

электродом в аргоне // Автоматическая сварка. – №1, 2000. – С. 3–9.

21. Steffens H.-D., Thier H., u. a. Auswirkungen der Eisenbegleitelemente auf die Schmelzonengeometrie beim vollmechanischen WIG-Schweißen von austenitischen Stählen // Schweißen und Schneiden. – №7, 1990. – S. 338–342.

22. Heiple C., Roper J. Mechanism for Minor Element Effect on GTA Fusion Zone Geometry // Welding Journal. – №4, 1982. – P. 97–102.

23. Allen J. W., Olson D. L., Frost R. H. Exothermally assisted shielded metal arc welding // Welding Journal. – №7, 1998. – P. 277–285.

24. Modenesi P., Apolinario E., Pereira I. TIG welding with single-component fluxes // Journal of Materials Processing Technology. – № 99, 2000. – P. 260–265.

25. Tanaka M., Shimizu T., Terasaki H. Effects of activating flux on arc phenomena in gas tungsten arc welding // Science and Technology of Welding and Joining. – №5, 2000. – P. 397–402.

26. Патон Б. Е., Савицкий М. М., Гвоздецкий В. С. и др. Применение активных флюсов и активных газов для повышения эффективности дуговой и плазменной сварки // Автоматическая сварка. – №5, 2003. – С. 3–6.

27. Савицкий М. М., Лесков Г. И. Механизм влияния электроотрицательных элементов на проплавляющую способность дуги с вольфрамовым катодом // Автоматическая сварка. – №9, 1980. – С. 17–22.

28. Раймонд Э. Д., Нефедов В. П., Шиганов Н. В. Сварка высокопрочной стали с применением порошкообразных активирующих флюсов // Сварочное производство. – №6, 1973. – С. 18–19.

29. Калинин Г. А., Комаров Б. С. Устройство для нанесения порошковых флюсов // Сварочное производство. – №2, 1979. – С. 32–33.

30. Lucas W., Howse D. Activating flux-increasing the performance and productivity of the TIG and plasma processes // Welding and Metall Fabrication. – №1, 1996. – P. 11–17.

31. Ющенко К. А., Коваленко Д. В., Коваленко И. В. Аэрозольный активатор ПАТИГ С-А для А-ТИГ сварки сталей // Сварщик. – №3, 1998. – С. 21–22.

32. Slywinsky A. A-WIG-Schweißen vom Duplexstahl X2CrNiMoN22-5-3 // Tagungsband des XXVIII. Assistentenseminars "Fugetechnik/Schweißtechnik", 7. – 9. November 2003, Oberwiesenthal. – S. 45–48.

УДК 621.73

Скрябин С.А.¹, Барабой Н.Н.²

¹ НПП „Ухналь”. Украина, г. Киев.

² ГАКХ «Артем». Украина, г. Киев

ОПРЕДЕЛЕНИЕ УСИЛИЙ ПРИ ВАЛЬЦОВКЕ ЗАГОТОВОК С УЧЕТОМ РАЗВИТИЯ ДЕФОРМАЦИИ ВО ВРЕМЕНИ

Анотація

У роботі представлений вивід формул для визначення контактної площі при вальцюванні заготовок у калібрах різних систем, з урахуванням розвитку деформації в часі, що дає можливість досліджувати розподіл середнього питомого зусилля у вогнищі деформації і сил тертя, визначити зусилля вальцювання в будь-який проміжок часу деформації.

У статті вперше запропонована уточнена формула визначення зусиль при вальцюванні заготовок, що враховує розвиток деформації в часі і вплив відцентрової сили, що виникає внаслідок зміщеного центра ваги, при наявності на валках кувальних вальців секторів – штампів. Представлено висновок формул для визначення відцентрової сили.

Розбіжність результатів теоретичного розрахунку з експериментальними даними при перевірці запропонованої методики визначення контактної площі, з урахуванням розвитку деформації в часі складає до 4%, що підтверджує можливість її застосування для визначення зусиль вальцювання заготовок на кувальних вальцах.

Abstract

The work shows formulas to determine the contact area at rolling billets in calibers of different systems, taking into account the progress of deformation in the course of time, what gives the possibility to explore the distribution of average specific strain in the point of deformation and friction forces, to determine the forces of rolling at any interval of time of deformation.

The article for the first time offers a refined formula to determine forces at rolling billets, taking into account the progress of deformation in the course of time and the influence of centrifugal force, which arises due to the displaced center of gravity, with the presence of sectors' forging rolls on cylinders – punches. There has been given the formula's derivation to determine the centrifugal force.

The deviation of theoretical calculation results with experimental data while checking the offered method of determining the contact area, taking into account the progress of deformation in time makes up to 4%, what confirms the possibility of its usage to determine the forces of rolling billets on forging rolls.

Актуальность разработки и внедрения малоотходных технологических процессов штамповки поковок из алюминиевых, титановых, магниевых сплавов, высоколегированных коррозионноустойчивых, жаростойких, жаропрочных и др. сталей с применением процесса вальцовки, на предприятиях авиационной промышленности, обусловлена значительным применением в изделиях отрасли этих сплавов, повышенным расходом металла (КИМ 0,15–0,3), высокой трудоемкостью, длительным циклом изготовления качественных штампованных поковок (как правило 2–3 штамповки с промежуточными операциями нагрева, обрезки облоя, травления, зачистки) и задачами по совершенствованию металлосберегающих технологий.

Данная работа выполнялась в соответствии с научно-технической программой Министерства промышленной политики Украины "Державна комплексна програма розвитку авіаційної промисловості України до 2010 року". Затверджена постановою Кабінету Міністрів України від 12.12.2001 р., №1665-25.

Вальцовка заготовок под штамповку представляет собой процесс, протекающий с их неравномерными обжатиями и деформациями при сложной схеме нагружения. Получение в этих условиях заготовок с заданной формой и размерами профиля зависит от правильного выбора силовых и технологических параметров вальцовки.

Анализ большого числа формул для определения среднего удельного усилия P_{cp} показывает, что их точность зависит прежде всего от величины, характеризующей сопротивление деформации при данном процессе обработки давлением. Наличие большого количества формул и методов свидетельствует о трудности определения среднего удельного усилия, назначение которых влияют два основных фактора:

- напряженное состояние обрабатываемого металла, которое зависит от контактных сил трения, внешних зон, ширины полосы и др.;

- механические свойства прокатываемого металла, т. е. сопротивление деформации при данной температуре, скорости и степени деформации. Эти параметры в процессах горячей обработки металлов давлением изменяются в широких пределах.

К методам экспериментального определения сопротивления деформации при некоторых сложных схемах напряженного состояния относится метод базисного удельного давления (усилия), который был разработан В. Ф. Пушкаревым по предложению А. И. Целикова [1,2]. По этому методу экспериментально определяется один из компонентов тензора напряжений, а именно среднее контактное напряжение при некоторых эталонных условиях, обеспечивающих постоянное соотношение всех компонентов тензоров напряжений и деформаций в деформируемом объеме. По мнению А. И. Целикова, В. С. Смирнова, А. И. Гришкова и др., применение метода базисного удельного давления позволяет полнее учитывать влияние изменяющихся параметров прокатки на сопротивление деформации. При этом за характеристику сопротивления деформации принимают среднее удельное

усилие при прокатке эталонных образцов в эталонных условиях – базисное удельное давление. За эталонные условия принимаются условия двухмерной деформации, исключая влияние упирения и сводящие к минимуму влияние внешнего трения и внешних зон. В. Ф. Пушкарев аналитически и экспериментально доказал, что эти условия в значительной мере соблюдаются при прокатке образцов прямоугольного сечения, когда средняя ширина полосы $b_{cp} \sim 5\sqrt{r\Delta h}$, средняя высота полосы равна длине дуги захвата $h_{cp} \sim \sqrt{r\Delta h}$, степень деформации $\epsilon = 10-13\%$ и $l_{cp}/h_{cp} = 1,0$. Благодаря возможности определения по результатам одного испытания нескольких механических характеристик материала, а также простоте и доступности наибольшего распространения при исследовании сопротивления деформации в широком диапазоне варьирования термомеханических параметров получили методы испытания на растяжение и сжатие. За характеристику сопротивления деформации часто принимают предел текучести σ_T – напряжение, соответствующее 0,2% остаточной деформации, или временное сопротивление в при растяжении. Известно, что эти величины характеризуют сопротивление деформации лишь при частных ее значениях (предел текучести σ_T отвечает началу пластического течения, временное сопротивление σ_b – началу образования шейки) и их нельзя отождествлять со средним удельным усилием в силу того, что между ними существует принципиальное различие с точки зрения физических явлений, протекающих при деформации металла.

Для определения сопротивления деформации на практике используют все перечисленные методы определения сопротивления деформации, каждый из которых имеет свои преимущества и применяется в зависимости от поставленной задачи и наличия необходимого оборудования.

Различие в методиках, средствах и способах определения сопротивления деформации приводит к существенному расхождению данных различных авторов и необходимости соответствующего корректирования значений сопротивления деформации.

В работе [3] обобщены причины этого явления:

1. Изучение влияния на сопротивление деформации термомеханических параметров проводится в диапазоне, не соответствующем реальному технологическому процессу горячей прокатки.

2. Изучение влияния на сопротивление деформации не всех действующих факторов совместно, а лишь некоторых из них (например: только температуры, температуры и скорости деформации без учета степени деформации и т.п.).

3. Изучение влияния на сопротивление деформации только термомеханических параметров проводится без учета закона развития деформации во времени, соответствующему, определенному процессу обработки металлов давлением (в частности, прокатке).

4. Отсутствует единая точка зрения на физическую сущность сопротивления деформации.

5. Недостаточная чистота проведения экспериментальных работ, а также отсутствие анализа точности полученных данных.

Учитывая достоинство метода базисного давления, который дает наиболее близкий результат к реальным условиям в очаге деформации при вальцовке и прокатке, этот метод приняли в качестве основного для определения сопротивления деформации, т. е. приняли равенство базисного давления $P_{ср.б}$ и среднего удельного усилия $P_{ср.б} = P_{ср} = K$.

На рис. 1 представлены результаты экспериментов по определению зависимости общего усилия P от отношения $l_x/h_{ср}$ [4]. Повышение значений общего усилия с увеличением $l_x/h_{ср}$ объясняется тем, что площадь контакта металла и валков увеличивается. При этом возрастают силы трения на контактных поверхностях, направленные к нейтральному сечению, а в результате сопротивления перемещению металла вдоль оси заготовки увеличивается и вследствие этого растет давление металла на валки.

На рис. 2 представлена зависимость $P_{ср}$ от $l_x/h_{ср}$. Проведенные эксперименты показали, что при температурах вальцовки 420 и 470°C сплава АК6, значения $P_{ср}$ находятся соответственно при отношениях $l_x/h_{ср} = 1,4$ и 1,0. Экспериментальные данные показывают, что при небольших степенях деформации и соответственно отношений $l_x/h_{ср}$, значения базисного давления высокие. По мере увеличения деформации снижаются до определенных значений, затем плавно возрастают.

А. И. Целиков и А. И. Гришков [2] считают, что изменение зависимости $P_{ср}$ от $l_x/h_{ср}$ слева от точки минимума определяют в основном внешние зоны и незначительно контактные силы трения, а зависимость, расположенную справа от точки минимума, – в основном силы трения и незначительно внешние зоны. В точке минимума наблюдается незначительное влияние сил трения и внешних зон.

Есть другая точка зрения [4] на характер изменения зависимости $P_{ср}$ от $l_x/h_{ср}$. При небольших степенях деформаций наблюдается проработка только поверхностных слоев металла, сопротивление деформации которых значительно. При этом контактная поверхность соприкос-

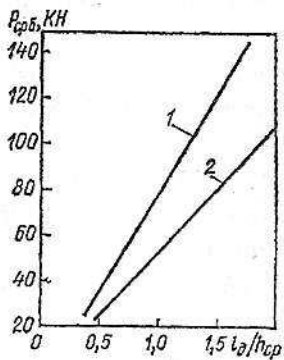


Рис. 1. Общее усилие при вальцовке эталонных образцов для определения базисного давления при температуре: 1 – 420°C; 2 – 470°C (сплав АК6)

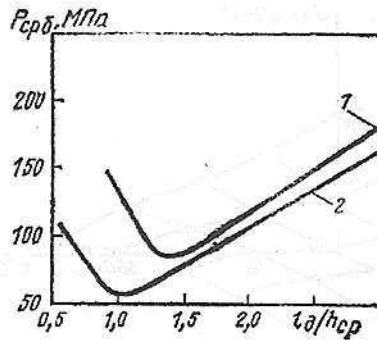


Рис. 2. Базисное давление при вальцовке заготовок из сплава АК6 при температуре: 1 – 420°C; 2 – 470°C

новения металла с валком небольшая, и здесь для деформации поверхностных слоев металла необходимо применить большое общее усилие.

Поэтому при значительном высоком общем усилии и небольшой контактной поверхности наблюдаются высокие средние удельные усилия. С увеличением степени обжатия, контактная площадь возрастает, деформация проникает в глубинные слои металла. Здесь уже наблюдается уменьшение значений средних удельных усилий. Результаты экспериментальных данных при определении $P_{ср}$ методом базисного давления показали, что при определении усилия вальцовки заготовок можно пользоваться данными, полученными при растяжении на пластометре, вводя поправочный коэффициент [4]. Известно, что

$$P_{ср} = n_t n_\phi \sigma_\phi \quad (1)$$

Для горячей прокатки

$$\sigma_\phi = n_t n_\phi \sigma_t \quad (2)$$

где n_t и n_ϕ – коэффициенты, учитывающие влияние на сопротивление деформации соответственно температуры и скорости деформации.

При определении σ_t способом растяжения на пластометре коэффициенты n_t и n_ϕ должны учитываться, так как разрыв или осадка образца происходит при заданных температурах и скоростях деформации. Остальные коэффициенты, входящие в формулу (1) для определения $P_{ср,б}$, можно обозначить поправочным коэффициентом

$$K_\sigma = n_\sigma n_\phi \quad (3)$$

которым учитывают напряженное состояние деформируемого металла и влияние ширины заготовки на удельное усилие.

При определении базисного давления

$$K_\sigma = P_{ср,б} / \sigma_{0,2} \quad (4)$$

где $P_{ср,б}$ – среднее удельное усилие, полученное методом определения базисного давления; $\sigma_{0,2} = \sigma_t$ – предел текучести металла, значения которого получены способом растяжения на пластометре при заданных температурах и скоростях деформации [5].

Обработка результатов экспериментов, полученных при определении $P_{ср,б}$ и предела текучести $\sigma_{0,2} = \sigma_t$, полученного при растяжении на пластометре при заданных температурах и скоростях деформации сплава АК6 (рис. 3) показала, что поправочный коэффициент $K_\sigma = 1,18-0,96$ для температуры вальцовки 420°C и скорости деформации

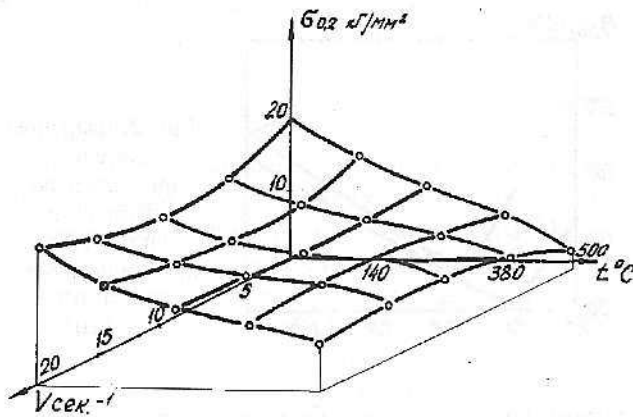


Рис. 3. Зависимость предела текучести от скорости деформации и температуры при растяжении образцов из сплава АК6

$3,37-10,97 \text{ с}^{-1}$; $K_a = 1,08-0,8$ для температуры вальцовки 470°C и скорости деформации $3,03-10,3 \text{ с}^{-1}$.

Скорость деформации определялась по формуле [6]

$$u = (v_w/h_0) \sqrt{\Delta h/R}, \quad (5)$$

где v – окружная скорость валков, м/с; h_0 – начальная величина заготовки, мм; Δh – абсолютное обжатие, мм; R – радиус валков, мм.

Усилие при вальцовке заготовок при вальцовке заготовок определяется по формуле

$$P = P_{cp} F_k, \quad (6)$$

где $P_{cp} = P_{ср.б}$ – среднее удельное усилие.

Контактная площадь F_k деформируемого металла с валками при прокатке, как правило, принимается равной горизонтальной проекции этой площади. При определении усилия вальцовки заготовок контактная площадь в зависимости от формы калибра и задаваемой заготовки будет различна.

При вальцовке заготовок прямоугольного сечения в гладких валках проекция контактной площади представляет собой фигуру, близкую к трапеции (рис. 4, а)

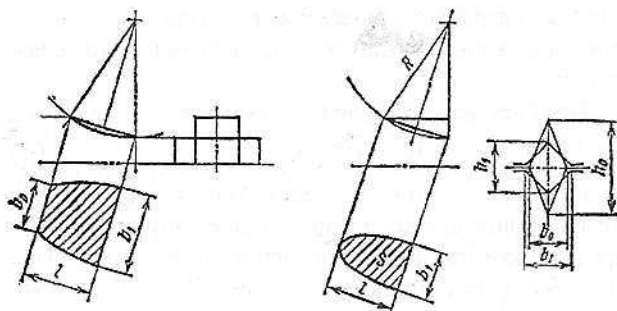


Рис. 4. Определение контактной площади при вальцовке заготовок:

а – прямоугольного сечения в гладких валках;

б – ромбического сечения в квадратном или ромбическом калибре

$$F_k = 0,5 (b_0 + b_1) \ell, \quad (7)$$

где ℓ – дуга захвата, $\ell = \sqrt{R\Delta h}$.

Более сложно определение контактной площади при вальцовке заготовок в калибрах, когда деформация по ширине и высоте калибра, распределяется неравномерно. Эта задача решается графическим, графоаналитическим и аналитическими методами.

При графическом определении F_k калибр вместе с вальцуемой заготовкой вычерчивается в трех проекциях, причем горизонтальная проекция является искомой и строится с помощью двух других.

Графическим методом можно определять площадь контактной поверхности при вальцовке заготовок в калибрах сложной формы, однако этот метод имеет ряд недостатков: графическое построение является трудоемкой операцией, причем всегда вносится некоторая погрешность, связанная с вычерчиванием; приближенно учитывается влияние уширения заготовки на площадь контактной поверхности; не учитывается вне контактная высотная утяжка заготовки, которая при вальцовке в калибрах может быть значительной. В работе [7] отмечается, что погрешность в определении F_k графическим методом составляет 5–6%.

Графоаналитический метод разработанный А. А. Динником близок к графическому. Также необходимо построить в совмещенном виде профили калибра и вальцуемой заготовки, провести ряд вертикальных сечений, в которых определяются значения Δh , R_p . Длина очага деформации в каждом сечении находится не графически, а определяется по формуле

$$\ell_x = \sqrt{R_p \Delta h - \Delta h^2/4} \text{ или } \ell_x = \sqrt{R_p \Delta h} \quad (8)$$

Аналитический метод определения F_k заключается в использовании формул, полученных с помощью уравнений аналитической геометрии. Для простых калибров такие формулы разработаны В.Г. Дроздом [8]. По данным, приведенным в работе [9], аналитический метод определения контактной площади, с использованием метода приведенной полосы, дает погрешность в ее определении 7–18% в сторону завышения. В целом, для определения контактной площади при вальцовке заготовок можно пользоваться ниже приведенными формулами.

При вальцовке заготовок ромбического сечения в квадратном или ромбическом калибре проекция контактной площади имеет конфигурацию параболического сегмента (рис. 4, б)

$$F_k = 0,67b_1 \sqrt{R\Delta h} \quad (9)$$

Аналогичным образом определяется контактная площадь при вальцовке заготовок:

овального сечения в квадратном калибре

$$F_k = 0,75b_1 \sqrt{R\Delta h}, \quad (10)$$

квадратного сечения в овальном калибре

$$F_k = 0,54(b_0 + b_1) \sqrt{R\Delta h}, \quad (11)$$

круглого сечения в овальном калибре [4]

$$F_k = 0,5(d + Bb_{об}) \sqrt{R\Delta h_{ср}}, \text{ при } a \leq 3,0; \quad (12)$$

где $B = 0,35(\sqrt{i^2 - 0,991i + 2,76})$;

$$F_k = 0,67b_{\text{ов}} \sqrt{\frac{D_k^{\text{ог}}}{2} \Delta h}, \text{ при } 3,0 < a \leq 5,0; \quad (13)$$

Для определения распределения среднего удельного усилия в очаге деформации, сил трения, и усилия вальцовки заготовок на ковочных вальцах, необходимо знать значение контактной площади, особенно при много переходной вальцовке трудно деформируемых сплавов (титановых, магниевых и др.), с целью более длительного сохранения температуры нагретой заготовки. В этом случае общий коэффициент вытяжки необходимо распределять по переходам таким образом, чтобы контактная площадь соприкосновения заготовки с вальцами в каждом переходе была как можно меньше. Для этого необходимо знать ее значение в определенный промежуток времени деформации. Перечисленные выше методы и формулы для определения контактной площади не дают такой возможности. Поэтому целью настоящей работы является вывод формул для определения контактной площади, с учетом развития деформации во времени. Кроме этого, чтобы точнее определить расчетное усилие вальцовки, необходимо учитывать и действие центробежной силы Q , которая возникает вследствие смещенного центра тяжести, при наличии на вальцах ковочных вальцов секторов – штампов. Для определения контактной площади, с учетом развития деформации во времени, воспользуемся методом дифференциальной геометрии.

Пусть деформируемая поверхность (рис. 5) в очаге деформации задана параметрически:

$x = x(u^*, v^*); y = y(u^*, v^*); z = z(u^*, v^*)$, где точки с координатами (u^*, v^*) перемещаются по контактной поверхности $(\tilde{\sigma})$. Тогда, контактная площадь в очаге деформации в общем случае определяется формулой:

$$F_k = \iint_{\tilde{\sigma}} \sqrt{E \cdot G - F^2} du^* \cdot dv^*, \quad (14)$$

где $E(u^*, v^*); F(u^*, v^*); G(u^*, v^*)$ – коэффициенты первой квадратичной формы определяются следующим образом:

$$F_k = \iint_{\tilde{\sigma}} \sqrt{E \times G - F^2} du^* \times dv^*,$$

где $E(u^*, v^*); F(u^*, v^*); G(u^*, v^*)$ – коэффициенты первой квадратичной формы определяются следующим образом:

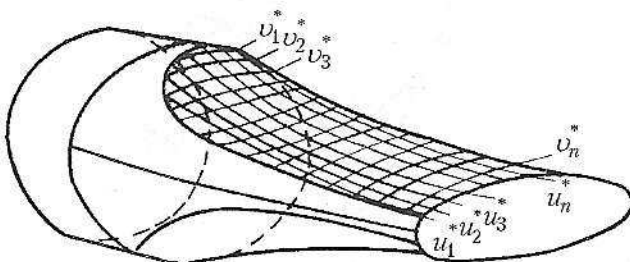


Рис. 5. Деформируемая площадь очага деформации

$$E(u^*, v^*) = \left(\frac{\partial z}{\partial u^*}\right)^2 + \left(\frac{\partial y}{\partial u^*}\right)^2 + \left(\frac{\partial x}{\partial u^*}\right)^2;$$

$$F(u^*, v^*) = \left(\frac{\partial x}{\partial u^*} \cdot \frac{\partial x}{\partial v^*}\right) + \left(\frac{\partial y}{\partial u^*} \cdot \frac{\partial y}{\partial v^*}\right) + \left(\frac{\partial z}{\partial u^*} \cdot \frac{\partial z}{\partial v^*}\right); \quad (15)$$

$$G(u^*, v^*) = \left(\frac{\partial z}{\partial v^*}\right)^2 + \left(\frac{\partial y}{\partial v^*}\right)^2 + \left(\frac{\partial x}{\partial v^*}\right)^2.$$

В частности, для овального калибра, рис. 6, а деформируемая поверхность задается в виде:

$$x = R_k \sin u^*;$$

$$y = R_3 + R_p \cos \alpha - [R_3 + R_k(1 - \cos u^*)] \cos(\alpha - v^*);$$

$$z = R_k \sin \alpha - [R_3 + R_k(1 - \cos u^*)] \sin(\alpha - v^*);$$

где R_k – радиус калибра; R_3 – радиус заготовки; R_p – рабочий радиус вальца; α – угол захвата, рад, u^*, v^* – Гауссовы координаты поверхности, функциональная связь которых со временем будет иметь следующий вид:

$$v^* = \frac{v \cdot t}{R_p}; \quad u^* = \frac{S\varphi \cdot v \cdot t}{2R_p \cdot \alpha}; \quad S\varphi = \sqrt{b_k^2 + \frac{4}{3} \Delta h^2} = R_k \cdot \varphi. \quad (16)$$

После подстановки значения $v = \omega R_p$ в формулу (9) будем иметь

$$u^* = R_k \varphi \alpha t / 2\alpha, \quad v^* = \omega t, \quad (17)$$

где S_φ – длина дуги овального калибра; v – окружная скорость вальцов; b_k – ширина калибра; Δh – абсолютное обжатие; t – время, с; φ – угол дуги калибра, рад

$$\varphi = 2 \arcsin b_k / 2R_k.$$

Тогда $E(u^*, v^*) = R_k^2; F=0; G=[R_p + R_k(1 - \cos u^*)]^2$

$$F_k = \iint_{\tilde{\sigma}} \sqrt{E \cdot G - F^2} du^* \cdot dv^* = \iint_{\tilde{\sigma}} R_k [R_p + R_k(1 - \cos u^*)] du^* \cdot dv^* = R_k \int_0^{v^*} dv^* \int_0^{u^*} [R_p + R_k(1 - \cos u^*)] du^* =$$

$$= R_k v^* [(R_p + R_k) u^* - R_k \sin u^*]. \quad (18)$$

или с учетом формул (10)

$$F_k = R_k v^* [(R_p + R_k) u^* - R_k \sin u^*] =$$

$$= R_k \cdot \alpha t \left[(R_p + R_k) \frac{\varphi \alpha t}{2\alpha} - R_k \sin \left(\frac{R_k \varphi \alpha t}{2\alpha} \right) \right]. \quad (19)$$

Аналогичный вывод формул для определения площади контактных поверхностей применим для различных систем калибров.

Так, при вальцовке:

- ромбической заготовки в круглом калибре, рис. 6, б $x = R_k \sin u^*;$

$$y = \frac{h_p}{2} + R_p \cos \alpha - [R_p + R_k(1 - \cos u^*)] \cos(\alpha - v^*);$$

$$z = R_p \sin \alpha - [R_p + R_k(1 - \cos u^*)] \sin(\alpha - v^*); \quad (20)$$

$$F_k = \iint_{\tilde{\sigma}} \sqrt{E \cdot G - F^2} du^* \cdot dv^* = R_k v^* [(R_p + R_k) u^* - R_k \sin u^*],$$

где $u^* = \frac{\pi \alpha t}{2\alpha}; v^* = \omega t.$

- овальной заготовки в круглом калибре, рис. 6, в

$$x = R_x \sin u^*;$$

$$y = R_p \cos \alpha + \frac{b_{об}}{2} - [R_p + R_x(1 - \cos u^*)] \cos(\alpha - v^*);$$

$$z = R_p \sin \alpha - [R_p + R_x(1 - \cos u^*)] \sin(\alpha - v^*), \quad (21)$$

$$F_x = \iint_{\sigma} \sqrt{E \cdot G - F^2} du^* \cdot dv^* = R_x u^* [(R_p + R_x) u^* - R_x \sin u^*],$$

где $u^* = \frac{\pi \alpha t}{2\alpha}$; $v^* = \omega t$.

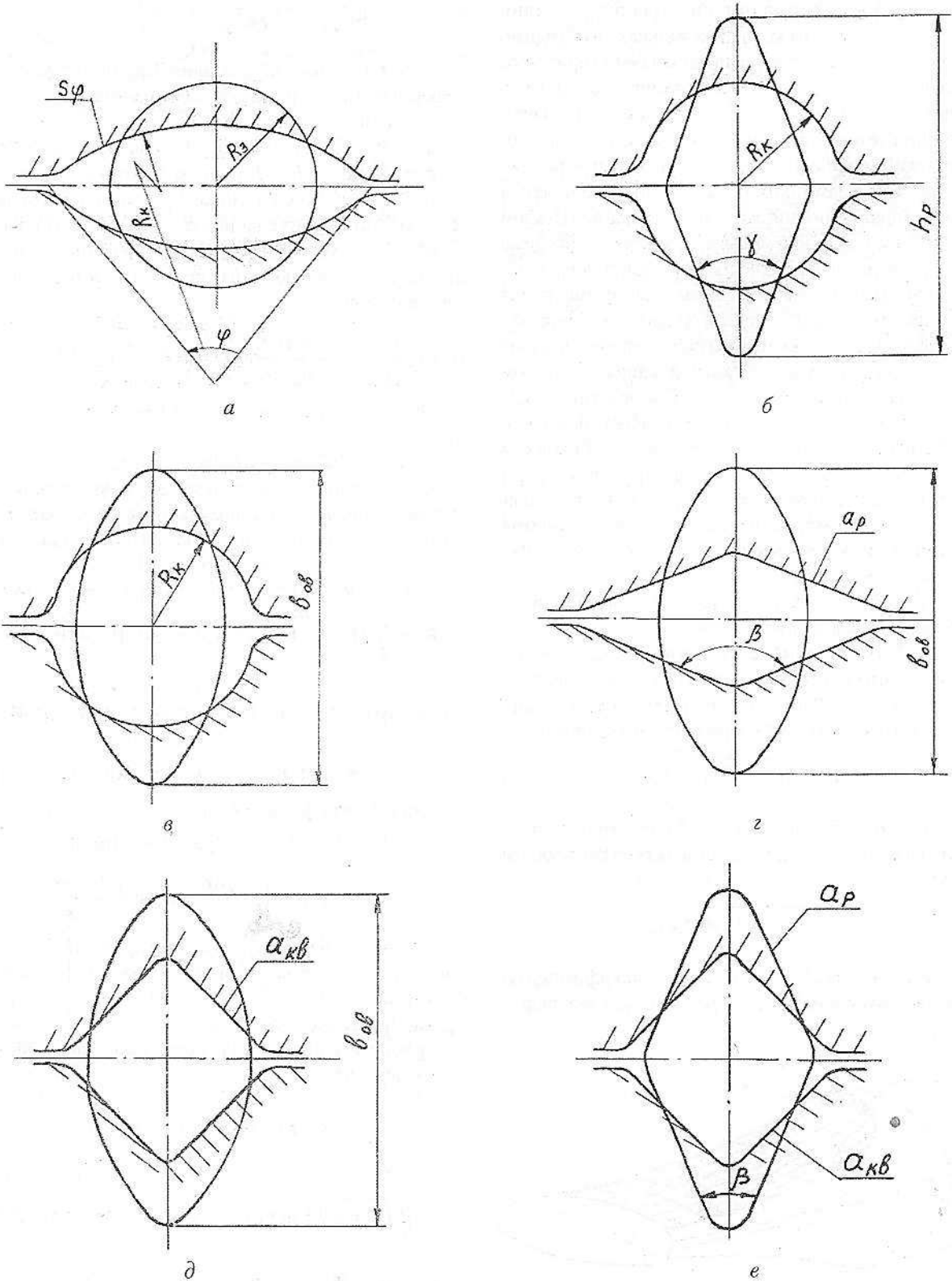


Рис. 6. Схемы вальцовки заготовок

- овальной заготовки в ромбическом калибре, рис. 6, з
 $x = u^*$;

$$y = \frac{b_{ос}}{2} + R_p \cos \alpha - (R_p + \operatorname{ctg} \frac{\gamma}{2} \cdot u^*) \cos(\alpha - \nu^*);$$

$$z = R_p \sin \alpha - (R_p + \operatorname{ctg} \frac{\gamma}{2} \cdot u^*) \sin(\alpha - \nu^*), \quad (22)$$

$$F_k = \iint_{\sigma} \sqrt{E \cdot G - F^2} du^* \cdot dv^* = \sqrt{2} v^* \operatorname{ctg} \frac{\beta}{2} \cdot u^*,$$

где $u^* = \frac{a_p^2 \alpha t}{\alpha}$; $\nu^* = \alpha t$.

a_p - сторона ромбического калибра, мм;
 β - угол при вершине ромбического калибра, рад.

- овальной заготовки в квадратном калибре, рис. 6, д

$$\beta = \frac{\pi}{2}, \operatorname{ctg} \frac{\beta}{2} = 1,$$

тогда $F_k = \iint_{\sigma} \sqrt{E \cdot G - F^2} du^* \cdot dv^* = \sqrt{2} u^*, \quad (23)$

где $u^* = \frac{\sqrt{2} \cdot a_{кв}^2 \alpha t}{2}$;

$a_{кв}$ - сторона квадратного калибра, мм.

- ромбической заготовки в квадратном калибре, рис. 6, е

$$x = \frac{\sqrt{2}}{2} a_{кв} u^*;$$

$$y = a_p \cos \frac{\beta}{2} + R_p \cos \alpha - \left[R_p + \frac{\sqrt{2}}{2} a_{кв} (1 - u^*) \right] \cos(\alpha - \nu^*);$$

$$z = R_p \sin \alpha - \left[R_p + \frac{\sqrt{2}}{2} a_{кв} (1 - u^*) \right] \sin(\alpha - \nu^*); \quad (24)$$

$$F_k = \iint_{\sigma} \sqrt{E \cdot G - F^2} du^* \cdot dv^* = a_{кв} \cdot u^* \cdot \nu^* \left(R_p + \frac{\sqrt{2}}{2} a_{кв} u^* \right)$$

где $u^* = \frac{\alpha t}{\alpha}$; $\nu^* = \alpha t$.

Расхождение результатов теоретического расчета с экспериментальными данными при проверке предложенной методики составляет до 4%, что подтверждает возможность ее применения для определения контактной площади с учетом развития деформации во времени.

Для того, чтобы точнее определить расчетное усилие необходимое для вальцовки, необходимо учитывать и действие центробежной силы Q , которая возникает вследствие смещенного центра тяжести при наличии на валках ковочных вальцов вальцовочных секторов - штампов. При вращении валков центробежная сила направлена в сторону очага деформации и во время деформации металла она уменьшает усилие необходимое для вальцовки.

$$P = P_{срб} F_k - Q. \quad (25)$$

где Q - центробежная сила.

Рассмотрим вращающийся с постоянной угловой скоростью валок, на котором жестко укреплены не симметрично относительно оси валка вальцовочные штампы. Валки оказывают на заготовку действие в виде сил \bar{R} , направленный нормально к поверхности валков, противодействующих захвату заготовки и сил трения \bar{T} , направленно по касательным, втягивающим заготовку в валки, рис. 7. Вследствие несимметричности расположения секторов-штампов относительно оси валков возникает центробежная сила Q , направленная в момент деформации в сторону очага деформации и приложенная в центре тяжести фигуры (рис. 7). Для определения центробежной силы Q воспользуемся вторым законом Ньютона.

$$Q = m \omega^2 d \quad (26)$$

где m - масса секторов-штампов; ω - угловая скорость валка; d - расстояние от оси вращения валка до центра тяжести фигуры Φ .

Формулу (26) в общем виде можно записать

$$Q = \gamma \left(n \frac{\pi}{30} \right)^2 \left[\iiint_{(v)} z dx dy dz - k \iiint_{(v^*)} z dx dy dz \right] d, \quad (27)$$

где γ - плотность материала секторов-штампов; n - частота вращения; k - число калибров; (v) - объем фигуры, ограниченный поверхностью гладкой бочки секторов-штампов; (v^*) - объем фигуры, ограниченный поверхностью калибра сектора-штампа.

При вальцовке в гладких валках $k = 0$, тогда для определения силы получим следующую формулу:

$$Q = \gamma \left(n \frac{\pi}{30} \right) d \iiint_{(v)} z dx dy dz \quad (28)$$

Поскольку

$$\iiint_{(v)} z dx dy dz = \int_{-L/2}^{L/2} dx \iint_{(v_z)} z dy dz$$

где L - суммарная длина секторов - штампов; объем фигуры Φ , представленной на рис. 8, определяется следующим образом:

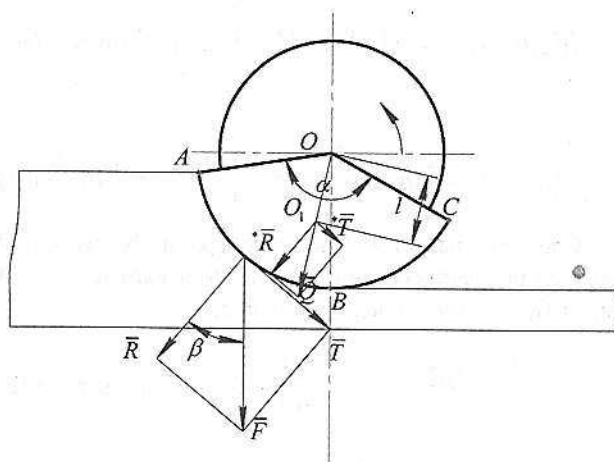


Рис. 7. Схема распределения сил при вальцовке

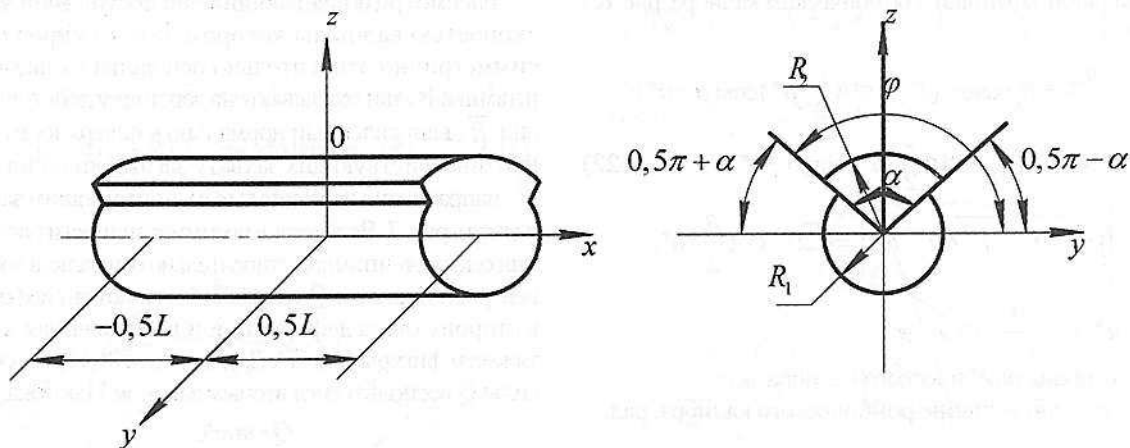


Рис. 8. Схема для определения центробежной силы

$$\iiint_{(v)} f(x, y, z) dz dy dx = \int_a^b \int_{\varphi_1(x,y)}^{\varphi_2(x,y)} \int_{\psi_1(x)}^{\psi_2(x)} f(x, y, z) dz dy dx \quad (29)$$

Вычислим интеграл (28) в цилиндрической системе координат, где в области интегрирования переменные ρ и φ изменяются следующим образом:

$$\left. \begin{aligned} R_1 &\leq \rho \leq R_2 \\ \frac{\pi - \alpha}{2} &\leq \varphi \leq \frac{\pi}{2} + \frac{\pi}{2} \end{aligned} \right\} \alpha \leq \pi$$

где R_1 – радиус вала; R_2 – радиус сектора-штампа; α – угол между образующими сектора-штампа.

Тогда

$$\begin{aligned} \iiint_{(v)} z dx dy dz &= \int_{-\frac{L}{2}}^{\frac{L}{2}} dx \iint_{(v_x)} \rho^2 \sin \varphi d\rho d\varphi = \\ &= \int_{-\frac{L}{2}}^{\frac{L}{2}} dx \int_{\frac{\pi - \alpha}{2}}^{\frac{\pi + \alpha}{2}} \sin \varphi d\varphi \int_{R_1}^{R_2} \rho^2 d\rho = \frac{2}{3} L (R_2^3 - R_1^3) \sin \frac{\alpha}{2} \quad (30) \end{aligned}$$

Когда угол между образующими сектора-штампа больше 180° ,

$$\begin{aligned} \iiint_{(v)} z dx dy dz &= \frac{2}{3} L (R_2^3 - R_1^3) + \int_{-\frac{L}{2}}^{\frac{L}{2}} dx \int_{\frac{\pi}{2}}^{\frac{3\pi}{2}} \rho^2 \sin \varphi d\rho d\varphi = \\ &= \frac{2}{3} L (R_2^3 - R_1^3) + \int_{\pi}^{\frac{3\pi}{2}} \sin \varphi d\varphi \int_{R_1}^{R_2} \rho^2 d\rho = \frac{2}{3} L (R_2^3 - R_1^3) \sin^2 \frac{\alpha}{2} \quad (31) \end{aligned}$$

Следовательно, в окончательной форме формулы для определения центробежной силы при вальцовке на гладкой бочке будут иметь следующий вид:

$$Q = \frac{2d}{3} \gamma L (R_2^3 - R_1^3) \left(n \frac{\pi}{30} \right)^2 \sin \frac{\alpha}{2} \quad \text{при } \alpha \leq \pi \quad (32)$$

$$Q = \frac{2d}{3} \gamma L (R_2^3 - R_1^3) \left(n \frac{\pi}{30} \right)^2 \sin^2 \frac{\alpha}{2} \quad \text{при } \alpha \geq \pi \quad (33)$$

где L – суммарная длина секторов-штампов.

Значения центробежной силы, возникающей при вальцовке в гладких секторах-штампах, в зависимости от их размера и окружной скорости валиков для ковочных вальцов с центральными углами вальцовочных штампов $90, 120, 180$ и 270° соответственно составляют:

C162A – 3105,8, 3804,4, 4393,0 и 2196,5Н; C1335 – 2222,4, 2722,4, 3144,8 и 1572,7 Н; C1336 – 3722,7, 4559,3, 5264,7 и 2632,3 Н.

В случае, когда секторы-штампы имеют калибры различной формы (овальные, квадратные, ромбические, ящичные и др., т.е. $k \neq 0$) вывод центробежной силы по формуле (27) в зависимости от всех геометрических параметров калибра значительно усложняется. Поэтому для инженерных расчетов размеры калибров по высоте необходимо усреднять и задачу по определению центробежной силы можно решать, используя следующие неравенства при $\alpha \leq \pi$

$$\begin{aligned} \frac{2}{3} L \left[(R_2 - h_{cp}^{(k)})^3 - R_1^3 \right] \sin \frac{\alpha}{2} &\leq \iiint_{(v)} z dx dy dz - k \iiint_{(v^*)} z dx dy dz \leq \\ &\leq \frac{2}{3} L (R_2^3 - R_1^3) \sin \frac{\alpha}{2} \quad (34) \end{aligned}$$

где (v) – объем фигуры, ограниченный поверхностью гладкой бочки секторов-штампов; (v^*) – объем фигуры, ограниченный поверхностью калибра сектора-штампа; $h_{cp}^{(k)}$ – средняя высота калибра секторов-штампов.

Согласно (34) значение $\iiint_{(v)} z dx dy dz - k \iiint_{(v^*)} z dx dy dz$ для

инженерных расчетов принимается усредненным между верхней и нижней границами исходного неравенства и будет иметь следующий вид:

$$\begin{aligned} \iiint_{(v)} z dx dy dz - k \iiint_{(v^*)} z dx dy dz &= \\ &= \frac{1}{3} L \left[R_2^3 + (R_2 - h_{cp}^{(k)})^3 - 2R_1^3 \right] \sin \frac{\alpha}{2} \quad (35) \end{aligned}$$

Следовательно, при $\alpha \leq \pi$

$$Q = \frac{d}{3} \gamma L \left[R_2^3 + (R_2 - h_{cp}^{(k)})^3 - 2R_1^3 \right] \left(n \frac{\pi}{30} \right)^2 \sin^2 \frac{\alpha}{2}. \quad (36)$$

В случае, когда $\alpha \geq \pi$

$$\frac{2}{3} L \left[(R_2 - h_{cp}^{(k)})^3 - R_1^3 \right] \sin^2 \frac{\alpha}{2} \leq \iiint_{(v)} z dx dy dz - k \iiint_{(v^*)} z dx dy dz \leq \frac{2}{3} L (R_2^3 - R_1^3) \sin^2 \frac{\alpha}{2} \quad (37)$$

Тогда

$$\begin{aligned} & \iiint z dx dy dz - k \iiint z dx dy dz = \\ & = \frac{1}{3} L \left[R_2^3 + (R_2 - h_{cp}^{(k)})^3 - 2R_1^3 \right] \sin^2 \frac{\alpha}{2} \quad (38) \end{aligned}$$

Следовательно, при

$$Q = \frac{d}{3} \gamma L \left[R_2^3 + (R_2 - h_{cp}^{(k)})^3 - 2R_1^3 \right] \left(n \frac{\pi}{30} \right)^2 \sin^2 \frac{\alpha}{2} \quad (39)$$

Из вышеизложенного видно, что центробежная сила уменьшает потребное усилие вальцовки. Кроме этого, центробежная сила является составляющей динамического момента, входящего в формулу для определения момента двигателя, влияет на угол захвата и распределение удельных усилий в момент захвата заготовки валками.

Выводы

1. В работе описаны полученные формулы для определения контактной площади, с учетом развития деформации во времени, что дает возможность исследовать распределение среднего удельного усилия в очаге деформации и сил трения. Приведенные формулы позволяют определять усилие вальцовки в любой отрезок времени деформации в различных системах калибров.

2. При исследовании распределения сил в очаге деформации при вальцовке заготовок в секторах-штампах определена центробежная сила, возникающая вследствие несимметричности расположения штампов относительно оси валков и в зависимости от размеров секторов-штампов,

длины рабочего места для их установки и окружной скорости валков сделан вывод формул для ее определения. Отмечено, что центробежная сила уменьшает потребное усилие вальцовки, является составляющей динамического момента, входящего в формулу для определения момента двигателя, влияет на угол захвата и распределения удельных усилий в момент захвата заготовки валками.

3. В работе, впервые предложена уточненная формула определения усилий при вальцовке заготовок, учитывающая развитие деформации во времени и влияние центробежной силы.

Литература

1. Целиков А.И. К методике определения сопротивления металла деформации на прокатном стане. Известия ВУЗов. Машиностроение. – М.: №11, 1973. – 114 с.
2. Целиков А.И., Гришков А.И. Теория прокатки. – М.: Металлургия, 1980. – 329 с.
3. Зюзин В.И., Бровман М.Я., Мельников А.Ф. Сопротивление деформации сталей при горячей прокатке. – М.: Металлургия, 1964. – 290 с.
4. Скрябин С.А. Научное обоснование, исследование, разработка и внедрение малоотходных технологических процессов вальцовки заготовок из алюминиевых и титановых сплавов // Дисс. д.т.н. – М.: МАТИ. – 1990.
5. Микляев П.Г., Дуденков В.М., Лебедев Г.Д. Атлас тройных диаграмм пластичности и сопротивления деформации алюминиевых сплавов. М.: ВИЛС. – 1975. – 180 с.
6. Прокатное производство, т.1, Справочник. – М.: Металлургиздат, 1962. – С. 96–98.
7. Целиков А.И., Никитин Г.С., Рокотян С.А. Теория продольной прокатки. – М.: Металлургия, 1980. – 320 с.
8. Дрозд В.Г. Определение контактной площади при прокатке сортовых профилей в вытяжных калибрах. Теория прокатки. /Материалы конференции по теоретическим вопросам прокатки/. – М.: Металлургиздат, 1962. – 270 с.
9. Грудев А.П. Теория прокатки. – М.: Металлургия, 1988. – 240 с.