

ТЕНДЕНЦИИ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ СМАЗЫВАЮЩЕ-ОХЛАЖДАЮЩИХ ЖИДКОСТЕЙ (СОЖ) НА МАШИНОСТРОИТЕЛЬНЫХ ПРЕДПРИЯТИЯХ

Астапенков Р.Г., Голубов Н.В. *(ДонНТУ, Донецк, Украина)*

Обработка металлов резанием остаются основным способом изготовления деталей машин. При выполнении обработки на металлорежущем оборудовании используются смазывающе-охлаждающие жидкости (СОЖ), выполняющие ряд функций - уменьшение температуры в зоне резания, удаление стружки и др. С увеличением объема материала удаляемого резанием увеличивается и объем используемой СОЖ.

Затраты на производство и обслуживание СОЖ в различных случаях составляют от 5 % до 15 % производственных затрат в машиностроении ФРГ при затратах на инструмент порядка 4 % [1]. В 1997 г. в Германии было использовано около 800 000 т СОЖ. Стоимость одной тонны СОЖ в зависимости от ее состава колеблется в пределах 150–1000 евро. При средней цифре в 500 евро затраты составляют 400 млн. евро, причем стоимость обслуживания и переработки отходов СОЖ превышает эту сумму и составляет в год в Германии около 600 млн. евро.

Другой не менее важной в современных условиях причиной отказа являются все возрастающие требования к экологической и медицинской безопасности эксплуатации всех видов производственного оборудования. В странах ЕС и в США приняты многочисленные законы (порядка 250) [1], направленные на защиту здоровья человека, включая защиту от вредного воздействия СОЖ, на защиту воздуха, на уменьшение шума, вибраций и др.

Это связано с тем, что в используемых СОЖ содержатся примеси хлора, серы, фосфора, нитриды калия, фенол, биоциды, эпоксиды, металлоксиды и другие вредные вещества, вызывающие тяжелые заболевания кожи и дыхательных путей, включая астму и рак легких. Кабинетная защита станка с встроенной системой отсоса вредных выделений уменьшает вредное воздействие СОЖ, но не исключает его полностью.

Таким образом, актуальным становится разработка новых способов обработки металлов резанием без использования СОЖ, или с использованием минимального объема СОЖ.

При обработке на токарных станках весьма перспективным является твердое точение – способ окончательной обработки материалов высокой твердости, который может являться альтернативой шлифованию.

Твердой называют [2] обработку деталей с твердостью выше 47 HRC. Основным технологическим решением для данной обработки всегда было шлифование, поэтому основной задачей твердой обработки стала замена шлифования лезвийной обработкой. Наибольшее распространение получило твердое точение, за ним следует твердое фрезерование, твердое сверление и протягивание.

Функционально принцип твердого точения заключается в нагреве материала заготовки в зоне контакта с режущей кромкой. Специально подобранная геометрия инструмента и режимы обработки нагревают материал, что приводит к его отпуску до твердости около 25 HRC. После отделения стружки происходит быстрое охлаждение материала. В результате твердость детали уменьшается не более чем на 2 единицы, а полученная стружка имеет твердость около 45 единиц. Деталь в своей основной массе практически не нагревается.

Целью замены шлифования твердой обработкой является улучшение экономичности. Съем материала при твердом точении в три раза меньше, чем при шлифовании.

Стоимость токарного станка также примерно в три раза ниже, чем шлифовального. Точность обработки идентична при твердом точении и шлифовании (иначе замена не имеет смысла). Время обработки при твердом точении значительно (иногда в три раза) ниже, чем при шлифовании. Немаловажную роль играет тот факт, что твердое точение имеет намного более высокую гибкость - возможна обработка сложнопрофильных деталей, в то время как на шлифовальном станке такая обработка требует замены кругов и подналадки станка. Наконец, утилизация стружки проще и дешевле, чем шлифовального шлама. В результате, твердое точение практически всегда на 30 - 50% экономичнее шлифования.

Ограничением для повсеместного использования твердого точения является необходимость применения станка, обладающего достаточной жесткостью и виброустойчивостью. Возникающие при твердом точении усилия должны быть адекватно восприняты станком.

Инструментальным материалом для твердого точения являются режущая керамика и кубический нитрид бора. Каждый из материалов имеет свои преимущества и недостатки. Керамика существенно дешевле, но плохо воспринимает ударные нагрузки (т.е. ограничено пригодна для прерывистого резания). Кубический нитрид бора менее восприимчив к ударным нагрузкам, но обладает существенно более высокой ценой. Тем не менее, оба инструментальных материала находят применение при твердой обработке.

При обработке резанием на фрезерных станках, особенно на операциях чистового фрезерования, может реализоваться высокоскоростное фрезерование.

Высокоскоростное фрезерование [3] (англ. HSC – High Speed Cutting) - специальный термин, обозначающий современную технологию изготовления, которую можно отнести к группе технологических методов изготовления путем обработки резанием резцами с определенной геометрией. По основному принципу он не отличается от обычного фрезерования. В нем также с помощью вращающегося режущего инструмента с несколькими определенными резцами (фрезами) снимается (срезается) материал с заготовки. Однако при высокоскоростном фрезеровании скорости резания и подачи в 5-10 раз выше, чем при обычной обработке. Для такого материала, как сталь, они составляют обычно от 500 до 1500 м/мин., отчасти даже выше. Для наглядности можно привести пример, что фреза диаметром 6 мм имеет скорость вращения примерно 40.000 об./мин. Такая высокая скорость резания комбинируется с высокими скоростями подачи. Также и они повышаются по сравнению с обычной обработкой в 5-10 раз и тем самым находятся в диапазоне от 2 до 20 м/мин. Однако есть сферы применения, где не достигают очень высоких скоростей. Тогда говорят о переходной области между высокоскоростным и обычным фрезерованием. Но и здесь можно пожинать плоды от преимуществ, которые дает стратегия высокоскоростной обработки.

Теоретическим обоснованием высокоскоростной обработки являются так называемые кривые Соломона [4], которые показывают снижение сил резания в некотором диапазоне скоростей. Но наиболее важным фактором является перераспределение тепла в зоне резания. При небольших сечениях среза, в данном диапазоне скоростей основная масса тепла концентрируется в стружке, не успевая переходить в заготовку. Именно это позволяет вести обработку закаленных сталей не опасаясь отпуска поверхностного слоя. Отсюда основной принцип ВСО – малое сечение среза, снимаемое с высокой скоростью резания, и соответственно высокие обороты шпинделя и высокая минутная подача.

Везде благодаря высокоскоростному фрезерованию достигается по сравнению с обычным фрезерованием очень короткое основное технологическое время [3], которое в соответствии с заданным параметром в 5-10 раз меньше (при прочих равных условиях резания в пределах возможного). Однако в производстве инструментов, где часто требуется производство сложных форм и поверхности свободной формы, применяется другая стратегия. Во избежание дорогостоящей, требующей много времени, ручной работы при фрезеровании уменьшают формат строки. Формат строки – это расстояние между двумя параллельными, расположенными рядом друг с другом траекториями, проведенными центром фрезы.

Таким образом можно при одинаковом основном машинном времени избежать ручной работы и тем самым сэкономить расходы.

Дальнейшее преимущество получается благодаря обработке в надкритическом для колебаний диапазоне, потому что везде при таких высоких скоростях вращения, которые используются при высокоскоростном фрезеровании, значительно превышаются частоты резонанса детали, инструмента и компонентов станка. Одновременно с этим за счет небольших поперечных сечений среза силы резания могут быть небольшими, что благоприятно сказывается на выдерживании размеров узлов. Кроме того, проблема выделения тепла сведена к минимуму, как уже описывалось в предыдущем разделе.

Но высокоскоростное фрезерование приносит с собой и большие недостатки. Из-за необходимости использовать только специальные высокоскоростные инструментальные шпиндели, требующиеся для такой высокой скорости вращения, в настоящее время часто могут применяться лишь инструменты диаметром от 15 до 20 мм. Так иногда обычная обработка резанием говорит сама за себя. Нельзя забывать, конечно, также и общеизвестное ограничение фрезерования узлами с достаточно большим внутренним радиусом и максимально возможным соотношением ширины и глубины контакта, чтобы можно было коротко зажать фрезу. Этот недостаток присущ также и высокоскоростному фрезерованию.

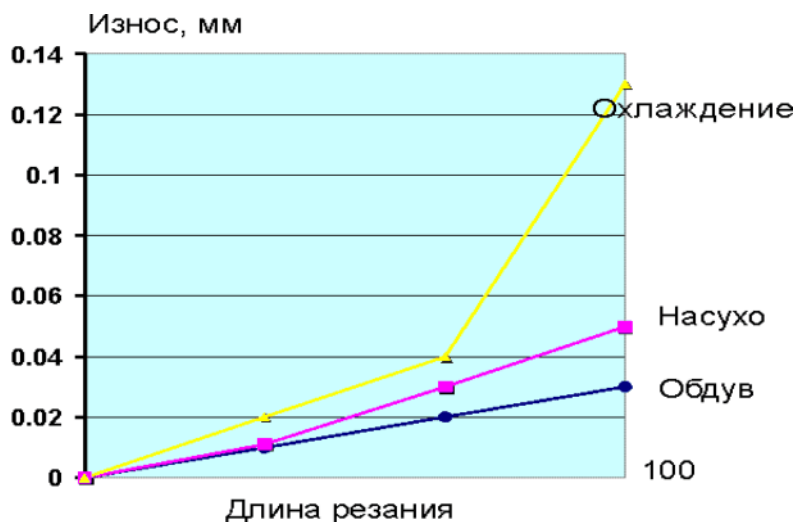


Рис. 1. Графики зависимости износа инструмента в зависимости от способа охлаждения зоны резания

Интересный эффект увеличения стойкости инструмента при ВСО наблюдается при сравнении способов охлаждения [4]. Как показывает график (рис. 1), наибольшая стойкость наблюдается при использовании обдува. Так как тепло концентрируется в стружке, ее надо просто быстро удалить из зоны резания. Низкая стойкость инструмента при охлаждении объясняют главным образом выкрашиванием, вследствие циклических термических нагрузок на режущую кромку инстру-

мента. Постоянная тепловая нагрузка, даже на относительно высоких температурах лучше, чем меняющаяся циклическая нагрузка.

При обработке деталей осевым инструментом, например сверлении, может осуществляться резание минимальным использованием СОЖ MMS (Minimal mengen schmierung) [1]. При MMS в зону резания обычно вводится от 5 до 50 см³ смазочного вещества в час (при глубоком сверлении – до 120 см³/ч), что во многих случаях обработки позволяет устранить недостатки «сухого» резания и практически обеспечить режимы и параметры обработки с обильным использованием СОЖ, а в ряде случаев – даже превзойти их. Процесс MMS обычно сочетается с высокоскоростным резанием. Возникающая при этом высокая температура приводит к испарению смазочного вещества, так что обрабатываемая деталь, инструмент и стружка остаются сухими. В этом случае СОЖ подаются в виде аэрозоля.

Подвод смазочного материала должен осуществляться через вращающийся шпиндель и автоматически сменяемый инструмент, который должен иметь каналы для подвода MMS к режущим кромкам. На современных станках с частотой вращения шпинделя 10000–12000 мин⁻¹ в особенности на высокоскоростных, где эти частоты достигают 20000 – 30000 мин⁻¹, возникает опасность расслоения аэрозоля под воздействием центробежных сил с оседанием частиц смазки на стенках каналов. Давление воздуха в аэрозоле или его компонентах, подводимых к вращающемуся шпинделю, не превышает обычного давления подводимой СОЖ, в связи с чем для подвода используются такие же устройства. В настоящее время известны два основных способа образования и подвода аэрозоля: а) с образованием смеси «смазочное вещество – воздух» вне вращающегося шпинделя; б) с раздельным подводом смазочного вещества и воздуха к шпинделю и образованием аэрозоля в непосредственной близости от инструмента (рис.2). Второй способ применяется на быстроходных шпинделях и обеспечивает подвод аэрозоля к инструменту без расслоения.

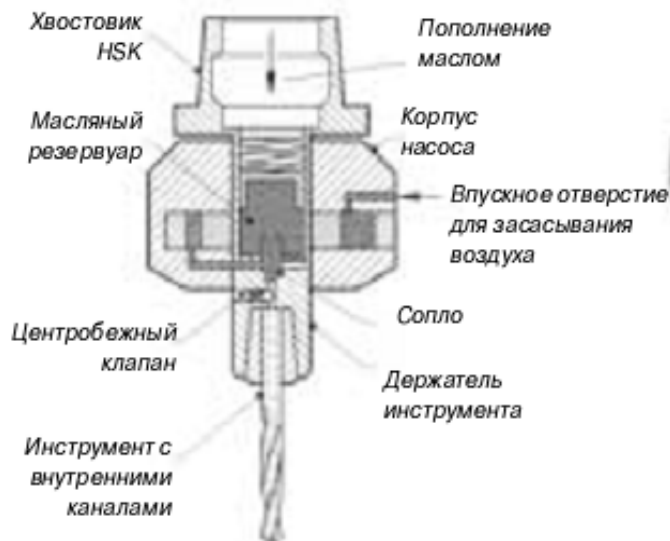


Рис.2. Функциональная схема устройства для образования аэрозоля.

MMS имеет хорошие перспективы, если будут осуществлены следующие мероприятия: а) повышение общей стойкости инструментов; б) приспособление конструкций станков к требованиям MMS; в) совершенствование устройств методов смешивания масла и воздуха для их подачи в зону обработки; г) создание способов, эффективного удаления стружки MMS. Благодаря значительным экономическим и экологическим преимуществам перед обработкой с обычным применением СОЖ, MMS займет достойное место в металлообработке.

По оценкам многих специалистов [1] в ближайшие годы на MMS будут переведены до 10 % всех станков в машиностроении. MMS имеет хорошие перспективы, если будут осуществлены следующие мероприятия: а) повышение общей стойкости инструментов;

б) приспособление конструкций станков к требованиям MMS; в) совершенствование устройств методов смешивания масла и воздуха для их подачи в зону обработки; г) создание способов, эффективного удаления стружки MMS. Благодаря значительным экономическим и экологическим преимуществам перед обработкой с обычным применением СОЖ, MMS займет достойное место в металлообработке.

Обработка без СОЖ или с ее минимальным использованием постепенно проникает во все отрасли, связанные с обработкой металлов. В первую очередь это относится к стали, алюминию и его сплавам и чугуну. В этой области многими странами, в частности Германией, проводятся широкие исследования и уже накоплен большой практический опыт лезвийной обработки как совершенно без СОЖ, так и с ее минимальным применением, причем во многих случаях реализуется именно первый вариант как наиболее экологически безопасный.

Список литературы: 1. Резание с ограниченным использованием смазочно-охлаждающей жидкости. Журнал «Инструменты. Технологии. Оборудование» №5 2005 г. 2. Современные технологические тенденции в обработке резанием. Инж. Д.А.Локтев/ <http://www.stankoimport.com/presscentre/forum/dloktev.html> 3. Высокоскоростное фрезерование (HSC)/ http://www.galika.ru/article_8.htm 4. Высокоскоростная обработка /<http://www.delcam-ural.ru/cam/tehpodderjka>

ВОДОСТРУЙНАЯ РЕЗКА МАТЕРИАЛОВ

Бутенко В.И., Бойко А.С. (каф. механики, ТТИ ЮФУ, г. Таганрог, Россия)

В современной металлообработке гидроабразивная обработка конструкционных материалов находит широкое применение вследствие того, что позволяет обрабатывать как твердые, так и пластичные металлы и сплавы значительной толщины. Меха-

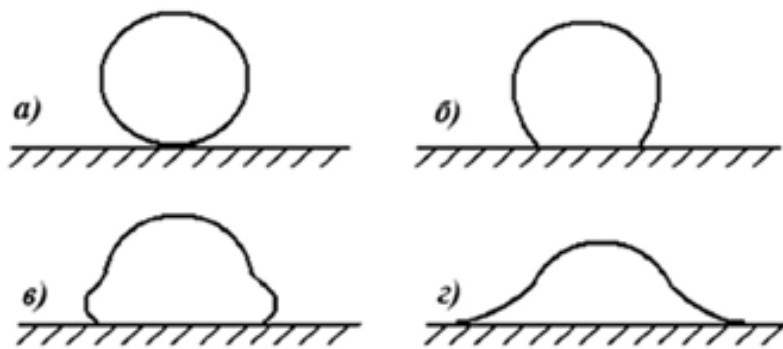


Рис. 1. Стадии деформации капли воды при ударе о поверхность твердого тела

ника процесса водоструйной обработки конструкционных материалов состоит в том, что при ударе движущихся с большой скоростью жидких капель по поверхности твердого тела возникают силы, способные вызвать его необратимую деформацию и разрушение. При этом характер и масштаб разрушения материала при таком гидро-

динамическом ударе зависят, главным образом, от размеров, плотности и скорости падения жидкой капли, а также прочностных характеристик обрабатываемого материала. Процесс удара состоит из двух периодов (рис. 1): периода роста давления, продолжающегося до момента возникновения полностью развитого поперечного струйного

растекания воды (*а, б, в*), и периода спада давления, во время которого капля расплющивается на поверхности обрабатываемой детали (*г*).

В момент касания капли о поверхность обрабатываемого материала образуется определённая площадь контакта, которая расширяется со скоростью, уменьшающейся с течением времени. При этом давление её на поверхность быстро достигает максимума. В дальнейшем на ранних стадиях процесса удара капли в поверхностном слое обрабатываемого материала возникают волны напряжений. От расширяющейся области контакта последовательно отделяются как продольные и поперечные волны (волны искажений или деформации сдвига), так и поверхностные волны Рэлея, перемещающиеся по материалу преграды (поверхностному слою) от места удара.[1]

К настоящему времени известны два основных способа разрушения материала высокоскоростной струей воды: с использованием чистой воды без примесей и с использованием воды при добавлении в неё абразивных частиц (гидроабразивная обработка материалов). Для первого способа использования воды характерен режим хрупкого ударного разрушения, при котором ударяемая частица сильно деформируется (рис.1), оставляя на поверхности материала короткие концентрические трещины (рис.2.)/

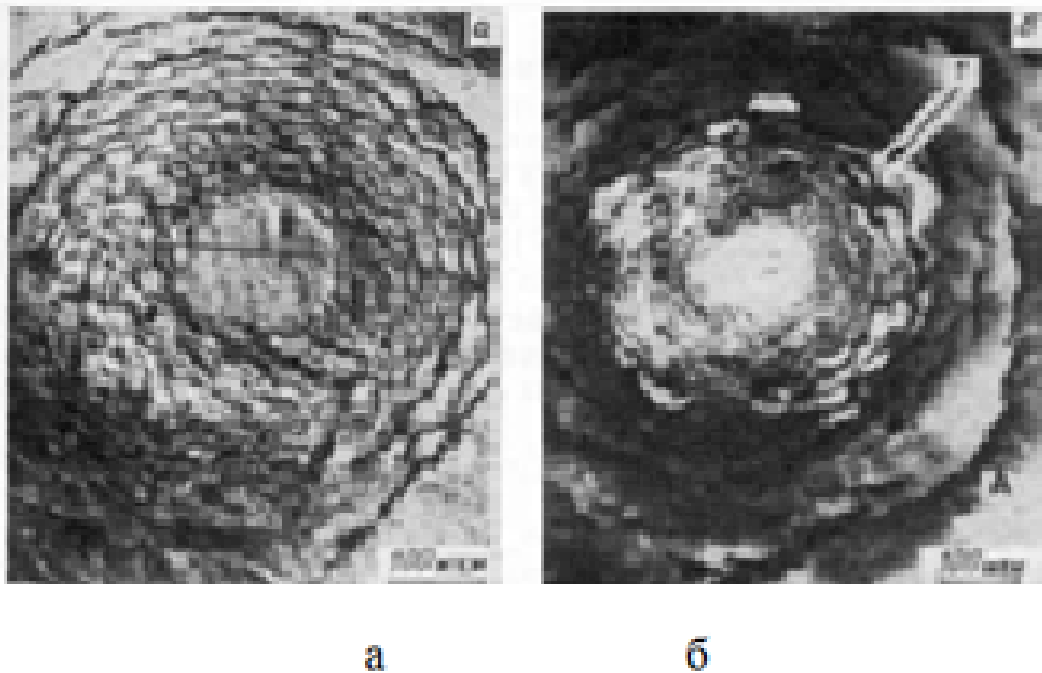


Рис. 2. Микрофотографии кольцевых трещин на поверхности твёрдого тела в:
а – отраженном свете; *б* – поляризованном свете

Для второго способа при ударе абразивных частиц о поверхность происходит их внедрение в преграду, сопровождаемое интенсивным хрупким разрушением материала (рис.3).

В общем случае давление гидравлического удара при водоструйной обработке материалов определяется по формуле [2]

$$P_w = \frac{1}{2\alpha} p_w C_w V_0, \quad (1)$$

где p_w - плотность обрабатываемого материала, кг/м^3 ; C_w - скорость звука в жидкости, м/с ; V_0 - скорость жидкости, подаваемой на обрабатываемую поверхность детали, м/с ; α - коэффициент, устанавливающий уменьшение скорости жидкости в сжатой области в результате прохождения ударной волны по капле.

Если принять скорость ударной волны по капле равной V_w , это из условия неразрывности давления $P_w = P_t$ на поверхности раздела воды и преграды можно записать:

$$V_w + V_t = V_0, \quad (2)$$

где V_t, P_t - скорость распространения и давление ударной волны по обрабатываемому материалу соответственно.

Тогда скорость ударной волны по капле V_w определится по формуле:

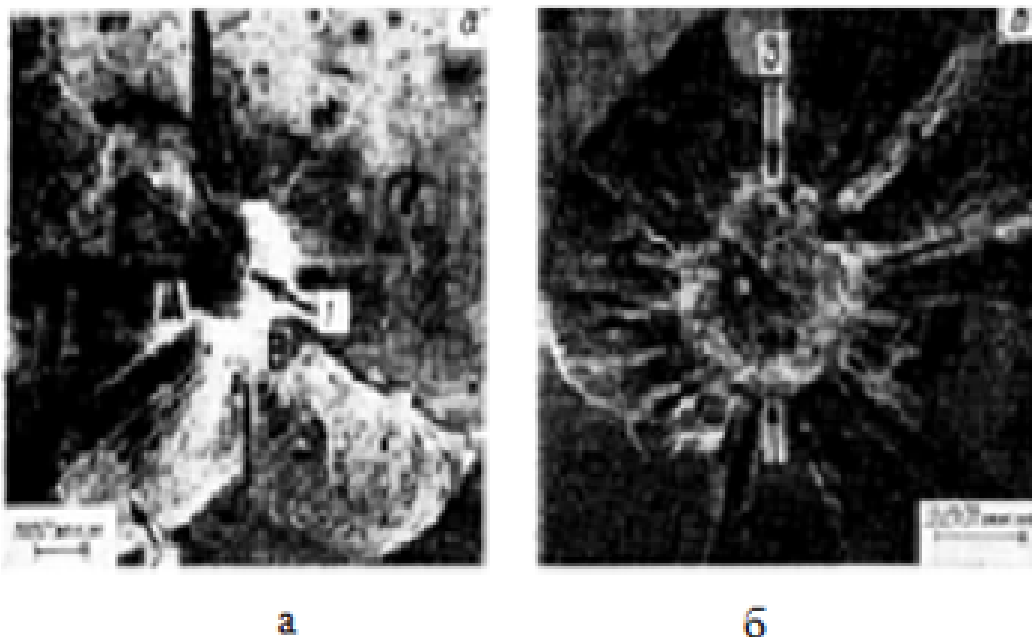


Рис. 3. Пластическое проникновение абразивных частиц в поверхность твердого тела: *а* – пластический отпечаток; *б* – трещины в зоне контакта (увеличение 200)

$$V_w = \frac{V_0}{1 + \frac{p_w U_w}{p_t U_t}}, \quad (3)$$

а давление падающее капли на поверхность твердого тела составит

$$P_w = \frac{p_w U_w V_0}{1 + \frac{p_w U_w}{p_t U_t}}. \quad (4)$$

В формуле (4) скорость ударной волны по капле V_w при соотношении $\frac{V_0}{C_w} < 3$ может быть определена по формуле [2,3]

$$V_w = V_t(2C_w - 0,1 \frac{V_t}{C_w}). \quad (5)$$

К сожалению, на практике режимы водоструйной (гидроабразивной) обработки конструкционных материалов обычно назначают, исходя из опытных данных без учёта физико-механических свойств материалов. При этом принимаемые режимы по скорости подачи рабочей жидкости, как правило, оказываются на 20-30% ниже расчётных. Это существенно снижает производительность водоструйной обработки конструкционных материалов металлов и не обеспечивает требуемого качества обработки.

Список литературы: 1. Латыпов Р.Р., Терегулов Н.Г., Харлов А.И. Некоторые сведения о гидрорезании материалов - Труды Уфимского ГАУ, 1999. 2. К.Т. Эликубаев «Механика процесса разрушения материалов высокоскоростной струей воды» УДК 621-624, 666. 3. Kirchner H. P., Gruver R. M., in Fracture 1977, D.M.R. Taplin (ed), Univ. Waterloo Press, Canada, 1977, Vol.3. p.959

ВИЗНАЧЕННЯ ТЕМПЕРАТУРИ РІЗАННЯ ПІД ЧАС ПОДАЧІ ОХОЛОДЖУЮЧОГО СЕРЕДОВИЩА В ЗОНУ РІЗАННЯ РОЗПИЛЕННЯМ

Зайцева І.Ю., Івченко Т.Г. (кафедра ТМ, ДонДТУ, м. Донецьк, Україна)

Одним із найбільш ефективних сучасних шляхів підвищення ефективності механічної обробки за рахунок зниження температури і підвищення стійкості інструмента є застосування мастильно-охолоджуючих технологічних середовищ (МОТС). У зв'язку з цим досить актуальна розробка методів керування тепловими явищами в зоні різання з їх використанням.

В наступний час достатньо розвинуті теоретичні методи дослідження теплових процесів в технологічних системах, які дозволяють розраховувати як рівень температур різання [1], так і вплив на неї охолоджуючих технологічних середовищ [2, 3]. Однак, існуючі дослідження присвячені найбільш розповсюдженим способам подачі охолоджуючих середовищ в зону різання лезовими інструментами: вільно падаючим струменем рідини в зону контакту інструмента з оброблюваною деталлю з боку передньої поверхні та струйно-напірним струменем рідини (з тиском до 2 МПа) з боку задньої поверхні [4]. Найбільш ефективним з погляду використання охолоджуючих технологічних середовищ для твердосплавного інструменту, та інструменту з сучасних надтвердих матеріалів, які особливо чуткі до теплових ударів, є розпилення рідини стисненим повітрям при тиску 0,2 МПа зі швидкістю до 300 м/с як з боку задньої, так і з боку передньої поверхонь. Однак, інформація з цього питання вельми обмежена.

Основна мета роботи полягає в комплексному дослідженні взаємозв'язків температури різання з коефіцієнтами тепловіддачі в умовах подачі технологічних охолоджуючих середовищ у розпиленому стані, а також в обґрунтуванні можливостей направленного змінювання температури в заданому діапазоні.

Під час подачі охолоджуючої рідини у зону різання в розпиленому стані має місце складний теплообмін поверхні леза інструмента з двофазним повітряно-рідинним середовищем. По-перше, відбувається конвективний теплообмін з розпиленою рідиною, краплі якої при зіткненні з поверхнею тіла нагріваються до температури насичення Θ_H , а потім випаровуються. Для розрахунку коефіцієнта тепловіддачі $\alpha_{нагр}$, що виникає у

випадку нагріву краплі під час контакту з поверхнями інструменту в умовах природної конвекції, використовується критеріальне рівняння [1]:

$$Nu_o = 0,135(Gr_o Pr_o)^{0,33}, \quad (1)$$

де $Nu_o = \alpha_{нагр}/\lambda$ - критерій Нуссельта (λ - коефіцієнт теплопровідності; l - характерний розмір); $Pr_o = \nu/\omega$ - критерій Прандтля (ν - кінематичний коефіцієнт в'язкості середовища; ω - коефіцієнт температуропровідності); $Gr_o = \beta(\Theta_H - \Theta_o)gl^3/\nu^2$ - критерій Грасгофа (β - коефіцієнт об'ємного розширення; g - прискорення вільного падіння; Θ_o - температура навколишнього середовища).

Коефіцієнти тепловіддачі при нагріві краплі до температури насичення для подачі розпиленого середовища з боку передньої $\alpha_{нагр1}$ і задньої $\alpha_{нагр2}$ поверхонь:

$$\alpha_{нагр1} = 447,6(\Theta_H - \Theta_o)^{0,33}/l_1^{0,01}; \alpha_{нагр2} = 447,6(\Theta_H - \Theta_o)^{0,33}/l_2^{0,01}, \quad (2)$$

де l_1 - характерний розмір, який для подачі розпиленого середовища з боку передньої поверхні за умов поперечного обтікання тіла визначається як еквівалентний діаметр з обліком розмірів інструменту B і H : $l_1 = BH/2(B+H)$; l_2 - характерний розмір, який для подачі розпиленого середовища з боку задньої поверхні за умов подовжнього обтікання тіла приймається як розмір по напрямку його плинку $l_2 = H$.

Коефіцієнт тепловіддачі $\alpha_{кип}$ при кипінні враховує те, що при різанні на поверхнях леза інструмента в процесі механообробки виникають температури Θ_s , значно більші 100°C , у зв'язку з чим необхідно враховувати особливості теплообміну при зміні агрегатного стану рідини – кипінні [1]:

$$\alpha_{кип} \approx 170(\Theta_s - 100)^{1,86} \quad (\Theta_s < 120^\circ\text{C}); \alpha_{кип} = 3,33 \cdot 10^6 (\Theta_s - 100)^{-1,43} \quad (\Theta_s \geq 120^\circ\text{C}). \quad (3)$$

Середні за часом коефіцієнти тепловіддачі рідини в розпиленому стані в процесі нагрівання і випарування краплі:

$$\alpha_{розн1} = \frac{\alpha_{нагр1}\alpha_{кип}[c(\Theta_s - \Theta_H) + r]}{r\alpha_{нагр1} + c\alpha_{кип}(\Theta_s - \Theta_H)}; \alpha_{розн2} = \frac{\alpha_{нагр2}\alpha_{кип}[c(\Theta_s - \Theta_H) + r]}{r\alpha_{нагр2} + c\alpha_{кип}(\Theta_s - \Theta_H)}, \quad (4)$$

де c – масова теплоємність рідини; r – теплота паротворення.

По-друге, відбувається вимушений конвективний теплообмін з повітрям, що міститься в двофазному струмені. Для розрахунку коефіцієнта тепловіддачі в повітря $\alpha_{нов}$ використовуються критеріальні рівняння для умов вимушеної конвекції для подачі розпиленого середовища з боку передньої Nu_{o1} і задньої Nu_{o2} поверхонь:

$$Nu_{o1} = 0,28 Re_{o1}^{0,6} Pr_{o1}^{0,36} (Pr_o/Pr_s)^{0,25}; Nu_{o2} = 0,021 Re_{o2}^{0,8} Pr_{o2}^{0,43} (Pr_o/Pr_s)^{0,25}, \quad (5)$$

де $Nu_{o1} = \alpha_{нов}l_1/\lambda$, $Nu_{o2} = \alpha_{нов}l_2/\lambda$ - критерії Нуссельта; $Re_{o1} = wl_1/\nu$, $Re_{o2} = wl_2/\nu$ - критерії Рейнольдса (w - швидкість потоку).

Коефіцієнти тепловіддачі в повітря для подачі розпиленого середовища з боку передньої $\alpha_{нов1}$ і задньої $\alpha_{нов2}$ поверхонь:

$$\alpha_{нов1} = 5.0w^{0.6}/l_1^{0.4}; \quad \alpha_{нов2} = 3.4w^{0.8}/l_2^{0.2}. \quad (6)$$

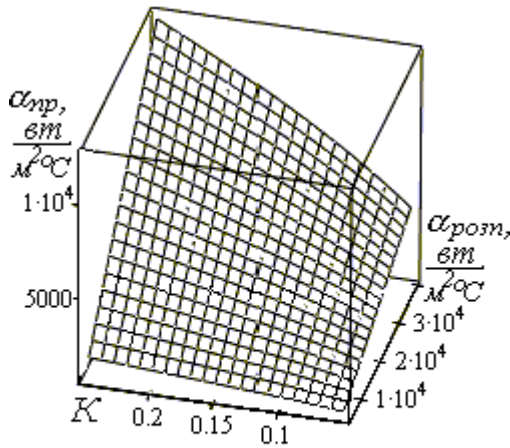


Рис. 1. Графіки залежності приведенного коефіцієнта тепловіддачі α_{np} від середнього коефіцієнта тепловіддачі $\alpha_{розп}$ та концентрації K

віддачі на зниження температури різання під час подачі розпиленого середовища з боку передньої $K_{\Theta 1T}$ та задньої $K_{\Theta 2T}$ поверхонь леза інструмента:

Приведені коефіцієнти тепловіддачі, які враховують усі процеси теплообміну для подачі розпиленого середовища з боку передньої α_{np1} і задньої α_{np2} поверхонь:

$$\alpha_{np1} = 1,2K^{2/3}m^2(\alpha_{розп1} - \alpha_{нов1}) + \alpha_{нов1}. \quad (7)$$

$$\alpha_{np2} = 1,2K^{2/3}m^2(\alpha_{розп2} - \alpha_{нов2}) + \alpha_{нов2}. \quad (8)$$

На підставі розрахованих з використанням метода кінцевих різностей коефіцієнтів зниження температури різання [2], позначених на рис.2 а) $K_{\Theta 1P}$ та $K_{\Theta 2P}$, виконана математична обробка результатів розрахунку (помилка на перевищує 10%) та визначений характер и ступень впливу коефіцієнтів тепло-

$$K_{\Theta 1T} = 0,94 - 1,07 \cdot 10^{-5} \alpha_{np1}; \quad K_{\Theta 2T} = 1,0 - 1,5 \cdot 10^{-5} \alpha_{np2}. \quad (9)$$

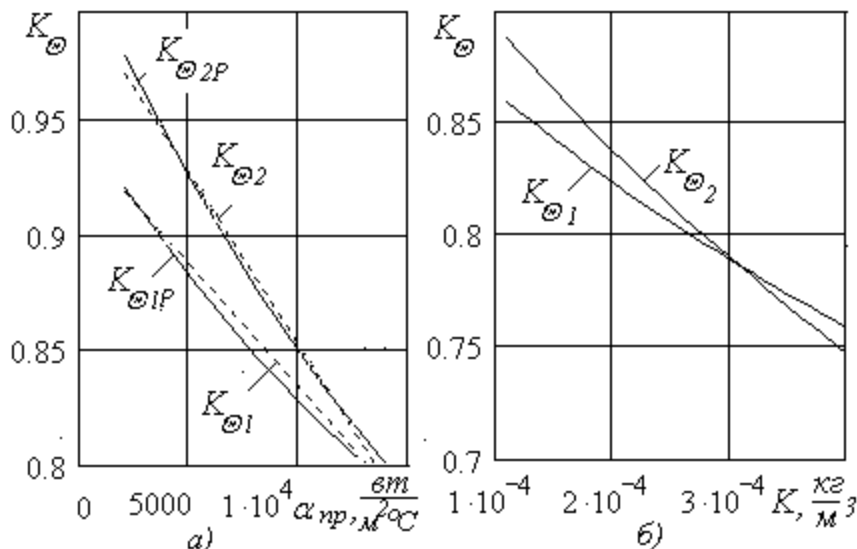


Рис. 2. Графіки залежності коефіцієнта зниження температури різання K_{Θ} від коефіцієнта тепловіддачі α_{np} – а) та від концентрації K – б) для подачі розпиленої рідини

Встановлені кількісні зв'язки коефіцієнту тепловіддачі та температури різання, складають підставу для розробки методів керування тепловими явищами в зоні обробки в умовах конвективного теплообміну.

Для прогнозування рівня температури різання в залежності від умов подачі розпиленої рідини в зону обробки на рис. 2 б) наведені залежності коефіцієнта зниження температури різання K_{Θ} від кон-

центрації рідини K . Розрахунки виконувались для наступних умов подачі середовища в зону обробки: швидкість $w = 200 \text{ м/с}$; характерні розміри $l_{1,2} = 20 \text{ мм}$; $\alpha_{нов} = 0.5 \cdot 10^3 \text{ Вт/м}^2 \cdot ^\circ\text{C}$; $\alpha_{розн} = 4 \cdot 10^4 \text{ Вт/м}^2 \cdot ^\circ\text{C}$.

Таким чином, виконані дослідження взаємозв'язків температури різання з коефіцієнтами тепловіддачі та умовами подачі технологічних середовищ, на підставі яких обґрунтовані можливості направленої зміни температури в заданому діапазоні для подачі охолоджуючих середовищ розпиленням.

Перелік літератури: 1. Резников А.Н., Резников Л.А. Тепловые процессы в технологических системах. - М.: Машиностроение, 1990. - 288с. 2. Івченко Т.Г., Нечепая В.Г., Гнисько, О.М. Вплив способу подачі охолоджуючого середовища на температуру різання // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. Вип.16. - Краматорськ: ДДМА, 2005.- С.34-38. 3. Івченко Теоретичні основи керування температурою різання з використанням охолоджуючих середовищ // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. Вип.18. - Краматорськ: ДДМА, 2006.- С.39-45. 4. Зайцева И.Ю., Івченко Т.Г. Выбор способа подачи смазочно-охлаждающих технологических сред в зону резания при лезвийной обработке. ИНЖЕНЕР: студенческий научно-технический журнал / Донецк: ДонНТУ, 2011, № 12. - С.108-111.

ОПТИМИЗАЦИЯ РЕЖИМОВ РЕЗАНИЯ ПРИ СВЕРЛЕНИИ ПО КРИТЕРИЮ МАКСИМАЛЬНОЙ ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ

Ільїна А. А., Івченко Т.Г. (кафедра ТМ, ДонНТУ, г. Донецк, Україна)

Обеспечение максимальной производительности механической обработки деталей машин за счет оптимизации режимов резания – весьма актуальная задача машиностроения. Одним из наиболее распространенных методов оптимизации является метод линейного программирования (МЛП), позволяющий осуществлять одновременную оптимизацию скорости резания и подачи с учетом действующих ограничений по критерию максимальной производительности.

В настоящее время достаточно известны методики оптимизации режимов резания при точении [1, 2, 3]. Однако, они не учитывают особенностей сверления и требуют дальнейшего развития, прежде всего в формировании системы ограничений, действующих при обработке.

Цель представляемой работы – с использованием метода линейного программирования определить оптимальные режимы резания, обеспечивающие максимальную производительность сверления.

Целевая функция - производительность обработки, максимум которой достигается при минимуме основного времени, или максимуме произведения частоты n вращения и подачи $s: n \cdot s \rightarrow \max$.

При сверлении рассматриваются следующие ограничения:

1) по режущим возможностям инструмента

$$\pi D n / 1000 \leq C_V K_V D^{q_v} / T^{m_v} s^{y_v}, \quad (1)$$

где D - диаметр сверла; C_V, K_V, m_V, q_V, y_V – коэффициенты и показатели, характеризующие влияние стойкости T , диаметра и подачи на скорость резания;

2) по допустимой температуре резания Θ_{don}

$$C_t s^{y_t} v^{x_t} \leq \Theta_{don}, \quad (2)$$

где C_t, y_t, x_t – коэффициент и показатели степени, характеризующие влияние скорости резания и подачи на температуру резания;

3) по мощности станка

$$975 \cdot 10^3 N \eta / n \geq C_M K_M D^{q_M} s^{y_M}, \quad (3)$$

где C_M, K_M, q_M, y_M – коэффициенты и показатели степеней, характеризующие влияние диаметра сверла и подачи на крутящий момент при сверлении; N - мощность электродвигателя; η - коэффициент полезного действия;

4) по прочности механизма подач станка P_{cm}

$$P_{cm} \geq C_P K_P D^{q_P} s^{y_P}, \quad (4)$$

где C_P, K_P, q_P, y_P – коэффициенты и показатели степеней, характеризующие влияние диаметра сверла и подачи на осевую силу при сверлении;

5) по прочности режущего инструмента

$$\sigma / K_S \geq 1.73 C_M K_M D^{q_M} s^{y_M} / W, \quad (5)$$

где σ – временное сопротивление материала сверла на разрыв; $K_S \approx 1.5 \dots 2.0$ – коэффициент запаса прочности; $W = 0.02 D^3$ – момент сопротивления сверла.

6) по жесткости режущего инструмента

$$K_I EI / L^2 \geq C_P K_P s^{y_P} D^{q_P}, \quad (6)$$

где $K_I \approx 2.46$ – коэффициент устойчивости; E – модуль упругости материала сверла; $I = 0.039 D^4$ – момент инерции сверла; L - длина вылета сверла;

7) по кинематическим возможностям станка $n_{\min} \leq n \leq n_{\max}, s_{\min} \leq s \leq s_{\max}$.

В результате линеаризации целевой функции и ограничений получена математическая модель процесса сверления:

$$\begin{cases} X1 + y_V X2 \leq b_1, \\ x_t X1 + y_t X2 \leq b_2 \\ X1 + y_M X2 \leq b_3, \\ y_P X2 \leq b_4, \\ y_P X2 \leq b_5 \\ y_P X2 \leq b_6, \\ X1 \geq b_7, X1 \leq b_8, \\ X2 \geq b_9, X2 \leq b_{10}, \\ (X1 + X2) \rightarrow \max, \end{cases}$$

$$\begin{aligned} b_1 &= \ln(318 D^{(q_v-1)} C_V K_V / T^{m_v}); \\ b_2 &= \ln(1000^{x_t} \Theta_{don} / C_t (\pi D)^{x_t}); \\ b_3 &= \ln(975 \cdot 10^3 N \eta / C_M K_M D^{q_M}); \\ b_4 &= \ln(P_X / C_P D^{q_P} K_P); \\ (b_5 &= \ln(0.012 D^{3-q_M} \sigma / C_M K_M); \\ b_6 &= \ln(K_y EI / L^2 C_P D^{q_P} K_P); \\ b_7 &= \ln s_{min}; b_8 = \ln s_{max}; \\ b_9 &= \ln n_{min}; b_{10} = \ln n_{max} \end{aligned} \quad (8)$$

Пример определения оптимальных режимов резания (рис.1) приведен для сверления глухого отверстия диаметром $D = 10$ мм, длиной $L = 20$ мм в стали 45 (прочность $\sigma_s = 750$ МПа). Обработка осуществляется спиральным сверлом из стали Р6М5

(геометрические параметры: $2\varphi = 120^\circ$, обратная конусность $0.1 \dots 0.15$ мм на 100 мм длины, стойкость $T = 30$ мин., износ по задней поверхности $h = 0.4 \dots 0.5$ мм) на вертикально-сверлильном станке 2Н125 (мощность $N_{cm} = 2,2$ кВт; коэффициент полезного действия $\eta = 0,8$).

Для заданных условий механообработки приняты следующие коэффициенты и показатели, характеризующие степень влияния подачи и стойкости на скорость резания [4]: $C_V = 7$; $q_v = 0.4$; $y_v = 0.7$; $m = 0.2$;

Коэффициенты и показатели, характеризующие степень влияния подачи и скорости на силу резания [4]: $C_P = 68$; $q_P = 1$; $y_P = 0.7$; $K_P = 1$; $C_M = 0,034$; $q_M = 2$; $y_M = 0.8$.

С их учетом определены следующие значения параметров b_i : $b_1 = 2,848$; $b_2 = 5,647$; $b_3 = 7,436$; $b_4 = 0,386$; $b_5 = -1,056$; $b_6 = 0,046$; $b_7 = -2,996$; $b_8 = 0,806$; $b_9 = 3,332$; $b_{10} = 7,09$.

Многоугольник $ABCDE$ (рис. 1) представляет собой область возможных решений. Целевая функция принимает максимальное значение в точке D , для которой сумма расстояний до осей $(X1 + X2)$ максимальна. Координаты точки $D(X1_o, X2_o)$ являются искомыми оптимальными значениями параметров, на основании которых определяются оптимальные режимы резания: скорость резания $V_o = 25,6$ м/мин, подача $S_o = 0,22$ мм/об.

С учетом различных ограничений разработана методика аналитического определения оптимальных режимов резания подачи S_o и скорости резания V_o в зависимости от параметров механической обработки для различных условий сверления:

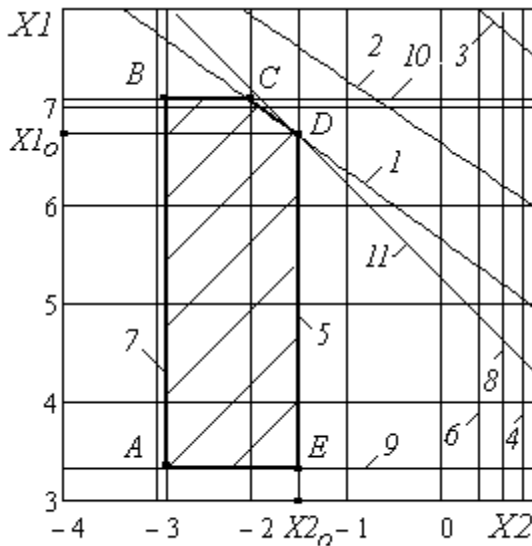


Рис.1. Схема определения оптимальных режимов резания при сверлении стали

$$S_o = \begin{cases} \left(\frac{0,012\sigma D^{3-q_m}}{C_M K_M K_S} \right)^{1/y_p}, & \text{если } L/D \leq K_{Lo}; \\ \left(\frac{0,039K_I E D^{2-q_p}}{K_L^2 C_P K_P} \right)^{1/y_p}, & \text{если } L/D \geq K_{Lo}, \end{cases} \quad V_o = \begin{cases} (\Theta/C_t K_t S_o)^{1/x_t}, & \text{если } D \geq D_o; \\ C_V K_V D^{q_v} / T^m S_o^{y_v}, & \text{если } D \leq D_o, \end{cases}$$

где K_{Lo} - граничное значение отношения длины сверла к диаметру, для которого необходимо учитывать ограничение по жесткости; D_o - граничное значение диаметра сверла, для которого необходимо учитывать ограничение по температуре резания:

$$K_{Lo} = \left(3,25 C_m K_S K_y E / D^{1+q_p-q_m} \sigma \right)^{0,5}; \quad D_o = \left(\frac{T^m}{C_V K_V} \right)^{\frac{1}{q_v}} \left(\frac{C_t K_t}{\Theta} \right)^{\frac{1}{z_t q_v}} (S_o)^{\frac{y_v z_t - y_t}{z_t q_v}}$$

Таким образом, разработана методика оптимизации режимов резания при сверлении по критерию максимальной производительности обработки. Полученные аналитические зависимости позволяют установить закономерности изменения оптимальных значений подачи и скорости резания от параметров процесса сверления, а также рассчитывать оптимальные режимы резания при сверлении в любых условиях обработки.

Список литературы: 1. Старков В.К. Обработка резанием. Управление стабильностью и качеством в автоматизированном производстве. - М.: Машиностроение. 1989. - 296с. 2. Оптимизация и управление процессом резания: / О.С. Кроль, Г.Л. Хмеловский. - К.: УМК ВО, 1991. - 140с. 3. Івченко Т.Г., Полякова Є.В. Двохкритеріальна оптимізація режимів різання під час обробки чавунів інструментами з надтвердих матеріалів // Прогресивні технології і системи машиностроєння:– Донецьк: ДонНТУ, 2011. Вип. 41. – С.152-158. 4. Справочник технолога машиностроителя. В 2-х т. Т.2 /Под ред. А.Г.Косиловой и Р.К.Мещерякова. – М.:Машиностроение, 1985. – 496 с.

МНОГОКРИТЕРИАЛЬНАЯ ОПТИМИЗАЦИЯ РЕЖИМОВ РЕЗАНИЯ НА ОСНОВЕ МУЛЬТИПЛИКАТИВНОЙ СВЕРТКИ КРИТЕРИЕВ

Кроль К. О., Івченко Т.Г. (кафедра ТМ, ДонНТУ, г. Донецк, Украина)

Современные тенденции в оптимизации режимов резания направлены на решение многокритериальных задач, обеспечивающих одновременное улучшение параметров обработки по различным критериям [1, 2]. Одним из направлений многокритериальной оптимизации является использование мультипликативной свертки критериев, позволяющих различные критерии оптимизации привести к единому критерию, обеспечивающему наилучшее сочетание каждого из них.

Для практического использования представляет интерес возможность выполнения аналитических расчетов оптимальных режимов резания, что достаточно просто обеспечивается методом геометрического программирования. Методика оптимизация режимов резания с использованием МГП, представленная в работе [3], дает аналитическое решение для определения оптимальных режимов резания при точении по критерию минимальной себестоимости. Представляет интерес дальнейшее развитие МГП

применительно к задачам многокритериальной оптимизации с применением мультипликативных критериев.

Цель представляемой работы – с использованием МГП разработать методику определения оптимальных режимов резания по мультипликативному критерию, обеспечивающему наилучшее сочетание критериев максимальной производительности и минимальной себестоимости обработки точением.

В представляемой работе в качестве критерия оптимизации принимается переменная часть себестоимости обработки детали режущим инструментом, зависящая от режимов резания, отнесенная к производительности обработки, выраженной площадью обработанной поверхности:

$$C = (At_o + At_c t_o / T) n S, \quad (1)$$

где A - себестоимость станко - минуты, t_o - основное время обработки; t_c - время смены инструмента; T - стойкость инструмента, S – подача; n – частота вращения детали.

При решении задачи двухпараметрической оптимизации, то есть определения оптимальных значений скорости резания и подачи с заданной глубиной резания в условиях однопроходной обработки, целевая функция, с учетом известных соотношений основного времени обработки и стойкости инструмента с режимами, имеет вид:

$$C = V^{-2} S^{-2} + M V^{k_V - 1} S^{k_S - 1}, \quad (2)$$

где $M = (t_c + A_u / A) t^{x/m} / C_T$; $k_V = 1/m - 1$; $k_S = y/m - 1$; A - себестоимость станко - минуты, A_u – стоимость одного периода стойкости инструмента; t_c - время смены инструмента; C_T – коэффициент и x, y, m – показатели, характеризующие степень влияния глубины t , подачи S и стойкости T на скорость V .

Для чернового точения наиболее распространенным является ограничение по прочности пластины режущего инструмента:

$$C_1 S^{y_p} \leq 1, \quad (3)$$

где коэффициент для точения $C_1 = C_P K_P t^{x_p} / 34 c^{1.35} t^{0.77} (\sin 60^\circ / \sin \varphi)^{0.8}$; c – толщина пластины φ - главный угол в плане; C_P, K_P - коэффициенты и x_p, y_p – показатели, характеризующие степень влияния глубины и подачи на силу резания P_z , определяемые в зависимости от условий обработки.

Для чернового и чистового растачивания в связи с возможным значительным вылетом державки расточного инструмента необходимо учитывать ограничение по жесткости режущего инструмента:

$$C_2 S^{y_p} \leq 1, \quad (4)$$

где коэффициент для растачивания $C_2 = 4C_p K_p t^{x_p} l^3 / f_p E d^4$;

l - вылет державки резца; d - диаметр оправки (размер державки резца); E - модуль упругости материала державки резца; f_p - допустимая стрела прогиба резца: для черновой обработки $f_p = 0,1$ мм; для чистовой - $f_p = 0,05 \dots 0,03$ мм.

Для чистового точения и растачивания необходимо учитывать ограничение по предельно допустимой шероховатости обработанной поверхности R_a :

$$C_3 S^{k_1} V^{k_3} \leq 1, \quad (5)$$

где коэффициент для чистового точения и растачивания $C_3 = k_0 r^{k_2} / R_a$;

k_0, k_1, k_2, k_3 - коэффициент и показатели, характеризующие степень влияния подачи S , радиуса при вершине r , скорости V на шероховатость обработанной поверхности R_a : k_0, k_1, k_2, k_3 - коэффициент и показатели, характеризующие степень влияния подачи S , радиуса при вершине r , скорости V на шероховатость обработанной поверхности R_a .

Математическая модель задачи оптимизации скорости резания и подачи при точении представляется следующим образом:

1) прямая задача МГП - минимизировать

$$g(V, S) = V^{-2} S^{-2} + M V^{k_V - 1} S^{k_S - 1} \quad (6)$$

при ограничениях $V > 0, S > 0, M > 0$;

2) двойственная задача МГП - максимизировать

$$V(W) = (1/W_{01})^{w_{01}} (M/W_{02})^{w_{02}} C_i^{W_{11}} \quad (7)$$

при ограничениях по прочности пластины и жесткости режущего инструмента

$$\begin{aligned} W_{01} + W_{02} &= 1; \\ -2W_{01} + (k_V - 1)W_{02} &= 0; \\ -2W_{01} + (k_S - 1)W_{02} + y_p W_{11} &= 0. \end{aligned} \quad (8)$$

по предельно допустимой шероховатости обработанной поверхности

$$\begin{aligned} W_{01} + W_{02} &= 1; \\ -2W_{01} + (k_V - 1)W_{02} + k_3 W_{11} &= 0; \\ -2W_{01} + (k_S - 1)W_{02} + k_1 W_{11} &= 0. \end{aligned} \quad (9)$$

Согласно МГП на первом этапе оптимизации скорости резания и подачи решается система линейных уравнений для определения коэффициентов весомерностей W_{01} , W_{02} , W_{11} .

Для черновой обработки:

$$W_{01} = 1 - 2m; W_{02} = 2m; W_{11} = \frac{(1 - 2m)y_v + 2m - y_v}{my_p}. \quad (10)$$

Для чистовой обработки:

$$W_{01} = \frac{(k_S - 1)k_3 - (k_V - 1)k_1}{(k_S - 1)k_3 - (k_V - 1)k_1 + k_3 - k_1};$$

$$W_{02} = \frac{k_3 - k_1}{(k_S - 1)k_3 - (k_V - 1)k_1 + k_3 - k_1}; W_{11} = \frac{W_{01}k_V - (k_V - 1)_V}{k_3}. \quad (11)$$

Для сравнения представлены результаты расчетов этих коэффициентов для критерия минимальной себестоимости [3]:

$$W_{01} = 1 - m; W_{02} = m; W_{11} = \frac{1 - y_v}{y_p}.$$

$$W_{01} = \frac{k_S k_3 - k_V k_1}{k_S k_3 - k_V k_1 + k_3 - k_1}; W_{02} = \frac{k_3 - k_1}{k_S k_3 - k_V k_1 + k_3 - k_1}; W_{11} = \frac{W_{01}(1 + k_V) - k_V}{k_3}.$$

На основании найденного экстремума целевой функции $V(W)$ составляется система линейных уравнений для определения оптимальных режимов резания:

$$\begin{cases} V(W)W_{01} = V^{-2}S^{-2}; \\ V(W)W_{02} = MV^{k_V-1}S^{k_S-1}. \end{cases} \quad (12)$$

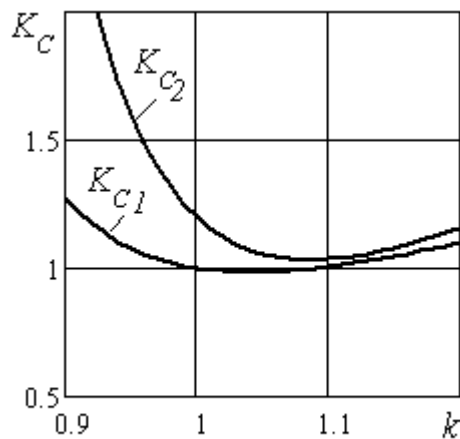


Рис. 1. Зависимость коэффициента изменения себестоимости обработки от степени отклонения режимов резания от оптимальных k

В результате решения этой системы и подставки рассчитанных значений коэффициентов весомерностей W_{01} , W_{02} , W_{11} (6), определяются оптимальные подача S_o и скорость резания V_o :

$$S_o = C11^{-1/y_p}; V_o = \left(\frac{2m}{(1-2m)M} \right)^m S_o^{-y_v};$$

$$V_{o1} = \left(\frac{2m}{(1-2m)M} \right)^m C11^{\frac{y_v}{y_p}}. \quad (13)$$

Для сравнения представлены результаты расчетов оптимальных подачи S_{o1} и скорости резания V_{o1} для критерия минимальной себестоимости [3]:

$$S_{o1} = C11^{-1/y_p}; V_{o1} = \left(\frac{m}{(1-m)M} \right)^m S_o^{-y_v};$$

$$V_{o1} = \left(\frac{m}{(1-m)M} \right)^m C_{11}^{\frac{y_v}{y_p}}.$$

Примеры определения оптимальных скорости резания V и подачи S , обеспечивающих минимальное соотношение себестоимости и производительности, приведены для чернового растачивания основного отверстия корпуса диаметром $D=100$ мм, длиной $L=250$ мм из серого чугуна СЧ20 (HB 190).

Условия чернового растачивания: резцы ВК8 (передний угол $\gamma = 0^\circ$; главный угол резца в плане $\varphi = 45^\circ$); глубина резания $t = 4$ мм; толщина пластины $s = 4,76$ мм; стоимость станкоминуты $A = 5$ коп/мин; стоимость 1 периода стойкости инструмента $A_u = 15$ коп/период; время смены инструмента $t_c = 1$ мин.

Для заданных условий обработки коэффициенты весомости: $W_{01} = 0,6$; $W_{02} = 0,4$; $W_{11} = 2,13$; оптимальные режимы резания $V_o = 100$ м/мин; $S_o = 0,62$ мм/об.

Для сравнения представлены результаты расчетов оптимальных подачи S_{01} и скорости резания V_{01} для критерия минимальной себестоимости [4]: коэффициенты весомости: $W_{01} = 0,8$; $W_{02} = 0,2$; $W_{11} = 1,07$; оптимальные режимы резания $V_o = 83$ м/мин; $S_o = 0,62$ мм/об.

Коэффициент изменения себестоимости обработки при отклонении выбранных режимов резания от их оптимального значения $S = kS_o$, $V = kV_o$. (k – степень отклонения) [3], представленный на рис. 1, свидетельствует о том, что минимальная себестоимость обработки имеет место при $k = 1$, то есть при оптимальных по себестоимости режимах резания (кривая K_{C1}). При отклонении режимов резания, как в меньшую, так и в большую сторону от оптимальных, себестоимость увеличивается. Рассмотренный мультипликативный критерий (кривая K_{C2}), также как и критерий себестоимости, имеет экстремум – минимум (кривая K_{C2}), однако для этого критерия оптимальные режимы резания, а также себестоимость и производительность обработки выше (в 1,1 раза).

$$K_C = W_{01} k^{1-y_v+y_p W_{11}} + W_{02} k^{-k_V (1-y_v+y_p W_{11})+k_S -k_V} = K_1 + K_2. \quad (14)$$

Таким образом, представленная методика позволяет для любых условий точения выполнять расчеты оптимальных режимов резания по мультипликативному критерию, обеспечивающему наилучшее сочетание критериев максимальной производительности и минимальной себестоимости обработки себестоимостью обработки. Разработанная методика определения оптимальных режимов резания может быть использована для любых видов обработки.

Список литературы: 1. Старков В.К. Обработка резанием. Управление стабильностью и качеством в автоматизированном производстве. - М.: Машиностроение. 1989. - 296с. 2. Оптимизация и управление процессом резания: / О.С. Кроль, Г.Л. Хмеловский. – К.: УМК ВО, 1991. – 140с. 3. Ивченко Т. Г. Использование метода геометрического программирования для расчета оптимальных режимов резания при точении / Т.Г.Ивченко Научный вестник ДГМА. – Краматорск: ДГМА, 2011. – №2 (8 Е). С.110-116.

РАЗВИТИЕ ВЗГЛЯДОВ НА ВИБРАЦИИ ПРИ ТОЧЕНИИ

Пашинин А.В., Чернышев Е.А. (кафедра ТМ, ДонНТУ, г. Донецк, Украина)

На современном этапе развития машиностроения все более актуальным является разработка виброустойчивых конструкций станков и станочных приспособлений для обеспечения благоприятных условий работы и точности обработки. Поэтому важной научно-технической задачей является исследование условий их возникновения при точении и закономерностей протекания. Этому вопросу посвящены многие фундаментальные труды таких ученых, как Каширин А.И. [1], Жарков И.Г. [2], Амосов И.С., Манжос Г.А. [3], Соколовский А.П. [3, 4], Ильницкий И.И., Кудинов В.А., Подураев В.Н., Бармин Б.П. [5] и др.

Первые работы, посвященные изучению причин возникновения колебаний при резании, относятся к началу XX века (исследования Тейлора, Николсона, Сидзоу Дои, Кюнсле и Кетнера). Одно из первых объяснений причины возникновения вибраций заключалось в том, что при резании скалывание каждого последующего элемента стружки вызывает ритмические колебания. Такое толкование основано на опытах Николсона (обтачивание на малой скорости цилиндрической заготовки). Причем Тейлор [1] говорит о том, что колебания возникают при совпадении частоты скалывания элементов стружки с собственной частотой колебаний обрабатываемой заготовки или резца.

В более поздних работах обоснована неправомерность такого объяснения. В частности, в работе [1] указано, что при очень малых скоростях обработки даже пластичные материалы дают элементную стружку. Поэтому результаты подобных опытов не могут быть перенесены на обработку с практически применяющимися скоростями резания. Тем более практика показывает, что к вибрациям более склонны пластичные металлы, дающие сливную стружку. Поэтому к 40-м годам XX века формируется мнение о том, что вибрации при резании являются автоколебаниями [1-5].

Согласно работе [1], автоколебаниями являются вибрации, поддерживаемые внутренними силами, возникающими в самом процессе колебания. Примером автоколебательной системы может быть маятник, подвешенный на вращающемся валу. При отсутствии внешней периодической силы он будет совершать незатухающие вибрации. Т.е. в автоколебательной системе соблюдается равенство энергий: сколько энергии за один период колебаний расходуется, столько и поглощается.

Каширин А.И. [1] провел аналогию между трением стружки о переднюю поверхность резца и детали о его заднюю поверхность с вышерассмотренной колебательной системой, где вибрации поддерживаются переменной силой, возникающей в связи с падающей характеристикой силы трения. Он назвал этот эффект первичным возмущением автоколебаний. Также причинами появления и поддержания этих вибраций он считает точение по следу и переменные силы, возникающие при резании от изменения углов резца, происходящего в связи с колебательным движением. Однако опыты Рыжкова Д.И. [6] показали, что вибрации возникают как на интервале падающей характеристики силы резания, так и на интервале возрастающей, что корректирует выводы Каширина А.И.

Иную точку зрения на причину возникновения автоколебаний при резании выдвинул Соколовский А.П. [3, 4]. Он вывел зависимость между радиальной составляющей силы резания ΔP_y и относительными колебаниями инструмента и заготовки, физический смысл которой заключается в следующем: резец врежется в материал с меньшей силой, чем выходит из него. Он объяснил это тем, что инструмент врежется в не-

упрочненный материал, а выходит по упрочненному. Этим и объясняется появление переменной силы, поддерживающей колебания. Однако в работе [6] подобная точка зрения подвержена сомнению: «...чугун и красная медь практически не упрочняются, однако вибрации при обработке этих металлов могут легко возникать».

Амосов И.С. [3] опытным путем определил, что заготовка при автоколебаниях колеблется с большей амплитудой, чем резец. При этом их движения происходят по замкнутой кривой и смещены по фазе (рис. 1).

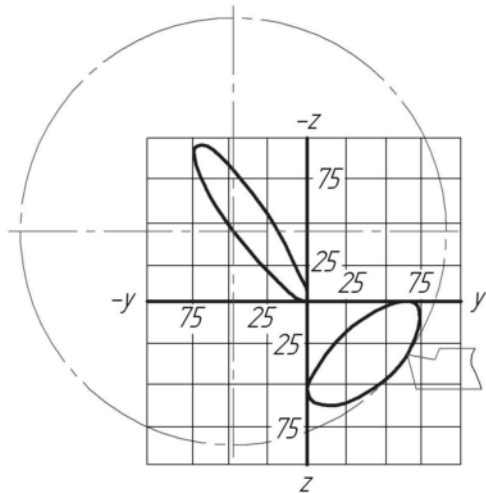


Рис. 1. Траектории движения резца и заготовки при точении с колебаниями [3]

с точением это может быть резание по следу от предыдущего оборота (например, для прорезания). Каширин А.И. [1] определяет точение по следу как вторичное возмущение вибраций.

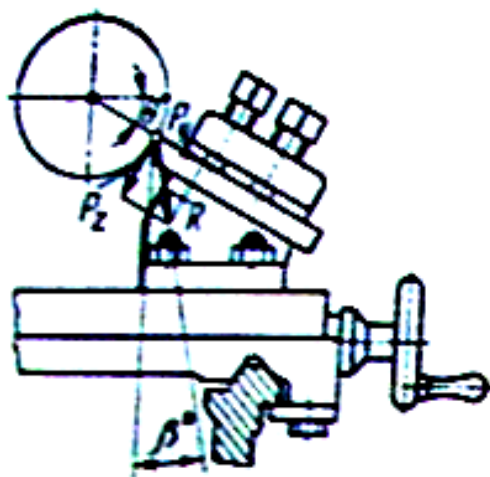


Рис. 2. Схема рационального нагружения суппорта

Бармин Б.П. [5] разделил вибрации при резании на две группы: вызванные причинами, связанными с резанием, и вызванные причинами, не связанными с резанием. Он назвал вибрации при точении автоколебаниями, и определил зависимости параметров вибраций при точении и растачивании от режимов резания. По его мнению, рациональной схемой нагружения суппорта, т.е. таковой, при которой жесткость данного узла максимальна, является приведенная на рис. 2.

Бармин Б.П. разработал рекомендации по гашению автоколебаний при точении, в частности применение виброгасителей различных типов, изменение конструкции узлов станка и т.п.

Некоторые авторы как одну из причин возбуждения вибраций называют резание по следу, т.е. обработку по неровностям, оставшимся от предыдущих проходов или операций. В случае

Во многих работах отдельное внимание уделяется путям демпфирования и разработке конструкций виброгасителей. Большое внимание гашению колебаний уделяется в работе Рыжкова Д.И. [24]. Он провел серию экспериментов по изучению автоколебаний при продольном точении. Не прибегая к теоретическим исследованиям, он эмпирически выявил закономерности протекания колебаний в зоне резания (как линейных, так и крутильных), в частности, влияние углов инструмента, режимов резания, трения и дополнительного трения на интенсивность вибраций. Разработал рекомендации по устранению колебаний системы деталь-суппорт за счет выбора оптимальной геометрии, путем применения второго диаметрально проти-

воположного инструмента, изменения режимов резания, массы детали и жесткости системы СПИД, а также с помощью виброгасителей различных видов.

Современные представления о вибрациях при резании практически не отличаются от сформированных в середине XX века. Большинство работ за последние 40 лет посвящены изучению динамики станков и разработке оптимальных противовибрационных конструкций отдельных узлов.

Рыжов Э.В., Панов Н.Н. и Смирнов А.А. [26] исследовали вопросы жесткости расточных и токарных станков при растачивании. Изучили влияние жесткости на вибрации при вышеуказанном виде обработки. Согласно экспериментальным данным Панова Н.Н., при уменьшении жесткости расточных скалок от $l/d=5$ до $l/d=7$ автоколебания переходят от гармонических к релаксационным. Поэтому при отношении длины к диаметру скалок до 5 (включительно) частота возникающих вибраций не зависит от скорости резания, а при отношении 7 и более проявляется устойчивая зависимость. Математически возможность такого перехода была показана Ван-дер-Полем. Панов Н.Н. вывел безразмерную величину ε , зависящую от параметров резания, значение которой определяет вид автоколебаний:

$$\varepsilon = \left(\frac{aB}{V} - h_c \right) \sqrt{\frac{1}{m(k+r)}},$$

где a - положительный коэффициент, B - ширина резания, V - скорость резания, h_c - коэффициент линейного сопротивления, m - масса системы, k - жесткость системы, r - коэффициент частоты вибраций.

Из вышесказанного Панов Н.Н. сделал следующие выводы: «Для случая вибраций при резании переход к релаксационным автоколебаниям возможен за счет увеличения ширины резания, уменьшения скорости резания, уменьшения сопротивления в системе, уменьшения массы, уменьшения жесткости и т.д.»

Несмотря на то, что изучению вибраций при резании посвящено достаточно большое количество работ, нет однозначного ответа на такие вопросы, как какова причина возникновения автоколебаний при резании, или почему частота возникающих при тчении вибраций близка к собственной частоте резца или заготовки. На современном этапе все более актуальным становится рассмотрение процесса резания со стороны пластических деформаций. В этом направлении особого внимания заслуживают работы Воронцова А.Л., которые, опираясь на новую теорию резания, находящуюся в соответствии с механикой деформируемого твердого тела, возможно, способны дать новый толчок исследованию причин и закономерностей такого сложного физического процесса, как автоколебания при резании.

Список литературы: 1. Каширин А. И. Исследование вибраций при резании металла / А. И. Каширин. - М.-Л.: Изд-во АН СССР, 1944. - 133 с. 2. Жарков И.Г. Вибрации при обработке лезвийным инструментом. - Л.: Машиностроение. Ленинградское отд-ние, 1986. - 184 с.: ил. 3. Точность механической обработки и пути ее повышения/под ред. А.П. Соколовского. - Москва (Ленинград): Машгиз, 1951. - 487 с. 4. Соколовский А.П. Жесткость в технологии машиностроения. - М.-Л.: Машгиз, 1946. - 206 с. 5. Бармин Б.П. Вибрации и режимы резания/Б.П. Бармин. - М.: Машиностроение, 1972. - 71 с. 6. Рыжков Д.И. Вибрации при резании металлов и методы их устранения. - М., Машгиз, 1961. - 172 с. 7. Жесткость, точность и вибрации при механической обработке/под ред. В.А. Скаргана. - М.-Л., Машгиз, 1956. - 194 с.

ОБОСНОВАНИЕ ПРЕДЕЛЬНОГО УРОВНЯ ИЗНОСА РЕЗЦОВОГО ИНСТРУМЕНТА ПРОХОДЧЕСКОГО КОМБАЙНА КПД

Шабает О.Е., Тыртычный С.В. (*кафедра ГМ, ДонНТУ, Донецк, Украина*)

Основой топливно-энергетического комплекса Украины является каменный уголь, разведанные запасы которого оцениваются в 110 млрд. т.

Современная тенденция добычи угля на Украине, а также в других технологически развитых угледобывающих странах характеризуется всевозрастающей интенсификацией нагрузки на лаву. Отечественные механизированные очистные комплексы нового технического уровня обеспечивают возможность роста нагрузки на лаву до 2-х и более тысяч тонн в сутки.

Одним из факторов, наиболее сдерживающих рост нагрузки на современные добычные комплексы, является отставание в подготовке нового фронта очистных работ. Эта задача реально выполнима при проходке горных выработок с темпами 400-600 м/месяц.

Такие темпы проходки может обеспечить только комбайновая технология проведения выработок, которая наиболее полно отвечает требованиям экономической эффективности горно-подготовительных работ.

В настоящее время все более широкое применение на шахтах Украины и за рубежом получают проходческие комбайны со стреловидным исполнительным органом, оснащенные коронками различной конфигурации.

Прилагаемые в последнее время усилия, направленные на интенсификацию проходки горных выработок, а также дальнейшее расширение области применения проходческих комбайнов избирательного действия на забои с повышенными показателями абразивности и прочности горных пород, обуславливают существенное возрастание нагруженности исполнительного органа, а в частности его режущего инструмента.

Из практики проходки известно, что выход из строя рабочего инструмента в среднем составляет 7-10 резцов в сутки. Кроме того, работа с затупленным инструментом ведет к повышенной загруженностью силовых систем комбайна и привода исполнительного органа, что является сдерживающим фактором для дальнейшей интенсификации темпов проходки горных выработок.

Исходя из вышесказанного, можно сделать вывод о том, что существует потребность отслеживать граничное состояние режущего инструмента, для рационального использования ресурса машины, и для обеспечения заданной производительности.

Вопросом обоснования критериев износа резцов посвящены труды многих ученых. Так авторы статьи [1]. представили зависимости мгновенной площади контакта (площадки затупления) резца с разрушаемым массивом от износа резца по длине при различных значениях толщины стружки. Влияние износа резцов на силы резания подробно изучалось в работе [2]. В работе [3] представлены результаты которые не противоречат предположению о том, что переизношенные резцы находятся в состоянии предельного затупления, при которых не происходит существенного возрастания нагрузок. В месте с тем в этих и других известных нам работах не исследовалось влияния степени затупления резцов на формирования нагрузок на исполнительном органе проходческого комбайна и также обоснования допустимой величины износа для обеспечения технико-экономических показателей оговоренных техническим заданием на конкретную машину.

Таким образом, целью работы является определение предельной степени затупления рабочего инструмента, обеспечивающий требуемую по техническому условию теоретическую производительность.

Для оценки влияния нагрузки на исполнительном органе проходческого комбайна в зависимости от степени затупления рабочего инструмента использовалась математическая модель вектора внешнего возмущения на аксиальную коронку проходческого комбайна [4]:

$$\left\{ \begin{array}{l} F_{X_{ni}} = P_{X_{ni}} n_{xx} - P_{Y_{ni}} n_{yx} - P_{Z_{ni}} n_{zx} ; \\ F_{Y_{ni}} = P_{X_{ni}} n_{xy} - P_{Y_{ni}} n_{yy} - P_{Z_{ni}} n_{zy} ; \\ F_{Z_{ni}} = P_{X_{ni}} n_{xz} - P_{Y_{ni}} n_{yz} - P_{Z_{ni}} n_{zz} ; \\ M_{ni} = P_{Z_{ni}} r_i ; \\ M'_n = \sum_{i=1}^N F_{X_{ni}} = \sum_i F_{X_{ni}} ; F_Y = \sum_i F_{Y_{ni}} ; F_Z = \sum_i F_{Z_{ni}} ; \\ n = \overline{1, N} \\ \left[\begin{array}{l} F_{Xn} = F_{Xn} ; F_{Yn} = F_{Yn} ; F_{Zn} = F_{Zn} ; M_n = M_n ; \end{array} \right. \\ k = \overline{1, N-1} \\ \left\{ \begin{array}{l} k_1 = N_n / N_3 \\ n = \overline{1, k_1} \\ \left[\begin{array}{l} j = N - k_1 + n \\ F_{Xn} = F_{Xn} + F_{Xj} ; F_{Yn} = F_{Yn} + F_{Yj} ; F_{Zn} = F_{Zn} + F_{Zj} ; M_n = M_n + M_j ; \end{array} \right. \\ n = \overline{k_1 + 1, N} \\ \left[\begin{array}{l} F_{Xn} = F_{Xn} + F_{X_{n-k_1}} ; F_{Yn} = F_{Yn} + F_{Y_{n-k_1}} ; F_{Zn} = F_{Zn} + F_{Z_{n-k_1}} ; \\ M_n = M_n + M_{n-k_1} ; \end{array} \right. \\ M = \sum_n F_{Xn} / N ; F_X = \sum_n F_{Xn} / N ; F_Y = \sum_n F_{Yn} / N ; F_Z = \sum_n F_{Zn} / N ; \\ k_M = \frac{\max(M_n)}{M_k} = \frac{\max(F_{Xn})}{F_X} = \frac{\max(F_{Yn})}{F_Y} ; k_F = \frac{\max(F_{Zn})}{F_Z} \\ Q = V_p \sum_i h_i n_i \end{array} \right. \end{array} \right.$$

Исходными данными определения вектора внешнего возмущения, формируемого на аксиальной коронке при разрушении массива, является: вектор параметров разрушения массива резами лопасти коронки $\bar{Y}_{p_{ni}} = \{h_{ni}, t_{ni}, \Delta\alpha_{y_{ni}}, \Delta\alpha_{x_{ni}}, \bar{n}_{x_{ni}}, \bar{n}_{y_{ni}}, \bar{n}_{z_{ni}}, i = \overline{1, N_i}, n = \overline{1, N_n}\}$,

вектор составляющих усилий резания на резах лопасти $\bar{P}_{p_{ni}} = \{P_{X_{ni}}, P_{Y_{ni}}, P_{Z_{ni}}, i = \overline{1, N_i}, n = \overline{1, N_n}\}$; при числе лопастей на коронке N_3 .

При известной величине m (номера прослойка разрушаемого резцом) значения составляющих усилий резания на резах определяются по зависимостям:

$$P_{X_{ni}} = f_{x_m}(\bar{Y}_{p_{ni}}); P_{Y_{ni}} = f_{y_m}(\bar{Y}_{p_{ni}}); P_{Z_{ni}} = f_{z_m}(\bar{Y}_{p_{ni}}),$$

где: $PX_{ni}, PY_{ni}, PZ_{ni}$ - соответственно боковое усилие, сила подачи и сила резания на i -том резце лопасти при n -ом положении коронки по углу ее поворота; $FX_{ni}, FY_{ni}, FZ_{ni}$ - составляющие усилий разрушения массива $\bar{P}p_{ni}$, формируемых на резцах лопасти, в системе координат коронки при ее n -ом положении по углу поворота; $(n_{xx}, n_{xy}, n_{xz}), (n_{yx}, n_{yy}, n_{yz}), (n_{zx}, n_{zy}, n_{zz})$ - составляющие единичных векторов, соответственно, \bar{n}_x, \bar{n}_y и \bar{n}_z ; M'_n, FX_n, FY_n, FZ_n - вектор внешнего возмущения, действующий на коронку (при ее n -ом положении по углу поворота) от усилий разрушения массива резцами лопасти, компонентами которого являются момент сопротивления и составляющая главного вектора внешних сил с системе координат коронки; $M_n, F_{xn}, F_{yn}, F_{zn}$ - вектор внешнего возмущения от разрушаемого массива, действующий на коронку в n -ом положении; M, F_x, F_y, F_z - средняя величина составляющих вектора внешнего возмущения, действующего на коронку от разрушаемого массива за один ее оборот; kM, kF_x, kF_y, kF_z - коэффициенты неравномерности составляющих вектора внешнего возмущения, действующего на коронку; v_p - скорость подачи исполнительного органа на забой; h_{ni} - толщина среза единичным резцом; t_{ni} - ширина среза единичном резцом.

Модель позволяет определить параметры вектора внешнего возмущения в зависимости от усилия формирующемся на единичном резце и теоретическую производительность комбайна.

В качестве объекта исследования был принят наиболее яркий представитель проходческих комбайнов избирательного действия комбайн КПД, рабочим инструментом которого является резец Р32-70.

Для определения сил на единичном резце типа Р32-70 были использованы зави-

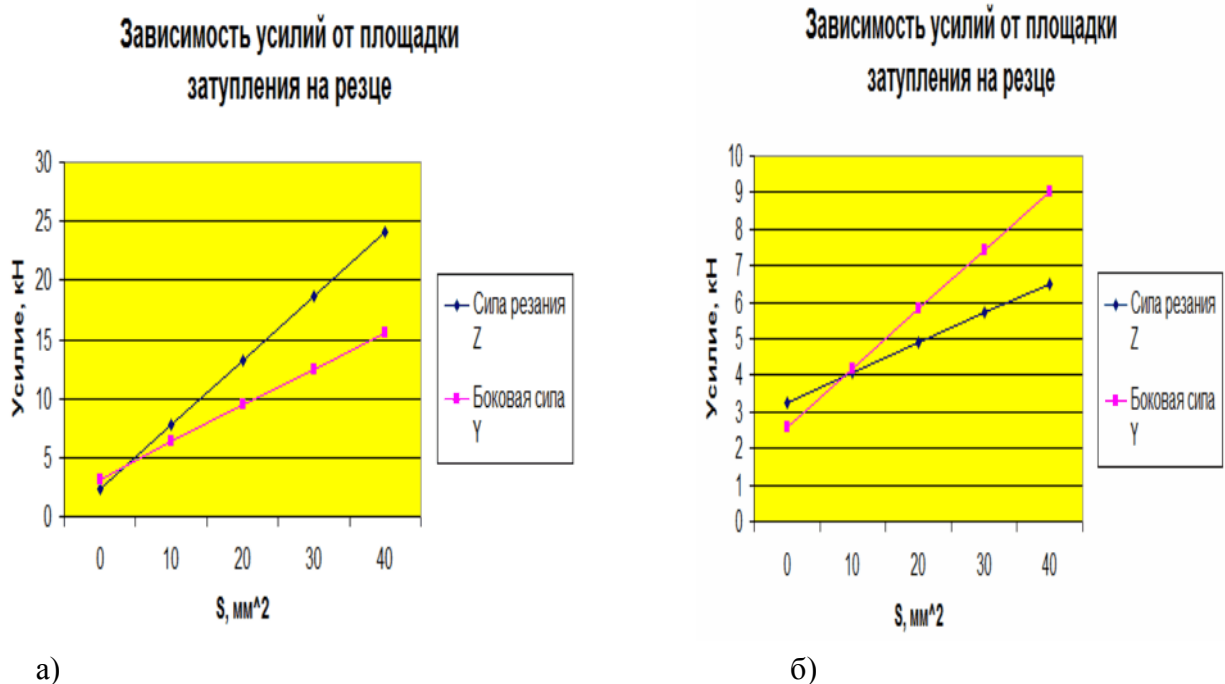


Рис.1. Зависимость усилий на резцах от площадки затупления на резце (а – зависимость полученная экспериментально, б – по формуле ОСТ)

симости ОСТа [5] и экспериментально полученная зависимость описанные в работе [2]. Влияние площадки затупления на усилие на единичном резце представлено на рис.1. Эти зависимости учитывали влияние величины износа рабочего инструмента (площадку затупления) на составляющие нагрузки.

Проанализировав графики зависимости площадки затупления на силы формируемые на единичном резце, изображенных на рис. 1, можно сделать вывод, что силы резания и подачи возрастают по линейной зависимости при увеличении площадки затупления резца. Увеличение площадки затупления до 40 мм^2 приводит к росту усилий резания и боковых усилий в 10-10,5 раз по формуле эксперимента и в 6-7 раз по формуле ОСТа для крепости породы $\sigma_{сж} = 100 \text{ МПа}$.

Теоретическая производительность проходческого комбайна является функцией следующих параметров: глубина зарубки B , шага фрезерования ΔH и скорость подачи V_p . Согласно разработанному плану вычислительных экспериментов значения максимальных производительностей комбайна для различных крепостей разрушаемого материала определялось путем варьирования параметров глубины зарубки B , шага фрезерования ΔH и скорости подачи V_p

$$Q(B, \Delta H, V_p) \rightarrow \max$$

с учетом затупленности рабочего инструмента и принятых ограничений:

-по устойчивому моменту приводного электродвигателя

$$M \leq M_y;$$

-по предельному давлению в гидроцилиндрах поворота исполнительного органа

$$P \leq P_{нк}.$$

Где M_y – устойчивый момент приводного электродвигателя привода исполнительного органа;

$P_{нк}$ – давление настройки предохранительного клапана гидроцилиндров поворота исполнительного органа комбайна.

Результаты моделирования для крепости породы $\sigma_{сж} = 100 \text{ МПа}$ исполнительным органом проходческого комбайна КПД оснащенным резцами Р32-70 представлены на рис.2 и рис.3.

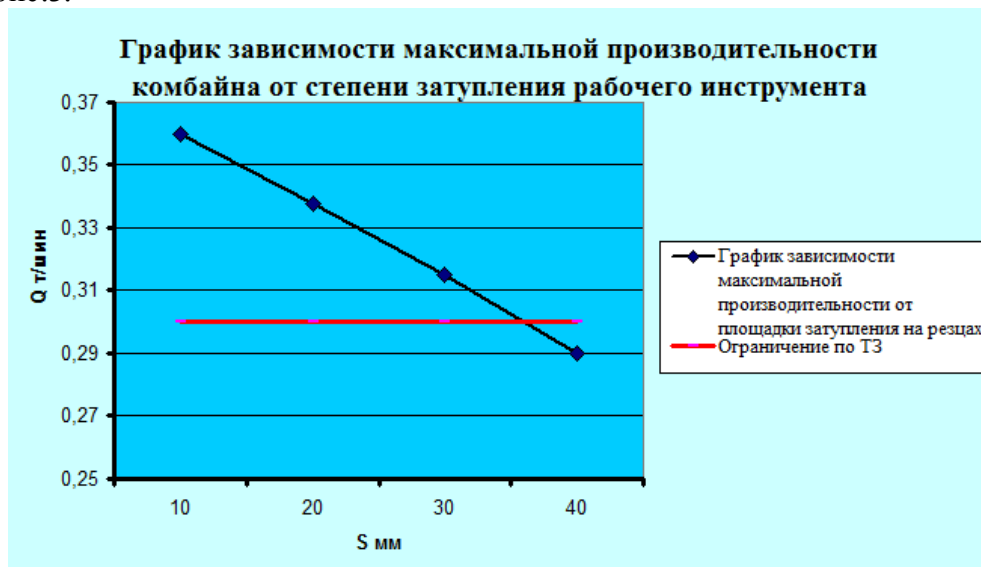


Рис.2. График зависимости максимальной производительности проходческого комбайна КПД от площадки затупления на резцах (ОСТ)

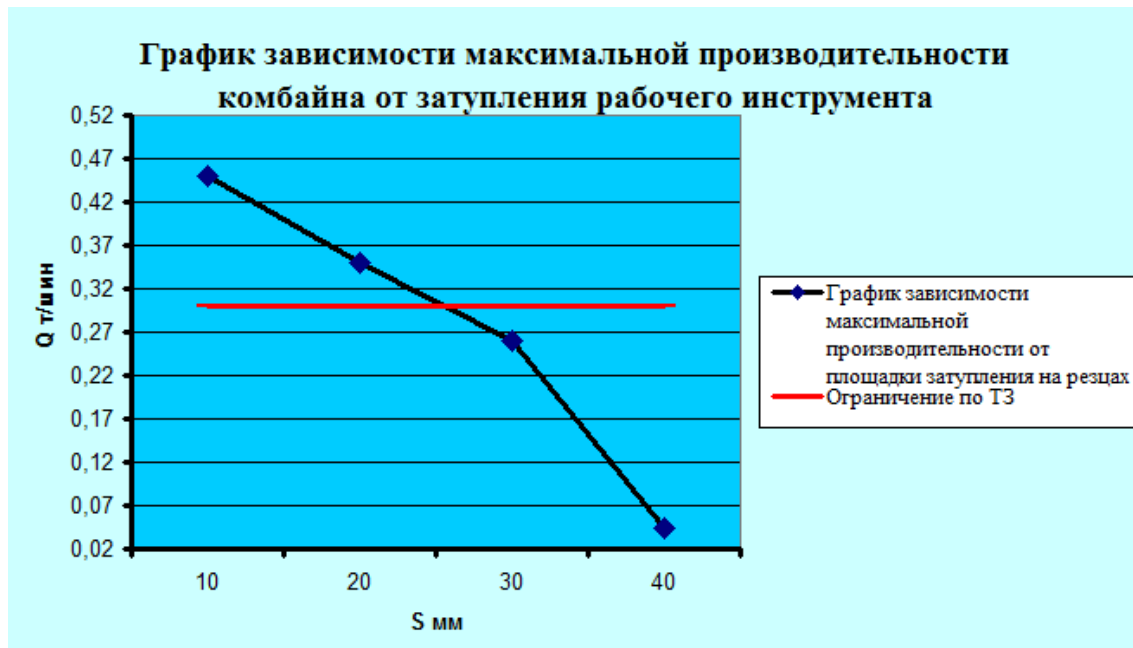


Рис. 3. График зависимости максимальной производительности проходческого комбайна КПД от площадки затупления на резцах (формула эксперимента)

Вместе с тем в техническом условии на комбайн КПД даны значения требуемых теоретических производительностей в зависимости от крепости разрушаемого материала представлены в таблице 1. и показаны на рис.2 и рис.3 горизонтальными линиями.

Таблица 1: Требования к производительности проходческого комбайна КПД

Крепость разрушаемых пород	Значение производительности $m^3 / мин$
- по породе $\sigma_{сж} \leq 100 МПа$	0,3
- по породе $\sigma_{сж} \leq 80 МПа$	0,35
- по породе $\sigma_{сж} \leq 60 МПа$	1

Анализ полученных результатов (рис.2 и рис.3) показывает, что для обеспечения оговоренной в техническом условии теоретической (минутной) производительности проходческого комбайна КПД, оснащенного резцами типа Р32-70, предельным уровнем износа режущего инструмента является значение площадки затупления порядка 25-35 мм². При этом большее значение необходимо принимать для разрушения горного массива с менее крепкими породами.

Таким образом, для оценки предельного уровня износа резового инструмента проходческого комбайна в общем случае необходимо учитывать следующие параметры: форму и тип исполнительного органа проходческого комбайна, крепость разрушаемых пород; тип режущего инструмента, техническое условие на комбайн. Направлением дальнейших исследований является обоснование критериев для диагностики степени износа режущего инструмента и определение времени его замены на основе мехатронной концепции создания проходческих комбайнов.

Список литературы: 1. Разрушение углей и горных пород: Науч.сообщ./Ин-т горн.дела им. А.А. Скачинского.- М.,1988.-80с. 2. Костенко А,П. Установление рациональных режимов разрушения сильвинитовых пластов барабанными очистными комбайнами Дис. канд. техн. наук.-Донецк, 1992.-193с. 3. Разрушение углей и горных пород: Науч.сообщ./Ин-т горн.дела им. А.А. Скачинского.- М.,1988.-80с. 4. Математическая модель формирования вектора внешнего возмущения на аксиальной коронке мехатронного проходческого комбайна / А.К. Семенченко, О.Е. Шабает, Н.В. Хиценко, Е.Ю. Степаненко // Наукові праці Донецького нац. техн. ун-ту. Вип. 18(172), серія гірничо-електромеханічна. – Донецьк: ДонНТУ, 2010. – с. 3-12. 5. ОСТ 12.44.197-81. Комбайны проходческие со стреловидным исполнительным органом. Расчет эксплуатационной нагруженности трансмиссии исполнительного органа. Введен с 01.07.1982. –М.: Минуглепром СССР, 1981. – 48 с.