

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ОПРЕДЕЛЕНИЕ КОЭФФИЦИЕНТОВ В МОДЕЛЯХ ПЛАСТИЧНОСТИ И ПОЛЗУЧЕСТИ ПОРШНЕВОГО СПЛАВА

*Л.Л. Мягков, к.т.н., доцент кафедры, С.М. Сивачев, аспирант,
Московский Государственный Технический Университет им. Н.Э. Баумана
М.П. Гусев, научный сотрудник
Сколковский институт науки и технологий*

Для оценки малоциклового термомеханической усталости поршней дизелей необходимо располагать данными о величине неупругих деформаций в их критически нагруженных зонах. Такие сведения могут быть получены с помощью математических моделей, позволяющих описывать неупругое деформирование материала. В статье представлены результаты испытаний на одноосное растяжение и ползучесть пропорциональных цилиндрических образцов, полученных из заготовок поршней V-образных дизельных двигателей ЯМЗ-658. Поршни изготавливаются из силуминового сплава АК12ММгН, имеющего высокую термоусталостную прочность. Изложена методика определения коэффициентов материала в моделях пластичности и ползучести. Приведены результаты численного моделирования с помощью метода конечных элементов процесса неупругого деформирования образцов в условиях эксперимента. Дана сравнительная оценка расчетных и экспериментальных данных.

Введение. Силуминовый сплав остается самым востребованным материалом для поршней транспортных дизелей, в которых максимальное давление сгорания не превышает 200 бар [1]. Он обладает высокой термоусталостной прочностью, хорошей износостойкостью и низким удельным весом. Однако повышение удельной мощности и крутящего момента дизельных двигателей с целью улучшения потребительских свойств по запросам потребителей приводит к увеличению пиковых давлений в цилиндре, а также росту максимальной температуры поверхности поршня до 400 °С [2]. Из-за высоких температур и температурных градиентов в головке поршня создаются значительные по величине термические напряжения, которые могут превышать предел текучести сплава, что становится причиной появления пластических деформаций на кромке камеры сгорания. Кроме того, указанные условия работы способствуют развитию в поршне деформаций ползучести, что приводит к релаксации



термических напряжений и образованию остаточных растягивающих усилий после останова двигателя. Повторение данных процессов при каждом рабочем цикле дизеля ведет к зарождению и развитию термоусталостных трещин на кромке КС.

Таким образом, для повышения форсировки двигателя необходимо более полное описание явления малоциклового термомеханической усталости материала поршней. Современный подход к решению этой проблемы состоит в проведении трех взаимосвязанных этапов моделирования [3, 4]:

- тепловой анализ (определение нестационарных температурных полей);
- анализ напряженно-деформированного состояния (определение параметров петли упругопластического гистерезиса);

➤ усталостный анализ (расчет долговечности элементов поршня).

Второй этап может быть реализован в пакетах конечно-элементного анализа с использованием моделей пластичности и ползучести материала. Выбору пригодных моделей и расчету коэффициентов в них посвящена настоящая статья.

Экспериментальные исследования. В качестве объекта исследований был выбран силуминовый сплав АК12ММгН, из которого методом литья в кокиль производится поршни для V-образных дизельных двигателей ЯМЗ-658. Пропорциональные цилиндрические образцы для испытаний были изготовлены из заготовок поршней по рекомендациям ГОСТ 9651–84 с диаметром рабочего участка 5 мм и резьбой М12 на хвостовых частях (рис. 1).



Рис. 1. Заготовка поршня и пропорциональный цилиндрический образец

Испытания на одноосное растяжение проводились на универсальной испытательной машине Zwick/Roell Z100 (рис. 2) при температурах 20, 150 и 250 °С. Скорость деформирования была выбрана равной 1 мм/мин. На резьбу наносилась

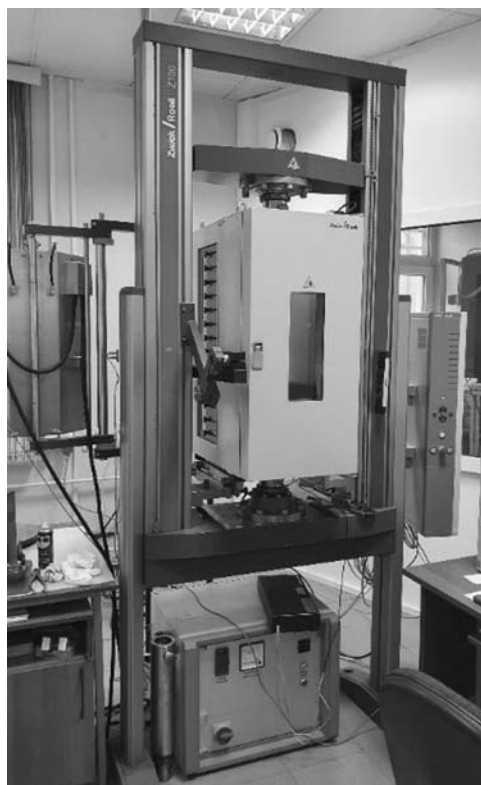


Рис. 2. Общий вид универсальной испытательной машины Zwick/Roell Z100

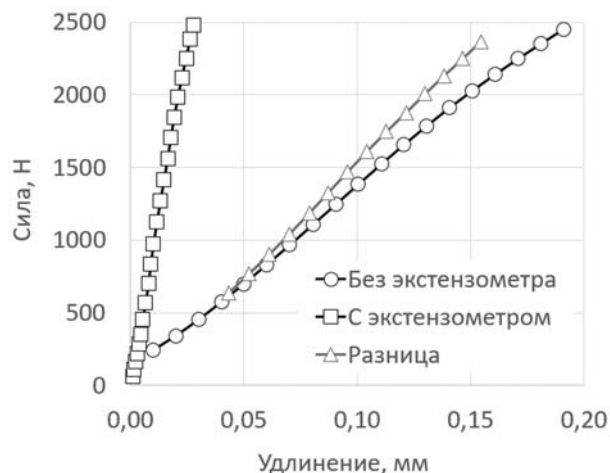


Рис. 3. К определению жесткости испытательной машины

графитовая смазка для исключения заедания образца в тягах машины.

Поскольку испытания в термокамере проводятся без экстензометра, необходимо знать жесткость испытательной машины. Для этого образец растягивался до разрушения, после чего по графику определялась сила, при которой начинается нелинейный участок (около 2500 Н). Затем на новый образец устанавливался экстензометр с базой 20 мм, и проводилось его нагружение до найденной силы. Разница в удлинениях при одном и том же усилии представляет собой удлинение самой установки. Как видно из рис. 3, зависимость для графика растяжения машины является практически линейной, следовательно, можно вычислить тангенс угла наклона кривой, с помощью которого в дальнейшем можно корректировать кривые растяжения образцов. Можно также предположить, что этот угловой коэффициент не изменяется при повышении температуры, так как нагреву подвергается не весь механизм машины, а лишь часть тяг, изготовленных к тому же из жаропрочной легированной стали, упругие свойства которой остаются практически постоянными в диапазоне температур до 250 °С.

Полученные кривые растяжения перестраивались в диаграммы деформирования с учетом жесткости установки, а также реального диаметра образца и длины его рабочего участка. Далее определялся предел текучести, то есть напряжение, при котором остаточная деформация составляет 0,2 %. После этого строилась зависимость добавочного напряжения (разница между текущим напряжением и пределом текучести) от пластической деформации, необходимая для определения коэффициентов в модели пластичности.

Экспериментальные исследования ползучести сплава проводились на испытательной машине

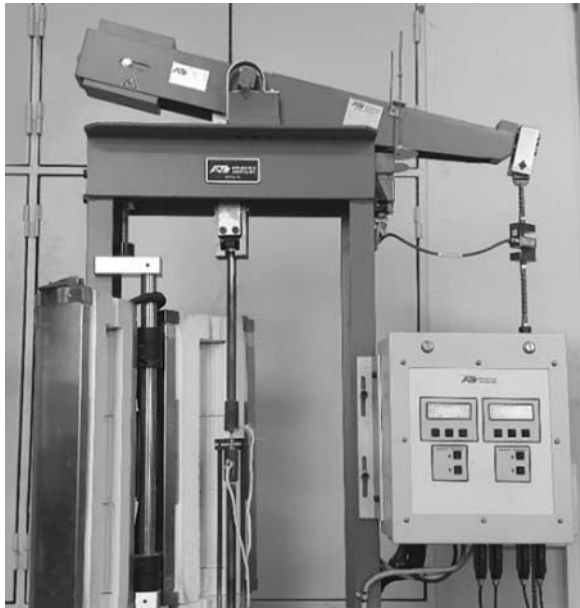


Рис. 4. Общий вид испытательной машины ATS серии 2330

ATS серии 2330 (рис. 4). Минимальная температура, при которой достигается устойчивая работа установленной на машину печи, составляет примерно 250–260 °С. Наименьшее напряжение, которое управляющая программа позволяет задать для образца данного диаметра, равняется 60 МПа. Исходя из этих ограничений выбирались параметры нагружения образцов. Сначала были получены кривые ползучести при температурах 260 и 280 °С и напряжениях 60, 70 и 80 МПа. Результаты показали, что при температуре 280 °С и напряжении 80 МПа образец разрушается за очень короткий промежуток времени (меньше 0,7 часа). В связи с этим испытания при 300 °С проводились для напряжений 60, 65 и 70 МПа.

Время всех испытаний было ограничено 24 часами. Деформации ползучести замерялись с помощью шестистержневой экстензометрической системы с регулируемой начальной расчетной длиной. С целью предотвращения пригорания образцов к захватам машины на резьбу наносилась керамическая паста.

Расчет коэффициентов в модели пластичности.

В практике решения задач об упругопластическом состоянии деталей нашла широкое применение теория течения, которая хорошо согласуется с результатами экспериментов при сложном нагружении. Будем использовать данную теорию в сочетании с энергетическим условием начала пластичности Хубера–Мизеса [5]:

$$f(\sigma_{ij}) = \frac{3}{2}(s_{ij} - a_{ij})(s_{ij} - a_{ij}) - [\Phi(q)]^2 = 0, \quad (1)$$

где σ_{ij} — тензор напряжений; s_{ij} — девиатор напряжений; a_{ij} — девиатор добавочного напряжения;

$s_{ij} - a_{ij}$ — девиатор активного напряжения; q — мера упрочнения.

В зависимости от вида соотношения (1) теория течения может воспроизводить изотропное (при отсутствии a_{ij}), кинематическое (при $\Phi(q) = \sigma_T$, где σ_T — предел текучести) или комбинированное упрочнение материала. Так как для алюминиевых сплавов характерно кинематическое упрочнение [6], при котором поверхность начала пластичности жестко смещается в направлении нагрузки (эффект Баушингера), принимаем

$$f(\sigma_{ij}) = \frac{3}{2}(s_{ij} - a_{ij})(s_{ij} - a_{ij}) - \sigma_T^2 = 0. \quad (2)$$

Вид функции для a_{ij} определяет характер процесса упрочнения. Например, А.Ю. Ишлинским и Прагером была предложена линейная зависимость добавочных напряжений от пластических деформаций. Недостатком такой модели является то, что материал будет неограниченно упрочняться с постоянной скоростью, хотя это не имеет место в действительности. Следовательно, такую аппроксимацию кривой деформирования можно применять только для задач с малыми деформациями. Армстронг и Фредерик разработали нелинейную зависимость, которая ограничивает смещение поверхности пластичности из-за введения в эволюционное уравнение величины накопленной пластической деформации [7]:

$$da_{ij} = \frac{2}{3}C d\epsilon_{ij}^p - \gamma a_{ij} dp, \quad (3)$$

где C и γ — константы материала; $d\epsilon_{ij}^p$ — компоненты приращения пластической деформации; $dp = (2/3 d\epsilon_{ij}^p d\epsilon_{ij}^p)^{0,5}$ — приращение накопленной пластической деформации.

Позже Шабош [8] предложил представлять кривую упрочнения в виде суммы уравнений (3):

$$a_{ij} = \sum_{k=1}^M a_{ij}^{(k)}; \quad (4)$$

$$da_{ij}^{(k)} = \frac{2}{3}C^{(k)} d\epsilon_{ij}^p - \gamma^{(k)} a_{ij}^{(k)} dp, \quad (5)$$

где M — число уравнений.

Такое усовершенствование модели позволило описывать не только явление одностороннего накопления пластических деформаций (при $M = 1$), но и явление приспособляемости (при $M = 2$), которые наблюдаются в деталях при несимметричных циклах нагружения. Максимальное количество уравнений при $M = 5$.

В программном комплексе ANSYS модель Шабоша называется Chaboche Nonlinear Kinematic Hardening Model [9]. Определить входящие в нее неизвестные коэффициенты C и γ можно по кривой одноосного растяжения. Рассмотрим алгоритм их расчета для случая $M = 1$. Тогда вы-

ражение (5) примет вид:

$$da = Cd\varepsilon^p - \gamma ad\varepsilon^p. \quad (6)$$

После разделения переменных проинтегрируем (6) при начальных условиях $a_0 = 0$ и $\varepsilon_0^p = 0$:

$$a = \frac{C}{\gamma} \left(1 - e^{-\gamma\varepsilon^p} \right) \quad (7)$$

Анализируя уравнение (7) можно сделать вывод, что если $\varepsilon^p \rightarrow +\infty$, то $a \rightarrow C/\gamma$. Значит, C/γ представляет собой асимптотическое значение, равное максимальному добавочному напряжению, которое известно из кривых деформирования.

Теперь возьмем производную от (7) по пластической деформации:

$$\frac{da}{d\varepsilon^p} = Ce^{-\gamma\varepsilon^p}. \quad (8)$$

При $\varepsilon = 0$ производная равна C , из чего следует, что коэффициент C является начальным модулем упрочнения.

Зная величину C/γ можно подобрать значения C и γ методом наименьших квадратов. Рассчитанные значения коэффициентов для разных температур представлены на рис. 5.

Для проверки адекватности математической модели пластичности реальному процессу неупругого деформирования материала в ANSYS были проведены численные эксперименты, которые показали хорошее согласование между расчетными и экспериментальными данными (рис. 6).

Расчет коэффициентов в модели ползучести. Моделирование ползучести материала при нестационарных нагрузках производится на основе технических теорий неустановившейся ползучести, основными из которых являются теории старения, течения и упрочнения. Наилучшее совпадение с экспериментальными данными наблюдается при использовании теории упрочнения [10], согласно которой скорость ползучести при данной температуре T определяется действующим напряже-

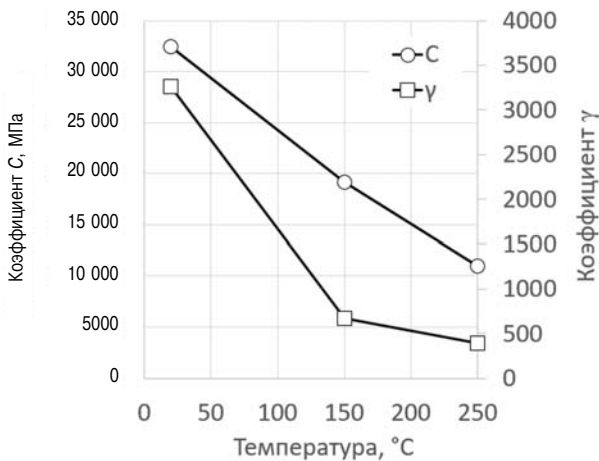


Рис. 5. Зависимость коэффициентов в модели пластичности от температуры

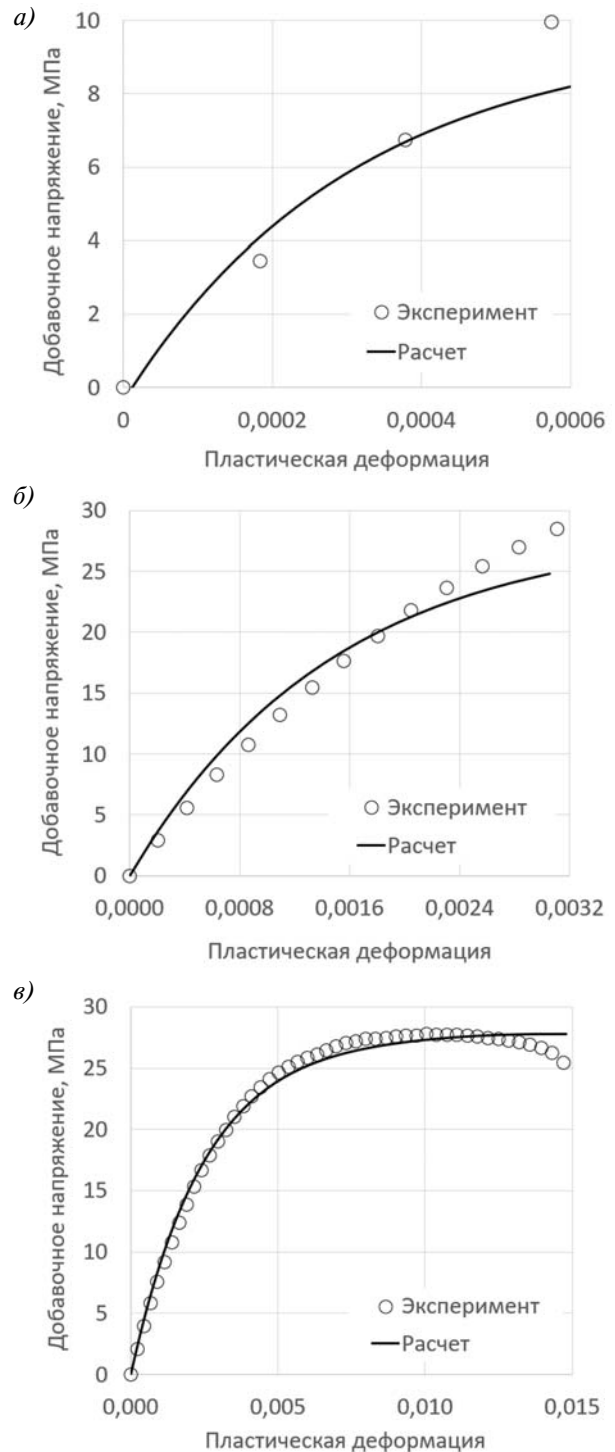


Рис. 6. Экспериментальные и расчетные кривые деформирования: а — 20 °С; б — 150 °С; в — 250 °С

нием σ и величиной накопленной деформации ползучести ε_c , то есть существует функциональная зависимость:

$$\Phi(\dot{\varepsilon}_c, \sigma, \varepsilon_c, T) = 0. \quad (9)$$

Данное уравнение состояния, которое было сформулировано Людвигом и Надаи, а в работах Давенпорта получила название Strain Hardening

(такое же название используется в ANSYS), удобно представить в следующем виде:

$$\dot{\epsilon}_c = f_1(\sigma) \cdot f_2(\epsilon_c) \cdot f_3(T). \quad (10)$$

Функция $f_1(\sigma)$ может быть степенной, экспоненциальной или в виде гиперболического синуса, $f_2(\epsilon_c)$ всегда является степенной, а $f_3(T)$ — экспоненциальной в форме закона Аррениуса [11]. В среде ANSYS уравнение (10) выглядит следующим образом:

$$\dot{\epsilon}_c = C_1 \cdot \sigma^{C_2} \cdot \epsilon_c^{C_3} \cdot e^{-\frac{C_4}{T}}. \quad (11)$$

Для упрощения расчета коэффициентов исключим из (11) температурную составляющую, приняв $C_4 = 0$. Тогда остальные константы C_1 , C_2 и C_3 будут относиться к конкретной температуре. После разделения переменных получаем:

$$\int_0^{\epsilon_c} \frac{d\epsilon_c}{\epsilon_c^{C_3}} = \int_0^t C_1 \cdot \sigma^{C_2} dt, \quad (12)$$

$$\epsilon_c = [C_1(1 - C_3)]^{\frac{1}{1-C_3}} \cdot \sigma^{\frac{C_2}{1-C_3}} \cdot t^{\frac{1}{1-C_3}}. \quad (13)$$

Наклон кривых ползучести, построенных в логарифмических координатах, позволяет определить величину $1/(1 - C_3)$. После нахождения коэффициента C_3 для каждой кривой рассчитывается его среднее значение. Далее выбирается произвольное значение времени t' и строится в логарифмических координатах график зависимости деформации ползучести $\epsilon_c(t')$ от действующего напряжения. Тангенс угла наклона прямой равен степени $C_2/(1 - C_3)$, а отрезок, отсекаемый ею на оси ординат — $[C_1(1 - C_3)]^{1/(1 - C_3)}$. Отсюда находят коэффициенты C_2 и C_1 соответственно. Вычисленные значения коэффициентов для разных температур представлены на рис. 7.

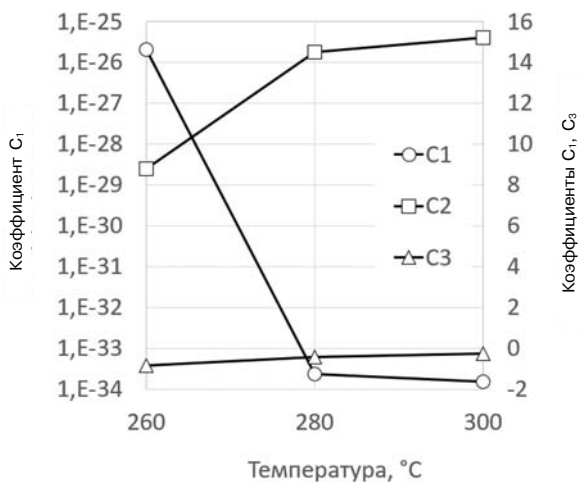


Рис. 7. Зависимость коэффициентов в модели ползучести от температуры

Численное моделирование процесса ползучести цилиндрического образца в ANSYS показало, что рассчитанные значения согласуются с результатами эксперимента (рис. 8). Существенное несовпадение

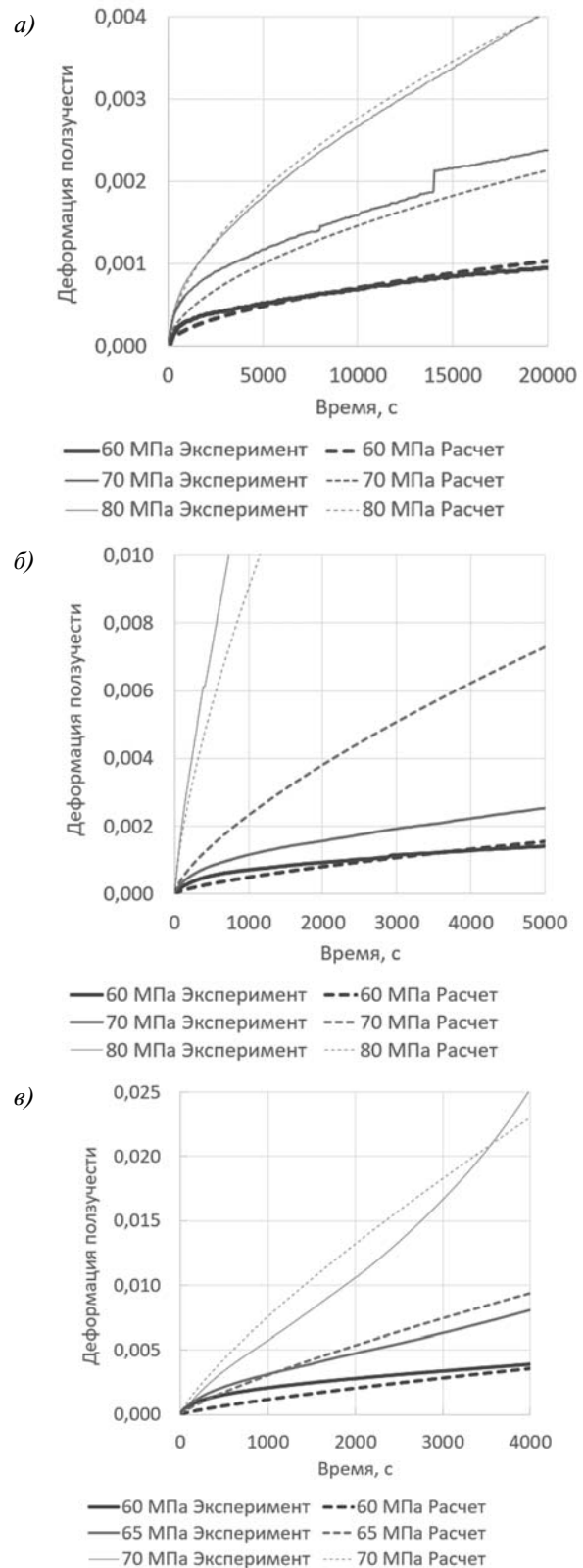


Рис. 8. Экспериментальные и расчетные кривые ползучести:

а — 260 °C; б — 280 °C; в — 300 °C

наблюдается лишь при температуре 280 °С и напряжении 70 МПа. Это связано с тем, что в действительности коэффициент C_2 остается постоянным только в определенном интервале изменения нагрузки. Следовательно, добиться лучшего совпадения результатов можно, приняв C_2 функцией напряжения.

Поскольку в кромке камеры сгорания поршня действуют термические напряжения сжатия, а деформация кромки ограничена окружающими ее более холодными зонами, в ней происходит процесс релаксации напряжений, при котором деформация ползучести ограничена величиной упругой составляющей, не превышающей 0,1–0,2 % [12, 13]. В связи с этим для удовлетворительного описания процесса релаксации необходима точная аппроксимация только начальных участков кривых ползучести [10].

Выводы. Уточнение методики расчета долговечности поршней возможно за счет более детального моделирования напряженно-деформированного состояния их наиболее критических зон, таких как кромка камеры сгорания. Для этого необходимо использовать модели пластичности и ползучести материала.

В данной статье приведены основные уравнения, описывающие неупругие деформации материала, а также метод определения констант, входящих в эти зависимости. Для проверки адекватности моделей действительному деформированию силуминового сплава проведены численные эксперименты, которые показывают хорошую согласованность расчетных и экспериментальных данных.

Литература

1. KS Mono-Block Steel Pistons for Commercial Truck Applications. Официальный сайт компании Rheinmetall Automotive AG. URL: <https://www.rheinmetall-automotive.com> (дата обращения: 25.11.19).
2. Dornenburg F., Lades K., Kenningley S. New technique for increasing the high-temperature durability of aluminium pistons // MTZ. 2010. Vol. 71. P. 18–21.
3. Thermomechanical Design in the Automotive Industry / J.J. Thomas, L. Verger, A. Bignonnet et al. // SAE Technical Paper. 2002. № 2002-01-0659. P. 1–10.
4. Pistons and engine testing. MAHLE GmbH, ed., MTZ, 2012.
5. Малинин Н.Н. Прикладная теория пластичности и ползучести: учебник для вузов / Н.Н. Малинин. 2-е изд., перераб. и доп. М.: Машиностроение, 1975. 398 с.
6. Cyclic Behavior of an Al-Si-Cu Alloy under Thermo-Mechanical Loading / J. Mao, C. Engler-Pinto, X. Su et al. // SAE International Journal of Materials and Manufacturing. 2014. Vol. 7. Issue 3. P. 1–8.
7. Armstrong P.J., Frederick C.O. A Mathematical Representation of the Multiaxial Bauschinger Effect // Materials at High Temperatures. 2007. Vol. 24. No 1. P. 1–26.
8. Chaboche J.L. Constitutive Equations for Cyclic Plasticity and Cyclic Viscoplasticity // International Journal of Plasticity. 1989. Vol. 5. P. 247–302.
9. Theory Reference for the Mechanical APDL and Mechanical Applications. Release 12.0. ANSYS Inc. 2009. 1190 p.
10. Работнов Ю.Н. Ползучесть элементов конструкций. М.: Наука, 1966. 752 с.
11. Manson S.S., Halford G.R. Fatigue and Durability of Metals at High Temperatures. Materials Park, Ohio: ASM International, 2009. 278 p.
12. Белов В.П. Расчетно-экспериментальная оценка термостойкости поршней форсированных автомобильных и тракторных двигателей: дис. ... канд. техн. наук. М., 1986. 251 с.
13. Thermal Fatigue Analysis of Automotive Diesel Piston: Experimental Procedure and Numerical Protocol / F. Szymtka, M. Salem, F. Rezai-Aria, [et al.] // International Journal of Fatigue. 2015. Vol. 73. P. 48–57.
14. Мягков Л.Л., Сивачев С.М., Стрижов Е.Е., Чирский С.П. Топологическая оптимизация поршня высокофорсированного дизеля // Двигателестроение. — 2018. — № 2. — С. 3–10.