



Обработка металлов (технология • оборудование • инструменты)

Сайт журнала: http://journals.nstu.ru/obrabotka_metallov








Исследование сил резания и обрабатываемости при фрезеровании порошковой коррозионно-стойкой стали, полученной по технологии прямого лазерного выращивания (LMD)





Артём Бабаев^{1,а,*}, Виктор Козлов^{2,б}, Артём Семёнов^{1,с}, Антон Шевчук^{1,д},
Валерия Овчаренко^{2,е}, Евгений Сударев^{2,ф}

¹ Национальный исследовательский Томский государственный университет, пр. Ленина, 36, г. Томск, 634050, Россия

² Национальный исследовательский Томский политехнический университет, пр. Ленина, 30, г. Томск, 634050, Россия

^а  <https://orcid.org/0000-0003-2334-1679>,  temkams@mail.ru; ^б  <https://orcid.org/0000-0001-9351-5713>,  kozlov-viktor@bk.ru;

^с  <https://orcid.org/0000-0002-8663-4877>,  artems2102@yandex.ru; ^д  <https://orcid.org/0009-0003-5272-4350>,  shvpro@yandex.ru;

^е  <https://orcid.org/0009-0000-4797-5604>,  vag14@tpu.ru; ^ф  <https://orcid.org/0000-0002-5596-4048>,  sudarev@tpu.ru

ИНФОРМАЦИЯ О СТАТЬЕ

УДК 621.7.044

История статьи:

Поступила: 11 марта 2024

Рецензирование: 30 марта 2024

Принята к печати: 09 апреля 2024

Доступно онлайн: 15 июня 2024

Ключевые слова:

Фрезерование

Силы резания

Шероховатость

Прямое лазерное выращивание

Режимы резания

Финансирование

Работа выполнена при финансовой поддержке Российского научного фонда, проект № 23-79-10166 (<https://rscf.ru/en/project/23-79-10166>). Авторы выражают благодарность РНФ за финансирование указанных работ.

АННОТАЦИЯ

Введение. Аддитивные технологии производства приближенных по геометрической форме заготовок требуют постобработки. Это относится к применению режущего инструмента на операциях фрезерования при обработке ответственных поверхностей. К последним предъявляются высокие требования по точности линейно-угловых размеров и качеству поверхностного слоя. Актуальной задачей остаётся увеличение производительности обработки при регистрации сил резания и шероховатости поверхности для выработки технологических рекомендаций. **Цель работы:** экспериментальное определение режимов резания, обеспечивающих наибольшую производительность при фрезеровании концевыми твёрдосплавными фрезами LMD-заготовок (Laser Metal Deposition) из стали 12X18H10T при сохранении работоспособности фрезы и требуемой шероховатости. **В работе исследованы** свойства и микроструктуры образцов, полученные вдоль и поперёк направления выращивания. Установлено и формализовано влияние подачи (при движении фрезы поперёк и вдоль направления выращивания), глубины и ширины фрезерования, а также скорости на составляющие силы резания и шероховатость обработанных поверхностей при встречном фрезеровании заготовок из LMD-стали 12X18H10T концевыми фрезами из твёрдого сплава H10F диаметром 12 мм без износостойкого покрытия. **Методами исследования** являются динамическое измерение всех трёх составляющих силы резания с использованием трёхкомпонентного динамометра и измерение шероховатости профилометром-профилографом. Состояние и микрогеометрии режущих кромок контролировались до и после фрезерования с использованием сканирующей оптической и растровой электронной микроскопии. **Результаты и обсуждение.** Показано различие в силах резания в зависимости от схемы фрезерования – вдоль и поперёк направления выращивания. Исследования показали, что глубина фрезерования и скорость резания мало влияют на боковую и осевую составляющие силы резания. Сила подачи существенно увеличивается при увеличении глубины резания, особенно при подаче поперёк направления выращивания образца. Установлено, что все три составляющие силы резания прямо пропорциональны величине минутной подачи. Получены уравнения расчета всех трех составляющих силы резания при изменении минутной подачи.

Для цитирования: Исследование сил резания и обрабатываемости при фрезеровании порошковой коррозионно-стойкой стали, полученной по технологии прямого лазерного выращивания (LMD) / А.С. Бабаев, В.Н. Козлов, А.Р. Семёнов, А.С. Шевчук, В.А. Овчаренко, Е.А. Сударев // Обработка металлов (технология, оборудование, инструменты). – 2024. – Т. 26, № 2. – С. 38–56. – DOI: 10.17212/1994-6309-2024-26.2-38-56.

*Адрес для переписки

Бабаев Артём Сергеевич, к.т.н., старший научный сотрудник
Национальный исследовательский Томский государственный университет,
пр. Ленина, 36,
634050, г. Томск, Россия
Тел.: +7 952 805-09-26, e-mail: temkams@mail.ru

Введение

Рост количества технологий и материалов для аддитивного получения заготовок сопровождается повышением требований к пониманию особенностей формообразования функциональных изделий, закономерностей и процессов субтрактивной обработки [1]. Вне зависимости от применяемой аддитивной технологии получе-

ния заготовки последняя нуждается в постобработке – термической, химической или с использованием субтрактивных методов [2–4]. Методы термической обработки (отжиг, нормализация и др.) позволяют обеспечить фазовые превращения в структуре металла, а также существенно влияют на физико-механические характеристики материала заготовки и, как следствие, на сопротивление обработке резанием [5–9].

С целью придания конечной формы, соблюдения геометрической точности и шероховатости поверхностей аддитивная заготовка подвергается субтрактивной обработке, т. е. обработке с удалением материала. К этому типу обработки могут быть отнесены процессы лезвийной и абразивной обработки резанием. Важно понимать, что удаление «лишнего» материала (напуска или припуска) сопровождается гаммой специфических явлений, таких как образование стружки, возникновение и динамическое изменение сил резания, изменение температуры в зоне резания, постепенное формирование износа рабочих площадок режущего инструмента и др. [10–21]. Особое внимание уделяется особенностям взаимодействия пары «инструментальный материал – обрабатываемый материал». Наблюдение и изучение указанных явлений способствуют выработке научно обоснованных рекомендаций по выбору и назначению условий лезвийной обработки, особенно когда речь идёт об обработке новых материалов или заготовок, полученных аддитивными методами, – становится возможным косвенно оценить экономические затраты на производство полнофункционального изделия [4].

В вопросах синтеза нержавеющей сталей различными аддитивными методами достигнут существенный прогресс, который позволяет использовать получаемые заготовки стабильного качества для дальнейшей термической обработки, а также придания требуемого конструктивного исполнения, шероховатости, точности формы и размеров за счёт удаления припуска [22–25]. В работе [26] коллективом исследователей изучается влияние аддитивного производства на развитие космической отрасли. Авторы приходят к выводу, что повторяемость и постоянство механических свойств готовых деталей аддитивного производства ещё полностью не изучены, и указывают, что особое внимание необходимо

уделить разработке стандартов, сертификатов и протоколов проверок.

Вопросам анизотропии свойств аддитивных металлических материалов посвящены научные работы [15, 27–29]. В обзорной работе [29] выделены основные факторы, являющиеся причиной микроструктурных особенностей и неоднородности механических свойств: морфология зерна, кристаллографическая текстура, дефекты отсутствия слияния, фазовые превращения, гетерогенная рекристаллизация, полосчатость слоев и микроструктурное огрубление. Как следствие, анизотропия свойств сказывается на сопротивлении материала обработке резанием.

Для расчета зубьев фрезы на прочность помимо сил резания P_z , P_y и P_x , действующих на зуб фрезы, необходимо знать распределение контактных напряжений на передней поверхности и фаске износа по задней поверхности. Авторами работы [30] была разработана методика построения эпюр контактных напряжений на передней поверхности режущего клина при точении стали, но она также применима и при фрезеровании. Для этого необходимо знать длину контакта стружки с передней поверхностью зуба фрезы при наибольшей толщине среза, т. е. для встречного фрезерования перед выходом зуба из контакта с заготовкой. Эту длину контакта c можно не только измерить, но и определить по графикам $c = f(a_f, \gamma)$ [30], зная толщину среза a (мм) в конце контакта зуба с заготовкой: $a_{\max} \approx s_z \cdot 2(t/d)^{1/2}$, где s_z – подача на зуб, мм/зуб; t – глубина фрезерования, мм; d – диаметр фрезы, мм; γ – передний угол режущего клина.

Обозначения

P_{laser} – мощность лазерного излучения, Вт;

Dia_{laser} – диаметр пятна лазера, мм;

x_{width} – смещение валиков по ширине, мм;

h_{width} – смещение валиков по высоте, мм;

V_{LMD} – скорость LMD, мм/с;

Q_{powder} – расход порошка, г/мин;

$\sigma_{0.2}$ – предел текучести, МПа;

σ_b – предел прочности при растяжении, МПа;

δ_5 – относительное удлинение, %;

KCU – ударная вязкость, Дж/см²;

Ra – среднее арифметическое отклонение профиля шероховатости, мкм;

d – диаметр фрезы, мм;
 d_1 – диаметр хвостовика фрезы, мм;
 l – длина рабочей части фрезы, мм;
 L – полная длина фрезы, мм;
 α – задний угол, град;
 γ – передний угол, град;
 ω – угол наклона стружечной канавки, град;
 z – число зубьев, шт.;

ρ – радиус округления (остроты) режущей кромки, мкм;

$Ra(\rho)$ – среднее арифметическое отклонение профиля шероховатости на режущей кромке, мкм;

β – угол заострения режущего клина, град;

t – глубина фрезерования, мм;

B – ширина фрезерования, мм;

V – скорость резания, м/мин;

n – частота вращения, об/мин;

$f_{\text{мин}}$ – минутная подача, мм/мин;

Q – объем срезаемого материала (производительность резания), мм³/мин.

Методика экспериментального исследования

Заготовка (форма, свойства, структура)

Заготовку для проведения испытаний получали по технологии прямого лазерного выращивания (LMD – Laser Metal Deposition) из порошкового сырья системы Fe-Cr-Ni-Ti. Изменение параметров облучения (мощность лазера, скорость облучения и расстояние между слоями) влияет на размер ванны расплава и пористость структуры получаемого материала, а следовательно, и на механические свойства аддитивно изготовленных заготовок [31]. Поэтому заготовки получали на отработанных режимах, в одинаковых условиях, из порошка одной партии поставки, последовательно на одинаковых режимах (табл. 1) и по одной и той же траектории выращивания (рис. 1).

Образцы получали последовательными однонаправленными векторами заполнения: подачей

Таблица 1

Table 1

Режимы изготовления изделий из стали 12X18H10T с использованием метода LMD

LMD modes for steel 0.12-Cr18-Ni10-Ti (AISI 321) products manufacturing

Сплав / Alloy	P_{laser} , Вт	Dia_{laser} , мм	x_{width} , мм	h_{width} , мм	V_{LMD} , мм/с	Q_{powder} , г/мин
12X18H10T	2400	2,7	1,67	0,8	25	16

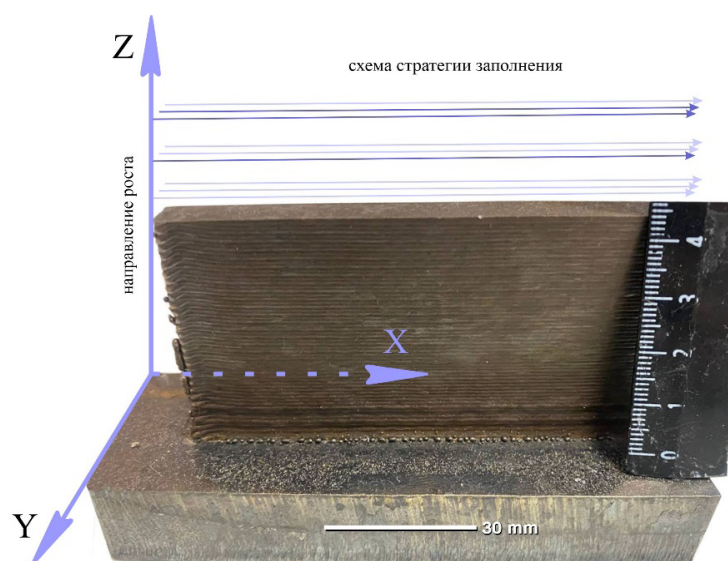


Рис. 1. Схема стратегии заполнения при выращивании образцов из стали 12X18H10T

Fig. 1. Scheme of the filling strategy for growing specimens from steel 0.12-Cr18-Ni10-Ti (AISI 321)

вдоль образца со скоростью V_{LMD} , затем подачей поперек образца на величину $y = 1,67$ мм, и так до получения первого слоя; далее перемещением на толщину одного слоя ($h_{width} = 0,8$ мм), перемещением к точке начала синтеза первого слоя, заполнением вдоль длинной стороны образца и т. д.

Все заготовки были получены из смеси порошка, паспортный и аттестованный состав которой приведен в табл. 2.

Полученная заготовка после выращивания имела размеры $190 \times 100 \times 14$ мм. Корку на заготовке удаляли путем электроэрозионной резки. Последнее позволило исключить появление на обрабатываемых поверхностях искажения внутренних напряжений.

Из нескольких заготовок вырезали образцы для физико-механических испытаний. Во избежание разброса значений, вызванных расположением образца относительно заготовки, проводили проверку, при этом место расположения образцов для испытаний определяли и вырезали случайным образом. Аттестацию образцов про-

изводили при комнатной температуре с использованием различного исследовательского оборудования. В результате были получены данные о теплофизических и физико-механических свойствах (табл. 3). Механические свойства стали 12X18H10T в исходном состоянии и после термообработки соответствуют ОСТ 95-29-72 «Заготовки из коррозионностойких сталей».

Непосредственно для фрезерования использовали заготовки с размерами $160 \times 80 \times 8$ мм.

Определение теплофизических свойств стали 12X18H10T производили при температуре 20°C . Были получены следующие значения: плотность $7,91 \text{ г/см}^3$; коэффициент теплопроводности $14 \text{ Вт/м}\cdot^\circ\text{C}$; удельная теплоемкость $473 \text{ Дж/кг}\cdot^\circ\text{C}$.

На рис. 2 представлена микроструктура образца в плоскости ZY и в плоскости ZX.

Исследование микроструктуры показало двухфазность аддитивных образцов: аустенитная матрица на основе $\gamma\text{-Fe}$ с гранцентрированной кубической решеткой (ГЦК) и высокотемпе-

Таблица 2

Table 2

Химический состав порошка заготовки

Chemical composition of the powder

Химический элемент, масс. % / Chemical element, mass. %									
Fe	Cr	Ni	Mn	Si	Ti	Cu	V	Mo	C
Остальное / Bal.	18,19	10,67	1,14	0,54	0,51	0,18	0,10	0,17	0,06

Таблица 3

Table 3

Механические свойства стали 12X18H10T

Mechanical properties of steel 0.12-Cr18-Ni10-Ti (AISI 321)

Состояние / Condition	Направление отбора для испытаний образцов (см. рис. 1) / Sampling direction	Твердость / Hardness HB	$\sigma_{0,2}$, МПа	σ_B , МПа	δ_5 , %	KCU, Дж/см ²
Плита (ОСТ 95-29-72)	—	$\approx 180 \dots 190$	246	520	37	$215 \dots 372$
LMD	По оси X / X axis	193...205	412 ± 20	627 ± 34	$48,2 \pm 1,5$	271 ± 18
	По оси Z / Z axis		387 ± 16	606 ± 28	$51,2 \pm 2$	286 ± 21

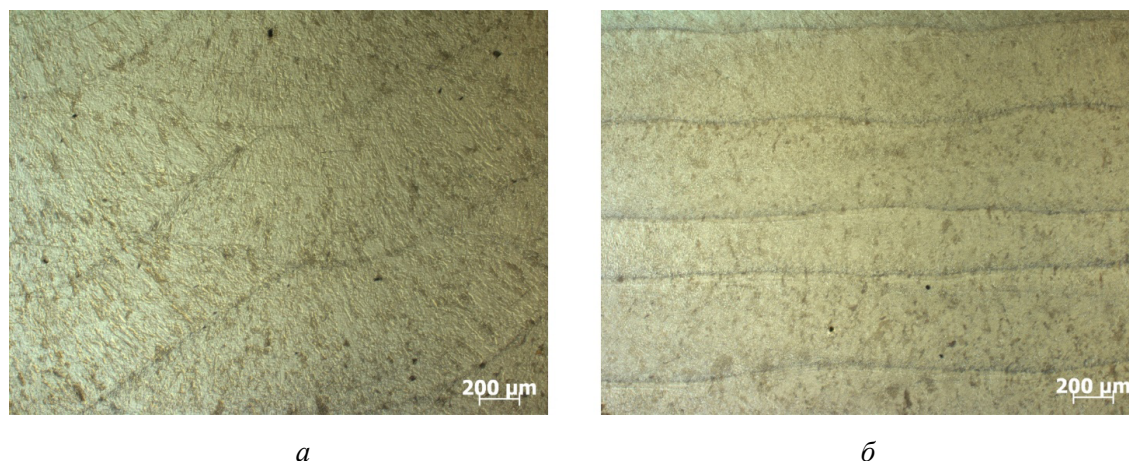


Рис. 2. Микроструктура образца в плоскости ZY (а), в плоскости ZX (б)
Fig. 2. Microstructure of the specimen in the ZY plane (a), in the ZX plane (б)

ратурный реечный и вермикулярный δ -феррит с объемно-центрированной кубической решеткой (ОЦК), что также подтверждается с помощью дифрактограммы образцов (рис. 3). Преимущественно δ -феррит образуется на границах сплавления. В образцах присутствуют карбиды титана TiC.

Режущий инструмент и его геометрия

В качестве режущего инструмента использовались твердосплавные концевые фрезы с универсальной геометрией под обработку сталей из группы P (рис. 4, табл. 4). Твердый сплав марки H10F имел следующие характеристики: $\approx 89,4$ масс. % карбидов вольфрама, до 0,6 масс. % смешанных карбидов и около 10,0 масс. % кобальта в качестве связки. Раз-

мер зерна карбидной фазы 0,5...0,6 мкм, предел прочности при изгибе ≈ 3200 МПа, твердость HRA 92.

Всего для работы на шлифовально-заточном станке без переналадки было последовательно изготовлено 5 фрез. Твердосплавные заготовки для изготовления были взяты из одной партии поставки. Это позволило избежать появления нежелательного фактора – влияния неоднородности качества инструментального материала. Во избежание влияния износа по задней поверхности на получаемые данные использовали фрезы, отработавшие до ширины фаски износа по задней поверхности не более 0,10–0,12 мм.

Как известно, параметры микрогеометрии оказывают устойчивое влияние на механику

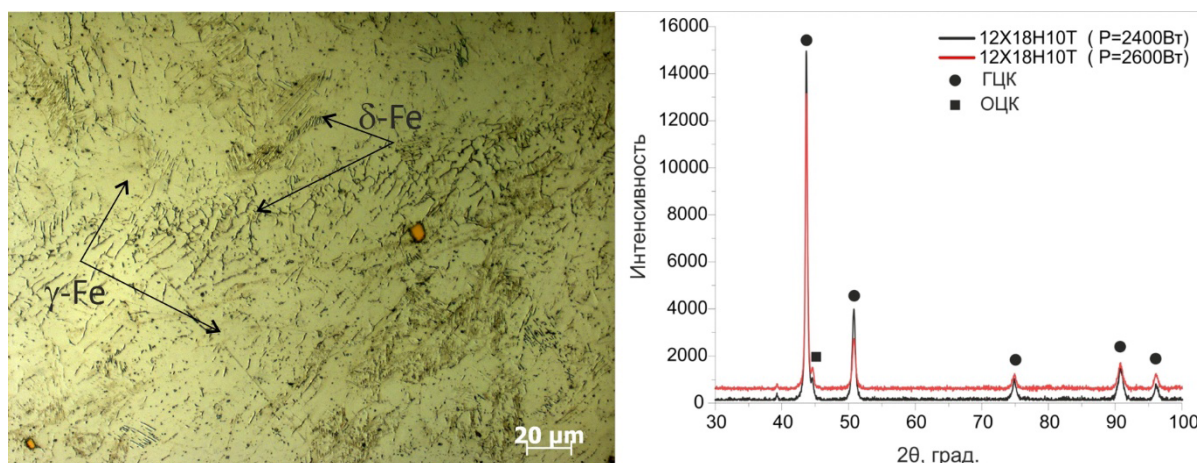


Рис. 3. Типичная микроструктура LMD стали 12X18H10T
Fig. 3. Typical microstructure of LMD steel 0.12-Cr18-Ni10-Ti (AISI 321)

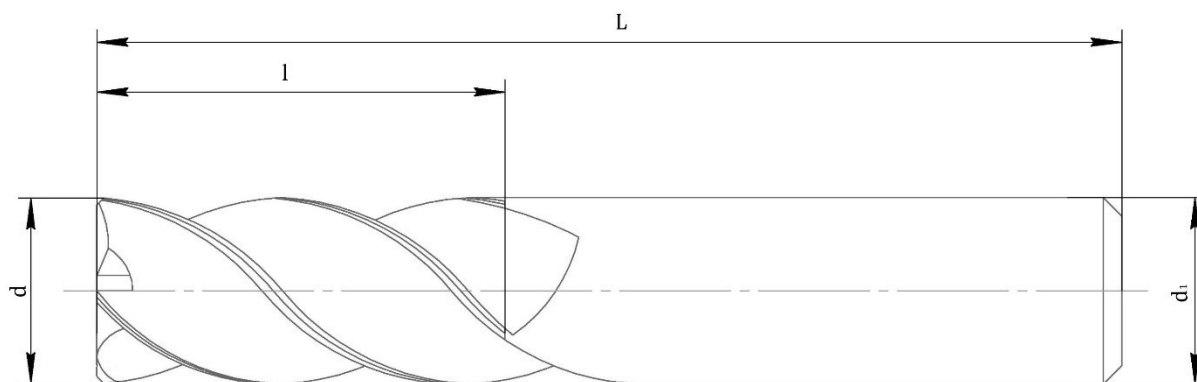


Рис. 4. Схематическое изображение фрезы с указанием основных геометрических характеристик

Fig. 4. Schematic representation of a mill with indication of the main geometric characteristics

Таблица 4

Table 4

Значения основных геометрических характеристик фрезы из твердого сплава H10F

Values of the main geometric characteristics of the H10F carbide mill

d , мм	d_1 , мм	l , мм	L , мм	α , град	γ , град	ω , град	z , шт.
12	12h6	26	84	+10	+8	40	4

и динамику процесса резания, изменяя при этом условия трения и износа режущей кромки [21]. Во избежание влияния этого фактора на результаты данной работы была произведена оценка состояния микрогеометрии режущих кромок. Для понимания состояния микрогеометрии

режущих кромок проводились измерения с использованием прибора EdgeMasterX производителя Alicona (Швейцария). Измерения производили на всех рабочих кромках, расположенных на винтовой поверхности, при этом отступив от торца на 2–3 мм (рис. 5).

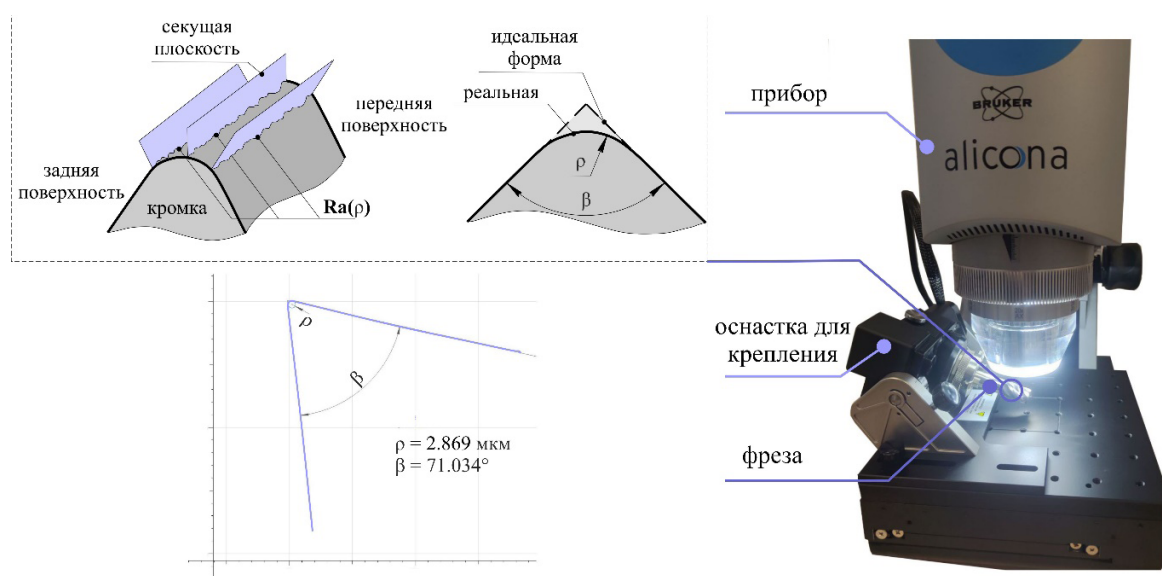


Рис. 5. Схема измерений и пример представления параметров микрогеометрии режущих кромок

Fig. 5. Measuring circuit and example presentation of cutting edge microgeometry parameters

Экспериментальный стенд и план работ

Непосредственно испытания осуществлялись на фрезерном обрабатывающем центре модели DMU 50 производства DMG (Германия). Согласно паспортным данным и производственному опыту станок обладает достаточно высокой жесткостью для черновой обработки стали на режимах с ускоренным съемом материала. Максимальная частота вращения шпинделя составляет $10\,000\text{ мин}^{-1}$, скорость подачи – до $30\,000\text{ мм/мин}$.

Заготовка закреплялась в специальном приспособлении, установленном в пределах опорной поверхности динамометра (рис. 6). Предва-

рительно проводилось моделирование условий закрепления с целью предупреждения коллизий во время испытаний. Динамометр Kistler мод. 9257BA для измерений сил резания был установлен непосредственно на стол фрезерного станка.

Фрезерование заготовок выполняли как вдоль, так и поперек направления выращивания (см. рис. 1). В таком случае важно отследить влияние направления роста образца на изменение сил резания и шероховатости обработанной поверхности. Для минимизации влияния фактора охлаждения и смазывания зоны резания фрезерование проводили без использования смазочно-охлаждающей жидкости. Режимы резания принимались согласно табл. 5 с целью

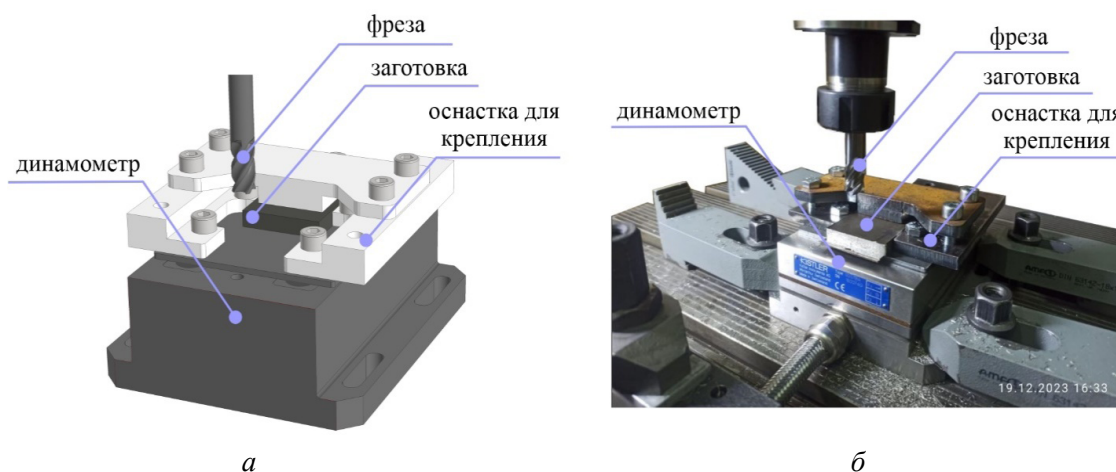


Рис. 6. Модель (а) и внешний вид (б) экспериментального стенда с установленным динамометром, образцом и фрезой

Fig. 6. Model (a) and appearance (b) of the experimental stand with an installed dynamometer, a specimen and a mill

Таблица 5

Table 5

Режимы фрезерования

Milling modes

№ опыта / Experiment No.	n , об/мин	V , м/мин	$f_{\text{мин}}$, мм/мин	t , мм	B , мм	Q , мм ³ /мин
1	2000	75	120	1	7	840
2			240			1680
3			480			3360
4			850	5950		
5				11 900		
6				14 875		
7	2500	94	2,5	17 850		
8			3	22 050		
9				1050		

экспериментального определения наибольшей возможной подачи по прочности фрезы и ее зубьев, т. е. увеличенного объема срезаемой стружки Q .

Попытки увеличения скорости резания и подачи выше табличных значений неминуемо приводили к выходу фрезы из строя после первых секунд работы (рис. 7).

При испытаниях применялось встречное фрезерование по схеме, изображенной на рис. 8.

Отличительной особенностью встречного фрезерования от попутного является то, что при встречном фрезеровании толщина срезаемого слоя возрастает от нуля до максимального значения в момент выхода зуба из контакта

с заготовкой. Это позволяет в течение короткого промежутка времени обеспечить плавное нагружение режущей кромки – в отличие от попутного фрезерования, когда присутствует скачкообразная нагрузка в первые мгновения резания, зачастую приводящая к преждевременному разрушению режущих кромок.

Составляющие силы резания измерялись с использованием трехкомпонентного динамометра модели 9257BA фирмы Kistler (Швейцария) (рис. 9). Продолжительность цикла снятия данных составляла 5 секунд с момента установившегося резания, т. е. входа в заготовку всех зубьев фрезы. Регистрация сил осуществлялась с частотой получения сигнала 10 кГц.

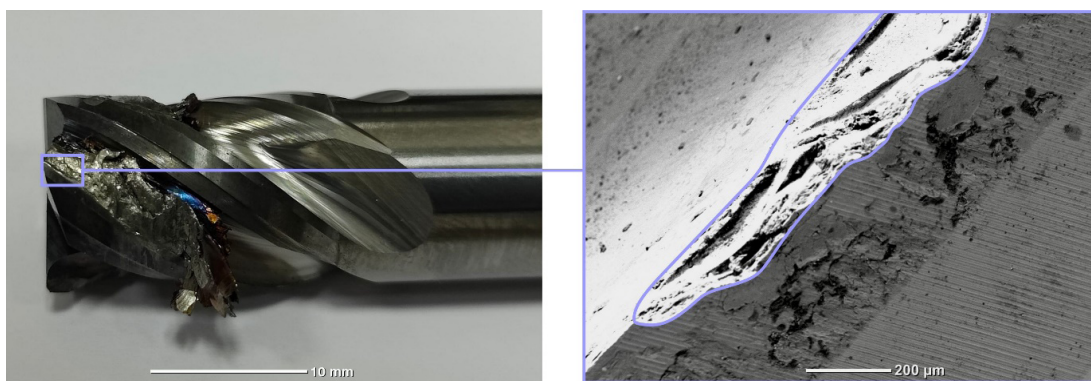


Рис. 7. Внешний вид фрезы, преждевременно снятой с испытаний, и фрагмент износа режущей кромки

Fig. 7. Appearance of a mill prematurely removed from testing and a fragment of the cutting-edge wear

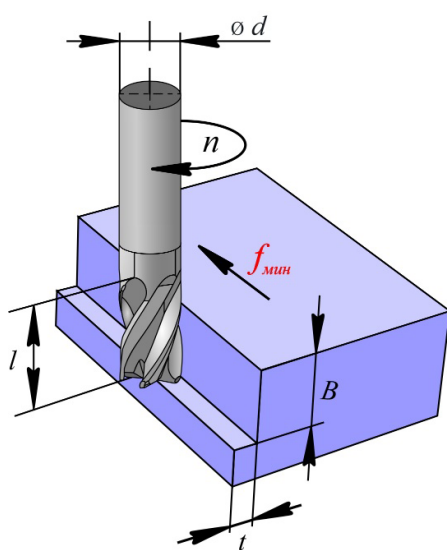


Рис. 8. Схематичное изображение параметров фрезерования

Fig. 8. Schematic representation of milling modes

Вращение фрезы всегда выполнялось по часовой стрелке. Во встроенном программном обеспечении динамометра Kistler используются следующие обозначения: символы F_z (тангенциальная составляющая силы резания, т. е. действующая вертикально вниз при обычной токарной обработке), F_x (осевая составляющая силы резания, т. е. действующая в горизонтальной плоскости вдоль оси вращения шпинделя токарного станка слева направо при обычной токарной обработке), F_y (радиальная составляющая силы резания, т. е. действующая в горизонтальной плоскости перпендикулярно оси вращения шпинделя токарного станка по направлению к оператору при обычной токарной обработке). Таким образом, указано направление сил, характерное для классической токарной обработки, символами которых обозначаются графики изменения этих составляющих на мониторе динамо-

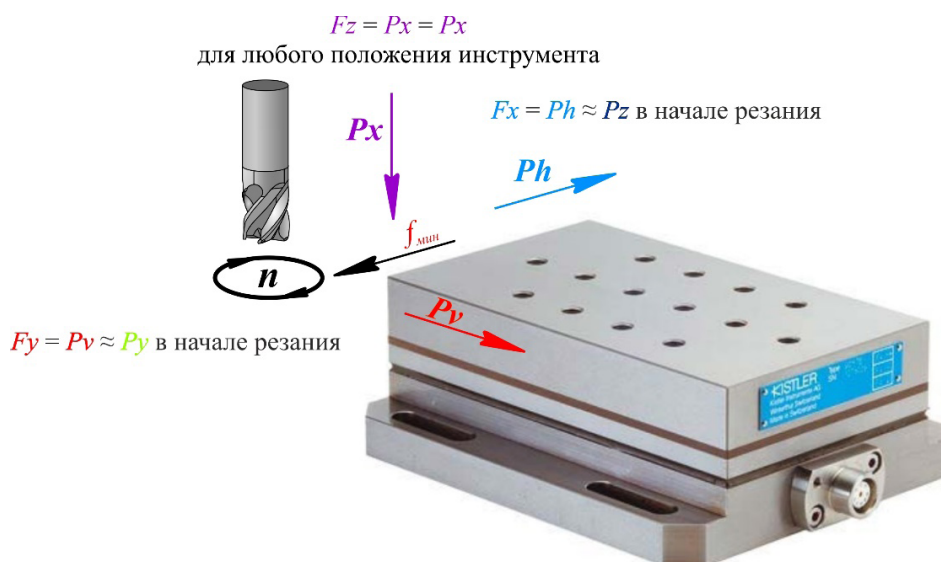


Рис. 9. Схема действия сил резания на фрезу относительно системы координат динамометра

Fig. 9. Flow pattern of cutting forces on the mill relative to the coordinate system of the dynamometer

метра. На рис. 9 они обозначены первыми по порядку символами F_z , F_x , F_y . При фрезеровании невозможно измерить (выделить) с помощью динамометра тангенциальную P_z и радиальную P_y силы резания, действующие на зуб фрезы и соответственно от зуба фрезы на динамометр, из-за поворота (вращения) фрезы (рис. 10).

При фрезеровании можно измерить только силы, действующие от фрезы на динамометр: силу подачи Ph , действующую вдоль направления подачи стола, и боковую силу Pv , действующую перпендикулярно направлению подачи. При этом длинная сторона динамометра должна быть установлена строго перпендикулярно (или строго параллельно) подаче стола. Обозначения этих составляющих зависят от направления подачи стола. При установке динамометра длинной стороной строго перпендикулярно продольной подаче стола (рис. 9, 10) эти составляющие силы резания имеют следующие обозначения (указаны вторыми по порядку символами): $F_z = P_x$, $F_x = Ph$, $F_y = Pv$.

При малой глубине резания $t = 1$ мм, существенно большем диаметре фрезы $d = 12$ мм (соотношение $t/d < 0,1$) и направлении минутной подачи стола $f_{мин}$ поперек динамометра эти направления соответствуют другой системе сил, действующих на заготовку со стороны зуба фрезы в момент врезания зуба фрезы в заготовку (указаны третьими по порядку символами):

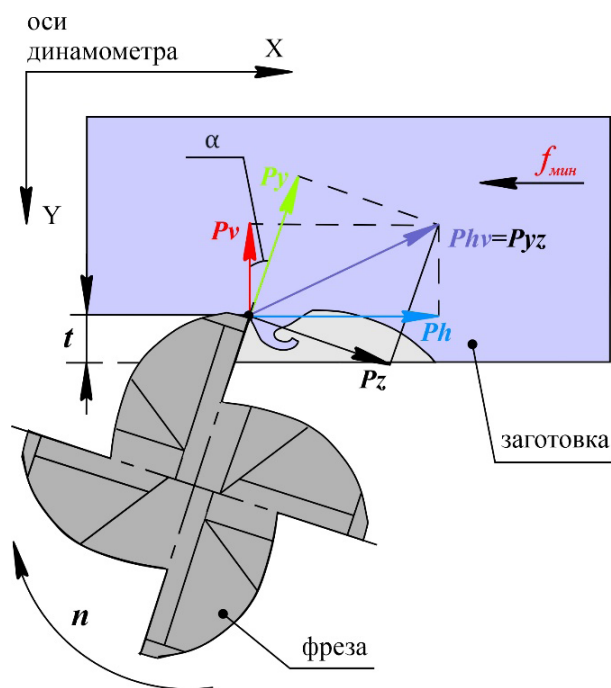


Рис. 10. Схема разложения сил резания в плоскости, перпендикулярной оси вращения фрезы

Fig. 10. Scheme of decomposition of cutting forces in a plane perpendicular to the axis of rotation of the mill

$F_z = P_x = P_x$, $F_x = Ph \approx P_z$, $F_y = Pv \approx Py$. Этими же цветами (F_z – фиолетовый, F_x – синий, F_y – красный) указанные силы и графики их изменения обозначаются на мониторе.

Переходя к системе сил, действующих на заготовку со стороны зуба фрезы в момент вреза-

ния зуба в заготовку, будут использоваться следующие приближения: $P_x = F_z$, $P_y \approx F_y$, $P_z \approx F_x$. Таким образом, нужно понимать, что в интерфейсе программного обеспечения Kistler Dyno Ware в момент врезания зуба фрезы в заготовку F_z означает, что на самом деле это P_x ; F_y означает, что на самом деле это P_y ; F_x означает, что на самом деле это P_z .

Измерения шероховатости поверхности обрабатываемых образцов производились с использованием профилометра модели SJ-210 фирмы Mitutoyo (Япония) (рис. 11). Измерения выполнялись в пяти произвольных участках на исходной заготовке перед фрезерованием и после удаления слоя толщиной, равной ширине фрезерования B (см. рис. 8). Для измерений и обработки данных исходного профиля шероховатости использовалась методика согласно EN ISO 4288.

Получаемые в процессе регистрации данные обрабатывались с применением классических положений математической статистики и планирования эксперимента, а для автоматизации расчетов использовалось программное обеспечение STATISTICA.

Результаты и их обсуждение

Ниже представлены результаты исследования фрезерной обработки образца из стали 12X18H10T, полученного по технологии прямого лазерного выращивания из порошка.

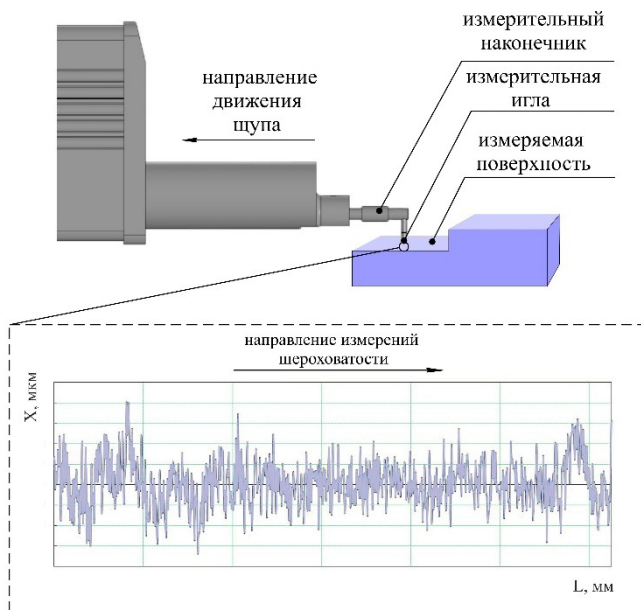


Рис. 11. Схема процесса измерений шероховатости поверхности образца после выполнения фрезерования

Fig. 11. Process flow diagram of measuring the surface roughness of a specimen after milling

Измерения параметра шероховатости R_a в зависимости от режимов фрезерования и направления выращивания образцов приведены в табл. 6.

Ширина фрезерования была принята $B = \text{const} = 7$ мм при толщине пластины $h = 8,5$ мм, т. е. зубья фрезы на ее торце всегда участвовали в обработке. Минутная подача $f_{\text{мин}}$ изменялась при прочих одинаковых условиях резания (режимах обработки). При построении графиков по

Таблица 6

Table 6

Значения шероховатости R_a в зависимости от направления фрезерования и режимов резания

Roughness values R_a depending on the milling direction and cutting modes

№ опыта / Experiment №	V , м/мин	$f_{\text{мин}}$, мм/мин	t , мм	B , мм	Ra , мкм (фрезерование вдоль) (milling along)	Ra , мкм (фрезерование поперек) (cross milling)
1	75	120	1	7	$0,817 \pm 0,15$	$2,013 \pm 0,24$
2		240				$1,589 \pm 0,15$
3		480				$1,203 \pm 0,20$
4		850				$0,775 \pm 0,24$
5			2		$0,566 \pm 0,20$	$0,699 \pm 0,11$
6	2,5		$0,496 \pm 0,18$		$0,566 \pm 0,10$	
7			$0,438 \pm 0,23$		$0,510 \pm 0,15$	
8			3		$1,495 \pm 0,32$	$0,922 \pm 0,32$
9	1050	$1,220 \pm 0,22$			$1,979 \pm 0,34$	

эмпирическим данным использовали метод наименьших квадратов.

На всех графиках учитывались изменения наибольшей величины этих сил (рис. 12–14).

Графики изменения силы подачи P_h (направление силы P_h действует вдоль вектора направления подачи) и боковой силы P_v (направление силы P_v перпендикулярно направлению вектора подачи) при изменении минутной подачи f_{\min} показаны на рис. 12. На рис. 13 показаны графики

изменения осевой силы P_x (действует вдоль оси фрезы, т. е. при концевом фрезеровании – вертикально), а для сравнения на этом поле размещен и график изменения боковой силы P_v .

На рис. 13 график $P_{x_{\max}}$ вдоль имеет перегиб при подаче $f_{\min} = 240$ мм/мин. Считаем, что можно упростить характер этого графика и провести прямую линию через все четыре точки (линия 4 на рис. 13), принимая незначительность погрешности при таком допущении.

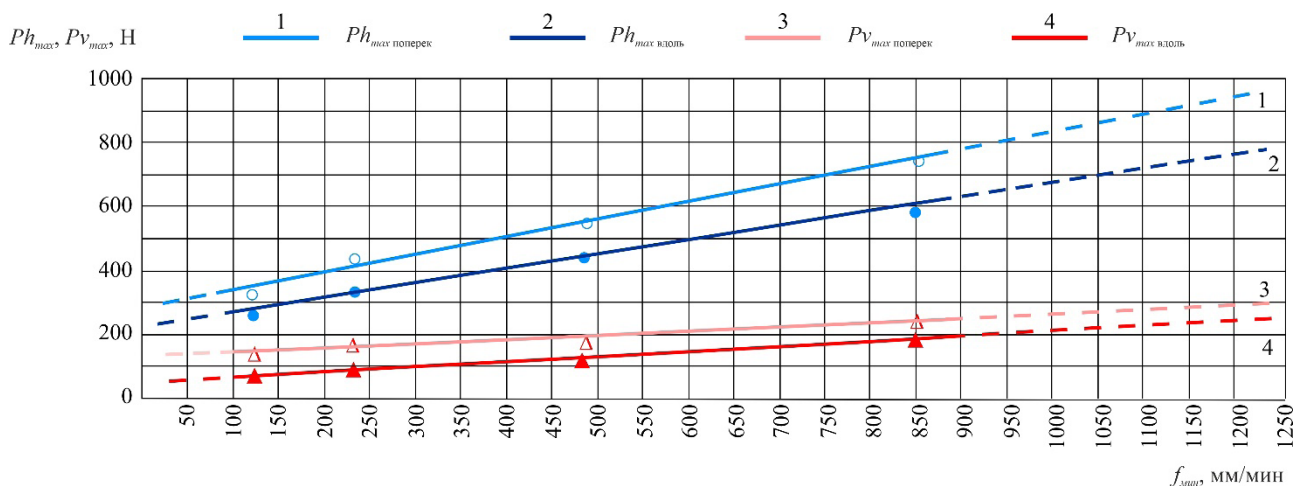


Рис. 12. График изменения наибольших значений сил резания P_h , P_v и P_x (Н) в зависимости от подачи f_{\min} (мм/мин) ($B = 7$ мм, $V = 75$ м/мин, $t = 1$ мм)

Fig. 12. Graph of changes in the highest values of cutting forces P_h и P_v (N) depending on the feed f_{\min} (mm/min) ($B = 7$ мм, $V = 75$ м/мин, $t = 1$ мм)

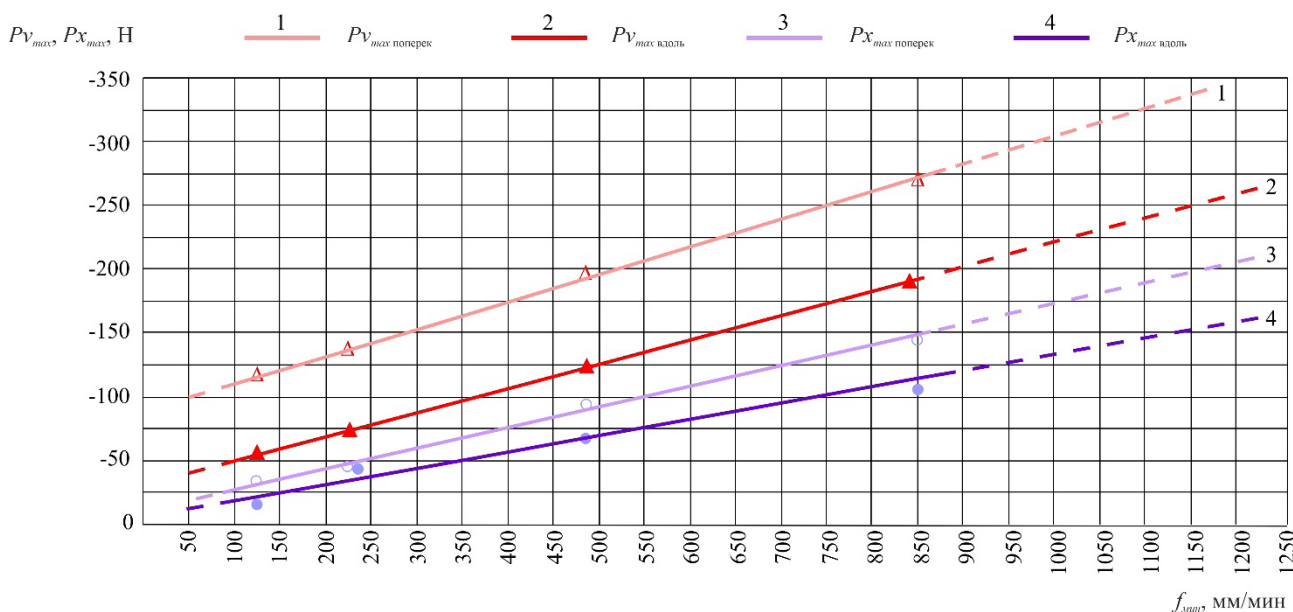


Рис. 13. График изменения наибольших значений сил резания P_v и P_x (Н) в зависимости от подачи f_{\min} (мм/мин) ($B = 7$ мм, $V = 75$ м/мин, $t = 1$ мм)

Fig. 13. Graph of changes in the highest values of cutting forces P_h и P_x (N) depending on the feed f_{\min} (mm/min) ($B = 7$ мм, $V = 75$ м/мин, $t = 1$ мм)

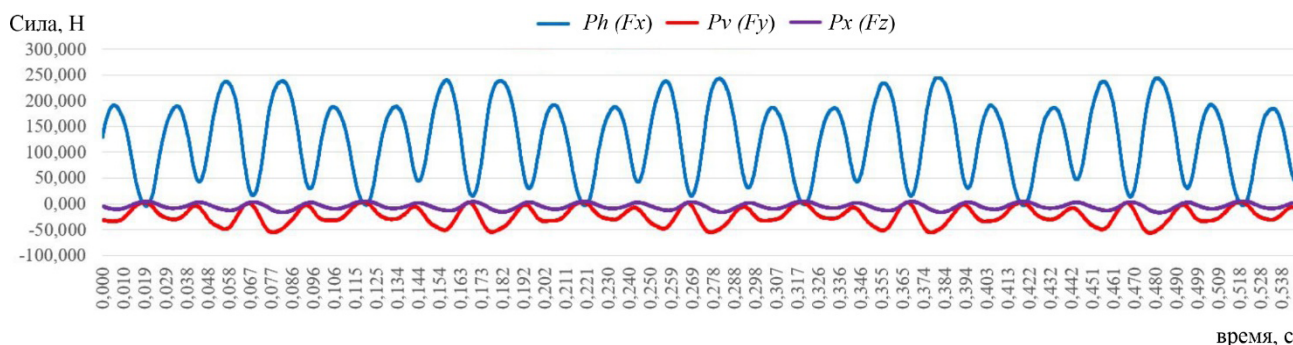


Рис. 14. Пример графика изменения составляющих силы от времени резания в процессе фрезерования вдоль направления выращивания ($B = 7$ мм, $V = 75$ м/мин, $t = 1$ мм, $f_{\min} = 120$ мм/мин)

Fig. 14. Example of a graph of changes in the force components from the cutting time in the milling process along the build direction ($B = 7$ mm, $V = 75$ m/min, $t = 1$ mm, $f_{\min} = 120$ mm/min)

Исследование влияния глубины фрезерования t на силы резания показало прямую пропорциональность сил Ph от глубины фрезерования (рис. 15).

Необходимо отметить, что сила Pv направлена от оператора — в противоположную сторону направления оси OY , т. е. зуб фрезы отталкивает заготовку от оператора, так как при измерении она отображается на мониторе динамометра со знаком минус (–). На рис. 12 сила Pv указана на положительной оси, чтобы не рисовать еще одну ось. Несмотря на отрицательную величину сил Pv и Px , учитывается их абсолютное значение — чем оно больше, тем больше сила.

Знак силы Ph положительный, т. е. направление силы совпадает с направлением оси OX (см. рис. 9). Знак силы Px отрицательный (–), это говорит о том, что она направлена в противоположную сторону от направления оси OZ , т. е. зуб фрезы тянет заготовку вверх (см. рис. 9) из-за положительного угла наклона винтовой канавки ω (см. табл. 4).

Прямая пропорциональность графиков $Ph_{\max} = f(f_{\min})$, $Pv_{\max} = f(f_{\min})$ от величины минутной подачи f_{\min} (см. рис. 12) позволяет при $t = 1$ мм и указанных остальных режимах резания использовать уравнения, описываемые линейной зависимостью:

$$Ph_{\max \text{ поперек}} = 266,4 + 0,556f_{\min}; \quad (1)$$

$$Ph_{\max \text{ вдоль}} = 200 + 0,545f_{\min}; \quad (2)$$

$$Pv_{\max \text{ поперек}} = 100,4 + 0,899f_{\min}; \quad (3)$$

$$Pv_{\max \text{ вдоль}} = 46,2 + 0,135f_{\min}. \quad (4)$$

Прямая пропорциональность графиков $Px_{\max} = f(f_{\min})$ от величины минутной подачи (см. рис. 13) позволяет при $t = 1$ мм и указанных остальных режимах резания использовать уравнения

$$Px_{\max \text{ поперек}} = 10,8 + 0,162f_{\min}; \quad (5)$$

$$Px_{\max \text{ вдоль}} = 3,97 + 0,128f_{\min}. \quad (6)$$

Во всех рассмотренных случаях величина сил Ph_{\max} , Pv_{\max} и Px_{\max} при направлении подачи вдоль направления подачи при синтезе заготовок немного меньше, чем при перпендикулярном направлении подачи (см. рис. 12 и 13).

Анализ рис. 14 показывает, что хотя при глубине резания $t = 1$ мм у четырехзубой фрезы должен быть контакт с заготовкой только одного зуба и поэтому силы должны уменьшаться до нуля, но этого не происходит. Наиболее отчетливо это видно по графикам изменения силы подачи Ph (синий цвет графика). При увеличении подачи минимальная величина силы Ph увеличивается. Во всех случаях отчетливо видны по четыре пика и впадины, что говорит о работе четырех зубьев. Разная величина этих пиков свидетельствует о наличии небольшого радиального биения зубьев. Для используемой фрезы два любых соседних зуба имеют одинаковое расстояние от оси вращения фрезы, о чем говорит одинаковая величина наибольшей силы Ph . Это свидетельствует о том, что имеется несколько разное расстояние режущей кромки зубьев относительно оси вращения шпинделя, а не смещение оси фрезы при ее закреплении в цанговом патроне. То есть наблюдаемая погрешность появилась при изготовлении фрезы, а не при ее установке в патроне.

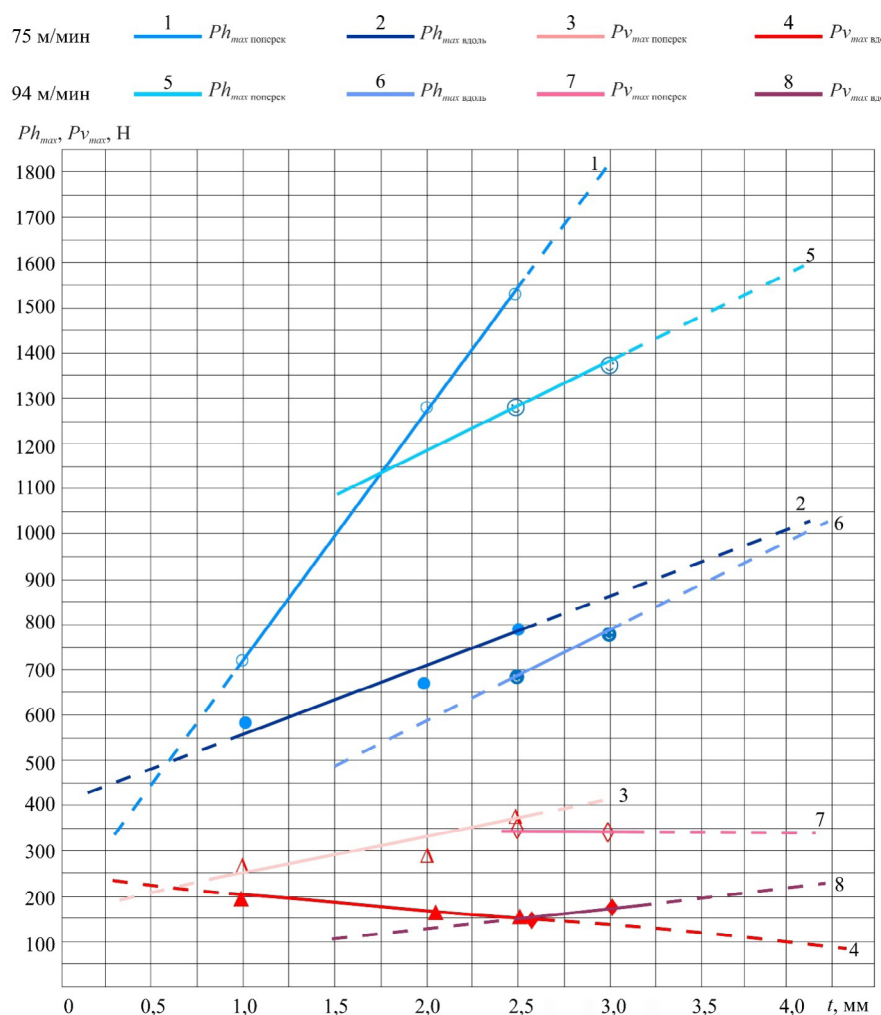


Рис. 15. Составляющие силы резания Ph , Pv и Px (Н) при фрезеровании на различных режимах в зависимости от глубины резания t (мм) при $B = 7$ мм

Fig. 15. Components of the cutting force Ph , Pv and Px (N) when milling in different modes depending on the cutting depth t (mm) when $B = 7$ mm

Крутизна подъема и спада графика силы Ph , как наиболее характерного, хорошо видимого и важного, примерно одинакова (см. рис. 12, 13), хотя ожидалось, что уменьшение должно происходить более быстро, так как при встречном фрезеровании выход зуба имеет очень малый период выхода (быстрее уменьшается толщина среза перед полным выходом зуба из контакта с заготовкой) по сравнению с периодом увеличения толщины среза. Нами объясняется это явление изменением направления силы Pz как основной силы при удалении припуска. Перед выходом зуба из контакта сила Pz поворачивается по ходу вращения фрезы и в большей степени увеличивает силу Pv , а не Ph (см. рис. 12). Поэтому уменьшение величины силы Ph происходит не так быстро, так как это уменьшение

начинается ранее, еще до подхода зуба к точке выхода главной режущей кромки из контакта. К тому же у фрезы имеется наклон режущей кромки с углом ω (в некоторых иностранных источниках этот угол обозначается символом β), что не даёт возможности всей режущей кромке выйти из контакта с заготовкой одновременно. Чем больше ширина фрезерования B и больше угол ω , тем более плавным будет уменьшение всех сил. Поворот векторов сил Pz и Pu при вращении фрезы с одновременным увеличением толщины среза при встречном фрезеровании приводит к небольшому несовпадению по фазам изменения сил Ph и Pv (см. рис. 14).

При увеличении скорости резания с 75 до 94 м/мин при одинаковой подаче силы Ph_{\max} вдоль и Ph_{\max} поперек меньше (см. рис. 15, сравнить гра-

фики 1 и 5; 2 и 6). Увеличение t при $V = 75$ м/мин приводит к менее существенному увеличению силы $P_{v\max}$ поперёк (см. рис. 15, график 3), а сила $P_{v\max}$ вдоль при $V = 75$ м/мин даже немного уменьшается (см. рис. 15, график 4), хотя силы $P_{v\max}$ вдоль и $P_{v\max}$ поперёк при разных скоростях резания мало отличаются друг от друга (см. рис. 15, сравнить графики 4 и 6; 3 и 7).

При скорости резания $V = 94$ м/мин сила P_v при фрезеровании в поперечном направлении относительно направления подачи при синтезе АТ ($P_{v\max}$ поперёк) не изменяется при увеличении глубины фрезерования t (см. рис. 15, график 7). При продольном направлении подачи сила $P_{v\max}$ вдоль практически не изменяется при увеличении глубины резания t и незначительно зависит от скорости резания (см. рис. 15, графики 4 и 8). Такое отсутствие влияния глубины резания t объясняется нами увеличением силы P_v уже в сторону оператора на последней стадии резания при повороте фрезы, т. е. зуб фрезы начинает тянуть заготовку к оператору, а не отталкивать ее, как в начальной стадии.

Только сила Ph_{\max} поперек существенно уменьшается при увеличении скорости резания V (см. рис. 15, графики 1 и 5), сила Ph_{\max} вдоль уменьшается незначительно (см. рис. 15, графики 2 и 6), а остальные составляющие – $P_{v\max}$ вдоль и $P_{v\max}$ поперек (см. рис. 15, графики 4 и 8, 3 и 7), $P_{x\max}$ вдоль и $P_{x\max}$ поперек (графики не представлены в связи с отсутствием изменения величины этих сил при увеличении скорости резания) – не изменяются. Возможно, что при существенно большей скорости резания (более 130 м/мин) силы будут уменьшаться, как это наблюдается при точении в отсутствие нароста из-за увеличения скорости деформации в зоне первичной пластической деформации и уменьшения пластичности в противовес увеличению пластичности обрабатываемого металла из-за увеличения температуры [30]. Увеличение скорости деформации приводит к уменьшению пластичности металла и, как следствие, к уменьшению зоны первичной пластической деформации, что и вызывает уменьшение силы резания.

Заключение

При подготовке и в ходе выполнения настоящего исследования удалось достичь минимиза-

ции влияния сторонних факторов на результаты за счёт всестороннего изучения как параметров заготовки, так и инструмента, и условий технологической среды для выполнения фрезерования. На основании выполненного исследования сделаны следующие выводы.

Определены предельные режимы фрезерования, которые обеспечивают отсутствие разрушения твёрдосплавных фрез в процессе лезвийной (субтрактивной) обработки LMD стали 12X18H10T как вдоль, так и поперёк направления выращивания.

При изучении сил резания было установлено, что увеличение подачи f_{\min} в диапазоне от 120 до 850 мм/мин приводит к прямо пропорциональному увеличению сил Ph_{\max} , $P_{v\max}$ и $P_{x\max}$, описываемых линейными уравнениями.

Увеличение глубины фрезерования t в 2,5 раза приводит к существенному росту силы подачи Ph_{\max} , особенно Ph_{\max} поперек до 1580 Н, но при этом глубина фрезерования не оказывает существенного влияния на изменение боковой $P_{v\max}$ и осевой $P_{x\max}$ сил.

Шероховатость Ra обработанной поверхности зависит от направления выращивания аддитивной заготовки и при фрезеровании на режимах (см. табл. 5) в большей мере зависит от подачи и скорости резания. При этом наименьшие значения $Ra = 0,438 \pm 0,23$ мкм (при фрезеровании вдоль) и $Ra = 0,510 \pm 0,15$ мкм (при фрезеровании поперек) наблюдаются на режимах $V = 94$ м/мин; $f_{\min} = 850$ мм/мин; $t = 2,5$ мм; $B = 7$ мм.

Список литературы

1. Гибсон Я., Розен Д., Стакер Б. Технологии аддитивного производства. – М.: Техносфера, 2022. – 648 с. – ISBN 978-5-94836-447-6.
2. Post-processing of additively manufactured metallic alloys – A review / A. Malakizadi, D. Mallipeddi, S. Dadbakhsh, R. M'Saoubi, P. Krajnik // International Journal of Machine Tools and Manufacture. – 2022. – Vol. 179 (8). – DOI: 10.1016/j.ijmachtools.2022.103908.
3. Shiyas K.A., Ramanujam R. A review on post processing techniques of additively manufactured metal parts for improving the material properties // Materials Today: Proceedings. – 2021. – Vol. 46 (2). – P. 1429–1436. – DOI: 10.1016/j.matpr.2021.03.016.
4. Hållgren S., Pejryd L., Ekengren J. Additive manufacturing and high speed machining – Cost comparison of short lead time manufacturing methods //

Procedia CIRP. – 2016. – Vol. 50. – P. 384–389. – DOI: 10.1016/j.procir.2016.05.049.

5. Steels in additive manufacturing: A review of their microstructure and properties / P. Bajaj, A. Hariharan, A. Kini, P. Kürnsteiner, D. Raabe, E.A. Jägle // Materials Science and Engineering A. – 2020. – Vol. 772 (4). – DOI: 10.1016/j.msea.2019.138633.

6. 3D printing as an alternative to casting, forging and machining technologies? / M. Fousová, D. Vojtěch, J. Kubásek, D. Dvorský, M. Machová // Manufacturing Technology. – 2015. – Vol. 15 (5). – P. 809–814. – DOI: 10.21062/ujep/x.2015/a/1213-2489/MT/15/5/809.

7. Uhlmann E., Rasper P. Influences on specific cutting forces and their impact on the stability behaviour of milling processes // Production Engineering Research and Development. – 2011. – Vol. 5. – P. 175–181. – DOI: 10.1007/s11740-010-0296-4.

8. Fuchs C., Fritz C., Zaeh M.F. Impact of wire and arc additively manufactured workpiece geometry on the milling process // Production Engineering Research and Development. – 2023. – Vol. 17. – P. 415–424. – DOI: 10.1007/s11740-022-01153-8.

9. Additive manufacturing of metals / D. Herzog, V. Seyda, E. Wycisk, C. Emmelmann // Acta Materialia. – 2016. – Vol. 117. – P. 371–392. – DOI: 10.1016/j.actamat.2016.07.019.

10. 3D welding and milling: Part I – A direct approach for freeform fabrication of metallic prototypes / Y.-A. Song, S. Park, D. Choi, H. Jee // International Journal of Machine Tools and Manufacture. – 2005. – Vol. 45 (9). – P. 1057–1062. – DOI: 10.1016/j.ijmachtools.2004.11.021.

11. Stucker B., Qu X. A finish machining strategy for rapid manufactured parts and tools // Rapid Prototyping Journal. – 2003. – Vol. 9 (4). – P. 194–200. – DOI: 10.1108/13552540310489578.

12. From orthogonal cutting experiments towards easy-to-implement and accurate flow stress data / F. Klocke, D. Lung, S. Buchkremer, I.S. Jawahir // Materials and Manufacturing Processes. – 2013. – Vol. 28 (11). – P. 1222–1227. – DOI: 10.1080/10426914.2013.811738.

13. Laser additive manufacturing of metallic components: materials, processes and mechanisms / D.D. Gu, W. Meiners, K. Wissenbach, R. Poprawe // International Materials Reviews. – 2012. – Vol. 57 (3). – P. 133–164. – DOI: 10.1179/1743280411Y.0000000014.

14. Effect of milling parameters on HSLA steel parts produced by Wire and Arc Additive Manufacturing (WAAM) / J.G. Lopes, C.M. Machado, V.R. Duarte, T.A. Rodrigues, T.G. Santos, J.P. Oliveira // Journal of Manufacturing Processes. – 2020. – Vol. 59. – P. 739–749. – DOI: 10.1016/j.jmapro.2020.10.007.

15. Study on microstructure, mechanical properties and machinability of efficiently additive manufactured

AISI 316L stainless steel by high-power direct laser deposition / P. Guo, B. Zou, C. Huang, H. Gao // Journal of Materials Processing Technology. – 2017. – Vol. 240. – P. 12–22. – DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2016.09.005.

16. Microstructure and machinability of selective laser melted high-strength maraging steel with heat treatment / Y. Bai, C. Zhao, J. Yang, R. Hong, C. Weng, H. Wang // Journal of Materials Processing Technology. – 2021. – Vol. 288. – DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2020.116906.

17. Mechanical properties and microstructure of 316L stainless steel produced by hybrid manufacturing / T. Feldhausen, N. Raghavan, K. Saleeby, L. Love, T. Kurfess // Journal of Materials Processing Technology. – 2021. – Vol. 290. – DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2020.116970.

18. Kaynak Y., Kitay O. Porosity, surface quality, microhardness and microstructure of selective laser melted 316L stainless steel resulting from finish machining // Journal of Manufacturing and Materials Processing. – 2018. – Vol. 2. – DOI: 10.3390/jmmp2020036.

19. Turning research of additive laser molten stainless steel 316L obtained by 3D printing / G. Struzikiewicz, W. Zębala, A. Matras, M. Machno, Ł. Ślusarczyk, S. Hichert, F. Laufer // Materials. – 2019. – Vol. 12. – DOI: 10.3390/ma12010182.

20. Hybrid manufacturing: influence of material properties during micro milling of different additively manufactured AISI 316L / S. Greco, M. Schmidt, K. Klauer, B. Kirsch, J.C. Aurich // Production Engineering Research and Development. – 2022. – Vol. 16. – P. 797–809. – DOI: 10.1007/s11740-022-01139-6.

21. Maiss O., Grove T., Denkena B. Influence of asymmetric cutting edge roundings on surface topography // Production Engineering Research and Development. – 2017. – Vol. 11. – P. 383–388. – DOI: 10.1007/s11740-017-0742-7.

22. Process-structure-property relationships for 316L stainless steel fabricated by additive manufacturing and its implication for component engineering / N. Yang, J. Yee, B. Zheng, K. Gaiser, T. Reynolds, L. Clemon, W.Y. Lu, J.M. Schoenung, E.J. Lavernia // Journal of Thermal Spray Technology. – 2017. – Vol. 26. – P. 610–626. – DOI: 10.1007/s11666-016-0480-y.

23. Additive/subtractive hybrid manufacturing of 316L stainless steel powder: Densification, microhardness and residual stress / Y. Yang, Y. Gong, S. Qu, B. Xin, Y. Xu, Y. Qi // Journal of Mechanical Science and Technology. – 2019. – Vol. 33. – P. 5797–5807. – DOI: 10.1007/s12206-019-1126-z.

24. Effects of process parameters on the surface roughness of stainless steel 316L parts produced by selective laser melting / D.N. Aqilah, A.K.M. Sayuti, Y. Farazila, D.Y. Suleiman, M.A.N. Amirah,



W.B.W.N. Izzati // ASTM International Journal of Testing and Evaluation. – 2018. – Vol. 46 (4). – P. 1673–1683. – DOI: 10.1520/JTE20170140.

25. Surface integrity in metal machining – Part I: Fundamentals of surface characteristics and formation mechanisms / Z. Liao, A. Monaca, J. Murray, A. Speidel, D. Ushmaev, A. Clare, D. Axinte, R. M'Saoubi // International Journal of Machine Tools and Manufacture. – 2021. – Vol. 162. – DOI: 10.1016/j.ijmachtools.2020.103687.

26. Mohd Yusuf S., Cutler S., Gao N. Review: the impact of metal additive manufacturing on the aerospace industry // Metals. – 2019. – Vol. 9 (12). – P. 1286. – DOI: 10.3390/met9121286.

27. Luecke W.E., Slotwinski J.A. Mechanical properties of austenitic stainless steel made by additive manufacturing // Journal of Research of the National Institute of Standards and Technology. – 2014. – Vol. 119. – P. 398–418. – DOI: 10.6028/jres.119.015.

28. Shrestha R., Simsiriwong J., Shamsaei N. Fatigue behavior of additive manufactured 316L stainless steel

parts: Effects of layer orientation and surface roughness // Additive Manufacturing. – 2019. – Vol. 28. – P. 23–38. – DOI: 10.1016/j.addma.2019.04.011.

29. Anisotropy and heterogeneity of microstructure and mechanical properties in metal additive manufacturing: A critical review / Y. Kok, X.P. Tan, P. Wang, M.L.S. Nai, N.H. Loh, E. Liu, S.B. Tor // Materials & Design. – 2018. – Vol. 139. – P. 565–586. – DOI: 10.1016/j.matdes.2017.11.021.

30. Study of a methodology for calculating contact stresses during blade processing of structural steel / V. Kozlov, A. Babaev, N. Schulz, A. Semenov, A. Shevchuk // Metals. – 2023. – Vol. 13. – P. 2009. – DOI: 10.3390/met13122009.

31. Influence of selective laser melting technological parameters on the mechanical properties of additively manufactured elements using 316L austenitic steel / J. Kluczyński, L. Śnieżek, K. Grzelak, J. Janiszewski, P. Płatek, J. Torzewski, I. Szachogłuchowicz, K. Gocman // Materials. – 2020. – Vol. 13. – P. 1449. – DOI: 10.3390/ma13061449.

Конфликт интересов

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

© 2024 Авторы. Издательство Новосибирского государственного технического университета. Эта статья доступна по лицензии Creative Commons «Attribution» («Атрибуция») 4.0 Всемирная (<https://creativecommons.org/licenses/by/4.0>).



Obrabotka metallov - Metal Working and Material Science

Journal homepage: http://journals.nstu.ru/obrabotka_metallov



Investigation of cutting forces and machinability during milling of corrosion-resistant powder steel produced by laser metal deposition

Artem Babaev^{1,a,*}, Victor Kozlov^{2,b}, Artem Semenov^{1,c}, Anton Shevchuk^{1,d}, Valeriia Ovcharenko^{2,e},
Evgeniy Sudarev^{2,f}

¹ National Research Tomsk State University, 36 Lenin Avenue, Tomsk, 634050, Russian Federation

² National Research Tomsk Polytechnic University, 30 Lenin Avenue, Tomsk, 634050, Russian Federation

^a <https://orcid.org/0000-0003-2334-1679>, temkams@mail.ru; ^b <https://orcid.org/0000-0001-9351-5713>, kozlov-viktor@bk.ru;

^c <https://orcid.org/0000-0002-8663-4877>, artems2102@yandex.ru; ^d <https://orcid.org/0009-0003-5272-4350>, shvpro@yandex.ru;

^e <https://orcid.org/0009-0000-4797-5604>, vag14@tpu.ru; ^f <https://orcid.org/0000-0002-5596-4048>, sudarev@tpu.ru

ARTICLE INFO

Article history:

Received: 11 March 2024

Revised: 30 March 2024

Accepted: 09 April 2024

Available online: 15 June 2024

Keywords:

Milling

Cutting forces

Roughness

Laser Metal Deposition

Cutting modes

Funding

The work was carried out with financial support from the Russian Science Foundation, project No. 23-79-10166 (<https://rscf.ru/en/project/23-79-10166>). The authors express their gratitude to the Russian Science Foundation for funding this work.

ABSTRACT

Introduction. Additive manufacturing technologies for the production of geometrically approximate workpieces require post-processing. This applies to the use of cutting tools in milling operations when machining critical surfaces. The latter are specified strict requirements to accuracy of linear and angular dimensions and quality of the surface layer. An urgent task remains to increase machining productivity when recording cutting forces and surface roughness to develop technological recommendations. **Purpose of work:** experimental determination of cutting modes providing the highest productivity when milling *LMD*-workpieces (Laser Metal Deposition) made of steel *0.12-Cr18-Ni10-Ti* (*AISI 321*) by carbide end mill, while maintaining the milling cutter operability and required roughness. The properties and microstructure of the specimens along and across the build direction **are investigated**. The influence of feed (when the mill moves across and along the build direction), depth and width of milling, speed on the components of the cutting force and roughness of the machined surfaces during counter milling of *LMD*-workpieces made of steel *0.12-Cr18-Ni10-Ti* (*AISI 321*) with end mill made of *H10F* carbide with a diameter of 12 mm without wear-resistant coating is established and formalized. **The research methods** are the dynamic measurement of all three components of the cutting force using a three-component dynamometer and the measurement of roughness with a profilometer. The condition and microgeometry of the cutting edges were monitored before and after milling using scanning optical and scanning electron microscopy. **Results and Discussion.** The difference in cutting forces depending on the milling pattern (along and across the build direction) was shown. Studies showed that the milling depth and cutting speed have little effect on the lateral and axial components of the cutting force. The feed force increases significantly with increasing depth of cut, especially when feeding across the specimen build direction. It is found that all three components of the cutting force are directly proportional to the value of the minute feed. The equations for calculating all three components of the cutting force with a change in the minute feed are obtained.

For citation: Babaev A.S., Kozlov V.N., Semenov A.R., Shevchuk A.S., Ovcharenko V.A., Sudarev E.A. Investigation of cutting forces and machinability during milling of corrosion-resistant powder steel produced by laser metal deposition. *Obrabotka metallov (tekhnologiya, oborudovanie, instrumenty)* = *Metal Working and Material Science*, 2024, vol. 26, no. 2, pp. 38–56. DOI: 10.17212/1994-6309-2024-26.2-38-56. (In Russian).

References

1. Gibson I., Rosen D., Stucker B. *Additive manufacturing technologies*. 2nd ed. New York, Springer Science+Business Media, 2015. 498 p. DOI: 10.1007/978-1-4939-2113-3 (Russ. ed.: Gibson Ya., Rozen D., Staker B. *Tekhnologii additivnogo proizvodstva*. Moscow, Tekhnosfera Publ., 2022. 648 p. ISBN 978-5-94836-447-6).

* Corresponding author

Babaev Artem S., Ph.D. (Engineering), Senior researcher
National Research Tomsk State University,
36 Lenin Avenue,
634050, Tomsk, Russian Federation
Тел.: +7 952 805-09-26, e-mail: temkams@mail.ru

2. Malakizadi A., Mallipeddi D., Dadbakhsh S., M'Saoubi R., Krajnik P. Post-processing of additively manufactured metallic alloys – A review. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2022, vol. 179 (8). DOI: 10.1016/j.ijmachtools.2022.103908.
3. Shiyas K.A., Ramanujam R. A review on post processing techniques of additively manufactured metal parts for improving the material properties. *Materials Today: Proceedings*, 2021, vol. 46 (2), pp. 1429–1436. DOI: 10.1016/j.matpr.2021.03.016.
4. Hällgrena S., Pejryd L., Ekengren J. Additive manufacturing and high speed machining – Cost comparison of short lead time manufacturing methods. *Procedia CIRP*, 2016, vol. 50, pp. 384–389. DOI: 10.1016/j.procir.2016.05.049.
5. Bajaj P., Hariharan A., Kini A., Kürnsteiner P., Raabe D., Jäggle E.A. Steels in additive manufacturing: A review of their microstructure and properties. *Materials Science and Engineering A*, 2020, vol. 772 (4). DOI: 10.1016/j.msea.2019.138633.
6. Fousová M., Vojtěch D., Kubásek J., Dvorský D., Machová M. 3D printing as an alternative to casting, forging and machining technologies? *Manufacturing Technology*, 2015, vol. 15 (5), pp. 809–814. DOI: 10.21062/ujep/x.2015/a/1213-2489/MT/15/5/809.
7. Uhlmann E., Rasper P. Influences on specific cutting forces and their impact on the stability behaviour of milling processes. *Production Engineering Research and Development*, 2011, vol. 5, pp. 175–181. DOI: 10.1007/s11740-010-0296-4.
8. Fuchs C., Fritz C., Zaeh M.F. Impact of wire and arc additively manufactured workpiece geometry on the milling process. *Production Engineering Research and Development*, 2023, vol. 17, pp. 415–424. DOI: 10.1007/s11740-022-01153-8.
9. Herzog D., Seyda V., Wycisk E., Emmelmann C. Additive manufacturing of metals. *Acta Materialia*, 2016, vol. 117, pp. 371–392. DOI: 10.1016/j.actamat.2016.07.019.
10. Song Y.-A., Park S., Choi D., Jee H. 3D welding and milling: Part I – A direct approach for freeform fabrication of metallic prototypes. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2005, vol. 45 (9), pp. 1057–1062. DOI: 10.1016/j.ijmachtools.2004.11.021.
11. Stucker B., Qu X. A finish machining strategy for rapid manufactured parts and tools. *Rapid Prototyping Journal*, 2003, vol. 9 (4), pp. 194–200. DOI: 10.1108/13552540310489578.
12. Klocke F., Lung D., Buchkremer S., Jawahir I.S. From orthogonal cutting experiments towards easy-to-implement and accurate flow stress data. *Materials and Manufacturing Processes*, 2013 vol. 28 (11), pp. 1222–1227. DOI: 10.1080/10426914.2013.811738.
13. Gu D.D., Meiners W., Wissenbach K., Poprawe R. Laser additive manufacturing of metallic components: materials, processes and mechanisms. *International Materials Reviews*, 2012 vol. 57 (3), pp. 133–164. DOI: 10.1179/1743280411Y.0000000014.
14. Lopes J.G., Machado C.M., Duarte V.R., Rodrigues T.A., Santos T.G., Oliveira J.P. Effect of milling parameters on HSLA steel parts produced by Wire and Arc Additive Manufacturing (WAAM). *Journal of Manufacturing Processes*, 2020, vol. 59, pp. 739–749. DOI: 10.1016/j.jmapro.2020.10.007.
15. Guo P., Zou B., Huang C., Gao H. Study on microstructure, mechanical properties and machinability of efficiently additive manufactured AISI 316L stainless steel by high-power direct laser deposition. *Journal of Materials Processing Technology*, 2017, vol. 240, pp. 12–22. DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2016.09.005.
16. Bai Y., Zhao C., Yang J., Hong R., Weng C., Wang H. Microstructure and machinability of selective laser melted high-strength maraging steel with heat treatment. *Journal of Materials Processing Technology*, 2021, vol. 288. DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2020.116906.
17. Feldhausen T., Raghavan N., Saleeby K., Love L., Kurfess T. Mechanical properties and microstructure of 316L stainless steel produced by hybrid manufacturing. *Journal of Materials Processing Technology*, 2021, vol. 290. DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2020.116970.
18. Kaynak Y., Kitay O. Porosity, surface quality, microhardness and microstructure of selective laser melted 316L stainless steel resulting from finish machining. *Journal of Manufacturing and Materials Processing*, 2018, vol. 2. DOI: 10.3390/jmmp2020036.
19. Struzikiewicz G., Zębala W., Matras A., Machno M., Ślusarczyk Ł., Hichert S., Laufer F. Turning research of additive laser molten stainless steel 316L obtained by 3D printing. *Materials*, 2019, vol. 12. DOI: 10.3390/ma12010182.
20. Greco S., Schmidt M., Klauer K., Kirsch B., Aurich J.C. Hybrid manufacturing: influence of material properties during micro milling of different additively manufactured AISI 316L. *Production Engineering Research and Development*, 2022, vol. 16, pp. 797–809. DOI: 10.1007/s11740-022-01139-6.

21. Maiss O., Grove T., Denkena B. Influence of asymmetric cutting edge roundings on surface topography. *Production Engineering Research and Development*, 2017, vol. 11, pp. 383–388. DOI: 10.1007/s11740-017-0742-7.
22. Yang N., Yee J., Zheng B., Gaiser K., Reynolds T., Clemon L., Lu W.Y., Schoenung J.M., Lavernia E.J. Process-structure-property relationships for 316L stainless steel fabricated by additive manufacturing and its implication for component engineering. *Journal of Thermal Spray Technology*, 2017, vol. 26, pp. 610–626. DOI: 10.1007/s11666-016-0480-y.
23. Yang Y., Gong Y., Qu S., Xin B., Xu Y., Qi Y. Additive/subtractive hybrid manufacturing of 316L stainless steel powder: Densification, microhardness and residual stress. *Journal of Mechanical Science and Technology*, 2019, vol. 33, pp. 5797–5807. DOI: 10.1007/s12206-019-1126-z.
24. Aqilah D.N., Sayuti A.K.M., Farazila Y., Suleiman D.Y., Amirah M.A.N., Izzati W.B.W.N. Effects of process parameters on the surface roughness of stainless steel 316L parts produced by selective laser melting. *ASTM International Journal of Testing and Evaluation*, 2018, vol. 46 (4), pp. 1673–1683. DOI: 10.1520/JTE20170140.
25. Liao Z., Monaca A., Murray J., Speidel A., Ushmaev D., Clare A., Axinte D., M'Saoubi R. Surface integrity in metal machining – Part I: Fundamentals of surface characteristics and formation mechanisms. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2021, vol. 162. DOI: 10.1016/j.ijmachtools.2020.103687.
26. Mohd Yusuf S., Cutler S., Gao N. Review: the impact of metal additive manufacturing on the aerospace industry. *Metals*, 2019, vol. 9 (12), p. 1286. DOI: 10.3390/met9121286.
27. Luecke W.E., Slotwinski J.A. Mechanical properties of austenitic stainless steel made by additive manufacturing. *Journal of Research of the National Institute of Standards and Technology*, 2014, vol. 119, pp. 398–418. DOI: 10.6028/jres.119.015.
28. Shrestha R., Simsiriwong J., Shamsaei N. Fatigue behavior of additive manufactured 316L stainless steel parts: Effects of layer orientation and surface roughness. *Additive Manufacturing*, 2019, vol. 28, pp. 23–38. DOI: 10.1016/j.addma.2019.04.011.
29. Kok Y., Tan X.P., Wang P., Nai M.L.S., Loh N.H., Liu E., Tor S.B. Anisotropy and heterogeneity of microstructure and mechanical properties in metal additive manufacturing: A critical review. *Materials & Design*, 2018, vol. 139, pp. 565–586. DOI: 10.1016/j.matdes.2017.11.021.
30. Kozlov V., Babaev A., Schulz N., Semenov A., Shevchuk A. Study of a methodology for calculating contact stresses during blade processing of structural steel. *Metals*, 2023, vol. 13, p. 2009. DOI: 10.3390/met13122009.
31. Kluczyński J., Śnieżek L., Grzelak K., Janiszewski J., Płatek P., Torzewski J., Szachogłuchowicz I., Gocman K. Influence of selective laser melting technological parameters on the mechanical properties of additively manufactured elements using 316L austenitic steel. *Materials*, 2020, vol. 13, p. 1449. DOI: 10.3390/ma13061449.

Conflicts of Interest

The authors declare no conflict of interest.

© 2024 The Authors. Published by Novosibirsk State Technical University. This is an open access article under the CC BY license (<http://creativecommons.org/licenses/by/4.0>).