

УДК 621.96.044:004.942

Планковский С. И.
Застела А. Н.
Хитрых Е. Е.

РАСЧЕТ ИНСТРУМЕНТА ДЛЯ ИМПУЛЬСНОЙ РЕЗКИ ПРОКАТА ПО КОМБИНИРОВАННОЙ СХЕМЕ

Ранее в работах [1, 2] было показано, что на основе проведенного анализа выполненных работ и сформулированных требований к методам проекторочного расчета инструмента для решения задач высокоскоростной (импульсной) резки металла, наиболее перспективно применение граничных методов.

Целью работы является усовершенствование методик расчета режущего инструмента посредством применения R-функций для учета геометрической информации и метода разложения по модам с предварительным выделением квазистатических составляющих – для учета временной составляющей решения [2, 3].

Поскольку разрушение ножа для комбинированной резки происходит, как правило, у основания клина, очень важно рассмотрение процесса деформирования разрезаемого материала на первом этапе – внедрение клина инструмента.

Особенностью расчета инструмента для резки проката по комбинированной схеме является то, что для этого случая от времени зависит не только величина внешней нагрузки, но и участок ее приложения. Нож для резки проката по данной схеме имеет клиновидный выступ (рис. 1), который на первом этапе разделения слитка внедряется в металл, после чего происходит сдвиг оставшейся перемычки.

Рассмотрим нагружение ножа на первом этапе разделения (т. е. до момента внедрения ножа в металл на высоту клиновидного выступа).

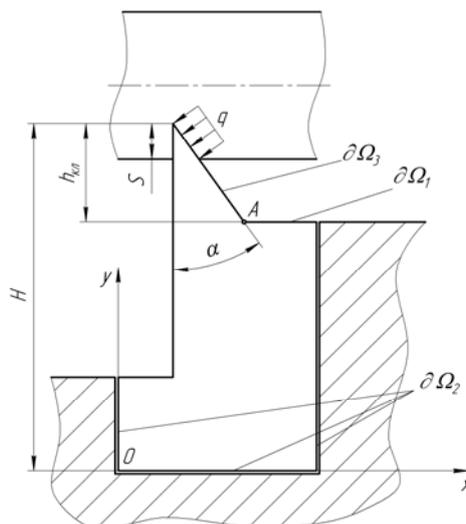


Рис. 1. Расчетная схема для проекторочного расчета ножа для комбинированной высокоскоростной резки

1. Процесс нагружения ножа описывается зависимостями:
– уравнения движения (плоское деформированное состояние):

$$\left. \begin{aligned} (\lambda^* + \mu) \frac{\partial \theta}{\partial x} + \mu \Delta u - \rho \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} &= 0; \\ (\lambda^* + \mu) \frac{\partial \theta}{\partial y} + \mu \Delta v - \rho \frac{\partial^2 v}{\partial t^2} &= 0, \end{aligned} \right\} (x, y) \in \Omega, \quad (1)$$

где $\lambda^* = \lambda$;

– граничные условия:

$$\left. \begin{matrix} N_x = 0; \\ N_y = 0, \end{matrix} \right\} (x, y) \in \partial\Omega_1; \quad \left. \begin{matrix} u_v = 0; \\ N_\tau = 0, \end{matrix} \right\} (x, y) \in \partial\Omega_2; \quad \left. \begin{matrix} N_v = -Q; \\ N_\tau = 0, \end{matrix} \right\} (x, y) \in \partial\Omega_3; \quad (2)$$

– начальные условия:

$$\left. \begin{matrix} u(x, y, 0) = v(x, y, 0) = 0; \\ \dot{u}(x, y, 0) = \dot{v}(x, y, 0) = 0. \end{matrix} \right\} \quad (3)$$

Внешняя нагрузка Q задается выражением:

$$Q = \begin{cases} -q & \text{при } H - y - S(t) \leq 0; \\ 0 & \text{при } H - y - S(t) > 0, \end{cases} \quad (4)$$

где q – удельное сопротивление резке (в рассматриваемом примере $5 \cdot 10^8$ Н/м²).

Параметром проектирования является угол раствора клина, а задачей расчета – минимизация эквивалентного напряжения в основании клинового выступа (точка A на рис. 1), поскольку опыт эксплуатации ножей этого типа свидетельствует, что их разрушение происходит чаще всего именно в данном месте.

2. Уравнение, описывающее геометрию инструмента, может быть записано в виде:

$$\omega(x, y) = ((f_1 V_0 f_2) \Lambda_0 (f_3 V_0 f_4)) \Lambda_0 (f_5 V_0 f_6), \quad (5)$$

где f_1, \dots, f_4 – уравнения прямых, а f_5, f_6 – полос:

$$f_1 = 22,5 \cdot 10^{-3} - x; \quad f_2 = 38 \cdot 10^{-3} - y; \quad f_4 = 83 \cdot 10^{-3} - y;$$

$$f_3 = y(22,5 \cdot 10^{-3} - c) - 83 \cdot 10^{-3}(22,5 \cdot 10^{-3} - c) - 50 \cdot 10^{-3}(x - c);$$

$$f_5 = \frac{x(75 \cdot 10^{-3} - x)}{75 \cdot 10^{-3}}; \quad f_6 = \frac{y(66,5 \cdot 10^{-3} - y)}{66,5 \cdot 10^{-3}}.$$

Уравнения участков границы $\partial\Omega_2(\omega_2)$ и $\partial\Omega_3(\omega_3)$ задаются выражениями:

$$\omega_2 = f_5 \Lambda_0 y; \quad \omega_3 = f_3. \quad (6)$$

Для определения собственных частот и форм колебаний будем использовать следующую структуру решения:

$$\left. \begin{matrix} u = P_1 \frac{\partial \omega_2}{\partial y} + \omega P_2; \\ v = -P_1 \frac{\partial \omega_2}{\partial x} + \omega P_3, \end{matrix} \right\} \quad (7)$$

где P_1, P_2, P_3 – неопределенные компоненты структуры.

Путем непосредственной проверки можно убедиться, что данная структура удовлетворяет условиям для закрепленной части инструмента. Наличие слагаемых ωP_2 и ωP_3 объясняется тем, что внутри области может найтись точка, в которой $\frac{\partial \omega_2}{\partial x} = \frac{\partial \omega_2}{\partial y} = 0$. Это приводит к навязыванию «лишних» условий для u и v и нарушению полноты структуры решения.

3. Введем новую переменную $y_1 = \pi(h_1 - y - S(t)) / h_{кл}$. Тогда внешнюю нагрузку при разложении в ряд Фурье запишем как:

$$Q = -\frac{q}{2} + \frac{2q}{\pi} \sum_{m=1,3,5}^{\infty} \frac{\sin(my_1)}{m};$$

или после разложения синуса в виде:

$$Q = -\frac{q}{2} + \frac{2q}{\pi} \sum_{m=1,3,5}^{\infty} (\sin(my_2) \cos t_2 - \cos(my_2) \sin t_2) / m,$$

где $y_2 = (h_1 - y)\pi / h_{кл}$, а $t_2 = S(t)\pi / h_{кл} \approx 10t\pi / h_{кл}$.

На рис. 2 показаны результаты вычисления значений внешней нагрузки в заданные моменты времени по приведенной выше формуле при 15 удерживаемых членах ряда. Точность получаемой аппроксимации вполне удовлетворительна.

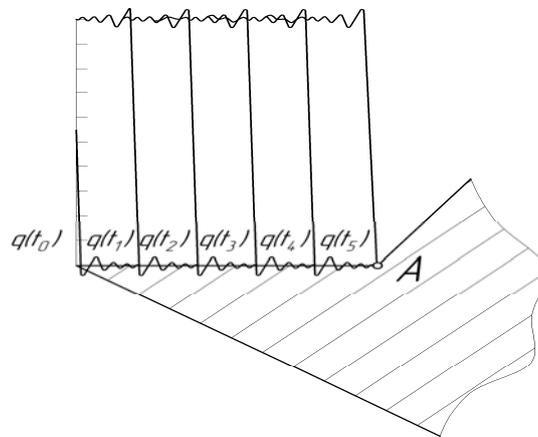


Рис. 2. Аппроксимация внешней нагрузки при комбинированной резке при ее разложении в ряд Фурье

Разделив таким образом переменные, можно выделить квазистатические составляющие решения. В данном случае вектор перемещения будет иметь три характерные составляющие. Первая из них определится следующим образом:

$$\left. \begin{aligned} u^{(1)} &= u_{01}^{(1)} + u_1^{(1)}; \\ v^{(1)} &= v_{01}^{(1)} + v_1^{(1)}, \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

$$\text{где } \left. \begin{aligned} u_1^{(1)} &= -\sum_{i=1}^{\infty} \frac{A_i^{(1)} \cdot 5 \cdot 10^8}{2\rho p_i^2} u_i \cos p_i t \\ v_1^{(1)} &= -\sum_{i=1}^{\infty} \frac{A_i^{(1)} \cdot 5 \cdot 10^8}{2\rho p_i^2} v_i \cos p_i t \end{aligned} \right\}, \text{ а } u_{01}^{(1)}, v_{01}^{(1)} \text{ определяются из решения статической}$$

задачи о действии на наклонную поверхность клинового выступа равномерной сжимающей нагрузки с интенсивностью, равной $q/2$, при тех же граничных условиях, что и для исходной задачи.

Составляющие второго типа вызваны действием синусоидально распределенных нагрузок и могут быть определены как:

$$\left. \begin{aligned} u^{(2)} &= u_{01}^{(2)} \cos(10t\pi / h_{кл}) + u_1^{(2)}; \\ v^{(2)} &= v_{01}^{(2)} \cos(10t\pi / h_{кл}) + v_1^{(2)}, \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

где после применения разложения по модам для $u_1^{(2)}$, $v_1^{(2)}$ получим:

$$u_1^{(2)} = \sum_{i=1}^{\infty} \frac{A_i^{(2)} 1 \cdot 10^9}{\rho p_i \pi} u_i \left(-\frac{\cos p_i t}{p_i} + \frac{\cos \frac{10m\pi}{h_{кл}} - \cos p_i t}{p_i^2 - \left(\frac{10m\pi}{h}\right)^2} \right);$$

$$v_1^{(2)} = \sum_{i=1}^{\infty} \frac{A_i^{(2)} 1 \cdot 10^9}{\rho p_i \pi} v_i \left(-\frac{\cos p_i t}{p_i} + \frac{\cos \frac{10m\pi}{h_{кл}} - \cos p_i t}{p_i^2 - \left(\frac{10m\pi}{h}\right)^2} \right).$$

Для определения $u_{01}^{(2)}$, $v_{01}^{(2)}$ необходимо решить статическую задачу о действии на наклонную поверхность клинового выступа нагрузки с интенсивностью $\sin(m(h_1 - y)\pi / h_{кл})$ при сохранении граничных условий исходной задачи.

И наконец, составляющие третьего типа, вызванные действием косинусоидально распределенных нагрузок, определяются как:

$$\left. \begin{aligned} u^{(3)} &= u_{01}^{(3)} \sin(10t\pi / h_{кл}) + u_1^{(3)}; \\ v^{(3)} &= v_{01}^{(3)} \sin(10t\pi / h_{кл}) + v_1^{(3)}; \end{aligned} \right\} \quad (10)$$

где после применения разложения по модам для $u_1^{(3)}$, $v_1^{(3)}$ получим:

$$u_1^{(3)} = \sum_{i=1}^{\infty} \frac{A_i^{(3)} 1 \cdot 10^9}{\rho p_i \pi} u_i \left(\frac{-10\pi \sin p_i t}{p_i^2 h_{кл}} + \frac{p_i \sin \frac{10m\pi}{h_{кл}} - \frac{10m\pi}{h_{кл}} \sin p_i t}{p_i^2 - \left(\frac{10m\pi}{h}\right)^2} \right);$$

$$v_1^{(3)} = \sum_{i=1}^{\infty} \frac{A_i^{(3)} 1 \cdot 10^9}{\rho p_i \pi} v_i \left(\frac{-10\pi \sin p_i t}{p_i^2 h_{кл}} + \frac{p_i \sin \frac{10m\pi}{h_{кл}} - \frac{10m\pi}{h} \sin p_i t}{p_i^2 - \left(\frac{10m\pi}{h}\right)^2} \right).$$

Для определения $u_{01}^{(3)}$, $v_{01}^{(3)}$ необходимо решить статическую задачу о действии на наклонную поверхность клинового выступа нагрузки с интенсивностью $\cos(m(h_1 - y)\pi / h_{кл})$.

4. Оптимальный угол раствора клинового выступа определяли путем анализа результатов решения ряда задач, для которых его значение считалось заданным (при этом оно менялось в пределах от 20 до 35 ° с шагом 5 °).

В результате проведенных вычислений было установлено (рис. 3), что увеличение угла раствора клина от 20 до 25 ° приводит к уменьшению максимального значения эквивалентного напряжения. Последующее увеличение угла раствора приводит сначала к незначительному, а начиная с 35 ° – к резкому его росту. Проведение уточняющих расчетов с уменьшенным шагом изменения α и анализ полученной зависимости значения максимального эквивалентного напряжения от угла раствора клина (рис. 4) показали, что оптимальное его значение находится в пределах 26...27 °.

Данный вывод полностью совпадает с результатами, полученными при анализе имеющегося опыта эксплуатации ножей данной конфигурации на ряде промышленных предприятий (в частности на ММЗ в г. Рыбница, Молдавия), что является подтверждением

достоверности полученных результатов. Для повышения долговечности ножей можно рекомендовать (как это делается на практике) двухстороннюю клиновую заточку ножа в верхней части выступа, что приведет к уменьшению действующих на него изгибающих нагрузок.

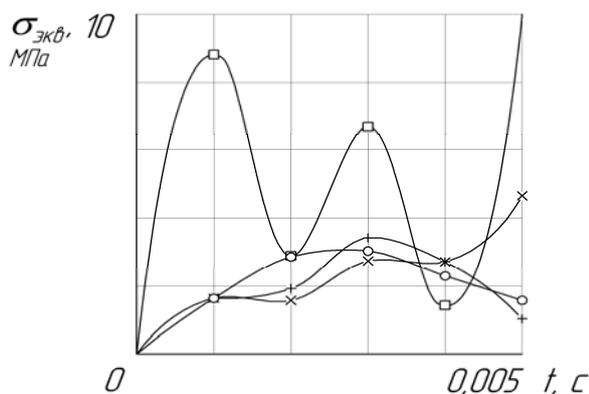


Рис. 3. Зависимость эквивалентного напряжения в основании клинового выступа от времени при различных углах раствора клина:
+ — 20°; o — 25°; × — 30°; □ — 35°

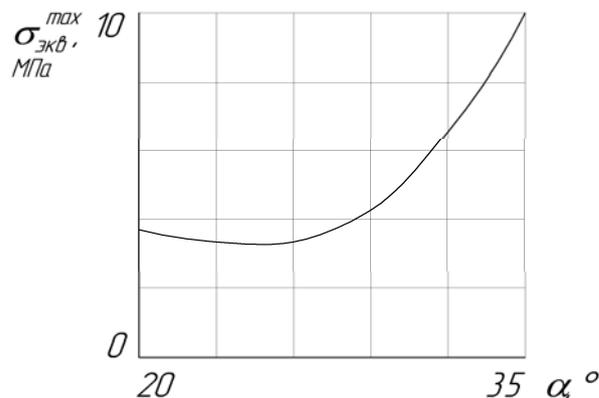


Рис. 4. Зависимость максимального эквивалентного напряжения от угла раствора клинового выступа

ВЫВОДЫ

1. Разработанное математическое и программное обеспечение может быть применено не только для расчетов инструмента, но и для решения других прикладных задач, близких по постановке к рассмотренным, например, при расчете элементов конструкции высокоскоростного оборудования.
2. Для повышения эффективности использования разработанного программного обеспечения целесообразно дополнение системы «Поле», разработанной в Институте проблем машиностроения НАН Украины, блоками, осуществляющими варьирование параметров разрабатываемой конструкции в соответствии с алгоритмами оптимального проектирования, что позволит получать решение с существенно меньшими вычислительными затратами.
3. Полученные результаты могут быть использованы при создании и решении тестовых задач по моделированию процесса импульсной резки с использованием МКЭ.

ЛИТЕРАТУРА

1. Исследование динамического напряженно-деформированного состояния элементов высокоскоростного оборудования для ОМД структурно-вариационным методом / С. И. Планковский, Л. В. Курпа, С. Г. Кушнарченко, А. Н. Шевченко // Импульсная обработка металлов : тез. докл. всесоюз. научно-техн. конф. — Х., 1990. — С. 138.
2. Планковский С. И. Расчет ножа-пластины с клиновой заточкой машины импульсной резки металла / С. И. Планковский, А. Н. Застела, Е. Е. Хитрых // Открытые информационные и компьютерные интегрированные технологии : сб. науч. тр. НАЦ. аэрокосм. ун-та им. Н. Е. Жуковского «ХАИ». — Х., 2010. — Вып. 47. — С. 50–55.
3. Рвачев В. Л. R-функции в задачах теории пластин / В. Л. Рвачев, Л. В. Курпа. — К. : Наук. думка, 1987. — 176 с.

Планковский С. И. — д-р техн. наук, проф. НАУ «ХАИ»;
Застела А. Н. — канд. техн. наук, доц. НАУ «ХАИ»;
Хитрых Е. Е. — ассистент НАУ «ХАИ».

НАУ «ХАИ» — Национальный аэрокосмический университет им. Н. Е. Жуковского «Харьковский авиационный институт», г. Харьков, Украина.

E-mail: E.Khytrykh@yahoo.com