

УДК 621.7:620.179.142

Корнилова А. В.
Идармачев И. М.
Селищев А. И.
Тет Паинг

ИССЛЕДОВАНИЕ ВОЗМОЖНОСТЕЙ МАГНИТНЫХ МЕТОДОВ ДЛЯ ОПРЕДЕЛЕНИЯ СТОЙКОСТИ РАБОЧИХ ДЕТАЛЕЙ ШТАМПОВОГО ИНСТРУМЕНТА

Основной проблемой штамповочного производства является низкая стойкость штамповой оснастки. Стойкость штампов, как для горячей объемной штамповки (ГОШ), так и для холодной листовой штамповки (ХЛШ) регламентируется стойкостью рабочих деталей – матриц, пуансонов, вставок и т. д. и является величиной нестабильной. Эксплуатация штампов для холодной листовой штамповки (ХЛШ) всегда сопровождается совместным действием нескольких разрушающих процессов – превалирующими из которых являются износ и усталость металла [1, 2]. И на результат их взаимодействия оказывает влияние большое количество факторов – конструкция и материал рабочих деталей штампа, конструкция и степень износа оборудования, вид графика рабочих нагрузок технологической операции и т. д. В случае ГОШ к разрушающим процессам добавляется еще и температурная составляющая, что приводит к быстрому износу рабочих поверхностей, трещинообразованию и, в конечном счёте, к выходу штампа из строя. В связи с наличием большого числа взаимовлияющих факторов, регламентирующих стойкость штампового инструмента до сих пор не удалось создать единую методику ее определения. Поэтому решение проблемы прогнозирования стойкости рабочих деталей штампов (как первого шага к разработке методов её повышения) весьма актуально.

Цель работы – исследование магнитных свойств металла, которые были приняты нами в качестве индикатора суммарной (от всех разрушающих процессов) повреждаемости рабочих деталей инструмента, и построение на этой базе математических моделей, позволяющих прогнозировать стойкость инструмента.

Мы провели ряд исследований коэрцитивной силы H_c (А/м) в штампах для ХЛШ (для создания репрезентативной выборки полученных значений на трех заводах, эксплуатирующих штамповый инструмент на открытых кривошипных прессах) и образцах из штамповых сталей Х12МФ ГОСТ 5950-2000 (рис. 1, 2) [3, 4]. При проведении экспериментов использовался аттестованный прибор лаборатории неразрушающего контроля ЗАО «Прочность» – КИМ-2М. Данный эксперимент показал однозначную закономерность – коэрцитивная сила и, соответственно, повреждаемость во всех деталях штампов для ХЛШ в направлении перпендикулярном фронту пресса (OZ на рис. 1) и параллельном ему (OX) не совпадает по величине, но растет с увеличением числа циклов нагружения штампа.

На основе полученных данных были созданы регрессионные модели, позволяющую определить скорость роста коэрцитивной силы в зависимости от ряда параметров штамповки. Проведенные нами исследования (в том числе, и не вошедшие в данную работу) показали, что наиболее часто отказ инструмента определяется его матрицей, поэтому основное экспериментальное исследование состояло в измерении коэрцитивной силы в двух взаимно перпендикулярных направлениях (OX и OZ , рис. 1) через определенное количество циклов нагружения штампов, регламентируемое возможностями реальных производств. Измерения проводились в наиболее нагруженных местах, которые определялись расчетом численными методами. По результатам измерений после соответствующей статистической обработки (отсева промахов измерений, определения выборочных характеристик и вида распределения) методом Брандона нами были получены регрессионные модели, описывающие процесс изменения коэрцитивной силы $\frac{dH_c}{dN}$ при циклическом нагружении штампа:

$$\frac{dH_c}{dN} = 0,85 \cdot (7 \cdot 10^{-5} \cdot X_1^2 - 0,073 \cdot X_1 + 19,105) \cdot (2 \cdot 10^{-6} \cdot X_2^2 - 0,008 \cdot X_2 + 8,816) \times \\ \times (0,520 \cdot X_3^2 - 0,729 \cdot X_3 + 0,651) \cdot (3 \cdot 10^{-10} \cdot X_4^2 - 3 \cdot 10^{-6} \cdot X_4 + 1,077) \times \\ \times (-0,142 \cdot X_5^2 + 0,652 \cdot X_5 + 0,186) \cdot (7 \cdot 10^{-6} \cdot X_6^2 - 0,005 \cdot X_6 + 2,321), \quad (1)$$

$$\frac{dH_c}{dN} = 0,95 \cdot (10^{-4} \cdot X_1^2 - 0,112 \cdot X_1 + 29,160) \cdot (5 \cdot 10^{-6} \cdot X_2^2 - 0,017 \cdot X_2 + 14,282) \times \\ \times (-0,024 \cdot X_3^2 + 0,384 \cdot X_3 + 0,642) \cdot (2 \cdot 10^{-9} \cdot X_4^2 - 10^{-4} \cdot X_4 + 0,129) \times \\ \times (-0,064 \cdot X_5^2 + 0,379 \cdot X_5 + 0,465) \cdot (5 \cdot 10^{-5} \cdot X_6^2 - 0,025 \cdot X_6 + 4,648), \quad (2)$$

где N – циклы нагружения инструмента, X_1 – предел прочности материала заготовки (МПа), X_2 – предел прочности материала матрицы (МПа), X_3 – количество перешлифовок, X_4 – количество деталей, снятых со штампа на момент исследования, X_5 – толщина листа заготовки (мм), X_6 – номинальная сила прессы (кН).

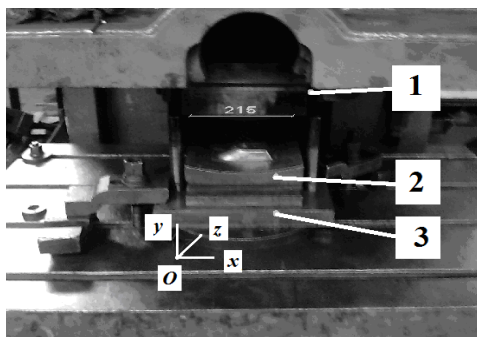


Рис. 1. Один из исследуемых штампов, установленный на открытый кривошипный пресс номинальной силой 750 кН:

1 – верхняя плита штампа, 2 – матрица, 3 – нижняя плита



Рис. 2. Измерение коэрцитивной силы вблизи зоны разрушения в образцах СТ-1 из стали Х12МФ после испытания их на трещиностойкость

Уравнением (1) описывается изменение скорости в направлении OX , уравнением (2) в направлении OZ . Практически всегда скорость роста коэрцитивной силы (как индикатора повреждаемости) выше в направлении OX . Однако для практических расчетов в каждом конкретном случае это необходимо проверять и определять ресурс инструмента по направлению, где скорость выше.

Оценка надежности полученных уравнений и адекватности модели осуществлялась с помощью коэффициента несовпадения Тейла и критерия Фишера. Коэффициент несовпадения Тейла составил: для модели в направлении OX 0,065, в направлении OZ 0,124. Расчетная величина критерия Фишера для модели в направлении оси OX составила 340,90, OZ 7,99, что больше теоретической величины (7,20), следовательно, с вероятностью более 99 % модель адекватна полученным экспериментальным данным.

Для выяснения начального значения коэрцитивной силы (на момент штамповки первого изделия) и значения, соответствующего моменту предразрушения, нами был проведен эксперимент на образцах СТ-1 (тип 3 по ГОСТ 25.506-85) из стали Х12МФ ГОСТ 5950-2000, в настоящее время наиболее рекомендуемой для изготовления рабочих деталей штампов (матриц и пуансонов) для ХЛШ. Для изготовления образцов была использована ковкая полоса толщиной 80 мм шириной 300 мм и средней длиной 1 260 мм, изготовленная на Златоустовском Металлургическом заводе (сертификат качества № 6481-05 от 22.07.2005). Образцы были подвержены термообработке согласно рекомендациям [5]: предварительный подогрев до 650–700° С; окончательный нагрев до 950–1050° С; закалка в масло; отпуск 170–190° С 1,5 часа в воздухе.

Полоса была разрезана на темплеты размерами 80×300×150 мм механическим способом. Темплеты были разрезаны на заготовки для изготовления образцов. При разрезке соблюдалась ориентация образцов относительно основных направлений исходной полосы. Подобная ориентация образцов обеспечивает получение механических характеристик по наиболее слабым направлениям и соответственно обеспечивает консервативность получаемых результатов. Экспериментально определенный предел прочности при вышеуказанной термообработке $\sigma_B = 1\,364$ МПа.

Замеры коэрцитивной силы (А/м) осуществлялись в двух взаимно перпендикулярных направлениях (параллельно и перпендикулярно направлению протяжки), а также после испытания образцов на трещиностойкость (вблизи зоны разрыва) для определения значения коэрцитивной силы, соответствующей моменту предразрушения. Для выборки Н1 (перпендикулярно направлению протяжки) справедливо $\overline{H_C} = 6\,776$ (среднее значение); $\sigma_H = 806$ (среднеквадратичное отклонение); $2\Delta = 3\,308$ (размах); $H_{CH} = 7\,019$ (номинальное значение); $k_V = 11,89\%$ (коэффициент вариации); $k_T = -0,15$ (коэффициент относительной асимметрии); $\alpha = 1,46$ (коэффициент относительного рассеяния). Для выборки Н2 (параллельно направлению протяжки) – $\overline{H_C} = 7\,027$; $\sigma_H = 838$; $2\Delta = 3\,014$; $H_{CH} = 6\,914$; $k_V = 11,93\%$; $k_T = 0,075$; $\alpha = 1,67$. Для выборки Н3 (предразрушение) – $\overline{H_C} = 8\,077$; $\sigma_H = 429$; $2\Delta = 1\,507$; $H_{CH} = 8\,002$; $k_V = 5,31\%$; $k_T = 0,10$; $\alpha = 1,71$. Очевидно, что все выборки соответствуют нормальному распределению (рис. 3). Как видно из результатов проведенных экспериментов коэрцитивная сила в инструментальных сталях существенно (в разы) выше того же параметра для конструкционных сталей. Для примера, для неповрежденной циклическим нагружением стали 35Л (зачищенная перед проведением испытаний поверхность) $\overline{H_C} = 358$, соответствующее значение прутковой стали 25 $\overline{H_C} = 1\,023$ (А/м).

Анализ графиков распределения плотностей вероятностей показал, что первичные (для неповрежденного эксплуатационным нагружением материала) и вторичная (соответствующая моменту предразрушения) кривые Гаусса расположены предельно близко друг к другу. Это объясняется тем, что сталь Х12МФ разрушается практически по хрупкому механизму. Этот факт подтверждается ударными испытаниями данной стали и испытаниями на трещиностойкость. На поверхности излома практически отсутствует зона усталостного развития трещины [6]. Предлагаемая методика подразумевает следующее:

1. Определение входных параметров, например X_1 и X_5 – предел прочности материала и толщина листа заготовки. Принимается верхнее значение из допускаемого разброса для листовых материалов по ГОСТ X_2 – предел прочности материала матрицы. Принимается нижняя граница доверительного интервала этой величины, которая определяется следующим образом [6]: $\sigma_B^- = \overline{\sigma_B} - U(p) \cdot \sigma / n^{0,5}$, где $\overline{\sigma_B}$ – выборочное среднее значение предела прочности материала матрицы (МПа), p – доверительная вероятность, $U(p)$ – число, заданное равенством $\Phi(U(p)) = (1 + p)/2$, где $\Phi(x)$ – функция стандартного нормального распределения с математическим ожиданием 0 и дисперсией 1. Например, при $p = 0,95$; $U(p) = 1,96$; σ – среднее квадратичное отклонение, n – число замеров исследуемой величины. Например, по экспериментальным данным [6] при $\overline{\sigma_B} = 1\,364$ МПа нижняя граница доверительного интервала $\sigma_B^- = 1\,297$ МПа ($n = 9$, $\sigma = 103$ МПа, $p = 0,05$). Следующие 3 параметра X_3 , X_4 (количество перешлифовок штампа и количество деталей, снятых со штампа на момент исследования) и X_6 (номинальная сила пресса) являются строго детерминированными и определяются по цеховому журналу и паспорту пресса.

2. По формулам (1) и (2) определяется скорость роста коэрцитивной силы в направлениях OX и OZ . Определяется направление, где скорость роста коэрцитивной силы выше. Оно соответствует наиболее вероятному направлению разрушения.

3. Измеряется значение коэрцитивной силы в наиболее нагруженном участке матрицы. Замеры производятся не менее 5 раз в одной точке. Затем определяется среднее значение по выборке полученных значений и погрешность используемого прибора. Например, для КИМ-2М она (по паспорту прибора) составляет, $\Delta H_c = \pm [1 + 0,5(4000/\overline{H_c} - 1)]$ принимаем, что верхняя возможная граница измеренной величины коэрцитивной силы в данной точке составит $\overline{H_c} + \Delta H_c$.

4. Определяем конечное значение коэрцитивной силы в материале матрицы. Принимаем нижнюю границу доверительного интервала. По собственным экспериментальным данным [4, 5] $H_{3c}^- = \overline{H_c} - U(p) \cdot \sigma / n^{0,5} = 7\,905$ ($n = 24$, $p = 0,05$), Индекс 3 в данном случае означает, что значение коэрцитивной силы относится к выборке H_3 .

5. Далее, зная конечное значение H_{3c}^- , значение коэрцитивной силы на момент исследования по п.3 $\overline{H_c} + \Delta H_c$ (в частном случае – это начало эксплуатации штампа) и скорость роста (по (1)–(2)) определяется нижняя граница доверительного интервала стойкости рабочих деталей штампа.

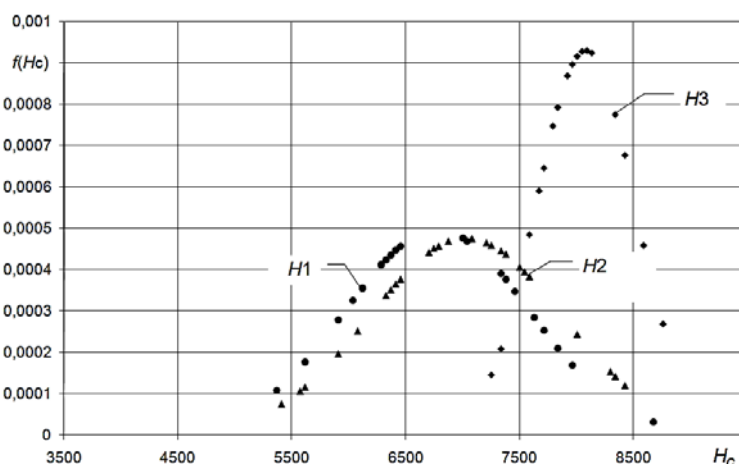


Рис. 3. График зависимости плотности распределения вероятностей коэрцитивной силы (кривые Гаусса) в стали X12MФ:

H_1 – перпендикулярно направлению протяжки; H_2 – параллельно направлению протяжки; H_3 – соответствует моменту предразрушения; $f(H_c)$ – плотность распределения вероятности; H_c – величина коэрцитивной силы (А/м)

Необходимо отметить, что данная методика учитывает только тот случай, когда инструмент эксплуатируется на прессах, соответствующих нормативным рекомендациям – номинальная сила пресса больше технологической силы штамповки на 25 %, график рабочих нагрузок технологической операции лежит ниже графика допустимых сил на ползуне.

Интерес представляют так же замеры коэрцитивной силы в полосе из стали X12MФ в состоянии поставки (до проведения термических операций). Величина коэрцитивной силы в образце без термообработки оказалась в 20 раз меньше того же значения в термообработанных образцах. Однако все закономерности распределения коэрцитивной силы в различных направлениях для материала без термообработки сохраняются. Также, при анализе микрошлифов было выявлено, что количество включений в образце без термообработки (рис. 4, а) больше, чем образце после термических операций (рис. 4, б), однако суммарная площадь включений выше у образца с термообработкой.

Исследование зависимости изменения коэрцитивной силы в рабочих деталях штампов от уровня напряжений показал, что при одинаковых первоначальных механических и магнитных характеристики металла через определенное количество циклов нагружения коэрцитивная сила становится выше на наиболее нагруженном участке штампа.

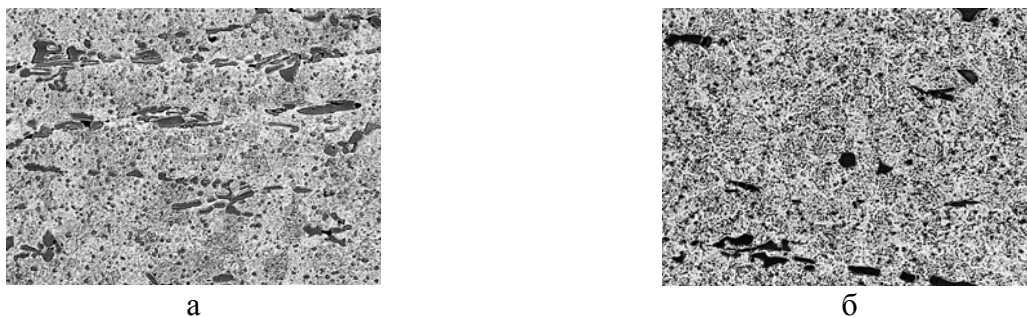


Рис. 4. Изображение микроструктуры, полученное в растровом электронном микроскопе в режиме отраженных электронов (X500):

а – исходное состояние, б – состояние после термообработки [6]

Наши исследования [7] показали, что в штампах для ГОШ с увеличением циклов нагружения коэрцитивная сила (как показатель повреждаемости) падает (рис. 5–6). Ее падение максимально вблизи зоны приложения максимальных технологических сил. Но если, в инструменте имеются дефекты технологического характера (включая макродефекты), и эта зона подвергается тепловому воздействию, то именно на это место приходится минимальное значение коэрцитивной силы. Полученные зависимости надежно соблюдались по всей репрезентативной выборке экспериментальных данных. Следовательно, можно создать методику определения стойкости инструмента для ГОШ с применением магнитного структурно-фазового анализа – нового научного направления на стыке теории прочности, металловедения и методов неразрушающего контроля и диагностики. На уровень коэрцитивной силы будут влиять следующие факторы – форма эпюры и максимальное значение технологической силы, температура штамповки, скорость нагружения, число циклов нагружения, наличие или отсутствие в инструменте первоначальной технологической дефектности. На рис. 7 показана поверхность, представляющая собой коэрцитивную силу в рабочих деталях штампов для ГОШ через определенное количество циклов нагружения. Под σ здесь понимаются механические напряжения в металле штампа. Проекция на плоскость (H_c , σ) показывает рост коэрцитивной силы при механической нагрузке без температурной (зависимость аналогична штампам для ХЛШ). Проекция на плоскость (H_c , $T^\circ C$) показывает снижение коэрцитивной силы с момента достижения температуры отпуска при отсутствии механической нагрузки. Для материала штампов для ГОШ были разработаны математические модели, позволяющие определить начальное значение коэрцитивной силы в рабочих деталях штампов (точка $H_c^{\text{нач}}$ на рис. 7) с учетом химического состава и параметров термических операций.

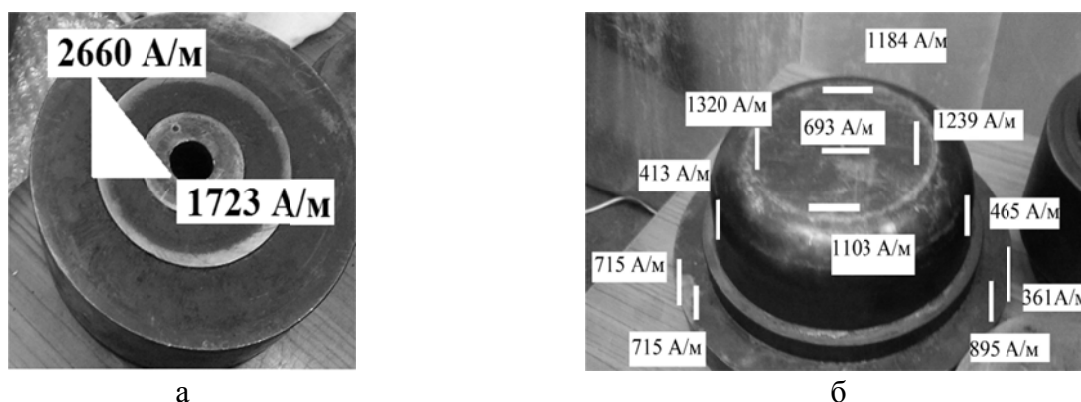


Рис. 5. Экспериментально определенное распределение коэрцитивной силы в рабочих деталях штампов:

а – матрица штампа ГОШ для высадки, эксплуатируется на кривошипном горячештамповочном прессе (КГШП), б – пуансон штампа для штамповки кристаллизующегося металла (изделие – корпус), штамп эксплуатируется на гидравлическом прессе



Рис. 6. Значения коэрцитивной силы в рабочих деталях штампов для ГОШ, пришедших в предельное состояние по критерию роста трещин:

а – вставка штампа с разъемными матрицами, который эксплуатировался на горячештамповочном прессе тройного действия, б – пуансон штампа для обратного выдавливания, штамп эксплуатировался на гидравлическом прессе

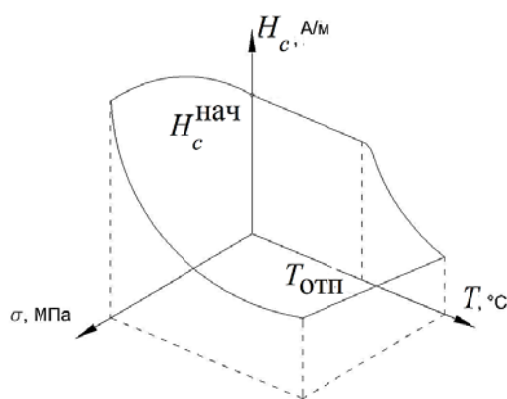


Рис. 7. Поверхность, описывающая изменение коэрцитивной силы в рабочих деталях штампов для ГОШ от механических напряжений и рабочей температуры

Некоторые предлагаемые математические модели для определения $H_c^{\text{нач}}$ (А/м) [7]:

$$\begin{aligned}
 H_c^{\text{нач}} = & (0,0013 \cdot T_{\text{зак.пр.}} + 0,9882) \times (0,0154 \cdot T_{\text{отп.пр.}} + 0,9228) \times \\
 & \times (-0,0556 \cdot Ni + 1,0358) \times (915,09 \cdot Mo + 2044,2) \times (-0,0005 \cdot W + 1,0005) \times \\
 & \times (-0,0037 \cdot Cr + 1,0106) \times (0,1805 \cdot Si + 0,9208) \times (-0,0864 \cdot V + 1,026) \times \\
 & \times (0,9048 \cdot C + 0,5387) \times (-0,0042 \cdot Mn + 1,0014).
 \end{aligned} \quad (3)$$

$$\begin{aligned}
 H_c^{\text{нач}} = & 1,01265 (0,0132 \cdot m_{Cr}^3 - 0,1481 \cdot m_{Cr}^2 + 0,4244 \cdot m_{Cr} + 0,7092) \times \\
 & \times (0,7994 \cdot m_{Ni}^4 - 56,308 \cdot m_{Ni}^3 + 1472,2 \cdot m_{Ni}^2 - 16909 \cdot m_{Ni} + 73941) \times \\
 & \times (-0,0714 \cdot T_{\text{зак.пр.}} + 1,6664) \times (0,2584 \cdot T_{\text{отп.пр.}}^{0,8312})
 \end{aligned} \quad (4)$$

$$\begin{aligned}
 H_c^{\text{нач}} = & 0,99995 (0,179 \cdot C_{\text{экв}} + 0,7792) \times \\
 & \times (-0,0605 \cdot T_{\text{зак.пр.}}^2 + 1,2661 \cdot T_{\text{зак.пр.}} - 5,4907) \times \\
 & \times (-2324,2 \cdot T_{\text{отп.пр.}}^2 + 22748 \cdot T_{\text{отп.пр.}} - 52917)
 \end{aligned} \quad (5)$$

В выражениях (3–5) применены следующие обозначения: $T_{\text{зак.пр.}}$, $T_{\text{отп.пр.}}$ приведённые температуры закалки и отпуска $T_{\text{зак.пр.}} = T_{\text{зак.пр.}}/100$, $T_{\text{отп.пр.}} = T_{\text{отп.пр.}}/100$; C , Mn , Si , Cr , Ni , Cu , V – содержание соответствующего легирующего элемента в процентах; m_{Cr} и m_{Ni} –

хромовый и никелевый эквиваленты по Шеффлеру; $C_{\text{ЭКВ}}$ – углеродный эквивалент по ГОСТ 7524-89. Модели предложены для следующих интервалов, входящих в них величин: $T_{\text{зак.}} = (840 \div 1080)^\circ\text{C}$; $T_{\text{отп.}} = (450 \div 550)^\circ\text{C}$; $Ni = (0,2 \div 1,6) \%$; $Mo = (0,1 \div 1,35) \%$; $W = (0 \div 5) \%$; $Cr = (0,65 \div 5) \%$; $Si = (0,25 \div 1,05) \%$; $V = (0,08 \div 0,75) \%$; $C = (0,35 \div 0,8) \%$; $Mn = (0,28 \div 0,65) \%$.

ВЫВОДЫ

Экспериментальными и расчетными методами показана возможность создания методики определения стойкости рабочих деталей штампового инструмента с применением магнитного структурно-фазового анализа. В частности доказано, что измерение величины коэрцитивной силы (как показателя повреждаемости) в рабочих деталях штампов позволяет контролировать состояние металла инструмента в реальном времени.

СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННОЙ ЛИТЕРАТУРЫ

1. Корнилова А. В. *Определение долговечности инструмента для холодной листовой штамповки по критериям трибофатиги* / А. В. Корнилова // *Проблемы машиностроения и надежности машин*, 2006. – № 2. – С. 88–94.
2. Корнилова А. В. *Методика проектирования инструмента ограниченной долговечности* / А. В. Корнилова // *Проблемы машиностроения и надежности машин*, 2005. – № 3. – С. 76–81.
3. Корнилова А. В. *Методы повышения долговечности рабочих деталей раздельного инструмента для холодной листовой штамповки* / А. В. Корнилова, И. М. Идармачев // *Вестник МГТУ «СТАНКИН»*, 2012. – № 3 (22). – С. 42–46.
4. *A Method of Determination of the Service Life of a Die Tool with Application of Magnetic Methods of Nondestructive Control and Diagnostics* / A. V. Kornilova, I. M. Idarmachev, Tet Paing, Chzho Zayar // *Journal of Machinery Manufacture and Reliability*. – 2014. – Vol. 43, No. 5. – P. 439–444.
5. *ГОСТ 5959-2000. Прутки, полосы и мотки из инструментальной легированной стали. Общие технические условия*. – М.: Изд-во стандартов, 2000. – 25 с.
6. Корнилова А. В. *Разработка методов обеспечения долговечности силовых деталей кузнечно-прессовых машин и инструмента: дисс. докт. техн. наук: 05.03.05.* / А. В. Корнилова – М.: МГТУ «Станкин», 2009. – 347 с.
7. Селищев А. И. *К вопросу определения стойкости штампов для горячей объемной штамповки* / А. И. Селищев // *КШП. ОМД*. – 2015. – № 1 – С. 20–24.

REFERENCES

1. Kornilova A. V. *Opređenje dolgovечноsti instrumenta dlja holodnoj listovoj shtampovki po kriterijam tribofatiki* / A. V. Kornilova // *Problemy mashinostroenija i nadezhnosti mashin*, 2006. – № 2. – S. 88–94.
2. Kornilova A. V. *Metodika proektirovanija instrumenta ogranichennoj dolgovечноsti* / A. V. Kornilova // *Problemy mashinostroenija i nadezhnosti mashin*, 2005. – № 3. – S. 76–81.
3. Kornilova A. V. *Metody povyshenija dolgovечноsti rabochih detalej razdelitel'nogo instrumenta dlja holodnoj listovoj shtampovki* / A. V. Kornilova, I. M. Idarmachev // *Vestnik MGTU «STANKIN»*, 2012. – № 3 (22). – S. 42–46.
4. *A Method of Determination of the Service Life of a Die Tool with Application of Magnetic Methods of Nondestructive Control and Diagnostics* / A. V. Kornilova, I. M. Idarmachev, Tet Paing, Chzho Zayar // *Journal of Machinery Manufacture and Reliability*. – 2014. – Vol. 43, No. 5. – P. 439–444.
5. *GOST 5959-2000. Prutki, polosity i motki iz instrumental'noj legirovannoj stali. Obshhie tehničeskie uslovija*. – М.: Izd-vo standartov, 2000. – 25 s.
6. Kornilova A. V. *Razrabotka metodov obespechenija dolgovечноsti silovyh detalej kuznečno-pressovyh mashin i instrumenta: diss. dokt. tehn. nauk: 05.03.05.* / A. V. Kornilova – М.: MGTU «Stankin», 2009. – 347 s.
7. Selishhev A. I. *K voprosu opredelenija stojkosti shtampov dlja gorjachej ob'emnoj shtampovki* / A. I. Selishhev // *KShP. OMD*. – 2015. – № 1 – S. 20–24.

Корнилова А. В. – д-р техн. наук, проф. МГТУ «Станкин», вед. науч. сотр. ЗАО «Прочность»

Идармачев И. И. – аспирант МГТУ «Станкин»

Селищев А. И. – аспирант МГТУ «Станкин»

Тет Паинг – аспирант МГТУ «Станкин»

ЗАО «Прочность» – Закрытое акционерное общество «Прочность», г. Москва, РФ;
МГТУ «Станкин» – Московский государственный технологический университет «Станкин», г. Москва, РФ.

E-mail: Anna44@yandex.ru

Статья поступила в редакцию 25.02.2015 г.