

УДК 621.7

ОБ ОПТИМАЛЬНОЙ ГЕОМЕТРИИ КАНАЛА ВОЛОЧИЛЬНОГО ИНСТРУМЕНТА ПРИ ДЕФОРМИРОВАНИИ БИМЕТАЛЛИЧЕСКИХ КОМПОЗИТОВ

© 2013 г. В.Н. Трофимов, Т.В. Кузнецова, Д.С. Анищук, А.В. Есенева, М.Г. Штуца

Пермский национальный исследовательский политехнический университет (ПНИПУ)
ОАО «Чепецкий механический завод» (ЧМЗ), г. Глазов

Для проектирования процесса волочения биметаллических изделий получены аналитические выражения для расчета напряжения волочения и оптимального угла канала волочильного инструмента, позволяющие оперативно оценивать влияние разных технологических факторов на энергосиловые параметры процесса, а также на величину продольных напряжений в слоях биметаллического композита. Отмечены недостатки предлагаемых формул.

Ключевые слова: биметаллический композит, волочильный инструмент, напряжение волочения, оптимальный угол.

For designing the bimetallic product drawing process, analytical expressions are established for calculation of drawing stress and optimum die hole angle to estimate expeditiously the effect of different process factors on the process power parameters as well as on the value of longitudinal stresses in the layers of bimetallic composite. Disadvantages of the proposed formulas are noted.

Key words: bimetallic composite, drawing tool, drawing stress, optimum angle.

Волочение цветных металлов и сплавов остается одним из наиболее распространенных и высокопроизводительных технологических процессов получения длинномерных осесимметричных изделий. Его используют для изготовления композиционных биметаллических прутков и проволок, имеющих конструкцию М—Т—М (с прочным сердечником и пластичной оболочкой) или Т—М—Т (наоборот, с пластичным сердечником и прочной оболочкой). Применение биметаллов позволяет получить эксплуатационные свойства, которые не могут обеспечить монометаллические изделия, например, прочность в сочетании с высокой электропроводностью (композиции сталь—медь, сталь—алюминий) или электропроводность в сочетании с высокой коррозионной стойкостью (медь—никель) и др.

Новым классом композиционных электропроводников, получивших широкое применение в приборостроении, электротехнике, а также при созда-

нии мощных исследовательских и энергетических установок, являются низкотемпературные сверхпроводники (НТСП).

Конструкция НТСП представляет трансверсально-изотропный композит, состоящий из токостабилизирующей медной оболочки и композиционного сердечника, в котором волокна металла, обеспечивающего эффект сверхпроводимости, расположены в медной или бронзовой матрице.

Размеры сечения характерной структурной ячейки сердечника НТСП, включающей волокно и некоторый объем охватывающей его матрицы, существенно меньше размеров поперечного сечения сердечника. Поэтому в соответствии с положениями механики деформирования структурно-неоднородных тел сердечник можно рассматривать как сплошной, а его механические характеристики, например сопротивление деформированию, определять по правилу смесей:

Трофимов В.Н. – докт. техн. наук, профессор кафедры динамики и прочности машин ПНИПУ (614990, г. Пермь, Комсомольский пр-т, 29). E-mail: dpm@pstu.ru; tvn_perm@mail.ru.

Кузнецова Т.В. – аспирант той же кафедры. E-mail: dpm@pstu.ru.

Анищук Д.С. – нач. производства СПМ в ОАО «ЧМЗ» (427600, Удмуртская Респ., г. Глазов, ул. Белова, 6). E-mail: chmz@post.ru; post@chmz.net.

Есенева А.В. – нач. участка ОАО «ЧМЗ». E-mail: chmz@post.ru.

Штуца М.Г. – докт. техн. наук, гл. технолог, зам. техн. директора ОАО «ЧМЗ». Тел.: (341) 419-62-19. E-mail: chmz@post.ru; post@chmz.net.

$$\sigma_{Sc} = \sigma_{SF} \bar{F}_F + \sigma_{SM} (1 - \bar{F}_F).$$

Здесь σ_{SF} и σ_{SM} — сопротивления деформированию металла волокон и матрицы соответственно; $\bar{F}_F = F_F/F_C$, где F_F — площадь сечения сердечника, занимаемая волокнами, F_C — площадь поперечного сечения сердечника.

Таким образом, конструкция НТСП также может быть представлена как осесимметричный биметаллический композит.

При проектировании технологического процесса волочения осесимметричных биметаллов необходимо исключить образование внутренних дефектов и разрушение элементов композита (сердечника и оболочки) на выходе из канала технологического инструмента, а также обеспечить наилучшие технико-экономические показатели процесса.

Одним из направлений решения указанных задач является снижение напряжения волочения ($\sigma_{вол}$) заготовки и продольных напряжений в слоях композита путем оптимизации геометрии канала волочильного инструмента, основным параметром которой является угол наклона образующей канала в зоне деформации (α_B). Схема деформирования биметаллической заготовки приведена на рис. 1.

Получим расчетные соотношения для определения $\sigma_{вол}$ и продольных напряжений в слоях биметалла, принимая следующие допущения:

- границы очага деформации плоские;
- материал элементов биметалла идеальный жесткопластический;
- радиальные напряжения (σ_r) в оболочке и сердечнике равны [1];
- силы трения на поверхности контакта заготовки и инструмента определяются законом Кулона: $\tau = f_n \sigma_n$, где σ_n — нормальное напряжение на поверхности контакта.

Так как угол α_B не превышает $10^\circ - 15^\circ$, то принимаем $\sigma_r \approx \sigma_n$ и используем условие пластичности для оболочки и сердечника в виде [2]

$$\sigma_{x1} + \sigma_n = \sigma_{S1}, \tag{1}$$

$$\sigma_{x2} + \sigma_n = \sigma_{S2}, \tag{2}$$

где σ_x — осевое напряжение; σ_n — нормальное напряжение на поверхности контакта заготовки и инструмента; σ_S — сопротивление деформированию; здесь и далее индексы 1 и 2 относятся к оболочке и сердечнику соответственно.

Из геометрических соотношений (см. рис. 1) имеем:

- для образующей канала волокна $R = R_0 - x \operatorname{tg} \alpha_B$;
- для произвольной линии тока $r = r_0 + x \operatorname{tg} \alpha$; $\bar{r} = r/R$; $\operatorname{tg} \alpha = \bar{r} \operatorname{tg} \alpha_B$;
- для границы сердечника и оболочки $R_c = R_{c0} + x \operatorname{tg} \alpha_1$; $\bar{R}_c = R_{c0}/R_0$; $\operatorname{tg} \alpha_1 = \bar{R}_c \operatorname{tg} \alpha_B$.

Схема напряженного состояния элементов биметалла приведена на рис. 2. В зоне деформации выделим элемент заготовки длиной dx (см. рис. 1).

Для оболочки и сердечника дифференциальные уравнения равновесия (в проекциях на ось X) соответственно имеют вид ($dR/dx = \operatorname{tg} \alpha_B$, $dR_c/dx = \operatorname{tg} \alpha_1$)

$$\frac{d\sigma_{x1}}{dx} + \sigma_{x1} \frac{2}{R} \frac{f_n}{1 - \bar{R}_c^2} - \sigma_{S1} \frac{2}{R} \left[\operatorname{tg} \alpha_B + \frac{f_n}{1 - \bar{R}_c^2} \right] + \tau_m \frac{2}{R} \frac{\bar{R}_c}{1 - \bar{R}_c^2} = 0, \tag{3}$$

$$\frac{d\sigma_{x2}}{dx} - \sigma_{S2} \frac{2 \operatorname{tg} \alpha_B}{R} - \tau_m \frac{2}{R} \frac{1}{\bar{R}_c} = 0, \tag{4}$$

где τ_m — межслойные касательные напряжения.

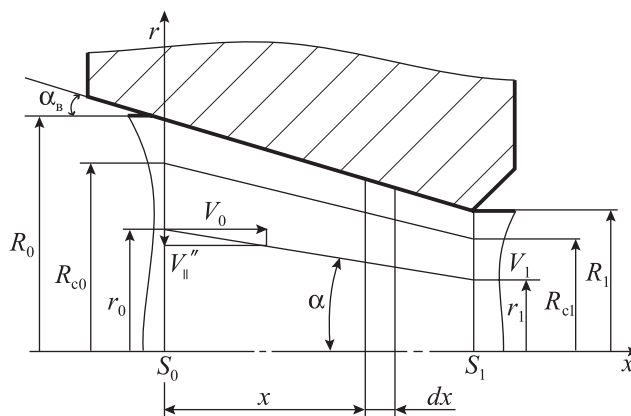


Рис. 1. Схема очага деформации при волочении

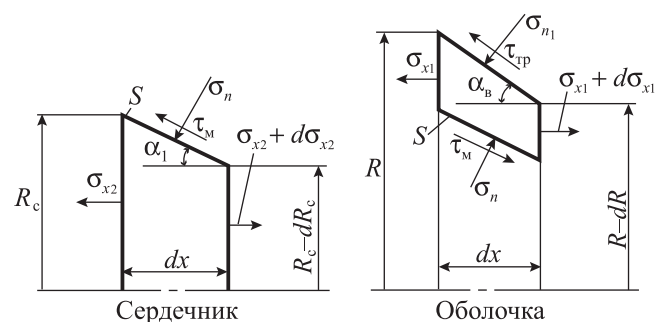


Рис. 2. Схема напряженного состояния элементов биметалла

Из условий пластичности (1) и (2) получим выражение

$$\frac{d(\sigma_{x1} - \sigma_{x2})}{dx} = \frac{d(\sigma_{S1} - \sigma_{S2})}{dx} = 0,$$

с учетом которого, вычитая уравнение (4) из (3), определим межслойные касательные напряжения:

$$\tau_m = \bar{R}_c \{ \sigma_{S1} [\text{tg}\alpha_b (1 - \eta)(1 - \bar{R}_c^2) + f_n] - f_n \sigma_{x1} \}, \quad (5)$$

где $\eta = \sigma_{S2}/\sigma_{S1}$ — коэффициент пластической неоднородности.

Подставляя формулу (5) в (4), получим дифференциальное уравнение для определения осевых напряжений в сердечнике:

$$\frac{d\sigma_{x2}}{dx} + \sigma_{x2} \frac{2f_n}{R} - \sigma_{S1} \frac{2\text{tg}\alpha_b}{R} [(1 - \eta)(1 - \bar{R}_c^2) + \eta(1 + a)] = 0, \quad (6)$$

где $a = f_n/\text{tg}\alpha_b$. Его решение с учетом граничного условия $\sigma_{x2}|_{x=0} = \sigma_{q2}$ имеет вид

$$\bar{\sigma}_2 = \frac{\sigma_{x2}}{\sigma_{S2}} = \frac{(1 - \eta)(1 - \bar{R}_c^2) + \eta(1 + a)}{a\eta} (1 - \bar{R}^{2a}) + \bar{\sigma}_{q2} \bar{R}^{2a}, \quad (7)$$

где $\bar{R} = R/R_0 = 0 \div 1/\sqrt{\lambda}$; $\lambda = (R_0/R_1)^2$ — коэффициент вытяжки; $\bar{\sigma}_{q2} = \sigma_{q2}/\sigma_{S2}$ — относительное напряжение противонапряжения сердечника.

Подставляя уравнение (5) в (3) и учитывая, что $\sigma_{x1}|_{x=0} = \sigma_{q1}$, получим формулу для определения продольных напряжений в оболочке:

$$\bar{\sigma}_1 = \frac{\sigma_{x1}}{\sigma_{S1}} = \frac{1 + a - (1 - \eta)\bar{R}_c^2}{a} (1 - \bar{R}^{2a}) + \bar{\sigma}_{q1} \bar{R}^{2a}, \quad (8)$$

где $\bar{\sigma}_{q1} = \sigma_{q1}/\sigma_{S1}$.

Выражения (7) и (8) не учитывают увеличения продольного напряжения в оболочке ($\Delta\sigma_{x1}$) и сердечнике ($\Delta\sigma_{x2}$) вследствие дополнительных пластических сдвигов на входе и выходе из зоны деформации.

Границы зоны деформации S_0 и S_1 являются поверхностями разрыва радиальной составляющей скорости деформируемых частиц, поэтому для определения величин $\Delta\sigma_{x1}$ и $\Delta\sigma_{x2}$ используем методы верхней оценки и баланса мощностей [3].

Мощность, затрачиваемая на дополнительный сдвиг частиц материала на поверхности разрыва скорости, находится как

$$N_{\text{сдв}} = \int_S \tau_S |\Delta V_{\parallel}| dS = \frac{1}{\sqrt{3}} \sigma_S \int_S |\Delta V_{\parallel}| dS, \quad (9)$$

где $\Delta V_{\parallel} = V_{\parallel}'' - V_{\parallel}'$ — разрыв составляющей скорости параллельной поверхности разрыва; V_{\parallel}' и V_{\parallel}'' — параллельные составляющие скорости до и после поверхности разрыва; S — площадь поверхности разрыва; τ_S — сопротивление деформации при сдвиге.

Так как величина перпендикулярной составляющей скорости частицы (V_{\perp}) при переходе через поверхность разрыва не изменяется, то на границе S_0 разрыв скорости равен ($V_{\parallel}' = 0$)

$$\Delta V_{\parallel} = V_0 \bar{r} \text{tg}\alpha_b, \quad (10)$$

а мощность сил сдвига для оболочки и сердечника описывается соответственно выражениями

$$N_1 = 2\pi \int_{R_c}^1 \tau_{S1} |\Delta V_{\parallel}| r dr = \frac{2\pi}{3\sqrt{3}} \sigma_{S1} R_0^2 \text{tg}\alpha_b V_0 (1 - \bar{R}_c^3),$$

$$N_2 = 2\pi \int_0^{R_c} \tau_S |\Delta V_{\parallel}| r dr = \frac{2\pi}{3\sqrt{3}} \sigma_{S2} R_0^2 \text{tg}\alpha_b V_0 \bar{R}_c^3.$$

Определим приращение продольных напряжений:

$$\Delta\sigma_{x1} = \frac{N_1}{V_0 \pi (R_0^2 - R_c^2)} = \frac{2}{3\sqrt{3}} \sigma_{S1} \text{tg}\alpha_b \frac{1 - \bar{R}_c^3}{1 - \bar{R}_c^2}, \quad (11)$$

$$\Delta\sigma_{x2} = \frac{N_2}{V_0 \pi R_c^2} = \frac{2}{3\sqrt{3}} \sigma_{S2} \text{tg}\alpha_b \bar{R}_c. \quad (12)$$

На выходе из очага деформации за счет дополнительных сдвигов продольные напряжения возрастают на величины, также определяемые уравнениями (11) и (12). С учетом последних формулы (7) и (8) примут вид

$$\bar{\sigma}_1 = \frac{1 + a - (1 - \eta)\bar{R}_c^2}{a} (1 - \lambda^{-a}) + \bar{\sigma}_{q1} \lambda^{-a} + \frac{4}{3\sqrt{3}} \text{tg}\alpha_b \frac{1 - \bar{R}_c^3}{1 - \bar{R}_c^2}, \quad (13)$$

$$\bar{\sigma}_2 = \frac{(1 - \eta)(1 - \bar{R}_c^2) + \eta(1 + a)}{a\eta} (1 - \lambda^{-a}) + \bar{\sigma}_{q2} \lambda^{-a} + \frac{4}{3\sqrt{3}} \text{tg}\alpha_b \bar{R}_c. \quad (14)$$

В отличие от известных уравнений, полученных в работе [4], выражения (13) и (14) учитывают дополнительные пластические сдвиги на входе и выходе из очага деформации, а также разность пластических свойств металла элементов биметаллического композита и соотношение их размеров.

Напряжение волочения биметаллической заготовки описывается следующим образом:

$$\sigma_{\text{вол}} = \sigma_{S1} \bar{\sigma}_1 (1 - \bar{R}_c^2) + \sigma_{S2} \bar{\sigma}_2 \bar{R}_c^2. \quad (15)$$

Определим значение α_B , обеспечивающее минимальное напряжение волочения биметалла, из условия

$$\begin{aligned} \frac{d\sigma_{\text{вол}}}{d\text{tg}\alpha_B} &= \sigma_{S1} (1 - \bar{R}_c^2) \frac{d\bar{\sigma}_1}{d\text{tg}\alpha_B} + \\ &+ \sigma_{S2} \bar{R}_c^2 \frac{d\bar{\sigma}_2}{d\text{tg}\alpha_B} = 0. \end{aligned} \quad (16)$$

Уравнение (16) является трансцендентным и неудобно в практических расчетах. Как показано в работе [4], для большинства практических случаев $\lambda \leq 1,3$ и $a < 1$, тогда можно принять $\lambda^{-a} \approx 1 - a \ln \lambda$. Подставляя это выражение в формулы (13) и (14), получим

$$\begin{aligned} \bar{\sigma}_1 &= [1 + f_n \text{ctg}\alpha_B (1 - \bar{\sigma}_{q1}) - (1 - \eta) \bar{R}_c^2] \ln \lambda + \\ &+ \bar{\sigma}_{q1} + \frac{4}{3\sqrt{3}} \text{tg}\alpha_B \frac{1 - \bar{R}_c^3}{1 - \bar{R}_c^2}, \end{aligned} \quad (17)$$

$$\begin{aligned} \bar{\sigma}_2 &= \left[1 + f_n \text{ctg}\alpha_B (1 - \bar{\sigma}_{q2}) + \frac{1 - \eta}{\eta} (1 - \bar{R}_c^2) \right] \ln \lambda + \\ &+ \bar{\sigma}_{q2} + \frac{4}{3\sqrt{3}} \text{tg}\alpha_B \bar{R}_c. \end{aligned} \quad (18)$$

Подставляя (17) и (18) в уравнение (16) и принимая $\bar{\sigma}_{q1} = \bar{\sigma}_{q2} = \bar{\sigma}_q$, после преобразований получим

$$\alpha_{B(\text{опт})} = \text{arctg} \left[1,14 \cdot \sqrt{f_n \ln \lambda (1 - \bar{\sigma}_q) \frac{1 - \bar{R}_c^2 (1 - \eta)}{1 - \bar{R}_c^3 (1 - \eta)}} \right]. \quad (19)$$

Результаты расчета $\alpha_{B(\text{опт})}$ по этому выражению, в зависимости от параметров η и \bar{R}_c , показывают, что в большинстве случаев можно использовать приближенную формулу

$$\alpha_{B(\text{опт})} = \text{arctg} [1,14 \cdot \sqrt{f_n \ln \lambda (1 - \bar{\sigma}_q)}]. \quad (20)$$

Так как при выводе уравнений (19) и (20) использовано усредненное по сечению биметалла осевое напряжение, то эти формулы также определяют усредненное значение $\alpha_{B(\text{опт})}$ и применимы для монометаллической заготовки. Данный вывод подтверждается тем, что аналогичное выражение для оценки $\alpha_{B(\text{опт})}$ получено в работе [4]. Однако из формул (13), (14), (17) и (18) следует, что значения $\alpha_{B(\text{опт})}$, обеспечивающие минимальные про-

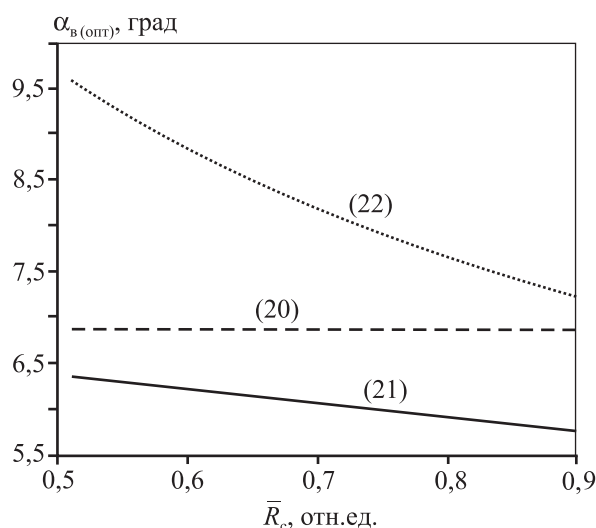


Рис. 3. Зависимость $\alpha_{B(\text{опт})}$ от \bar{R}_c (формулы (20)–(22))
 $f_n = 0,05$; $\lambda = 1,25$; $\bar{\sigma}_{q1} = \bar{\sigma}_{q2} = \bar{\sigma}_q = 0$

должные напряжения, для сердечника и оболочки должны быть разными. Поэтому целесообразнее находить $\alpha_{B(\text{опт})}$ для наиболее ответственного элемента биметалла.

Используя уравнения (17) и (18), из условий $d\bar{\sigma}_1/d\text{tg}\alpha_B = 0$ и $d\bar{\sigma}_2/d\text{tg}\alpha_B = 0$ определим $\alpha_{B(\text{опт})}$ для оболочки и сердечника соответственно:

$$\alpha_{B(\text{опт})} = \text{arctg} \left[1,14 \cdot \sqrt{f_n \ln \lambda (1 - \bar{\sigma}_{q1}) \frac{1 - \bar{R}_c^2}{1 - \bar{R}_c^3}} \right], \quad (21)$$

$$\alpha_{B(\text{опт})} = \text{arctg} [1,14 \cdot \sqrt{f_n \ln \lambda (1 - \bar{\sigma}_{q2}) / \bar{R}_c}]. \quad (22)$$

Расчет по этим формулам показывает (рис. 3), что конструкция биметалла существенно влияет на величину угла $\alpha_{B(\text{опт})}$: для сердечника он больше, чем для оболочки, и превышает усредненное значение, определенное по уравнению (19). Эта разность увеличивается с ростом коэффициентов вытяжки и трения, а также с уменьшением \bar{R}_c .

Опыт волочения показывает, что пластичная оболочка обуславливает повышение растягивающих напряжений в сердечнике и может привести к его разрыву [3]. Поэтому для биметалла типа М–Т–М значение оптимального угла наклона образующей канала в зоне деформации следует определять по формуле (22), а для биметалла типа Т–М–Т — по уравнению (21). Если же основной задачей проектирования процесса волочения является улучшение энергосиловых показателей, то можно использовать выражение (20).

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Приведены формулы для определения напряжения волочения и оптимальных углов канала конических волокон.

Необходимо отметить, что при получении расчетных соотношений было принято допущение о равенстве радиальных напряжений в оболочке и сердечнике. На недостатки применения этого допущения указано в работе [2]. Поэтому представленные выше формулы можно использовать для расчетов биметаллов с близкими механическими свойствами элементов.

ЛИТЕРАТУРА

1. *Маковский В.А., Ейльман Л.С.* Основы теории и практики производства биметаллических прутков. М.: Металлургия, 1971.
2. *Перлин И.Л., Ерманок М.З.* Теория волочения. М.: Металлургия, 1971.
3. *Джонсон У., Меллор П.* Теория пластичности для инженеров. М.: Машиностроение, 1979.
4. *Колмогоров Г.Л., Чернова Т.В., Филиппов Б.В.* // Изв. вузов. Чер. металлургия. 2007. № 4. С. 41–44.

УДК 669.715

ИССЛЕДОВАНИЕ И МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССОВ КРИСТАЛЛИЗАЦИИ ОБЪЕМНЫХ МЕТАЛЛИЧЕСКИХ СТЕКОЛ НА ОСНОВЕ ЦИРКОНИЯ

© 2013 г. А.Ю. Чурюмов, А.И. Базлов, А.А. Царьков, К.Ф. Стародуб, Д.В. Лузгин

Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС», г. Москва
Университет Тохоку, г. Сендай, Япония

Работа посвящена исследованию и моделированию кинетики кристаллизации объемных металлических стекол на основе циркония при нагреве с постоянной скоростью, а также при изотермической выдержке при повышенной температуре. Исследование кинетики процессов кристаллизации со временем может обеспечить более глубокое понимание механизма кристаллизации объемных металлических стекол и способствовать научно обоснованному выбору режимов термической обработки для формирования желаемых структуры и свойств композиционных материалов на их основе.

Ключевые слова: объемные металлические стекла, дифференциальная сканирующая калориметрия, аморфная структура, кристаллизация.

The article describes the investigation and simulation of Zr-based bulk metallic glass crystallization kinetics using DSC and DIC techniques. The investigation of the kinetics of crystallization processes may eventually provide deeper understanding of the bulk metallic glass crystallization mechanism and promote the evidence-based selection of heat treatment to form desired structure and properties of bulk metallic glasses based composites.

Key words: bulk metallic glasses, differential scanning calorimetry, amorphous structure, crystallization.

ВВЕДЕНИЕ

Объемные металлические стекла (ОМС) в последнее время привлекают большой интерес со стороны металлургов всего мира благодаря уникальному со-

четанию высоких механических и функциональных свойств [1–3]. Однако большинство из них обладают низкой пластичностью при комнатной температуре.

Чурюмов А.Ю. – канд. техн. наук, доцент кафедры металловедения цветных металлов НИТУ «МИСиС» (119049, г. Москва, В-49, Ленинский пр-т, 4). Тел.: (495) 955-01-34. E-mail: churyumov@misis.ru.

Базлов А.И. – аспирант той же кафедры. E-mail: bazlov@misis.ru.

Царьков А.А. – аспирант той же кафедры. E-mail: andreysarkov13@mail.ru.

Стародуб К.Ф. – магистрант той же кафедры. E-mail: starodub_kf@mail.ru.

Лузгин Д.В. – профессор Университета Тохоку (Aoba-Ku, Sendai 980-8577, Japan). Тел.: +81-22-217-5957. E-mail: dml@wpi-aimr.tohoku.ac.jp.