

Сенченков И. К.¹, Рябцев И. А.², Червинко О. П.¹, Рябцев И. И.²

¹Институт механики им. С. П. Тимошенко НАНУ, Украина, г. Киев

²Институт электросварки им. Е. О. Патона НАНУ, Украина, г. Киев

РАСЧЕТНЫЙ МЕТОД ОЦЕНКИ СТОЙКОСТИ НАПЛАВЛЕННОГО МЕТАЛЛА ПРИ ОДНОВРЕМЕННОМ ДЕЙСТВИИ ЦИКЛИЧЕСКИХ МЕХАНИЧЕСКИХ И ТЕРМИЧЕСКИХ НАГРУЗОК

Анотація

Розроблено математичну модель та розрахунковий метод оцінки стійкості наплавленого інструменту для гарячого деформування металу. Метод ураховує вплив на цю характеристику залишкових напружень та напружень, що виникають при одночасній дії циклічних термічних й механічних навантажень у процесі експлуатації наплавлених деталей.

Abstract

The mathematical model and calculation method of evaluation of resistance of surfaced instruments for hot deformation of metal is developed. An influence of residual surfacing stresses and stresses induced by operational thermal and mechanical cyclic loading are taken into consideration.

Термическая стойкость или стойкость против образования трещин разгара — один из важнейших показателей, определяющих срок службы штампов, прокатных валков и других инструментов и оснастки для горячей обработки металлов давлением. Трещины термической усталости появляются на поверхности деталей после некоторого количества теплосмен. Характеристикой сопротивления материалов термической усталости обычно служит количество циклов нагрев-охлаждение до появления трещин [1, 2]. Проблема усугубляется тем, что при эксплуатации этих деталей циклические теплосмены сопровождаются такими же циклическими механическими нагрузками [3]. Отрицательное влияние циклических механических нагрузок на срок службы деталей, эксплуатирующихся в условиях циклических теплосмен, подтверждается многочисленными литературными данными [1–3].

Усталость металлов, связанная с циклическими механическими напряжениями, рассматривается в технике при воздействии нескольких миллионов циклических нагружений. Соответственно и допустимые величины напряжений, определяются для такого числа циклов. Типичные случаи термической усталости, наоборот, ближе к категории малоциклового усталости. Обычно число теплосмен, приводящее к появлению трещин термической усталости,

не превышает несколько тысяч или десятков тысяч циклов [4, 5].

Большинство инструментов и оснастки для горячей обработки металлов давлением в настоящее время многократно восстанавливается методами наплавки, для чего используются материалы, обеспечивающие получение наплавленного металла типа теплостойких и полутеплостойких инструментальных сталей [6]. При этом остаточные наплавочные напряжения и деформации могут отрицательно влиять на эксплуатационную стойкость восстановленных инструментов для горячей деформирования металлов.

Данная работа посвящена разработке метода расчетной оценки стойкости наплавленных деталей при одновременном действии эксплуатационных циклических механических и термических нагрузок. Задача решается путем моделирования наплавочного технологического (остаточного) и накладываемого на него эксплуатационного напряженно-деформированного состояния наплавленной детали.

Для оценки прочности и ресурса эксплуатации наплавленных деталей использовали теории прочности, обзор которых дан в монографиях [1, 7–9]. Численное моделирование осуществлялось в рамках подхода, развитого в работах [10–12]. В основе подхода лежат метод конечных элементов, теория растущих тел, расчетный метод структурного состояния исследованных материалов с использованием термокинетических диаграмм распада переохлажденного аустенита [13–16] и модель термовязкопластического течения Боднера-Партома. Параметры модели течения для использованных материалов определялись на основе экспериментальных данных [17] в широком интервале температур.

Расчет ведется применительно к работе наплавленных штампов горячей штамповки. Основной металл штампа — сталь 40X. На торец штампа производится наплавка подслоя проволокой Св-08 под флюсом АН-348А, затем порошковой проволокой ПП-Нп-25Х5ФМС под флюсом АН-26 наплавляется износостойкий слой.

В расчетной схеме в цилиндрической системе координат $0 \leq z \leq H$, $0 \leq r \leq R$, где H и R — высота и радиус цилиндра. Схема наплавленной детали и ее размеры показаны на рис. 1. Цифрой 1 обозначена область приложения эксплуатационной термической и механической нагрузки. Толщины рабочего

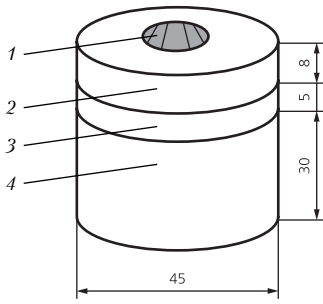


Рис. 1. Схема цилиндрического наплавленного образца для расчета:

- 1 – область приложения циклической термической и силовой нагрузки; 2 – износостойкий слой; 3 – пластичный подслоя; 4 – основной металл

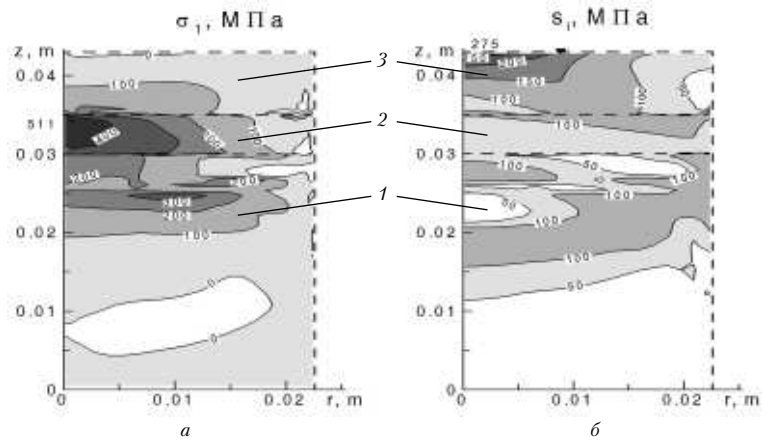


Рис. 2. Распределение остаточных растягивающих напряжений σ_1 (а) и интенсивности касательных напряжений s_i (б) в наплавленных образцах: 1 – основной металл; 2 – пластичный подслоя; 3 – износостойкий слой

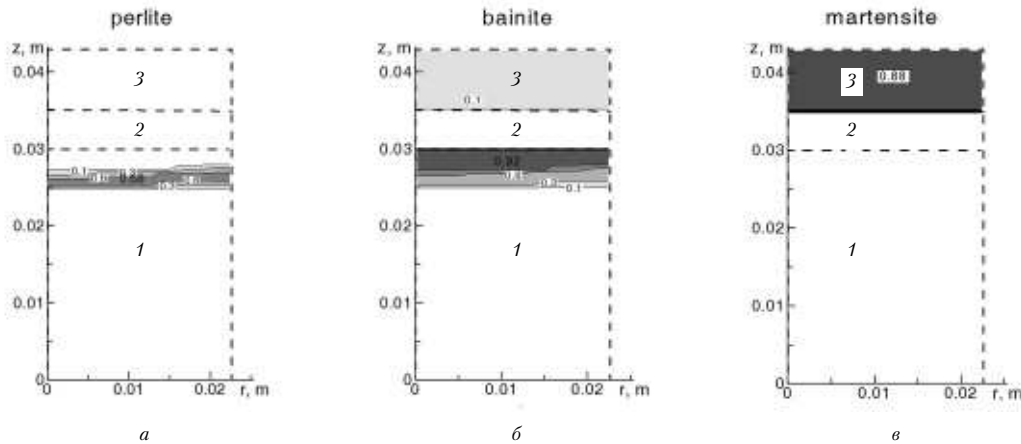


Рис. 3. Структурное состояние наплавленного образца:

- а – перлит; б – бейнит; в – мартенсит; 1 – основной металл сталь 40Х; 2 – пластичный подслоя; 3 – износостойкий слой 25Х5ФМС

слоя (2), подслоя (3) и основного металла (4) выбраны в соответствии с рекомендациями работы [18].

В используемом алгоритме расчета процессы наплавки и последующего циклического термического и механического нагружения рассматриваются в рамках единого процесса. То-есть, после наплавки, естественного охлаждения и механической обработки цилиндр, как и наплавленный штамп, подвергается термическому и механическому циклическому нагружению, моделирующему эксплуатационные нагрузки.

Расчет остаточного наплавочного напряженно-деформированного и структурного состояния проводился с использованием схемы мгновенного наложения сначала материала подслоя, соответствующего стали 08кп, при температуре $\theta = 1800^\circ\text{C}$ с последующим охлаждением до температуры 300°C . Затем накладывался износостойкий слой, также при темпера-

туре $\theta = 1800^\circ\text{C}$. После наплавки образец замедленно охлаждается под теплоизолирующим материалом.

Изолинии распределения расчетных максимальных остаточных напряжений σ_1 и интенсивности касательных напряжений s_i ,

$$s_i = (1/2 s_{ij} s_{ij})^{1/2},$$

где s_{ij} – компоненты деватора тензора напряжений, представлены на рис. 2, а, б.

В наружном износостойком слое преобладает мартенсит (рис. 3, в), который обуславливает существенные сжимающие напряжения: $\max \sigma_3 \approx -470$ МПа. При этом растягивающие напряжения σ_1 в этом слое не превышают 100 МПа (рис. 2, а). Максимальные значения интенсивности касательных напряжений s_i (рис. 2, б) и близких к ним максимальных касательных напряжений τ_{\max} имеют уровень $\approx 240...280$ МПа.

В подслое структурных изменений нет (рис. 3, б) и в нем наблюдаются максимальные растягивающие напряжения $\sigma_1 \approx 400$ МПа. Зона термического влияния в основном материале достигает 5 мм и в ней формируется бейнито-перлитная структура (рис. 3, а, б). Здесь действуют растягивающие напряжения, причем их максимум $\sigma_1 \approx 300$ МПа достигается на глубине ≈ 10 мм (рис. 2, а).

Максимальные пластические деформации наблюдаются в подслое на границе с износостойким слоем ближе к боковой поверхности. Они обусловлены усадкой наплавленных слоев. Деформация основного металла не превышает 1 %, поскольку усадочное воздействие наружного слоя смягчается пластичным промежуточным слоем.

В расчетах принято, что в процессе эксплуатации цилиндрический наплавленный штамп, подвергается циклическим термическим и механическим нагрузкам на торце $z = H$. При этом область циклического температурного и силового нагружения имеет вид круга диаметром 15 мм (см. рис. 1). Термический и механический циклы нагружения являются софазными и имеют общий период времени T . Максимальный размах температуры в цикле

$$\Delta\theta = \max_T \theta(t) - \min_T \theta(t)$$

принимается равным $\Delta\theta = 800^\circ\text{C} - 60^\circ\text{C}$. Продолжительность стадии нагрева до температуры 800°C составляет 11 с, охлаждения до $60^\circ\text{C} - 8$ с. Параметры конвективного теплообмена и тепловой поток подбираются из условий реализации данного цикла. Расчетные эксплуатационные механические нагрузки p_0 изменяются от 0 до максимального значения 2700 МПа.

Эксплуатационные термические и механические циклические нагрузки на торце цилиндра $z = H$ описываются следующими граничными условиями:

$$-k \frac{\partial \theta}{\partial z} = \begin{cases} q_0(t) \exp\left[-(r/r_0)^2\right] & 0 < r < r_0, \\ 0 & r_0 < r < R, \end{cases} \quad (1)$$

$$\sigma_{zz} = \begin{cases} -p\sigma(t) \left[1 - (r/r_1)^2\right] & 0 < r < r_1, \\ 0 & r_1 < r < R, \end{cases} \quad (2)$$

$$\sigma_{rz} = 0 \quad 0 < r < R.$$

Здесь r_0 и r_1 — характерные радиусы области термических и механических нагрузок;

$$\sigma(t) = \begin{cases} \sin \pi t / t^* & nT < t < nT + t^*, \\ 0 & nT + t^* < t < (n+1)T; \end{cases} \quad (3)$$

где t^* — время действия нагрузки, p_0 — интенсивность нагрузки.

Функция $q(t)$ выбирается таким образом, чтобы обеспечить параметры описанного выше температурного цикла. Граничные условия на остальных поверхностях имеют вид:

$$k \frac{\partial \theta}{\partial z} = \gamma(\theta - \theta_c), \quad u_z = 0, \quad \sigma_{rz} = 0, \quad z = 0, \quad 0 < r < R;$$

$$-k \frac{\partial \theta}{\partial r} = \gamma(\theta - \theta_c), \quad \sigma_{rr} = \sigma_{rz} = 0, \quad r = R, \quad 0 < z < \tilde{L}; \quad (4)$$

Пиковые распределения по радиусу r температуры (1) и осевого напряжения на торце для $p_0 = 1000$ МПа (2) при $r_0 = r_1 = 7,5 \cdot 10^{-3}$ м показаны на рис. 4.

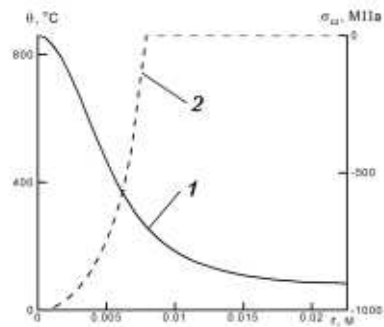


Рис. 4. Пиковые распределения температуры (1) и осевого напряжения (2) на торце образца

Очевидно, что средние значения механических величин определяются наложением остаточного состояния после наплавки и средними значениями величин, обусловленными циклическими термическими и механическими нагрузками.

Напряженное состояние наплавленной детали при одновременном действии циклической термической и механической нагрузок

Взаимодействие циклических термической и механической нагрузок изучается путем сопоставления распределений установившихся во времени усредненной (индекс s) и амплитудной (индекс a) [9] составляющих полей интенсивности касательных напряжений s_i и среднего напряжения σ_0 ($\sigma_0 = \sigma_{kk}/3$), представленных на рис. 5, а–г и 6, а–г. Данные на рис. 5 отвечают случаю чисто термического циклического нагружения ($p_0 = 0$), а на рис. 6 — суммарному действию термической и механической (при $p_0 = 2000$ МПа) циклических нагрузок.

Механическая циклическая нагрузка существенно увеличивает амплитудные составляющие напряжений (рис. 5, б, г и рис. 6, б, г), усредненные составляющие максимального главного и среднего напря-

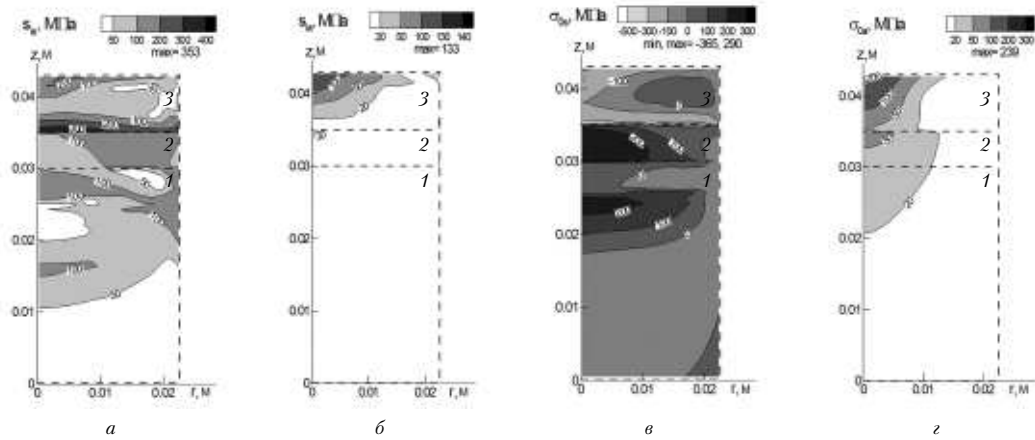


Рис. 5. Распределения усредненных (индекс s) и амплитудных (индекс a) составляющих интенсивности касательных напряжений s_t и среднего напряжения σ_0 при отсутствии силовой нагрузки (p_0): 1 – основной металл; 2 – подслой; 3 – износостойкий слой

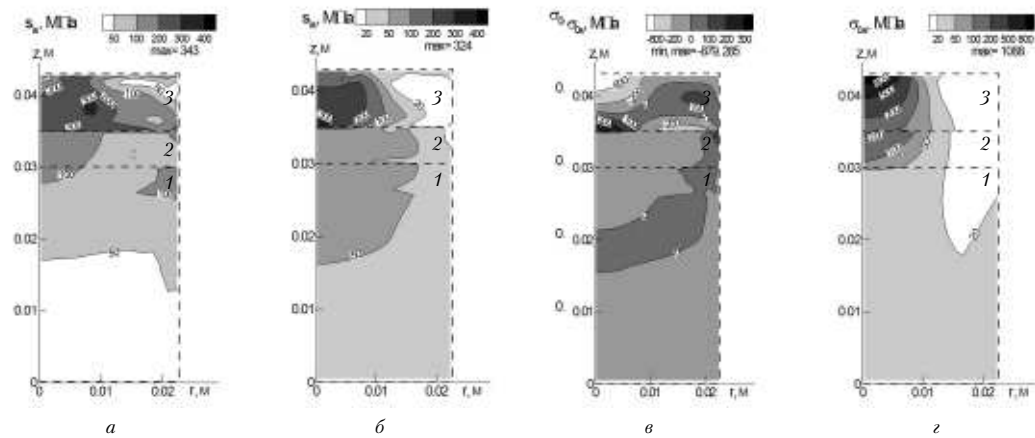


Рис. 6. Распределения усредненных (индекс s) и амплитудных (индекс a) составляющих интенсивности касательных напряжений s_t и среднего напряжения σ_0 при циклической механической нагрузке $p_0 = 2000$ МПа: 1 – основной металл; 2 – подслой; 3 – износостойкий слой

жений, а также интенсивности напряжений в наружном слое. При этом происходит разгрузка по усредненным составляющим напряжений в подслое и основном металле (рис. 5, v и рис. 6, v), т. к. термические и механические составляющие компонент напряжений имеют различные знаки. Однако σ_{0a} в подслое возрастает (рис. 5, z и рис. 6, z).

Используя концепцию двухмодового – усталостного и статического разрушения [1] получаем, что наиболее опасными с точки зрения статического разрушения в зависимости от уровня механической нагрузки являются подслоя, основной металл и граница подслоя-износостойкий слой (рис. 5, a, v и рис. 6, a, v). Опасной с точки зрения усталостного разрушения является область приложения нагрузки в износостойком слое и прилегающей к нему области подслоя. Как показано в работе [18] опасной с точки зрения появления трещин разгара является центральная часть торца цилиндра. Механическое состояние, обусловленное тепловой нагрузкой, является упругим. В суперпозиции с остаточными наплавленными

напряжениями они характеризуются максимальной средней интенсивностью на границе износостойкий слой – подслоя и средним напряжением растяжения в подслое и основном металле. Максимальные амплитудные значения для обеих величин достигаются в области приложения нагрузки. Данные, представленные на рис. 5, $a-z$ и 6, $a-z$ для параметров s_t и σ_0 , позволяют идентифицировать состояние растяжения или сжатия в точках цилиндра, и оценить риски разрушения по вязкому и упругому механизмам для конкретных материалов наплавленной детали.

Деформации в наплавленной детали при одновременном действии циклической термической и механической нагрузок

Важным для оценки ресурса детали является анализ деформаций, поскольку в терминах деформаций формулируются проверенные на практике критерии предельного состояния при наличии пластических деформаций.

Пластическая циклическая деформация цилиндра вследствие отнулевого механического нагружения (уравнения (1)–(3)) является асимметричной. Поэтому рассматриваются как амплитудные e_{ia}^p , так и усредненные e_{is}^p составляющие интенсивности пластической деформации e_i^p ,

$$e_i^p = (e_{kl}^p e_{kl}^p / 2)^{1/2}.$$

Распределения величин e_{is}^p и e_{ia}^p представляют собой изолинии для условно установившегося циклического процесса, в качестве которого принят 20-й цикл нагрузки. Для значения параметра внешней нагрузки $p_0 = 2000$ МПа они приведены на рис. 7, а, б. Пластические деформации возникают в центральной области подслоя и распространяются в наружный износостойкий слой и основной материал при увеличении механической нагрузки p_0 . При этом циклическая составляющая e_{ia}^p также возникает в центральной области подслоя.

Усредненная деформация представляет собой суперпозицию остаточных деформаций после наплавки и деформаций, обусловленных внешней нагрузкой. При этом суммарная усредненная деформация в 20–30 раз превышает циклическую составляющую. Следовательно, разрушение может происходить как в результате исчерпания запаса пластичности по усредненной (статической) составляющей, так и по механизму малоциклового усталости. Данные на рис. 7 показывают, что в обоих случаях слабым звеном наплавленной детали является часть подслоя, расположенная под областью приложения термической и механической циклических нагрузок. Поэтому выбор материала подслоя определяется путем согласования противоречивых требований высокой пластичности при достаточно высоком сопротивлении статическим и циклическим нагрузкам.

Для детального анализа временных процессов в отдельных точках цилиндра используется нумерация узловых точек, соотнесенная с расчетной КЭ-сеткой (рис. 8). Максимальная по объему наплавленной детали амплитуда e_{ia}^p интенсивности пластической деформации достигается в точке (1, 42), расположенной в подслое вблизи границы с наружным слоем. Зависимости амплитуды e_{ia}^p в этой точке и максимальной по объему наплавленной детали усредненной составляющей интенсивности e_{is}^p пластической деформации от нагрузки p_0 для 20-го цикла показаны на рис. 9 сплошными линиями. Штриховой линией представлена зависимость усредненной составляющей интенсивности пластической деформации e_{is}^p в точке (1, 42). Здесь и ниже стрелками показано к какой оси относятся кривые. Видно, что циклические пластические деформации имеют пороговый характер. При $p_0 = p_{0a}^* \approx 1000$ МПа они возникают и начинают расти чуть быстрее, чем по линейному закону. Приращение максимальной по объему усред-

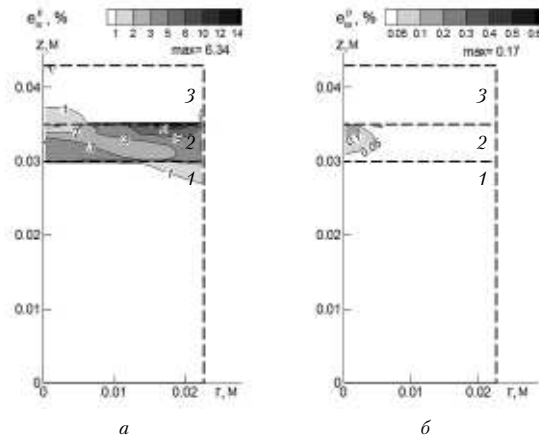


Рис. 7. Распределения усредненных e_{is}^p (а) и амплитудных e_{ia}^p (б) составляющих интенсивности пластических деформаций при циклической механической нагрузке $p_0 = 2000$ МПа:

1 – основной металл; 2 – подслое; 3 – износостойкий слой

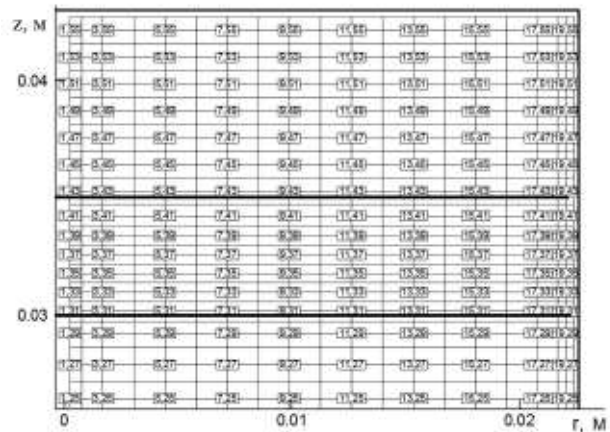


Рис. 8. Нумерация центров четырехугольников конечно-элементной сетки. Первое число – номер четырехугольника в горизонтальной полосе, второе – номер полосы

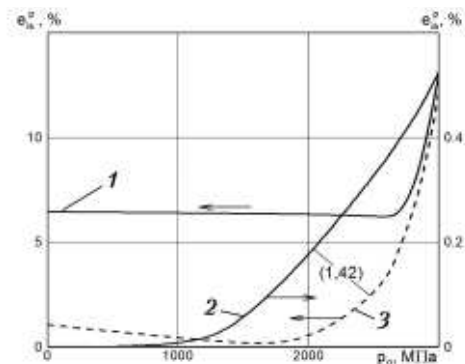


Рис. 9. Зависимости максимальной по объему наплавленной детали амплитудной e_{ia}^p составляющей (1) интенсивности пластической деформации e_i^p и амплитудной e_{ia}^p (2) и усредненной e_{is}^p (3) составляющих интенсивности пластической деформации e_i^p в точке (1, 42)

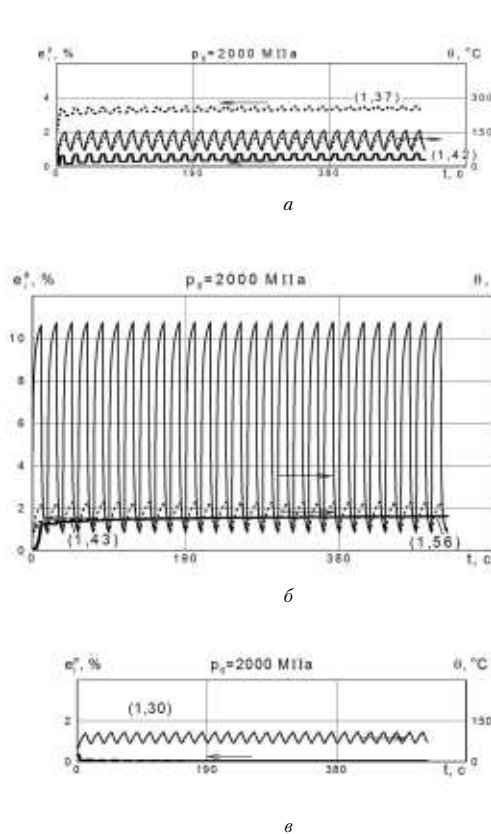


Рис. 10. Временная зависимость интенсивности пластической деформации e_i^p и температуры θ для нагрузки $p_0 = 2000$ МПа:

a – подслоя; *б* – износостойкий слой; *в* – основной металл.
Точки 1, 37 и 1, 43 – штриховые линии;
1, 42 и 1, 56 – сплошные линии

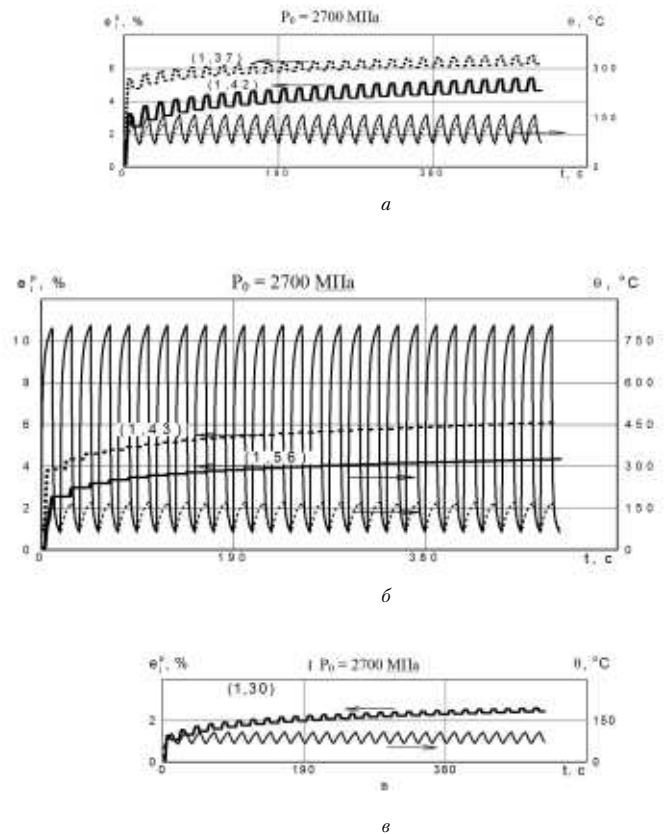


Рис. 11. Временная зависимость интенсивности пластической деформации e_i^p и температуры θ для нагрузки $p_0 = 2700$ МПа:

a – подслоя; *б* – износостойкий слой; *в* – основной металл.
Точки 1, 37 и 1, 43 – штриховые линии;
1, 42 и 1, 56 – сплошные линии

ненной составляющей e_{is}^p начинается при более высоких значениях $p_0 = p_{sa}^* \approx 2700$ МПа и резко нарастает с увеличением p_0 .

Для нагрузок $p_0 < p_{0a}^*$ будет преобладать многоцикловый тип разрушения при асимметричном цикле. Для оценки предельного состояния может быть использован критерий типа Гудмана [9]. При $p_0 > p_{0a}^*$ действует механизм малоциклового усталости и для оценки количества циклов до разрушения следует использовать соотношения типа Коффина-Мэнсона [1–5], обобщенные на случай асимметрии цикла. При $p_0 > p_{0s}^*$ быстро нарастает усредненная пластическая деформация, приводящая к исчерпанию запаса пластичности и разрушению материала по механизму длительной (статической) прочности.

Учитывая наличие существенных усредненных пластических деформаций, критерий прочности для рассматриваемого деформированного состояния должен учитывать как усталостный механизм разрушения, так и разрушение по механизму длительной прочности. Анализ таких критериев дан в работе [1]. Поскольку температура в наиболее деформированном слое (подслое) в процессе нагружения обычно не

превышает 250°C [18], то можно использовать изотермические критерии для максимальных температур в цикле.

Зависимость усредненного значения пластической деформации e_{is}^p (штриховая линия на рис. 9 в точке (1, 42)), отвечающей максимальной по объему амплитуде e_{ia}^p , демонстрирует интересный эффект циклического упрочнения материала, который проявляется в первоначальном снижении остаточной пластической деформации в области начала циклической пластичности. Далее преобладающим оказывается процесс одностороннего накопления деформации.

Рассмотрим кинетику циклических процессов в различных точках цилиндра. Изменения во времени интенсивности пластической деформации e_i^p и температуры θ в точках (1, 30), (1, 37), (1, 42), (1, 43) и (1, 56) на оси цилиндра для нагрузки $p_0 = 2000$ МПа и $p_0 = 2700$ МПа показаны на рис. 10, *a–в* и 11, *a–в*, соответственно.

При нагрузках $p_0 < 2000$ МПа и низких температурах ($\theta < 150^\circ\text{C}$) стабилизация циклического процесса в подслое (рис. 10, *a*) проходит быстро. На торцевой поверхности внешнего нагруженного слоя

(рис. 10, б) уровни температуры и размахы значительны $\theta_{\max}(t) \approx 800^\circ\text{C}$, $\theta_a \approx 450^\circ\text{C}$, однако пластическая деформация не имеет циклической составляющей вследствие высокого предела текучести материала наружного износостойкого слоя. В основном металле (рис. 10, в) температура низкая $\theta < 100^\circ\text{C}$ и пластические деформации пренебрежимо малы. С увеличением внешней нагрузки p_0 ($p_0 = 2700$ МПа и выше) возникают и прогрессируют следующие эффекты:

- возрастают усредненные и амплитудные значения e_{is}^p и e_{ia}^p ;
- расширяется область циклической пластичности;
- резче проявляется эффект физической приспособляемости материала, состоящей в уменьшении амплитуды e_{ia}^p с возможностью полного исчезновения со временем циклической пластичности (рис. 11, б);
- существенно возрастает время установления циклического процесса, в особенности, для усредненной составляющей;
- температурное поле стабилизируется в течение 2–3 циклов;
- при нагрузках $p_0 > 3000$ МПа, как показывают расчеты, уровень усредненной деформации в подслое уже превышает допустимый для теории малых деформаций, т. е. имеет место недопустимое формоизменение детали.

Выполненные расчеты циклической долговечности наплавленных деталей при чисто термическом циклическом нагружении были подтверждены соответствующими экспериментами [18] по исследованию влияния подслоя на появление трещин термической усталости на торце наплавленного цилиндра.

Выводы

1. При заданном температурном режиме уровень пластического циклического и статического деформирования детали, а, следовательно, и ее ресурс, определяются усилием эксплуатационной нагрузки –ковки, штамповки, прокатки и т. п.
2. При термомеханическом нагружении наплавленных деталей, включающим циклическую составляющую, в них могут быть выделены несколько областей с различными механизмами разрушения. При повышенных температурах $\theta_{\max} \geq 800^\circ\text{C}$ ресурс детали с износостойким низкопластичным наплавленным слоем определяется временем разрушения поверхности детали за счет образования и развития сетки трещин термической усталости.
3. При малых усилиях $p_0 \leq p_{0a}^*$ ресурс рассчитывается на основе критериев многоциклового усталости, а при $p_0 \geq p_{0a}^*$ – на основе критериев малоциклового усталости. При значительных усилиях $p_0 > p_{0s}^*$ расчет проводится на основе моделей комбинированного разрушения, учитывающих меха-

низмы статического и мало-циклового усталостного разрушения.

4. Остаточные наплавленные напряжения влияют на прочность двояким образом. С одной стороны, они являются составляющими статической нагрузки, определяющими ее общий уровень и влияющими таким образом на статическую прочность. С другой стороны, они через асимметрию цикла влияют на усталостную прочность наплавленной детали. Следовательно, задача технолога состоит в выборе материала и параметров режима наплавки детали таким образом, чтобы обеспечить максимальный ресурс детали при заданных циклических термических и механических эксплуатационных нагрузках.

5. Конечно-элементный пространственный анализ наплавленной детали позволяет изучить кинетику напряженно-деформированного и структурного состояния в каждой точке детали в процессе эксплуатационного циклического термического и механического нагружения, выбрать соответствующие модели разрушения, локализовать на их основе очаги разрушения и, используя технологические возможности, обеспечить требуемый ресурс работы детали.

Литература

1. Дульнев Р. А., Котов П. И. Термическая усталость металлов. – М.: Машиностроение, 1980. – 200 с.
2. Баландин Ю. Ф. Термическая усталость металлов в судовом энергомашиностроении. – Л.: Судостроение, 1967. – 272 с.
3. Тылкин М. А., Яловой Н. И., Полухин П. Т. Температура и напряжения в деталях металлургического оборудования. – М.: Высшая школа, 1970. – 427 с.
4. Прочность при малоцикловом нагружении. С. В. Серенсен, Р. М. Шнейдерович, А. П. Гусенков и др. – М.: Наука, 1975. – 286 с.
5. Термопрочность деталей машин. И. А. Биргер, Б. Ф. Шорр, И. В. Демьянушко и др. – М.: Машиностроение, 1975. – 455 с.
6. Геллер Ю. А. Инструментальные стали. М.: Металлургия, 1983. – 527 с.
7. Прочность сварных соединений при переменных нагрузках // Под ред. В. И. Труфякова. – Ин-т электросварки им. Е. О. Патона. – Киев: Наук. Думка, 1990. – 256 с.
8. Махненко В. И. Ресурс безопасности эксплуатации сварных соединений и узлов современных конструкций. – Киев: Наук. Думка, 2006. – 618 с.
9. Троценко В. Т., Сосновский Л. А. Сопrotивление усталости металлов и сплавов. Справочник. – Киев: Наук. Думка, 1978. Ч. 1. – 506 с., Ч. 2. – 1304 с.
10. Сенченков И. К., Турык Е., Рябцев И. А., Червинко О. П. Исследование термомеханического состояния цилиндрических деталей, наплавленных слоями аустенитной и мартенситной сталей // Сварочное производство. – 2007. – № 8. – С. 6–13.



11. *Senchenkov I. K., Chervinko O. P., Turyk E., Ryabtsev I. A.* Examination of the thermomechanical state of cylindrical components deposited with layers of austenitic and martensitic steels // *Welding International*. – 2008. – V. 22, N 7. – P. 457–464.

12. *Senchenkov I. K., Zhuk Y. A., Chervinko O. P., Turyk E.* Modelling of residual stresses developed in steel cylinders subjected to surface-layer deposition by welding // *J. Eng. Math.* – 2008. – 61, N 2–4. – P. 271–284.

13. *Bodner S. R., Partom Y.* Constitutive equations for elastic-viscoplastic strain hardening materials. “*Journal of Applied Mechanics*” 1975, no. 6, p. 385–389.

14. *Bodner S. R.* Plasticity over a wide range of strain rates and temperatures. “*Archives of Mechanics*” 2005, vol. 57, issue 2–3, p. 73–80.

15. *Понов А. А., Попова Л. Е.* Справочник термиста. Изотермические и термокинетические диаграммы распада переохлажденного аустенита. – Москва–Свердловск: ГНТИ Машиностр. лит., 1961. – 430 с.

16. *Махненко В. И.* Расчетные методы исследования кинетики сварочных напряжений и деформаций. – Киев: Наукова думка, 1976. – 320 с.

17. *Расчеты на прочность, устойчивость и колебания в условиях высоких температур / Н. И. Безухов, В. Л. Бажанов, И. И. Голденблат и др.* – М.: Машиностроение, 1965. – 434 с.

18. *Сенченков И. К., Рябцев И. А., Червинко О. П., Кондратьев И. А.* Расчетный метод оценки термической стойкости наплавленного металла // *Сварочное производство*. – 2010. – № 7. – С. 3–8.