N.N. Moroz, Ph.D., Associate Professor, V.V. Dragobetskiy, Doctor of Technical Sciences, Professor, A.A. Chernish, Senior Lecturer
Kremenchuk Mykhailo Ostrohradskyi National University

ACCOUNT EFFECT OF BAUSHINGER AT MODELING PROCESS OF COMPLEX DRAWING

The physical essence of transmitting anisotropy of deformable sheet billets connected with the effect of Baushinger is considered. The analysis of the theories of plasticity of isotropic material with anisotropic hardening is given. The dependences for determining bending moments are received taking into account transmitting hardening at bending on a rather large radius, a radius of a neutral layer, longitudinal force and radius of a neutral layer at bending with tensile ductility. The mathematical model of the drawing process of items with complex configuration which is taken into account transmit anisotropy is developed. The analysis of the results of calculation of lorry sheet billets.
Key words: *anisotropy, effect of Baushinger, complex extend, pressure.*

УДК 621.78

И.В. Коваленко, к.т.н., доц.
Украинская инженерно-педагогическая академия, г. Харьков

МОДЕЛЬ НАГРЕВА ДЕТАЛИ ПРИ ЭКСПОНЕНЦИАЛЬНОМ ИЗМЕНЕНИИ ТЕПЛОВЫДЕЛЕНИЯ В МАТЕРИАЛЕ

На основании уравнений нестационарного теплового поля соединения предложена модель нагрева детали при экспоненциальном изменении тепловыделения в материале.
Ключевые слова: *разборка, индукционный нагрев, теплопроводность, температура, скорость нагрева.*

Постановка проблемы. Показателем качества процесса разборки изделий является полнота разъединения и сохранение свойств, входящих в изделие деталей: полное отделение охватываемой детали, отсутствие деформаций и рисок на посадочных поверхностях деталей, сохранение физико-механических свойств материала.

Следовательно, в процессах разборки необходим текущий контроль температуры охватывающей детали, контроль длительности теплового воздействия и послеоперационный контроль качества полученных элементов (компонентов) [1–3].

Цель данной статьи — разработка модели нагрева детали при экспоненциальном изменении тепловыделения в материале.

Изложение основного материала. Рассмотрим процесс индукционного нагрева охватывающих деталей соединений, характеризуемых как: а) тонкостенные цилиндры (кольца), имеющие толщину стенки менее глубины проникновения электромагнитного поля в металл Δ; б) толстостенные цилиндры, имеющие толщину стенки более 2Δ и $(D_H - D_B) > 2\Delta$. Эти группы элементов, в силу незначительного отличия в геометрических размерах слоев на наружном и внутреннем диаметрах, могут, с учетом осевой симметрии теплового поля, рассматриваться как стержни в прямоугольной системе координат [4, 5].

Уравнение теплового поля в этом случае примет вид

$$\frac{\partial T}{\partial \tau} = a\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{P_0(x)}{c\gamma} \qquad (1)$$

при краевых условиях

$$T(x,\,0)=\varphi_0;T(0,\,\tau)=T_1(\tau);$$

$$\left.\frac{\partial T}{\partial x}\right|_{x=L}=-\frac{\alpha}{\lambda}\left.T\right|_{x=L},$$

где $a=\lambda/c\gamma$ – коэффициент температуропроводности материала, м^2/с; P_0 – удельная мощность источников тепла, Вт/м^3; T – превышение температуры элемента над температурой окружающей среды, град; λ – коэффициент теплопроводности материала, Вт/(м^2·град); c, γ – удельная теплоемкость и плотность материала, Вт/(с·кг·град) и кг/м^3 соответственно; α – коэффициент теплообмена (теплоотдачи) нагреваемой детали со стороны противоположной индуктору, Вт/м^2·К; $L=(D_н-D_в)/2$ – эквивалентная длина, м; x – текущая координата, м; $T_1(\tau)$ – температура на наружной поверхности детали (начало стержня), град.

Решением (1) будет, в соответствии с методом Фурье [6], сумма двух функций $U(x)$ и $W(x,\,\tau)$, каждая из которых определяется уравнениями:

$$\frac{\partial^2 U}{\partial x^2}=-\frac{P_0(x)}{\lambda}\ \text{при}\ U(0)=T_1(\tau)\ \text{и}\ \left.\frac{\partial U}{\partial x}\right|_{x=L}=-\frac{\alpha}{\lambda}U\,; \tag{2}$$

$$\alpha\frac{\partial^2 W}{\partial x^2}=-\frac{\partial W}{\partial\tau}\ \text{при}\ W(0,\,\tau)=0\,;\ W(L,\,\tau)=0\,;\ W(x,\,0)=\varphi_0-U(x). \tag{3}$$

Решение (3), так называемое стационарное решение для (1) при экспоненциальном изменении тепловыделения в материале детали, в соответствии с изменением настила вихревых токов $P_0(x)=P_0\exp(-2x/\Delta)$, находится его непосредственным двойным интегрированием

$$U(x)=\frac{\Delta^2 P_0}{4\lambda}e^{-2x/\Delta}+C_1x+C_2\,, \tag{4}$$

где $C_2=T_1+\Delta^2P_0/(4\lambda)$ определяется из (4) при краевом условии $U_0=T_1$; $C_1=\{-\alpha\Delta^2P_0(1-$ $-\,e^{-2L/\Delta})/(4\lambda)-\Delta P_0e^{-2L/\Delta}/2-\alpha T_1\}/(\lambda+\alpha L)$ – постоянная интегрирования из краевых условий для (2) при $x=L$.

Подставив полученные постоянные интегрирования в (4) и пренебрегая величинами, содержащими в качестве множителя $e^{2L/\Delta}$, можно найти простую и наглядную связь между температурами T_1 в начале и T_2 в конце стержня

$$T_2=T_1\big/(1+\alpha L/\lambda)\,,$$

которая показывает влияние соотношения внешней теплоотдачи αL и внутренней теплопроводности – λ на процесс нагрева.

Для предельного случая, в пренебрежении тепловыделением за пределами глубины проникновения Δ, коэффициент $k_g=1/(1+\alpha L/\lambda)<1$, характеризующий отношение T_2/T_1, можно определить как коэффициент гетерогенности индукционного нагрева. Его значение в общем случае с учетом тепловыделения и за пределами глубины проникновения нетрудно уточнить непосредственно по (4).

Отклонение от стационарного решения находим из (3) в виде

$$W(x,\,t)=\sum_{n=1}^{m}B_ne^{-n^2\tau/\tau_T}\sin\left[\frac{n\pi x}{L}\right], \tag{5}$$

где $\tau_T=L^2/(\pi^2a)$ – постоянная времени температуропроводности для нагреваемой детали; $B_n=\frac{2}{L}\int_0^L(\varphi_0-U(x))\sin\left[\frac{n\pi x}{L}\right]dx$ – коэффициенты разложения стационарного решения $U(x)$ в ряд Фурье.

В связи со сложным характером функции $U(x)$, получаемой по выражению (4), для нахождения коэффициентов B_n целесообразно использовать один из современных пакетов символьной математики (например, MAPLE). Методика расчетов для стального цилиндра следующая:

```
> restart;
> with(linalg):
> f:=(f0-(-P0*exp(-2*x/g)*g*g/4/l+C1*x+C2))*sin(n*Pi*x/L);
> Bn:=simplify(int((f),x=0..L)*2/L);
> Wn:=simplify(int((f),x=0..L)*2/L*exp(-n*n*t/Tt)*sin(n*Pi*x/L));
```

где глубина проникновения обозначена как g, а коэффициент теплопроводности как l.

Так как при разложении в синусный ряд четные $B_n = B_{2m+1} = 0$, то в формуле (5) основной вклад вносит первая гармоника $\sin(\pi x/L)$, поскольку коэффициент $e^{-n^2\tau/\tau_T}$ резко затухает с ростом n.

Амплитуда первой гармоники при $\varphi_0 = \mathrm{const}$, что соответствует детали с равномерной температурой перед термовоздействием, и получаемая при этом упрощенная модель гетерогенного индукционного нагрева будет иметь вид:

```
> restart;
> with(linalg):
```

$$> f := \left(f0 - \left(-\frac{p0\,e^{\left(-\frac{2x}{g}\right)}gg}{4l} + C1x + C2\right)\right)\sin\left(\frac{\pi x}{L}\right);$$

$$> Bl := simplify\left(\frac{\int_0^L f dx 2}{L}\right);$$

$$> Wl := \left(\frac{\int_0^L f dx 2 e^{\left(-\frac{t}{Tt}\right)}\sin\left(\frac{\pi x}{L}\right)}{L}\right)$$

Однако радикального упрощения можно достичь, если воспользоваться предложенным выше коэффициентом гетерогенности k_g. Это дает возможность воспользоваться стандартной процедурой MAPLE для нахождения также стационарного решения $U(x)$ и получить при этом следующие модели индукционного нагрева:

– определение стационарного решения из дифференциального уравнения:

```
> restart;
> with(linalg):
> degn:=(D@@2)(U)(x)+P0*exp(-x/g)/l;
> bmp:=U(0)=Ql,U(L)=Ql*(l-exp(-t/Tt));
> dsolve({degn,bmp},U(x));
> f:=(f0-(P0*exp(-x/g)*g*g+g*g*P0+Ql*l-(P0*g*g-g*g*P0*exp(-L/g)+Ql*l*exp(-
t/Tt))*x/L)/l)*sin(Pi*x/L);
> Bl:=simplify(int((f),x=0..L)*2/L);
> Wl:=simplify(int((f),x=0..L)*2/L*exp(-t/Tt)*sin(Pi*x/L));
```

– определение стационарного решения с учетом коэффициента гетерогенности:

```
> restart;
> with(linalg):
> degn:=(D@@2)(U)(x)+P0*exp(-x/g)/l;
> bmp:=U(0)=Ql,U(L)=Ql*kg;
> dsolve({degn,bmp},U(x));
> f:=(f0-(P0*exp(-2*x/g)*g*g+g*g*P0+Ql*l-(P0*g*g-g*g*P0*exp(-
2*L/g)+4*Ql*kg*l)*x/L)/4/l)*sin(Pi*x/L);
> Bl:=simplify(int((f),x=0..L)*2/L);
> Wl:=simplify(int((f),x=0..L)*2/L*exp(-t/Tt)*sin(Pi*x/L));
```

Таким образом, окончательное решение примет вид

$$T = T_1(\tau) + \Delta^2 P_0/(4\lambda) + C_1(\tau)x - \Delta^2 \frac{P_0}{4\lambda} e^{-2x/\Delta} + B_1(t)e^{-\tau/\tau_H} \sin\left(\frac{\pi x}{L}\right). \quad (6)$$

Учитывая, что при теплоотдаче в окружающую среду нагрев определяется как

$$T_1(\tau) = T_H(1 - e^{-\tau/\tau_H}), \quad (7)$$

и подставив (6) в (7), найдем пространственно-временное распределение термовоздействия при индукционном нагреве, когда $P_0(x) = P_0 e^{-2x/\Delta}$.

Поскольку при индукционном нагреве можно иметь достаточно высокую скорость нагрева, которая определяется мощностью индуктора, то существует опасность перегрева слоя металла Δ. Это связано с инерционностью теплоотвода, зависящей от теплоемкости и теплопроводности материала и теплоотдачей в окружающую среду. Если скорость генерирования тепла будет больше, чем скорость теплоотвода, то в слое Δ не будет выдерживаться температурное условие разборки. Рассматривая теплоотвод от единичного объема нагретого слоя $V = \Delta$, массой m, удельной теплоемкостью c, теплопроводностью λ на длине L: $cm = \lambda L \tau_{T0}$, можем, таким образом, найти предельное значение времени τ_{T0} меньше которого нельзя назначать длительность нагрева детали со стенкой толщиной L. Для углеродистой стали $\tau_{T0} = 0{,}03$ с. При более быстром нагреве в материале детали возникают необратимые изменения в металле.

Используя τ_{T0} можно рассчитать мощность P нагрева, при которой исключается недопустимая скорость разогрева поверхностного слоя

$$P \le cm[T]/\tau_{T0}. \quad (8)$$

Выводы. На основе уравнений нестационарного теплового поля соединения предложена модель нагрева детали при экспоненциальном изменении тепловыделения в материале. Использование полученной постоянной времени теплоотвода τ_{T0} позволяет определить предельную скорость индукционного нагрева.

Литература

1. Арпентьев, Б.М. Новый метод определения составляющих тепловой проводимости [Текст] / Б.М. Арпентьев, А.К. Дука, А.Н. Куцын // Сб. науч. тр. ХИСП. – 1997. – С. 169–177.

2. Карслоу, Г. Теплопроводность твердых тел [Текст] / Г. Карслоу, Д. Егер. – М.: Наука, 1964. – 326 с.

3. Попов, В.М. Теплообмен в зоне контакта разъемных и неразъемных соединений [Текст] / В.М. Попов. – М.: Энергия, 1971. – 235 с.

4. Лыков, А.В. Теория теплопроводности [Текст] / А.В. Лыков. – М.: Высш. шк., 1967. – 599 с.

5. Новиков, В.В. Метод интегральных сечений в задачах теплопроводности [Текст] / В.В. Новиков, О.Б. Попковский // Инж.-физ. журнал. – 1995. – № 2. – С. 322–325.

6. Винер, Р. Интеграл Фурье и некоторые его приложения [Текст] / Р. Винер. – М.: Государственное издательство физико-математической литературы, 1963. – 256 с.

© И.В. Коваленко

І.В. Коваленко, к.т.н., доц.

Українська інженерно-педагогічна академія, м. Харків

МОДЕЛЬ НАГРІВУ ДЕТАЛІ ПРИ ЕКСПОНЕНЦІАЛЬНІЙ ЗМІНІ ТЕПЛОВИДІЛЕННЯ У МАТЕРІАЛІ

На основі рівнянь нестаціонарного теплового поля з'єднання запропонована модель нагріву деталі при експоненціальній зміні тепловиділення в матеріалі.

Ключові слова: *розбирання, індукційний нагрів, теплопровідність, температура, швидкість нагріву.*

I.V. Kovalenko, Ph.D., Associate Professor
Ukrainian Engineering Pedagogics Academy, Kharkov

MODEL OF HEATING OF COMPONENT PART UNDER THE EXPONENTIAL HEAT RELEASE CHANGE IN THE MATERIAL

On the basis of equalizations of the non-stationary thermal field of connection the model of heating of detail is offered at the exponential change of selection of heat in material.
***Keywords:** sorting out, induction heating, heat conductivity, temperature, speed of heating.*

УДК 621.852.13: 621.73

А.В. Явтушенко, к.т.н., доц.
Запорожский национальный технический университет

Р.И. Рей, д.т.н., проф.
Восточноукраинский национальный университет им. В. Даля

НАДЕЖНОСТЬ КЛИНОРЕМЕННЫХ ПЕРЕДАЧ МЕХАНИЧЕСКИХ ПРЕССОВ

Рассмотрены вопросы надежности клиноременных передач механических прессов. Показано, что для клиноременных передач наилучшее представление функции надежности описывается двух параметрическим законом Вейбулла. Значения параметров функции надежности для передач механических прессов определены по результатам производственных испытаний клиновых ремней листоштамповочных и горячештамповочных прессов.
***Ключевые слова**: пресс, передача, ремни клиновые, надежность, долговечность, отказ, закон Вейбулла.*

Введение. Надежность привода механического пресса в значительной степени зависит от надежности клиноременной передачи, обеспечивающей передачу движения от электродвигателя к маховику. Отказ ременной передачи приводит или к полному отказу привода или к частичному снижению его работоспособности.

Анализ последних исследований и публикаций. В технической литературе вопросы оценки надежности клиноременных передач обычно рассматриваются применительно к приводам машин общего машиностроения. Принятые методы испытания ременных передач не всегда соответствуют реальным условиям работы передачи. Справочные данные чаще всего приводятся по результатам испытаний передач без нагрузки, испытываемые передачи обычно имеют один ремень, а передаточное отношение равно единице.

Расчетный срок службы ремня T_{O} определяется по эмпирическим формулам, из которых чаще всего используется зависимость [1, 2, 3]

$$T_{\text{O}} = 5\,000 C_1 C_2 C_3 , \qquad (1)$$

где C_1, C_2, C_3 – соответственно, коэффициенты учитывающие режим работы ремня, передаваемую мощность и скорость ремня.

Большие сомнения вызывает значение номинального срока службы (5000) в формуле (1). Такое значение долговечности ремня является скорее не номинальным, а ожидаемым.