УДК 621.78–536.212

В.И. ТИМОШПОЛЬСКИЙ, В.Е. РОТЕНБЕРГ,
Н.Л. МАНДЕЛЬ, Э.А. ГУРВИЧ, С.З. МИРОНОВИЧ

ЧИСЛЕННО-АНАЛИТИЧЕСКИЙ МЕТОД РАСЧЕТА ТЕМПЕРАТУР УПРУГОПЛАСТИЧЕСКИХ ДЕФОРМАЦИЙ И НАПРЯЖЕНИЙ ПРИ РАДИАЦИОННО-КОНВЕКТИВНОМ НАГРЕВЕ МАССИВНЫХ ПЛАСТИН

В работе рассматриваются закономерности появления термических напряжений и деформаций по сечению массивной однородной пластины при организации на ее поверхности высокотемпературного теплового потока излучением и конвекцией.

Рассмотрим квазистатическую, несвязанную задачу термоупругопластичности [1, 2] для конкретных реальных условий нагрева. Такой подход возможен, так как возникающая вследствие этого погрешность итоговых вычислений за счет пренебрежения инерционным эффектом и эффектом связанности полей температур и деформаций для данного класса задач практически мала [3–5].

Задача по определению полей температур, напряжений и деформаций решена последовательно для инерционного ($0 \leqslant \tau \leqslant \tau_0$) и регулярного ($\tau_0 \leqslant \tau < \infty$) этапов нагрева (распространения теплоты).

Используя линейную аппроксимацию теплофизических характеристик для исследуемых марок сталей, имеем исходную температурную задачу [6]:

$$\frac{\partial}{\partial X}(1+\epsilon_c\theta)\frac{\partial\theta}{\partial \mathrm{Fo}} = (1+\epsilon_\lambda\theta)\frac{\partial\theta}{\partial X};$$

$$\theta(X, \mathrm{Fo})\big|_{\mathrm{Fo}=0} = \theta_0 = \mathrm{const};\quad (1+\epsilon_\lambda)\frac{\partial\theta}{\partial X} = \bar{q} = \mathrm{Sk}(1-\theta_п^4) + \mathrm{Bi}(1-\theta_п),$$

где $X = x/L$; $\theta = T(x,\tau)/T_c$; $\theta_п = (t_г+273)/(t_c+273)$; $\mathrm{Fo} = a\tau/L^2$ – соответственно безразмерные координата, температура текущая и поверхности, время: $\epsilon_\lambda = \delta_\lambda T_c/\lambda$; $\epsilon_c = \delta_{c_v} T_c/c_v$; δ_λ и δ_{c_v} – тангенсы угла наклона.

В безразмерных переменных задача имеет вид:

для инерционного этапа

$$\mathrm{Fo}_и = (1-\beta^2)\frac{1+\epsilon_c\theta_0}{6(1+\epsilon_\lambda\theta_0)};\quad 0 \leqslant \beta \leqslant 1;$$

$$\theta_и(X;\tau) = \theta_0 + (\theta_{пи} - \theta_0)\frac{X^2-\beta^2+2\beta^2\ln(\beta/X)}{1-\beta^2+2\beta^2\ln\beta};$$

$$\theta_{пи} = \theta_0 + \frac{(\mathrm{Sk}(1-U^4)+\mathrm{Bi}(1-U))(1-\beta^2+2\beta^2\ln\beta)}{2(1+\epsilon_\lambda U)(1-\beta^2)+\mathrm{Bi}(1-\beta^2+2\beta^2\ln\beta)};$$

для регулярного этапа:

$$\theta_{\text{п},i} = \theta_{\text{п},i-1} + \frac{3(\text{Fo}_i - \text{Fo}_{i-1})(2 + \epsilon_\lambda \theta_{\text{п},i-1}\bar{q})}{3(1 + \epsilon_c \theta_{\text{п},i-1}) + (4\text{Sk}^3 + \text{Bi})(1 + \epsilon_c \theta_{\text{п},i+1})};$$

$$\theta(x, \text{Fo}) = \theta_{\text{п}i} - \frac{1}{2} \frac{\bar{q}}{1 + \epsilon_\lambda \theta_{\text{п},i-1}} (1 - X^2).$$

Полагаем, что края массивной пластины свободны от нагрузок. Рассмотрение несвязанной термомеханической задачи позволяет учесть зависимость физико-механических свойств материала пластины от температуры [7].

В работе используются справочные сведения о зависимости физико-механических характеристик материала от температуры [8–10]. Однако отмеченные данные, особенно для области высоких температур, близких к температуре плавления, либо даны с большой погрешностью, либо вообще не охватывают необходимую область (интервал) температур. Поэтому полученные в настоящей работе результаты следует рассматривать как оценочные (качественные), цель которых – показать, насколько важно учитывать зависимость физико-механических свойств материала от температуры и какие практические рекомендации из этих расчетов вытекают.

В соответствии с принятыми направлениями координатных осей, используя условие совместности деформаций и условия равновесия (в предположении, что $\sigma_{xx} \approx 0$), получим [7]:

$$\sigma = \sigma_{yy} = \sigma_{zz} = \frac{E}{1 - \nu} (a + bx - \epsilon_p - \alpha T),$$

где σ – напряжение; E – модуль упругости Юнга (первого рода); ν – коэффициент Пуассона; a, b – расширение и кривизна средней поверхности пластины соответственно; ϵ_p – пластическая деформация; α – линейный коэффициент температурного расширения; T – температура пластины ($T = T(x)$). Определяем значения коэффициентов расширения и кривизны:

$$a = \int_{-1}^{1} \frac{E\alpha T}{1-\nu} (A_1 - A_2 x)\, dx + \int_{-1}^{1} \frac{E\epsilon_p}{1-\nu} (A_1 - A_2 x)\, dx;$$

$$b = \int_{-1}^{1} \frac{E\alpha T}{1-\nu} (A_3 x - A_2)\, dx + \int_{-1}^{1} \frac{E\epsilon_p}{1-\nu} (A_3 x - A_2)\, dx,$$

где

$$A_1 = \frac{1}{\Delta} \int_{-1}^{1} \frac{Ex^2}{1-\nu} dx; \quad A_2 = \frac{1}{\Delta} \int_{-1}^{1} \frac{Ex}{1-\nu} dx;$$

$$A_3 = \frac{1}{\Delta} \int_{-1}^{1} \frac{E}{1-\nu} dx;$$

Табл. 1. **Изменение упругих $\varepsilon_и$, пластических ε_p деформаций и напряжений σ на поверхности и в центре массивной пластины при продолжительном нагреве перед прокаткой**

τ, с	Расчетное сечение	t, °C	$\varepsilon_и$	ε_p	σ, МПа·10^{-1}	Признак нагрузки
360	П	195	−0,00122	−0,00071	−36,08	0
	Ц	20	0,00062	0	18,90	0
2160	П	451	−0,00097	−0,00079	−25,90	0
	Ц	320	0,00075	0	21,40	0
3960	П	659	−0,00054	−0,00315	−12,69	0
	Ц	527	0,00082	0,00013	20,79	0
5760	П	821	0,00030	−0,00266	6,05	2
	Ц	705	−0,00004	0,00030	−0,88	1
7560	П	921	0,00022	−0,00213	3,77	2
	Ц	828	−0,00010	0,00030	−2,05	1
9360	П	999	0,00026	−0,00185	3,92	2
	Ц	924	−0,00018	0,00030	−3,15	1
11160	П	1059	0,00030	−0,00163	3,89	2
	Ц	998	−0,00026	0,00030	−3,80	1
12960	П	1106	0,00033	−0,00146	3,78	2
	Ц	1056	−0,00030	0,00029	−3,90	2
14760	П	1125	0,00034	−0,00128	3,71	2
	Ц	1086	−0,00031	0,00025	−3,84	2
16560	П	1154	0,00035	−0,00116	3,58	2
	Ц	1122	−0,00034	0,00024	−3,72	2
18360	П	1177	0,00037	−0,00107	3,46	2
	Ц	1151	−0,00035	0,00024	−3,60	2
20160	П	1196	0,00038	−0,00101	3,35	2
	Ц	1174	−0,00037	0,00022	−3,48	2

Примечания: П – поверхность; Ц – центральная плоскость; 0 – нагрузка; 1 – разгрузка; 2 – обратное течение.

$$\Delta = \int_{-1}^{1} \frac{E dx}{1-\nu} \int_{-1}^{1} \frac{E x^2}{1-\nu} dx - \left(\int_{-1}^{1} \frac{E x}{1-\nu} dx \right)^2 .$$

Полученное интегральное уравнение Фредгольма, аналогичное [7], решалось методом итераций. Предполагалось, что пластина изготовлена из стабильно пластичного материала с линейным анизотропным упрочнением [11]. Алгоритм решения реализован на ЕС ЭВМ, проверен на тестовых примерах, которые показали совпадение с различными случаями одновременной и неодновременной нагрузки и разгрузки, рассчитанных иными методами, например [5, 12]. Для случая неодновременной по толщине пластины разгрузки [12] шаг по времени $\Delta\mathrm{Fo}$ должен быть выбран достаточно малым. Абсолютная погрешность для сравниваемых вариантов не превышает 1,0–1,5 %.

В качестве расчетного примера рассмотрим продолжительный нагрев стальной пластины в печи перед прокаткой.

Исходные данные для расчета: толщина $2L = 0{,}27$ м; марка стали 45, при этом $\delta_\lambda = -0{,}02042$; $\delta_c = 2{,}47$; технологические ограничения – температура поверхности $T_п = (1190 + 273)$ К и $\Delta t = 20–25$ К; режим нагрева трехступенчатый.

Из приведенных расчетных результатов (табл. 1) следует, что необходимого температурного перепада Δt и температур поверхности массивная пластина достигает через 5,5 ч, причем в течение всей продолжительности нагрева регулярного этапа температурный перепад уменьшается. Анализ изменения температурных напряжений показывает, что своего максимального значения (360 МПа) они достигают к моменту окончания инерционного этапа ($\mathrm{Fo} = \mathrm{Fo}^\circ$). В дальнейшем напряжения постепенно уменьшаются. Из рис. 1 видно, что в начальном периоде упругопластические деформации развиваются от тепловоспринимающей поверхности к центру пластины. Затем на последующих временных интервалах происходит развитие зон от периферии к центру и от центра к периферии. Заметим, что упругая зона по мере проявления пластических деформаций уменьшается. Как следует из табл. 1, несмотря на значительные температуру поверхности и температурные перепады Δt, к моменту окончания всего процесса нагрева упругопластическая зона не охватывает всего поперечного сечения пластины. Отмеченное замечание позволяет предска-

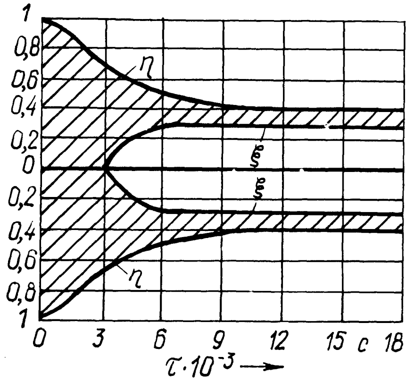

Рис. 1. Распределение упругопластических зон в плоском слитке при продолжительном нагреве

зать порывы плоских слитков и заготовок при прокатке на обжимных и листовых станах. Упругопластическое состояние деформаций материала по всему сечению возможно достигнуть при увеличении процесса выдержки металла в печи.

ЛИТЕРАТУРА

1. Новацкий В. Теория упругости. – М.: Мир, 1975. – 872 с. 2. Коваленко А.Д. Основы термоупругости. – Киев: Наук. думка, 1970. – 308 с. 3. Боли Б., Уэйнер Дж. Теория температурных напряжений. – М.: Мир, 1964. – 518 с. 4. Takent Y. Foundations for conpled termoelasticity // Journal of fhermal strȩsses. – 1979. – No. 3–4. – P. 323–339. 5. Takent Y., Furukava T. Some considerations on thermal shock problems in a plate // Transactions of the ASME // Journal of Applied Mechanics. – 1981. – No. 48. – P. 113–118. 6. Тимошпольский В.И. Инженерный способ расчета массивных тел в условиях лучистого теплообмена // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1986. – № 7. – С. 124–127. 7. Мендельсон А., Сперо С. Общее решение упругопластического температурного напряженного состояния пластины из упрочняющего материала с произвольными свойствами // Прикладная механика. – 1962. – № 1. – С. 168–176. 8. Физические свойства сталей и сплавов, применяемых в энергетике / Под ред. Б.Е. Неймарка. – М.; Л.: Энергия, 1967. – 240 с. 9. Расчеты на прочность, устойчивость и колебания в условиях высоких температур / Под ред. Н.И. Безухова. – М.: Машиностроение, 1965. – 567 с. 10. Либерман Л.Я., Пейсихис М.И. Справочник по свойствам сталей, применяемых в котлотурбостроении / Под ред. А.А. Канаева. – М.; Л.: Машгиз, 1958. – 408 с. 11. Термопрочность деталей машин / Под ред. И.А. Биргера. – М.: Машиностроение, 1975. – 455 с. 12. Паркес Е. Напряжение в упругопластическом стержне при внезапном изменении температуры его поверхности // Прикладная математика (русский перевод). – 1961. – № 3. – С. 134–139.

УДК 621.923

А.В. КОЧЕТКОВ, В.И. БУХШТЕЙН, И.А. ДАВЫДОВ, И.А. ТРУСОВА

ОБ ОДНОМ МЕТОДЕ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ТЕМПЕРАТУРНОГО ПОЛЯ В РЕЖУЩЕЙ ПЛАСТИНЕ

Одной из важных задач теплофизики резания является определение температурного поля в режущем инструменте, так как с этим полем связаны его температурные деформации и термические напряжения, что в конечном счете влияет на точность обработки и работоспособность инструмента. Особенно актуальным является решение этих задач при обработке резанием пластинами из сверхтвердых материалов (СТМ), когда в условиях снятия тонких стружек тепловые явления становятся первостепенными и в основном определяют механизм и интенсивность протекания процессов в зоне резания.

В данное время применяются два принципиально разных вида режущих пластин из СТМ – цельные и двухслойные. Причем результаты исследований режущих свойств этих пластин отличаются друг от друга [1–4]. Многие исследователи обосновывают свои выводы экспериментальными данными, а теоретические данные отсутствуют.