



ВЛИЯНИЕ МИКРОРЕЛЬЕФА ПОВЕРХНОСТИ НА ПРОЧНОСТЬ СЦЕПЛЕНИЯ С ГАЗОТЕРМИЧЕСКИМИ ПОКРЫТИЯМИ

Ю. А. ХАРЛАМОВ, д-р техн. наук (Вост.-укр. нац. ун-т, г. Луганск),
Ю. С. БОРИСОВ, д-р техн. наук (Ин-т электросварки им. Е. О. Патона НАН Украины)

Проанализированы современные представления о роли параметров микрорельефа поверхности основы в формировании газотермических покрытий. На основе анализа экспериментальных данных предложена аналитическая модель для выбора оптимальных параметров микрорельефа напыляемых поверхностей.

Ключевые слова: газотермическое напыление, струйно-абразивная обработка, поверхность, абразив, рельеф, напыляемая частица, сцепление

Технология газотермического напыления покрытий (ГТП) включает три основных этапа: подготовку поверхности напыляемого изделия, напыление и обработку напыленного покрытия. Одной из важнейших характеристик качества покрытий является прочность сцепления с основным материалом изделия, высокий уровень которой достигается не только при оптимальных условиях напыления, но и за счет соответствующей подготовки напыляемой поверхности (удаление загрязнений и активация поверхности основы для устранения барьеров, препятствующих контакту напыляемых частиц и поверхностного слоя основы). Основные технологические приемы активации связаны с получением шероховатого микрорельефа поверхности основы, ее деформированием для создания напряженного состояния и предварительным нагревом. Наиболее часто применяют струйно-абразивную обработку (САО) — самую простую и экономичную при подготовке поверхностей как простой, так и сложной формы. Шероховатость поверхности основы влияет на прочность сцепления посредством изменения интенсивности физико-химического взаимодействия контактирующих материалов частицы и основы. Обычно это связывают с изменением схемы напряженного состояния поверхностного слоя, лучшим прогревом микровыступов и концентрацией напряжений в устье микровпадин. До настоящего времени обоснованных рекомендаций по выбору параметров шероховатости поверхностей под газотермическое напыление не существует.

Современное состояние теории и практики подготовки поверхности к газотермическому напылению. Подготовка поверхности является одним из наиболее ответственных этапов в процессе получения газотермических покрытий (ГТП). Обоснованию требований к ней и соответствующим технологическим рекомендациям посвящены разделы национальных стандартов по ГТП [1–3], а также многочисленные публикации и исследования [4–18]. Однако до настоящего времени эти рекомендации и результаты исследований носят противоре-

чивый характер [19]. Прежде всего следует отметить отсутствие достаточно обоснованных требований к параметрам микрорельефа поверхности, подготовленной к ГТП. Так, по данным работ [20, 21], для достижения максимальной прочности сцепления ГТП необходимо обеспечить оптимальное отношение параметра шероховатости поверхности к среднему размеру напыляемых частиц. В статье [22] показано, что максимальная прочность сцепления достигается при определенной шероховатости поверхности основы, получаемой при САО с оптимальным удельным расходом абразива. По другим данным, условием для достижения максимальной прочности сцепления является определенная длительность обработки поверхности абразивом [23]. С увеличением удельной энергии абразива при САО прочность сцепления ГТП возрастает, а затем появляется тенденция к ее снижению [24].

Как показано в работе [13], при напылении алюминия на поверхность, подготовленную САО различной дробью и абразивными частицами, в большинстве случаев максимальной прочности сцепления достигают при угле атаки поверхности газоабразивным потоком, равном 90°. Для всех видов абразивных частиц несферической формы с уменьшением угла наклона струи частиц к обрабатываемой поверхности зафиксировано снижение прочности сцепления. Наибольшая прочность сцепления получена при обработке металлической поверхности оксидом алюминия. Уменьшение прочности сцепления выявлено при использовании абразивов в следующей последовательности: шлак оксида меди — новая остроугольная дробь — использованная остроугольная дробь — изношенная остроугольная дробь — круглая дробь. Это можно объяснить специфической ролью формы абразивных частиц в характере взаимодействия с обрабатываемой поверхностью. Остроугольные частицы, по-видимому, формируют более благоприятный для образования прочного сцепления ГТП с основой микрорельеф поверхности. При ударе такой частицы воспроизводятся элементарные акты микрорезания со снятием микростружек и образование новых участков поверхностей. При соударении с закругленными и сферическими частицами происходит пластическое деформирование (смятие) микроучастков поверхности изде-

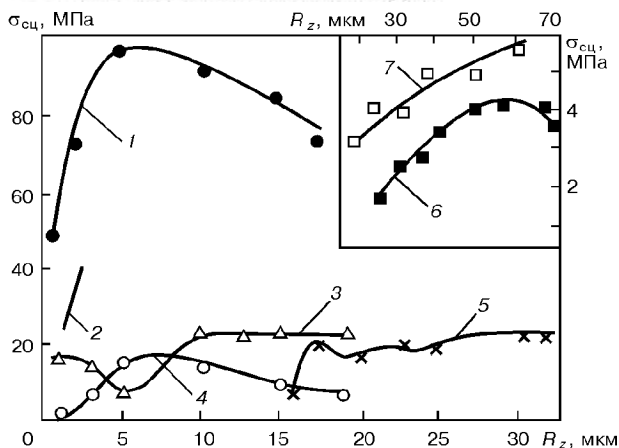


Рис. 1. Влияние высоты неровностей поверхности основы на отрывную прочность сцепления $\sigma_{сц}$ ГТП: 1 — сверхзвуковое газоплазменное напыление сплава WC-Co с размером частиц $d_p = 10...40$ мкм, твердость основы $HV 300...800$, производительность $19...76$ г/мин, $v_0 = 280...340$ м/с [25]; 2 — плазменное напыление порошка Al_2O_3 ($d_p = 20$ мкм), основа — сталь [14]; 3 — плазменное напыление порошка никеля ПНЭ-1 ($d_p = 50...63$ мкм) на сталь 45, $v_0 = 160$ м/с [10–12]; 4 — то же, $v_0 = 70$ м/с [27–29]; 5 — плазменное напыление порошка железа, плакированного никелем ($d_p = 20...120$ мкм), расход порошка 50 г/мин, скорость перемещения плазматрона 1,2 м/мин, $S_m = 50...300$ мкм, САО колотой дробью 0,3...1,5 мм [23]; 6, 7 — плазменное напыление порошка хромоникелевой шпинели $NiCr_2O_4$ на основу соответственно из сплава Д16АТ и стали Х18Н10Т после САО чугушной крошкой [4]

ля. Однако остроугольные частицы быстро разрушаются и их использование может привести к внедрению осколков в обрабатываемую поверхность и к недопустимому во многих случаях загрязнению поверхности, а также снижению прочности сцепления.

Однако в ряде случаев соответствие между нормальным углом обдувки поверхности газообразной струей и получением максимальной прочности сцепления не соблюдается. При обработке круглой дробью имеется неярко выраженный максимум в диапазоне $50...60^\circ$ [13]. Показано, что при напылении плакированным порошком карбида вольфрама (WC + C-Cr-Fe-B-Si-Ni) максимальная прочность сцепления ГТП с основой достигается при угле атаки газообразной струи в процессе САО, равном 75° .

Экспериментальные данные о влиянии высоты неровностей R_z микрорельефа поверхности основы на прочность сцепления ГТП, определяемую способом отрыва [14, 23, 25–28] (рис. 1), свидетельствуют об их неоднозначности и, по-видимому, о недостаточности этого параметра для оценки оптимального микрорельефа поверхности, подготовленной к ГТП.

Более четко выраженные зависимости прочности сцепления, определяемой способом сдвига, от среднеарифметического отклонения профиля R_a (рис. 2) получены в работах [29, 30]. Прочность сцепления при различных способах предварительной обработки поверхности основы, но при одинаковой шероховатости почти неизменна. В этих работах показано, что основное и значимое влияние на прочность сцепления оказывают следующие параметры шероховатости: R_p — высота сглаживания (расстояние от линии выступов до средней линии); R_{max} — наибольшая высота неровностей профиля;

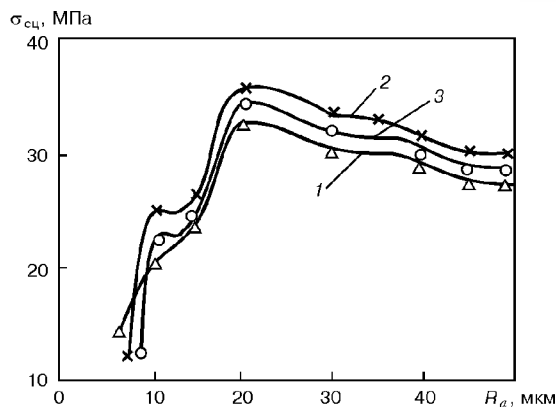


Рис. 2. Влияние R_a поверхности основы из стали Ст3 на $\sigma_{сц}$ (при сдвиге) плазменных покрытий из порошка СНГН 55 при разной подготовке основы: 1 — точение; 2 — обдувка чугушной дробью; 3 — обдувка стальной крошкой; $S_m = 340...640$ мкм [29, 30]

R_a — среднеарифметическое отклонение профиля; S_m — средний шаг неровностей. Однако авторы не приводят каких-либо экспериментальных зависимостей прочности сцепления от значений параметров R_p , S_m . Наличие оптимальной шероховатости для достижения высокой прочности сцепления объясняется оптимальностью объема впадин микрорельефа, обеспечивающего необходимую усадку напыленного слоя при охлаждении. Влияние высоты сглаживания R_p можно объяснить также тем, что этот параметр характеризует соотношение объемов выступов и впадин в шероховатом слое напыляемой поверхности и является более приемлемым для оценки условий взаимодействия частиц с основой.

Таким образом, авторы работ [29, 30] впервые отмечают недостаточность критериев шероховатости R_a , R_z для оценки роли микрорельефа поверхности основы в образовании прочного сцепления ГТП с основой. В других исследованиях многие авторы также указывали на важную роль топографии поверхности, подготовленной к напылению, в механизме формирования ГТП. Как правило, получение максимальной прочности сцепления связано с определенными параметрами микрорельефа для определенных сочетаний напыляемого материала, технологических режимов напыления и материала основы. Однако влияние этих факторов в достаточной мере еще не оценено.

В публикации [31] изучено формирование плазменных покрытий из порошков сплава никеля с размером частиц $40...50$ и $80...90$ мкм на нержавеющей стали 316 с различной контролируемой исходной подготовкой поверхности (электроэрозионной обработкой, царапанием, шлифованием и фрезерованием). Напыление производили на поверхность с регулярной двухмерной топографией в виде периодически расположенных выступов и канавок. Оказалось, что механизм формирования покрытия существенно зависит как от топографии поверхности, так и размера напыляемых частиц. На деформирование и растекание напыляемых частиц существенно влияют наклон боковых поверхностей выступов микрорельефа поверхности основы. Покрытие формируется преимущественно в канавках. На выступах образуется слой относительно меньшей толщины.



Как показано в работах [32, 33], деформирование и растекание напыляемых частиц на шероховатой поверхности зависит от топографии поверхности и прежде всего от шага неровностей. Впадина между смежными выступами должна быть достаточно широкой, чтобы позволить частице деформироваться до максимально возможного диаметра диска. В противном случае, она должна затекать в смежную впадину. Если диаметр деформированной частицы существенно меньше шага неровностей, при соударении о боковые поверхности выступов малые частицы будут растекаться в направлении дна впадины и разбрызгиваться. Эксперименты показывают, что для уменьшения разбрызгивания диаметр деформированной частицы (диска) D должен быть в пределах $0,25s < D < s$, где s — шаг неровностей.

Считают [10], что главная цель САО — получить достаточную шероховатость поверхности, чтобы обеспечить механическое сцепление напыляемых частиц с основой. Рассматривается два возможных случая: напыляемая частица при соударении с микровыступом деформирует его и способствует образованию якорного сцепления; при попадании напыляемой частицы во впадину между смежными выступами формируется механическое сцепление по типу клина.

Распространено также мнение, согласно которому главная цель САО заключается в очистке поверхности, что, однако, получить при САО надлежащим образом невозможно. Органические загрязнения легко удаляются органическими растворителями, а неорганические и тонкие оксидные пленки устраняются САО, химическими и механическими способами. По данным работы [34], другой эффект шероховатости связан с облегчением разрушения оксидных пленок на выступах микронеровностей при соударении с напыляемыми частицами.

Шероховатость поверхности (R_a) возрастает с уменьшением модуля упругости материала основы. При угле обдувки 90° поверхности газоабразивной струей достигается несколько большее значение R_a , но и большее загрязнение поверхности осколками абразивных зерен, чем при угле обдувки 45° [10].

В публикации [35] показано, что традиционные параметры микрорельефа поверхности не могут быть достаточными для оценки образования сцепления частиц с основой при ГТНП. Более надежной в этом случае является фрактальная размерность. Ее значение для поверхностей, подвергнутых САО, составляет примерно 1,04. При обдувке поверхности газоабразивной струей под углом 75° достигается максимальное значение фрактальной размерности 1,07, в то время как средняя шероховатость поверхности остается почти постоянной (независимо от угла обдувки). При угле САО 75° достигается максимальная прочность сцепления. Можно предположить, что при таком угле обдувки получается и более благоприятная форма лунок.

При САО одну из определяющих ролей в формировании микрорельефа поверхности играют форма и размеры абразивных частиц [19, 36, 37]. Аналогичный эффект зафиксирован в случае эрозии, вызываемой при ударе твердых частиц. Причем вы-

тесненный из кратера металл течет в направлении падения частицы [38]. При ударе частицы о металлическую поверхность возникающая пластическая деформация имеет направленный характер [39]. Материал из лунки вытесняется в сторону проекции вектора скорости частицы. Таким образом, при ударе абразивной частицы под углом образуются более продолговатые, но менее глубокие лунки.

Экспериментальные данные о влиянии размера D_a абразивных частиц на прочность сцепления ГТНП (рис. 3), определяемую способом отрыва, показывают явную зависимость последней от размера абразивных частиц, используемых для САО поверхности основы. Следует, однако, учитывать, что микрорельеф поверхности основы не является единственным фактором, определяющим абсолютное значение прочности сцепления. Особенно наглядно это видно из сравнения прочности сцепления алюминиевых покрытий, полученных соответственно электродуговой 6 и газопламенным 7 напылением при прочих равных условиях.

Таким образом, имеющиеся рекомендации по назначению параметров шероховатости основы под ГТНП являются эмпирическими и относятся к определенным технологическим условиям. Обычно применяемые критерии R_a , R_z не являются достаточными для назначения оптимальной шероховатости поверхности, подготовленной к ГТНП. Поэтому представляется необходимым более детально рассмотреть взаимодействие частиц с шероховатой поверхностью.

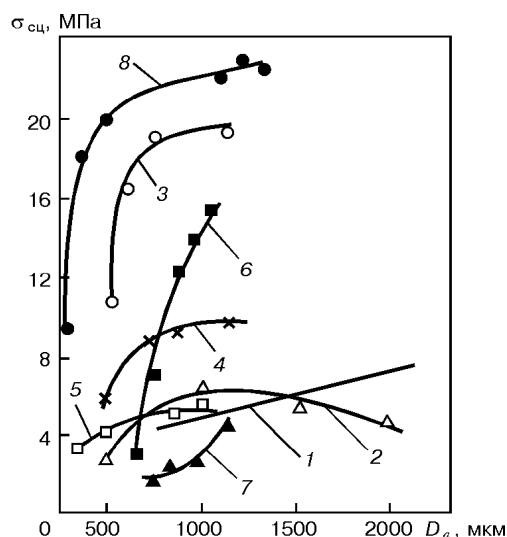


Рис. 3. Влияние размера абразивных частиц, используемых для САО, на $\sigma_{сц}$ ГТНП: 1 — газопламенное стальное покрытие на стальной основе, $D_a = 75... 100$ мкм [40]; 2 — плазменное покрытие из порошка сплава NiCrBSi с $d_p = 50... 100$ мкм на стальной основе [37]; 3 — газопламенное покрытие из порошка сплава NiCrBSi с $d_p = 45... 126$ мкм на медной основе [37]; 4 — плазменное покрытие из порошка диоксида циркония на основе из сплава Бр.Х0,8; толщина покрытия $\delta = 0,3... 0,4$ мм при толщине подслоя из сплава ВЖ98, равной 0,1... 0,15 мм [41]; 5 — газопламенное проволочное напыление цинкового покрытия ($\delta = 0,15$ мм) [42]; 6 — электрометаллизационное алюминиевое покрытие ($\delta = 0,1$ мм) [43]; 7 — газопламенное алюминиевое покрытие ($\delta = 0,1$ мм) [43]; 8 — плазменное покрытие из порошка железа, плакированного никелем с $d_p = 20... 120$ мкм на основе из стали 45, $\delta = 0,7... 0,8$ мм, $S_m = 50... 300$ мкм [23]

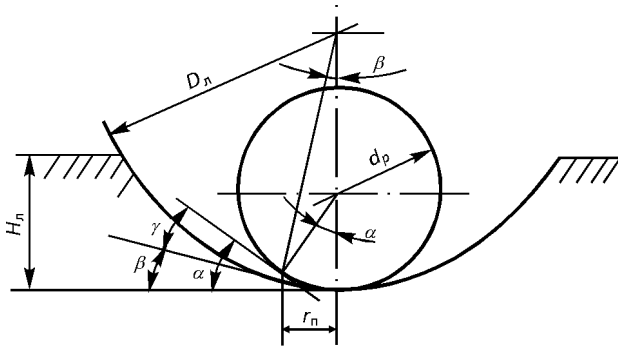


Рис. 4. Схема соударения напыляемой частицы с впадиной микрорельефа поверхности основы

Расчетная оценка рациональных параметров микрорельефа напыляемой поверхности. При анализе физико-химического взаимодействия материалов в процессе формирования ГТП обычно рассматривают соударение напыляемой частицы с идеальной гладкой плоскостью [44]. В то же время наличие косвенных экспериментальных данных обуславливает потребность в разработке аналитических методов оценки роли микрорельефа поверхности основы в термомеханическом взаимодействии с напыляемыми частицами.

В работах [45–47] рассмотрены модели деформирования и растекания напыляемых частиц на шероховатой поверхности основы. Однако они охватывают случаи, когда размеры микронеровностей существенно меньше размеров напыляемых частиц. Выступы микронеровностей моделируются конусами, пирамидами, полусферами, цилиндрическими стержнями, глухими отверстиями. При этом учитывается влияние этих факторов на коэффициент трения между поверхностью основы и растекающейся частицей. В реальных же условиях напыления размеры микронеровностей основы и размеры напыляемых частиц сопоставимы.

Рассмотрим особенности микрорельефа поверхностей, получаемых при различных методах обработки. После точения от резца остается непрерывный след, обычно в виде резбовой нарезки. При малых подачах, когда угол подбема витка незначительный, радиус впадины соответствует радиусу закругления вершины резца. В связи со значительными напряжениями, возникающими в процессе резания, образуются надрывы в виде поперечных трещин. Аналогичный микрорельеф поверхности основы формируется при строгании, растачивании и других видах обработки лезвийным инструментом. При шлифовании образуются прерывистые следы в виде отдельных штрихов от резания (царапания) единичными абразивными зернами. Радиус впадины надреза весьма мал и соответствует радиусу заострения абразивного зерна (обычно около 2... 10 мкм). Из-за возникновения высоких локальных температур возможно образование микротрещин в плоскости, поперечной следу обработки. После САО следы от воздействия абразивных частиц (дроби) расположены хаотично, а форма лунок приблизительно соответствует форме и размерам абразивных частиц. Сопоставление вероятных размеров напыляемых частиц с формой и размерами не-

ровностей поверхности, получаемых при обработке резанием, показывает возможность моделирования соударения частиц как с плоскостью, так и с выступами и впадинами микрорельефа. Однако наиболее вероятны процессы соударения при попадании частиц во впадины микрорельефа основы.

В зоне контакта жидкой частицы с плоскостью можно выделить три характерных участка [48] с различной природой активируемости: центральный круговой *A* — последовательное воздействие ударного и напорного давлений; средний кольцевой *B* — воздействие напорного давления волнами Рэлея и контактным трением растекающегося материала частицы; периферийный кольцевой *C* — волнами Рэлея и контактным трением.

Площадь участка *A* не превышает 2,5 % общей площади контакта, участка *B* — 30 %. Поэтому прочностные и другие механические свойства покрытий в значительной мере определяются условиями активирования поверхности основы на участке *C*, а следовательно, свойствами формируемых межчастичных границ в ГТП.

Рассмотрим случай аксиального соударения жидкой частицы со сферической лункой основы диаметром D_n (рис. 4). Радиус пятна r_n контакта частицы с лункой в начальный момент растекания [49] следующий:

$$r_n = d_p v_0 / 2C_p,$$

где d_p, v_0 — соответственно диаметр и скорость частицы; C_p — скорость звука для материала частицы.

Скорость кумулятивной струи, образующейся при соударении частицы с плоскостью [50], составляет

$$v_c = v_0 / \sin \gamma + v_0 \operatorname{tg} \gamma, \quad (1)$$

где γ — угол между соударяемыми поверхностями на расширяющейся границе контакта.

В рассматриваемом случае (рис. 4)

$$\gamma = \alpha - \beta; \sin \alpha = 2r_n / d_p = v_0 / C_p; \sin \beta = 2r_n / D_n = d_p v_0 / D_n C_p.$$

После преобразований получим

$$\sin \gamma = \sin(\alpha - \beta) = (v_0 / C_p) \left\{ [1 - (d_p / D_n)^2 (v_0 / C_p)^2]^{0.5} - (d_p / D_n) [1 - (v_0 / C_p)^2]^{0.5} \right\}. \quad (2)$$

Преобразуем выражение (2) к виду

$$v_c = v_0 / \sin \gamma + v_0 (1 - \sin^2 \gamma) / \sin \gamma. \quad (3)$$

Расчеты по формулам (2) и (3) показывают увеличение скорости кумулятивной струи при соударении жидкой частицы со сферической впадиной в несколько раз по сравнению с ударом частицы о плоскость. Поэтому наиболее благоприятным для образования прочных покрытий является микрорельеф исходной поверхности основы в виде плотно расположенных лунок с радиусом профиля, превышающим радиус напыляемых частиц. Большая по сравнению с начальной скоростью удара скорость растекания частиц соответствует более интенсивной активации поверхности основы. Кроме того, обеспечивается натекание растекающегося слоя материала частицы на боковые поверхности впадины, а

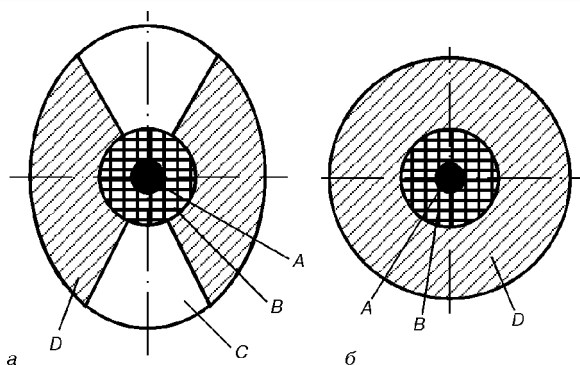


Рис. 5. Зоны контакта напыляемой частицы с впадинами микрорельефа основы в виде риски (а) и лунки (б)

тем самым и расширение области воздействия напорного давления на поверхность основы. Аналогичный эффект проявляется при соударении частицы с боковой поверхностью лунки.

Для соударения частицы с впадиной в виде риски (канавки) в зоне контакта могут быть выделены характерные участки, активируемые воздействием ударного давления A , ударного и напорного давлений B , контактным трением и относительно слабым напорным давлением, возникающим при натекании материала частицы на наклонную боковую поверхность впадины C , контактным трением и относительно высоким напорным давлением, появляющимся при натекании материала на боковые поверхности впадины D (рис. 5, а). Если же впадина имеет форму лунки в виде сферы или параболоида (рис. 5, б), то участок типа C с относительно слабым напорным давлением отсутствует. Таким образом, переход от гладкой к шероховатой поверхности увеличивает относительную площадь контакта, активируемую напорным давлением. Причем на участке типа D напорное давление $P_n = \rho_n v_c^2 \sin \phi$, где ϕ — угол встречи струйки с боковой поверхностью лунки. Поскольку при высоких скоростях частиц ($v_0 \leq 500$ м/с) относительная скорость растекания v_c/v_0 достигает 3...6, на участках типа D при больших значениях ϕ может развиваться высокое напорное давление $P_n^D \gg P_n$. Поэтому одним из направлений повышения прочности сцепления ГТП является подбор оптимальных параметров микрорельефа поверхности основы.

Очевидно, что для образования прочного сцепления площадь поверхности контакта деформированной частицы с основой должна быть приблизительно равна площади шарового сегмента, моделирующего впадину. Тогда из геометрических соотношений (рис. 4)

$$\pi D_{л}^* H_{л} = \pi d_c^2 / 4, \quad (4)$$

где $D_{л}^*$ — оптимальный диаметр лунки; $H_{л}$ — глубина лунки.

Следовательно,

$$D_{л}^* = d_c^2 / 4H_{л}.$$

Диаметр деформированной в виде диска частицы может быть определен по формуле из работы [50]

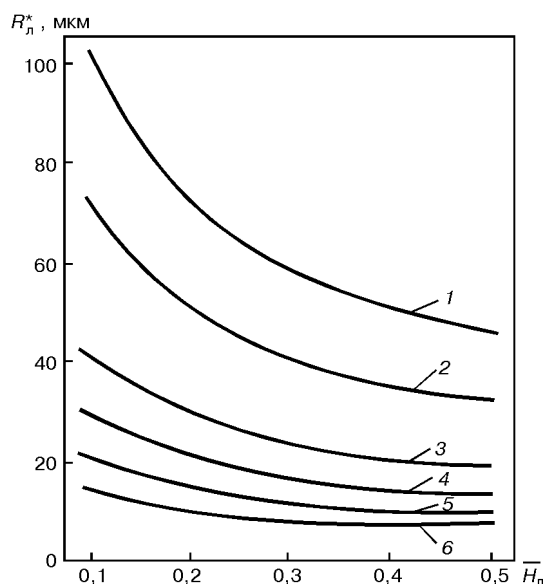


Рис. 6. Зависимость оптимального радиуса сферической лунки от ее относительной глубины: 1 — $d_p = 50$ мкм, $\bar{h} = 0,1$; 2 — 50 мкм, 0,2; 3 — 20 мкм, 0,1; 4 — 20 мкм, 0,2; 5 — 10 мкм, 0,1; 6 — 10 мкм, 0,2

$$d_c / d_p = 1,3 [\rho (v_i / \mu)]^{0,2},$$

где ρ — плотность материала частицы; v_i — скорость соударения; μ — вязкость расплавленного материала частицы.

Как было показано ранее, диаметр частицы, деформированной на плоскости до формы цилиндрического диска, при известных исходном диаметре сферической частицы и толщине диска может быть определен по формуле, приведенной в работе [48]

$$d_c = 2d_p / (6\bar{h}_p)^{0,5},$$

где \bar{h}_p — степень деформации частицы, равная h_p / d_p ; h_p — толщина деформированной частицы.

Тогда

$$R_{л}^* = D_{л}^* / 2 = d_p^2 / 12\bar{h}_p H_{л} \quad (5)$$

Представим, что

$$H_{л} = \bar{H}_{л} D_{л}^* = 2\bar{H}_{л} R_{л}^* \quad (6)$$

где $\bar{H}_{л} = H_{л} / D_{л}^*$ ($\bar{H}_{л}$ — оптимальная относительная глубина лунки).

После подстановки выражения (6) в уравнение (5) получим

$$R_{л}^* = d_p / 2(6\bar{h}_p \bar{H}_{л})^{0,5}.$$

Расчетные данные (рис. 6) показывают, что необходимый для выполнения соотношения (4) радиус лунки $R_{л}^*$ уменьшается по мере увеличения ее относительной глубины, причем наиболее интенсивно при $\bar{H}_{л} \leq 0,3$.

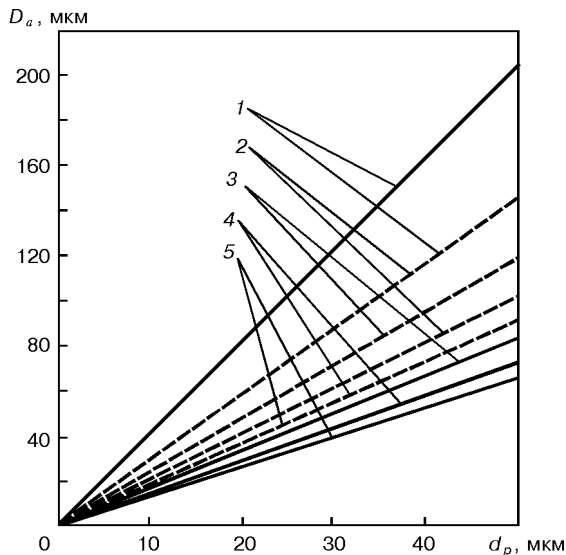


Рис. 7. Зависимость оптимального D_a от d_p при $\bar{H}_l = 0,1$ (1); 0,2 (2); 0,3 (3); 0,4 (4); 0,5 (5); здесь и на рис. 8 сплошная линия — для $h_p = 0,1$; штриховая — для $h_p = 0,2$

Полагая, что радиус лунки соответствует диаметру абразивной частицы, можно определить ее оптимальный диаметр:

$$D_a = d_p / (6h_p \bar{H}_l)^{0,5}$$

По мере увеличения относительной глубины лунок оптимальный диаметр абразивных частиц уменьшается (рис. 7). При заданном размере абразивных частиц, когда $D_a > d_p$, можно определить оптимальную глубину лунок

$$\bar{H}_l = d_p^2 / 6h_p D_a^2$$

Для определения относительной глубины лунок удобно пользоваться графиками их зависимости \bar{H}_l от диаметра напыляемых частиц d_p (рис. 8). Относительная глубина лунок, образующихся от удара абразивных частиц, как правило, не должна превышать 0,5. Поэтому целесообразно для достижения высокой прочности сцепления покрытий с заданным размером напыляемых частиц выбирать минимально возможный диаметр абразивных частиц при $\bar{H}_l \rightarrow 0,5$.

Влияние глубины микровпадин и размера абразивных частиц на прочность сцепления ГТП подтверждается экспериментальными данными Н. Катца и Е. Линника [40]. Для различных сочетаний материалов покрытия и основы существуют оптимальные значения глубины впадин и диаметра абразивных частиц, при которых достигается максимальная прочность сцепления.

При подготовке изделий к ГТПП после САО образуется полностью новый микрорельеф поверхности. Для его описания необходимо учитывать форму и взаимное расположение лунок на ней. Размещение лунок можно представить как пуассоновское поле точек, характеризующих самые глубокие точки лунок. При этом плотность поля определяется

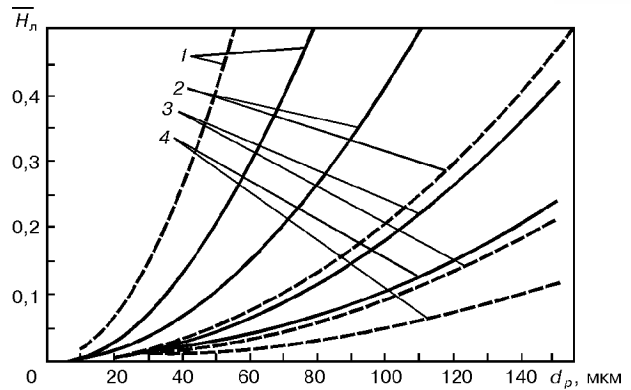


Рис. 8. Зависимость оптимальной \bar{H}_l от d_p при $D_a = 100$ (1); 200 (2); 300 (3); 400 (4) мкм

количеством точек, приходящихся на единицу площади обрабатываемой поверхности [51]. Принимаем следующие допущения.

Для обработки используются монодисперсные сферические абразивные частицы.

При одинаковых размерах частиц повторный удар по лунке вызывает незначительное изменение ее формы и размеров.

Новая лунка на поверхности образуется, если центр удара частицы проектируется за пределами уже имеющегося отпечатка.

Будем также считать, что лунки расположены плотно на обработанной поверхности (рис. 9). Согласно геометрическим соотношениям радиус лунки в плане следующий:

$$R_{\text{отп}} = [R_l^2 - (R_l - H_l)^2]^{0,5} = (2R_l H_l - H_l^2)^{0,5} = [H_l (D_l - H_l)]^{0,5} = D_l [H_l (1 - \bar{H}_l)]^{0,5}$$

а шаг между лунками в поперечном направлении составляет

$$S_{\text{поп}} = (4R_{\text{отп}}^2 - R_{\text{отп}}^2)^{0,5} = (6R_l H_l - 3H_l^2)^{0,5} = [3H_l (D_l - H_l)]^{0,5} = D_l [3\bar{H}_l (1 - \bar{H}_l)]^{0,5}$$

в продольном направлении

$$S_{\text{пр}} = 2R_{\text{отп}} = D_{\text{отп}} = 2[H_l (D_l - H_l)]^{0,5} = 2D_l [H_l (1 - \bar{H}_l)]^{0,5}$$

Определим вероятность попадания напыляемых частиц в лунку

$$P = \Sigma F_l / F$$

где ΣF_l — суммарная площадь проекций лунок на обработанной поверхности; F — площадь обработанной поверхности. Для упрощения методики вычисления этой величины выделим на обработанной поверхности элементарную геометрическую фигуру в виде равностороннего шестиугольника, охватывающего лунку. В свою очередь в этой лунке выделим треугольник, охватывающий промежуточный участок, между смежными лунками (рис. 9). Соотношение площадей необработанного участка поверхности и частей трех лунок, входящих в этот треугольник, будет определять искомую величину P , которую можно представить в виде

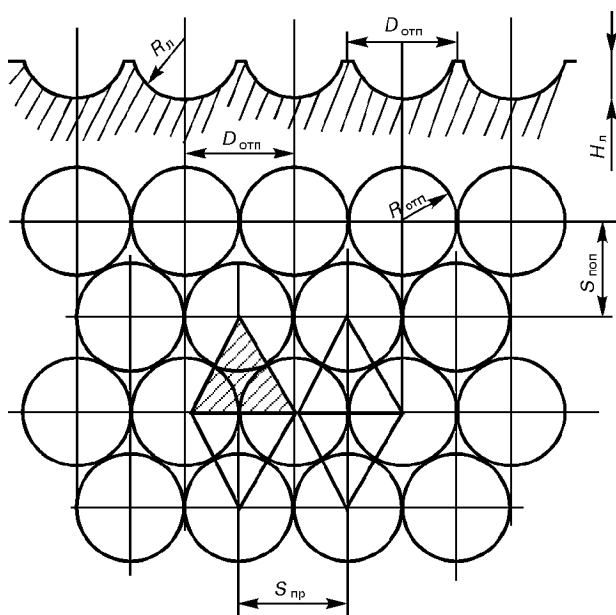


Рис. 9. Модель микрорельефа поверхности основы

$$P = F_1 / F_2,$$

где F_1 — площадь трех секторов лунок, входящих в треугольник; F_2 — площадь элементарного треугольника.

Как видно из геометрических соотношений (рис. 9), эти площади равны

$$F_1 = \pi D_{отп}^2 / 8; F_2 = 0,433 D_{отп}^2.$$

Тогда искомая вероятность попадания напыляемых частиц в лунки составляет

$$P = F_1 / F_2 = 0,907.$$

Таким образом, вероятность попадания напыляемых частиц в лунки при их плотном расположении весьма высока. Однако даже при попадании напыляемой частицы в центр необработанного участка он полностью перекрывается напыляемой частицей и подвергается воздействию напорного давления.

Выводы

1. Параметры микрорельефа поверхности, подготовленной к газотермическому напылению, оказывают преобладающее влияние на прочность сцепления покрытий с основой.

2. Особенности геометрии и параметры микрорельефа поверхности основы в значительной мере определяют площадь и интенсивность механической активации этой поверхности в зоне контакта с напыляемыми частицами.

3. Для струйно-абразивной подготовки поверхностей предпочтительно использовать сферические абразивные частицы приблизительно одинакового диаметра, соответствующего диаметру напыляемых частиц.

4. Для достижения высокой прочности сцепления и плотной границы контакта покрытия с основой диаметр абразивных частиц должен превышать таковой напыляемых частиц в 1,5... 3,0 раза, причем тем больше, чем меньше относительная глубина лунок, рекомендуемая в пределах от 0,1 до 0,5.

5. Необходимо развивать методы подготовки поверхности, обеспечивающие формирование микрорельефа поверхности основы в виде плотно расположенных лунок с оптимальными значениями глубины, согласованными с размерами напыляемых частиц, и приблизительно осесимметричной формой в плане. Последнему условию соответствует форма шестигранника, обеспечивающая возможность полного покрытия поверхности.

6. Необходимо развивать подходы фрактальной геометрии к прогнозированию и оценке микрорельефа поверхности, подготовленной к газотермическому напылению, позволяющие отразить процессы образования, эволюции и динамические свойства этих поверхностей, в том числе при образовании покрытия, поскольку традиционные методы исчерпали свои возможности для достаточно полного описания таких сложных объектов.

1. *Thermal spraying. Practice, theory, and application* // American Welding Society, Inc. — Miami, Florida, 1985. — 184 p.
2. *Schweißtechnische Richtlinien. Thermisches Spritzen.* — Berlin: Veb Verlag Technik, 1983. — 48 s.
3. *PTM-2-87. Подготовка поверхности деталей к нанесению газотермических покрытий. Типовой технологический процесс.* — Киев: ИЭС им. Е. О. Патона, 1987. — 24 с.
4. *Alumina grit blasting parameters for surface preparation in the plasma spraying operation* // M. Metalli, A. Grimaud, A. C. Leger, Lu J. Fauchais // *J. of Thermal Spray Technology.* — 1997. — № 6. — P. 217-227.
5. *Zaat J.M. Thermal spraying* // *Ann. Rev. Mater. Sci.* — 1983. — Vol. 13. — P. 9-42.
6. *Kitahara S., Hasui A. A Study of the bonding mechanism of sprayed coatings* // *J. Vac. Sci. Technol.* — 1974. — **11**, № 4. — P. 747-753.
7. *Bergmann C. P. Preheating of substrate as adherence agent of plasma sprayed coatings* // *Thermal Spraying '93* (May, 1993, Duesseldorf). — Duesseldorf: DVS, 1993. — P. 114-118.
8. *Funk W., Goebe F., Manz M. The influence of substrate temperature on the bond strength of plasma sprayed oxide ceramics* // *Proc. of 1st Plasma-technik symp.* (Lucern, May, 1988). — Wohlen, 1988. — P. 59-66.
9. *Metalli M., Fauchais P., Grimaud A. Influence of substrate roughness and temperature on alumina coatings adhesion-cohesion* // *Surface and Coating Technol.* — 1996. — **81**, № 2-3. — P. 275-286.
10. *Wigren J. Grit blasting as surface preparation before plasma spraying* // *Proc. of 1st NTSC* (Orlando, Sept., 1987). — Orlando, 1988. — P. 99-104.
11. *Beauvais C. Surface preparation, introduction, surface treatment* // *J. Techniques de l'Ingénieur. Metallurgie.* — 1982. — № 5. — P. 1435.
12. *Dupras J. J., Garnier G. Chemical decreasing, surface treatment* // *Ibid.* — P. 1450.
13. *Apps R. L. The significance of surface preparation in the flame spraying of metals* // *The Chemical Eng.* — 1974. — № 292. — P. 769-773.
14. *Modeling and measurement of adhesive strength of thermal spray coatings* // S. Amada, H. Yamada, S. Yamatsu, Y. Satome // *Proc. of 13th ITSC* (Orlando, May-June, 1992). — Orlando, 1992. — P. 915-920.
15. *Amada S., Yamada Y. Introduction of fractal dimension to adhesive strength of plasma sprayed coatings* // *11th Intern. symp. plasma chemistry.* — Loughborough, 1993. — Vol. 1. — P. 150-155.
16. *James D. H. A Review of experimental findings in surface preparation for thermal spraying* // *J. of Mech. Work. Technol.* — 1984. — Vol. 10. — P. 221-232.
17. *Yankee S. J., Salsbury R. L., Pletka B. J. Quality control of hydroxylapatite coatings: the surface preparation stage* // *Proc. of 4th NTSC* (Pittsburgh, May, 1991). — Pittsburgh, 1991. — P. 475-481.
18. *Metalli M. Influence of roughness and temperature of substrates on adhesion* // *Cohesion and residual stresses of plasma sprayed alumina coatings: Thesis University of Technology of Compiegne* (France, 18 Dec., 1992). — Compiegne, 1992. — P. 41-42.



19. *Теория и практика газопламенного напыления покрытий* / П. А. Витязь, В. С. Ивашко, Е. Д. Манойло и др. — Минск: Наука і тэхніка, 1993. — 295 с.
20. *Голего Н. Л., Панамарчук В. Г.* О влиянии шероховатости материала с титановой основой на прочность сцепления плазменных никелевых покрытий // Физ.-хим. механика материалов. — 1974. — № 6. — С. 32–35.
21. *Яковлев Г. М., Королько А. А., Ивашко В. С.* Влияние шероховатости поверхности на качество напыляемого слоя // Машиностроение и приборостроение. — 1977. — Вып. 9. — С. 15–17.
22. *Медведев Ю. А., Морозов И. А.* О влиянии шероховатости и степени наклона на прочность сцепления плазменных покрытий // Физика и химия обработки материалов. — 1975. — № 4. — С. 27–30.
23. *Строганов А. И., Дробышевский А. С., Гоц А. Б.* Влияние шероховатости стальной подложки на прочность сцепления с плазменным покрытием // Порош. металлургия. — 1982. — № 10. — С. 91–95.
24. *Ивашко В. С.* Прочность сцепления покрытий из самофлюсующихся твердых сплавов. // Машиностроение. — 1979. — Вып. 2. — С. 103–105.
25. *Matsubara Y., Tomiguchi A.* Surface texture and adhesive strength of high velocity oxy-fuel sprayed coatings for rolls of steel mills // Proc. of 13th ITSC (Orlando, May–June, 1992). — Orlando, 1992. — P. 637–641.
26. *Курпьянов И. Л., Геллер М. А.* Газотермические покрытия с повышенной прочностью сцепления. — Минск: Наука і тэхніка, 1990. — 176 с.
27. *Верстак А. А., Курпьянов И. Л., Ильющенко А. Ф.* Особенности взаимодействия напыляемых частиц с шероховатой поверхностью основы // Свароч. пр-во. — 1987. — № 2. — С. 5–6.
28. *Верстак А. А., Курпьянов И. Л., Ильющенко А. Ф.* Влияние режима струйно-абразивной обработки поверхностей изделий на адгезию газотермических покрытий // Автомат. сварка. — 1987. — № 8. — С. 69–70.
29. *Рыжов Э. В., Суслов А. Г., Федоров В. П.* Технологическое обеспечение эксплуатационных свойств деталей машин. — М.: Машиностроение, 1979. — 176 с.
30. *Рыжов Э. В., Чистопьян А. Ф., Харченко В. С.* О прочности сцепления покрытия, наносимого напылением, со стальной основой // Вест. машиностроения. — 1973. — № 12. — С. 32–35.
31. *Application of lattice gas models to plasma spraying* / V. Guipont, E. Cochelin, F. Borit et al. // Surface Eng. — 1998. — 14, № 5. — P. 400–404.
32. *Sobolev V. V.* Morphology of splats of thermally sprayed coatings // Proc. of the 15th Intern. thermal spray conf. (Nice, 25–29 May, 1998). — Nice, 1998. — P. 507–510.
33. *Gavene D. T., Griffiths B. J., Dong G.* Splat morphology and adhesion of thermally sprayed coatings // Proc. of 14th ITSC (Kobe, May 1995). — Kobe, 1995. — Vol. 2. — P. 779–784.
34. *James D. H.* Overview of experimental findings in surface preparation for thermal spraying // J. of Mech. Work. Technol. — 1984. — № 10. — P. 221–232.
35. *Amada S., Hirose T.* Influence of grit blasting pre-treatment on the adhesion strength of plasma sprayed coatings: fractal analysis of roughness // Surface and Coatings Technol. — 1998. — № 102. — P. 132–137.
36. *Проволоцкий А. Е.* Струйно-абразивная обработка деталей машин. — Киев: Техніка, 1989. — 177 с.
37. *Газотермические покрытия из порошковых материалов* / Ю. С. Борисов, Ю. А. Харламов, С. Л. Сидоренко, Е. Н. Ардамовская. — Киев: Наук. думка, — 1987. — 544 с.
38. *Рафф А. У., Видерхон С. М.* Эрозия при ударе твердых частиц // Эрозия. — М.: Мир, 1982. — С. 80–139.
39. *Клейс И.* Об изнашивании металлов в абразивной струе // Тр. Таллин. политехн. ин-та. Сер. А. — 1959. — № 168. — С. 27.
40. *Катц Н. В., Литник Е. М.* Электрометаллизация. — М.: Сельхозгиз, 1953. — 234 с.
41. *Никифоров Г. Д., Китаев Ф. И., Цидулко А. Г.* Прочность сцепления покрытий из окислов, напыленных плазменной струей // Вопр. технологии производства летательных аппаратов. — Куйбышев, 1970. — Вып. 41. — С. 135–143.
42. *Endeh M., Shinmen S.* Influences of principal factors of pretreatment on surface roughness of mild steel substrate and adhesive strength of Zn sprayed coating. — Florida, 1976. — P. 492–502. — (Prep. of papers for eighth Intern. thermal spraying conf., Florida, May, 1976).
43. *Havrdá M., Pitter J., Lastovková O.* Possibilities of lowering the costs for preliminary surface treatment by grit blasting under electrometallized coatings // Ibid. — P. 503–512.
44. *Кудинов В. В.* Плазменные покрытия. — М.: Наука, 1977. — 184 с.
45. *Sobolev V. V., Guilemany J. M., Martin A. J.* Influence of surface roughness on the flattening of powder particles during thermal spraying // J. of Thermal Spray Technology. — 1996. — Vol. 5(2). — P. 207–214.
46. *Fukanuma H.* Mathematical modeling of flattening process on rough surfaces in thermal spray // Thermal Spray: Practical Solutions for Engineering Problems: Proc. of the 9th NTSC (7–11 Oct., 1996, Cincinnati, Ohio). — Cincinnati, 1996. — P. 647–656.
47. *Finite elements modeling of liquid particle impacting onto flat substrates* / Z. G. Feng, G. Montavon, Z. Q. Feng et al. // Proc. of the 15th Intern. thermal spray conf. (25–29 May 1998, Nice). — Nice, 1998. — P. 395–400.
48. *Харламов Ю. А.* О моделировании процесса соударения частиц с поверхностью при газотермическом нанесении покрытий // Физика и химия обработки материалов. — 1990. — № 4. — С. 84–89.
49. *Харламов Ю. А.* Очистка подложек от поверхностных пленок в процессе напыления порошков // Порош. металлургия. — 1983. — № 11. — С. 41–47.
50. *Madejski J.* Solidification of droplets on a cold surface // Intern. J. Heat Mass Transfer. — 1976. — Vol. 19. — P. 1009–1013.
51. *Аракелян А. А.* Шероховатость поверхности при струйно-абразивной обработке // Технология, организация и экономика машиностроит. пр-ва. — 1985. — № 7. — С. 5–8.

Modern concepts of the role of the base surface microrelief parameters in formation of thermal coatings have been analyzed. Analysis of experimental data has served as a basis for suggesting an analytical model for selection of the optimal parameters of the microrelief of the surfaces being sprayed.

Поступила в редакцию 02.10.2000,
в окончательном варианте 27.10.2000