

ISSN 1561-8323 (Print)
ISSN 2524-2431 (Online)

УДК 004.94; 621.373
<https://doi.org/10.29235/1561-8323-2022-66-2-237-246>

Поступило в редакцию 11.03.2022
Received 11.03.2022

В. В. Малеронок¹, Д. А. Ционенко², А. В. Алифанов³

¹Белорусская государственная академия авиации, Минск, Республика Беларусь

²Белорусский государственный университет информатики и радиоэлектроники,
Минск, Республика Беларусь

³Барановичский государственный университет, Барановичи, Республика Беларусь

ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА МАГНИТНО-ИМПУЛЬСНОЙ ОБРАБОТКИ ОСЕВОГО РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА В ANSYS

(Представлено академиком А. П. Ласковневым)

Аннотация. Целью данного исследования является анализ результатов численного моделирования процесса магнитно-импульсной обработки (МИО) осевого режущего инструмента в среде ANSYS и выработка на их основе практических рекомендаций, связанных с выбором режимов МИО. С использованием модуля Ansys Electronics Desktop (Maxwell) получено распределение индукционных токов на поверхности сверла, помещенного в индуктор. Временная реализация импульса тока в индукторе соответствует форме экспериментально измеренного импульса, который генерируется установкой МИУ-2. Рассчитана напряженность магнитного поля, которая на глубине 0,1 мм от поверхности сверла достигает $h_{0,1} = 1,247 \cdot 10^7$ [А/м]. Рассмотрены два случая позиционирования сверла в индукторе: полная загрузка сверла (сверло устанавливается на всю длину индуктора) и половинная загрузка сверла (режущие кромки находятся в центре). Анализ показал, что плотность индукционного тока имеет наибольшую величину в канавке сверла при полной загрузке и в области режущих кромок при половинной загрузке. С использованием модуля Ansys Transient Thermal: выполнено моделирование тепловых процессов для двух основных временных интервалов (нагрев сверла в процессе разряда в индукторе при МИО и остывание сверла во время заряда конденсаторной батареи для повторного цикла МИО). Получено распределение температуры для обоих вариантов расположения сверла внутри индуктора и сделан вывод, что для обработки боковой поверхности режущего инструмента (режущей ленточки) необходимо использовать вариант с полной загрузкой, а для обработки режущих кромок, более эффективной является половинная загрузка.

Ключевые слова: магнитно-импульсная обработка, сверло, 3D моделирование, режущий инструмент, программное обеспечение ANSYS

Для цитирования. Малеронок, В. В. Численное моделирование процесса магнитно-импульсной обработки осевого режущего инструмента в ANSYS / В. В. Малеронок, Д. А. Ционенко, А. В. Алифанов // Докл. Нац. акад. наук Беларуси. – 2022. – Т. 66, № 2. – С. 237–246. <https://doi.org/10.29235/1561-8323-2022-66-2-237-246>

Vladimir V. Maleronok¹, Dmitry A. Tsionenko², Alexander V. Alifanov³

¹Belarusian State Aviation Academy, Minsk, Republic of Belarus

²Belarusian State University of Informatics and Radioelectronics, Minsk, Republic of Belarus

³Baranovichi State University, Baranovichi, Republic of Belarus

NUMERICAL SIMULATION OF THE MAGNETIC-PULSED PROCESSING OF AXIS CUTTING TOOLS USING ANSYS

(Communicated by Alexander P. Laskovnev)

Abstract. The purpose of this study is an analysis of the numerical simulation results of the magnetic-pulsed processing (MPP) of axis cutting tools using ANSYS. Practical recommendations for the choice of optimal MPP modes are developed on the basis of this analysis. The induction current distribution on the surface of a drill placed in an inductor was obtained using the Ansys Electronics Desktop (Maxwell) module. The time realization of the current pulse in the inductor corresponds to the shape of the experimentally measured pulse waveform. The magnetic pulse is generated by the unit MIU-2. According to the calculation, the magnetic field strength reaches the value $h_{0,1} = 1.247 \cdot 10^7$ [A/m] at a depth of 0.1 mm from the drill surface. Two cases of drill positioning in the inductor are considered: full loading of the drill (the drill is installed on the inductor entire length) and half loading of the drill (the cutting edges are situated in the inductor center). The analysis results show that the density of the induction current has the highest value in the groove of the drill at full loading and in the region of cutting edges at half loading. The numerical simulation of thermal processes was performed for two main time intervals (drill heating

during the discharging in the inductor for the MPP cycle and drill cooling during the charging of the capacitor bank for the repeated MPP cycle) using the Ansys Transient Thermal module. The temperature distribution was obtained for the both options for the location of the drill inside the inductor. The result is that for reinforcing the side surface of the cutting tool (cutting band) the full loading option must be used. For reinforcing the cutting edges the half loading option is more efficient.

Keywords: magnetic pulse technology, drill, 3D modeling, cutting tool, ANSYS software

For citation. Maleronok V. V., Tsionenko D. A., Alifanov A. V. Numerical simulation of the magnetic-pulsed processing of axis cutting tools using ANSYS. *Doklady Natsional'noi akademii nauk Belarusi = Doklady of the National Academy of Sciences of Belarus*, 2022, vol. 66, no. 2, pp. 237–246 (in Russian). <https://doi.org/10.29235/1561-8323-2022-66-2-237-246>

Введение. Магнитно-импульсная обработка (далее – МИО) реализована и широко применяется по двум основным направлениям: формообразование и улучшение физико-механических характеристик изделий. Постоянно ведется усовершенствование установок МИО [1–3]. Одной из основных проблем является подбор оптимальных режимов для проведения обработок различных изделий, поскольку он связан с проведением множества испытаний, при которых варьируются различные параметры процесса МИО: энергия импульса, ток разряда, размеры индуктора и т. д. Это приводит к росту трудозатрат и задействованию производственных мощностей при проведении масштабного эксперимента. Экономически выгодным и научно обоснованным решением является использование имитационного моделирования для оценки конструкторских решений и анализа результатов процессов обработки.

Использование программного обеспечения ANSYS для технического анализа и численного моделирования позволяет получать количественные результаты изучаемых процессов, обеспечивает понимание физики моделируемых процессов и высокий уровень наглядности [4].

Так, в [5; 6] выполнено моделирование и проведен анализ в среде ANSYS (модуль LS-DYNA) процесса формообразования изделий импульсным магнитным полем. Эффект МИО (в данных работах) ограничивается оценкой влияния давления, создаваемого магнитным полем во время разряда в индукторе.

Однако токи, индуцируемые магнитным полем в изделии, не только создают в ней внутреннее магнитное поле, но и нагревают поверхность. Наиболее близкий к реальным условиям подход к моделированию рассмотрен в [7], где помимо формовки давлением отражен тепловой эффект. Анализ выполнен в модуле LS-DYNA, который ограничен в возможностях оценки электромагнитных и тепловых явлений.

Следовательно, основная цель моделирования – расширить понимание процесса МИО осевого режущего инструмента (сверл, фрез, метчиков) с переменным профилем поверхности, осуществить вариацию параметров моделирования и разработать методику выбора оптимальных режимов обработки осевого режущего инструмента.

Исходные данные и условия для моделирования. Для моделирования выбрана установка МИУ-2 (МИП-18), работающая с цилиндрическим индуктором, обеспечивающая максимальную запасаемую энергию 15 кДж (возможность заряда конденсаторных батарей до 11,2 кВ при энергии 9,9 кДж). Установка сконструирована в Физико-техническом институте НАН Беларуси для проведения МИО [8].

Используется индуктор с внутренним диаметром 13 мм (13,5 мм без изоляции) и длиной рабочей зоны 60 мм. Для намотки использовалась прямоугольная медная шина сечением 3×6 мм (3 мм – ширина, 6 мм – высота) с изолирующим слоем 0,25 мм (при моделировании изолирующий слой был представлен воздушным промежутком); число витков индуктора $N = 16$.

Произведем расчет и измерение основных электрических параметров (активное сопротивление R и индуктивность L), необходимых для дальнейшего моделирования в среде ANSYS для шины индуктора с указанными выше параметрами.

Активное сопротивление R определим по формуле

$$R = \rho \Sigma l / S, \quad (1)$$

где ρ – удельное сопротивление материала индуктора; S – площадь поперечного сечения шины индуктора; $\Sigma l = l + \langle l \rangle$ – сумма длин подводящих проводов (имеющих то же сечение, что и шина индуктора) и длины средней линии индуктора; $\langle l \rangle = 2 \pi r N$ – длина средней линии индуктора с $N = 16$ витков; r – радиус индуктора до средней линии (без учета изоляции она равна $9,75 \cdot 10^{-3}$ м).

Подставив табличные значения ($\rho_{\text{медн}} = 1,7 \cdot 10^{-8}$ Ом·м) и конструкторско-технические данные ($S = 3 \cdot 6 = 18 \text{ мм}^2 = 18 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2$; $l = 2 \cdot 300 = 600 \text{ мм} = 0,6 \text{ м}$; $\langle l \rangle = 2 \cdot 3,14 \cdot 9,75 \cdot 10^{-3} \cdot 16 = 0,9797 \text{ м}$) в (1), получим значение активного сопротивления $R = 1,5 \text{ мОм}$.

Индуктивность катушки определяется формулой, полученной в [9]:

$$L = \mu \mu_0 \pi r^2 N^2 / l_0, \quad (2)$$

где μ – магнитная проницаемость материала заготовки (для больших значений напряженности порядка 3); $\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7} \text{ Гн/м}$ – магнитная постоянная в системе СИ; r – внутренний радиус индуктора (без изоляции $6,75 \text{ мм} = 6,75 \cdot 10^{-3} \text{ м}$); $N = 16$ – число витков индуктора; $l_0 = 60 \text{ мм} = 0,06 \text{ м}$ – длина рабочей зоны индуктора.

Подставив в (2) табличные и конструкторско-технические данные, получим расчетную величину индуктивности $L = 2,3 \text{ мкГн}$.

Для обеспечения точности моделирования, расчет индуктивности L необходимо заменить измерением, так как при расчетах трудно учесть все потери энергии магнитного потока и влияние, которое оказывает внесение режущего инструмента (сверла) в качестве сердечника индуктора.

Измерение выполним с помощью измерителя L, C, R цифрового E7-12 с устройством присоединительным E7-12. Измерение показало, что индуктивность индуктора с загруженным сверлом диаметром 10 мм равна $L = 1,454 \text{ мкГн}$.

Сравнивая значения индуктивности, полученные на основе измерений и расчетов, приходим к выводу, что рассеяние магнитного потока и присутствие сердечника сложной формы существенно влияют на параметры процесса МИО.

В качестве обрабатываемого инструмента выбрано сверло диаметром 10 мм из стали P6M5 и выполнено его 3D сканирование. После сканирования выполнено построение 3D модели с созданием сетки поверхности (автоповерхности). В качестве окружающей среды при моделировании был выбран атмосферный воздух при нормальных условиях.

Сталь P6M5 (аналог HSS) отсутствует в библиотеке материалов программных модулей ANSYS. В качестве подходящего материала для моделирования и последующего анализа выбрана сталь 1010 (аналог Ст. 10), в связи с наиболее полным описанием ее свойств, в частности, наличием зависимости изменения магнитной проницаемости от напряженности магнитного поля.

Моделирование выполнялось с использованием двух основных блоков ANSYS: Ansys Electronics Desktop (Maxwell) [10] – модуль для электромагнитного анализа (моделирование разряда при МИО и индукционных токов в изделии) и Ansys Transient Thermal [11] – модуль для расчета тепловых процессов (нагрев сверла при разряде конденсатора установки МИО через индуктор и остывание между повторными разрядами).

Исходными данными для моделирования являются основные электрические параметры индуктора (активное сопротивление R и индуктивность L), рассчитанные по (1) и измеренные выше. Также задан закон изменения напряжения при разряде конденсаторной батареи на индуктор:

$$U = U_0 e^{-\beta t} \cos(\omega t), \quad (3)$$

где U_0 – начальное амплитудное значение напряжения; β – коэффициент затухания; t – время моделирования; $\omega = 2\pi f$ – угловая частота; f – частота затухающих колебаний.

Начальное амплитудное значение напряжения $U_0 = 11200 \text{ В}$, согласно конструкторской документации для энергии 9,9 кДж (энергия обработки), является напряжением заряда конденсаторной батареи. Теоретическое значение коэффициента затухания β принимается равным отношению $R / 2L$. Но это значение не учитывает потери энергии, связанные с рассеиванием магнитного потока и нагревом заготовки. Поэтому в данном случае значение β определено экспериментально и равно 11000, чтобы получить до 3 периодов (T) затухающих колебаний, как в реальных установках МИО. На рис. 1, а представлена измеренная осциллограмма разрядного импульса, содержащая 2 периода затухающих колебаний.

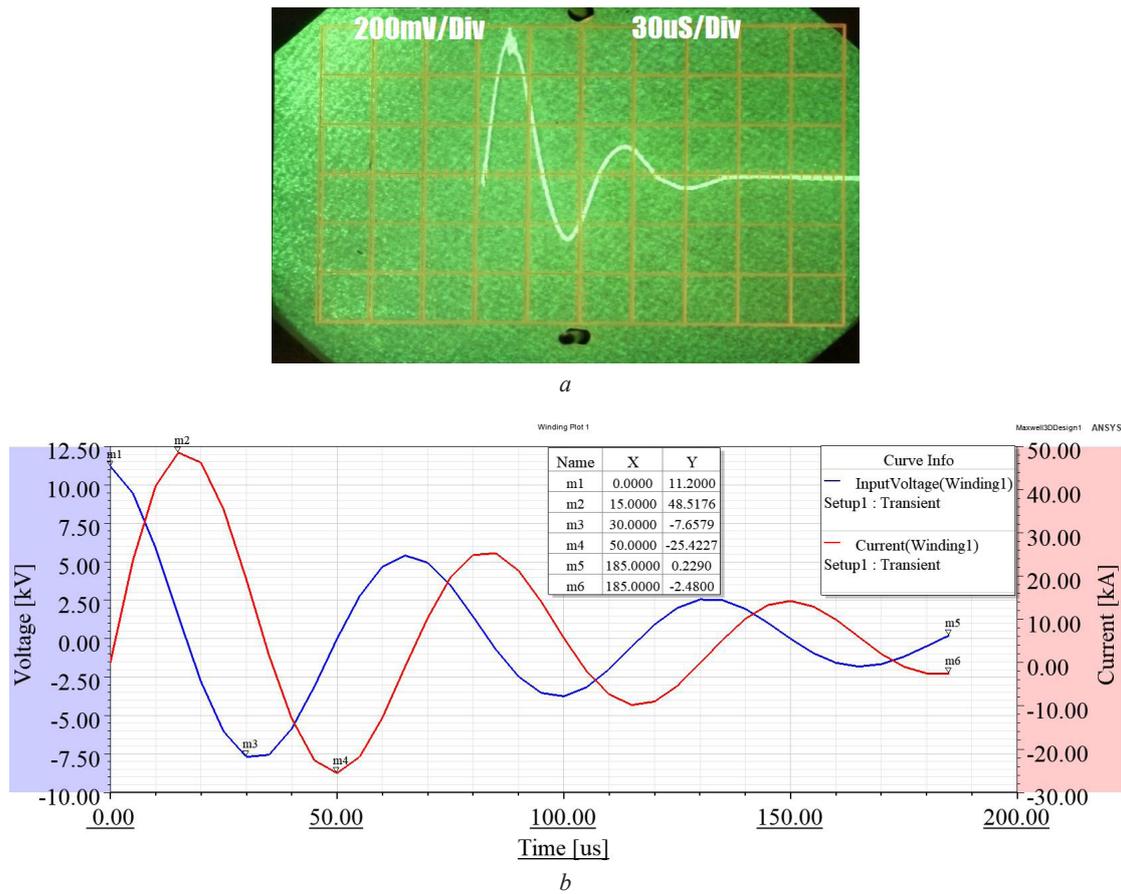


Рис. 1. Переходной процесс разряда в индукторе: *a* – разряд в индукторе, измеренный поясом Роговского [12]; *b* – переходной процесс, полученный в результате моделирования в виде графиков затухающих колебаний тока (I) и напряжения (U)

Fig. 1. The transient process of the discharge in the inductor: *a* – the discharge in the inductor, measured by the Rogowski coil [12]; *b* – the transient process obtained as a result of modeling in the form of graphs of damped oscillations of current (I) and voltage (U)

Частота затухающих колебаний f зависит от конструктивных особенностей установки для МИО и используемого с ней индуктора. Так, модернизированная установка МИУ-2 (МИП-18) с индуктором 60×13 мм, согласно технической документации, работает на частоте 15 кГц.

Время моделирования t выбирается равным времени релаксации переходного процесса в цепи конденсатор–индуктор–заготовка и составляет 3 периода, что обеспечивает достаточную для анализа точность результатов.

Разрядный ток в индукторе при помещении в него сверла рассчитывается в процессе моделирования, как и величина реактивного сопротивления индуктора на указанной частоте.

Результаты и их обсуждение. В результате моделирования получены характеристики переходного процесса разряда конденсатора на индуктор. Результаты представлены в виде графиков затухающих колебаний тока (I) и напряжения (U) (рис. 1, *b*). Величина сдвига фаз между током (I) и напряжением (U) порядка 90° ($T/4$), что говорит об индукционном характере затухающих колебаний ввиду малого значения активного сопротивления (1,5 мОм) относительно реактивного (137 мОм) на частоте 15 кГц. Процесс затухания происходит за время $3T$, что с учетом равенства $T = 1/f$ при $f = 15$ кГц составляет 200 мкс (при моделировании тепловых процессов расчет будет производиться до времени 185 мкс, так как основное воздействие тока разряда ограничено этим временем, что позволит сократить количество расчетных точек).

Согласно расчетам (рис. 1, *b*), максимальный ток разряда достигает значения 48,5 кА (момент времени 15 мкс).

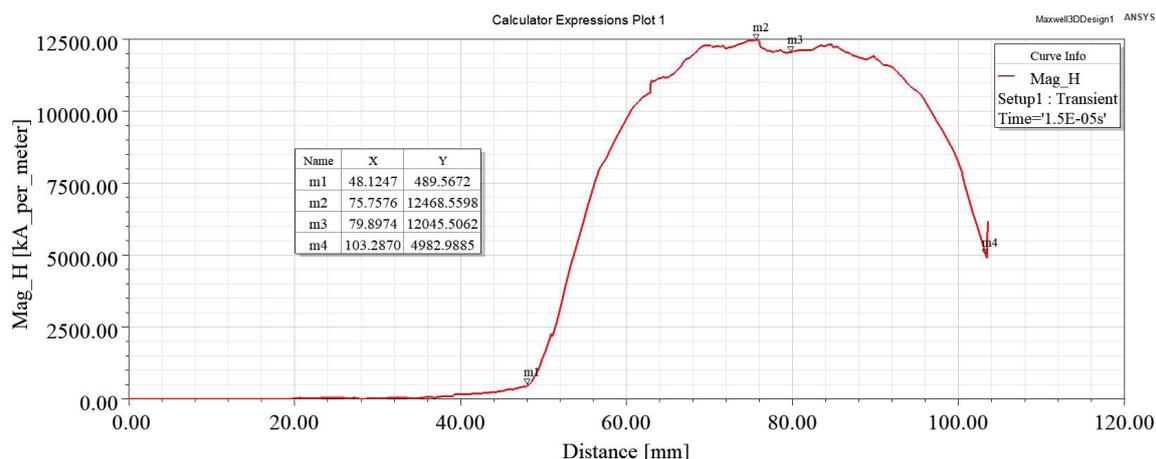


Рис. 2. Напряженность магнитного поля вдоль сверла на глубине 0,1 мм

Fig. 2. Magnetic field strength along the drill at depth of 0.1 mm

Для дальнейшего анализа построим график распределения напряженности магнитного поля вдоль линии параллельной оси сверла, расположенной на глубине $h = 0,1$ мм от поверхности (глубина максимального упрочненного слоя при МИО) (рис. 2).

Напряженность магнитного поля у поверхности сверла ($h = 0,1$ мм) достигает $H_{0,1} = 1,247 \cdot 10^7$ [А/м].

Анализ графика на рис. 2 показывает, что величина напряженности H у поверхности носит ступенчатый характер, что связано с переменным профилем поверхности режущего инструмента (сверла, фрезы, метчики).

Распределение величины напряженности магнитного поля по длине индуктора не равномерное и зависит от положения обрабатываемой точки относительно торцов индуктора [9].

Напряженность поля индуктора конечной длины в точке наблюдения, выражается формулой

$$H = \frac{IN}{2l}(\cos\alpha_1 - \cos\alpha_2), \tag{4}$$

где I – ток возбуждения индуктора; N – количество витков индуктора; l – длина индуктора; α_1, α_2 – углы между осью индуктора и радиус-вектором, проведенным из рассматриваемой точки к концам индуктора; r – радиус индуктора.

Таким образом, по графику, представленному на рис. 2, и на основании формулы (4) можно сделать вывод, что напряженность (следовательно и индукция) достигает максимального значения в сечении, расположенном на половине длины индуктора. Следовательно, для обработки боковой поверхности (режущей ленточки) необходимо использовать вариант с полной загрузкой (сверло устанавливается на всю длину индуктора), а для обработки режущих кромок более эффективно устанавливать сверло режущими кромками в центральной части индуктора (половиная загрузка).

Плотность вихревого индукционного тока $j = I / \Delta S$ зависит от характеристик материала обрабатываемого изделия, его геометрических параметров и режимов обработки МИО следующим образом, см. [9]:

$$j = \frac{\mu\mu_0 S}{\rho \langle l \rangle} \frac{dH}{dt}, \tag{5}$$

где μ – магнитная проницаемость материала заготовки; $\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7}$ Гн/м – магнитная постоянная в системе СИ; S – площадь протекания вихревого тока; ρ – удельное сопротивление материала заготовки; $\langle l \rangle = 2\pi(r - 0,5\Delta r)$ – длина средней линии, соответствующей области протекания тока; r – радиус заготовки в цилиндрическом индукторе.

Из (5) видно, что с увеличением скорости изменения напряженности магнитного поля dH / dt , создаваемого индуктором, и при увеличении площади поперечного сечения заготовки S , распо-

ложенной перпендикулярно полю, а также при большом значении относительной магнитной проницаемости μ (заготовка выполнена из магнитного материала), плотность индукционного тока возрастает. Следовательно, при полной загрузке сверла в индуктор (больше площадь протекания вихревого тока S) величина плотности индукционного тока будет выше, чем у варианта с половинной загрузкой сверла, соответственно $J_{\text{полн}} = 1,587 \cdot 10^9$ [A/m²] и $J_{\text{центр}} = 1,389 \cdot 10^9$ [A/m²] (рис. 3, *a, c*).

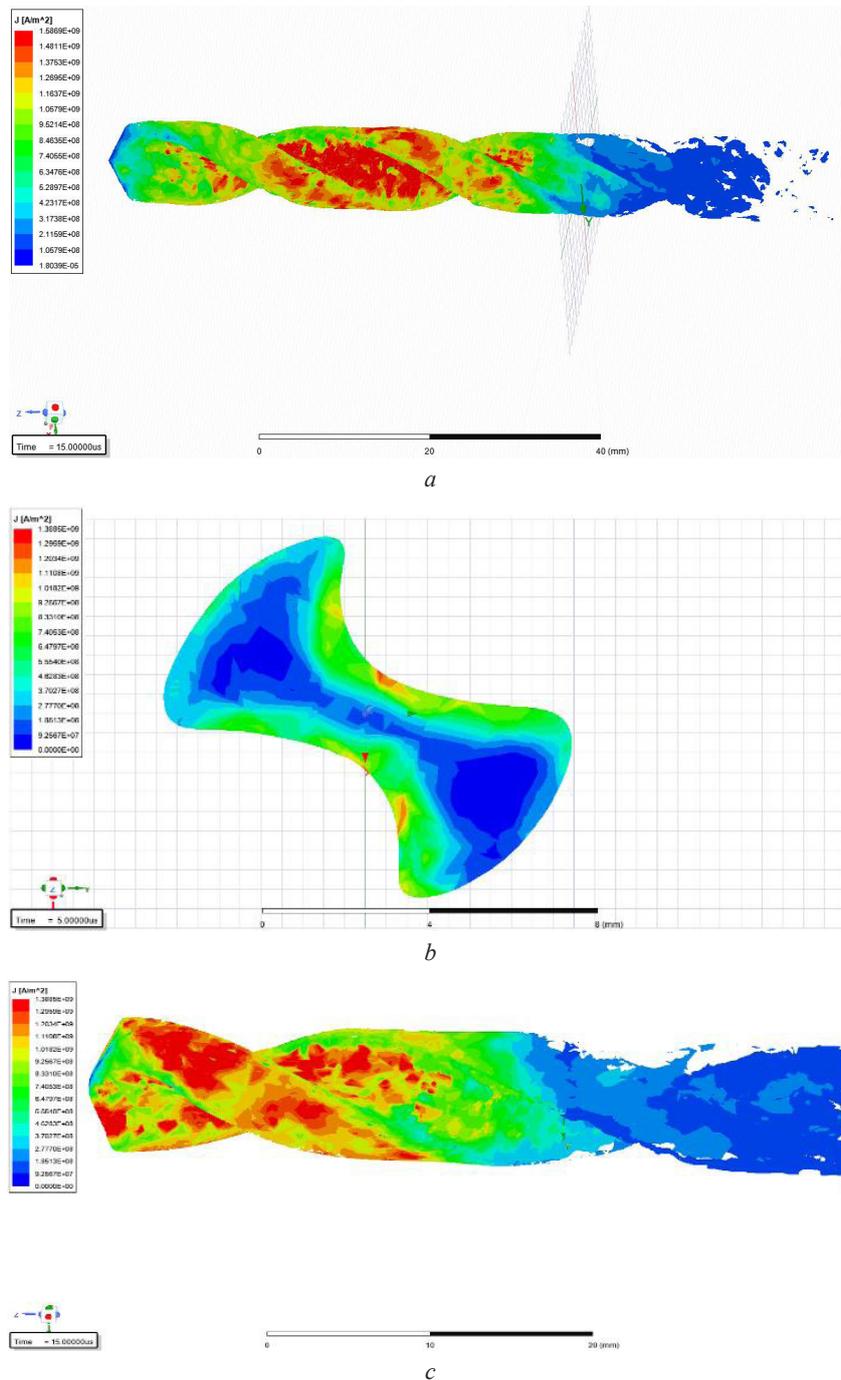


Рис. 3. Распределение плотности индукционного тока: *a* – по объему с полной загрузкой сверла; *b* – по поперечному сечению сверла; *c* – по объему с половинной загрузкой сверла

Fig. 3. Induction current density distribution: *a* – by volume with a full drill load; *b* – along the cross section of the drill; *c* – by volume with a half drill bit load

Значение плотности индукционного тока больше (по всей площади протекания индукционного тока) у варианта с полной загрузкой сверла, но режущие кромки лучше обрабатываются при половинной загрузке сверла (рис. 3, *с*), что обосновано выше.

Воздействие внешним магнитным полем на заготовку приводит к появлению в ней вихревых индукционных токов (токов Фуко). При этом линии тока представляют собой замкнутые линии, повторяющие форму периметра заготовки и расположенные в плоскостях, перпендикулярных силовым линиям магнитного поля индуктора.

Наибольшую величину плотность индукционного тока имеет в канавке сверла, так как циркуляция тока происходит по контуру, периметр которого минимален (по условному цилиндру в центре сверла) (рис. 3, *б*).

При протекании индукционного тока по периметру поперечного сечения заготовки, энергетически выгодным является огибание им острых углов (в области режущей кромки, режущей ленточки) по объему внутри заготовки. Следовательно, эти участки подвергаются меньшему воздействию при МИО, что может являться предохраняющим фактором от перегрева и отпуска закаленного металла.

Для оценки температуры нагрева обрабатываемого инструмента (3D модели) при протекании вихревых индукционных токов импортируем данные, полученные при моделировании в мо-

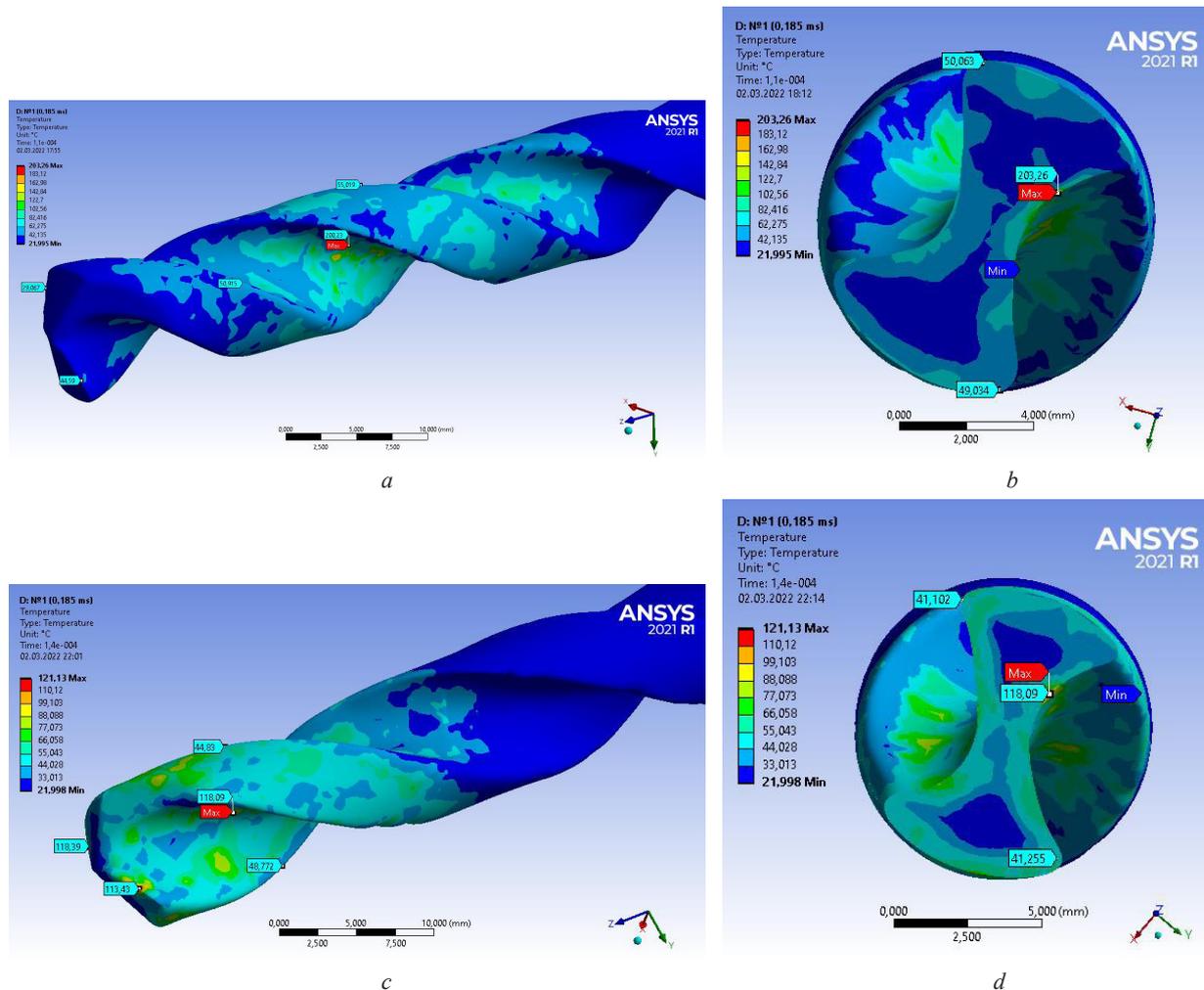


Рис. 4. Распределение температуры (первый разряд) при полной загрузке сверла: *a* – по поверхности; *b* – по поперечному сечению; при половинной загрузке сверла: *c* – по поверхности; *d* – по поперечному сечению
 Fig. 4. Temperature distribution (first discharge) when the drill is fully loaded: *a* – along the surface; *b* – along the cross section; at half load of the drill: *c* – along the surface; *d* – along the cross section

дуле для электромагнитного анализа Ansys Electronics Desktop (Maxwell), в модуль для расчета тепловых процессов Ansys Transient Thermal.

Тепловые процессы будем моделировать для двух основных временных интервалов:

1. Нагрев сверла в процессе разряда в индукторе при МИО (185 мкс – основное время воздействия разрядного тока (рис. 1, *b*));

2. Остывание сверла во время заряда конденсаторной батареи для повторного цикла МИО (6,5 с – время заряда конденсаторов установки МИО до энергии 9,9 кДж).

При моделировании тепловых процессов температура (рис. 4) распределялась по объему сверла аналогично распределению плотности индукционного тока (рис. 3).

При полной загрузке сверла воздействие первого разряда МИО длительностью 185 мкс приводит к нагреву (начальная температура 22 °С) до температуры 203 °С в канавке сверла, порядка до 50 °С на ленточке, а на режущих кромках в среднем до 36,5 °С (рис. 4, *a, b*).

При половинной загрузке сверла воздействие первого разряда МИО длительностью 185 мкс приводит к нагреву с начальной температуры 22 °С до температуры 121 °С в канавке сверла, на ленточке в среднем до 41 °С, а на режущих кромках порядка до 115 °С (рис. 4, *c, d*).

Наибольший нагрев происходит локально, в объеме неоднородностей, а именно в местах дефектов кристаллической решетки или посторонних включений (коррозия, естественное старение, деформация), однако процессы, происходящие в объемах размером порядка микрометра, не могут быть промоделированы средствами ANSYS. Теплота из локально нагретых областей переходит в объем и усредняется по объему в течение порядка 1 мс, вследствие высокой теплопроводности материала сверла. Затем следует процесс остывания сверла во время заряда конденсаторной батареи для повторного цикла МИО (6,5 с). При этом температура поверхности изделия начинает уменьшаться за счет теплообмена уже не между областями сверла, а за счет теплового излучения, молекулярного теплообмена и конвекции окружающей среды, что учтено при моделировании.

Моделирование выполнено для 10 циклов (1 цикл: разряд длительностью 185 мкс и остывание в течение 6,5 с, при котором происходит зарядка). После каждого разряда температура изделия повышается, поскольку в процессе остывания температура изделия не достигает начального значения, т. е. реализуется повторно-кратковременный процесс нагревания, при котором каждый последующий разряд моделируется с начальной температурой, которая равна остаточной температуре предыдущего цикла.

Результаты представлены в виде таблицы максимальной температуры локального нагрева (в канавке сверла) для двух вариантов взаимного расположения индуктора и сверла: с полной загрузкой (сверло устанавливается на всю длину индуктора) и с половинной загрузкой (сверло режущими кромками устанавливается в центральной части индуктора).

Максимальная температура локального нагрева для 10 циклов МИО

Maximum local heating temperature for 10 MPP cycles

Параметр Parametr	Количество циклов Number of cycles									
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
$T_{\text{полн}}^{\circ\text{C}}$	203	224	243	259	274	288	302	314	326	337
$T_{\text{центр}}^{\circ\text{C}}$	121	137	151	162	172	182	190	197	204	210

Так как в процессе обработки нагреву подвергается не только сверло, но и индуктор, то с целью недопущения его выхода из строя (теплового пробоя изоляции) и сокращения циклов МИО, целесообразно предусмотреть предварительный нагрев обрабатываемого изделия до безопасной начальной температуры. Величина предварительного нагрева должна быть выбрана с учетом последующего нагрева от воздействия циклов МИО и не должна приводить к нагреву до температур вторичной рекристаллизации и отпуску закаленного металла.

Закключение. Для осевого инструмента из быстрорежущих сталей (Р6М5, Р18), имеющего переменный профиль обрабатываемой поверхности (сверла, фрезы, метчики), оценка эффектив-

ности МИО является сложной вычислительной задачей и по результатам моделирования можно сделать следующие выводы:

1. Наибольшую величину сила и плотность индукционного тока, а следовательно, и температура нагрева, имеют в местах изделия, где путь обхода периметра заготовки для индукционного тока минимален (канавка сверла);

2. Для обработки боковой поверхности режущего инструмента (режущей ленточки) необходимо использовать вариант с полной загрузкой (сверло устанавливается на всю длину индуктора), а для обработки режущих кромок, более эффективно устанавливать сверло режущими кромками в центральной части индуктора (на середине).

Список использованных источников

1. Алифанов, А. В. Физика процесса магнитно-импульсного упрочнения стальных изделий, расчет индукторов и параметров процесса / А. В. Алифанов, Д. А. Ционенко, А. М. Милюкова // Перспективные материалы и технологии: в 2 т. / под общ. ред. В. В. Рубаника. – Витебск, 2017. – Т. 2. – С. 31–53.
2. Овчаренко, А. Г. Комбинированная магнитно-импульсная обработка режущего инструмента / А. Г. Овчаренко, А. Ю. Козлюк, М. О. Курепин // Технология машиностроения. – 2010. – № 9. – С. 26–29.
3. Импульсная магнитная установка для упрочнения режущих инструментов / А. С. Орлов [и др.] // Вестн. ИГЭУ. – 2011. – № 4. – С. 35–39.
4. Ansys [Электронный ресурс]. – Режим доступа: <https://www.ansys.com>. – Дата доступа: 01.03.2022.
5. Mahmoud, M. An Efficient Computational Model for Magnetic Pulse Forming of Thin Structures / M. Mahmoud, F. Bay, D. Pino Muñoz // Materials. – 2021. – Vol. 14, N 24. – Art. 7645. <https://doi.org/10.3390/ma14247645>
6. Ultra High Power applications designed using the LS-DYNA EMAG solver / G. Mazars [et al.]. – Toulouse, 2013 [Electronic resource]. – Mode of access: https://www.bmax.com/wp-content/uploads/2013/06/UHP_app_designed_with-LSD_EMAG.pdf. – Date of access: 01.03.2022.
7. Chernikov, D. Investigation of the Thermal Effects of Magnetic Pulse Forming using LS-DYNA / D. Chernikov, V. Gluschenkov, P. L'Eplattenier // Conference: 12 th International LS-DYNA Users. 2012 [Electronic resource]. – Mode of access: https://www.researchgate.net/publication/313887639_Investigation_of_the_Thermal_Effects_of_Magnetic_Pulse_Forming_using_LS-DYNA_R. – Date of access: 01.03.2022.
8. Гордиенко, А. И. Инновационные разработки Физико-технического института Национальной академии наук Беларуси / А. И. Гордиенко // Вестн. БарГУ. Сер. Техн. науки. – 2014. – № 2. – С. 34–39.
9. Алифанов, А. В. Исследование упрочненных магнитно-импульсной обработкой поверхностных слоев металлических изделий с помощью токов высокой частоты / А. В. Алифанов, В. В. Малеронок, Д. А. Ционенко // Актуальные проблемы прочности: в 2 т. / под общ. ред. В. В. Рубаника. – Витебск, 2018. – Т. 1. – С. 111–124.
10. Ansoft. Maxwell 3D. Electromagnetic and Electromechanical Analysis [Electronic resource]. – Mode of access: http://ansoft-maxwell.narod.ru/en/CompleteMaxwell3D_V11.pdf. – Date of access: 01.03.2022.
11. Transient Thermal Analysis in Ansys Mechanical Workbench: Dealing with Non-Physical Temperature Results [Electronic resource]. – Mode of access: <https://simutechgroup.com/transient-thermal-analysis-in-ansys-mechanical-workbench-dealing-with-non-physical-temperature-results>. – Date of access: 01.03.2022.
12. Панин, В. В. Измерение параметров импульсных электромагнитных процессов / В. В. Панин, Б. М. Степанов. – М., 1984. – 116 с.

References

1. Alifanov A. V., Tsionenko D. A., Milyukova A. M. Physics of the process of magnetic-pulse hardening of steel products, calculation of inductors and process parameters. *Perspektivnye materialy i tekhnologii: v 2 tomakh* [Perspective materials and technologies: in 2 volumes]. Vitebsk, 2017, vol. 2, pp. 31–53 (in Russian).
2. Ovcharenko A. G., Kozlyuk A. Yu., Kurepin M. O. Combined magnetic-pulse processing of cutting tools. *Tekhnologiya mashinostroeniya* [Engineering Technology], 2010, no. 9, pp. 26–29 (in Russian).
3. Orlov A. S., Poletaev V. A., Markov M. G., Krasilnik'yants E. V. Pulse magnetic hardening machine for cutting tools. *Vestnik Ivanovskogo Gosudarstvennogo Energeticheskogo Universiteta = Vestnik of Ivanovo Power Engineering University*, 2011, no. 4, pp. 35–39 (in Russian).
4. Ansys. Available at: <https://www.ansys.com> (accessed 1 March 2022).
5. Mahmoud M., Bay F., Pino Muñoz D. An Efficient Computational Model for Magnetic Pulse Forming of Thin Structures. *Materials*, 2021, vol. 14, no. 24, art. 7645. <https://doi.org/10.3390/ma14247645>
6. Mazars G., Avriilaud G., Jeanson A.-C., Cuq-Lelandais J.-P. *Ultra High Power applications designed using the LS-DYNA EMAG solver*. Toulouse, France, 2013. Available at: https://www.bmax.com/wp-content/uploads/2013/06/UHP_app_designed_with-LSD_EMAG.pdf (accessed 1 March 2022).
7. Chernikov D., Gluschenkov V., L'Eplattenier P. Investigation of the Thermal Effects of Magnetic Pulse Forming using LS-DYNA. *Conference: 12 th International LS-DYNA Users, 2012*. Available at: https://www.researchgate.net/publication/313887639_Investigation_of_the_Thermal_Effects_of_Magnetic_Pulse_Forming_using_LS-DYNA_R (accessed 1 March 2022).

8. Gordienko A. I. Innovative developments of the Physical-Technical Institute of the National Academy of Sciences of Belarus. *Vestnik Baranovichskogo Gosudarstvennogo Universiteta. Seriya Tekhnicheskie Nauki = BarSu Herald. Series Engineering*, 2014, no. 2, pp. 34–39 (in Russian).

9. Alifanov A. V., Maleronok V. V., Tsionenko D. A. Investigation of surface layers of metal products hardened by magnetic-pulse treatment using high-frequency currents. *Aktual'nye problemy prochnosti: v 2 tomakh* [Actual problems of strength: in 2 volumes]. Vitebsk, 2018, vol. 1, pp. 111–124 (in Russian).

10. *Ansoft. Maxwell 3D. Electromagnetic and Electromechanical Analysis*. Available at: http://ansoft-maxwell.narod.ru/en/CompleteMaxwell3D_V11.pdf (accessed 1 March 2022).

11. *Transient Thermal Analysis in Ansys Mechanical Workbench: Dealing with Non-Physical Temperature Results*. Available at: <https://simutechgroup.com/transient-thermal-analysis-in-ansys-mechanical-workbench-dealing-with-non-physical-temperature-results> (accessed 1 March 2022).

12. Panin V. V., Stepanov B. M. *Measurement of parameters of impulse electromagnetic processes*. Moscow, 1984. 116 p. (in Russian).

Информация об авторах

Малеронок Владимир Владимирович – преподаватель. Белорусская государственная академия авиации (ул. Уборевича, 77, 220096, Минск, Республика Беларусь). E-mail: s-tm.v.v@mail.ru.

Ционенко Дмитрий Александрович – канд. физ.-мат. наук, доцент, ст. науч. сотрудник. Белорусский государственный университет информатики и радиоэлектроники (ул. П. Бровки, 6, 220089, Минск, Республика Беларусь). E-mail: tsiond@tut.by.

Алифанов Александр Викторович – д-р техн. наук, профессор. Барановичский государственный университет (ул. Войкова, 21, 225404, Барановичи, Республика Беларусь). E-mail: alifanov_aav@mail.ru.

Information about the authors

Maleronok Vladimir V. – Lecturer. Belarusian State Aviation Academy (77, Uborevich Str., 220096, Minsk, Republic of Belarus). E-mail: s-tm.v.v@mail.ru.

Tsionenko Dmitry A. – Ph. D. (Physics and Mathematics), Assistant Professor, Senior Researcher. Belarusian State University of Informatics and Radioelectronics (6, P. Brovka Str., 220089, Minsk, Republic of Belarus). E-mail: tsiond@tut.by.

Alifanov Alexander V. – D. Sc. (Engineering), Professor. Baranovich State University (21, Voykov Str., 225404, Baranovich, Republic of Belarus). E-mail: alifanov_aav@mail.ru.