

ФИЗИКО-МАТЕМАТИЧЕСКИЕ НАУКИ

УДК 621.95.08:51-74

МОДЕЛИРОВАНИЕ ДИНАМИЧЕСКОЙ СВЯЗИ, ФОРМИРУЕМОЙ ПРОЦЕССОМ ТОЧЕНИЯ, В ЗАДАЧАХ ДИНАМИКИ ПРОЦЕССА РЕЗАНИЯ (ПОЗИЦИОННАЯ СВЯЗЬ)

В.Л. ЗАКОВОРОТНЫЙ, ФАМ ДИНЬ ТУНГ, НГУЕН СУАН ТЬЕМ, М.Н. РЫЖКИН

(Донской государственный технический университет)

Рассматривается математическое моделирование и идентификация параметров динамической связи между инструментом и обрабатываемой заготовкой, формируемой в процессе резания. Приводятся данные о свойствах динамической связи при малых вариациях координат в окрестности точки равновесия. В статье рассматривается исключительно позиционная связь.

Ключевые слова: математическое моделирование, идентификация, динамика процесса резания.

Введение. Математическое моделирование динамической связи, формируемой процессом резания и объединяющей динамические подсистемы станка со стороны режущего инструмента и обрабатываемой заготовки, являлось предметом многочисленных исследований [1-4]. Это связано с тем, что формируемая процессом резания динамическая связь во многом определяет устойчивость траекторий стационарных формообразующих движений инструмента относительно заготовки, и она влияет на преобразование траекторий исполнительных элементов станка в траектории формообразующих движений. Для изучения динамики процесса резания используется следующее обобщенное уравнение:

$$m(X) \frac{d^2 X}{dt^2} + h(X) \frac{dX}{dt} + c(X) = F(X, V_p, S_p, t_p) + f^*(t), \quad (1)$$

где $F(X, V_p, S_p, t_p) = \{F_1(X, V_p, S_p, t_p), F_2(X, V_p, S_p, t_p), \dots, F_6(X, V_p, S_p, t_p)\}^T$ – вектор-функции динамической характеристики процесса резания, раскрывающие зависимость сил резания от упругих деформационных смещений инструмента и заготовки, а также от технологического режима: величины подачи на оборот S_p , глубины резания t_p и скорости резания V_p ; $X = \{X_1, X_2, \dots, X_6\}^T$ – вектор упругих деформационных смещений вершины режущего инструмента (первые три координаты) и заготовки в точке контакта с ней режущего инструмента (последние три координаты); $f^*(t) = \{f_1^*(t), f_2^*(t), \dots, f_6^*(t)\}^T$ – изменяющиеся во времени составляющие сил резания, не объяснимые в координатах упругих деформационных смещений, которые интерпретируются как шум; $m(X) = [m_{s,k}(X)]$, $h(X) = [h_{s,k}(X)]$, $c(X) = [c_{s,k}(X)]$, $s, k = 1, 2, \dots, 6$ – соответственно функциональные матрицы инерционных и диссипативных коэффициентов, а также функциональная матрица формирования упругой составляющей сил в зависимости от вектора деформационных смещений, которые, в свою очередь, зависят от внешних сил. Во всех случаях здесь и ниже символ $\{\dots\}^T$ – есть операция транспонирования.

Вопрос о математическом моделировании и идентификации функциональных матриц $m(X) = [m_{s,k}(X)]$, $h(X) = [h_{s,k}(X)]$, $c(X) = [c_{s,k}(X)]$ рассмотрен нами ранее [5, 6]. В настоя-

щей статье рассматривается проблема математического моделирования и идентификации вектор-функций $F(X, V_p, S_p, t_p)$. При этом используются алгоритмы скользящей линеаризации, рассматривающие линеаризованные их оценки в окрестности точки равновесия X^* , задаваемой технологическими режимами. Исследования построены таким образом, что в рассматриваемом частотном диапазоне параметры жёсткости подсистемы заготовки на порядок превышают жёсткость подсистемы режущего инструмента. Поэтому уравнение (1) в вариациях относительно X^* ($X(t) = X^* + x(t)$) можно представить в линеаризованном виде

$$m(X^*) \frac{d^2 x}{dt^2} + h_\Sigma(X^*, V_p, S_p, t_p) \frac{dx}{dt} + c_\Sigma(X^*, V_p, S_p, t_p) x = f(t), \quad (2)$$

где $x = (x_1, x_2, x_3)^T$ – вектор упругих деформационных смещений вершины режущего инструмента в вариациях относительно точки равновесия, причём $X^* = \text{const}$; $m(X^*) = [m_{s,k}(X^*)]$, $s, k = 1, 2, 3$ – матрица масс подсистемы инструмента; $h_\Sigma(X^*) = [h_{\Sigma,s,k}(X^*, V_p, S_p, t_p)]$, $s, k = 1, 2, 3$, $c_\Sigma(X^*) = [c_{\Sigma,s,k}(X^*, V_p, S_p, t_p)]$, $s, k = 1, 2, 3$ – суммарные матрицы коэффициентов демпфирования и жёсткости, состоящие из параметров подсистемы инструмента и параметров динамической жёсткости и демпфирования процесса резания; $f(t) = \{f_1(t), f_2(t), f_3(t)\}^T$ – вектор внешних измеримых дельтообразных силовых возмущений.

В (2) суммарные матрицы:

$$\begin{aligned} h_\Sigma(X^*, V_p, S_p, t_p) &= h(X^*) + h^{(P)}(X^*, V_p, S_p, t_p), \\ c_\Sigma(X^*, V_p, S_p, t_p) &= c(X^*) + c^{(P)}(X^*, V_p, S_p, t_p), \end{aligned} \quad (3)$$

где $h^{(P)} = [h_{s,k}^{(P)}] = [\partial \varphi_s / \partial \dot{x}_k]$, $s, k = 1, 2, 3$, $c^{(P)} = [c_{s,k}^{(P)}] = [\partial \varphi_s / \partial x_k]$, $s, k = 1, 2, 3$ – соответственно матрицы скоростных коэффициентов и жёсткости процесса резания, рассматриваемые в вариациях относительно точки равновесия.

Следовательно,

$$\varphi_s(x) = F_s(V_p, S_p, t_p, X^* + x) - F_s(V_p, S_p, t_p, X^*), \quad s = 1, 2, 3 \text{ и } \varphi_s(0) = 0.$$

В статье рассматриваются свойства динамической связи, формируемой процессом резания, в линеаризованном представлении для различных точек равновесия, задаваемых технологическими режимами, – в этом смысл скользящей линеаризации, справедливость которой определяется тем, что при динамических исследованиях смещение точек равновесия есть медленная функция времени. В рассматриваемом частотном диапазоне, ограниченном сверху частотой порядка 5,0 кГц, инерционные реакции со стороны процесса резания не наблюдаются. Уточним понятие точки равновесия X^* динамической системы резания. Это точка, в которой скорости и ускорения упругих деформационных смещений вершины инструмента равна нулю. Этой точке соответствует движение обрабатываемой заготовки с постоянными скоростями резания и подачи. Статья посвящена исключительно изучению $c^{(P)} = [c_{s,k}^{(P)}] = [\partial \varphi_s / \partial x_k]$, $s, k = 1, 2, 3$. Идентификация и свойства матрицы скоростных коэффициентов будут рассмотрены в следующих наших публикациях.

Идентификация и свойства матрицы динамической жёсткости. Идентификация элементов матрицы $c^{(P)}(X^*, V_p, S_p, t_p)$ осуществляется на основе анализа реакций системы в процессе резания на внешние силовые возмущения, в том числе, дельтообразные силовые возмущения. В последнем случае рассматривается три совокупности сил: $f(t) = \{f_1(t), 0, 0\}^T$, $f(t) = \{0, f_2(t), 0\}^T$

и $f(t) = \{0, 0, f_3(t)\}^T$, которым соответствуют три совокупности вибрационных реакций инструмента, рассматриваемых в виде колебательных ускорений, измеренных с помощью пьезоакселерометров. Это следующие совокупности: $\ddot{x}^{(i)}(t) = [\ddot{x}_{s,k}^{(i)}(t)]$, $i, s, k = 1, 2, 3$, которые близки ко вторым производным от весовых функций. Кроме этого анализируются их частотные образы в виде спектральных матриц колебательных реакций и также сил и колебаний. Идентификация выполняется в два этапа. На первом этапе определяются матрицы m , h , c в системе без резания. Методика и математическое моделирование этих матриц приведена в наших публикациях [5,6]. На втором этапе оцениваются матрицы c_Σ и непосредственно матрицы динамической жёсткости процесса резания $c_\Sigma - c = c^{(P)}$. Таким образом, матрицы динамической жёсткости оцениваются на основе анализа весовых функций или их Фурье-образов в низкочастотной области, лежащей существенно ниже собственных частот подсистемы инструмента. Это частотный диапазон, в нашем случае ограниченный сверху частотами порядка (200-300) Гц. Полученные оценки сравнивались с отношениями соответствующих составляющих сил резания к смещениям инструмента, обусловленным в установившемся состоянии соответствующими вариациями технологических режимов (величины подачи наоборот и глубины резания с учетом упругих деформаций).

При оценивании матрицы динамической жёсткости перечислим основные факторы, влияющие на формирование сил резания. Они характеризуют следующие свойства, которые необходимо учитывать при построении динамических моделей процесса резания.

1. На силы резания, прежде всего, оказывает влияние площадь срезаемого слоя. При рассмотрении деформационных смещений и сил будем использовать системы координат, показанные на рис.1, а, б. Тогда малые деформационные смещения инструмента по оси X_2 не вызывают изменения площади срезаемого слоя. В процессе точения обычно выполняется условие $t_p / S_p \gg (10, 0 - 20, 0)$. В этом случае чувствительность изменения сил к вариациям смещений инструмента относительно заготовки в плоскости (X_1, X_3) принципиально зависит от направления деформационного смещения. Она максимальна по направлению нормали к режущей кромке инструмента и минимальна по направлению её ориентации (на рис.1 – это оси $(X_1^{(1)}, X_3^{(1)})$, повернутые на угол φ против часовой стрелки). На рис.1, в, г даны диаграммы приращения сил в зависимости от постоянного значения смещений инструмента в установившемся состоянии, равных 0,1 мм, имеющих различные направления. Смещения инструмента обеспечиваются варьированием технологических режимов с учётом деформационных смещений инструмента. Во всех случаях $\varphi = 60^\circ$. Приведены два примера. На рис.1, в даны диаграммы для соотношения $t_p / S_p = 3,3$, а на рис.1, г – для $t_p / S_p = 20,0$. Там же точечными диаграммами приведены аппроксимации изменения сил в виде эллипсов. Как видно, во втором случае, наиболее характерном для процесса точения, деформационные смещения в направлении оси $X_3^{(1)}$ практически не вызывают изменения сил.

2. Математические модели подсистемы режущего инструмента построены таким образом, что параметры модели идентифицированы в частотном диапазоне, определяемом первыми формами колебаний.

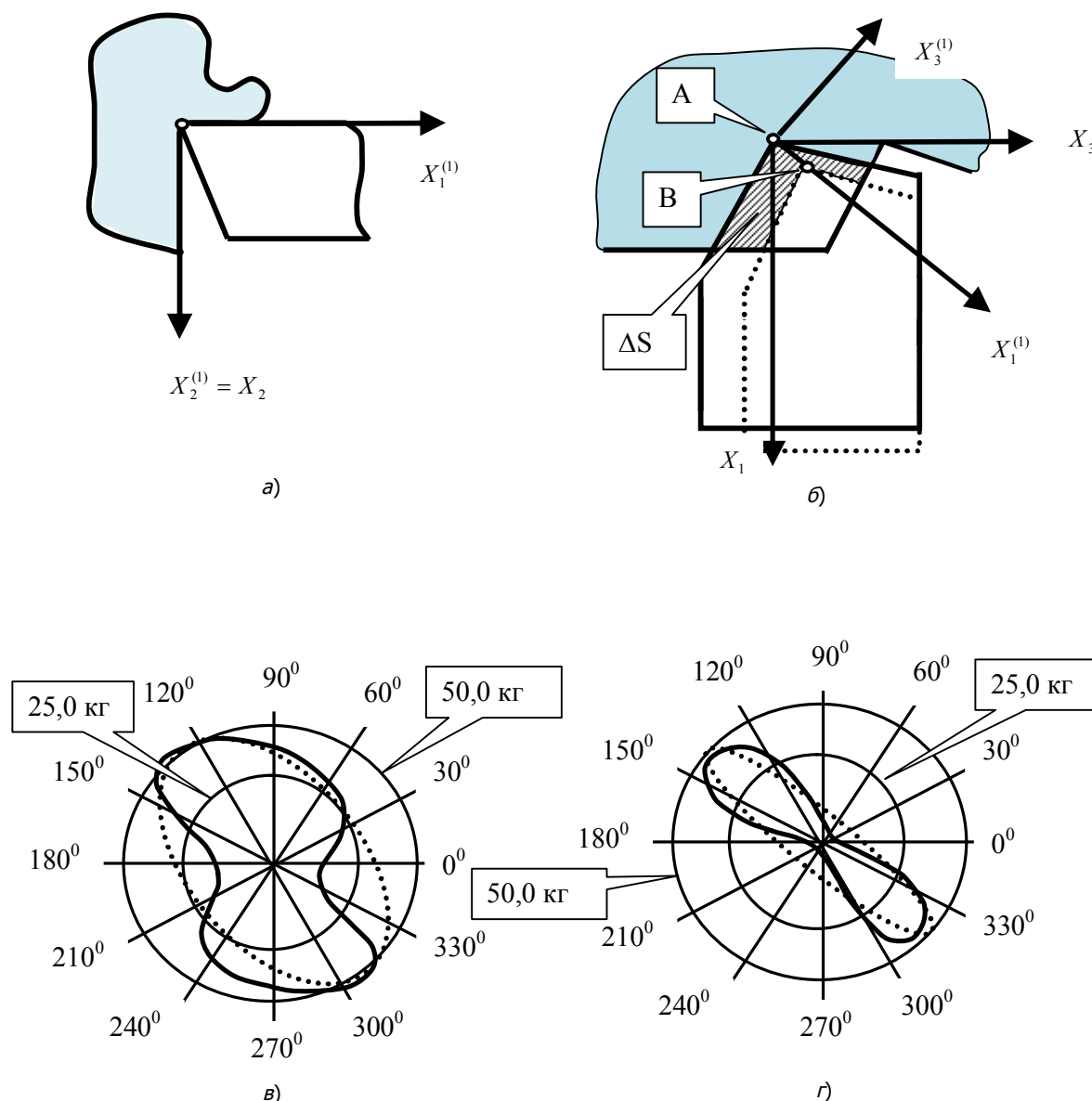


Рис.1. Схема оценивания вариаций сил и деформационных смещений в плоскости (X_1, X_3)

Однако при больших вылетах инструмента из зажимного приспособления приходится считаться с изгибными деформациями тела инструмента, сопутствующими линейным деформационным смещениям. В этом случае деформационные смещения дополнительно вызывают изменения углов резания. Здесь прежде всего, необходимо учитывать изменения переднего угла инструмента, заметно влияющего на модуль и ориентацию силы. Причём зависимость сил от изгибных деформационных смещений является нелинейной. Более того, при значительных изгибных деформациях увеличению деформационных смещений может соответствовать не уменьшение сил, а их увеличение. Однако в вариациях относительно точки равновесия все характеристики вариаций сил, вызванные малыми деформационными смещениями можно линеаризовать.

Таким образом, в зависимости от технологического режима и формы колебаний меняется структура матрицы динамической жёсткости процесса резания, представляющая собой коэффи-

циенты влияния деформационных смещений на составляющие сил различного направления. В общем случае матрица динамической жёсткости процесса резания представляется в виде

$$c^{(P)} = [c_{s,k}^{(P)}] = [\partial \varphi_s / \partial x_k], \quad s, k = 1, 2, 3, \quad (4)$$

где столбцы матрицы (4) изменяются в зависимости от технологических режимов и форм деформационных смещений. Здесь можно рассматривать три варианта. Первый относится к случаю, когда выполняется условие $t_p / S_p \gg (10, 0 - 20, 0)$ и изгибные деформационные смещения инструмента отсутствуют. Тогда в матрице (4) значимыми являются только коэффициенты первого столбца. Остальные равны нулю. Второй относится к случаю, когда $t_p / S_p \ll (10, 0 - 20, 0)$ и линейные деформации существуют вместе с изгибными. Тогда в (4) значимыми являются первый и третий столбцы. Наконец, наиболее общий случай, когда необходимо учитывать все столбцы матрицы (4). Он относится к случаю, когда дополнительно необходимо учитывать силовые реакции при деформационных смещениях в направлении $X_3^{(1)}$. Самостоятельное значение имеют исследования изменения матрицы (4) при варьировании скорости резания.

Вначале рассмотрим матрицы динамической жёсткости для первого случая. При оценивании матриц динамической жёсткости рассматривается низкочастотная часть спектральных характеристик. Можно использовать также легкоизмеримые деформационные смещения вершины инструмента, оцениваемые с помощью тензодинамометра, показания которого тарируются в деформационных смещениях вершины инструмента относительно станины станка. В этом случае деформационные смещения необходимы для коррекции действительных значений величины подачи на оборот с учетом деформационных смещений. При идентификации матриц динамической жёсткости измеримыми являются силы $f^{(1)}(0) = \{f_1(0), 0, 0\}^T$, $f^{(2)}(0) = \{0, f_2(0), 0\}^T$ и $f^{(3)}(0) = \{0, 0, f_3(0)\}^T$, которым соответствуют измеримые три совокупности деформационных смещений:

$$\begin{aligned} x^{(1)}(0) &= \{x_1^{(1)}(0), x_2^{(1)}(0), x_3^{(1)}(0)\}^T, \\ x^{(2)}(0) &= \{x_1^{(2)}(0), x_2^{(2)}(0), x_3^{(2)}(0)\}^T, \\ x^{(3)}(0) &= \{x_1^{(3)}(0), x_2^{(3)}(0), x_3^{(3)}(0)\}^T. \end{aligned}$$

Они рассматриваются в вариациях относительно точки равновесия, задаваемой технологическим режимом. Известными являются матрицы динамической жёсткости подсистемы инструмента c . При проведении экспериментальных исследований удобно анализировать не абсолютные значения деформационных смещений, а их отношения. Это связано со сложностями обеспечения идентичности дельтообразных возмущений в ходе экспериментов. Кроме этого, при измерении колебательных ускорений их отношения равны отношению колебательных смещений. Тогда элементы матрицы c_Σ можно вычислить из системы

$$Ac = B, \quad (5)$$

$$\text{где } c = \{c_{1,1,\Sigma}, c_{1,2,\Sigma}, c_{1,3,\Sigma}\}; A = \begin{bmatrix} 0 & (\delta_{1,2}^{(1,1)} c_{3,3}) & -(\delta_{1,2}^{(1,1)} c_{3,2}) \\ (\delta_{1,2}^{(2,2)} c_{3,3}) & 0 & -(\delta_{1,2}^{(2,2)} c_{3,1}) \\ (\delta_{1,3}^{(1,2)} c_{2,3}) & 0 & -(\delta_{1,3}^{(1,2)} c_{3,1}) \end{bmatrix},$$

$$\text{причём } \delta_{1,2}^{(1,1)} = \frac{x_1^{(1)}(0)}{x_2^{(1)}(0)}, \delta_{1,2}^{(2,2)} = \frac{x_1^{(2)}(0)}{x_2^{(2)}(0)}, \delta_{1,3}^{(1,2)} = \frac{x_1^{(1)}(0)}{x_3^{(2)}(0)};$$

$$B = \{(c_{2,3}c_{32} - c_{2,2}c_{32}), (c_{2,3}c_{31} - c_{1,2}c_{33}), \delta_{1,2}^{(f)}(c_{2,2}c_{31} - c_{2,1}c_{32})\}^T, \delta_{1,1}^{(f)} = \frac{f_1(0)}{f_2(0)}.$$

Подчеркнём, что в (5) нет параметров, в которых в явном виде выражаются силы или колебательные смещения. Возможность вычисления параметров $\{c_{1,1,\Sigma}, c_{1,2,\Sigma}, c_{1,3,\Sigma}\}$ связана с тем, что элементы матрицы c известны. Кроме этого при составлении матрицы необходимо обеспечивать её хорошую обусловленность. Это зависит от параметров матрицы c и выбранных соотношений для относительных деформационных смещений. Например, если в качестве третьего уравнения взять соотношения для относительных деформационных смещений $\delta_{1,2}^{(3,3)} = \frac{x_1^{(3)}(0)}{x_2^{(3)}(0)}$, то, как

нетрудно показать, определитель от матрицы A всегда равен нулю.

Параметры $\{c_{1,1,\Sigma}, c_{1,2,\Sigma}, c_{1,3,\Sigma}\}$ идентифицируются для конкретной точки равновесия, определяемой в установившемся состоянии технологическими режимами. В рассматриваемом случае при неизменной скорости резания – от ширины срезаемого слоя, то есть при неизменном угле φ – от величины припуска. Приведём пример изменения параметров $\{c_{1,1,\Sigma}, c_{1,2,\Sigma}, c_{1,3,\Sigma}\}$ для случая точения на станке 1К62 стали 20Х (рис. 2). Величина подачи на оборот во всех случаях равна $S_p^{(0)} = 0,05 \text{ мм/об}$, скорость резания $V_p = 1,0 \text{ м/с}$. Глубина резания варьировалась для получения различных величин ширины срезаемого слоя. Геометрические параметры режущего инструмента: нормальный передний угол (передний угол в нормальной секущей поверхности) $\gamma_H = 2^\circ$; задний угол в главной секущей плоскости $\alpha_H = 2^\circ$; угол наклона режущей кромки $\lambda = 0^\circ$; главный угол в плане $\varphi = 60^\circ$. Обрабатывается заготовка диаметром $d = 120 \text{ мм}$, закреплённая в трехлачковом патроне и поджатая вращающимся центром, после предварительной обработки для устранения вариаций припуска. Приведём также данные по коэффициентам ориентации сил $\chi_i = F_i[(F_1)^2 + (F_2)^2 + (F_3)^2]^{-0,5}, i = 1, 2, 3$ (рис.3), соответствующие данным, приведённым на рис.2.

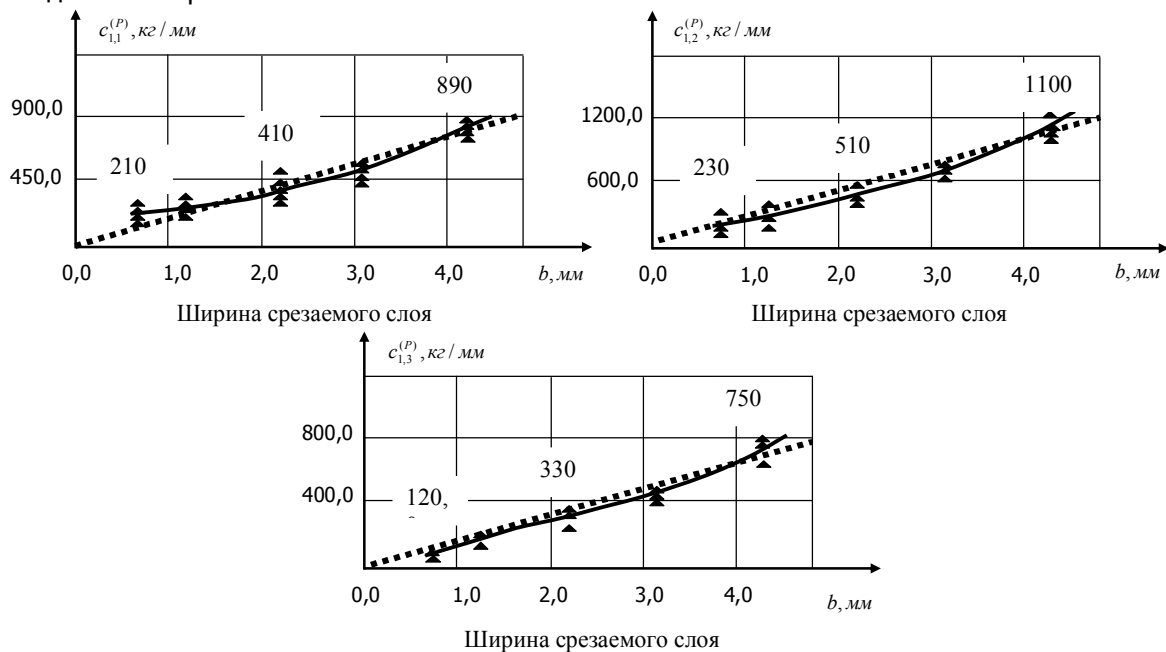


Рис.2. Пример изменения элементов матрицы жёсткости процесса резания при изменении ширины срезаемого слоя

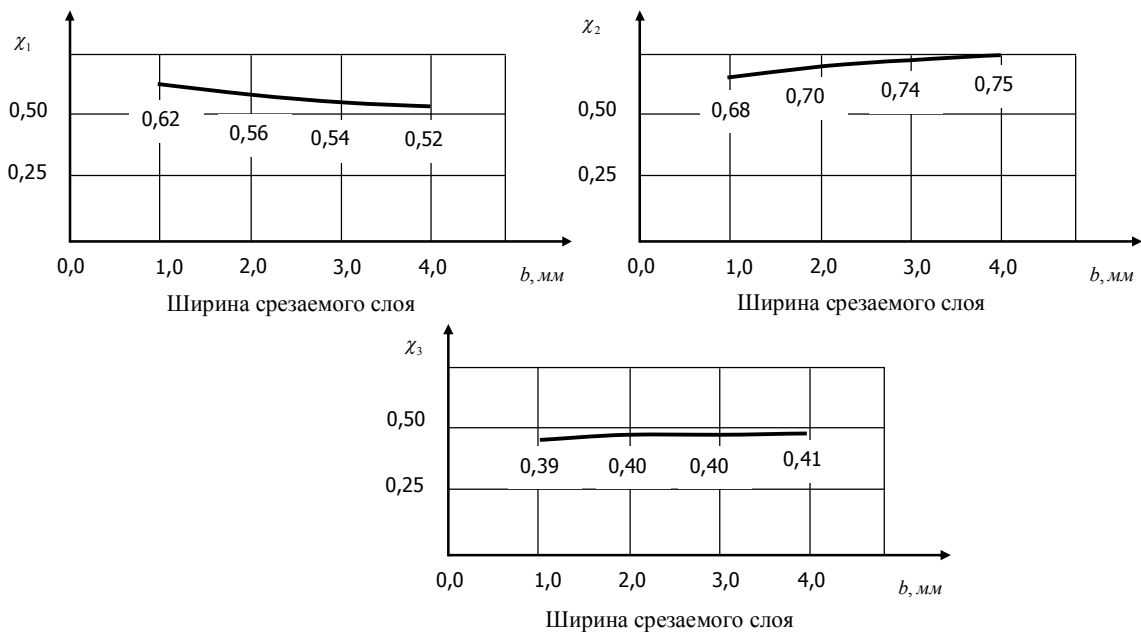


Рис.3. Пример изменения коэффициентов ориентации сил при изменении ширины срезаемого слоя

На приведённых иллюстрациях также даны точные значения математических ожиданий коэффициентов ориентации сил. Как видно, коэффициенты ориентации сил являются малоизменяющимися функциями ширины срезаемого слоя, а зависимости элементов матрицы жёсткости от ширины срезаемого слоя в диапазоне изменения (1,0-5,0) мм можно линеаризовать. В последнем случае коэффициенты ориентации сил можно считать неизменными. Здесь вариации коэффициентов ориентации сил при изменении ширины срезаемого слоя не превышают 0,15 от номинального значения.

В этом случае элементы матрицы жёсткости процесса резания при любом значении ширины срезаемого слоя можно задать величиной обобщённого коэффициента жёсткости и вектором ориентации сил. Для приведённых на рис.2 и 3 данных значение коэффициента жёсткости в диапазоне изменения ширины срезаемого слоя (1,0-4,0) мм можно представить в виде

$$c_{3,i}^{(P)} = \rho b \chi_i, i = 1, 2, 3, \quad (6)$$

где $\rho = 190$ – коэффициент, имеющий смысл давления стружки на переднюю поверхность инструмента, кг/мм; b – ширина срезаемого слоя, мм; $\chi = \{\chi_1, \chi_2, \chi_3\}^T = \{0,57; 0,71; 0,40\}^T$.

Подчеркнём, что коэффициент ρ зависит от скорости резания, геометрии инструмента и физико-механических свойств обрабатываемого материала. Заметим, что в процессе резания в связи с развитием износа инструмента указанные коэффициенты меняются. Это один из факторов эволюционного преобразования параметров динамической характеристики процесса резания. Кроме этого необходимо отметить, что угловые коэффициенты $\chi = \{\chi_1, \chi_2, \chi_3\}^T$ принципиально зависят от геометрии инструмента. В частности, по мере увеличения угла $\gamma_H = 2^\circ$ коэффициент $c_{1,1}^{(P)}$ не только уменьшается, но и может изменить свой знак.

При оценивании матриц динамической жёсткости в общем случае необходимо воспользоваться прямыми измерениями изменения смещений и сил. Тогда для оценки суммарных значений матрицы жёсткости можно воспользоваться системой

$$Xc = f, \quad (7)$$

где $X = \begin{bmatrix} x_1^{(1)} & 0 & 0 & x_2^{(1)} & 0 & 0 & x_3^{(1)} & 0 & 0 \\ 0 & x_1^{(1)} & 0 & 0 & x_2^{(1)} & 0 & 0 & x_3^{(1)} & 0 \\ 0 & 0 & x_1^{(1)} & 0 & 0 & x_2^{(1)} & 0 & 0 & x_3^{(1)} \\ x_1^{(2)} & 0 & 0 & x_2^{(2)} & 0 & 0 & x_3^{(2)} & 0 & 0 \\ 0 & x_1^{(2)} & 0 & 0 & x_2^{(2)} & 0 & 0 & x_3^{(2)} & 0 \\ 0 & 0 & x_1^{(2)} & 0 & 0 & x_2^{(2)} & 0 & 0 & x_3^{(2)} \\ x_1^{(3)} & 0 & 0 & x_2^{(3)} & 0 & 0 & x_3^{(3)} & 0 & 0 \\ 0 & x_1^{(3)} & 0 & 0 & x_2^{(3)} & 0 & 0 & x_3^{(3)} & 0 \\ 0 & 0 & x_1^{(3)} & 0 & 0 & x_2^{(3)} & 0 & 0 & x_3^{(3)} \end{bmatrix}$ – матрица измеренных деформацион-

ных смещений; $c = \{c_{1,1,\Sigma}, c_{1,2,\Sigma}, c_{1,3,\Sigma}, c_{2,1,\Sigma}, c_{2,2,\Sigma}, c_{2,3,\Sigma}, c_{3,1,\Sigma}, c_{3,2,\Sigma}, c_{3,3,\Sigma}\}^T$ – оцениваемые параметры суммарной матрицы динамической жёсткости; $f = \{f_1(0), 0, 0, 0, f_2(0), 0, 0, 0, f_3(0)\}^T$ – вектор внешних силовых возмущений, в частности, обусловленный изменениями технологических режимов.

Проанализируем изменения матриц динамической жёсткости процесса резания при варьировании величины подачи на оборот (рис.4). Обработка осуществляется в условиях, соответствующих рис.2, но глубина резания во всех случаях равна $t_p = 2,0$ мм, что соответствует ширине срезаемого слоя $b \approx 2,5$ мм. Варьировалась величина подачи на оборот, приводящая к увеличению толщины срезаемого слоя a . На приведённых иллюстрациях сплошными линиями показаны коэффициенты $c_{1,i}^{(P)}, i = 1, 2, 3$, а пунктирными – коэффициенты $c_{3,i}^{(P)}, i = 1, 2, 3$.

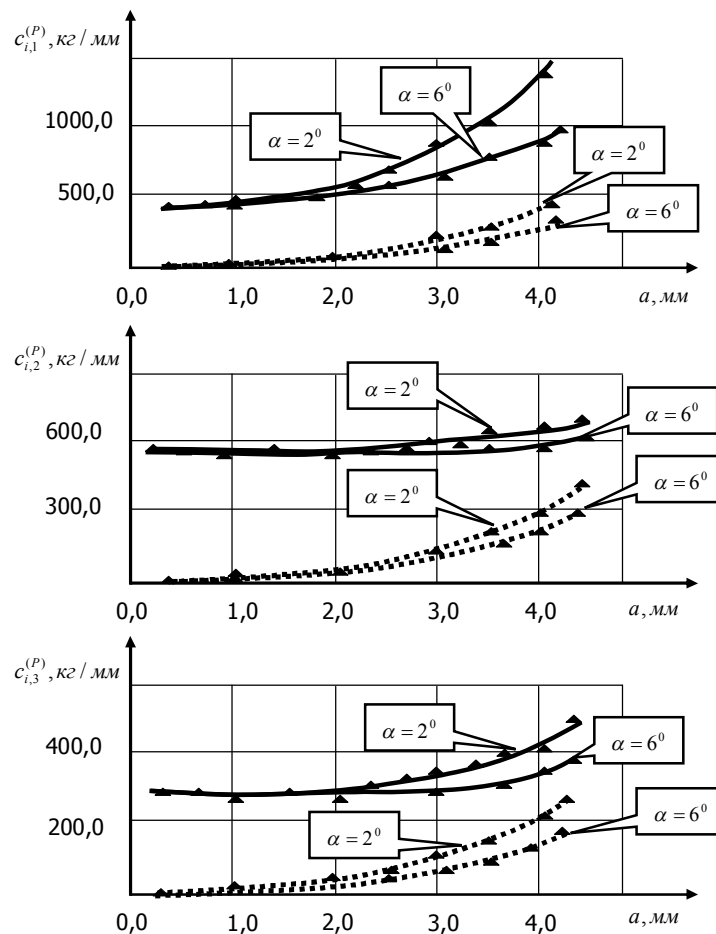


Рис.4. Пример изменения элементов матрицы жёсткости процесса резания при изменении величины подачи на оборот при различных значениях заднего угла инструмента

Обратим внимание на следующие особенности изменения элементов матрицы динамической жёсткости процесса резания. Во-первых, они принципиально зависят от заднего угла режущего инструмента. Во-вторых, по мере увеличения толщины срезаемого слоя, зависящей в основном от величины подачи на оборот, имеет место существенное увеличение элементов матрицы $c_{1,1}^{(P)}$ и $c_{1,3}^{(P)}$. При этом элементы $c_{1,2}^{(P)}$ остаются практически неизменными. В третьих, при малых толщинах срезаемого слоя элементы матрицы $c_{3,i}^{(P)}, i = 1, 2, 3$ практически равны нулю, и они непропорционально возрастают при увеличении толщины срезаемого слоя.

В том случае, когда изгибная жёсткость инструмента становится существенной, приходится считаться и с элементами матрицы, соответствующими второму столбцу. Для наглядности приведём зависимости изменения матриц $c^{(P)} = [c_{s,k}^{(P)}], i = 1, 2$ для свободного резания на операции отрезки диска инструментом, имеющим специальную фаску в резцедержавке, способствующую значительным изгибным деформациям инструмента, вызывающим заметные изменения переднего угла инструмента (рис.5).

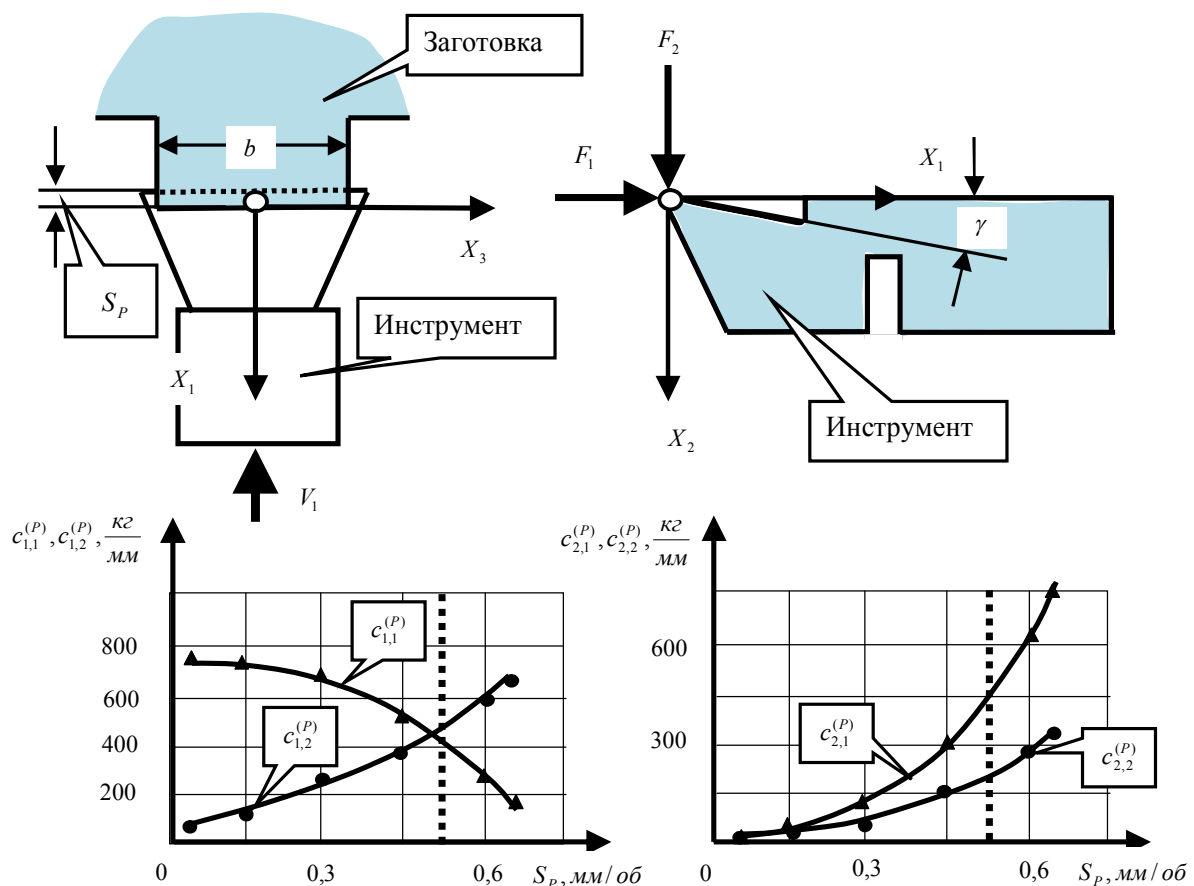


Рис.5. Изменение элементов матрицы динамической жёсткости процесса резания при отрезке диска при свободном точении в случае, когда изгибные деформации инструмента значительны.

Точение стали 20Х при скорости резания 1,2 м/с и ширине срезаемого слоя $b = 3,0$ мм

На приведённой иллюстрации по мере увеличения сил резания, связанных с увеличением подачи в пределах 0,05-0,6 мм, передний угол γ уменьшался с 20° до 0 . В результате принципиально изменяется структура матриц динамической жёсткости, зависящая от величины подачи на оборот. Во-первых, при малых подачах второй столбец матрицы $c^{(P)}$ практически равен нулю,

что наблюдается в рассмотренных выше примерах. Однако по мере увеличения сил, связанных с увеличением подачи на оборот, значимым становится и второй столбец, что вызывает принципиально иные свойства динамической системы. Во-вторых, при этом меняется ориентация силы в пространстве, то есть меняются матрицы угловых коэффициентов её ориентации. Более того, при больших деформационных смещениях может измениться знак элементов матрицы динамической жёсткости.

Выполненные исследования показали, что при больших изгибных колебаниях инструмента свойства матрицы $c^{(P)}$ принципиально зависят от смещения точки равновесия в динамической системе. Как и в ранее рассмотренных примерах (см. рис.2, 4), так и практически при всех точках равновесия, задаваемых величиной подачи на оборот в примере рис.5, матрицы динамической жёсткости не обладают свойством симметрии. Таким образом, в общем случае динамическая жёсткость процесса резания формирует силы, не обладающие потенциальными свойствами. Вместе с тем, существует режим (на рис.5 этот режим показан пунктирной линией), на котором матрицы динамической жёсткости характеризуются симметричными свойствами. В этом случае на виртуальных перемещениях позиционные силы не совершают работу. Однако в этом случае матрица динамической жёсткости становится отрицательно определённой, то есть рассматриваемая точка равновесия является неустойчивой.

При обработке резанием инструментами, обладающими значительной изгибной жёсткостью, и во всех рассмотренных случаях матрицы динамической жёсткости принципиально зависят от геометрии инструмента. От геометрии зависит и потенциальность позиционных сил, формируемых процессом резания. В заключение отметим, что указанные свойства непотенциальности матриц динамической жёсткости процесса резания, а также перераспределения элементов матриц динамической жёсткости зависят и от скорости резания.

Заключение. Обобщая приведённый материал, необходимо отметить, что параметры динамической характеристики процесса резания не являются инвариантными к геометрическим параметрам режущего инструмента и упругим свойствам подсистемы инструмента. Варьирование геометрии режущего инструмента и ориентации эллипсов жёсткости подсистемы режущего инструмента вызывает изменения матрицы жёсткости системы резания. В частности, на основании изменения только геометрии режущего инструмента можно существенно влиять на смещение точки равновесия системы резания, которое определяет упругие деформационные смещения инструмента относительно заготовки, то есть на геометрию формируемой при резании детали. При этом вариации как геометрических параметров инструмента, так и эллипсов жёсткости подсистемы режущего инструмента изменяют условия самовозбуждения динамической системы резания. Это обусловлено влиянием циркуляционных сил, формируемых процессом резания. Кроме этого, использование традиционно рассматриваемого коэффициента резания не позволяет раскрыть сложные преобразования силовых установившихся реакций со стороны процесса резания на деформационные свойства системы.

Библиографический список

1. Кудинов В.А. Динамика станков / В.А. Кудинов. – М.: Машиностроение, 1967. – 360 с.
2. Заковоротный В.Л. Динамика процесса резания. Синергетический подход / В.Л. Заковоротный, М.Б. Флек. – Ростов н/Д: Терра, 2006. – 876 с.
3. Заковоротный В.Л. Синергетический системный синтез управляемой динамики металлорежущих станков с учётом эволюции связей / В.Л. Заковоротный, А.Д. Лукьянов, Нгуен Донг Ань, Фам Динь Тунг. – Ростов н/Д: Издательский центр ДГТУ, 2008. – 314 с.
4. Городецкий Ю.И. Функции чувствительности и динамика сложных механических систем / Ю.И. Городецкий. – Нижний Новгород: Изд-во Нижегородского государственного университета им. Н.И. Лобачевского, 2006. – 236 с.

5. Заковоротный В.Л. Моделирование деформационных смещений инструмента относительно заготовки при точении / В.Л. Заковоротный, Фам Динь Тунг, Нгуен Суан Тьем // Вестн. Донск. гос. техн. ун-та. – 2010. – Т.10, №7.

6. Заковоротный В.Л. Моделирование и идентификация инерционных и диссипативных свойств подсистем режущего инструмента и заготовки при точении / В.Л. Заковоротный, Фам Динь Тунг, Нгуен Суан Тьем. // Вестн. Донск. гос. техн. ун-та. – 2010. – Т.10, №8.

Материал поступил в редакцию 28.12.10.

References

1. Kudinov V.A. Dinamika stankov / V.A. Kudinov. – M.: Mashinostroyeniye, 1967. – 360 s. – In Russian.

2. Zakovorotnyi V.L. Dinamika processa rezaniya. Sinergeticheskii podhod / V.L. Zakovorotnyi, M.B. Flek. – Rostov n/D: Terra, 2006. – 876 s. – In Russian.

3. Zakovorotnyi V.L. Sinergeticheskii sistemnyi sintez upravlyаемoi dinamiki metalloresushih stankov s uchetom evolyucii svyazei / V.L. Zakovorotnyi, A.D. Luk'yanov, Nguen Dong An', Fam Din' Tung. – Rostov n/D: Izdatel'skii centr DGTU, 2008. – 314 s. – In Russian.

4. Gorodeckii Y.I. Funkcii chuvstvitel'nosti i dinamika slojnyh mehanicheskikh sistem / Y.I. Gorodeckii. – Nijniy Novgorod: Izd-vo Nijegorodskogo gosudarstvennogo universiteta im. N.I. Lobachevskogo, 2006. – 236 s. – In Russian.

5. Zakovorotnyi V.L. Modelirovaniye deformatsionnyh smeschenii instrumenta otnositel'no zagotovki pri tochenii / V.L. Zakovorotnyi, Fam Din' Tung, Nguen Suan T'em // Vestn. Donsk. gos. tehn. un-ta. – 2010. – Т.10, №7. – In Russian.

6. Zakovorotnyi V.L. Modelirovaniye i identifikatsiya inertsionnyh i dissipativnyh svoystv podsistem rezhushchego instrumenta i zagotovki pri tochenii / V.L. Zakovorotnyi, Fam Din' Tung, Nguen Suan T'em. // Vestn. Donsk. gos. tehn. un-ta. – 2010. – Т.10, №8. – In Russian.

DYNAMIC COUPLING MODELING FORMED BY TURNING IN CUTTING DYNAMICS PROBLEMS (POSITIONAL COUPLING)

V.L. ZAKOVOROTNIY, PHAM DINH TUNG, CHIEM NGUYEN XUAN, M.N.RYZHKIN

(Don State Technical University)

Mathematical simulation and parameter identification of dynamic coupling between the tool and workpiece formed through cutting are considered. Data on the dynamic coupling properties by small variations of the coordinates in the neighborhood of the equilibrium point are resulted. Only positional coupling is considered in the paper.

Keywords: mathematical simulation, identification, cutting dynamics.