стружечных канавок и зубьев на рабочей части (рис. 6.2.2) и высокопрочное соединение частей биметаллической заготовки за счет схватывания металлов по всей контактной ступенчатой поверхности соединения, а также позволяет





б

Рис. 6.2.2. Биметаллическая заготовка метчика М12:
 a – после выдавливания.
 $\times 2;\, \delta$ – в разрезе. $\times 3$

206

уменьшить расход быстрорежущей стали на 30–70% (0,017 кг на одном метчике M12), так как рабочая часть исходной заготовки составляет 1/3 длины метчика и не уходит в стружку при получении профиля рабочей части.

Технологическая последовательность операций изготовления биметаллических метчиков горячим пластическим формообразованием в укрупненном виде:

1) изготовление рабочей части из стали Р6М5;

2) изготовление хвостовика из стали 40Х;

3) сборка дорнированием хвостовика и рабочей части в единую биметаллическую заготовку;

4) нагрев заготовки до температуры 1050–1100 °С в индукторе и прямое горячее выдавливание биметаллической заготовки через профильную матрицу;

5) проверка 2% заготовок на отсутствие трещин на заготовке, на соответствие исполнительных размеров;

6) отжиг выдавленной биметаллической заготовки;

7) центрирование с 2 сторон;

8) токарная обработка выдавленной биметаллической заготовки (снятие припусков с хвостовой и профильной частей инструмента, проточка заборного конуса);

9) термообработка (закалка, отпуск, очистка от соли);

10) шлифование центровочных отверстий;

11) заточка по передней поверхности;

12) полирование стружечных канавок;

13) шлифование (рабочей, хвостовой частей, резьбы);

14) маркировка.

Разработанная технология изготовления биметаллической заготовки метчика М12, улучшающая его прочностные характеристики, оформлена в комплект технологической документации ФТИ 01021.00072 и предложена для ознакомления ПРУП «Минский завод специального инструмента и технологической оснастки».

По новой технологии на опытном производстве в Физикотехническом институте изготовлена опытная партия (40 шт.) биметаллических заготовок метчиков M12 (рис. 6.2.3). На Минском заводе специального инструмента и технологической оснастки (ПРУП «МЗ СИ и ТО») на договорной основе по существующей на заводе технологии термической и механической обработки из полученных биметаллических заготовок изготовлены метчики М12х1,25 ФТИ 5.001–1630 (рис. 6.2.4).

Проведены испытания полученных метчиков на работоспособность и среднюю наработку до отказа и 95%-ную безотказную наработку по требованиям ГОСТ 3449–84 на ОАО «Минский автомобильный завод» (ОАО «МАЗ») и ОАО «Барановичский завод автоматических линий» (ОАО «БЗАЛ»).

Результаты испытаний подтвердили повышенную прочность биметаллических метчиков М12: их стойкость и средняя наработка до отказа и 95%-ная безотказная наработка в среднем на 13% превышают нормы для стандартных метчиков М12х1,25 из стали P6M5.

Технологическим отделом ПРУП «МЗ СИ и ТО» проведена оценка возможности использования биметаллических заготовок метчиков и новой ресурсосберегающей технологии их изготовления, которая позволяет получить:

рабочую часть инструмента, по форме и размеру максимально приближенную к готовому инструменту (минимальные припуски на механическую обработку);



Рис. 6.2.3. Опытная партия биметаллических заготовок метчиков М12, полученных горячим пластическим формообразованием



Рис. 6.2.4. Опытная партия биметаллических метчиков M12x1,25 ФТИ 5.001–1630

высокопрочное соединение хвостовой части концевого режущего инструмента из стали марки 40Х с рабочей частью из быстрорежущей стали P6M5;

улучшение структуры сталей за счет измельчения зерен и образования текстуры;

увеличение стойкости инструмента на 13%;

снижение расхода быстрорежущей стали до 70%.

По традиционной технологии изготовление сварных метчи-ков состоит из следующих операций:

1) токарная;

2) сварка трением;

3) отжиг;

4) удаление грата;

5) рихтование;

6) центрование с 2 сторон;

7) токарная;

8) фрезерование стружечных канавок;

9) фрезерование квадрата;

10) термообработка (закалка, отпуск, очистка от соли);

11) шлифование центра;

12) заточка по передней поверхности;

13) полирование стружечных канавок;

14) шлифование (рабочей, хвостовой частей, резьбы);

15) маркировка.

Сравнение операций традиционной и новой технологий изготовления метчиков, приведенных выше, показывает, что предлагаемая технология в части получения заготовки исключает операции сварки, удаления грата, рихтования и фрезерования стружечных канавок метчика, но включает новые операции сборки дорнированием и горячего выдавливания. Для упрощения расчета себестоимости можно считать, что (это подтверждает и практика) трудоемкости операций фрезерования канавок на многопозиционных станках-автоматах и горячего выдавливания заготовок примерно равны. Таким образом, определено, что новая технология имеет преимущество перед технологией сварки трением в части исключения трудозатрат на операции соединения хвостовой и режущей частей инструмента. Поскольку коэффициент использования быстрорежущей стали P6M5 по предлагаемому способу равняется 0,75, экономический эффект от внедрения в производство предлагаемого способа получается за счет экономии расхода быстрорежущей стали. Расчет показывает, что для метчика M12 экономия стали P6M5 составляет 0,017 кг, а с увеличением диаметра метчика эта экономия будет возрастать.

6.3. Практические результаты исследований процесса получения биметаллических заготовок метчиков пластическим формообразованием

Изготавливать концевой режущий инструмент больших размеров (диаметром свыше 10 мм) цельным из высоколегированного инструментального материала не только экономически нецелесообразно, но и неправильно, поскольку к корпусу инструмента предъявляются требования, отличающиеся от требований, предъявляемых к режущей части.

На производстве требования ТНПА по производству концевого режущего инструмента выполняются по давно используемым традиционным технологиям, таким, как сварка трением, пайка. Однако данные технологии в силу своих особенностей, рассмотренных ранее, не обеспечивают получение инструмента с высокой прочностью, работоспособностью и износостойкостью, что приводит к их преждевременному износу, поломке и, соответственно, большому расходу высоколегированных сталей, закупаемых за рубежом за валютные средства.

Непрерывное повышение требований к качеству резьбовых соединений и росту производительности операций резьбообработки выдвигает необходимость внедрения новых, более совершенных и производительных методов резьбообразования и конструкций резьбообразующего инструмента. Машинные метчики являются наиболее распространенным инструментом для нарезания резьбы в сквозных и глухих отверстиях малого диаметра (менее 30 мм) в условиях серийного и массового производства.

Поскольку резьбонарезание является одной из последних операций при обработке деталей, надежность работы резьбонарезного инструмента напрямую связана с экономическими по-

казателями предприятия в целом. Это объясняется тем, что поломка метчика в отверстии приводит к появлению неисправимого брака, поскольку выжигание метчиков и восстановление деталей – очень дорогостоящие операции, затраты на которые соизмеримы с затратами изготовления деталей до операции нарезания резьбы. Поэтому повышение надежности обработки внутренней резьбы метчиками является актуальной задачей.

Разработанная технология получения биметаллической заготовки концевого режущего инструмента (метчика) прямым горячим выдавливанием с формообразованием профильной рабочей части позволяет изготовлять биметаллические заготовки метчика с минимальными припусками под механическую обработку, одновременно получать профиль рабочей части и прочно соединять рабочую часть и хвостовик заготовки, что экономит быстрорежущую сталь до 70% на одно изделие, так как последняя используется только для режущей части метчика и не расходуется на стружку при образовании стружечных канавок на рабочей части инструмента. Эта технология также позволяет избежать появления в инструменте дефектов, связанных со сваркой (раковины, непровар, поджог и пережог металла, кольцевые трещины и свищи), и обеспечивает улучшение механических свойств, что повышает его эксплуатационные характеристики прочность, работоспособность и износостойкость.

Партия биметаллических метчиков M12x1,25.2 ФТИ 5.001– 1630 прошла опытно-промышленные испытания на OAO «MA3». Метчики показали более высокие эксплуатационные характеристики, чем традиционно применяемые в производстве: их работоспособность в среднем на 13% превышает нормы для стандартных метчиков M12x1,25 из стали P6M5, что позволяет рекомендовать такие метчики для широкого использования на металлообрабатывающих предприятиях республики. Биметаллические метчики были использованы для нарезания метрической резьбы с шагом 1,25 в отверстиях деталей из стали 45 на ОАО «БЗАЛ». Разработанная ресурсосберегающая упрочняющая технология изготовления биметаллических заготовок предложена для использования на ПРУП «МЗ СИ и ТО».

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ВЫСОКОЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ ВОЗДЕЙСТВИЙ НА ПРОЧНОСТНЫЕ СВОЙСТВА СТАЛЬНЫХ ИЗДЕЛИЙ

7.1. Исследование влияния ультразвукового воздействия на прочностные свойства стальных изделий

Исследования, проведенные в последние годы в ряде стран мира, показали большие преимущества метода пластической деформации с применением колебаний ультразвуковой частоты с точки зрения снижения усилия деформирования, повышения производительности оборудования, обработки высокопрочных материалов, улучшения качества поверхности изделий и др. Положительные эффекты, наблюдаемые при пластической деформации металлов и сплавов с наложением ультразвуковых колебаний, даже при выполнении одной и той же технологической операции проявляются в различной степени в зависимости от типа колебаний, способа их подведения в зону обработки и месторасположения очага деформации в колебательной системе. Поэтому разработка технологических процессов обработки металлов давлением с применением ультразвука, достижение их максимальной экономичности и эффективности требуют создания новых акустических систем, глубокого проникновения в физическую сущность процесса, понимания его механизма и решения ряда других вопросов. Прежде чем ответить на поставленные вопросы, необходимо хорошо представлять, что такое ультразвуковые колебания и волны, какими они обладают свойствами и каким законам подчиняются.

7.1.1. Анализ различных ультразвуковых колебательных систем, применяемых для обработки металлов давлением

Установки для обработки металлов давлением с наложением ультразвуковых колебаний независимо от типа выполняемых операций состоят из следующих основных узлов: генератора 212

электрических колебаний; машины для осуществления процесса деформирования (пресс, испытательная машина, прокатный стан и т. д.); ультразвуковой колебательной системы. Ультразвуковые генераторы и машины для деформирования в установке используются, как правило, стандартные или же несколько модернизированные с учетом специфики выполняемой технологической операции. Основой установки является колебательная система, которая в общем случае состоит из одного или нескольких преобразователей электрических колебаний в упругие; волноводной системы для трансформации, преобразования и усиления колебаний; заготовок и рабочего инструмента, соединенных в один технологический узел. Преобразователи колебаний в установках используют как стандартные, так и специального исполнения. В некоторых случаях элементы колебательной системы могут быть совмещены. Так, например, рабочий инструмент может служить звеном для трансформации и усиления колебаний. В целом все элементы колебательной системы должны быть строго увязаны по акустическим, механическим и конструктивным параметрам и взаимодействовать с вполне определенным назначением и характеристикой.

Обычно в обработке металлов давлением, так же как и в других областях технического применения ультразвука, используют стоячие волны. Такие волны позволяют получить оптимальные условия работы ультразвуковой аппаратуры, увеличить коэффициент полезного действия установок, сконцентрировать ультразвуковую энергию, упростить конструктивное оформление и изоляцию колебательной системы, а также получить целый ряд дополнительных технологических преимуществ. Для возбуждения стоячей ультразвуковой волны в колебательной системе необходимо, чтобы отдельные ее элементы или вся система в целом имела резонансные размеры для заданного типа колебаний, возбуждаемых с определенной частотой. Колебательные системы, как правило, конструируются таким образом, чтобы в них возбуждались колебания одного типа, так как в противном случае возникают трудности в создании резонансного режима ее работы и акустической изоляции. Для этого геометрия отдельных элементов системы, соотношение их размеров между собой и длиной волны должны находиться в определенных границах. Анализ, расчет и построение колебательной системы по существу сводятся к определению ее колебательного режима, характеризующего состояние всех точек данной системы в процессе выполнения технологической операции.

Колебательная система называется замкнутой, если она изолирована и при работе в целом во всех ее звеньях возбуждается стоячая ультразвуковая волна. Если резонансный режим работы обеспечивается только в части технологического узла, то такая колебательная система называется разомкнутой. С точки зрения универсальности колебательной системы, т. е. возможности ее применения для выполнения различных технологических операций, упрощения ее конструкции, повышения коэффициента использования акустической энергии, создания условий для ее стабильной работы и по ряду других признаков, более целесообразным является возбуждение ультразвуковых колебаний в очаге деформации через обрабатывающий инструмент. Это не означает, что для обработки металлов давлением не могут быть применены колебательные системы, в которых акустическая энергия передается от преобразователя в зону деформации через деформируемый металл (заготовку). Однако в этом случае всегда необходимо иметь в виду следующее: когда масса заготовки меньше массы инструмента, зона деформации будет местом жесткого закрепления волновода (в данном случае заготовки), и поэтому в этом месте в заготовке возникают знакопеременные напряжения от ультразвуковых колебаний. Величина их будет максимальной у входа в очаг деформации и резко снижаться по его длине в направлении распространения колебаний вследствие присоединения к колебательной системе значительной массы в виде деформирующего инструмента, т. е. знакопеременные напряжения в заготовке будут действовать до очага деформации и практически отсутствовать в нем. Поэтому введение колебаний через деформируемый металл целесообразно и эффективно при значительной массе заготовки по сравнению с инструментом, а также в тех случаях, когда место контакта инструмента и заготовки не обладает достаточной жесткостью, например при гибке. Однако если гибку производить в штампе, то в конце процесса в момент подчеканки заготовки происходит жесткое ее скрепление с инструментом и сохранение резонансного режима колебательной системы в этих условиях затруднено. В дальнейшем ограничимся рассмотрением колебательных систем, в которых возбуждение колебаний в зоне деформации осуществляется через инструмент. Такого рода колебательные системы можно классифицировать по **акустическим и технологическим** свойствам.

По первому признаку колебательные системы подразделяются в зависимости от места расположения очага деформации и типа колебаний инструмента. При работе колебательной системы в режиме стоячей волны имеются два характерных сечения: пучность колебаний (узел напряжений) и пучность напряжений (узел колебаний). Эти два сечения и определяют место расположения очага деформации. Основными типами колебаний инструмента могут быть *продольные, радиальные, крутильные, поперечные* и реже – *изгибные*.

С технологической точки зрения колебательные системы подразделяются в зависимости от того, для выполнения каких операций они предназначены. Такое деление необходимо по той причине, что при применении колебаний одного и того же типа в зависимости от вида выполняемой операции механизм воздействия ультразвука на обрабатываемый металл, а следовательно, и эффект от воздействия ультразвука будут различными. Известно, что в основу классификации технологических процессов обработки металлов давлением с точки зрения напряженно-деформированного состояния положены механические схемы деформации [113-115]. При сочетании схем главных напряжений со схемами главных деформаций получаем 23 механические схемы деформации, которые охватывают все разнообразие технологических процессов обработки металлов давлением. В зависимости от места расположения очага деформации и типа ультразвуковых колебаний в различной степени изменяются схема напряженного состояния и кинематика течения металла.

Поэтому действие ультразвука на деформируемый металл будет отличаться при различных механических схемах деформации.

Выбор той или иной колебательной системы для обработки металлов давлением должен быть направлен на достижение максимального эффекта от воздействия ультразвука по таким параметрам, как снижение усилия деформирования, увеличение обжатия за проход, улучшение качества изделий, их поверхности и т. д.

Рассмотрим некоторые варианты введения ультразвуковых колебаний в очаг деформации через инструмент независимо от типа выполняемой операции. Как известно, основными инструментами для процессов обработки металлов давлением, исключая прокатку и волочение, а также подобные им операции, являются пуансон (штемпель, верхний боек) и матрица (контейнер, нижний боек). Поэтому ультразвуковые колебания можно возбуждать раздельно в пуансоне, матрице или обоих инструментах одновременно. Следует помнить, что способ подведения колебаний в большинстве случаев определяет оформление не только инструмента, но и очага деформации.

Ввиду разнообразия способов введения колебаний в очаг деформации остановимся на наиболее типичных схемах, которые позволяют получить тот или иной тип смещения или знакопеременных напряжений в очаге деформации. Как правило, в очаге деформации практически невозможно получить только смещения или знакопеременные напряжения, так как пучности смещений и напряжений являются сечениями, в то время как очаг деформации имеет протяженность в трех измерениях. Кроме того, деформация в зоне пучности колебаний вследствие смещений инструмента и наличия сил контактного трения во многих случаях приводит к появлению знакопеременных напряжений, чаще всего сдвигающих.

Обычно колебательные процессы в механических системах происходят по гармоническому закону. При этом периодические колебания инструмента могут вызвать в заготовке периодические или апериодические вынужденные колебания. Последний тип колебаний имеет место в том случае, когда контакт вибри-
рующего инструмента с заготовкой является дискретным. В такой колебательной системе очаг деформации, как правило, расположен в пучности колебаний. Деформация заготовки в этом случае подобна ротационной обработке и осуществляется за счет периодических ударов, которые наносит по ней конец резонансного инструмента. Периодические гармонические колебания в заготовке возникают только при наличии акустического контакта между ней и вибрирующим обрабатывающим инструментом, т. е. когда заготовка становится частью акустической системы.

Продольные ультразвуковые колебания в очаге деформации можно получить путем применения разомкнутой и замкнутой колебательных систем. Разомкнутая колебательная система получается в том случае, если один из инструментов выполнен без учета требований резонанса, т. е. форма и размеры его выбраны произвольно. Деформация заготовок производится за счет периодических ударов колеблющегося инструмента. Максимальное значение возникающей при этом динамической силы зависит от приложенной статической нагрузки и амплитуды колебаний и равно примерно

$$\sigma_g = 1,5\sigma_c \frac{T}{t},\tag{7.1.1}$$

где σ_c – статическое напряжение; *t* – время контакта инструмента с заготовкой.

Разновидностью такого способа деформации являются колебательные системы, в которых колеблющийся волновод наносит периодические удары по инструменту, не скрепленному с колеблющимся звеном. Установка с такой колебательной системой отличается универсальностью, так как переход от выполнения одной операции к другой требует минимальных затрат времени. Следует только предусмотреть, чтобы масса незакрепленного инструмента, по которому наносит удары резонансный волновод, была значительно меньше массы последнего. Варианты исполнения таких колебательных систем могут быть самыми различными (рис. 7.1.1, *a*, *б*, *в*). На рис. 7.1.1, *б* схематично показана



Рис. 7.1.1. Разомкнутые колебательные системы для выполнения операций осадки (*a*), вырубки-пробивки (*б*) и вытяжки (*в*): *1* – преобразователь колебаний; *2* – волновод-пуансон; *3* – матрица; *4* – заготовка; *5* – эпюра смещений

конструкция колебательной системы для вырубки-пробивки листового материала. Так как масса пуансона, как правило, при вырубке-пробивке меньше массы матрицы, в показанной на рисунке схеме волновод наносит удары по пуансону. Такая схема, очевидно, будет наиболее эффективной при пробивке отверстий малого диаметра. При выполнении других операций вырубкипробивки более эффективной может оказаться колебательная система с незакрепленной матрицей, по которой наносит удары торец резонансного волновода. Процесс вытяжки, особенно тонколистового металла, можно производить с незакрепленным пуансоном (рис. 7.1.2).

Применение «плавающей» матрицы или пуансона возможно также при прессовании, осадке, гибке, отбортовке, чеканке и других процессах обработки металлов давлением. Конструктивная схема колебательной системы при выполнении указанных операций аналогична показанным на рис. 7.1.2.

Основным недостатком разомкнутых колебательных систем является ограниченное статическое усилие, которым можно их нагружать. Обусловлен этот недостаток тем, что при периодических ударах в резонансной части колебательной системы, так же



Рис. 7.1.2. Колебательные системы с незакрепленным инструментом для вырубки-пробивки (*a*) и вытяжки (*б*): *1* – преобразователь колебаний; *2* – волновод; *3* – пуансон; *4* – матрица; *5* – заготовка; *6* – эпюра смещений

как и в заготовке, распространяются несинусоидальные колебания, которые, интерферируя с основными, усложняют картину их распространения. Это приводит к ослаблению основных колебаний и полному их затуханию при достижении некоторого статического усилия. Кроме того, по мере увеличения статической нагрузки и улучшения акустической связи между резонансной и пассивной частями колебательной системы частота ее собственных колебаний будет изменяться, так как происходит присоединение нагрузки к резонансной части системы и увеличение ее длины. При определенных усилиях присоединенная нагрузка в виде массы испытательной машины или пресса приводит к полному демпфированию колебаний.

Поэтому разомкнутую колебательную систему следует применять для обработки давлением пластичных материалов, обладающих низким сопротивлением деформации. При деформации относительно прочных материалов эффект от применения такой ультразвуковой колебательной системы может быть достигнут путем уменьшения размеров очага деформации или увеличения колеблющейся массы (увеличения размеров элементов резонансной части колебательной системы). В то же время большим достоинством такой схемы является то, что пластическая деформация осуществляется при малых статических нагрузках в основном за счет ультразвуковой энергии. Такая колебательная система будет очень эффективной при горячей пластической деформации.

Разомкнутую акустическую систему можно создать и в том случае, если верхний и нижний инструменты будут совершать синфазные по отношению к очагу деформации колебания (рис. 7.1.3).

С увеличением статического усилия при деформации по такой схеме вследствие интерференции проходящих в каждый ин-



Рис. 7.1.3. Разомкнутая колебательная система с синфазными колебаниями инструмента: 1 – преобразователи колебаний; 2 – бойки-волноводы; 3 – заготовка; 4 – эпюры смещений

струмент через заготовку сдвинутых по фазе на полпериода колебаний от другого источника с основными колебаниями происходит их ослабление и на некоторой стадии полное затухание. Для создания такой колебательной системы необходимо, чтобы ее длина между торцами преобразователей ультразвуковых колебаний была равна четному числу полуволн.

Замкнутые колебательные системы с расположением очага деформации в пучности колебаний в начальный момент деформации при малых статических нагрузках работают так же, как и разомкнутые. Вследствие интерференции периодических импульсов, возникающих при ударе с основными, картина распространения их усложняется, в результате чего происходит некоторое затухание основных колебаний. Однако при достижении усилия, обеспечивающего акустический контакт резонансных волноводов и инструментов через заготовку, образуется резонансная акустическая система и амплитуда колебаний инструмента повышается практически до первоначального значения. Такие колебательные системы для обработки металлов давлением, основанные на присоединении к резонансной колебательной системе через заготовку путем создания статического усилия дополнительной нагрузки резонансных размеров, были предложены в работах [116, 117]. Конструктивно колебательные системы в зависимости от вида выполняемой операции могут быть оформлены с возбуждением колебаний через пуансон (рис. 7.1.4, *a*), матрицу (рис. 7.1.4, *б*) или оба инструмента одновременно (рис. 7.1.4, *в*). В первых двух случаях колебательные системы работают с отражателями, представляющими собой стержни резонансной длины, на которых закреплен инструмент. При работе с двумя преобразователями (рис. 7.1.4, *в*), совершающими синфазные колебания, для создания резонансной акустической



Рис. 7.1.4. Замкнутые резонансные колебательные системы с расположением очага деформации в пучности смещений: *а* – колебания совершает пуансон; *б* – колебания совершает матрица; *в* – колебания совершают оба инструмента; *l* – преобразователь колебаний; *2* – волновод; *3* – пуансон; *4* – матрица; *5* – заготовка; *6* – отражатель; *7* – эпюра смещений

системы необходимо, чтобы общая длина волноводной системы между торцами преобразователей, включая и заготовку, была равна нечетному числу длин полуволн. Достоинством замкнутых колебательных систем является возможность использования их при больших статических нагрузках, не превышающих, однако, предела упругости составляющих ее звеньев.

В замкнутой колебательной системе очаг деформации может быть расположен также в пучности напряжений. В этом случае длина элементов колебательной системы до и после очага деформации должна быть кратной нечетному числу четвертей длины волны, т. е. в отдельности части колебательной системы, примыкающие к очагу деформации, являются нерезонансными. Под действием приложенного статического усилия происходит сочленение нерезонансных в отдельности частей через обрабатываемый металл в резонансную колебательную систему, так как общая ее длина после сочленения становится равной целому числу длин полуволн. Пример такой ко-



Рис. 7.1.5. Замкнутые (*a*, *б*, *в*) и разомкнутые (*г*) колебательные системы с расположением очага деформации в пучности напряжений: *1* – преобразователь колебаний; *2* – волновод; *3* – пуансон; *4* – матрица; *5* – заготовка; *6* – эпюра смещений

лебательной системы для выполнения разделительных операций показан на рис. 7.1.5, *a* [118].

Аналогичные устройства для прессования металла в пучности напряжений с возбуждением ультразвуковых колебаний в контейнере и пуансоне описаны в работах [119–123]. По аналогии с резонансными колебательными системами, в которых очаг деформации расположен в пучности смещений продольной стоящей ультразвуковой волны, системы с очагом деформаций в пучности напряжений могут работать с введением колебаний в каждый инструмент (пуансон и матрицу) в отдельности или к обоим инструментам одновременно. В последнем случае длина элементов колебательной системы между торцами преобразователей должна быть равна нечетному числу полуволн при условии, что в обоих преобразователях возбуждаются синфазные колебания, т. е. они работают от одного ультразвукового генератора. При раздельном возбуждении колебаний в пуансоне или матрице в колебательной системе применяют отражатель стержневого типа длиной, равной нечетному числу четвертей волны.

Стоячая волна в описанных выше колебательных системах может быть возбуждена только при сочленении ее элементов в одну резонансную систему, т. е. только при действии статической нагрузки. Значит, такие системы необходимо настраивать в резонансный режим в процессе деформации заготовки. В момент холостого хода, т. е. при размыкании колебательной системы, резонансный режим ее работы будет нарушаться. Поэтому режим работы ультразвуковой аппаратуры при применении таких колебательных систем получается тяжелым.

Этого недостатка лишена колебательная система, представленная на рис. 7.1.5, δ , ϵ которой колебания возбуждаются в волноводе полуволновой длины и очаг деформации расположен в зоне максимальных напряжений. В момент холостого хода такая система будет работать в резонансном режиме. Присоединение к ней в узле колебаний нагрузки в виде пуансона незначительно сказывается на изменении ее резонансных свойств. Матрица в такой колебательной системе может быть незакрепленной («плавающей»). Это позволяет в большей степени использовать энергию ультразвука. Еще большей эффективности от воздействия ультразвука можно достичь, если резонансный волновод, в котором возбуждаются колебания, сделать разъемным в пучности напряжений, а матрицу закрепить в верхней части в месте плоскости разъема, как показано на рис. 7.1.5, *в*. В этом случае напряжения в очаге деформации должны уравновешивать напряжения от ультразвуковых колебаний, действующих в плоскости разъема, но так как колебательная система замкнута и изолирована, то усилия от этих напряжений не будут передаваться на детали штампа и деформирующей машины.

Колебательная система с расположением очага деформации в пучности напряжений может быть также и разомкнутой (рис. 7.1.5, г). В этом случае ее можно рассматривать как волноводную систему с жестко закрепленным концом. В месте закрепления, т. е. в очаге деформации, в такой системе вследствие возникновения в ней стоячей волны возникает пучность напряжений и минимум колебательной скорости. Такое распределение напряжений и колебательной скорости наблюдается в том случае, если в колебательной системе нет необратимых потерь энергии, т. е. если имеет место полное отражение колебаний от места закрепления (система нагружена реактивным сопротивлением). Если же место закрепления является нагрузкой, поглощающей акустическую энергию (активным сопротивлением), то происходит частичный перенос энергии от источника колебаний к нагрузке. Другая часть энергии отражается и возвращается к источнику колебаний. При этом в системе наряду со стоячей возникает бегущая волна. Если активное сопротивление нагрузки равно волновому сопротивлению колебательной системы, то в ней возникает только бегущая волна. Так как в общем случае реальная нагрузка на колебательную систему представляет собой совокупность активного и реактивного сопротивлений различной степени сложности, структуры и характера, то тип упругих волн, распространяющихся в колебательной системе, будет определяться условиями отражения на конце системы, т. е. в очаге деформации. Поглощенной энергии в очаге деформации будет соответствовать бегущая волна, а отраженной – стоячая. Совокупность их дает результирующий колебательный процесс в системе.

Приведенные замечания касаются не только колебательной системы с закрепленным концом (рис. 7.1.5, г). Во всех колебательных системах для обработки металлов давлением очаг деформации представляет собой нагрузку на колебательную систему, причем сопротивление этой нагрузки непрерывно изменяется в процессе деформации при изменении конфигурации и размеров заготовки. Изменяется также соотношение между составляющими активного и реактивного сопротивлений нагрузки. Поглощение энергии нагрузкой наряду с потерями в элементах колебательной системы приводит к появлению в ней бегущих волн, которые, складываясь со стоячими, нарушают резонансный режим колебательной системы. Таким образом, условия отражения и поглощения в значительной степени характеризуют колебательный режим работы системы. Режим работы колебательной системы может быть определен коэффициентом бегущей волны [123]:

$$k_{\sigma} = \frac{\sigma_{\min}}{\sigma_{\max}} = \frac{a_{\min}}{a_{\max}},$$
(7.1.2)

где σ_{\max} , σ_{\min} – амплитуды напряжений в узле и пучности смещений при работе колебательной системы с нагрузкой; a_{\min} , a_{\max} – амплитуды смещений в узле и пучности колебаний.

Положение сечений, соответствующих пучности и узлу смещений, определяют при работе колебательной системы без нагрузок расчетным или экспериментальным путем. Чем меньше значение k_{σ} , тем в большей степени в колебательной системе наблюдается режим стоячей волны.

Для уменьшения активного сопротивления колебательной системы необходимо, чтобы концы ее были свободными и соответствовали пучностям смещений. Такая система изолирована, и активная составляющая сопротивления определяется лишь потерями в самой системе.

В продольных колебательных системах, в которых направление распространения колебаний перпендикулярно действующему усилию, очаг деформации можно располагать в пучности или в узле смещений стоячей ультразвуковой волны (рис. 7.1.6).

Для обработки металлов давлением могут быть применены также системы с радиальными колебаниями инструмента, созданные на базе преобразователей радиальных колебаний или же при использовании акустических устройств, служащих для преобразования продольных или другого типа колебаний в радиальные.

В связи с отсутствием в настоящее время мощных и эффективных преобразователей радиальных колебаний второй путь является наиболее перспективным. Кольцевые магнитострикционные преобразователи мало пригодны для целей обработки металлов давлением, так как при помещении внутрь их инструмента нарушается резонансный режим работы, в результате чего колебания инструмента будут незначительными или отсутствовать вообще. Кроме того, возникают большие трудности в создании устройства с таким преобразователем, чтобы оно выдерживало большие статические нагрузки, его акустической изоляции от оборудования, монтаже, смене инструмента и т. д.



Рис. 7.1.6. Колебательные системы с расположением очага деформации в пучности (*a*) и узле (б) продольных смещений, перпендикулярных действующему усилию: 1 – преобразователь колебаний; 2 – волновод-матрица; 3 – пуансон; 4 – заготовка; 5 – эпюра смещений

7.2. Разработка основных требований к ультразвуковым колебательным системам

Колебательная система для обработки металлов давлением должна удовлетворять целому ряду акустических и технологических требований. Последние зависят от типа выполняемых технологических операций и относятся в основном к инструменту: точности его изготовления, чистоте поверхности, выбору материала для его изготовления и термообработке, прочности, жесткости, износоустойчивости и т. д. Эти требования обстоятельно изложены в многочисленной справочной литературе [124, 125], касающейся технологической и инструментальной подготовки соответствующих процессов обработки металлов давлением, и поэтому мы на них останавливаться не будем. Акустические требования обусловлены необходимостью создания в системе заданного колебательного режима при передаче энергии от преобразователя в очаг деформации. Эти требования, обеспечивающие эффективную работу волноводно-излучающей системы в различных технологических процессах, обстоятельно изложены в работах И. И. Теумина [113, 125]. Применительно к колебательным системам для обработки металлов давлением они могут быть сформулированы следующим образом:

1) максимальный отбор акустической энергии от преобразователя колебаний;

2) минимальные потери энергии в звеньях самой колебательной системы;

 минимальные потери энергии в пассивных элементах конструкции штампа для выполнения технологических операций;

4) наибольшая концентрация акустической энергии непосредственно в очаге деформации;

5) устойчивость резонансного режима колебательной системы при изменении в широких пределах действующей на нее статической нагрузки;

6) равномерность излучения по всей площади очага деформации;

7) стабильность работы колебательной системы во времени при длительной эксплуатации;

8) конструктивная и технологическая простота звеньев и всей колебательной системы в целом.

Максимальный отбор акустической энергии от преобразователя возможен в том случае, когда колебательная система работает в резонансном режиме. Для этого собственная частота элементов и всей колебательной системы должна совпадать с частотой возбуждаемых колебаний. Нарушение резонансного режима системы в процессе работы происходит вследствие изменения активного сопротивления нагрузки в результате изменения конфигурации и размеров заготовки, а также изменения длины, а следовательно, и собственной частоты всей колебательной системы.

Последнее обстоятельство вызвано тем, что пластическая деформация при ковке и штамповке осуществляется в результате внедрения инструмента в обрабатываемый металл, а также взаимного перемещения одного инструмента в другом в направлении действующего усилия. В результате длина колебательной системы изменяется.

Восстановление резонансного режима колебательной системы возможно изменением возбуждающей частоты, т. е. подстройкой ультразвукового генератора, а также подстройкой волноводной системы. Метод автоматической настройки ультразвукового генератора на резонансную частоту с использованием акустической и трансформаторной обратной связи широко известен и реализован в некоторых генераторах, например УЗГ-10У. При таком способе восстановления резонансного режима следует только иметь в виду, что при изменении рабочей частоты генератора нарушается резонансный режим работы преобразователя и отдельных звеньев волноводной системы. Вследствие этого положение узловых плоскостей смещается и при наличии закрепления колебательной системы в узлах смещений в последних возникают потери. В итоге, несмотря на то что резонансный режим колебательной системы в целом восстанавливается, эффективность ее работы по сравнению с первоначальным состоянием ухудшается.

Подстройка волноводной системы в резонансный режим может осуществляться также путем изменения ее реактивной на-

грузки, выполненной в виде сосредоточенной массы и упругости, причем последняя может плавно изменяться. Устройства для реализации такого способа отличаются сложностью [125] и не могут быть рекомендованы для применения в колебательных системах для обработки металлов давлением, изменение резонансной частоты которых в процессе выполнения технологических операций может происходить в широких пределах.

Более перспективным с точки зрения поддержания резонансного режима является применение для пластической деформации колебательных систем, реактивная составляющая входного сопротивления которых мало изменяется при выполнении процесса деформации. К таким колебательным системам относятся системы, в которых используются большие колеблющиеся массы, длина волноводной системы не изменяется, а также системы, длина которых равна большому количеству полуволн. Последние системы нуждаются в некоторой подстройке, однако в значительно меньшей степени, чем системы небольшой длины, равной двум-трем полуволнам.

Потери энергии в звеньях колебательной системы зависят от материала, из которого они изготовлены, а также от особенностей и качества конструкции колебательной системы и отдельных ее элементов. Внутренние потери энергии в материале вызваны различными механизмами, которые объединены понятием «внутреннее трение», мерой которого является логарифмический декремент затухания. Потери на внутреннее трение обусловлены поглощением части акустической энергии и превращением ее в тепловую в процессе циклического нагружения материала в упругой области.

Поглощение зависит не только от рода материала, но и от частоты колебаний. Отечественными исследованиями установлено [126–130], что материал, предназначенный для изготовления элементов волноводно-излучающей системы, должен обладать хорошими упругими свойствами, низким декрементом затухания и высокой усталостной прочностью. В высокоуглеродистых и легированных сталях потери акустической энергии на внутреннее трение значительно ниже, чем в малоуглеродистых; коэффициент потерь при этом является структурно-чувствительной характеристикой материала и возрастает с увеличением амплитуды напряжений от ультразвуковых колебаний. Термическая обработка позволяет значительно снизить его величину. Сравнивая требования, предъявляемые к инструменту для обработки металлов давлением и волноводным системам, видим, что они не противоречат друг другу. Для изготовления волноводов и инструмента могут быть использованы углеродистые и легированные инструментальные стали, а также конструкционные среднеуглеродистые легированные стали. Усталостную прочность и твердость поверхности волноводов можно повысить химико-термической обработкой, поверхностной закалкой, а также поверхностной пластической деформацией.

Потери акустической энергии в колебательных системах могут быть обусловлены также нерациональной конструкцией отдельных ее звеньев, некачественным их выполнением и другими причинами. Для их уменьшения большое внимание при конструировании, изготовлении и эксплуатации колебательных систем должно быть уделено местам соединения отдельных звеньев друг с другом. Эти соединения должны обеспечивать хороший и надежный акустический контакт, а также жесткую связь между отдельными звеньями. Достигается это пайкой элементов друг с другом, применением прессовой посадки при создании неразъемных колебательных систем и применением резьбовых соединений при создании разъемных колебательных систем. Места соединений должны быть тщательно пригнаны друг к другу, например, путем шлифовки и последующей притирки. Перед сборкой с применением резьбового соединения сопрягаемые места должны быть смазаны тонким слоем смазки.

Потери энергии в пассивных элементах конструкции штампа зависят от выбора способа акустической изоляции (развязки) колебательной системы, т. е. от способа ее крепления к штампу или машине для осуществления деформации. Крепление должно обеспечивать достаточную жесткость колебательной системы (для достижения требуемой точности обработки) и, кроме того, минимум потерь акустической энергии. Опоры могут быть активные, входящие в состав колебательной системы, и пассивные, колебания в которых отсутствуют. Примером активной опоры может служить четвертьволновой изолятор (рис. 7.2.1, *a*) [123]. Вследствие больших статических нагрузок в колебательных системах для обработки металлов давлением используют, как правило, пассивные опоры. Местами расположения пассивных опор являются узлы смещений (рис. 7.2.1, δ).

Узловые соединения могли бы обеспечить полностью акустическую изоляцию колебательной системы, если бы в ней возбуждалась чисто стоячая волна, при которой в узловой плоскости смещения отсутствуют. Однако процесс деформации неизбежно связан с активными потерями акустической энергии, а следовательно, и с потоком энергии. Значит, в волноводной системе возникает бегущая волна и в узловых плоскостях колебательной системы амплитуда смещений оказывается отличной от нуля. В результате этого присоединение пассивных элементов опор в узловой плоскости вызывает некоторое рассеяние колебательной энергии и нарушение режима работы системы. Кроме того, как уже было указано выше, изменение входного сопротивления нагрузки и резонансной частоты колебательной системы приводит к изменению положения узловых плоскостей, что также приводит к потерям акустической энергии и уменьшению амплитуды колебаний в системе. Таким образом, можно сделать вывод, что применение пассивных опор в колебательных системах, входное сопротивление и резонансная частота которых изменяются в процессе работы, неизбежно приводит к необратимым потерям акустической энергии. Для уменьшения этих по-



Рис. 7.2.1. Активные (а) и пассивные (б, в) опоры колебательных систем

терь фланцы, расположенные в узлах колебаний системы, необходимо крепить к штампу или узлам деформирующей машины через промежуточные элементы (прокладки), изготовленные из материала, волновое сопротивление которого резко отличается от волнового сопротивления материала волновода или инструмента. Такими материалами могут быть картон, текстолит, стеклотекстолит, паронит, различные термореактивные пластмассы и другие неметаллические материалы. Важной проблемой при проектировании колебательных систем для обработки металлов давлением является создание опор, способных выдерживать значительные нагрузки (от десятков до сотен тонн). Увеличение толщины фланца для крепления приводит к росту потерь акустической энергии в опоре, в результате чего трудно поддерживать резонансный режим работы колебательной системы. Поэтому для передачи больших давлений целесообразнее увеличить размеры колебательной системы и применить несколько последовательных опор меньшей толщины (рис. 7.2.1, в). Концентрация акустической энергии в очаге деформации

достигается соответствующим подбором концентраторов колебаний и инструмента. В зависимости от места расположения очага деформации в колебательной системе необходимо стремиться соответствующим подбором концентраторов получать в очаге деформации максимальные напряжения от ультразву-ковых колебаний или смещения. Величина их определяется энергетической прочностью колебательной системы, под которой понимают предельное значение энергии, которое может быть запасено в ней при возбуждении на резонансной частоте без нарушения ее механической прочности. Предельная энергетическая прочность колебательной системы может быть повышена путем выбора ее элементов из более прочных материалов и увеличения площади их поперечного сечения в пределах, которые обеспечивают получение колебаний заданного типа. Наиболее высокую амплитуду колебаний допускают волноводы из титановых сплавов: по сравнению с высокопрочными сталями она может быть выше в два раза и достигать 0,1 мм при частоте колебаний 18-20 кГц.

Устойчивость резонансного режима колебательной системы при выполнении технологических операций обработки металлов давлением обеспечивается кроме соответствующего выбора резонансных размеров отдельных элементов их хорошей акустической изоляцией, правильным выбором величины хода деформирующего инструмента и применением генератора с акустической обратной связью.

Равномерность излучения по всей площади контакта инструмента и заготовки в процессе пластической деформации имеет чрезвычайно важное значение для получения качественного изделия. Достигается она правильным выбором формы деформирующего инструмента, места расположения очага деформации и его конструктивного оформления.

Стабильность работы колебательной системы во времени определяет постоянство размеров и качества получаемых изделий. Стабильность работы зависит от устойчивости работы ультразвукового генератора, степени сохранения акустических параметров всей волноводно-излучающей системы и изменения сопротивления нагрузки. Продолжительность эксплуатации колебательной системы зависит от выполнения требований, предъявляемых к материалу для звеньев системы, их механической обработки, термообработки, условий эксплуатации и т. д.

Конструктивная и технологическая простота является важным показателем той или иной установки. Достигается она совмещением отдельных узлов колебательной системы, возможностью их быстрой замены и регулировки, простотой форм отдельных звеньев системы, возможностью быстрой смены инструмента, доступа к очагу деформации, простотой настройки колебательной системы и т. д.

7.2.1. Анализ технологических процессов обработки металлов давлением с применением ультразвука

Эффективность работы колебательной системы при пластической деформации металлов зависит от целого ряда факторов: типа выполняемой операции, формы и размеров получаемых изделий и инструмента, типа колебаний, их направления, интенсивности, характера взаимодействия колеблющегося инструмента с заготовкой и т. д.

Анализ напряженно-деформированного состояния и контактных условий при различных процессах обработки металлов давлением позволяет оценить их недостатки, а также возможную степень их устранения путем применения различных схем деформации с ультразвуком. С этой точки зрения произведем качественную оценку потенциальных возможностей эффективного применения ультразвука, например, при свободной (открытой) осадке.

При открытой осадке происходит уменьшение высоты исходной заготовки с одновременным увеличением площади ее поперечного сечения. По схеме деформации осадка представляет собой сжатие, причем деформация в направлении активного усилия отрицательна, а две другие – положительны. При отсутствии сил контактного трения напряженное состояние при осадке было бы линейным и сопротивление деформации оставалось бы постоянным, равным по величине пределу текучести ($\sigma_{\rm T}$) с учетом влияния температуры, скорости и степени деформации. Вследствие же действия сил контактного трения во всех случаях при осадке преобладают схемы главных напряжений всестороннего неравномерного сжатия. Направление сил контактного трения, а следовательно, и контактных касательных напряжений показано на рис. 7.2.2.

Согласно правилу знаков, касательные напряжения на половине фигуры справа от оси отрицательны, а слева – положительны. Удельные давления при осадке распределяются неравномерно: в центре образца величина их максимальна. Касательные напряжения имеют максимальную величину на контактной поверхности и обращаются в нуль в средней плоскости. Поэтому в случае цилиндрической заготовки поперечные сечения при осадке сохраняют круговую форму, а меридиальные – получают бочкообразную. Степень бочкообразности зависит от контактного трения и геометрических размеров образца: она увеличивается с ростом коэффициента трения и уменьшается с увеличением отношения *D*/*H* (*D*, *H* – начальные диаметр и высота заготовки).

Искажению наружного контура соответствует неоднородность деформации внутренних зон и элементов осаживаемой заготовки. При этом в общем случае можно различить три зоны. Зоны *I*, прилегающие к контактным поверхностям, деформируются незначительно, это так называемые зоны затрудненной деформации. Металл в них менее податлив, и они как бы расклинивают зону *II*, деформация в которой наиболее интенсив-



Рис. 7.2.2. Зоны деформации при осадке

на как в осевом, так и в радиальном направлении. Интенсивность деформации зоны III занимает промежуточное положение между первыми двумя. Неравномерность деформации вызывает появление дополнительных напряжений, искажающих основную схему напряженного состояния до того, что в отдельных объемах тела могут появиться растягивающие напряжения. Например, внутренняя зона II при своей деформации в радиальном направлении воздействует на зону III и вызывает в ней окружные растягивающие напряжения, которые могут достигать значительной величины и вызывать на боковой поверхности осаживаемого образца продольные трещины. Неравномерность деформации сказывается на свойствах получаемого изделия. В местах более интенсивной деформации степень упрочнения металла будет выше. Таким образом, можно сделать вывод, что основным направлением совершенствования процесса осадки является устранение подпирающего действия сил контактного трения. Для этого могут быть применены колебательные системы с расположением очага деформации в пучности смещений, причем с точки зрения технологической и конструктивной простоты более эффективно могут быть использованы схемы с продольными колебаниями, как замкнутые, так и разомкнутые.

При применении разомкнутой колебательной системы наряду со снижением сил контактного трения вследствие периодического воздействия инструмента на заготовку деформация будет носить динамический характер и локализовываться у торцовых поверхностей заготовки. Однако путем подбора величины статического усилия и амплитуды колебаний при такой схеме можно достичь относительно равномерной деформации. Осадка заготовки в пучности напряжений продольной или крутильной ультразвуковой волны приведет к снижению потребного для деформации усилия, однако вследствие малого снижения сил контактного трения, обусловленного наличием незначительных смещений в очаге деформации, неравномерность деформации сохранится. Осадку заготовок можно производить также с использованием одного или двух излучателей радиальных колебаний в качестве бойков (рис. 7.2.3).

В этом случае в процессе деформации заготовка будет подвергаться периодическому сжатию-растяжению в радиальном направлении вследствие радиальных колебаний диска излучателя. Это приведет к снижению сил контактного трения и появлению в радиальном направлении в полупериоды увеличения диаметра диска растягивающих напряжений. В результате снизится давление и деформация будет более равномерной.



Изучение влияния ультразвуковых колебаний на закономерности течения металла, распределение деформации и микротвердости при свободной осадке проводили на цилиндрических образцах диаметром 5–15 мм и высотой 5–25 мм из малоуглеродистой стали, армко-железа, технического алюминия, меди и свинца, имеющих различные механические и пластические свойства и отличающихся друг от друга различными значениями декрементов затухания ультразвуковых волн [130–139].

Рис. 7.2.3. Колебательная система для осадки с радиальными колебаниями бойков: *1* – преобразователи продольных колебаний; *2* – излучатели радиальных колебаний; *3* – заготовка Исследование неравномерности деформации при осадке в обычных условиях и с наложением ультразвуковых колебаний проводили на свинцовых, медных и алюминиевых образцах диаметром 8–10 мм и высотой соответственно 12 и 15 мм, у которых просверливали отверстия и нарезали резьбу М2,5; М3 и М4 так, чтобы впадины резьбы с одной стороны совпадали с осью образца. Затем в нарезанные отверстия ввинчивали винты из того же материала. Для исследования распределения деформации по всему объему образца отверстия нарезались по диаметру на разных расстояниях от торца.

Свинцовые образцы вытачивали из прессованных прутков. Для изучения распределения деформации свинцовых образцов их изготавливали следующим образом. Цилиндрические прутки после отливки проковывали на молоте. Затем прокованные прутки прокатывали на прокатном стане. В результате такой обработки получали свинцовые листы нужной толщины и с определенными механическими свойствами, из которых вырезали шайбы диаметром 12 мм. Шайбы паяли сплавом Вуда, наложив друг на друга. Для получения образцов заданных размеров после пайки их обтачивали на токарном станке.

Таким образом, зная толщину одной шайбы и их количество, а также общую высоту образца до деформации и после, можно было судить о степени деформации одной шайбы, находящейся в различных местах образца, и о распределении деформации по всей его высоте.

После деформации образцы разрезали по вертикальной плоскости, проходящей через ось винта, приготавливали микрошлифы и на инструментальном микроскопе измеряли шаг резьбы по всей длине винта. Истинная степень деформации ε_{μ} на данном участке образца оценивалась по изменению шага резьбы по формуле:

$$\varepsilon_{\mu} = \frac{h_0 - h}{h_0} \cdot 100 \,\%, \tag{7.2.1}$$

где h_0 и h – толщина шайбы или шаг резьбы соответственно до и после деформации.

На основании данных измерений строили кривые, отображающие распределение деформации по высоте образца при осадке в обычных условиях и при наложении ультразвуковых колебаний. Каждую точку для построения кривых определяли как среднее арифметическое результатов измерений, проведенных на пяти образцах.

Для деформации образцов использовали пятитонную испытательную машину, снабженную устройством для записи индикаторной диаграммы осаживания. При деформации по схеме, приведенной на рис. 7.1.1, колебательную систему укрепляли на нижней траверсе испытательной машины таким образом, что торец концентратора являлся нижним бойком, на который устанавливали деформируемый образец, а верхним бойком служила верхняя траверса машины.

Следовательно, на одной и той же испытательной машине можно было производить деформацию исследуемых образцов в обычных условиях и с наложением ультразвуковых колебаний. На рис. 7.2.4–7.2.6 представлены результаты исследования распределения деформации по высоте образцов, осаженных в различных условиях.



Рис. 7.2.4. Распределение деформации по высоте алюминиевого (*a*) и медного (*б*) образцов, деформированных в обычных условиях (цифры у кривых показывают среднюю степень деформации)



Рис. 7.2.5. Распределение деформации по оси, расположенной на расстоянии 3 мм от центра алюминиевого образца

Анализ кривых, полученных при осадке образцов в обычных условиях (см. рис. 7.2.4), показывает, что деформирование сопровождается крайне неравномерным распределением деформации по высоте осаживаемого образца. Максимальную степень ее получает центральная зона образца, а зоны металла, прилегающие к контактным поверхностям, подвергаются наименьшей пластической деформации.

Истинные деформации по всему сечению образца возрастают с увеличением ее обшей степени. Абсолютные значения истинной степени деформации увеличиваются при этом незначительно у торцовых поверхностей, а в центральной зоне деформируемого образца возрастают очень интенсивно. Поэтому при максимальных общих деформациях разница между ее истинной степенью в центре образца и у торцов достигает значительной величины. Степень неравномерности деформации с повышением общей деформации до 40% возрастает, а при дальнейшем росте последней неравномерность ее уменьшается.



Рис. 7.2.6. Распределение деформации по высоте медных образцов, деформированных с наложением ультразвука при нулевой статической нагрузке (цифры у кривых показывают среднюю степень деформации)

Под степенью неравномерности деформации понимается отношение истинной степени деформации в центре образца, соответствующей определенной величине общей деформации, к этой же величине общей деформации. Эта закономерность наблюдается у всех исследованных металлов.

Я. М. Охрименко [136] получил аналогичные результаты роста степени неравномерности деформации при осадке по мере увеличения общей степени ее до определенной величины, а затем уменьшение при дальнейшем росте общей степени деформации. Мерой степени неравномерности деформации в исследовании Я. М. Охрименко была бочкообразность образца, которая является наиболее наглядным внешним признаком неравномерности деформации при свободном осаживании.

Такой характер кривых, отображающих распределение деформации по высоте образца при различных общих ее степенях, объясняется с помощью приближенной модели распространения пластической деформации в деформируемом теле при его осаживании, предложенной С. И. Губкиным [135] и основывающейся на предположении, что наибольшее течение металла возникает в местах действия максимальных сдвигающих напряжений.

На рис. 7.2.5 представлены кривые распределения деформации по высоте алюминиевого образца при его свободном осаживании. Кривая *1* изображает распределение деформаций по высоте, проходящей через центр образца, кривая *2* – распределение деформаций по высоте того же образца, расположенной на расстоянии 3 мм от его центра.

Анализ приведенных кривых показывает, что, во-первых, наблюдается большая равномерность распределения деформации по высоте, расположенной на расстоянии 3 мм от центра образца по отношению к распределению деформации по высоте, проходящей через центр того же образца. Во-вторых, на торцовой поверхности при переходе от ее центра к периферии происходит увеличение степени деформации. Кроме того, максимальная истинная степень деформации наблюдается в местах пересечения высоты образца с линиями, образующими конусы течения металла. Деформирование осадкой алюминиевых и медных образцов с наложением ультразвуковых колебаний по схеме на рис. 7.1.1, так же как и при свободном осаживании, сопровождается крайне неравномерным распределением деформации по высоте образца, при этом картина распределения деформации получается обратной картине распределения деформации при обычном осаживании образца (см. рис. 7.2.6).

Максимальную степень деформации получает объем металла, расположенный в зоне торцовой поверхности образца, которая непосредственно опирается на конец концентратора. Центральная зона образца подвергается наименьшей пластической деформации.

С увеличением общей степени деформации истинные деформации по всему сечению также возрастают. Этот рост при малых степенях общей деформации незначителен или почти отсутствует в центральной зоне образца и особенно интенсивен у торцовых поверхностей. При малых общих степенях деформации центральная зона образца не испытывает пластической деформации, а при увеличении общей степени деформации зона недеформированного металла уменьшается. Для алюминия, начиная с общей степени деформации, равной приблизительно 25-30%, весь объем металла подвергается пластической деформации, т. е. центральная зона образца получает небольшую истинную деформацию. Поэтому при общих степенях деформации, которые равны 25-30%, абсолютная разница истинных степеней деформации у торцов и в центре образца достигает гораздо большей величины, чем при больших степенях деформации, так как в последнем случае наблюдается более интенсивный рост истинной деформации в центре образца по сравнению с ростом у торцовых поверхностей.

Значит, если при свободном осаживании без воздействия ультразвуковых колебаний по мере удаления от контактной поверхности истинная деформация резко возрастает до максимальной величины, которая постоянна на некотором участке высоты образца, то при осаживании с наложением ультразвуковых колебаний без статической нагрузки по мере удаления от контактной поверхности истинная деформация убывает от максимальной величины до минимальной; иначе говоря, во втором случае минимальная истинная деформация наблюдается не только в центре образца, но и на некотором удалении от него.

Участок высоты образца с минимальной постоянной истинной деформацией довольно значителен при малых общих степенях деформации, при этом величина этого участка зависит от рода материала, у меди он больше, чем у алюминия, при одной и той же общей степени деформации. Такого отличия участка с максимальной истинной деформацией у различных металлов при обычном осаживании не наблюдается.

С ростом общей степени деформации этот участок уменьшается и при общих деформациях для алюминия 30%, а меди 45% практически равен нулю, т. е. при указанных общих деформациях истинные деформации по мере удаления от торца уменьшаются и достигают минимальной величины в центре образца. При дальнейшем увеличении общей степени деформации наблюдается сужение участка высоты с минимальной истинной степенью деформации (см. рис. 7.2.6).

Таким образом, если характер кривых, отображающих распределение деформации по высоте при различных общих степенях деформации, хорошо объясняется приближенной моделью распространения пластической деформации в теле при его осаживании в обычных условиях, то характер кривых, отображающих распределение деформации по высоте при осаживании с наложением ультразвуковых колебаний без статической нагрузки (см. рис. 7.2.1, *a*), не может быть объяснен на основании этой модели.

Поскольку характер течения металла в процессе пластической деформации с наложением ультразвуковых колебаний при нулевой статической нагрузке значительно отличается от характера течения металла при осадке в обычных условиях, проводились исследования распределения деформации по всему объему образцов, деформированных с наложением ультразвуковых колебаний при нулевой статической нагрузке (см. рис. 7.2.1).

На рис. 7.2.7 представлены кривые распределения деформаций после осадки в ультразвуковом поле при нулевой статиче-

ской нагрузке в различных сечениях образца при суммарной степени деформации $\varepsilon_0 = 43\%$. Кривые 1, 2, 3, 4 относятся к сечению, удаленному до деформации от торца образца на 2, 4, 5, 6 мм соответственно. Как видно из данных графиков, поперечные слои металла, расположенные ближе к торцам образца, получают гораздо большую степень деформации, чем центральные слои, что согласуется с полученным выше результатом. По диаметру образца в одном и том же сечении деформация неравномерна. Наибольшую деформацию получают объемы, расположенные вблизи оси



Рис. 7.2.7. Распределение деформации после осадки с ультразвуком при нулевой статической нагрузке в поперечных сечениях образца, удаленных от торца до деформации

образца. Эта неравномерность увеличивается по мере приближения к торцам образца, а также с увеличением суммарной степени деформации. Распределение деформации в сечениях, расположенных вблизи торца, в этом случае имеет обратный харак-



Рис. 7.2.8. Распределение деформации в поперечных сечениях образцов, удаленных от торца до деформации на 2 мм: *1* – при осадке с наложением ультразвука; 2 – при осадке в обычных условиях

тер по сравнению с обычной осадкой (рис. 7.2.8).

При осадке без ультразвуковых колебаний наличие зоны торможения, обусловленное силой трения вдоль поверхности контакта, затрудняет движение металла вдоль этих поверхностей. Распространение пластической деформации происходит по траекториям максимальных сдвигающих напряжений, что приводит к смещению металла к боковым сторонам образца, способствуя их выпучиванию. С увеличением обжатия части выпуклых боков, прилегающие к рабочему инструменту, вступают с ним в соприкосновение, увеличивая поверхность контакта с наружной стороны.

В результате первоначальная площадь торца после деформации оказывается внутри поверхности контакта. Скольжение на торцах имеет место при относительно больших обжатиях $\frac{h_0 - h}{h_0} > 50\%$; при меньших обжатиях происходит выпучивание и переход металла с боковых поверхностей на торец.

При осадке с наложением механических колебаний ультразвуковой частоты картина формирования торцов отличается от описанной выше. В этом случае происходит интенсивное скольжение металла по торцам с наибольшими деформациями в центре торца (см. рис. 7.2.8). Одновременно имеет место течение центральных объемов образца в направлении торцов.

Таким образом, при осаживании с наложением ультразвуковых колебаний (см. рис. 7.2.1) распределение деформаций как по высоте, так и в поперечных сечениях отличается от их распределения при обычной осадке.

Характер течения металла при его осаживании с наложением ультразвуковых колебаний при нулевой статической нагрузке можно объяснить исходя из следующих соображений. При включении ультразвуковых колебаний происходит упругое удлинение и укорочение конца концентратора с большими ускорениями и скоростью. Поскольку деформируемый образец находится между верхней траверсой испытательной машины и концентратором, то происходит его сжатие со скоростью, равной скорости перемещения торца концентратора. Сжатие с большой скоростью вызывает некоторую деформацию образца, подобную деформации при ударе по телу быстро движущимся предметом.

При очень высоких скоростях удара торцовая поверхность образца, получающая удар, начинает деформироваться по диаметру и деформация постепенно распространяется в глубь образца. В этом случае бокового выпучивания не будет наблюдаться, а будет лишь деформироваться область у торцовой поверхности, воспринимающая удар. Деформированный образец будет иметь коническую форму. Изменяя скорость удара, можно получить форму деформированного образца, приближающуюся к цилиндрической.

Картина изменения распределения деформации в зависимости от скорости удара частично является результатом инерционного сопротивления материала. Инерционными силами вызывается главным образом значительная местная деформация в зоне приложения нагрузки, величина которой зависит от скорости приложения нагрузки, а также свойств и рода материала. Чем выше скорость приложения нагрузки, тем больше величина местной деформации.

Таким образом, за один удар концентратора по образцу происходит частичная его деформация в зоне торцовой поверхности, которая максимальна на торце и уменьшается до нуля при переходе от торца по оси в глубь образца. После удара концентратора упругие колебания, возникающие в образце, будут распространяться вдоль него со скоростью звука. В результате этого произойдет аналогичный удар второй торцовой поверхностью образца о верхнюю траверсу испытательной машины, при этом произойдет местная деформация в зоне второй торцовой поверхности.

Следовательно, за один цикл колебаний концентратора происходит местная деформация образца в двух зонах, расположенных у торцовых поверхностей. При увеличении числа циклов увеличивается общая степень деформации образца, а значит, и возрастает неравномерность распределения деформации по высоте. Наибольшая степень деформации наблюдается в зоне торцовой поверхности, опирающейся на концентратор. Различие величин деформации по торцам и неравномерное распределение деформации, по-видимому, обусловливаются наличием градиента температур при осаживании с наложением ультразвуковых колебаний. При включении ультразвука происходит нагревание конца концентратора и образца. Верхняя же траверса почти не нагревается, а поэтому температура верхнего торца образца меньше, чем нижнего, ибо часть тепла передается испытательной машине. Нижний торец, наоборот, накапливает тепло при передаче энергии со стороны концентратора. Поэтому возникает градиент температуры, иначе говоря, максимальная температура наблюдается в зоне соприкосновения образца и концентратора. Но так как за 1 с совершается больше 20 тыс. колебаний, то температура не успевает равномерно распределиться по всему объему образца, происходит ее локализация у контактной поверхности и понижение сопротивления деформированию в данной зоне образца. В результате понижения сопротивления деформированию происходит интенсивное течение металла в этой области, а следовательно, и наибольшая степень деформации будет в зоне контакта образца с концентратором.

Наряду с действием инерционных сил и температуры при осаживании в ультразвуковом поле существенную роль в процессе деформации образца оказывают силы трения на контактных поверхностях. Известно, что при деформации металлов под действием знакопеременных высокочастотных нагрузок величина сил трения заметно снижается. То же самое мы имеем и в данном случае. Таким образом, все перечисленные факторы, такие, как инерционные силы, возникающие при больших ускорениях, температура и силы контактного трения, соотношение упругих и пластических деформаций, определяют неравномерное распределение конечных деформаций по объему образца при осаживании с наложением ультразвуковых колебаний при нулевой статической нагрузке.

7.2.2. Схемы упрочняющей ультразвуковой обработки

Эксплуатационные качества изделий во многом зависят от качества поверхностного слоя. Прочность, износостойкость, коррозионная стойкость, долговечность и надежность определяются состоянием слоя, с которого обычно начинается разрушение материалов. Отделочно-упрочняющая обработка поверхностным пластическим деформированием с наложением ультразвуковых колебаний позволяет уменьшить высоту микронеровностей и в поверхностных слоях создает благоприятную эпюру остаточных сжимающих напряжений. Последняя особенно эффективна при обработке деталей машин, работающих на истирание, а также восстанавливаемых для обеспечения функциональной пригодности [140].

Восстановление шеек коленчатых валов двигателей, работающих на истирание, осуществляется в основном двумя способами: наплавкой проволокой и порошками или металлизацией шеек валов газодинамическим напылением различными материалами. Оба способа предполагают последующую шлифовку в ремонтный размер. Качество поверхностного слоя и его адгезия к подложке – главнейшие факторы, определяющие долговечность деталей, работающих в узлах трения. Применение упрочняющей ультразвуковой обработки позволяет существенным образом оказывать влияние на состояние поверхностных слоев нанесенного покрытия: ультразвук способствует созданию остаточных сжимающих напряжений, уменьшению шероховатости, возникновению регулярного микрорельефа на поверхности изделия [141]. Образцы для проведения экспериментов изготавливали двумя способами [142].

Восстановление валов с последующей шлифовкой по первому способу осуществлялось наплавкой проволокой Нп-30ХГСА диаметром 1,6 мм и порошком ПГ-СР4, составляющим до 25% от общей массы покрытия. Толщина наплавляемого покрытия составляла до 2,5 мм на одну сторону.

По второму способу процесс металлизации проходил следующим образом. Предварительно восстанавливаемые участки подвергались пескоструйной обработке, а затем – газодинамическому напылению: одни образцы – сталью 20Х13, а другие – порошковым материалом ПП-НА-300. Давление воздуха в зоне напыления составляло порядка 0,6 МПа. Для защиты покрытия от окисления в воздушную смесь подавали метан под давлением 0,40–0,45 МПа. Напыление шейки вала на 0,5 мм осуществлялось в 3–4 перехода. Время однократного включения металлизатора не превышает 10–12 °C во избежание перегрева. Температура поверхностного слоя в конце процесса не превышала 150 °C, т. е. потемнение напыленного слоя не допускалось. Следует отметить, что при шлифовке напыленных поверхностей происхо-

дит более быстрое засаливание абразивного круга, чем при шлифовке наплавленного покрытия.

Для упрочнения восстановленной поверхности шейки вала использовали токарно-винторезный станок с закрепленными на продольном суппорте оппозитно-расположенными относительно продольной оси станка и движущимися в противоположных направлениях двумя ультразвуковыми инструментами.

Схема обработки показана на рис. 7.2.9. Ультразвуковой инструмент, представляющий собой магнитострикционный преобразователь ПМС1-1, запитываемый от генератора УЗГ1-1 с частотой 22 кГц и обеспечивающий амплитуду колебаний рабочего торца 12 мкм, соединенный шпилькой с волноводом 3,



Рис. 7.2.9. Схема обработки: *I* – магнитострикционный преобразователь ПМС1– 1; *2* – генератор УЗГ1–1; *3* – волновод; *4* – корпус; *5* – продольный суппорт станка; *6* – пружины; *7* – цилиндр из сплава ВК-6М; *8* – устройство, обеспечивающее синхронность перемещения; *9* – шпиндель станка; *10* – обрабатываемая деталь

полуволновой длины, крепится в корпусе 4, установленном на продольном суппорте 5 станка с помощью пружины 6 и обеспечивающем статическое поджатие 40 Н. Обработку валов проводили боковой поверхностью цилиндра 7 диаметром 6 мм из твердого сплава ВК-6М, закрепленного на выходном торце волновода 3. Устройство рычажного типа 8, обеспечивающее синхронное перемещение ультразвуковых инструментов противоположных направлений, на схеме показано условно. Применение схемы с двумя обрабатывающими инструментами позволило на поверхности обрабатываемых деталей создать регулярный сетчатый микрорельеф ромбовидной формы.

С целью определения оптимальных по износостойкости параметров процесса были проведены эксперименты на машине трения СМЦ-2 [143]. Испытывали образцы из шлифованного коленчатого вала в ремонтный размер без упрочнения, а также образцы из вала, наплавленного и напыленного без упрочнения и упрочненного с помощью ультразвука. Все образцы имели диаметр 66 мм.

Анализ работы пары трения вал – вкладыш двигателя внутреннего сгорания позволяет сделать вывод, что наибольший износ в ней наблюдается в момент пуска двигателя, когда отсутствует масло в системе смазки. На основании известных соотношений были рассчитаны максимальное предельное давление в зоне контакта и нагрузка на подшипник скольжения, которая составила 10,1 Н и была постоянной для всех образцов. Скорость скольжения составляла 4,1 м/с, поскольку примерно такие же скорости скольжения вала относительно вкладыша имеют место при пуске двигателя.

Износные характеристики вала и вкладыша приведены на рис. 7.2.10–7.2.12 (Δm – потеря массы; ε – относительная износостойкость; L – путь трения; Ra – шероховатость; I – ток; P – давление воздуха).



Рис. 7.2.10. Зависимость потери массы вала и вкладыша от пути трения: *а* – износ вала; *б* – износ вкладыша; *1* – образцы вкладыша, прошлифованные в ремонтный размер; *2* – наплавленные без упрочнения; *3* – наплавленные упрочнениые (Ra = 0,05–0,63); *4* – то же самое (Ra = 0,32–0,50); *5* – то же самое (Ra = 0,12–0,16)



Рис. 7.2.11. Относительная износостойкость образцов при трении скольжения (I – износ вала, II – износ вкладыша): I – шлифованный вал в ремонтный размер без упрочнения; 2, 7 – наплавленный вал без упрочнения; 3–6 – наплавленный вал и упрочненный (Ra = 0,050–0,063)

Оказалось, что наибольший износ имеет неупрочненный, прошлифованный в ремонтный размер вал, и сопряженный с ним вкладыш; наименьший – вал наплавленный и упрочненный с помощью ультразвука, имеющий шероховатость Ra = 0,2-0,5 мкм со структурой микрорельефа, близкой к ячеистой. Прошлифованный в ремонтный размер вал без наплавления имеет шероховатость Ra = 0,8 мкм. Ультразвуковая упрочняющая обработка позволяет уменьшить Ra до 0,2 мкм и повысить износостойкость. Однако дальнейшее уменьшение Ra до 0,05 мкм приводит к сниже-

нию износостойкости. Были исследованы и детали, подвергнутые газодинамическому напылению (рис. 7.2.12, 2).

Наилучшую износостойкость имеет образец, напыленный порошковой проволокой (p = 0,55 МПа, I = 180-190 А). Анализ полученных результатов показывает, что ультразвуковая обработка снижает износостойкость напыленного покрытия. После ультразвуковой обработки ухудшается сцепление покрытия с подложкой, происходит его отслоение. Это характерно для всех режимов металлизации независимо от материала проволоки.

К недостаткам процесса динамического напыления также можно отнести окисление напыляемого материала при малых скоростях подачи проволоки. Большое количество тепла, выделяемого в процессе напыления, приводит к выгоранию легирующих элементов в напыляемом материале: содержание углерода снижается на 40–60%, содержание кремния, марганца – на 10–15%.



Рис. 7.2.12. Относительная износостойкость образцов, металлизированных напылением (I – износ вала, II – износ вкладыша): *a* – напыление порошковым материалом ПП-НА-300, *I* = 180–190 А: *I* – давление воздуха *p* = 0,65 МПа; 2 – 0,60, 180–190 + ультразвуковая обработка (УЗО); 3 – 0,60, 220–230; 4 – 0,60; 220–230 + УЗО; 5 – 0,55, 180–190; 6 – *p* = 0,55 МПа; 7 = 180–190 А + УЗО; б – напыление сталью 20Х13, *I* = 180–190 А: *I* – *p* = 0,65 МПа; 2 – 0,65 + УЗО; 3 – 0,60; 4 – 0,60 + УЗО; 5 – 0,55; 6 – *p* = 0,55 МПа + УЗО

Таким образом, с точки зрения технологичности наилучшей износостойкостью обладают образцы, наплавленные и подвергнутые ультразвуковой обработке до шероховатости Ra = 0,2-0,5 мкм.

Кроме использования при изготовлении шеек коленчатых валов двигателей внутреннего сгорания ультразвуковые колебания нашли применение и при упрочняющей обработке поверхностным пластическим деформированием сложнофасонных поверхностей типа спиральных пружин [129]. С целью повышения усталостной прочности пружин разработан способ их упрочнения с наложением ультразвуковых колебаний, который позволил равномерно обрабатывать всю поверхность пружин. На рис. 7.2.13 приведена схема обработки спиральных пружин с наложением ультразвуковых колебаний.

Пружину размещают на волноводе, который выполняют в форме винтовой спирали с параметрами, идентичными параметрам пружины, и сообщают ей продольные и поперечные колебания, причем колебания возбуждают попеременно в фазе и противофазе продольных колебаний. Как видно на рис. 7.2.13, ультразвуковой источник *I* соединен с акустическим волново-



Рис. 7.2.13. Схема обработки пружин с ультразвуком

дом 2 винтовой формы с параметрами спирали, идентичными пружине 3, навинченной на него. Ультразвуковые источники 4 и 5 поочередно сообщают пружине поперечные ультразвуковые колебания (7 – эпюра смещений). Поддерживающие ролики 6 устанавливают на гладкой поверхности в узле колебаний винтового волновода.

Обработку пружины осуществляют следующим образом. На акустический волновод 2 навинчивают пружину 3 так, чтобы начало обрабатываемого витка располагалось напротив источника 4, установленного в пучности колебаний волновода 2 под углом α подъема его винтовой канавки. Ультразвуковой источник 4 вводят в соприкосновение с пружиной 3 так, чтобы обеспечить акустический контакт с волноводом 2 в пучности его продольных колебаний. Включают источник *l*, а затем – источник 4. Вследствие сложной спиральной формы волновода и пружины в них возникают колебания трех видов: продольные, изгибные и крутильные. Поскольку длина волны каждого вида колебаний различна, все точки пружины и волновода испытывают сложные колебания. Под действием этих колебаний пружина вращается на волноводе и перемещается вправо, при этом происходит обработка наружной, внутренней и одной боковой поверхности. После полного цикла обработки в одну сторону ультразвуковой источник 4 отключают и отводят от пружины, а источник 5 вводят в соприкосновение с пружиной 3 так, чтобы обеспечить акустический контакт с волноводом 2 в пучности
его колебаний и в противофазе к источнику 4. В результате этого пружина вращается на волноводе в обратную сторону и перемещается по нему влево, при этом происходит обработка наружной, внутренней и другой боковой ее поверхности. Для обеспечения жесткости волновода 2 в узле его колебаний расположены опорные ролики 6. Регулируя усилие акустического контакта и параметры ультразвуковых источников, можно получить необходимую степень наклепа и шероховатость поверхностей.

Таким образом, предлагаемый способ позволяет осуществлять равномерную обработку всей поверхности пружины и уменьшить ее шероховатость на 2–4 класса чистоты, а также повысить срок эксплуатации пружин в 2–3 раза.

7.2.3. Разработка и исследование ультразвуковой колебательной системы, применяемой для упрочнения заготовок рессор

Поскольку при поверхностном ультразвуковом упрочнении деформирующий инструмент-концентратор находится в контакте с обрабатываемым изделием, причем упрочнение происходит в результате ударного взаимодействиях, то возникает необходимость исследовать динамику взаимодействия преобразователя с изделием-отражателем, которые прижаты друг к другу с некоторой статической силой [144]. В этом случае возрастает эффективность обработки материала, но наличие ударного взаимодействия между волноводом и отражателем (деталью) вносит существенную нелинейность в характер движения ультразвуковой колебательной системы. В работе [145] показано, что при взаимодействии двух ультразвуковых преобразователей можно рассматривать каждый преобразователь в отдельности как взаимодействующий с упругим ограничителем, а в [146] приведены результаты экспериментальных исследований основных динамических характеристик преобразователя, взаимодействующего с упругим ограничителем. В [147] рассматривается теоретически и экспериментально способ возбуждения ультразвукового преобразователя, работающего на нелинейную нагрузку, который реализуется введением контура обратной связи с запаздыванием.

Были проведены экспериментальные исследования основных динамических характеристик магнитострикционного преобразователя, прижатого к волноводу-отражателю полуволновой длины, а также исследования возможностей возбуждения такой колебательной системы введением контура обратной связи с запаздыванием. В [148] подробно изложена методика проведения экспериментов, а также приведены результаты исследований и показано, что нелинейность колебательной системы существенно влияет на ее работу.

Эксперименты проводили на установке, схема которой показана на рис. 7.2.14, а. Экспериментальная установка включает в себя: 1 – магнитострикционный преобразователь с волноводом; 2 – волновод-отражатель полуволновой длины, закрепленный в узле смещений; 3, 4 – датчики амплитуды колебаний торцов магнитострикционного преобразователя и отражателя соответственно. Волноводы изготовлены из стали 45. Питание магнитостриктора осуществлялось от генератора УЗГ5-1,6/22, который допускал регулирование частоты возбуждения и амплитуды колебаний вибратора в широких пределах. Для регистрации амплитуды колебаний использовали датчики, принцип действия которых основан на обратном магнитострикционном эффекте. Датчики крепили в пучности напряжений волноводов, которые представляют собой катушки, содержащие по 500 витков провода. Такая катушка формирует сигнал порядка 100 мВ при амплитуде колебаний около 10 мкм. С каждого датчика сигнал подавали на милливольтметр ВЗ-38А и на двухканальный осциллограф С1-64. Тарировку датчиков амплитуды проводили с помощью микроскопа МИ-1. Показания осциллографа позволяли судить об относительном движении контактирующих торцов волноводов. Через колебательную систему пропускали постоянный ток. По размыканию цепи постоянного тока можно достаточно точно определять моменты отсоединения контактирующих сечений колебательной системы.



Рис. 7.2.14. Схема экспериментальной установки (*a*) и амплитудно-частотная характеристика (б): верхняя – магнитострикционного преобразователя, нижняя – волновода-отражателя

Частоту колебаний ультразвуковой колебательной системы измеряли частотомером ЧЗ-ЗА. Магнитострикционный преобразователь поджимали к волноводу-отражателю постоянной силой с помощью набора грузов, которые устанавливали на специальную площадку, закрепленную в узле смещения магнитострикционного преобразователя.

Введем некоторые определения. Режимы работы, при которых магнитострикционный преобразователь не взаимодействует с отражателем, будем называть режимами холостого хода в отличие от рабочих режимов, при которых происходит взаимодействие магнитострикционного преобразователя с полуволновым отражателем. Следует различать рабочие режимы двух типов: ударные и безударные. Под ударными будем понимать такие, при которых происходит разрыв контактирующих сечений волноводов. Рабочие режимы, при которых контактирующие сечения движутся совместно или в противофазе в пределах контактной деформации, будем называть безударными.

На рис. 7.2.14, б приведена амплитудно-частотная характеристика рабочего режима колебательной системы при силе прижатия P = 200 Н. Проявлением нелинейных свойств системы является наличие областей двузначности амплитудно-частотной характеристики. Выход на ту или иную ветвь характеристики определяется направлением изменения частоты, как показано стрелками на рисунке. При изменении частоты в сторону увеличения на участке АВ наблюдаются ударные колебания контактирующих торцов, но с увеличением силы поджатия до 500 Н на этом участке возникают безударные колебания. Возникновение ударного режима колебаний при P = 200 H можно объяснить малой контактной деформацией по сравнению с амплитудой продольных колебаний. Выход на ветвь *CD* осуществляется при уменьшении частоты из-за резонансной области. В точке D происходит срыв колебаний скачком в точку Е. На участке EF наблюдаются интенсивные радиальные колебания, наличие которых можно объяснить несовпадением участка EF с участком AB при срыве ударных колебаний. Двузначность амплитудно-частотной характеристики справа от резонанса и срыв колебаний в точке *D* объясняются в рамках теории виброударных систем в работе [134]. При сравнении теории с проведенными экспериментами следует иметь в виду, что вследствие малой контактной жесткости реальной системы резонансные частоты ударного и безотрывного режимов близки. Поэтому их амплитудно-частотные характеристики накладываются (рис. 7.2.14, б).

В результате проведенных экспериментов было установлено, что резонансная частота ударных режимов колебательной системы увеличивается с ростом силы поджатия. Для рассматриваемой колебательной системы предельная сила поджатия *P*, при которой еще возможны ударные колебания, равна 750 H.

Как было показано выше, нелинейные эффекты, возникающие при этом, затрудняют настройку системы в режиме вынужденных колебаний. Вместе с тем резонансные ударные режимы могут быть получены при автоколебательной схеме возбуждения, осуществляемой цепью запаздывающей обратной связи [147]. На рис. 7.2.15, *а* показана схема установки, в которой напряжение питания обмоток магнитостриктора формируется усилителем 4, имеющим релейную характеристику и преобразующим сигнал, пропорциональный напряжению какого-либо элемента колебательной системы.

Для интенсификации технологических процессов необходимо чтобы такой сигнал снимался с датчика I, предварительно усиливался усилителем 2, затем проходил через звено запаздывания 3 и подавался на усилитель 4. Изменяя уровень насыщения усилителя и время запаздывания, можно регулировать амплитуду и частоту колебаний. Результаты эксперимента, полученные при P = 400 H, представлены на рис. 7.2.15, δ , иллюстрирующем характер изменения амплитуды ударного взаимодействия торца магнитострикционного преобразователя с отражателем и частоты автоколебаний f при плавном изменении величины $\tau = 4t_0 f$, где t_0 – время запаздывания. Следует отметить, что если заранее установить необходимую величину времени запаздывания, которая зависит от силы поджатия, то при включении система самовозбуждается и выходит на резонансный



Рис. 7.2.15. Схема автоколебательного способа возбуждения магнитострикционного преобразователя (*a*): *б* – верхняя кривая – амплитудно-частотная характеристика магнитострикционного преобразователя при автоколебательном способе возбуждения; нижняя – зависимость частоты автоколебаний от времени запаздывания

ударный режим, соответствующий заданной силе поджатия без какой-либо дополнительной подстройки.

Таким образом, применение автоколебательной схемы возбуждения с запаздыванием в контуре обратной связи позволяет создавать производительные, адаптивные ультразвуковые системы целевого технологического назначения.

Рассмотрим механизм разгрузки ультразвуковой колебательной системы в зависимости от действия величины статической силы поджатия [146]. Как уже отмечалось, для решения ряда технологических задач обработки металлов давлением к колебательной системе требуется прикладывать большие статические усилия. При этом необходимо сохранить виброударный режим взаимодействия инструмента с изделием, например, при поверхностном пластическом упрочнении ультразвуковым инструментом. Как показано в [144, 148], при осевом нагружении ультразвуковых колебательных систем существует предельная сила поджатия, при которой еще возможны ударные колебания.

Основой устройства является «силонечувствительная» опора. Она состоит из втулки, имеющей длину, равную половине длины ультразвуковой волны, одним концом жестко соединенной с концентратором колебаний в пучности смещений. Другой конец втулки свободен. На втулке имеется фланец, размещенный в узле смещения, к которому прикладывается статическая нагрузка.

Для определения основных динамических характеристик указанной колебательной системы и выяснения физического механизма ее разгрузки проводили эксперименты на установке, схема которой показана на рис. 7.2.16.

Экспериментальная установка включает в себя магнитострикционный преобразователь *1* с волноводом диаметром 30 мм, втулку с наружным диаметром 40 мм, внутренним 32 мм, имеющую длину, равную половине длины ультразвуковой волны в материале втулки *2*, датчик амплитуды колебаний торца ультразвуковой системы *3*, датчик силы ударного взаимодействия торца волновода с изделием *4*. Волновод и втулка изготовлены из стали 45.

Рис. 7.2.16. Схема ультразвуковой колебательной системы с «силонечувствительной» опорой

Возбуждение магнитострикционного преобразователя производилось от генератора УЗГ5-1,6/22 электрической мощностью 1,5 кВт, который работал в режиме независимого возбуждения, осуществляемого от генератора сигналов ГЗ-112/1. Такая схема подключения давала возможность менять частоту рабочего напряже-



ния на преобразователе в диапазоне от 8 до 30 кГц. Частота регистрировалась частотометром Ф5034. Для регистрации амплитуды колебаний использовали датчик, принцип действия которого основан на обратном магнитострикционом эффекте. Датчик крепили в пучности напряжений волновода. С датчика сигнал подавался на милливольтметр ВЗ-38А. Тарировку датчика амплитуды проводили с помощью микроскопа МИ-1 для колебательной системы совместно с «силонечувствительной» опорой и без нее. Статическое поджатие колебательной системы к плоскости осуществляли на разрывной машине «Инстрон». В процессе взаимодействия торца колебательной системы с плоскостью регистрировалась сила удара с помощью пьезодатчика [144]. Собственная частота датчика порядка 90 кГц. Сигнал с пьезодатчика подавался на милливольтметр ВЗ-38А и на осциллограф С1-75, с экрана которого и фотографировались осциллограммы.

Как показано в [146], пьезодатчик ведет себя как жесткая пружина с линейной упругой характеристикой: время удара не зависит от его скорости, а амплитуда снимаемого при ударе сигнала пропорциональна скорости в момент начала удара, что позволяет легко его протарировать.

Для тарировки воспользуемся теоремой импульсов. При виброударном режиме взаимодействия торца волновода ультразвуковой колебательной системы, поджатой к изделию статической силой, справедливо следующее равенство:

$$GT = \int_{0}^{2\tau} Fdt, \qquad (7.2.2)$$

где *T* – период колебаний ультразвуковой системы; 2т – время удара; *F* – закон изменения силы удара.

Вследствие линейности датчика силу удара можно записать так:

$$F = kA\sin\frac{\pi}{2\tau}t,$$
(7.2.3)

где A – амплитуда сигнала, снимаемого во время удара; k – масштабный коэффициент силы, зависящий от скорости в момент начала удара.

Показания вольтметра при снятии сигнала с датчика будут следующими:

$$U = \sqrt{\frac{1}{T} \int_{0}^{T} u_{x}^{2} dx} = A \sqrt{\frac{\tau}{T}}.$$
 (7.2.4)

Из выражений (7.2.2), (7.2.3) и (7.2.4) найдем зависимость масштабного коэффициента силы от колебательной скорости *Vb* торца волновода:

$$k = \frac{G\pi}{2U(V_k)}.\tag{7.2.5}$$

Запишем равенство (7.2.2) в более наглядном виде с учетом (7.2.5):

$$G = \frac{2Uk(V_k)}{\pi}.$$
(7.2.6)

Следует отметить, что равенство (7.2.6) не выполняется, если торцевое сечение волновода в процессе взаимодействия постоянно прижато к обрабатываемой поверхности. Это обусловлено тем, что в уравнении (7.2.6) не все импульсы сил учтены, в частности импульс силы реакции обрабатываемой поверхности. В том случае, если наблюдается виброударный режим взаимодействия (рис. 7.2.12, *a*), а равенство (7.2.6) не выполняется, это будет означать, что торцевое сечение колебательной системы полностью не отрывается от датчика.

В табл. 7.2.1 приведены основные результаты экспериментов по динамике ультразвуковой колебательной системы с разгрузкой. Для всех статических усилий поджатия выбраны резонансные виброударные режимы. Как видно из результатов экспериментов, с одной стороны, равенство (7.2.6) для колебательной системы с «силонечувствительной» опорой не выполняется, с другой, анализ осциллограмм указывает на виброударный характер взаимодействия. Это означает, что торцевое сечение отрывается от плоскости не по всей площади. В результате экспериментов установлено также, что с увеличением статической силы поджатия резонансная частота смещается в сторону более высоких частот. В частотной характеристике ультразвуковой колебательной системы с разгрузкой во всем диапазоне статических сил поджатия, приведенных в табл. 7.2.1, областей двузначности не наблюдается, в то время как в частотной характеристике волновода без «силонечувствительной» опоры области двузначности присутствуют [146, 149].

Таким образом, на основании проведенных экспериментальных исследований можно сделать следующие выводы: в процессе обработки ультразвуковая колебательная система с разгрузкой

<i>G</i> , кН	А, мкм	<i>f</i> , кГц	<i>U</i> , B	2 <i>U_k/</i> π, кН
5	7,8	18,996	17	0,303
10	8,7	19,135	19	0,302
20	9,5	19,232	26	0,397
30	8,7	19,279	40	0,637
60	8,5	19,386	28	0,446
70	7,5	19,564	42	0,775
100	6,2	19,760	33	0,840
0	11	18,691	_	_

Таблица 7.2.1. Результаты экспериментов по динамике ультразвуковой колебательной системы с разгрузкой

Примечание. *А* – амплитуда колебаний торца волновода; *f* – резонансная частота.

опирается на изделие с постоянным контактом по контуру торца втулки; торец такой колебательной системы можно рассматривать как пластину, опирающуюся по контуру, с которой жестко связан волновод с магнитострикционным преобразователем; торец волновода установлен по отношению к обрабатываемой поверхности с нулевым зазором, что является причиной изохронности частотной характеристики колебательной системы [145].

В работе [147] рассмотрены некоторые особенности и результаты ультразвукового ударного упрочнения поверхности металлов и сплавов. Метод ультразвуковой ударной обработки поверхности может быть реализован в двух вариантах: связанными (имеющими одну степень свободы перемещения) деформирующими элементами и свободными рабочими телами.

Метод ультразвуковой обработки поверхности связанными деформирующими элементами к настоящему времени достаточно подробно описан в литературе, в то время как основные закономерности метода ультразвуковой обработки поверхности свободными рабочими телами еще нуждаются в обсуждении.

В задачу проведенных исследований входило сопоставление особенностей изменения состояния поверхностного слоя с акустическими и технологическими параметрами процесса ультразвуковой ударной обработки свободными рабочими телами.

При анализе механизма поверхностного упрочнения металлов были рассмотрены два физических процесса, играющих в нем основную роль:

1) соударение возбужденного ультразвуковыми колебаниями и движущегося с определенной скоростью рабочего тела с поверхностью образца;

2) пластическая деформация поверхностных слоев образца.

При рассмотрении процесса соударения рабочего тела с поверхностью образца была оценена сила удара рабочего тела о поверхность обрабатываемого металла в зависимости от технологических параметров процесса: амплитуды и частоты ультразвуковых колебаний, плотности материала и размеров рабочего тела, количества рабочих тел, расстояния между образцом и излучателем. Для выявления характера ультразвукового воздействия на изменение механических характеристик поверхностного слоя и его глубину были проведены оценки возможной степени упрочнения, пороговой амплитуды колебаний, глубины упрочненного слоя, времени обработки, необходимого для реализации на поверхности равномерного упрочненного слоя. Расчеты проводились для металлов с различной кристаллической структурой.

Анализируя результаты расчетов, следует отметить, что наибольшую степень упрочнения можно ожидать в металлах с ГЦК-решеткой. Пороговая амплитуда и время обработки снижаются с уменьшением предела текучести материала.

Экспериментальные исследования были проведены на следующих материалах:

чистые металлы с различной кристаллической структурой (ОЦЕ – Al, Ni, Cu; ГЦК – Fe, Nb, Mo; ГПУ – Mg, Ti, Co) и с известными механическими свойствами, для которых выше были проведены расчеты возможной степени упрочнения и глубины упрочненного слоя. Обработка этих материалов проводилась с целью сопоставления расчетных и экспериментальных результатов;

образцы промышленных сплавов на основе железа (углеродистые и аустенитные стали, чугун, сплавы системы Fe–B, полученные по порошковой технологии), меди (бронза) и алюминия (сплавы системы Al–Mg–Si), широко используемые в машиностроительной практике;

реальные детали машиностроительного назначения, изготовленные из низколегированной и аустенитной сталей, более или менее сложной геометрической формы для выявления технических возможностей метода упрочнения с ультразвуком.

Результаты ультразвуковой обработки показали, что упрочнение поверхности образцов имело место при амплитудах колебаний излучателя, превышающих определенный уровень. Степень упрочнения возрастала с увеличением амплитуды колебаний излучателя. Эффект начинал проявляться при времени обработки свыше 30 с. Максимальная степень упрочнения наблюдалась при времени обработки 360 с, затем степень упрочнения уменьшалась [149].

Более высокая степень упрочнения имела место при обработке поверхности шариками диаметром 3,2 мм по сравнению с шариками диаметром 0,6 мм. Использование в качестве рабочих тел шариков из карбида вольфрама давало более высокую степень упрочнения.

Наилучшие результаты были получены при размещении на поверхности одного слоя рабочих тел. С увеличением расстояния между излучателем и образцом степень упрочнения снижалась. Некоторые из полученных результатов приведены в табл. 7.2.2 и 7.2.3.

Сопоставление экспериментальных данных с результатами теоретического анализа процесса соударения рабочего тела с образцом показало их качественное и в ряде случаев количественное соответствие.

Анализируя полученные результаты по влиянию ультразвуковых и технологических параметров процесса на степень поверхностного упрочнения, можно с достаточным основанием

Металл	Условия обработки	HV*	Степень упрочнения k, %**
Алюминий	С	96	100
	U	193	
Никель	С	211	50
	U	315	
Железо	С	193	45
	U	280	
Ниобий	С	520	17
	U	608	
Магний	С	120	56
	U	187	
Кобальт	С	330	26
	U	416	

Таблица 7.2.2. Влияние ультразвука на степень упрочнения различных металлов

* Нагрузка 50 г.

**
$$k = HV_U - HV_C / HV_C$$
.

Сплав	Условия обработки	HV*	Степень упрочнения, %	Шероховатость по- верхности Ra, мкм
AlMgSi	С	60	166	0,54122
	U	160		5,66064
90MnV8	C	215	18	0,38384
	U	255		1,92802
Система Fe-В	С	181	51	
	U	273		
Х18Н9Т	С	173	32	0,71255
	U	229		0,67032

Таблица 7.2.3. Влияние ультразвука на степень упрочнения и чистоту поверхности различных сплавов

* Нагрузка 50 г.

предположить, что она будет определяться тремя факторами: силой удара шарика об образец, продолжительностью обработки и природой обрабатываемого материала (модулем упругости и его прочностными характеристиками). Сказанное справедливо для материалов, в которых ультразвуковое упрочнение не сопровождается фазовыми переходами (например, типа $\gamma \rightarrow \alpha$ для сталей). Фазовый переход может внести свой вклад в процесс поверхностного упрочнения.

Упрочнение с помощью мощных ультразвуковых колебаний целесообразно использовать для плоских полос рессор. Иногда встречаются рессоры и плоские пружины с резкими перепадами толщин, крепежными элементами, ребрами жесткости и др. Их упрочняют дробеструйной обработкой. В таких случаях целесообразно использовать разработанные авторами способы ультразвуковой поверхностной пластической обработки.

На рис. 7.2.17 представлен общий вид устройства для поверхностного ультразвукового упрочнения пластин рессор с насыпными деформирующими шариками [150], включающего ультразвуковой генератор гармонических сигналов (на рисунке не показан), электроакустический преобразователь *1* с концентратором *2*, закрепленным на его торце узлом дефор-



Рис. 7.2.17. Устройство для поверхностного ультразвукового упрочнения плоских упругих элементов с насыпными деформирующими шариками

мирования, выполненным в виде камеры 3, заполненной свободно насыпанными металлическими шариками 4, причем камера 3 узла деформирования снабжена поперечным пазом 5, у основания которого установлены опорные ролики 6. Для перемещения рессорных пластин 7 по опорным роликам 6 в полости паза 5 устройство снабжено приводным обрезиненным роликом 8.

Устройство работает следующим образом. Обрабатываемая рессорная пластина 7 укладывается в паз 5 на опорные ролики 6, одновременно прижимается и приводится в движе-

ние при помощи приводного обрезиненного ролика 8. После включения ультразвукового генератора в электроакустическом преобразователе I возбуждают механические колебания ультразвуковой частоты в диапазоне 22 кГц, которые посредством концентратора 2 возбуждают в слое металлических шариков 4 колебания той же частоты 22 кГц и придают им ускорение, необходимое для удара об обрабатываемую поверхность рессорной пластины 7. Размер шариков может колебаться от 0,5 до 1,0 мм. Помимо собственно упрочнения на представленном устройстве можно осуществлять нанесение на поверхность рессоры различных покрытий – цинковых антикоррозионных, антифрикционных, например диоксид молибдена, графит и др. Для этого в контейнер с шариками помешают требуемые материалы в виде мелкодисперсных порошков, которые «зачеканиваются» в обрабатываемую поверхность при ударах шариков.

Представляет интерес устройство для поверхностного ультразвукового упрочнения плоских упругих элементов [151] 266 с закрепленными деформирующими шариками (рис. 7.2.18), включающее ультразвуковой генератор гармонических сигналов, электроакустический преобразователь с концентратором , закрепленным на его торце деформирующим элементом 3, выполненным в виде сфер , выступающих над торцом концентратора на одинаковую высоту, причем ширина деформирующего элемента равна ширине обрабатываемой поверхности пластины рессоры , а рабочая поверхность деформирующего элемента расположена под углом к продольной оси концентратора



Рис. 7.2.18. Устройство для поверхностного ультразвукового упрочнения плоских упругих элементов с закрепленными деформирующими шариками: *а*, *б*, *в* – схема устройства; *г* – общий вид

2. Для перемещения пластин рессор 5 вдоль концентратора 2 устройство снабжено опорными роликами 6.

Устройство работает следующим образом. Обрабатываемая пластина рессоры 5 укладывается на опорные ролики 6. Деформирующий элемент 3 своей рабочей поверхностью прижимается к обрабатываемой поверхности пластины рессоры 5. После включения ультразвукового генератора в преобразователе *1* возбуждают механические колебания ультразвуковой частоты, которые посредством концентратора 2 возбуждают в деформирующем элементе 3 колебания той же частоты, необходимые для обработки поверхности пластины рессоры 5. За счет того, что рабочая поверхность деформирующего элемента 3 расположена под углом к продольной оси концентратора 2, в процессе обработки поверхности пластины рессоры 5 одновременно происходит ее перемещение по опорным роликам 6. Данное устройство позволяет производить строго регламентированную обработку, варьируя диаметром и расположением шариков в деформирующем элементе, а также углом его наклона β. Однако имеются ограничения по ширине обрабатываемой полосы. В широком деформирующем элементе возможно возникновение нежелательных изгибных колебаний.

7.3. Магнитно-импульсная упрочняющая обработка стальных изделий

7.3.1. Оборудование для магнитно-импульсной обработки

Учеными Физико-технического института Национальной академии наук Беларуси и Барановичского государственного университета разработана новая технология повышения прочностных свойств стальных изделий, как закаленных, так и не закаленных, путем воздействия сильным импульсным электромагнитным полем. При таком воздействии устраняются дефекты в кристаллической решетке, выравниваются внутренние напряжения, измельчается и становится более однородной структура металла [152]. Преимуществом магнитно-импульсной обработки по сравнению с известными методами упрочнения является то, что геометрические параметры и качество поверхности упрочненных изделий не меняются, не требуются дополнительная термообработка, финишные операции, сам процесс отличается низким энергопотреблением, высокой производительностью, экологической чистотой.

В ФТИ НАН Беларуси разработана и изготовлена магнитноимпульсная установка (МИУ), предназначенная для упрочнения цилиндрических стальных изделий (как не закаленных, так и закаленных) сильным импульсным электромагнитным полем.

На рис. 7.3.1 показан общий вид установки с закрытой рабочей зоной, а на рис. 7.3.2 – цилиндрический индуктор и упрочняемая деталь.

В табл. 7.3.1 даны технические характеристики разработанной МИУ.

Магнитно-импульсная обработка металлов основана на взаимодействии импульсного магнитного поля с металлической заготовкой. Источником импульсного магнитного поля является индуктор, через который пропускается мощный импульс электрического тока.

Установка для магнитно-импульсной обработки металлов представляет собой генератор импульсного тока, состоящий из емкостного накопителя электрической энергии (высоковольтной конденсаторной батареи), рабочего органа (индуктора) и коммутирующего устройства (высоковольтного управляемого разрядника). С помощью



Рис. 7.3.1. Магнитно-импульсная установка для упрочнения стальных изделий



Рис. 7.3.2. Индуктор цилиндрический, установленный на рабочий стол МИУ: *1* – упрочняемая деталь; 2 – цилиндрический индуктор

разрядника производится разряд конденсаторной батареи на индуктор.

В рабочей зоне индуктора импульсное магнитное поле наводит в находящейся в нем металлической заготовке вихревые токи.

В результате взаимодействия токов индуктора и заготовки возникают мощные механические усилия, оказывающие давле-

Максимальная запасаемая энергия, кДж		
Максимальная энергия импульса, кДж		
Максимальное зарядное напряжение, кВ		
Максимальное рабочее напряжение, кВ		
Емкость накопителя, мкФ		
Средняя выходная мощность зарядного устройства, не менее ВА		
Мощность, потребляемая установкой от сети переменного тока напряжением 220 В, частотой 50 Гц, не более ВА		
Напряжение питающей сети, В		
Частота питающей сети, Гц		
Длина установки, мм		
Ширина установки, мм		
Высота установки, мм		
Масса установки, кг		
Производительность импульсов/мин		

Таблица 7.3.1. Характеристики МИУ

ние как на заготовку, так и на индуктор. Под действием давления повышаются прочностные характеристики заготовки.

С помощью МИУ с цилиндрическим индуктором можно подвергать упрочняющей обработке как цилиндрические, так и сферические изделия.

Однако конструкция магнитно-импульсной установки предусматривает обработку единичных изделий. В случае обработки, например, изделий сферической формы (шариков для шарикоподшипников) необходимо подавать каждый шарик поодиночке внутрь индуктора, обрабатывать его импульсом электромагнитного поля, затем извлекать обработанный шарик и на его место подавать следующий. Такой процесс требует большого количества времени. Для ускорения процесса упрочнения шариков разработано специальное автоматическое устройство, конструкция которого схематически представлена на рис. 7.3.3.

Работает устройство следующим образом. Шарики, предназначенные для обработки (в данном случае – стальные шарики диаметром 3/8 дюйма), загружаются в бункер *1*, дно которого имеет конусообразную форму. В центре дна выполнено сквозное отверстие для прохода шариков.

Для устранения возможного застревания группы шариков в районе отверстия снаружи около стенки бункера прикреплен вибратор 2, представляющий из себя прорезиненный стальной диск, эксцентрично расположенный на валу электродвигателя. По изолирующей трубке 5 шарики под влиянием собственного веса поступают во внутреннюю полость цилиндрического индуктора 4. Изолирующая трубка предохраняет шарики от соприкосновения с внутренней поверхностью индуктора и придает обрабатываемой группе шариков (20 штук) строго вертикальное положение вдоль оси индуктора.

С помощью электромагнитного толкателя 6 выход шариков из индуктора 4 в процессе их обработки импульсом или несколькими импульсами магнитного поля запирается с помощью дозатора 7. После окончания обработки дозатор с помощью толкателя 6 приводится в такое положение, когда его трубка совмещается с изолирующей трубкой 5 и обработанные шарики высыпа-



Рис. 7.3.3. Схема автоматического устройства: 1 – бункер; 2 – вибратор; 3 – рама; 4 – индуктор; 5 – изолирующая трубка; 6 – электромагнитный толкатель; 7 – дозатор; 8 – емкость для обработанных шариков

ются в емкость 8. Бункер 1, вибратор 2, корпус индуктора 4, электромагнитный толкатель 6 и дозатор 7 крепятся к раме 3, которая крепится к боковой стенке магнитно-импульсной установки. Команды на электромагнитный толкатель подаются по сигналам системы управления синхронно перед началом обработки шариков импульсным магнитным полем (дозатор перекрывает нижнее отверстие в корпусе индуктора) и после обработки (дозатор открывает выход для разгрузки обрабатываемой партии шариков).

Благодаря автоматизированной системе загрузки и выгрузки шариков магнитно-импульсной обработке подвергаются одно-

временно 20 шариков, а не 1, как было бы в отсутствии этого устройства, что значительно ускоряет процесс упрочняющей обработки.

В результате проведенных исследований установлено, что при магнитно-импульсном воздействии в стальных закаленных шариках диаметром 3/8 дюйма (сталь ШХ15) происходят аустенитно-мартенситные превращения, в результате которых количество аустенита уменьшается от 8–10 до 4–6%, а также происходит измельчение зерен и образование карбидов. Эти структурно-фазовые преобразования способствуют повышению прочности шариков на 25–30%.

Подробное описание исследований изложено в [152]. Способ упрочнения металлических закаленных шариков магнитно-импульсным воздействием защищен патентом Республики Беларусь [153].

7.3.2. Исследование влияния магнитно-импульсного воздействия на структуру и прочностные характеристики изделий из конструкционной и инструментальной стали

В данной работе представлены результаты исследований влияния импульсного магнитного поля на структурно-фазовые превращения и прочностные характеристики изделий из конструкционных и инструментальных сталей цилиндрической и плоской формы.

Образцы из конструкционных сталей подвергались упрочняющей обработке в цилиндрическом индукторе, показанном на рис. 7.3.2.

Для исследования были изготовлены цилиндрические образцы диаметром 10 мм и высотой 10 мм из сталей 40Х и 70Г. Термообработке образцы не подвергались. Одна плоскость подвергалась шлифованию, а затем полировалась.

В индуктор магнитно-импульсной установки одновременно закладывались по 3 образца из одной стали, которые подверга-



Рис. 7.3.4. Неупрочненный образец из стали 40Х. ×100

лись обработке с определенной энергией импульса и определенным количеством импульсов.

После магнитно-импульсной обработки образцы исследовались на электронном микроскопе «Neophot-32».

На рис. 7.3.4 показана структура краевого участка образца из стали 40Х, не подвергавшегося упрочняющей обработке

магнитно-импульсным воздействием. Никаких отличий по краю и в центре не наблюдается.

На рис. 7.3.5 показана фотография краевого участка образца из стали 40Х, обработанного магнитно-импульсным воздействием с мощностью импульса 6 кДж.

На рисунке отчетливо виден упрочненный слой темного цвета, причем под воздействием импульса 6 кДж упрочненный слой примерно в 1,5 раза толще слоя, полученного под воздействием импульса 4 кДж. Слои носят текстурированный характер, что говорит о том, что они получены за счет пластической деформации. Структура образцов носит перлитно-ферритный характер, при этом ближе к границе упрочненного слоя преоб-

ладает перлитная структура, а в направлении к центру начинает преобладать ферритная.

На рис. 7.3.6 показана фотография участка на краю образца из стали 40Х, упрочненного магнитно-импульсным воздействием с мощностью импульса 6 кДж и числом импульсов 3. Средняя толщина слоя находится в пределах 30 мкм.

На фотографии отчетливо виден упрочненный слой бо-



Рис. 7.3.5. Упрочненный слой образца из стали 40Х, обработанного магнитно-импульсным воздействием с мощностью импульса 6 кДж. ×250



Рис. 7.3.6. Вид упрочненного слоя на образце из стали 40X с отпечатками индентора. ×500

лее темного цвета на фоне неупрочненной части образца светлого цвета. В области упрочненного слоя и на некотором удалении от него было сделано три укола индентором на компьютеризированном комплексе Duramin. Твердость упрочненного слоя (на границе обозначено цифрой *I*) составила 4210 кгс/мм². В отдалении от упрочненного слоя в точке 2 твердость составила 1910 кгс/мм², а в точке 3 - 1530 кгс/мм².

Отношение микротвердости упрочненного слоя (точка 1) к микротвердости неупрочненного слоя (точка 3) составляет 2,75 раза. Интерес представляет и точка 2, находящаяся на некотором удалении от четко различимой внутренней границы упрочненного слоя: микротвердость в этой точке превышает значение микротвердости в точке 3, находящейся еще далее от границы упрочненного слоя, в 1,25 раза. Следовательно, реальный упрочненный слой имеет толщину большую, чем видно на фотографии, что можно объяснить сложным механизмом упрочнения: путем упругопластической деформации (темный слой), а также карбидообразованием, искажением кристаллической решетки и т. д.



Рис. 7.3.7. Упрочненный слой образца из стали 70Г, обработанного магнитно-импульсным воздействием с мощностью импульса 4 кДж. ×250



Рис. 7.3.8. Упрочненный слой образца из стали 70Г, обработанного магнитно-импульсным воздействием с мощностью импульса 6 кДж. ×250

На рис. 7.3.7 и 7.3.8 показаны фотографии краевых участков образцов из стали 70Г после их обработки магнитно-импульсным воздействием.

На рис. 7.3.7 показан упрочненный слой, полученный при мощности импульса 4 кДж, а на рис. 7.3.8 – при мощности импульса 6 кДж.

На рис. 7.3.7 видно, что упрочненный слой проявляется не так четко, как на образцах из стали 40Х, тем не менее толщина этого слоя больше, чем у образцов из стали 40Х, обработанных с энергией импульса как 4 кДж, так и 6 кДж. Средняя толщина слоя составляет 75 мкм.

При увеличении мощности импульса до 6 кДж (рис. 7.3.8) упрочненный слой проявляется более четко, его средняя толщина равна 100 мкм. В обоих случаях упрочненный слой на образцах из стали 70Г также носит деформационный характер.

В качестве плоских изделий в данной работе выбраны плоские дереворежущие ножи, широко применяемые при фрезеровании и строгании различных древесных материалов. Для упрочняющей обработки плоских ножей в ФТИ НАН Беларуси была разработана новая, более мощная магнитно-импульсная установка (рис. 7.3.9), оборудованная специальным прочным столом с пазами типа «ласточкин хвост» для крепежных элементов, а также разработан и изготовлен специальный плоский индуктор (рис. 7.3.10).

Для упрочняющей обработки были выбраны дереворежущие ножи из стали 8ХФ, применяемые на УП «Мебельная фабрика «Лагуна» для обработки изделий из твердых пород древесины (дуба, ясеня), и ножи из стали 8Х6НФТ, применяемые на ОАО «Барановичидрев» для обработки изделий из клееной сосны.

На рис. 7.3.11 показано, как комплект ножей УП «Лагуна» устанавливается на верхнюю плоскую часть индуктора, а затем через изолирующую про-



Рис. 7.3.9. Магнитно-импульсная установка для упрочнения стальных изделий

кладку с помощью специального приспособления прижимается к индуктору, а сам индуктор надежно прижимается к столу магнитно-импульсной установки (рис. 7.3.12).

В ходе проведения эксперимента проводились измерения микротвердости на упрочняемой поверхности ножей, обрабо-



Рис. 7.3.10. Специальный индуктор для упрочнения плоских стальных изделий

танных при различных величине энергии и количестве импульсов. Измерения проводились твердомером ПМТ-3 по общепринятой методике в соответствии с ГОСТ 9450–60. Среднее значение микротвердости образцов из стали 8Х6НФТ до обработки составляло 542 кгс/мм², после магнитно-импульсной обработки – 630 кгс/мм², а для стали 8ХФ



Рис. 7.3.11. Установка ножей на плоский индуктор



Рис. 7.3.12. Общий вид плоского индуктора с крепежным устройством

до обработки составляло 485 кгс/мм², после магнитно-импульсной обработки – 580 кгс/мм². Анализ представленных зависимостей показывает, что микротвердость обработанных образцов увеличилась на 16–20%.

На рис. 7.3.13 представлены графики изменения микротвердости обработанных ножей из стали 8ХФ (1) и 8Х6НФТ (2) в зависимости от числа импульсов и при значениях энергии импульса 2,5 кДж (рис. 7.3.13, *a*), 4 кДж (рис. 7.3.13, *б*) и 6 кДж (рис. 7.3.13, *в*). Под числом импульсов «0» подразумевается микротвердость ножей до магнитно-импульсной обработки.

Из представленных графиков зависимостей видно, что микротвердость образцов возрастает при увеличении как энергии в импульсе, так и числа импульсов.

Показатели микротвердости для образцов из стали 8XФ во всех случаях ниже, чем из стали 8X6HФТ, что можно объяснить влиянием соответствующих легирующих элементов.

Можно также отметить, что в данном случае влияние на микротвердость стальных образцов величины энергии в импульсе более эффективно, чем влияние числа импульсов. Более того, с увеличением энергии в импульсе эффективность упрочнения от изменения числа импульсов падает. Из этого можно сделать вывод, что с точки зрения экономии затрат энергии на процесс магнитно-импульсного упрочнения эффективнее оперировать увеличением энергии в импульсе, чем количеством импульсов.







Рис. 7.3.13. Зависимость микротвердости упрочняемых поверхностей дереворежущих ножей от энергии и числа импульсов: *1* – нож из стали 8ХФ; *2* – нож из стали 8Х6НФТ; *а* – энергия в импульсе 2,5 кДж; *б* – энергия в импульсе 4 кДж; *в* – энергия в импульсе 6 кДж

Это подтверждается данными, представленными на рис.7.3.13, *б* и *в*: при энергии 6 кДж и одном импульсе твердость упрочненной поверхности ножа из стали 8Х6НФТ несколько превышает 600 кгс/мм² (затраты энергии – 6 кДж), а при энергии 4 кДж для того, чтобы получить такую же микротвердость, необходимо применить 4 импульса (4 кДж · 4 импульса = 16 кДж), т. е. в сумме затраты энергии во втором случае превышают затраты энергии в первом случае в 2,5 раза.

Для изучения структуры упрочненного слоя и измерения его толщины на боковых поверхностях дереворежущих ножей, под-

вергавшихся магнитно-импульсному упрочнению, были изготовлены шлифы.

Место в шлифе для проведения прицельной металлографии помечалось тремя отпечатками микротвердости, по которым можно идентифицировать определенное место в шлифе. Было проведено травление и фотографирование шлифа образцов в исходном состоянии и после магнитно-импульсной обработки. Изучение и фотографирование структур были выполнены на металлографическом микроскопе Neophot 21.

На рис. 7.3.14 и 7.3.15 показаны микроструктуры в области упрочненного слоя сталей 8Х6НФТ и 8ХФ соответственно: на рис. 7.3.14, *а* и 7.3.15, *а* – структуры в исходном состоянии; на рис. 7.3.14, *б* и 7.3.15, *б* – после магнитно-импульсной обработки.



Рис. 7.3.14. Микроструктура образцов из стали 8Х6НФТ: *а* – в исходном состоянии; *б* – после обработки магнитным полем. ×250



Рис. 7.3.15. Микроструктура образцов из стали 8ХФ: *а* – в исходном состоянии; *б* – после обработки магнитным полем. ×250

280

На рис. 7.3.14, б и 7.3.15, б четко виден упрочненный слой у образцов как из стали 8Х6НФТ, так и из стали 8ХФ. Он выделяется мелкозернистостью и сильно выраженной текстурой, что характерно для деформированных слоев металла. Толщина и вид упрочненного слоя зависят от энергии и количества импульсов. С уменьшением энергии в импульсе толщина слоя уменьшается, и он имеет более ровный, однородный вид. С увеличением энергии толщина слоя также увеличивается, и он приобретает неоднородный по глубине характер.

Измерения микротвердости по глубине образца показали, что в упрочненном слое микротвердость имеет максимальную величину, а при переходе через явно выраженную границу упрочненного слоя микротвердость заметно уменьшается, но при этом превышает микротвердость основы.

Для изучения влияния магнитно-импульсной обработки на прочностные показатели упрочненных ножей были проведены их испытания в производственных условиях. Для испытаний были выбраны ножи с максимальной микротвердостью упрочненной поверхности: для стали 8Х6НФТ она достигалась при энергии 6 кДж и 3 импульсах, а для стали 8ХФ – при энергии 6 кДж и 4 импульсах.

На ОАО «Барановичидрев» ножи, изготовленные из стали 8Х6НФТ и упрочненные магнитно-импульсным воздействием, прошли опытно-промышленные испытания на четырехстороннем фрезерном станке Ynamat на операции фрезерования брусков для оконных створок из древесного материала «сосна клееная» в течение 2 мес и показали стойкость, в 3 раза превышающую стойкость таких же ножей, использованных на этой же операции, но не упрочненных магнитно-импульсным методом.

Ножи, изготовленные из стали 8ХФ и упрочненные магнитно-импульсным воздействием, прошли опытно-промышленные испытания на УП «Мебельная фабрика «Лагуна» на фрезерном деревообрабатывающем станке ФШС1А на операции фрезерования плоскостей ножек стульев из твердых древесных пород «ясень» и «дуб». За период работы в течение 2 нед опытные ножи показали стойкость, более чем в 1,5 раза превышающую стойкость таких же ножей, не упрочненных магнитно-импульсной обработкой (определялась стойкость ножей до их переточки). Кроме того, установлено, что качество обрабатываемых поверхностей деталей улучшилось: снизилась шероховатость, отсутствуют сколы и подрывы древесины, также отмечена плавность хода ножей, и образование при обработке более мелкой (дробной) стружки, что в совокупности благоприятно сказывается на качестве изделия и снижает энергоемкость процесса резания.

После проведения производственных испытаний были исследованы режущие кромки ножей, не упрочненных и упрочненных магнитно-импульсным воздействием. Установлено, что режущие кромки упрочненных ножей практически не затупились, чем можно объяснить и приведенные выше положительные эффекты.

Таким образом, результаты проведенных исследований показывают высокую эффективность и перспективность разработанного метода упрочнения плоских дереворежущих ножей, изготовленных из конструкционных и высоколегированных инструментальных сталей. В то же время установлено, что выбор режимов магнитно-импульсной обработки зависит от состава и процентного содержания легирующих элементов, количества углерода и других факторов, что требует проведения дальнейших исследований.

7.3.3. Аналитическое исследование влияния напряженностей магнитного и электрического полей на энергетические показатели индуктора

Встречаются два подхода к описанию процесса магнитноимпульсной обработки металлов (МИОМ) [154].

При первом подходе используются методы теории электрических цепей. Это позволяет достаточно удобно описывать процесс в целом (электромагнитный процесс в цепи батарея–разрядник–токопровод–система «индуктор–заготовка», электромеханический процесс деформирования заготовки и т. п.) и находить интегральные величины (ток разряда, ток в заготовке, тепловые потери в заготовке, индукторе, установке, суммарное усилие на заготовку и т. д.).

Во втором случае теория электромагнитного поля рассматривает соответствующие параметры процесса в пространстве в разные моменты времени (напряженность поля, плотности токов, давление и т. п.). Более общая постановка задач в рамках теории поля позволяет детально анализировать процессы, происходящие в заготовке. Однако описание процессов в динамике требует применения сложного математического аппарата, поскольку теплообмен и диффузия, происходящие в заготовке, являются достаточно медленными по сравнению с электродинамическими процессами. Поэтому использование методов теории поля более предпочтительно при анализе распределения давлений и плотностей токов по толщине заготовки и индуктора, а также вдоль их поверхностей. Для некоторых систем построены и решены уравнения, описывающие электродинамические процессы в системе «индуктор–заготовка».

Проектная практика расчета процессов индукционного нагрева показывает, что расчеты электромагнитных процессов в системах, аналогичных применяемым в МИОМ, можно одинаково успешно проводить как на основе уравнений теории электромагнитного поля, так и методами теории электрических цепей; результаты получаются достаточно близкими [155, 156].

Одним из способов определения суммарного усилия на заготовку в теории электрических цепей является выражение его через энергию W_L магнитного поля системы «индуктор—заготовка» [154]:

$$W_L = \frac{L_{\mu-3}i^2}{2}; \tag{7.3.1}$$

$$F_{\Delta} = \frac{i^2}{2} \frac{\partial L_{\mu-3}}{\partial \Delta}, \qquad (7.3.2)$$

где $L_{\mu-3}$ – эквивалентная индуктивность системы «индуктор-заготовка»; i – ток в первичной цепи (ток индуктора на рис. 7.3.1 – i_l);

283

 F_Δ – суммарное усилие на заготовку; Δ – зазор между индуктором и заготовкой.

Введем следующее обозначение:

$$L_0 = \lim_{\Delta \to 0} \frac{\partial L_{_{\mathrm{H}-3}}}{\partial \Delta}.$$
 (7.3.3)

Из выражения (7.3.2) получим следующее:

$$F_{\Delta} = \frac{i^2}{2} \left(\frac{\frac{\partial L_{\mu-3}}{\partial \Delta}}{L_0} \right) \frac{L_0 \Delta}{\Delta} \frac{L_{\mu-3}}{L_{\mu-3}} = \frac{L_{\mu-3}i^2}{2} \frac{1}{\Delta} \frac{L_0 \Delta}{L_{\mu-3}} \frac{\frac{\partial L_{\mu-3}}{\partial \Delta}}{L_0};$$
(7.3.4)

$$F_{\Delta} = \frac{W_L}{\Delta} k_3 k_5 = \frac{W_L}{\Delta} k_3';$$

$$k_{3} = \frac{\frac{\partial L_{u-3}}{\partial \Delta}}{L_{o}}; \ k_{3}' = k_{3} \frac{L_{0} \Delta}{L_{u-3}}; \ k_{5} = \frac{L_{0} \Delta}{L_{u-3}}.$$
(7.3.5)

Обычно в работах по магнитно-импульсной обработке металлов определяют давление на заготовку [157].

Для среднего по площади заготовки *S* давления *p* получаем из (7.3.4) и (7.3.5) следующее выражение:

$$p = \frac{W_L}{S\Delta} k_3' = \frac{W_L}{S\Delta} k_3 k_5.$$
(7.3.6)

Таким образом, для увеличения давления на заготовку следует уменьшать зазор и концентрировать силовые линии в локальной области поверхности заготовки. При этом необходимо также увеличивать энергию W_L . При постоянных величинах S, Δ и k_3 давление будет максимально, когда вся энергия, запасаемая в батарее конденсаторов W_{CO} , полностью переходит в энергию W_L магнитного поля индуктора. Поэтому выражение (7.3.6) перепишем в виде

$$p = \frac{W_{CO}}{S\Delta}k_3'. \tag{7.3.7}$$

Величина давления, согласно выражению (7.3.7), является предельной. В реальной установке часть энергии W_{CO} рассеивается на активных сопротивлениях, часть переходит в механическую работу деформирования или остается в форме энергии магнитного поля в индуктивностях источника, токопровода и внешнего поля системы «индуктор–заготовка».

В соответствии с [154] принимаем, что:

$$k_3 = k_3' = k_5 = 1. \tag{7.3.8}$$

Таким образом, из (7.3.7) с учетом (7.3.8) получим выражение для определения давления на заготовку:

$$p = \frac{W_{CO}}{S\Delta}.$$
(7.3.9)

Допущение (7.3.8) соответствует случаю, когда магнитное поле сосредоточено только в рабочем объеме $S\Delta$ и является однородным. В реальных условиях поле существует и вне рабочего объема, а в зазоре оно неоднородно. Таким образом, коэффициенты k_3 и k'_3 учитывают уменьшение усилия в реальных условиях по сравнению со случаем, когда поле сосредоточено только в рабочем зазоре.

Определить значения коэффициентов k_3 и k'_3 можно на основе эксперимента. Для этого следует продифференцировать экспериментально снятую или рассчитанную по справочникам зависимость L_{u-3} (Δ).

В расчетах, основанных на теории электромагнитного поля, исходят из выражений для векторов напряженностей электрического поля *E* и магнитного поля *H*, а также плотности тока *j*. Из тензора напряженностей электромагнитного поля получим [154]:

$$\vec{f} = \mu_0 \left[\vec{j} \vec{H} \right] = \mu_0 (\vec{H} \nabla \vec{H}) - \overline{\text{grad}} \frac{\mu_0 H^2}{2}, \qquad (7.3.10)$$

где \vec{f} – вектор давления магнитного поля; $\mu_0 = 4\pi 10^{-7}$ Гн/м – магнитная постоянная в системе СИ; $\overline{\nabla}$ – оператор Набла.

Формула (7.3.10) соответствует в теории цепей закону Ампера для электродинамических сил. В ней первое слагаемое $\mu_0(\vec{H}\nabla\vec{H})$ интерпретируется как напряжение по направлению поля \vec{H} , а второе слагаемое $\overrightarrow{\text{grad}} \frac{\mu_0 H^2}{2}$ – как давление в направлению, перпендикулярном \vec{H} . По математическому смыслу операции $\mu_0(\vec{H}\nabla\vec{H})$ первый член в выражении (7.3.10) учитывает изменение \vec{H} в направлении силовой линии. При проникновении электромагнитного поля в металл обычно справедливо применение для расчетов плоской волны даже в тех случаях, когда поле вне металла трехмерно. Тогда, если Z – ось, направленная перпендикулярно поверхности, а X – ось, параллельная плоскости поверхности, то справедливы следующие выражения:

 $H_X \gg H_Z;$

$$f_Z = \mu_0 H_X \nabla H_X - \frac{\partial}{\partial Z} \frac{\mu_0 H_Z^2}{2} = -\frac{\partial}{\partial Z} \frac{\mu_0 H_Z^2}{2}, \qquad (7.3.11)$$

где H_X – напряженность магнитного поля в направлении оси X; H_Z – напряженность магнитного поля в направлении оси Z; f_Z – давление магнитного поля в направлении оси Z.

Из выражения (7.3.11) видно, что в металле реально существует только перпендикулярное к поверхности давление магнитного поля.

В случае, когда рассматривается поле в системе с тонкой металлической пластиной и известны напряженности H_{Z1} и H_{Z2} с обеих сторон пластины, суммарное давление определяется следующим образом:

$$p = \mu_0 \frac{H_{Z1}^2 - H_{Z2}^2}{2}.$$
 (7.3.12)

В случае «толстой пластины», когда $H_{Z2} = 0$, давление будет максимальным, формула (7.3.12) преобразуется следующим образом:

$$p = \mu_0 \frac{H_{Z1}^2}{2}.$$
 (7.3.13)

286

В условиях магнитно-импульсной обработки пренебрежение касательными к поверхности металла составляющими силы давления справедливо в большинстве случаев [158].

В тензор напряжений электромагнитного поля входят также и силы давления, соответствующие электростатическому взаимодействию:

$$f' = \frac{\varepsilon E^2}{2},\tag{7.3.14}$$

где є – диэлектрическая постоянная в системе СИ; *E* – напряженность электрического поля.

Рассмотрим подробнее случай, когда напряженность $H_{Z2} = 0$, а в рабочем зазоре $H_X = H_Y = 0$; при этом давление определим по выражению (7.3.13). Из теории поля следует, что удельная объемная энергия поля ω_I численно равна давлению p [154]:

$$\omega_L = p = \frac{\mu H^2}{2}.$$
 (7.3.15)

Считая, что в рабочем зазоре поле однородно, а вне его поле отсутствует, для полной энергии W_L и давления p получим следующие выражения:

$$W_L = \frac{\mu H^2}{2} S\Delta; \qquad (7.3.16)$$

$$p = \frac{W_L}{S\Delta}.$$
(7.3.17)

Таким образом, величина давления p на заготовку получилась практически одинаковой как при расчете по формулам теории поля (7.3.17), так и из формул теории цепей (7.3.9).

7.3.4. Аналитическое исследование влияния величины технологического зазора между индуктором и заготовкой на величину давления в системе «индуктор–заготовка»

В условиях магнитно-импульсной обработки металлов силы, действующие со стороны вихревого электрического поля на электроны проводимости, обусловливают возникновение ин-



Рис. 7.3.16. Искривление силовых линий на крае ферромагнитной заготовки: *1* – индуктор; *2* – диэлектрическая прокладка; *3* – ферромагнитная заготовка

дукционных электрических токов на поверхности заготовки, обращенной к индуктору [159]. При этом электрическое взаимодействие накладывает ограничение на минимальное значение величины зазора, поскольку при малой величине зазора может происходить пробой диэлектрика. Этот эффект наиболее сильно проявляется вблизи края заготовки, выполненной из

ферромагнитного материала. В этой области возникают существенные искажения силовых линий магнитного поля. Поэтому вектора напряженности вихревого электрического поля будут иметь проекцию в направлении, перпендикулярном поверхности заготовки, т. е. вдоль оси Z. В результате между индуктором и заготовкой возникает разность потенциалов (рис. 7.3.16).

Используя уравнение Максвелла,

$$\left[\vec{\nabla}\vec{E}\right] = -\mu_0 \frac{dH}{dt},\tag{7.3.18}$$

получим оценку возникающего между заготовкой и индуктором напряжения (в области края заготовки) при изменении напряженности магнитного поля порядка $dH_x = 10^5$ А/м в течение промежутка времени $dt = 10^{-3}$ с. Численная оценка дает значение напряжения в указанной области порядка $U = 10^2$ В. Соответствующая напряженность:

$$E_z = \frac{U}{\Delta},\tag{7.3.19}$$

определяет минимальное значение толщины диэлектрической прокладки

$$\Delta = \frac{U}{E_z}.$$
(7.3.20)

288
Так, для диэлектрика с проницаемостью $\varepsilon = 10$ и значением напряженности, соответствующим пробою, равным $E = 10^8$ В/м, получаем минимальную величину зазора $\Delta = 10^{-4}$ м.

Однако такая малая толщина диэлектрика будет приводить к его механическому разрушению в процессе эксплуатации установки, поскольку в конечной стадии импульса, когда происходит уменьшение величины напряженности магнитного поля, возникают силы, прижимающие заготовку к индуктору и диэлектрической пластине. Величина этих сил на два порядка меньше, чем сил отталкивания, возникающих при нарастании магнитного потока, поэтому они не приводят к процессам пластической деформации металла и, соответственно, не приводят к упрочнению поверхности заготовки. Это связано с тем, что время убывания магнитного потока значительно больше времени нарастания и определяется ростом сопротивления соответствующей электрической цепи: батарея-разрядник-токопровод-система «индуктор-заготовка» при ее нагревании и изменением структуры заготовки [160]. При использовании в качестве прокладки хрупких диэлектриков, таких, как текстолит, стекло, эбонит, возникающих сил достаточно для разрушения тонкой пластины. Разрушение прокладки приведет в свою очередь к износу индуктора. Поэтому для обеспечения необходимого (десятикратного) запаса прочности толщину слоя диэлектрика необходимо выбирать для текстолита не менее 1 мм. К тому же, как было показано выше, такая толщина пластины надежно защитит от пробоя диэлектрика. Использование упругих диэлектрических прокладок, таких, как резина, в случае, когда масса заготовки превосходит 10⁻² кг, нецелесообразно, поскольку это приводит к большим перемещениям заготовки относительно индуктора, что вызывает его износ.

Для определения влияния величины технологического зазора Δ между индуктором и заготовкой на величину давления *р* в формулу (7.3.17) были подставлены численные значения параметров W_L , *S*, взятые из экспериментальных исследований, приведенные в [160]. Величина энергии магнитного поля W_L составляла 2,0; 4,0 и 6,0 кДж; площадь рабочей поверхности плоского

Анализ кривых на рис. 7.3.17 показывает, что значения p при увеличении зазора от 1 до 3 мм стремительно падают (от $3,9 \cdot 10^9 \text{ к}\Gamma/\text{m}^2$ до $1,3 \cdot 10^9 \text{ к}\Gamma/\text{m}^2$ при W = 6 кДж; от $2,6 \cdot 10^9 \text{ к}\Gamma/\text{m}^2$ до $0,86 \cdot 10^9 \text{ к}\Gamma/\text{m}^2$ при W = 4 кДж и от $1,3 \cdot 10^9 \text{ к}\Gamma/\text{m}^2$ до $0,43 \cdot 10^9 \text{ к}\Gamma/\text{m}^2$ при W = 2 кДж). При увеличении зазора от 3 до 15 мм уменьшение величины p плавно замедляется, приближаясь к нулю. Таким образом, наиболее предпочтительной для осуществления МИОМ является величина зазора, равная 1 мм. Зазор менее 1 мм применять нежелательно из-за опасности пробоя изолирующей



Рис. 7.3.17. Зависимость давления в системе «индуктор-заготовка» от величины технологического зазора между индуктором и заготовкой: *1* – энергия магнитного поля *W* = 2 кДж; *2* – *W* = 4 кДж; *3* – *W* = 6 кДж

290

прокладки сильным электромагнитным полем, о чем было сказано выше.

Таким образом, из формул (7.3.9) и (7.3.17) видно, что величина давления p на заготовку обратно пропорциональна величине зазора Δ между индуктором и заготовкой: с увеличением зазора давление уменьшается. Проведенные в соответствии с формулой (7.17) расчеты, а также практика МИОМ [160, 161] показывают, что оптимальной величиной технологического зазора является 1 мм. В этом случае достигается максимально возможная для данных условий МИОМ величина давления на заготовку, и, соответственно, максимальная эффективность магнитно-импульсной упрочняющей обработки стальных изделий. Величина давления также зависит и от энергии магнитного поля W, которая выбирается из технологических соображений: чем тверже упрочняемая поверхность изделия, тем большие величины давления, а, соответственно, и энергии поля необходимо применять при магнитно-импульсной обработке.

7.3.5. Модели механизма поверхностного упрочнения в импульсном магнитном поле металлических материалов

Учитывая новизну и сложность проводимых работ по созданию модели поверхностного упрочнения изделий из легированных сталей в импульсном магнитном поле, это задача выполнена в два этапа.

1. Построение модели механизма поверхностного упрочнения в импульсном магнитном поле материалов с однородной структурой.

2. Построение модели механизма поверхностного упрочнения в импульсном магнитном поле материалов с неоднородной структурой.

Одним из методов, обеспечивающих улучшение эксплуатационных свойств поверхности обрабатываемого материала, является магнитно-импульсное упрочнение. Ввиду высокой технологичности данный метод интенсивно исследуется и внедряется в производство [160–164]. Экспериментальные данные свидетельствуют о влиянии магнитных полей на изменение структуры и свойств металлов и сплавов. При этом для сталей наблюдается как деформация зерен феррита на поверхности обрабатываемой заготовки, так и увеличение объема карбидных фаз, перераспределение примесей по объему зерна и в области между зернами [161–165].

Описание физической сущности метода поверхностного упрочнения сплавов заключается в рассмотрении вихревых то-ков большой плотности [166, 167], возникающих в переменном магнитном поле.

7.3.5.1. Построение модели механизма поверхностного упрочнения в импульсном магнитном поле материалов с однородной структурой

В первом приближении рассмотрим однородный металлический немагнитный образец (медь, алюминий, сплавы на их основе), помещенный в магнитное поле напряженностью \vec{H} , возрастающее с течением времени (рис. 7.3.18).

В случае, когда магнитное поле, создаваемое индуктором, расположенным вблизи образца, изменяется, возникает вихревое электрическое поле и ЭДС индукции определяется законом электромагнитной индукции:

$$\varepsilon = -\frac{d\Phi}{dt},\tag{7.3.21}$$

где магнитный поток Φ в случае однородного поля напряженностью \vec{H} , направленной перпендикулярно поверхности, равен:



Рис. 7.3.18. Возникновение индукционных токов в образце: 1 – индуктор; 2 – заготовка

$$\Phi = \int_{S} \mu \mu_0 H dS = \pi \mu \mu_0 H r^2,$$

и интеграл берется по площади, охватываемой контуром радиуса *r*, в котором возникает индукционный ток (μ – магнитная проницаемость среды, близкая к единице, $\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7}$ Гн/м – магнитная постоянная в системе СИ). Знак минус в формуле (7.3.21) определяет направление индукционного тока, силу которого можно рассчитать в соответствии с законом Ома:

$$I = \frac{|\varepsilon|}{R},\tag{7.3.22}$$

где $R = c \frac{l}{\Delta S} = c \frac{2\pi r}{\Delta r \Delta h}$ – сопротивление кольцевого участка, шириной кольца Δr и высотой Δh ; ρ – удельное сопротивление образца; r – радиус кольца, по которому протекает индукционный ток. Окончательно, используя формулы (7.3.21) и (7.3.22) для плотности вихревого тока $j = \frac{I}{\Delta r \Delta h}$, получаем

$$j = \frac{\mu\mu_0 r}{2\rho} \frac{dH}{dt}.$$
 (7.3.23)

Из формулы (7.3.23) видно, что с увеличением скорости нарастания напряженности магнитного поля $\frac{dH}{dt}$, создаваемого индуктором, так же как и при увеличении радиуса вихревого тока, его плотность возрастает. При этом линии тока представляют собой концентрические окружности, расположенные в плоскостях, параллельных поверхности образца и перпендикулярно силовым линиям магнитного поля индуктора.

Модуль напряженности магнитного поля \tilde{H}_1 , создаваемого вихревым током в центре витка, определяется формулой $H_1 = \frac{I}{2r}$. Тогда, учитывая однородность материала заготовки и однородность магнитного поля, создаваемого индуктором, для величины H_1 из формулы (7.3.23) получаем

$$H_1 = \frac{\mu\mu_0}{4\rho} \frac{dH}{dt} \Delta r \Delta h.$$
(7.3.24)

Направление вектора $\vec{H_1}$ противоположно направлению вектора \vec{H} при нарастании тока в индукторе, и результирующее магнитное поле вблизи поверхности, определяемое в соответствии с принципом суперпозиции: $\vec{H_0} = \vec{H} + \vec{H_1}$, уже не будет

293

однородным. Оно сохраняет осевую симметрию, и минимальное значение достигается в центре поверхности образца, обращенной к индуктору. В результате функция $H_0(r,h,t)$ может быть представлена в виде: $H_0(r,h,t) = H_{0h}(h)H_{0r}(r)H_{0t}(t)$. Переходя в выражении (7.3.24) к бесконечно малым величинам *dh* и *dr*, получаем дифференциальное уравнение для определения зависимости напряженности результирующего магнитного поля от глубины проникновения в материал образца

$$\frac{d^2(H_{0h}(h)H_{0t}(t))}{dh^2} = \frac{\mu\mu_0}{c} \frac{d(H_{0h}(h)H_{0t}(t))}{dt}.$$
 (7.3.25)

Временная зависимость $\frac{dH}{dt}$, характеризующая нарастание магнитного поля индуктора определяется для немагнитных материалов периодом колебаний, возникающих при разрядке батареи конденсаторов емкостью *C*, поскольку в данном случае индуктивность магнитной цепи *L* мала. Полагаем, что

$$H_{0t}(t) = H_t(t) = H_{\max}(\exp(i\omega t)),$$

где $\omega = (\sqrt{LC})^{-1}$ – циклическая частота колебаний контура. При граничном условии $H_{0h}(0) = H_{max}$ получаем решение уравнения (7.3.25) в виде

$$H_0(r,h,t) = H_{\max}(r)(\exp(-\alpha h))\sin(\omega t - \alpha h),$$
 (7.3.26)

где $\alpha = \sqrt{\frac{\mu\mu_0\omega}{2\rho}}$ – величина, обратная толщине скин-слоя в металле.

Потенциальная энергия контура с током в магнитном поле определяется формулой:

$$W = -\pi\mu\mu_0 H_0 Ir^2.$$
(7.3.27)

Знак минус в формуле (7.3.27) связан с тем, что нормаль к контуру направлена противоположно вектору магнитного поля. Сила, действующая на контур в неоднородном магнитном

поле, в данном случае направлена внутрь образца и определяется соотношением:

$$F_h = -\frac{\partial W}{\partial h}.$$
(7.3.28)

Используя формулу (7.3.23), приходим к выводу, что плотность тока также изменяется с глубиной, причем функциональная зависимость от глубины аналогична (7.3.26). Тогда для усредненного по времени давления, оказываемого магнитным полем на поверхность образца, получаем следующее выражение:

$$\langle p(h) \rangle_t = \frac{\mu \mu_0}{4} H_{\max}^2(r)(\exp(-2\alpha h)).$$
 (7.3.29)

При напряженности магнитного поля $H_{\rm max} = 10^7$ А/м и длительности импульса $\tau = 10^{-3}$ с (эти параметры определяются конструктивными особенностями установки), удельном сопротивлении $\rho = 10^{-8}$ Ом·м, магнитной проницаемости среды $\mu = 1$ (что характерно для меди и алюминия), размерах образца $r = 10^{-2}$ м получаем следующие численные оценки процесса: плотность тока $j = 10^7$ А/м², толщина скин-слоя $\alpha^{-1} = 10^{-2}$ м, среднее давление на поверхности образца $\langle p(0) \rangle_r = 10^8$ Па.

Запишем выражение, определяющее преобразование энергии магнитного поля (7.3.27) в энергию упругой и пластической деформации, а также энергию, выделяемую в виде теплоты для бесконечно малого объема:

$$\frac{\mu\mu_0}{4}H_{\max}^2(r)(\exp(-2\alpha h)) =$$

$$= \eta \left(\frac{E\varepsilon(h)^2}{2} + n\langle W(T) \rangle + j^2(r,h)\rho\right),$$
(7.3.30)

где η – коэффициент, определяющий долю преобразованной энергии; E – модуль упругости материала заготовки; ε – относительное удлинение; n – концентрация дислокаций; $\langle W(T) \rangle$ – средняя энергия образования (перемещения) дислокации, зависящая от температуры T.

Анализируя выражение (7.3.30), приходим к выводу о неоднородности воздействия импульсного магнитного поля на материал образца. Механические напряжения возникают в области, прилежащей к индуктору, и экспоненциально уменьшаются в направлении в глубь материала. При этом в плоскости, параллельной индуктору, они обладают аксиальной симметрией. и максимальное напряжение возникает в центре образца. Максимальное выделение тепла происходит на краях заготовки, как следует из выражения (7.3.23), что также обусловливает неоднородность процесса обработки однородных немагнитных материалов. Из проведенного анализа и оценки численных данных можно сделать вывод о том, что магнитно-импульсная обработка изделий из материалов, обладающих указанными характеристиками, а также высокой пластичностью, целесообразна для формообразования. Но возможно и упрочнение при указанных параметрах напряженности магнитного поля индуктора и времени импульса вследствие малого значения предела текучести для меди и алюминия ($\sigma_r = (2-3) \cdot 10^7 \, \text{Па}$).

Для хрупких однородных материалов магнитно-импульсное воздействие может приводить к нарушению целостности образца, поскольку имеется большой градиент механических напряжений как в аксиальном, так и в радиальном направлении.

Вышесказанное подтверждается результатами работ [152, 161], в которых сделано заключение об увеличении эффективности процесса магнитно-импульсного упрочнения с ростом неоднородности структуры материала.

7.3.5.2. Построение модели механизма поверхностного упрочнения в импульсном магнитном поле материалов с неоднородной структурой

Рассмотрим структуру токов, возникающих в образце, с учетом неоднородности распределения в нем химических элементов. При этом полагаем, что отдельные участки являются ферромагнитными и обладают минимальным удельным сопротивлением (феррит), а область, окружающая зерна феррита, представляет собой пластинки диэлектрика (включения карбидных фаз железа (цементит) и легирующих элементов) и мелкодисперсную структуру (рис. 7.3.19).

В этом случае силовые линии магнитного поля, создаваемого индуктором, у поверхности заготовки концентрируются вблизи участков, обладающих максимальной магнитной проницаемостью. При этом можно выделить два основных распределения токов (рис. 7.3.20): микроскопические токи (I_2), индуцируемые внутри зерен, и макроскопические токи, протекающие по кластерам, образованным соприкасающимися зернами и зернами, близко расположенными друг к другу (I_1).

В последнем случае вследствие большого значения напряженности электрического поля происходит пробой тонких диэлектрических участков между ними. Направления как микроскопических, так и макроскопических токов соответствуют правилу Ленца, т. е., магнитные поля индукционных токов препятствуют нарастанию потока внешнего магнитного поля через поверхность, ограниченную проводящим контуром, как и в случае однородного материала. В результате при возрастании магнитного поля, создаваемого индуктором, вблизи поверхности возникают магнитные поля макроскопических индукционных токов напряженностью H_1 и микроскопических токов напряженностью H_2 . Направления векторов напряженностей H_1 и H_2 противоположны вектору H, создаваемому индуктором при нарастании в нем электрического тока.



Рис. 7.3.19. Структура неоднородного твердого раствора: *I* – ферромагнитные зерна; *2* – диэлектрические пластинки; *3* – мелкодисперсная структура



Рис. 7.3.20. Распределение линий напряженности магнитного поля вблизи поверхности заготовки

Однако наличие ферромагнитных зерен приводит не только к перераспределению силовых линий и, соответственно, индукционных токов. Можно выделить также следующие эффекты. Во-первых, магнитострикция, которая обеспечивает возникновение дополнительных механических напряжений в образце и может приводить к дроблению зерен или образованию дислокаций в случае, когда границы доменов не совпадают с границами зерен. Это происходит наиболее эффективно при приближении температуры ферромагнитного участка к температуре Кюри. Во-вторых, вблизи поверхности образца, обращенной к индуктору, возникает дополнительная сила давления, связанная с тем, что зерна ферромагнетика, находящиеся в глубине образца, втягиваются в область пространства, где индукция магнитного поля выше, т. е. в сторону индуктора. Таким образом, поверхностный слой испытывает давление как со стороны магнитного поля индуктора за счет взаимодействия с индукционными токами, так и со стороны слоев, расположенных в глубине образца. И в-третьих, следует отметить эффекты, связанные с зависимостью магнитной проницаемости ферромагнетиков от напряженности магнитного поля. В связи с этим, в быстро изменяющемся магнитном поле, производная в формуле (7.3.31) может рассматриваться как производная от произведения:

$$\varepsilon = -\frac{d}{dt} \left(\int_{S_0} \mu \mu_0 H dS \right) = -\pi \mu_0 r_0^2 \left(\frac{d\mu(H)}{dt} H + \mu(H) \frac{dH}{dt} \right) =$$
(7.3.31)
$$= -\pi \mu_0 r_0^2 \left(\frac{d\mu(H)}{dH} H + \mu(H) \right) \frac{dH}{dt},$$

где интеграл берется по площади сечения ферромагнитного зерна, выбираемого в форме шара радиуса r_0 , и сечение строится перпендикулярно линиям напряженности магнитного поля. Этот эффект требует более детального исследования в применении к описанию магнитно-импульсного упрочнения [166].

Применяя формулы (7.3.26) и (7.3.29) к отдельному ферромагнитному участку, получаем следующие значения для глубины скин-слоя: $\alpha^{-1} = 10^{-4}$ м и давления на поверхности $\langle p(0) \rangle_{r} = 10^{11}$ Па.

Эти величины согласуются с экспериментальными данными для сталей 40Х и 8ХФ, причем давление, оказываемое на ферромагнитный участок, превосходит значение предела текучести для феррита, окруженного зернами перлита ($\sigma_{\rm T} = (2-6) \cdot 10^8$ Па), до глубины порядка $h = 10^{-5}$ м. В результате вблизи поверхности на глубине порядка 10 мкм происходит деформация зерен феррита, окруженного более твердыми включениями (цементит, перлит). Поскольку деформация связана с перемещением дислокаций внутри зерна [164], то можно предположить, что в результате воздействия устанавливается следующая структура: в направлении, параллельном приложенной нагрузке, дислокации вытесняются на границу зерна, а в перпендикулярном направлении возникают дополнительные (остаточные) механические напряжения. Это препятствует дальнейшей миграции дислокаций и создает условия для образования мелкодисперсной структуры вблизи границ зерен феррита. При этом может происходить также дробление карбидных включений.

Рассмотрим процессы, связанные с выделением теплоты при протекании индукционных токов [168]. Рассмотрим сначала макроскопические индукционные токи. Как было отмечено выше, их существование обусловлено возможностью установления каналов проводимости между зернами феррита и наличием участков соприкосновения зерен. Именно на этих участках сопротивление велико, и поэтому выделение теплоты происходит локализовано вблизи границ зерен и в местах их контакта. Поскольку поверхность теплоотдачи в канале между зернами мала, и процесс происходит в течение малого времени, то его будем считать близким к адиабатическому. В связи с этим запишем уравнение теплового баланса в виде

$$\int_{0}^{\tau} j(h)^{2} \rho(r,h) dt = c\gamma \Delta T, \qquad (7.3.32)$$

где γ – плотность материала; c – удельная теплоемкость. Подставляя значения для плотности стали порядка $8 \cdot 10^3$ кг/м³, теплоемкости $5 \cdot 10^2$ Дж/(кг·К) и для удельного электрического сопротивления $\rho = 10^{-7}$ Ом·м, получаем для изменения температуры ΔT оценку порядка 10^3 К, что соответствует температуре фазового перехода. То есть в случае неоднородной структуры материала за счет локального выделения теплоты могут проис-



Рис.7.3.21. Структура образца, возникающая в результате воздействия импульсного магнитного поля: 1 – ферромагнитные зерна; 2 – мелкодисперсная структура

ходить процессы рекристаллизации. Этот процесс в некоторой степени подавлен для жаропрочных сталей. При обработке жаропрочных сталей рекомендуется увеличивать количество импульсов до 5–7 и сокращать время между импульсами.

При этом следует отметить, что локальный перегрев вблизи границ зерен обуславливает также возникновение дополнительных механических напряжений, связанных с тепловым расширением отдельных участков материала при высоком градиенте температур. Микроскопические токи также обусловливают преимущественное выделение теплоты на участках, близких к границам зерен.

Таким образом, вблизи границ зерен создаются условия для образования мелкодисперсной структуры. Они связаны как с наличием остаточных механических напряжений, вызванных деформацией и тепловым расширением, так и локальным повышением температуры с последующим быстрым остыванием, обусловленным высокой теплопроводностью в направлении внутрь зерна. В результате на поверхности образца возникает структура, представленная на рис. 7.3.21.

После рекристаллизации зерна в приповерхностном слое приобретают практически одинаковые размеры, и они отделены друг от друга мелкодисперсной фазой. При этом исчезают остаточные механические напряжения.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В результате проведенных исследований получили развитие научные и технологические основы упрочняющей обработки тяжелонагруженных стальных изделий сферической, цилиндрической и плоской формы механическими, термическими и физико-техническими методами воздействия.

Построена физико-математическая модель упрочнения деталей сферической формы (шариков) методом обкатки. Модель включает анализ стадий упруго-пластического сближения тел (деформирующего и деформируемого) и перехода от вдавливания к качению, влияние геометрических параметров очага деформации на напряженное состояние контакта, доли контактного трения в процессах упруго-пластического деформирования. Разработаны различные методы определения физико-механических свойств шариков. Устройства для обкатки шариков и для определения прочности шариков на сжатие защищены патентами Республики Беларусь. Приведены результаты исследований влияния режимов обкатки на структуру и прочностные характеристики шариков. Показано, что предложенным методом обкатки можно повысить прочность шариков на разрушение до 25%.

В качестве цилиндрических изделий в монографии рассматривались концевые режущие инструменты, испытывающие при эксплуатации большие нормальные и крутящие усилия. Предложен оригинальный способ получения биметаллических заготовок методом горячего выдавливания через профильную матрицу, что позволяет получать за одну операцию и высокопрочное соединение частей заготовки (рабочей из стали P6M5 и хвостовика из стали 40Х) и формообразование стружечных канавок без необходимости их дальнейшей механической обработки.

Построена модель коаксиального истечения сопрягаемых частей заготовки через конусную матрицу, позволяющая управлять процессом истечения и получать регламентируемую толщину наружной (режущей) части заготовки. Рассмотрены также вопросы получения оптимальных структур соединяемых деталей заготовки (сталей Р6М5 и 40Х) при одной и той же температуре под закалку. Биметаллические образцы, полученные горячим выдавливанием, прошли испытания на прочность при кручении по сравнению с подобными образцами, но полученными сваркой трением и пайкой. Прочность выдавленных образцов на 35% превышает прочность полученных сваркой трением, и на 50% - пайкой. Из опытной партии выдавленных биметаллических заготовок были изготовлены метчики M12x1,5 в количестве 40 шт., которые успешно прошли производственные испытания на ряде промышленных предприятий, при этом их стойкость в среднем на 13% превысила стойкость подобных метчиков, традиционно применяемых на этих операциях. Повышение стойкости опытных метчиков, полученных с применением горячего деформирования, объясняется улучшением структуры изделий в процессе деформирования. На конструкцию и способ получения биметаллической заготовки получены патенты Республики Беларусь.

Учитывая большое значение вопроса повышения качества рессор для повышения работоспособности всего автомобиля, в монографии подробно рассмотрены различные марки сталей, режимы термообработки, схемы деформирования, влияния на качество рессорных полос, из которых получают рессоры. Впервые предложен, реализован и исследован процесс прокатки полос между гладким и рельефным роликами, в результате чего на поверхности полосы образуется ряд продольных выступов, играющих роль упрочняющих армирующих элементов. Рассмотрены различные модификации этого способа. Исследовано влияние силовых режимов прокатки с использованием профилированного ролика на геометрию профиля, микротвердость и структуру в различных его участках. Предложен способ изготовления рессорной полосы, защищенный патентами Республики Беларусь. Разработаны способ и соответствующее оборудование для периодической прокатки полосовых заготовок пневмоподвески автомобилей и полуприцепов МАЗ, защищенные патентами Республики Беларусь. Разработанные технология изготовления и конструкция установки для безотходной штучной прокатки заготовок направляющих элементов пневмоподвески, предусматривающие частичный нагрев заготовки (только тех ее частей, которые подвергаются деформированию), позволяют уменьшить расход электроэнергии на 40%, расход металла – до 10%, повысить производительность оборудования в 3–4 раза. Циклическая стойкость пневмоподвески при этом повысилась в среднем на 40%.

Известно, что эксплуатационные качества изделий во многом зависят от качества поверхностного слоя. Прочность, износостойкость, коррозионная стойкость, долговечность и надежность детали определяются состоянием слоя, с которого обычно начинается разрушение материалов. Отделочно-упрочняющая обработка поверхностно-пластическим деформированием (ППД) с наложением ультразвуковых колебаний позволяет уменьшить высоту микронеровностей и в поверхностных слоях создает благоприятную схему остаточных сжимающих напряжений. Это особенно эффективно при обработке деталей машин, работающих на истирание, а также восстанавливаемых для обеспечения функциональной пригодности.

Восстановление шеек коленчатых валов двигателей, работающих на истирание, осуществляется в основном двумя способами: наплавкой проволокой или порошками газотермическими методами или металлизацией газодинамическим напылением различных высокопрочных материалов. Применение упрочняющей ультразвуковой обработки позволяет существенным образом оказывать влияние на состояние поверхностных слоев нанесенного покрытия: ультразвук способствует созданию остаточных сжимающих напряжений, уменьшению шероховатости, возникновению регулярного микрорельефа на поверхности изделия.

Для ультразвуковой обработки был изготовлен специальный инструмент, закрепляемый на суппорте токарно-винтового станка. Восстанавливаемая деталь (коленчатый вал) закреплялась в шпинделе станка и поддерживалась пинелью задней бабки. Ультразвуковую обработку шеек валов, упрочненных одним из рассмотренных выше способов, производили двумя специальными инструментами. Применение схемы с двумя обрабатывающими инструментами позволило создать на поверхности обрабатываемых участков коленвала регулярный сетчатый микрорельеф ромбовидной формы. Испытания износостойкости упрочненных изделий на машинке трения СМЦ-2 показали, что наилучшей износостойкостью обладают образцы, наплавленные и подвергнутые ультразвуковой обработке до шероховатости Ra = 0,2-0,5 мкм. Ультразвуковая обработка была использована и при упрочняющей обработке методом ППД сложнофасонных поверхностей типа спиральных пружин, что позволило осуществить равномерную обработку всей поверхности пружины и уменьшить ее шероховатость на 2-4 класса чистоты, а также повысить срок эксплуатации пружины в 2-3 раза.

Для упрочнения заготовок рессор была разработана и исследована специальная ультразвуковая колебательная система. При этом в виде ударных элементов были использованы как детали определенной формы, так и деформирующие шарики, находящиеся в специальном контейнере. Исследовано влияние ультразвука на степень упрочнения и чистоту поверхности различных сплавов, что позволило разработать рекомендации по выбору режимов ультразвуковой обработки изделий из различных сталей и сплавов.

Способы и оборудование ультразвуковой обработки защищены многочисленными патентами Республики Беларусь.

С 2005 г. в ФТИ НАН Беларуси начались исследования упрочняющего воздействия сильного импульсного электромагнитного поля на стальные изделия. С 2009 г. к этим исследованиям подключились сотрудники Барановичского государственного университета. За истекший период создан ряд магнитноимпульсных установок различных модификаций, цилиндрических и плоских индукторов. Проведен большой объем исследований влияния режимов магнитно-импульсной обработки (МИО) стальных изделий сферической, цилиндрической и плоской формы на их структуру, микротвердость, износостойкость. Обработке подвергались образцы, изготовленные из сталей ШХ 15, 40Х, 70Г, 8ХФ8Х6НФТ.

У всех образцов, обработанных МИО, обнаружились положительные структурно-фазовые преобразования, повысились прочностные характеристики. Впервые на образцах, обработанных МИО с энергией импульса от 2 до 6 кДж, выявлен деформационно-упроченный слой толщиной до 70 мкм в зависимости от марки стали и режимов МИО. Разработана физическая модель упрочняющего воздействия МИО на неоднородные металлические структуры. Опытные партии дереворежущих ножей из сталей 8ХФ и 8Х6НФТ были обработаны магнитно-импульсным полем с энергией 4 и 6 кДж и прошли опытно-производственные испытания на деревообрабатывающих предприятиях ОАО «Барановичидрев» и УП «Мебельная фабрика «Лагуна». При обработке изделий из сосны упрочненные ножи показали повышение стойкости до перезаточки в 3 раза, а при обработке изделий из дуба и ясеня – в 1,5 раза по сравнению с такими же, но не упрочненными МИО ножами. Работы в данном направлении продолжаются с целью расширения ассортимента обрабатываемых сталей и сплавов, исследований комбинированных высокоэнергетических воздействий, например вакуумного напыления и МИО, ионного азотирования и МИО, ППД и МИО и т. д., а также для более детального исследования механизма магнитно-импульсного упрочняющего воздействия.

ЛИТЕРАТУРА

1. Папшев, Д. Д. Отделочно-упрочняющая обработка поверхности пластическим деформированием / Д. Д. Папшев. – М., 1978.

2. Устройство для упрочнения шариков: пат. 3115 Респ. Беларусь, МПК (2006) В 24В 39/04 / А. В. Алифанов, А. М. Гагасов, А. А. Лях, В. Н. Алехнович; заявитель Государственное научное учреждение «Физико-технический институт НАН Беларуси». – № и 20060221; заявл. 2006.04.13; опубл. 2006.10.30 // Афіцыйны бюл. / Нац. цэнтр інтэлектуал. уласнасці. – 2006. – № 5. – С. 153.

3. Инженерная теория пластичности / Е. М. Макушок [и др.]. – Минск, 1985.

4. Барон, А. А. Разработка и исследование некоторых методов измерения твердости: автореф. дис. ... канд. техн. наук / А. А. Барон. – Л., 1978.

5. Макушок, Е. М. Массоперенос в процессах трения / Е. М. Макушок, Т. В. Калиновская, А. В. Белый. – Минск, 1978.

6. Боуден, Ф. П. Трение и смазка твердых тел / Ф. П. Боуден, Д. Тейбор. – М., 1968.

7. Макушок, Е. М. Механика трения / Е. М. Макушок. – Минск, 1973.

8. **Кулик, В. И.** Исследование удельных давлений и сил трения на площадке контакта при обкатывании.: дис. ... канд. техн. наук / В. И. Кулик. – Минск, 1974.

9. Новые методы исследования процессов обработки металлов давлением. – Минск, 1974.

10. Алифанов, А. В. Исследование напряженного состояния цилиндрической биметаллической заготовки концевого инструмента в процессе ее горячего выдавливания / А. В. Алифанов, В. Г. Кантин, А. М. Милюкова // Современные методы и технологии создания и обработки материалов: материалы IV Междунар. науч.-техн. конф., Минск, 19–21 окт. 2009 г.: в 3 кн. – Минск, 2009. – III кн. – С. 9–14.

11. Сторожев, М. В. Теория обработки металлов давлением. Учебник для ВУЗов / М. В. Сторожев, Е. А. Попов. – Изд. 4-е, перераб. и доп. – М., 1979.

12. Хилл, Р. Математическая теория пластичности / Р. Хилл. – М., 1956.

13. Теория ковки и штамповки / Е. П. Унксов [и др.]. – М., 1992.

14. Биметаллическая заготовка концевого режущего инструмента: пат. 6813 Респ. Беларусь, МПК (2009) В 21J 13/02 В 21С 25/02 / А. В. Алифанов,

В. Г. Кантин, А. М. Милюкова; заявитель «Физико-технический институт НАН Беларуси». – № и 20090773; заявл. 21.09.09; опубл. 30.12.10 // Афіцыйны бюл. / Нац. цэнтр інтэлектуал. уласнасці. – 2010. – № 6(77). – С. 162.

15. Горячее прессование труб и профилей / Ю. В. Манегин [и др.]. – М., 1980.

16. **Метчики** машинные и ручные. Конструкция и размеры: ГОСТ 3266– 81. – Введ. 01.07.1982. – М.: Гос. комитет СССР по стандартам, 1981. – 104 с.

17. **Кантин, В. Г.** Исследование процесса горячего гидродинамического выдавливания биметаллического инструмента: дис. ... канд. техн. наук: 05.03.05 / В. Г. Кантин; ФТИ АН БССР. – Минск, 1973.

18. **Алифанов, А. В.** Влияние силовых параметров на качество соединения биметаллических изделий / А. В. Алифанов, А. М. Милюкова // Тр. БГТУ. Сер. II. Вып. XVI. – Минск, 2009. – С. 234–238.

19. Адгезия и адгезионная составляющая трения / Е. М. Макушок [и др.]. – Минск, 1978. – С. 52–67.

20. Крагельский, И. В. Основы расчетов на трение и износ / И. В. Крагельский, М. М. Добычин, В. С. Комбалов. – М., 1977.

21. Гельман, А. С. Основы сварки давлением / А. С. Гельман. – М., 1970.

22. Каракозов, Э. С. Соединение металлов в твердой фазе / Э. С. Каракозов. – М., 1976.

23. Скороход, В. В. Реологические основы теории спекания / В. В. Скороход. – Киев, 1972.

24. **Грин, Р.** Дж. Теория пластичности пористых тел / Р. Дж. Грин / Механика: сб. переводов. – М., 1973. – Вып. 4. – С. 109–120.

25. Шоршоров, М. Х. Клинопрессовая сварка давлением разнородных металлов / М. Х. Шоршоров, В. А. Колесниченко, В. П. Алехин. – М., 1982.

26. **Критерий** образования физического контакта при твердофазном соединении металлов / А. В. Степаненко [и др.] // Докл. АН Беларуси. – 1995. – Т. 39, № 4. – С. 109–112.

27. Алифанов, А. В. Изготовление биметаллической полосы методом совместного прессования / А. В. Алифанов., А. М. Милюкова // Современные методы и технологии создания и обработки материалов: материалы III Междунар. науч.-техн. конф., Минск, 15–17 окт. 2008 г.: в 4 кн. – Минск, 2008. – III кн. – С. 123–125.

28. Способ изготовления биметаллической заготовки концевого режущего инструмента: пат. 14659 Респ. Беларусь, МПК (2009) В 21С 25/00 / А. В. Алифанов, В. Г. Кантин, А. М. Милюкова; заявитель «Физико-технический институт НАН Беларуси». – № а 20091356; заявл. 21.09.09; опубл. 30.08.11 // Афіцыйны бюл. / Нац. цэнтр інтэлектуал. уласнасці. – 2011. – № 4(81). – С. 78.

29. **Горелик, С. С.** Рентгенографический и электронноптический анализ. Примечание / С. С. Горелик, Л. Н. Расторгуев, Ю. А. Скоков. – М., 1970.

30. Устройство для испытаний шариков: пат. 8834 Респ. Беларусь, МПК G 01N 3/08 от 17.09.2012 г. / А. В. Алифанов, А. М. Милюкова, И. Л. Чудакова; заявитель «Физико-технический институт НАН Беларуси»; – № и 20120516;

заявл. 18.05.2012 г.; опубл. 30.12.12 // Афіцыйны бюл. / Нац. цэнтр інтэлектуал. уласнасці. – 2012. – № 6. – С. 55.

31. **Механические** испытания металлов и их неразъемных соединений: Курс лекций / Л. Р. Дудецкая [и др.]. – Минск, 2000.

32. **Металлы.** Метод испытаний на кручение: ГОСТ 3565-80. – Введ. 01.07.1981. – М.: Гос. комитет СССР по стандартам, 1980. – 16 с.

33. Сварные соединения. Методы определения механических свойств: ГОСТ 6996–66. – Введ. 01.01.1966. – М.: Гос. комитет СССР по управлению качеством продукции и стандартам, 1991. – 64 с.

34. Металлы и сплавы. Метод измерения твердости по Виккерсу: ГОСТ 2999–75. – Введ. 01.01.1975. – М.: Гос. комитет СССР по стандартам, 1987. – 25 с.

35. **Металлы.** Метод измерения твердости по Роквеллу: ГОСТ 9013–59. – Введ. 01.01.1969. – М.: Гос. комитет СССР по стандартам, 1989. – 11 с.

36. Стерин, И. С. Машиностроительные материалы. Основы металловедения и термической обработки / И. С. Стерин. – М., 2003.

37. Алифанов, А. В. Расчет усилий выдавливания биметаллических метчиков / А. В. Алифанов, В. Г. Кантин, А. М. Милюкова // Современные методы и технологии создания и обработки материалов: материалы III Междунар. науч.-техн. конф., Минск, 15–17 окт. 2008: в 4 кн. – Минск, 2008. – Кн. III. – С. 125–129.

38. **Воинов, С. Г.** Подшипниковая сталь / С. Г. Воинов, А. Г. Шалимов. – М., 1962.

39. **Прокат** из рессорно-пружинной углеродистой и легированной стали. Технические условия: ГОСТ 14959–79. – Введ. 01.01.1981. – М.: Гос. комитет СССР по стандартам, 1981. – 16 с.

40. Голованенко, С. А. Сварка прокаткой биметаллов / С. А. Голованенко. – М., 1977.

41. **Метчики.** Технические условия: ГОСТ 3449–84. – Введ. 01.01.1986.– Минск: Межгос. совет по стандартизации, метрологии и сертификации: Белорус. гос. ин-т стандартизации и сертификации, 1998. – 12 с.

42. **Прутки** и полосы из быстрорежущей стали. Технические условия: ГОСТ 19265–73. – Введ. 01.01.1975. – Минск: Межгос. совет по стандартизации, метрологии и сертификации: Белорус. гос. ин-т стандартизации и сертификации, 1986. – 44 с.

43. **Прокат** из легированной конструкционной стали. Технические условия: ГОСТ 4543–71. – Введ. 01.01.1973. – Минск: Межгос. совет по стандартизации, метрологии и сертификации: Белорус. гос. ин-т стандартизации и сертификации, 2010. – 40 с.

44. **Механические** свойства сталей, деформированных в широком интервале температур / В. П. Северденко [и др.]. – Минск, 1974.

45. Орлов, А. Р. Теплая деформация металлов / А. Р. Орлов [и др.]. – Минск, 1978.

46. Геллер, Ю. А. Инструментальные стали / Ю. А. Геллер. – Изд. 4-е, перераб. и доп. – М., 1975.

47. Милюкова, А. М. Термообработка биметаллических заготовок концевого режущего инструмента, полученных горячим пластическим деформированием / А. М. Милюкова, Г. П. Горецкий // Новые стали для машиностроения и их термическая обработка: материалы науч.-техн. конф., Тольятти, 13–15 апр. 2011 г. – Тольятти, 2011.– С. 158–159.

48. Подшипники качения. Шарики. Технические условия: ГОСТ 3722– 81. – Введ. 01.07.1983. – М.: Гос. комитет СССР по стандартам, 1983. – 16 с.

49. **Прочностные** испытания биметаллического концевого инструмента, полученного методами сварки, пайки и горячего пластического деформирования / А. В. Алифанов [и др.] // Современные методы и технологии создания и обработки материалов: материалы II Междунар. науч.-техн. конф.: в 2 ч. – Минск, 2007. – Ч. 2. – С. 135–141.

50. Alifanov, A. V. Producing wood-cutting bimetallic end tools by the hot extrusion method / A. Alifanov, A. Miliukova, N. Burnosov // Machinery, technology, materials: materials VII International Congress, Sofia, Bulgaria, May 26–28, 2010. – Sofia, 2010. – P. 76–79.

51. **Самсонов, Г. В.** Тугоплавкие соединения / Г. В. Самсонов, И. М. Винницкий. – М., 1976.

52. Сварка трением: Справочник / В. К. Лебедев [и др.]; под общ. ред. В. К. Лебедева, И. А. Черненко, В. И. Билля. – Л., 1987.

53. Кочергин, К. А. Контактная сварка / К. А. Кочергин. – Л., 1987.

54. Заявка 4010662 Германии, МКИ В21В 31/32. Устройство для регулирования зазора между валками в прокатной клети, особенно для горячей и холодной прокатки полос / М. Henke, R. Albrecht (Германия). – № 4018676; заявл. 12.04.89; опубл. 10.10.91. – 4 с.

55. Заявка 2266484 Великобритании, МКИ В21В 29/16. Устройство для прокатки на клин / Ian Wilson (Великобритания). – № 931103; заявл. 07.10.90; опубл. 03.11.93. – 5 с.

56. **Пат. 2043798** России, МКИ В21В 31/04. Клеть для продольной прокатки длинномерных изделий с переменной толщиной / А. В. Василевский [др.] (СССР). – № 4848426/02; заявл. 09.07.90; опубл. 20.09.95, Бюл. № 26 // Открытия. Изобретения. – 1995. – № 26. – С. 147.

57. **Пат. 2040355** России, МКИ В21Н 3/00. Способ изготовления изделий переменного по длине сечения / Г. А. Агасьянц, Д. Л. Зубер (РФ). – № 92005337/27; заявл. 30.10.92; опубл. 27.07.95, Бюл. № 21 // Открытия. Изобретения. – 1995. – № 21. – С. 129.

58. Заявка 481201 Японии, МКИ В21В 1/08. Способ прокатки профилей / Кано Хироси (Япония). – № 62636; заявл. 26.03.85; опубл. 13.03.92. – 4 с.

59. А. с. 810351 СССР, МКИ В21Н 8/00. Клеть для продольной прокатки профилей переменного сечения / В. Ф. Карпенко [и др.] (СССР). – № 2740829/25; заявл. 20.03.79; опубл. 07.03.81, Бюл. № 9 // Открытия. Изобретения. – 1981. – № 9. – С. 39.

60. А. с. 816640 СССР, МКИ В21Н 8/00. Стан для прокатки профилей переменного сечения / П. С. Вишневский [и др.] (СССР). – № 2759891/25; заявл.

04.05.79; опубл. 30.03.81, Бюл. № 12 // Открытия. Изобретения. – 1981. – № 12. – С. 38.

61. А. с. 821010 СССР, МКИ В21Н 8/00. Стан для прокатки профилей переменного сечения / А. А. Низков [и др.] (СССР). – № 2726024/25; заявл. 20.02.79; опубл. 15.04.81, Бюл. № 14 // Открытия. Изобретения. – 1981. – № 14. – С. 58.

62. А. с. 821008 СССР, МКИ В21Н 8/00. Стан для продольной прокатки периодических профилей / Л. М. Ломкадзе, М. М. Микаутадзе, Т. Я. Мчелидзе (СССР). – № 2689247/25; заявл. 28.11.78; опубл. 15.04.81, Бюл. № 14 // Открытия. Изобретения. – 1981. – № 14. – С. 58.

63. А. с. 1447507 СССР, МКИ В21Н 8/00. Способ изготовления периодических профилей типа клиновых рессор / Н. Ф. Грицук [и др.] (СССР). – № 4093210/23; Заявл. 20.05.86; Опубл. 30.12.88, Бюл. № 48 // Открытия. Изобретения. – 1988. – № 48. – С. 46.

64. **А. с. 725768** СССР, МКИ В21Н 8/00. Инструмент для продольной периодической прокатки / Н. И. Беда [и др.] (СССР). – № 2443351/25; заявл. 04.01.77; опубл. 05.04.80, Бюл. № 13 // Открытия. Изобретения. – 1980. – № 13. – С. 50.

65. **Заявка 2213752** Великобритании, МКИ В21В 1/10. Устройство для прокатки клиновидных полос / Ian Wilson (Великобритания). – № 8800793; заявл. 10.05.88; опубл. 23.08.89. – 3 с.

66. Пат. 4266418 США, МКИ В21В 1/42. Method for manufacturing a taper spring / Yeshihiro Sakai, Jun Takahashi (Япония). – № 4917685; заявл. 12.10.87; опубл. 03.08.89. – 10 с.

67. Пат. 2039615 России, МКИ В21В 1/00. Способ получения заготовок фасонного профиля / П. Б. Соколов [и др.] (СССР). – № 5067186/08; заявл. 03.08.92; опубл. 20.07.95, Бюл. № 20 // Открытия. Изобретения. – 1995. – № 20. – С. 129.

68. **А. с. 942840** СССР, МКИ В21В 37/02. Устройство для автоматического регулирования межвалкового зазора при прокатке листа на клин / П. С. Гринчук [и др.] (СССР). – № 3224267/22; заявл. 26.12.80; опубл. 15.07.82, Бюл. № 26 // Открытия. Изобретения. – 1982. – № 26. – С. 42.

69. Заявка 413410 Японии, МКИ В21В 37/12. Способ автоматического регулирования толщины полос на стане непрерывной прокатки / Китавани Ясуо (Япония). – № 60478; заявл. 16.03.88; опубл. 17.01.92. – 6 с.

70. Заявка 475709 Японии, МКИ В21В 31/14. Способ автоматического регулирования толщины полос на непрерывном стане горячей прокатки / Кимура Кадзуеси (Япония). – № 64869; заявл. 09.02.89; опубл. 10.03.92. – 6 с.

71. Некоторые из последних достижений в области прокатки сталей (Ghuelgues progres recents en mäfidre de laminags des aeiers) // Journels aufomne Soc. fr. met at mater. – 1992. – N 9. – C. 514.

72. А. с. 10315447 СССР, МКИ В21В 37/02. Устройство для регулирования разнотолщинности полосы / Л. Д. Авербух, В. А. Женин (СССР). – № 3408464/22; заявл. 19.03.82; опубл. 30.07.83, Бюл. № 28 // Открытия. Изобретения. – 1983. – № 28. – С. 27.

73. А. с. 10033248 СССР, МКИ В21В 37/02. Устройство для автоматического регулирования толщины полосы заданного профиля / Л. А. Данилов, Г. Е. Трусов, Р. Л. Шаталов (СССР). – № 3438054/22; заявл. 24.03.82; опубл. 07.08.83, Бюл. № 29 // Открытия. Изобретения. – 1983. – № 29. – С. 46.

74. Пат. 4914795 США, МКИ В21В 27/00. Составной прокатный валок с регулируемым профилем бочки / Paul Matricon, Mark Valence (США). – № 8705031; заявл. 09.05.87; опубл. 10.04.90. – 7 с.

75. А. с. 1537336 СССР, МКИ В21В 13/18. Способ шаговой прокатки / В. Н. Выдрин [и др.] (СССР). – № 4410898/31; заявл. 01.02.88; опубл. 23.01.90, Бюл. № 3 // Открытия. Изобретения. – 1990. – № 3. – С. 39.

76. **Коваль, Г. И.** Применение технологии шаговой прокатки для производства профилей из инструментальных сталей / Г. И. Коваль, И. А. Копель // Разработка, производство и применение инструментальных материалов: тез. докл. науч. конф. – Киев, 1990. – С. 16.

77. А. с. 1533797 СССР, МКИ В21В 39/16. Устройство для периодической прокатки / В. Н. Поляков, А. В. Вовоченко, С. Н. Рябцев (СССР). – № 4379304/31; заявл. 21.12.87; опубл. 21.12.87, Бюл. № 1 // Открытия. Изобретения. – 1990. – № 1. – С. 40.

78. Заявка 3939217 ФРГ, МКИ В21В 1/08. Способ и установка для изготовления металлических фасонных прессовых изделий / G. Müller, F. Pollmeier (ФРГ). – № 3842596; заявл. 17.12.88; опубл. 31.05.90. – 4 с.

79. Заявка 446616 Японии, МКИ В21В 31/04. Оборудование для производства специальных профилей проката / Ямомото Хирохару (Япония). – № 62636; заявл. 26.03.85; опубл. 17.02.92. – 4 с.

80. Заявка 446687 Японии, МКН В23К 20/04. Способ производства металлической фасонной полосы / Сакамото Муцуо (Япония). – № 63864; заявл. 14.05.86; опубл. 17.02.86. – 5 с.

81. **А. с. 1451942** СССР, МКИ В21В 13/00. Способ изготовления рессорного листа / И. Н. Габайдилин [и др.] (СССР). – № 4303384/02; заявл. 08.07.87; опубл. 27.06.95, Бюл. № 18 // Открытия. Изобретения. – 1995. – № 18. – С. 249.

82. Пат. 1741338 России, МКИ В21В 1/00. Способ получения рессорного листа / Б. Я. Дроздов [и др.] (СССР). – № 4834157/27; заявл. 16.03.90; опубл. 20.03.95, Бюл. № 8 // Открытия. Изобретения. – 1995. – № 8. – С. 233.

83. **А. с. 1262802** СССР, МКИ В21Н 7/08. Способ изготовления заготовок изделий с переменным по длине профилем и устройство для его осуществления / А. В. Степаненко, В. А. Король, Г. А. Исаевич (СССР). Опубликованию в открытой печати не подлежит.

84. А. с. 1761362 СССР, МКИ В21В 1/08. Способ прокатки изделий переменного профиля и устройство для его осуществления / А. В. Степаненко, В. А. Король, Г. А. Исаевич (СССР). – № 4046889/27; заявл. 14.04.86; опубл. 15.09.92, Бюл. № 34 // Открытия. Изобретения. – 1992. – № 34. – С. 52.

85. А. с. 1781909 СССР, МКИ В21Н 8/00. Устройство для изготовления заготовок изделий с переменным по длине профилем / А. В. Степаненко,

В. А. Король, Г. А. Исаевич, А. П. Греченко (СССР). Опубликованию в открытой печати не подлежит.

86. **А. с. 1827312** СССР, МКИ В21Н 7/00. Устройство для продольной прокатки заготовок изделий переменного профиля / А. В. Степаненко, В. А. Король, Г. А. Исаевич (СССР). Опубликованию в открытой печати не подлежит.

87. Пат. 1839121 России, МКИ В21Н 8/00. Способ изготовления изделий переменного по длине профиля / А. В. Степаненко, В. А. Король, Г. А. Исаевич (СССР). – № 4340833/27; заявл. 22.12.87; опубл. 30.12.93, Бюл. № 47–48 // Открытия. Изобретения. – 1993. – № 47-48. – С. 95.

88. **А. с. 1862109** СССР, МКИ В21В 1/08. Способ получения заготовок малолистовых рессор и устройство для его осуществления / А. В. Степаненко [и др.] (СССР). – № 4653053/27; заявл. 14.06.88; опубл. 15.07.93, Бюл. № 26 // Открытия. Изобретения. – 1993. – № 26. – С. 55.

89. Сагитов, Г. А. Исследование кинематических характеристик нестационарного очага деформации при прокатке в валках переменного радиуса / Г. А. Сагитов, Н. Ю. Вавилов // Сортопрокатное производство: тр. / Укр. науч.-исслед. ин-т металлургии. – Харьков, 1975. – Вып. 3. – С. 81–87.

90. Кинематика течения металла при прокатке периодических профилей для рессор / Е. Б. Крюков [и др.] // Совершенствование технологического производства сортового проката и гнутых профилей. – Харьков, 1989. – С. 16–21.

91. **Прокатка** фасонных профилей для машиностроения / Б. М. Илюкович [и др.]. – М., 1983.

92. Исаевич, Г. А. Разработка, научное обоснование и реализация новых способов получения продольной прокаткой заготовок переменной толщины: автореф. дис. ... д-ра техн. наук / Г. А. Исаевич; Бел. политехн. ин-т. – Минск, 1994. – 28 с.

93. Ескин, В. Е. Уширение и вытяжка при прокатке несимметричных клиновидных полос / В. Е. Ескин // Проблемы металлургического производства. – 1990. – № 103. – С. 20–24.

94. Тетерин, П. К. Теория периодической прокатки / П. К. Тетерин. – М., 1978.

95. Эффективность деформации сортовых профилей / С. А. Тулупов [и др.]. – М., 1990.

96. Энергосиловые параметры процесса деформации тонких полос между неприводными рабочими валками / В. Ф. Потапкин [и др.] // Технология легких сплавов. – 1985. – № 5. – С. 18–23.

97. Наймарк, О. Б. Расчет напряженно-деформированного состояния прокатываемой полосы с учетом скольжения металла по поверхности валков / О. Б. Наймарк, Э. Р. Римм, Н. В. Шакирова // Прочностные и динамические характеристики машин и конструкций: сб. – Пермь, 1989. – С. 112–119.

98. **Кальменев, А. А.** К оценке влияния натяжения при прокатке на давление / А. А. Кальменев // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1990. – № 11. – С. 35–37.

99. Исследование асимметричной прокатки листов в валках с конической поверхностью / Ю. В. Коновалов [и др.] // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1990. – № 5. – С. 43–45.

100. **Николаев, В. А.** Контактные давления в очаге деформации при прокатке в валках с рельефной поверхностью / В. А. Николаев // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1991. – № 1. – С. 29–31.

101. **Давление** при прокатке полос по различным схемам / В. А. Николаев [и др.] // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1991. – № 2. – С. 31–32.

102. **Потапкин, В.** Ф. Математическое моделирование напряженного состояния металла между неподвижным и приводным валками / В. Ф. Потапкин, В. А. Федоринов, А. В. Сатонин // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1987. – № 9. – С. 41–45.

103. **Клубович, В. В.** Технологии изготовления и обработки специальных периодических профилей / В. В. Клубович, В. А. Томило. – Минск, 2007.

104. **Томило, В. А.** Разработка, научное обоснование и реализация новых способов изготовления заготовок сложной конфигурации большегрузных автомобилей горячим пластическим деформированием: автореф. дис. ... канд. техн. наук / В. А. Томило / Бел. гос. политехн. академия. – Минск, 1994.

105. **Периодические** профили продольной прокатки / Н. М. Воронцов [и др.]. – М., 1978.

106. **Потапкин, В. Ф.** Математическое моделирование напряженного состояния металла между неподвижным и приводным валками / В. Ф. Потапкин, В. А. Федоринов, А. В. Сатонин // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1987. – № 9. – С. 41–45.

107. **Пименов, А. Ф.** Асимметричные процессы прокатки—анализ, способы и перспективы применения / А. Ф. Пименов, В. Н. Скороход, А. И. Трайно // Сталь. – 1982. – № 3. – С. 53–55.

108. Синицин, В. Г. Несимметричная прокатка листов и лент / В. Г. Синицин. – М., 1984.

109. Изготовление полос переменной толщины для малолистовых рессор / А. В. Степаненко [и др.] // Кузнечно-штамповочное производство. – 1997. – № 6. – С. 15–17.

110. **Чус, А. В.** Влияние параметров очага деформации на давление при прокатке / А. В. Чус, П. П. Маменко, И. Н. Гладкий // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1987. – № 2. – С. 109–110.

111. **Николаев, В. А.** Влияние несимметрии деформации при распределении крутящих моментов прокатки полос / В. А. Николаев, И. А. Волков // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1992. – № 9. – С. 18–20.

112. **Малолистовые** рессоры. Путь в массовое производство / А. В. Степаненко [и др.] // Грузовик. – 2000. – № 6. – С. 15–17.

113. **Теумин, И. И.** Ультразвуковые волноводно-излучающие устройства / И. И. Теумин. – М., 1963.

114. Бергман, Л. Ультразвук / Бергман, Л. – М., 1956.

115. Северденко, В. П. Прокатка и волочение с ультразвуком / В. П. Северденко, В. В. Клубович, А. В. Степаненко. – Минск, 1970.

116. Северденко, В. П. Лабунов, В. А. Авторское свидетельство № 193889, 1965.

314

117. Северденко, В. П., Лабунов, В. А. Авторское свидетельство № 194521, 1965.

118. Северденко, В. П. Листовая штамповка с ультразвуком / В. П. Северденко, В. С. Пащенко, Б. С. Кособуцкий. – Минск, 1975.

119. Залесский, В. И., Тюрин, В. А., Мищенков, Ю. И. Авторское свидетельство № 232729, 1968.

120. Залесский, В. И., Тюрин, В. А., Мищенков, Ю. И. Авторское свидетельство № 233417, 1968.

121. Ультразвуковая обработка металлов / В. П. Северденко [и др.]. – Минск, 1966.

122. Северденко, В. П. Применение ультразвука в промышленности / В. П. Северденко, В. В. Клубович. – Минск, 1967.

123. **Теумин, И. И.** Ультразвуковые колебательные системы / И. И. Теумин. – М., 1959.

124. Гершгал, Д. А. Ультразвуковая аппаратура промышленного назначения / Д. А. Гершгал, В. М. Фридман. – М., 1967.

125. **Теумин, И. И.** Источники мощного ультразвука: сб. / И. И. Теумин; под ред. Л. Д. Розенберга. – М., 1967.

126. **Мечетнер, Б. Х.** Расчет и конструирование концентраторов-инструментов для ультразвуковой обработки / Б. Х. Мечетнер. – М., 1963.

127. **Мечетнер, Б. Х.** Концентраторы-инструменты для ультразвуковой обработки, способы их крепления / Б. Х. Мечетнер. – М.: НИИМаш, 1965.

128. Коган, М. Г. Потери энергии механических колебаний магнитострикционных преобразователей и инструментов для ультразвуковой обработки / М. Г. Коган. – Л., 1962.

129. Коган, М. Г. Выбор материала инструментов для ультразвуковой обработки / М. Г. Коган. – М., 1962.

130. Северденко, В. П. Пластичность и обработка металлов давлением: сб. / В. П. Северденко, В. А. Лабунов. – Минск, 1968.

131. Северденко, В. П. Пластичность и обработка металлов давлением / В. П. Северденко, В. В. Клубович. – Минск, 1964.

132. Северденко, В. П. Пластичность и обработка металлов давлением / В. П. Северденко, В. В. Клубович, М. В. Харитонович. – Минск, 1966.

133. **Артемьев, В. В.** Ультразвуковые виброударные процессы / В. В. Артемьев, В. В. Клубович, В. Н. Сакевич. – Минск, 2004.

134. Клубович, В. В. Влияние ультразвука на процесс пластической деформации: автореф. дис. ... канд. техн. наук / В. В. Клубович. – Минск, 1963.

135. **Губкин, С. И.** Теория обработки металлов давлением / С. И. Губкин. – М., 1947.

136. **Охрименко, Я. М.** Научные доклады высшей школы / Я. М. Охрименко. – М., 1958.

137. Обработка металлов давлением / И. М. Павлов [и др.]. – М., 1955.

138. **Губкин, С. И.** Пластическая деформация металлов. Т. 1–3 / С. И. Губкин. – М., 1961.

139. Ковка и объемная штамповка стали: справочник: в 2 т. / под ред. М. В. Сторожева. – М., 1967.

140. Муханов, М. И. Импульсная упрочняюще-чистовая обработка деталей машин ультразвуковым инструментом / М. И. Муханов. – М., 1978.

141. **Повышение** эксплуатационных характеристик деталей машин поверхностным пластическим деформированием с наложением УЗК / В. В. Клубович [и др.] // VI Междунар. науч.-техн. конф. ОМО 1, Варна, Болгария, 20– 23 июня 2001 г. – София, 2001. – С. 30–35.

142. **Булавин, В. А.** Повышение износостойкости шеек коленчатых валов двигателей внутреннего сгорания / В. А. Булавин, В. В. Клубович, В. Н. Сакевич // Трение и износ. – 1995. – Т. 16. – С. 156–162.

143. **Повышение** износостойкости деталей машин / В. В. Клубович [и др.] // Вес. АН Беларусі. Сер. фіз-тэхн. навук. – 1994. – № 3.

144. Северденко, В. П. Обработка металлов давлением с ультразвуком / В. П. Северденко, В. В. Клубович, А. В. Степаненко. – Минск, 1973.

145. Северденко, В. П. Ультразвук и пластичность / В. П. Северденко, В. В. Клубович, А. В. Степаненко. – Минск, 1976.

146. Асташев, В. К. Возбуждение и стабилизация резонансных колебаний ультразвуковых стержневых систем / В. К. Асташев, М. Е. Герц // Акустич. журн. – 1976. – Т. 22. – С. 192–200.

147. **Асташев, В. К.** Расчет стержневых концентраторов с нелинейной нагрузкой // Акустич. журн. – 1981. – Т. 27. – С. 821–827.

148. **Артемьев, В. В.** Ультразвук и обработка материалов / В. В. Артемьев, В. В. Клубович, В. В. Рубаник. – Минск, 2003.

149. Бабицкий, В. И. Теория виброударных систем / В. И. Бабицкий. – М., 1978.

150. Устройство для поверхностного ультразвукового упрочнения пластин рессор: пат. 3992 Респ. Беларусь, МПК (2006) В 24В 39/00 / В. В. Клубович, В. А. Томило, Е. В. Хрущев, Н. М. Лаппо; заявитель БНТУ, ГНУ «ИТА НАН Беларуси». – № и 20070317; заявл. 27.04.07; опубл. 2007.10.30 // Афіцыйны бюл. / Нац. цэнтр інтэлектуал. уласнасці. – 2007. – № 5.

151. Устройство для поверхностного ультразвукового упрочнения плоских упругих элементов: пат. 3879 Респ. Беларусь, МПК (2006) С 21D 7/00, В 24В 39/00, В 24С 1/10 / В. В. Клубович, В. А. Томило, Е. В. Хрущев, В. И. Марусич; заявитель БНТУ, ГНУ «ИТА НАН Беларуси» – № и 20060187; заявл. 20.03.07; опубл. 2007.10.30 // Афіцыйны бюл. / Нац. цэнтр інтэлектуал. уласнасці. – 2007. – № 5. – С. 193.

152. Магнитно-импульсная упрочняющая обработка металлических изделий / А. В. Алифанов [и др.] // Технология ремонта, восстановления и упрочнения деталей машин, механизмов, оборудования, инструмента и технологической оснастки: материалы 9-й Междунар. практ. конф., Санкт-Петербург, 10–13 апр. 2007 г.: в 2 ч. – СПб.: Изд-во политехн. ун-та, 2007. – Ч. 1. – С. 9–15.

153. Способ упрочнения металлических закаленных шариков: пат. 11580 Респ. Беларусь / А. В. Алифанов, В. Н. Алехнович, А. А. Лях, Е. С. Амельянчик, Ю. И. Кривонос; заявитель ФТИ НАН Беларуси; опубл. в Бюллетене № 1(66), 2009.

154. **Карасик, В. Р.** Физика и техника сильных магнитных полей / В. Р. Карасик. – М., 1964.

155. Бабат, Г. И. Индукционный нагрев металлов / Г. И. Бабат. – М., 1965.

156. **Родигин, И. М.** Индукционный нагрев стальных изделий / И. М. Родигин. – М., 1950.

157. **Попов, Ю. А.** К расчету давления магнитного поля и его импульса при разряде батареи конденсаторов на плоскую систему «индуктор–заготов-ка» / Ю. А. Попов // Материалы 1-й Всесоюз. конф. по магнитно-импульсной обработке металлов. – Харьков, 1966. – С. 75–83.

158. **Фокина, Е.** Влияние импульсного магнитного поля на положение температурного интервала мартенситного превращения в стали / Е. Фокина, Л. В. Смирнов, В. Д. Садовский / Физика металлов и металловедение. – 1965. – Т. 19, вып. 4. – С. 592–595.

159. Тамм, И. Е. Основы теории электричества / И. Е. Тамм. – М., 1954.

160. Алифанов, А. В. Технология упрочнения режущего инструмента импульсным магнитным полем / А. В. Алифанов, Н. В. Бурносов, И. Л. Чудакова // Деревообработка: технологии, оборудование, менеджмент XXI века: материалы VI Междунар. Евразийского симпозиума, г. Екатеринбург, 17–20 мая 2011 г. – Екатеринбург, 2011. – С. 255–260.

161. **Магнитно-импульсная** упрочняющая обработка изделий из конструкционных и инструментальных сталей / А. В. Алифанов [и др.] // Литье и металлургия. – 2012. – № 3. – С. 77–83.

162. Импульсные методы обработки материалов: сб ст. / редкол.: В. Н. Чачин (отв. ред.) [и др.]. – Минск, 1977.

163. **Малыгин, Б. В.** Магнитное упрочнение инструментов и деталей машин / Б. В. Малыгин. – М., 1998.

164. Комшина, А. В. Перспективность метода низкоэнергетической обработки материалов с использованием магнитного поля / А. В. Комшина, А. С. Помельникова // Инженерное образование / 09, сентябрь 2012. – DOI: 10.7463/0912.0454270.

165. Воробьева, Г. А. О структурных превращениях в металлах и сплавах под воздействием импульсной обработки / Г. А. Воробьева, А. Н. Иводитов, А. М. Сизов // Изв. АН СССР. Металлы. – 1991. – № 6. – С. 131–137.

166. **Овчаренко, А. Г.** Комбинированная магнитно-импульсная обработка режущего инструмента / А. Г. Овчаренко, А. Ю. Козлюк // Обработка металлов. – 2004. – № 2. – С. 8.

167. **Формирование** поверхностного слоя при упрочняющей обработке / В. А. Полетаев [и др.] // Состояние и перспективы развития электротехнологии: Материалы докл. Междунар. науч.-техн. конф. – Иваново, 4–6 июня 2001 г. – Иваново: ИГЭУ, 2001. – Т. 2 – С. 210.

168. **Алифанов, А. В**. Механизм упрочнения легированных сталей в импульсном магнитном поле / А. В. Алифанов, Ж. А. Попова, Н. М. Ционенко // Литье и металлургия. – 2012. – № 4. – С. 151–155.

ОГЛАВЛЕНИЕ

лирова	ния стальных изделий
1.1.	Упругопластическое деформирование сферического тела
	1.1.1. Стадии упругопластического сближения тел
	1.1.2. Переход от вдавливания к качению
	1.1.3. Влияние геометрических параметров очага деформации
1.0	на напряженное состояние контакта
1.2.	Упругопластическое деформирование плоского тела
	1.2.1. Способы поверхностного пластического деформирова-
	1.2.2 Микроструктура и сройстра профилировании у полос
13	1.2.2. Микроструктура и своиства профилированных полос Напряженно-леформированное состояние цилиндрической би-
мет	аплической заготовки при леформировании через коническую
мат	
лава 2	Исследование процессов деформирования стальных изде-
Глава 2 г ий сф о	Исследование процессов деформирования стальных изде- рической, плоской и цилиндрической формы
Глава 2 1 ий сф о 2.1.	Исследование процессов деформирования стальных изде- рической, плоской и цилиндрической формы Особенности структурно-фазовых изменений в стальных из-
Глава 2 1 ий сф о 2.1. дел	Исследование процессов деформирования стальных изде- рической, плоской и цилиндрической формы Особенности структурно-фазовых изменений в стальных из- иях при их упругопластическом деформировании
Глава 2 ий сф о 2.1. дел	Исследование процессов деформирования стальных изде- рической, плоской и цилиндрической формы Особенности структурно-фазовых изменений в стальных из- иях при их упругопластическом деформировании
Глава 2 1 ий сф 2.1. дел	Исследование процессов деформирования стальных издерической, плоской и цилиндрической формы Особенности структурно-фазовых изменений в стальных из- иях при их упругопластическом деформировании
Глава 2 ий сфо 2.1. дел 2.2	Исследование процессов деформирования стальных изде- рической, плоской и цилиндрической формы
Глава 2 ий сф 2.1. дел 2.2.	Исследование процессов деформирования стальных издерической, плоской и цилиндрической формы
Глава 2 ий сфо 2.1. дел 2.2. рич	Исследование процессов деформирования стальных изде- срической, плоской и цилиндрической формы
Глава 2 ий сф 2.1. дел 2.2. рич	Исследование процессов деформирования стальных изде- рической, плоской и цилиндрической формы
лава 2 ий сфо 2.1. дел 2.2. рич	Исследование процессов деформирования стальных издерической, плоской и цилиндрической формы
Глава 2 ий сф 2.1. дел 2.2. рич	Исследование процессов деформирования стальных издерической, плоской и цилиндрической формы
блава 2 ий сф 2.1. дел 2.2. рич	Исследование процессов деформирования стальных издерической, плоской и цилиндрической формы
лава 2 ий сфо 2.1. дел 2.2. рич	Исследование процессов деформирования стальных издерической, плоской и цилиндрической формы

2.3. Методики исследования физико-химико-механических харак-	
теристик деформированных тел	83
2.3.1. Определение величины обжатия шарика	83
2.3.2. Определение площадки контакта	85
2.3.3. Рентгеноструктурный количественный анализ содержа-	
ния остаточного аустенита	85
2.3.4. Рентгеноструктурный анализ	88
2.3.5. Определение сил при обкатывании шариков	90
2.3.6. Определение прочности шариков	91
2.3.7. Методика проведения исследований получения цилин-	
дрической биметаллической заготовки	93
2.3.8. Определение усилий деформирования при пластическом	
формообразовании профиля рабочей части цилиндрической	
заготовки	94
2.4. Анализ химического состава и структур сферических, плоских	
и цилиндрических стальных изделий после их термообработки,	
пластического и упругопластического деформирования	97
2.4.1. Исследование сферических изделий.	97
2.4.2. Исследование плоских изделий	100
2.4.3. Исследование цилиндрических изделий	105
Глава 3. Устройства для пластического и упругопластического де-	115
рормирования сферических и плоских изделий	117
3.1. Экспериментальный инструмент для обкатки шариков	117
3.2. Разработка конструкций экспериментального оборудования	
для упрочняющей обработки стальных плоских изделий	120
3.2.1. Экспериментальный стан для прокатки заготовок мало-	
листовых рессор	120
3.2.2. Экспериментальный стан для поверхностного упрочне-	
ния листовых материалов	122
3.2.3. Экспериментальный стан для упрочнения рессор	124
Лава 4. Исследование структуры и физико-механических свойств	
толученных изделий	126
- 41 Исспедование прочности на разрушение стальных закалениих	
нариков после их упроцнения обкаткой	126
4.2. Исспедорацие режимов высокотемпературной термомеханине-	120
т.2. последование релинов высокотемпературной термомсханиче-	128
А 2.1. Экспериментальные исследования различных способов	1/0
	120
	120
4.2.1. Экспериментальные неследования различных способов упрочнения плоских заготовок рессор	128
 4.2.1. Экспериментальные песледования различных спосоов упрочнения плоских заготовок рессор 4.2.2. Исследование различных режимов высокотемператур- ной термолехациеской обрабовки (ВТМО) рессортуу статай 	128
 4.2.1. Экспериментальные песледования разли ных спосооов упрочнения плоских заготовок рессор 4.2.2. Исследование различных режимов высокотемпературной термомеханической обработки (BTMO) рессорных сталей 4.3.4.4.4.4.4.4.4.4.4.4.4.4.4.4.4.4.4.4	128 131
 4.2.1. Экспериментальные исследования различных сносооов упрочнения плоских заготовок рессор 4.2.2. Исследование различных режимов высокотемпературной термомеханической обработки (ВТМО) рессорных сталей 4.3. Исследование биметаллических заготовок, полученных мето- 	120 128 131
 4.2.1. Экспериментальные исследования различных способов упрочнения плоских заготовок рессор	128 128 131 138
 4.2.1. Экспериментальные несядования различных способов упрочнения плоских заготовок рессор	120 121 131 132 319

4.4. Исследование структуры экспериментальных стальных образ- цов различной формы и выявление связи особенности их структуры с физико-механическими свойствами	146
4.4.1. Взаимосвязь между структурой и физико-механически-	
ми свойствами экспериментальных образцов заготовок рессор 4.4.2. Взаимосвязь между структурой и физико-механически-	146
ми свойствами экспериментальных стальных шариков 4.4.3. Взаимосвязь структуры и микротвердости биметалличе-	151
ских заготовок, полученных горячим выдавливанием	153
Глава 5. Технологии и оборудование для продольной прокатки ли-	
стовых материалов	161
5.1. Упругие элементы подвески большегрузных автомобилей	164
5.1.1. Конструкции и технологии изготовления рессор 5.1.2. Модернизация способов периодической прокатки поло-	164
совых заготовок.	177
5.2. Модернизация оборудования для изготовления заготовок упру- гих элементов подвески автомобилей МАЗ	188
Глава 6. Технология и оборудование для получения биметалличе- ских заготовок метчиков повышенной прочности методом горяче- го выдавливания	199
6.1. Оборудование для упрочняющего пластического формообра- зования биметаллических заготовок метчиков горячим выдавли-	100
ванием	205
6.3. Практические результаты исследований процесса получения биметаллических заготовок метчиков пластическим формообразо- ванием	203
Глава 7. Исследование влияния высокоэнергетических воздействий	
на прочностные свойства стальных изделий	212
7.1. Исследование влияния ультразвукового воздействия на проч-	212
ностные своиства стальных изделии	212
стем, применяемых для обработки металлов давлением	212
7.2. Разработка основных требований к ультразвуковым колеба-	
тельным системам	227
7.2.1. Анализ технологических процессов оораоотки металлов лавлением с применением ультразвука	233
7.2.2. Схемы упрочняющей ультразвуковой обработки	246

7.2.3. Разработка и исследование ультразвуковой колебатель-	253
73 Магнитно-импульсная упрочняющая обработка стальных из-	233
лелий	269
 7.3.1. Оборудование для магнитно-импульсной обработки 7.3.2. Исследование влияния магнитно-импульсного воздей- ствия на структуру и прочностные характеристики изделий из 	269
конструкционной и инструментальной стали 7.3.3. Аналитическое исследование влияния напряженностей магнитного и электрического полей на энергетические показа-	273
тели индуктора	282
логического зазора между индуктором и заготовкой на вели- чину давления в системе «индуктор–заготовка» 7.3.5. Молели механизма поверхностного упрочнения в им-	287
 пульсном магнитном поле металлических материалов 7.3.5.1. Построение модели механизма поверхностного упрочнения в импульсном магнитном поле материалов 	291
с однородной структурой 7.3.5.2. Построение модели механизма поверхностного упрочнения в импульсном магнитном поле материалов	292
с неоднородной структурой	296
Заключение	302
Литература	

Научное издание

Алифанов Александр Викторович Милюкова Анна Михайловна Томило Вячеслав Анатольевич

ТЕХНОЛОГИИ ИЗГОТОВЛЕНИЯ И УПРОЧНЕНИЯ ВЫСОКОНАГРУЖЕННЫХ ДЕТАЛЕЙ МАШИНОСТРОЕНИЯ

Редактор А. А. Баранова Художественный редактор И. Т. Мохнач Технический редактор О. А. Толстая Компьютерная верстка Н. И. Кашуба

Подписано в печать 25.02.2014. Формат 60×84¹/₁₆. Бумага офсетная. Печать цифровая. Усл. печ. л. 18,72. Уч.-изд. л. 16,5. Тираж 120 экз. Заказ 29.

Республиканское унитарное предприятие «Издательский дом «Беларуская навука». Свидетельство о государственной регистрации издателя, изготовителя, распространителя печатных изданий № 1/18 от 02.08.2013. Ул. Ф. Скорины, 40, 220141, г. Минск.