



УДК 621.791.01

## ПРОГНОЗИРОВАНИЕ ДИСПЕРСНОСТИ ГРАНУЛ И ИХ ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ ПРИ ЦЕНТРОБЕЖНОМ РАСПЫЛЕНИИ СПЛАВОВ

Академик НАН Украины В. И. МАХНЕНКО, А. П. ЖУДРА, канд. техн. наук,  
Е. А. ВЕЛИКОИВАНЕНКО, канд. физ.-мат. наук, А. И. БЕЛЫЙ, канд. техн. наук,  
В. И. ДЗЫКОВИЧ, инж. (Ин-т электросварки им. Е. О. Патона НАН Украины)

На основе обобщенных опытных данных и результатов математического моделирования предложена расчетная схема для прогнозирования дисперсности гранул и производительности их получения в зависимости от технологических параметров процесса центробежного гранулирования.

*Ключевые слова:* борсодержащие гранулы, наплавленный слой, центробежное распыление, теплосодержание отрывающейся капли, прогнозирование, производительность процесса, гранулометрический состав, плотность распределения

В последние десятилетия все более широкое распространение при наплавке поверхностей получают технологии, обеспечивающие композиционное строение наплавленного слоя за счет введения в присадочный материал гранул, способных придать поверхностному слою определенный комплекс функциональных свойств. В частности, для деталей, которые эксплуатируются в условиях высоких температур, предполагается применение дисперсных наполнителей, отличающихся тугоплавкостью, крипоустойчивостью и пр. Этим требованиям отвечают гранулы, изготовленные из карбидов вольфрама [1], однако дефицитность вольфрама обуславливает необходимость его замены другим элементом. В работе [2] с этой целью исследовали ряд композиций на основе борсодержащих железных гранул, пропитанных мельхиором МНМЦ 60-20-20, а также сплавы на основе кобальта (ВЗК — стеллит) и никеля (ХН80СРЗ — колмоной). Распыляемые стержни из этих сплавов по сравнению со стержнями из релита (карбид вольфрама) имеют температуру распыления, равную температуре плавления  $T_{пл}$  + перегрев на

100...150 °С, значительно более низкую, чем у релита, что существенно меняет энергетику процесса распыления по сравнению с таковой при получении гранул релита [3].

В табл. 1 приведена температура плавления распыляемых стержней из карбида вольфрама (для получения гранул релита), мельхиора, стеллита (для получения гранул ВЗК) и колмоной (для получения гранул, содержащих карбиды хрома, бор и кремний), а также расчетные данные о теплосодержании единицы объема отрывающейся капли  $\Pi_k$ , полученные по зависимости

$$\Pi_k = [(T_{пл} + \Delta T_{пер})c + q_{ск}] \gamma, \quad (1)$$

где  $T_{пер}$  — температура перегрева;  $c$  — теплоемкость;  $q_{ск}$  — скрытая теплота плавления;  $\gamma$  — плотность. Из данных табл. 1 видно, что теплосодержание отрывающейся капли релита примерно в 2 раза выше по сравнению с другими сплавами. Если учесть потери тепла при лучистом теплообмене с окружающей средой на стадии нагрева, то очевидным является экономичность получения гранул для наплавки сплавов № 2–4 (табл. 1) по сравнению с релитом. Указанное обстоятельство стимулирует исследования в направлении поиска альтернативных материалов и технологии получения гранул. Большое значение при этом имеет установление закономерностей, на ос-

Таблица 1. Теплофизические свойства исследуемых сплавов

№ п/п	Сплав	$T_{пл}$ , °С	$\gamma$ , г/см <sup>3</sup>	$q_{ск}$ , Дж/г	$c$ при $T_{пл}$ , Дж/(г·°С)	$\Pi_k$ , Дж/см <sup>3</sup>
1	Карбид вольфрама (релит)	2735	16,88	178,88	0,2621	15783
2	Мельхиор	1230	8,90	291,20	0,4114	7646
3	Стеллит	1290	8,42	274,56	0,6864	10633
4	Колмоной	1070	8,10	328,64	0,6822	9402

Примечание. Для всех вариантов сплавов  $\Delta T_{пер} = 150$  °С.

Таблица 2. Теплофизические свойства материалов, используемые в расчете

T, °C	Мельхиор		Стеллит		Колмоной		Графит
	$\lambda$ , Вт/(м·°C)	$c_T \cdot 10^{-6}$ , Дж/(м <sup>3</sup> ·°C)	$\lambda$ , Вт/(м·°C)	$c_T \cdot 10^{-6}$ , Дж/(м <sup>3</sup> ·°C)	$\lambda$ , Вт/(м·°C)	$c_T \cdot 10^{-6}$ , Дж/(м <sup>3</sup> ·°C)	$c_T \cdot 10^{-6}$ , Дж/(м <sup>3</sup> ·°C)
20	23,3	3,5422	21,0	3,722	11,1	3,742	1,760
100	25,6	3,576	21,0	3,806	11,9	4,077	1,760
200	34,3	3,622	21,0	4,016	13,6	4,078	2,155
300	39,9	3,658	23,0	4,193	15,2	4,318	2,509
400	—	3,695	25,0	4,471	16,9	4,335	2,750
500	—	3,731	27,4	4,698	18,5	4,353	2,970
600	—	3,777	29,5	4,968	20,2	4,387	3,063
700	—	3,813	29,5	5,313	21,8	4,464	3,160
800	—	3,849	29,5	5,692	23,5	4,560	3,230
900	—	3,886	29,5	6,130	25,1	4,833	3,270
1000	—	3,922	29,5	6,433	25,3	5,100	3,300
1100	—	3,922	29,5	6,904	2530,0*	5,570	3,320
1200	—	3,922	29,5	6,740	2530,0*	5,570	3,370
1300	3990,0*	3,922	2950,0*	6,740	2530,0*	5,570	3,420

Примечания.  $c_T$  — объемная теплоемкость;  $\lambda$  — теплопроводность, у графита  $\lambda = 125$  Вт/(м·°C); \* — данные, полученные с использованием эффективного коэффициента теплопроводности в направлении  $r$ .

нове которых можно выполнять определенные оценки. Отдельным результатам такой работы посвящена настоящая статья.

В основу обобщения экспериментальных данных о сплавах, указанных в табл. 1, положена математическая модель распыления, взятая из работы [3], в сочетании с экспериментальными данными, полученными на установке плазменного переплава вращающегося стержня (рис. 1).

Моделирование тепловых процессов во вращающемся с большой скоростью стержня 1, в неподвижной графитовой втулке 2 и толкателе 3 (рис. 1) в системе координат  $r, z$  при допущении, что контакт между втулкой (толкателем) и стержнем идеальный, может быть осуществлено традиционно в рамках теории нестационарной теплопроводности при соответствующих начальных ( $t = 0$ ) и граничных условиях [3].

Интенсивность теплового потока от плазменного источника нагрева с подводимой электрической мощностью  $W = 24$  кВт (рис. 1) принималась в виде

$$q(r, t) = \frac{W\eta_n}{K} \pi \exp(-K(r-r_0)^2), \quad (2)$$

где  $\eta_n = 0,55$  — эффективный КПД нагрева для вариантов сплавов № 2–4 (см. табл. 1) для случая плазменной сварки стальных изделий;  $K$  — коэффициент сосредоточенности источника нагрева;  $r_0$  — координата источника нагрева. Теплофизические свойства материалов, используемые в расчете, приведены в табл. 2.

Математическая модель формирования и отрыва капли принималась аналогичной из работы [3]. В основу этой модели положены статистические данные относительно плотности распределения  $Q$  диаметра  $d_k$  образующихся гранул (капель) в зависимости от скорости  $v_c$  вращения стержня.

По экспериментальным данным о частоте появления каплей диаметром  $d_k$  с дискретностью 50 мкм (табл. 3) построены кривые (рис. 2). На этом рисунке различие в расчетных значениях  $Q$  для сплавов, приведенных в табл. 1, 2, соответствует погрешности экспериментальных измерений, что обусловлено близостью их теплофизических свойств.

Были рассчитаны эквивалентные постоянные диаметры  $d_{эки}$  группы при соответствующих ско-

Таблица 3. Гранулометрический состав сферических частиц, %

$v_c$ , об/мин	Размер частиц, мкм												
	50...100	100...150	150...200	200...250	250...300	300...350	350...400	400...450	450...500	500...550	550...600	600...650	
2000	—	—	—	2...4	4...8	7...10	16...18	19...25	22...35	28...32	19...22	12...14	
4000	—	—	4...6	9...12	11...14	24...27	26...29	11...14	3...4	3...4	2...3	1...2	
6000	—	5...8	7...11	23...27	17...19	14...18	9...12	5...7	3...6	2...4	1...2	—	
8000	12...13	22...23	28...29	24...25	3...4	3...4	—	—	—	—	—	—	

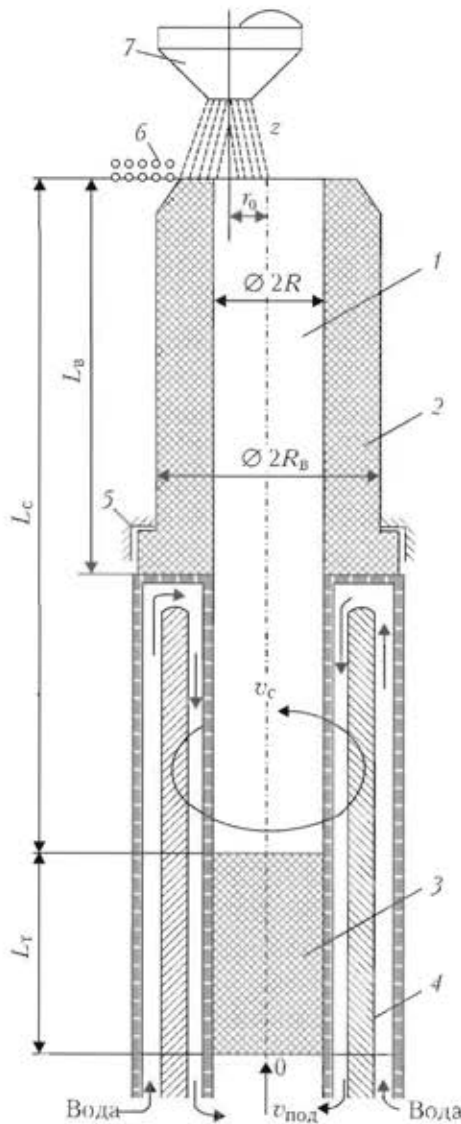


Рис. 1. Схема установки для получения сферических частиц релита: 1 — стержень; 2 — графитовая втулка; 3 — графитовый толкатель; 4 — вал стержня, охлаждаемый водой; 5 — опора стержня; 6 — капли распыляемого стержня; 7 — плазменная горелка;  $L_c$ ,  $L_b$ ,  $L_t$  — соответственно длина стержня, втулки и толкателя;  $2R_c$ ,  $2R_b$  — соответственно диаметр стержня и втулки;  $v_{под}$  — скорость подачи стержня

ростях вращения стержня (рис. 2), на основе которых выбирали размеры элементарных объемов для численного моделирования тепловых процессов в зоне расплавляемого торца стержня. При этом использовали зависимость

$$d_{экв} = \sqrt[3]{\int_0^{+\infty} \frac{Q(d_k)}{100} dd_k} \quad (3)$$

Полученные результаты приведены ниже:

$v_c$ , об/мин	2000	4000	6000	8000
$d_{экв}$ , мм	0,48	0,37	0,33	0,19

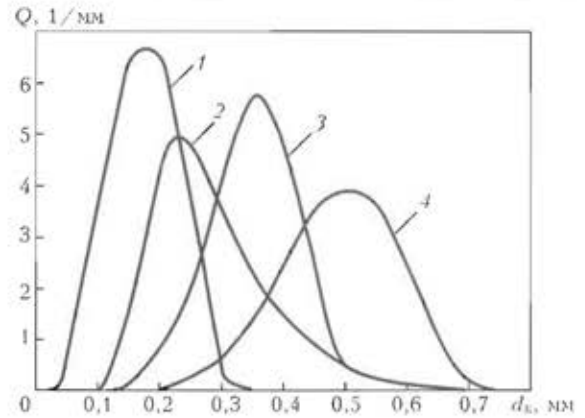


Рис. 2. Плотность распределения гранул в зависимости от скорости оборотов стержня 8000 (1), 6000 (2); 4000 (3); 2000 (4) об/мин

Размеры элементарных объемов  $h_r h_z r h_\phi = \pi \frac{d_{экв}^3}{6}$   
или  $h_r = h_z = r h_\phi = d_{экв} \sqrt[3]{\pi/6} \approx 0,8 d_{экв}$

Решая тепловую задачу при указанных элементарных объемах, по температуре объемов в торцевом слое стержня прослеживали во времени готовность соответствующего объема к образованию капли. В работе [3] показано, что в условиях, когда зависимость поверхностного натяжения от температуры для рассматриваемых сложных сплавов известна недостаточно, силовое условие образования и роста капли [3] можно приближенно заменить соответствующим температурным, т. е. принять в качестве условия образования капли температуру в поверхностном объеме, равную температуре отрыва капли  $T_{отр} = T_{пл} + 150$  °С. Образовавшаяся за время формирования  $\Delta t_\phi$  капля жидкого металла экранирует соответствующую зону торца стержня от источника нагрева в течение некоторого момента задержки капли  $\Delta t_3$ , за это время возникают условия для отрыва капли, а затем процесс повторяется, т. е. после снятия экранирования за время  $\Delta t_\phi$  образуется новая капля и т. д. Такое прослеживание позволяет путем решения краевой задачи определять  $\Delta t_\phi$ , а  $\Delta t_3$  находить итерационным путем из условия согласования расчетных и экспериментальных данных о производительности процесса, зависящей от скорости поступательного движения стержня вдоль оси  $z$  (рис. 1). Оказалось, что  $\Delta t_3$  примерно соответствует дополнительному перегреву капли на  $\Delta T_{отр} \approx 50$  °С.

В результате были определены значения  $\Delta t_\phi$  и  $\Delta t_3$ , которые мало отличаются для рассматриваемых сплавов (табл. 4). На рис. 3 представлена зависимость  $\Delta t_\phi$  и  $\Delta t_3$  от  $d_{экв}$  при экспериментальном значении поступательного осевого перемещения стержня со скоростью  $v_{под} = 1$  мм/с.

По определенным параметрам каплеобразования рассчитана производительность процесса, характеризуемая количеством  $N_v$  образующихся за

Таблица 4. Расчетные параметры центробежного распыления частиц при различной скорости вращения стержня

$v_c$ , об/мин	$N_k$ , ед.	$d_{\text{max}}$ , ед.	$\Delta t_y$ , с	$\Delta t_\phi$ , с
2000	10616	0,48	0,28	0,40
4000	23589	0,37	0,22	0,30
6000	33326	0,33	0,16	0,24
8000	172927	0,19	0,07	0,15

1 с каплей в зависимости от скорости вращения стержня (табл. 4). Из этого общего количества капель, образующихся за 1 с, можно с помощью данных, представленных на рис. 2, рассчитать вероятность  $P$  того, что значение диаметра  $d_k$  этих

капель будет не больше заданного. Пример такого расчета представлен на рис. 4.

В результате моделирования получены температурные поля в системе (см. рис. 1) стержень–графитовая втулка–толкатель в зависимости от скорости вращения для вариантов № 2–4 (см. табл. 1).

На рис. 5 в качестве примера приведены такие данные для квазистационарного состояния в окрестности кратера жидкой ванны, полученные при различной скорости вращения распыляемого стержня из материала № 4 (см. табл. 1). Аналогичные данные для сплавов № 1–3 (см. табл. 1), свидетельствуют о том, что температуры в окрестности кратера примерно пропорциональны  $T_{\text{пл}}$ .

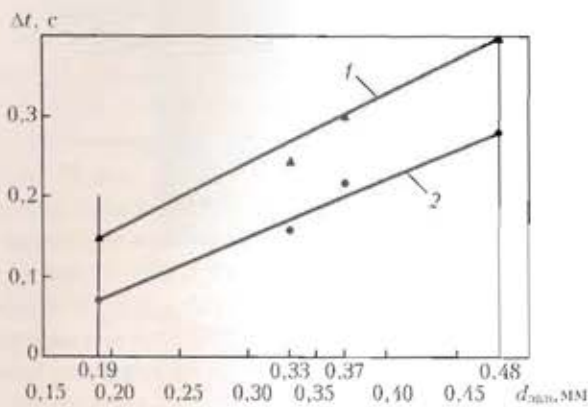


Рис. 3. Зависимость  $\Delta t_\phi$  (1) и  $\Delta t_y$  (2) от  $d_{\text{max}}$  для распыляемых сплавов № 1–4 при  $W = 24$  кВт

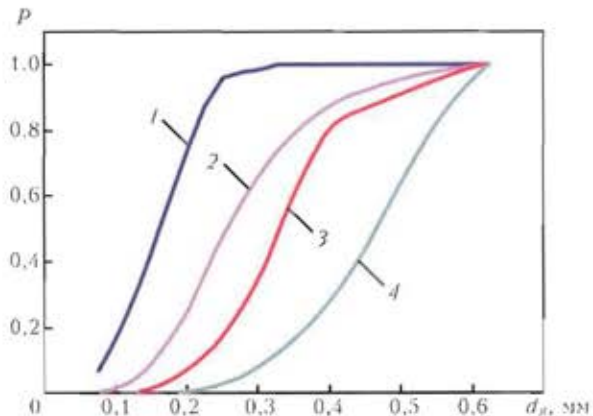


Рис. 4. Зависимость диаметра  $d_k$  образующейся капли от скорости  $v_c$  вращения стержня: 1–4 — см. рис. 2

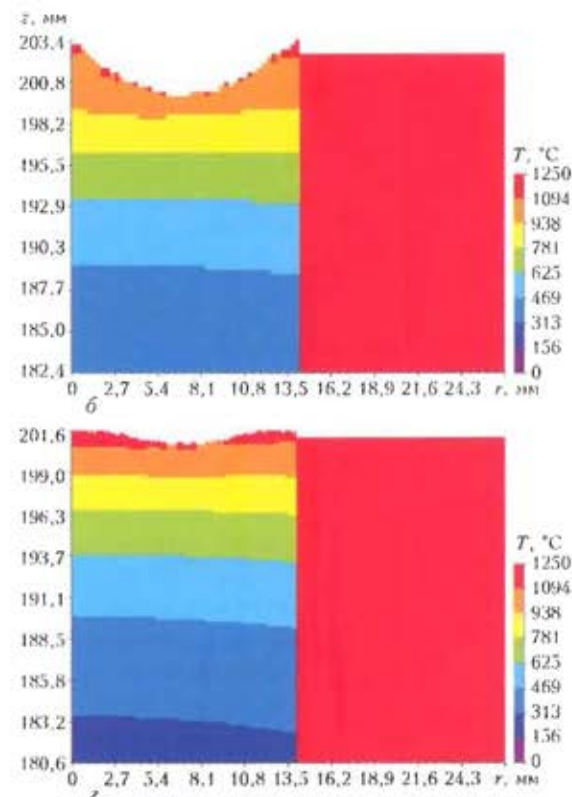
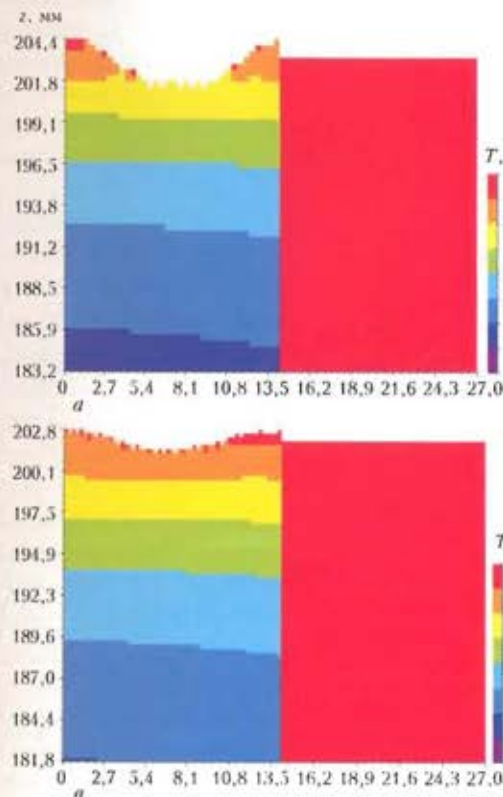


Рис. 5. Распределение температур и форма кратера квазистационарного состояния у торца распыляемого стержня (сплав № 4, табл. 1) при скорости вращения стержня 2000 (а), 4000 (б), 6000 (в) и 8000 об/мин (г)

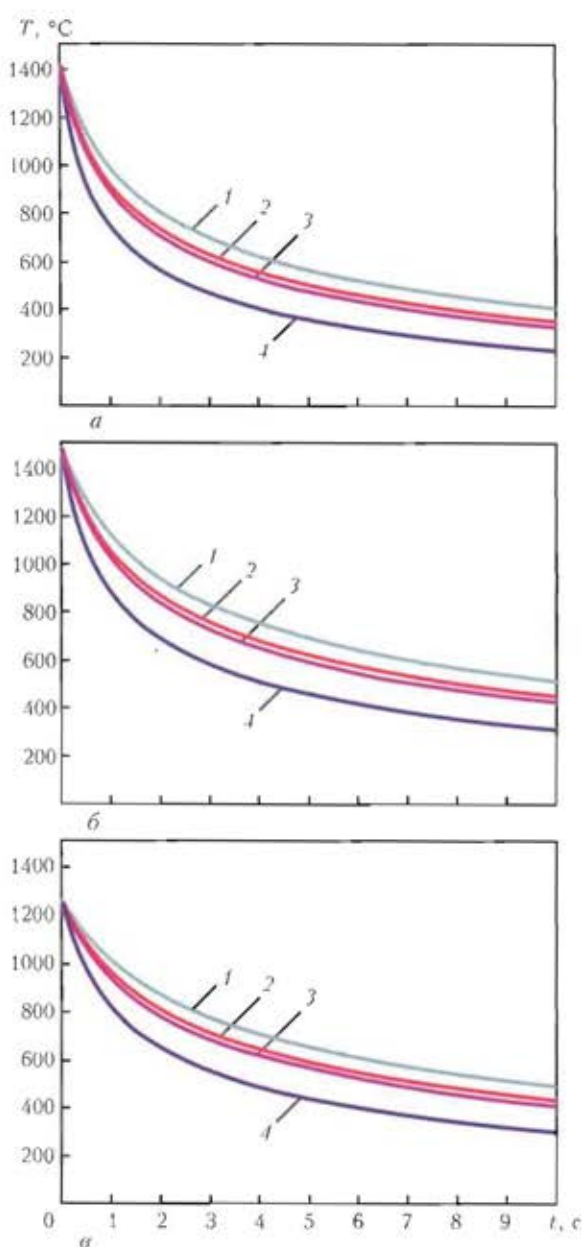


Рис. 6. Температурные кривые, полученные во времени остывания капли сплава № 2 (а), 3 (б) и 4 (в) (см. табл. 1): 1 —  $d_k = 0,48$ , 2 —  $0,37$ , 3 —  $0,44$ , 4 —  $0,19$  мм

Однако параметры каплеобразования и соответственно производительность этого процесса отличаются незначительно, что можно объяснить достаточно близкими значениями плотности (см. табл. 1) и поверхностного натяжения исследуемых сплавов [4].

Из работы [1] следует, что для рассматриваемых сплавов достаточно большой интерес представляет скорость охлаждения оторвавшейся капли.

Соответствующие расчетные данные, полученные при средней температуре капли во времени в зависимости от  $d_k$ , приведены на рис. 6. Отсчет времени начинали с момента отрыва капли, т. е. с учетом ее перегрева за время  $\Delta t_3$  приблизительно на 50 °С. Из рисунка видно, что различные зна-

чения температуры  $T_k$  образования капель и теплоемкости  $c_p$  приводят к достаточно разным циклам охлаждения одинаковых капель рассматриваемых сплавов и чем больше диаметр капли, тем медленнее она остывает.

Результаты, полученные выше при исследовании рассматриваемого процесса, позволяют в определенной степени делать прогнозные оценки в тех случаях, когда исходные данные отличаются от рассмотренных. В частности, важным практическим вопросом является прогнозирование производительности процесса при различной подводимой тепловой энергии источника нагрева.

Применительно к сплавам № 2–4 (см. табл. 1) рассмотрена возможность теоретического прогнозирования процесса каплеобразования в случаях, если значение подводимой мощности  $W$  плазменного нагрева отличается от 24 кВт. В частности, рассматривались варианты  $W = 11,2, 6,7, 4,5$  и  $2,25$  кВт при условии, что эффективный КПД нагрева остается неизменным ( $\eta_n \approx 0,55$ ) и коэффициент сосредоточенности теплового потока плазменной горелки в зависимости (2) также не меняется и равен  $K = 0,015$  1/мм<sup>2</sup>. Естественно, что возможны и другие значения  $\eta_n$  и  $k$ , соответствующие указанной мощности плазменного нагрева. В каждом конкретном случае они могут быть уточнены на основе экспериментальных данных по стандартным методикам, используемым при сварке [5]. В настоящей работе важно показать, что при заданных тепловых характеристиках процесса плазменного нагрева распрыскиваемого стержня (см. рис. 1) с помощью данных о параметрах каплеобразования при подводимой мощности  $W = 24$  кВт можно прогнозировать процесс каплеобразования для других параметров нагрева, в частности, и при изменении  $W$ .

В основу такого прогноза приняты указанные выше положения, а именно, формирование капли происходит, если температура соответствующих поверхностных объемов достигает определенного значения и равна  $T_{пл} + \Delta T_{ф}$ . В цикле образования и удаления капли с данного участка поверхности время достижения такой температуры после удаления предшествующей капли определяется значением  $\Delta t_{ф}$ , полученным в результате решения соответствующей тепловой задачи. При этом учитывается, что временной цикл формирования и удаления капли состоит из  $\Delta t_{ф} + \Delta t_3$ , где  $\Delta t_3$  определяет отрезок времени, в течение которого в данном поверхностном объеме предыдущая капля экранирует тепловой поток. Длительность этого экранирования, определенная при известной производительности процесса каплеобразования ( $W = 24$  кВт) в зависимости от эквивалентного диаметра капли или количества оборотов стержня, получена итерационным путем (см. табл. 4 и

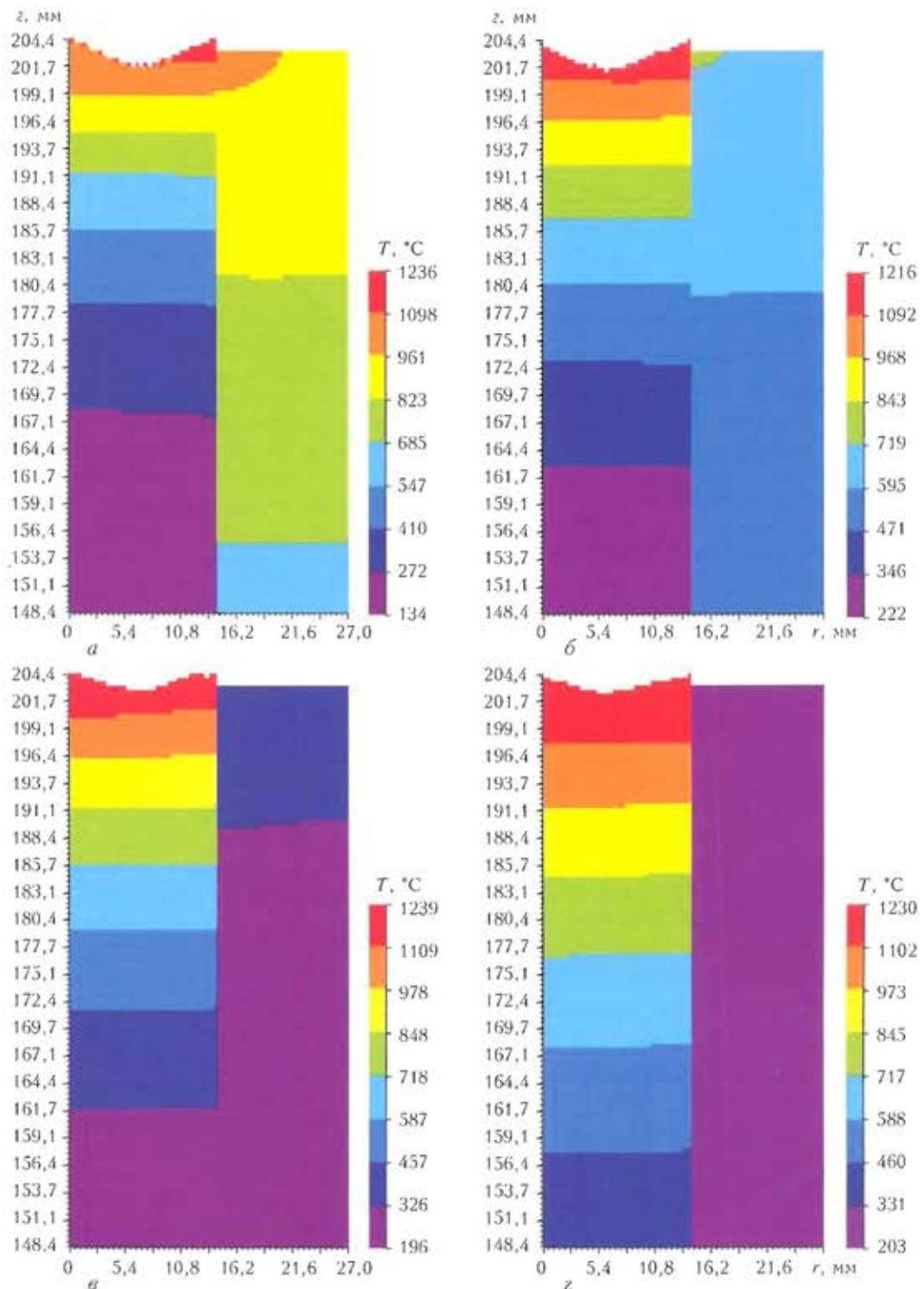


Рис. 7. Распределение поля температур в стержне из колнона вблизи торца нагрева при  $v_c = 2000$  об/мин: а —  $W = 11,2$ ; б — 6,7; в — 4,5; г — 2,25 кВт

рис. 3). Естественно, что изменение подводимой мощности приводит к изменению значений как  $\Delta t_{\text{ф}}$ , так и  $\Delta t_3$ .

На основе решения тепловой задачи установлено, что  $\Delta t_3$  соответствует примерно времени нагрева изолированной капли под действием теплового потока плазменного источника  $q_{\text{п}}(r, t)$  и с

учетом лучистой теплоотдачи в окружающую среду до температуры сбрасывания капли  $T_{\text{сб}} = T_{\text{пл}} + \Delta T_{\text{ф}} + \Delta T_{\text{сб}}$ . Для вариантов сплавов № 2–4 (см. табл. 1)  $\Delta T_{\text{сб}} \approx 50 \dots 60$   $^{\circ}\text{C}$ . Использование такого условия позволяет достаточно просто находить время  $\Delta t_3$  для любых значений подводимой мощности вращения стержня и в итоге достигать со-

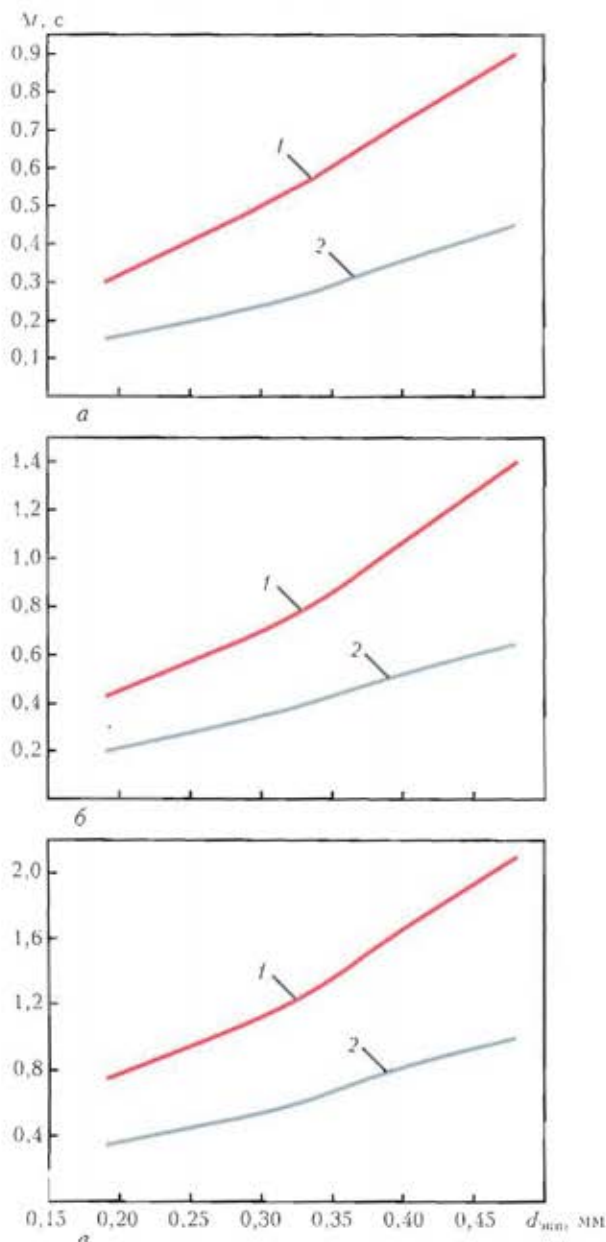


Рис. 8. Расчетные кривые зависимости  $\Delta t_{\phi}$  (1) и  $\Delta t_z$  (2) от  $d_{экв}$  полученные для сплава колмоной, при  $W = 11,2$  (а), 6,7 (б) и 4,5 кВт (в)

ответствующей производительности процесса, которая выражается в определенной скорости осевой подачи  $v_{под}$  стержня для установившегося процесса каплеобразования.

На рис. 7 приведено распределение температур в процессе каплеобразования при скорости вращения стержня 2000 об/мин.

Аналогичные результаты получены и при другой скорости вращения стержня из сплавов на основе стеллита и мельхиора. Характерно, что уменьшение подводимой мощности (рис. 7) приводит к значительному увеличению объема металла около торца стержня, имеющего температуру, близкую к  $T_{пл}$ . Однако при этом заметно сокращается количество поверхностных объемов, для которых выполняются условия каплеобразо-

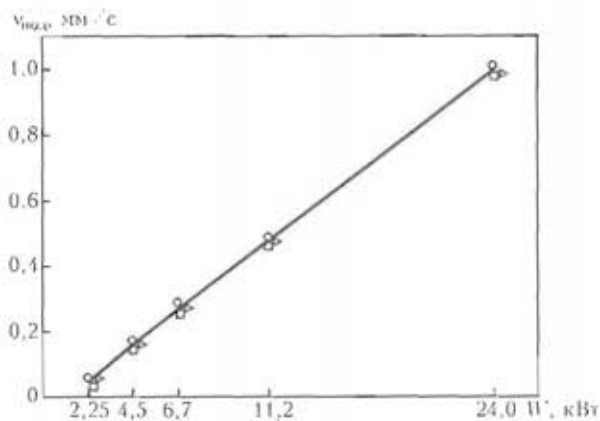


Рис. 9. Зависимость производительности процесса каплеобразования от подводимой мощности  $W$  у сплавов № 2-4 (см. табл. 1):  $\circ$  — колмоной,  $\square$  — стеллит,  $\Delta$  — мельхиор

вания и возрастают значения  $\Delta t_{\phi}$  и  $\Delta t_z$ , что приводит к резкому сокращению производительности процесса.

Рис. 8 дает представление о  $\Delta t_{\phi}$  и  $\Delta t_z$  в зависимости от  $d_{экв}$  (скорости вращения стержня из колмоной) при  $W = 11,2, 6,7$  и  $4,5$  кВт. При подводимой мощности 2,25 кВт такие данные получены при скорости вращения стержня 2000 об/мин ( $\Delta t_{\phi} \approx 6$  с,  $\Delta t_z \approx 1,8$  с,  $v_{под} \approx 0,062$  мм/с) и свидетельствуют о нестабильности процесса каплеобразования.

В итоге получена расчетная кривая изменения производительности процесса каплеобразования (рис. 9) для рассматриваемых сплавов на основе колмоной, стеллита и мельхиора в зависимости от подводимой мощности  $W$  при скорости вращения распыляемого стержня 2000...8000 об/мин, свидетельствующая о стабильности значений  $v_{под}$ .

Отметим еще одну интересную возможность прогнозирования с помощью моделирования. Так, на основании скорости охлаждения (термического цикла охлаждения) распыляемых капель (см. рис. 6) можно предсказать микроструктуру и некоторые свойства получаемых гранул.

Методика такого прогнозирования достаточно известна и основана на сопоставлении цикла охлаждения с соответствующими экспериментальными диаграммами скорость охлаждения-микроструктура-свойства. Естественно, такая задача актуальна для случая, когда металл каплей достаточно чувствителен к скорости охлаждения.

Если исходить из литературных данных (например, [6]), то среди исследуемых трех сплавов (№ 2-4) особо чувствительных к скорости охлаждения нет, поэтому пока нет необходимости рассматривать этот вопрос в данной работе.

Отметим, что на основе кривых на рис. 6, зная начальную скорость разлета капель (приблизительно 2,8...11,2 м/с при указанных оборотах и диаметре вращающегося стержня), а также расстояние свободного полета, можно прогнози-

Таблица 5. Температура капли  $T$  (°C) при столкновении с преградой через 0,5...1,0 с полета

Сплав	$d_k$ , мм			
	0,48	0,37	0,33	0,19
Мельхиор	1150...1000	1100...910	1080...900	910...740
Стеллит	1250...1110	1200...1160	1190...1110	1050...890
Колмоной	1120...1010	1100...960	1090...930	950...810

вать температуру капель в момент столкновения ее с преградой. В частности, если оно происходит через 0,5...1,0 с, то температура капли в зависимости от ее диаметра для рассматриваемых вариантов сплавов меняется в достаточно широких пределах (табл. 5).

Из табл. 5 следует, что при ограниченных размерах рабочей камеры получить гранулы идеальной сферической формы и большого диаметра ( $d_k = 0,48$  мм) достаточно сложно, несмотря на высокое сопротивление деформированию рассматриваемых сплавов при высоких температурах.

Учитывая, что в момент столкновения капли с преградой импульс силы  $m(v^2/2)$  уравновешивается работой деформирования зоны контакта капли и преграды (здесь  $m$  — масса капли, равная  $\frac{\pi d_k^3}{6} \gamma/g$ , где  $g$  — ускорение силы тяжести), можно приближенно записать условие упругого столкновения капли с преградой в виде

$$\frac{mv^2}{2} < \sigma_{0,2}(T) U_k F_k,$$

где  $\sigma_{0,2}(T)$  — предел текучести материала капли;  $U_k$  — среднее перемещение на площади контакта капли с преградой;  $F_k$  — площадь контакта капли с преградой.

Деформируемый объем  $F_k U_k$  при наступлении пластических деформаций во время столкновения капель составляет

$$F_k U_k = \frac{v^2}{2\sigma_{0,2}(T)} \frac{\pi d_k^3}{6} \gamma/g.$$

Обозначим относительный объем формирования капли как  $\xi = \frac{F_k U_k}{\pi d_k^3/6}$ . Тогда соответственно условие пластического деформирования при столкновении с преградой можно представить в виде

$$v > \left[ \frac{2\xi \sigma_{0,2}(T)}{\gamma/g} \right]^{0,5}$$

Рассмотрим пример, когда  $\sigma_{0,2}(T) \approx 100$  МПа,  $\gamma/g = 8,9$  [г/см<sup>3</sup>]/9,8 [м/с<sup>2</sup>] =  $9,1 \cdot 10^{-10}$  [кг/мм<sup>2</sup>/с<sup>2</sup>], что соответствует сплаву № 2 (см. табл. 1).

Для этих данных получим

$$v > \left( \frac{20 \cdot 10^{10} [\text{мм}^2]}{9,1 [\text{с}^2]} \right)^{0,5} = 1,48 \sqrt{\xi} \cdot 10^5 [\text{мм/с}].$$

Если считать, что относительный объем деформирования капли  $\xi$  не превышал 1 %, то  $\xi = 0,01$ , а значения  $v$  не должны превышать 14,5 м/с.

Следует отметить, что расчетная скорость столкновения капли с преградой в значительной степени зависит не только от скорости разлета капель, указанной выше, но и от сил гравитации.

Если отметить, что скорость разлета капель направлена горизонтально, а под действием сил гравитации она получает вертикальное направление и определяется известным соотношением

$$v_{\text{верт}} = \sqrt{2gH},$$

(здесь  $H$  — вертикальный путь, проделанный каплей при свободном падении), то скорость  $v_{\text{ст}}$  столкновения капли с преградой, нормаль которой составляет угол  $\alpha$  с горизонтом, определяется зависимостью

$$v_{\text{ст}} = v_{\text{гор}} \sin \alpha + v_{\text{верт}} \cos \alpha.$$

Иными словами, если  $\alpha = 0$  вертикальная плоскость, то основную роль играет  $v_{\text{гор}}$  или скорость разлета частиц. Если  $\alpha = \pi/2$ , т. е. плоскостью столкновения является горизонтальный поддон, то основную роль играет высота  $H$  падения капель. Для рассмотренного примера видно, что для вертикальной стенки ( $\alpha = 0$ ) скорость разлета капель составляла 2,8...11,2 м/с, что ниже критической (14,5 м/с). В случае горизонтального поддона предельная высота  $H$  равна  $14,5^2/2g = 10,7$ , что вполне реально выполнить.

Для случая, когда  $\alpha = \pi/4$

$$v_{\text{ст}} = \frac{1}{\sqrt{2}} (v_{\text{гор}} + v_{\text{верт}}) = \frac{v_{\text{гор}}}{\sqrt{2}} + \sqrt{gH},$$

откуда допустимая высота падения капли

$$H = \left( 14,5 - \frac{v_{\text{гор}}}{\sqrt{2}} \right)^2 \frac{1}{g}.$$

Результаты расчета по этой зависимости дают для рассматриваемого примера следующие предельные значения:

$v_{\text{гор}}$ , м/с	2,80	5,60	8,4	11,2
$H$ , м	17,4	11,3	7,6	4,40
$t_{\text{в}}$ , с	1,90	1,50	1,2	0,95

Очевидно, что уменьшение  $\sigma_{0,2}(T)$  ужесточит условия, при которых отсутствуют заметные искажения формы капель в случае столкновения. Значение  $\sigma_{0,2}(T)$  должно выбираться в зависимости





ти от температуры  $T_s$ , а  $T$  — в зависимости от времени полета капли  $t_n$ , определяемого  $H$ , т. е.:

$$t_n = \sqrt{\frac{2H}{g}}$$

Приведенная выше расчетная зависимость полета для рассматриваемого примера показывает, что за время полета капли температура столкновения с преградой будет ниже указанной (см. табл. 5), т. е. выбранные исходя из температуры значения  $\sigma_{0,2}(T)$  достаточно консервативно определяют условие сохранения формы капли.

В заключение следует отметить, что математическое моделирование процесса образования гранул из сплавов № 2–4 (см. табл. 1), которые отличаются от карбида вольфрама значительно более низкой температурой распыления соответствующих стержней, позволило выявить следующее: заметно возрастает производительность процесса расплавления за счет снижения длительности образования и отрыва капель при одинаковой мощности плазменного нагрева; увеличение скорости вращения распыляемого стержня способствует росту давления в жидком слое на торце стержня, поэтому при меньших диаметрах капли происходит нарушение равновесия между силами поверхностного натяжения и внутренним давлением в ней; поскольку плотность и силы поверхностного натяжения жидкой основы сплавов № 2–4 (см. табл. 1) незначительно отличаются, то гранулометрический состав образующихся частиц по экспериментальным данным также отличается незначительно, что вполне соответствует теоретическим положениям настоящей работы.

По данным работы [3] плотность релита приблизительно в 2 раза выше, чем у сплавов № 2–4, однако и поверхностное натяжение у жидкого

вольфрама при температурах около 3000°C также примерно настолько выше, чем у жидкого никеля, меди, марганца, кобальта [4]. Отсюда зависимость гранулометрического состава капель релита от скорости вращения распыляемого стержня близка к таковой для рассматриваемых в настоящей работе сплавов. Это также подтверждает, что плотность гранулированного материала и поверхностное натяжение жидкой матрицы распыляемого стержня определяют размеры гранул при данной скорости вращения стержня.

Поскольку поверхностное натяжение жидких металлических расплавов можно в определенной степени регулировать за счет соответствующих примесей [4], то этот фактор заслуживает внимания для управления гранулометрическим составом.

На основе выполненного исследования можно прогнозировать процесс каплеобразования при наличии достаточно ограниченной экспериментальной информации.

1. Жудра А. П., Литвиненко А. И. Некоторые особенности центробежного гранулирования тугоплавких соединений с использованием плазменного переплава // Спец. электротехнология. — 1989. — № 67. — С. 104–105.
2. Структура и свойства борсодержащих железных гранул для наплавки / Н. М. Спиридонова, Е. В. Суховая, В. Ф. Бутенко и др. // Порош. металлургия. — 1993. — № 2. — С. 45–49.
3. Математическое моделирование процесса получения сферических гранул плавящихся карбидов вольфрама / В. И. Махненко, А. И. Жудра, Е. А. Великоиваненко и др. // Автомат. сварка. — 2004. — № 2. — С. 3–10.
4. Ниженко В. И., Флока Л. И. Поверхностное натяжение жидких металлов и сплавов: Справ.— М.: Металлургия, 1981. — 210 с.
5. Рыкалин Н. Н. Расчеты тепловых процессов при сварке. — М.: Машгиз, 1951. — 296 с.
6. *Welding handbook*. Vol. 4: Materials and applications. Pt. 2. — Miami: American Welding Society, 1998. — 623 p.

Based on generalization of the experimental data and results of mathematical simulation a design procedure is proposed for forecasting the efficiency, size distribution and quality of the forming granules depending on the technological parameters of the process of centrifugal granulation.

Поступила в редакцию 23.03.2007