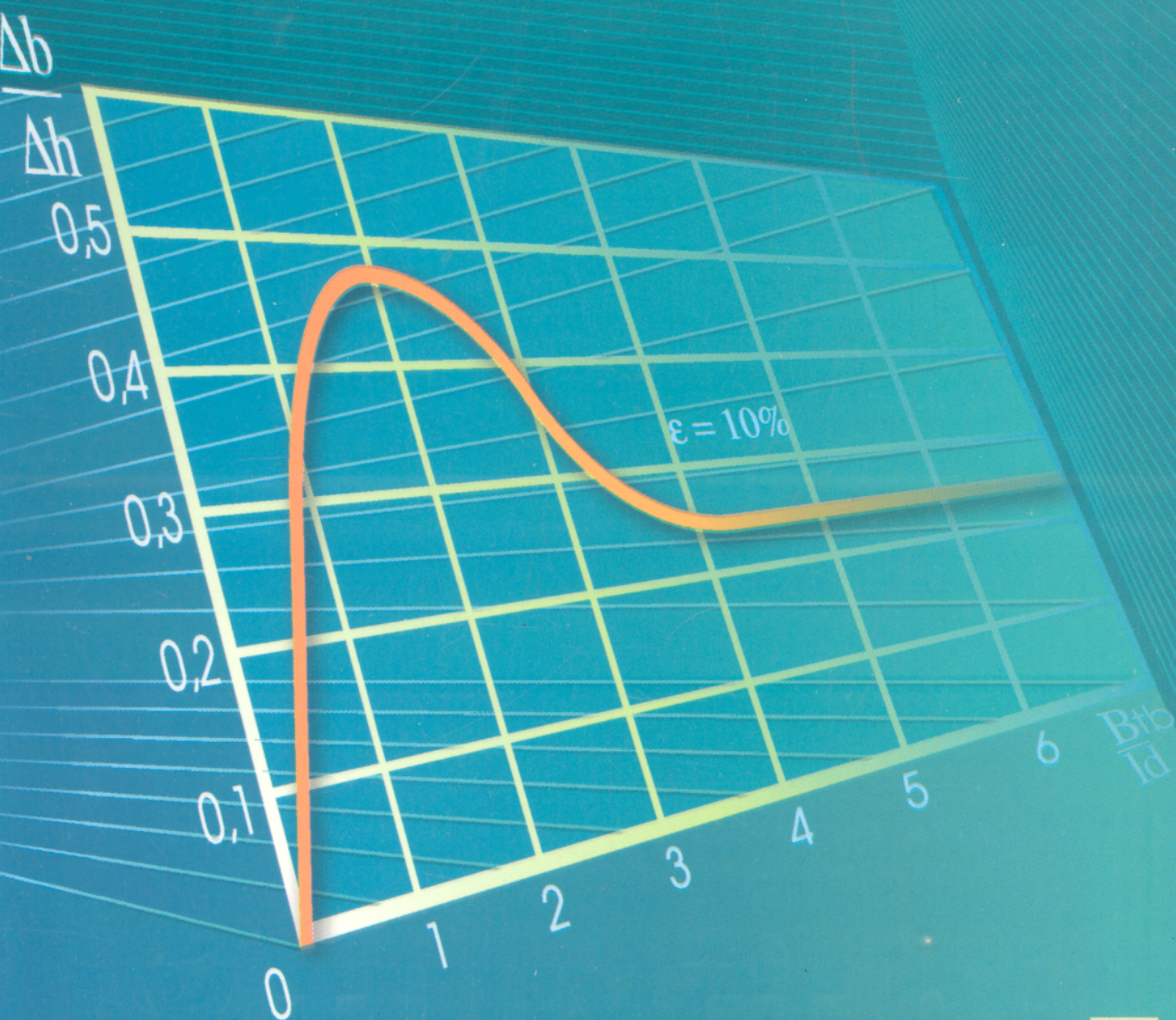


ĐÀO MINH NGỪNG - NGUYỄN TRỌNG GIẢNG

LÝ THUYẾT CÁN



NHÀ XUẤT BẢN GIÁO DỤC



ĐÀO MINH NGŨNG – NGUYỄN TRỌNG GIẢNG

LÝ THUYẾT CÁN

(Tái bản lần thứ nhất)

NHÀ XUẤT BẢN GIÁO DỤC

Lời nói đầu

Những năm gần đây, sản xuất thép cán của Việt Nam đã được quan tâm thích đáng, nhiều nhà máy cán thép đã và đang được đầu tư xây dựng với công nghệ và thiết bị tiên tiến, mức độ tự động hoá cao, sản lượng và chất lượng thép cán hàng năm được cải thiện, góp phần giảm tỷ lệ hàng nhập ngoại, đáp ứng nhu cầu xây dựng cơ sở hạ tầng và phát triển công nghiệp hoá, hiện đại hoá đất nước. Song song với việc phát triển sản xuất, đội ngũ cán bộ khoa học kỹ thuật ngày càng được đào tạo nhiều và đang có vai trò quan trọng trong việc nắm bắt kỹ thuật hiện đại, tích lũy kinh nghiệm, khai thác tối đa công suất của thiết bị cán. Cho tới nay, tài liệu khoa học và kỹ thuật về lĩnh vực này bằng tiếng Việt còn rất hạn chế, nên việc biên soạn quyển Lý thuyết cán, trong đó trình bày một cách hệ thống các vấn đề của quá trình cán cùng với việc cập nhật các thông tin khoa học mới sẽ đáp ứng nhu cầu đào tạo nguồn nhân lực, phục vụ các mục đích trên.

Nhiệm vụ môn học lý thuyết cán là phân tích, đánh giá và xây dựng các nguyên lý cơ bản chung của quá trình cán, trên cơ sở đó có thể xây dựng các quy trình công nghệ sản xuất, đảm bảo các sản phẩm cán không những đạt được độ chính xác về kích thước, hình dạng trong phạm vi dung sai cho phép mà còn nâng cao các thuộc tính sử dụng của chúng. Lý thuyết cán là môn khoa học cơ sở để phát triển công nghệ và thiết bị cán. Thành tựu đạt được trong lý thuyết cán đã góp phần thúc đẩy phát triển sản xuất, hoàn thiện và tăng cường năng lực cán, xây dựng các quy trình công nghệ mới và chế tạo thiết bị hiện đại, nâng cao năng suất cán.

Cùng với các môn học cơ sở khác, lý thuyết cán xem xét và nghiên cứu các điều kiện cơ nhiệt đảm bảo khả năng biến dạng tốt nhất để thiết lập chế độ cán hợp lý, tối ưu đối với quá trình công nghệ; xem xét ảnh hưởng của quá trình biến dạng đến thuộc tính cơ lý của kim loại và hợp kim với mục đích làm cho sản phẩm có đặc tính sử dụng tốt nhất; nghiên cứu đặc tính biến dạng của phôi cán để tìm quan hệ kích thước giữa phôi và sản phẩm; nghiên cứu trở kháng biến dạng dẻo của kim loại, nghĩa là nghiên cứu sự phân bố ứng suất, lực biến dạng cần thiết để chọn thiết bị và nâng cao khả năng sử dụng của chúng.

Hiện nay có rất nhiều công trình nghiên cứu lý thuyết cũng như thực nghiệm đối với quá trình biến dạng nói chung và quá trình cán nói riêng, làm cho bản thân khái niệm biến dạng trong quá trình cán cũng được mở rộng. Đặc điểm phát triển lý thuyết hiện đại là sử dụng các nguyên lý của cơ học vật rắn biến dạng (môi trường liên tục), áp dụng

nhiều công cụ toán học nâng cao độ chính xác trong thực nghiệm cũng như tính chặt chẽ của lý thuyết. Những đóng góp to lớn trong việc phát triển lý thuyết cán thuộc về các tác giả T.Karman, A.I.Grisco, A.I.Xelico, A.A.Korolev, C.I. Gupkin, A.P.Trekmarev, A.V.Tretyakov, A.M. Xmirnov, ...

Quá trình cán có thể được định nghĩa là quá trình biến dạng của kim loại hoặc vật liệu khác giữa các trục quay. Thông thường các trục là tròn xoay và được gọi là trục cán.

Căn cứ vào hướng chuyển động của vật cán, người ta phân biệt thành quá trình cán dọc, cán ngang và cán nghiêng. Trong cán dọc, đường tâm vật cán luôn vuông góc với đường tâm trục cán, trong cán ngang chúng song song với nhau và đối với cán nghiêng, đường tâm vật cán và đường tâm trục cán được bố trí chéo nhau trong không gian. Phụ thuộc vào chủng loại sản phẩm, các công nghệ cán thép hình, thép tấm, thép ống và các công nghệ cán đặc biệt khác như cán bi, cán nôm, cán chu kỳ...cũng có những đặc điểm riêng biệt khác nhau.

Quá trình cán có thể là đối xứng hoặc không đối xứng phụ thuộc vào sơ đồ lực tác dụng, các điều kiện tiếp xúc với hai trục, trạng thái ứng suất và biến dạng, điều kiện tốc độ. Quá trình cán đối xứng thì các điều kiện trên tương tự nhau đối với các trục cán, còn cán không đối xứng thì ngược lại.

Như đã giới thiệu ở trên, với mục đích là phân tích, đánh giá và xây dựng các nguyên lý cơ bản chung của quá trình cán, quyển sách gồm hai phần: 1-Quá trình cán dọc; 2-Cán ngang và cán nghiêng. Mỗi phần được trình bày các quá trình cơ bản như giãn dài, giãn rộng, điều kiện ma sát, các phương pháp xác định ứng suất tiếp xúc, lực cán, mômen và công suất cán cùng với việc xem xét các yếu tố ảnh hưởng đến các thông số công nghệ cơ bản. Các chương, mục được trình bày một cách hệ thống theo thứ tự phát triển của lý thuyết cán, từ các giả thuyết đơn giản đến các cơ sở tính toán, các số liệu thực nghiệm cập nhật từ các nguồn tham khảo khác nhau, để có thể phục vụ rộng rãi các đối tượng bạn đọc. Nội dung quyển lý thuyết cán được trình bày trên cơ sở các bài giảng đã được soạn thảo phục vụ công tác giảng dạy cho các sinh viên ngành Cơ học vật liệu và Cán kim loại dưới mọi hình thức đào tạo tại trường Đại học Bách khoa Hà Nội trong những năm gần đây, nó có thể dùng làm tài liệu tham khảo cho sinh viên các ngành khác có liên quan đến gia công áp lực, nghiên cứu sinh, các kỹ sư thiết kế và kỹ sư công nghệ, kỹ thuật viên tại các cơ sở nghiên cứu và sản xuất thép cán. Quyển sách không thể không tránh khỏi những thiếu sót, chúng tôi rất chân thành cảm ơn và mong có được sự đóng góp ý kiến của các bạn đọc để tiếp tục bổ sung, hiệu chỉnh và sửa cho lần xuất bản sau. Mọi góp ý xin gửi về Ban biên tập sách Đại học - Dạy nghề, công ty cổ phần sách Đại học - Dạy nghề, 25 Hà Thuyên Hà Nội.

Các tác giả

QUÁ TRÌNH CÁN DỌC

Chương 1

CÁC THÔNG SỐ CƠ BẢN CỦA QUÁ TRÌNH CÁN

1.1. CÁC KHÁI NIỆM CƠ BẢN VÀ CÁC THÔNG SỐ BIẾN DẠNG

Sơ đồ vùng biến dạng của quá trình cán dọc với hai trục cán hình trụ, có đường kính thân trục và tốc độ quay bằng nhau được thể hiện trên hình vẽ (H.1). Vật cán chuyển động qua khe hở giữa hai trục và bị biến dạng tại vùng tiếp xúc với chúng. Phần vật cán giới hạn bởi mặt phẳng tiết diện vào (AA') và tiết diện ra khỏi trục (BB') được gọi là vùng biến dạng hình học của quá trình cán.

Đường thẳng chứa hai tâm O_1 và O_2 trong mặt cắt ngang của trục cán gọi là đường tâm, còn đường aa, tương ứng với đường tâm vật cán gọi là đường cán.

Cung AB và A'B' gọi là cung tiếp xúc (cung ăn phôi), góc ở tâm α , tương ứng với cung tiếp xúc, gọi là góc ăn phôi của trục cán.

Ngoài ra, vùng biến dạng còn có các thông số hình học sau:

h_0 – chiều cao (hay độ dày) trước lần cán;

h_1 – chiều cao (độ dày) sau lần cán ;

$\Delta h = h_0 - h_1$ – lượng ép tuyệt đối của lần cán;

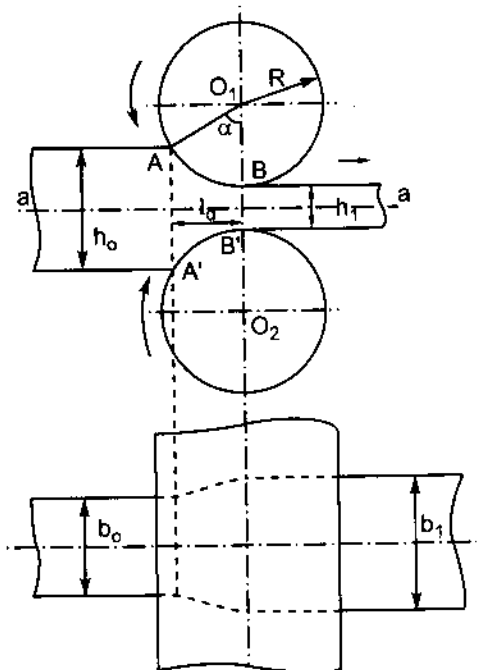
b_0 – chiều rộng trước lần cán;

b_1 – chiều rộng sau lần cán;

$\Delta b = b_1 - b_0$ – lượng giãn rộng tuyệt đối của lần cán;

R – bán kính của trục cán;

l_d – chiều dài vùng biến dạng.



Hình 1. Sơ đồ cán dọc

Quá trình cán tồn tại được là nhờ có lực ma sát. Phôi kim loại được ăn vào khe hở giữa hai trục cán, bị ép theo chiều cao, chủ yếu giãn dài theo chiều dọc, một phần giãn rộng theo chiều ngang, tiết diện của nó giảm xuống và có hình dạng giống khe hở giữa hai trục.

Trong lý thuyết cán, thông số lượng ép tương đối thường được sử dụng rộng rãi để đặc trưng cho quá trình biến dạng được tính như sau:

$$\varepsilon = \frac{h_0 - h_1}{h_0} = \frac{\Delta h}{h_0}, \quad (1.1)$$

hoặc là
$$\varepsilon = \frac{\Delta h}{h_0} 100\%.$$

Lượng ép tương đối khi cán thép có thể dao động trong phạm vi $3 \div 40\%$, và trong một số trường hợp có thể đạt tới 50% hoặc lớn hơn cho một lần cán.

Một trong các chỉ số được dùng để đánh giá mức độ biến dạng là hệ số giãn dài cho các lần cán (hay còn có tên gọi chung là hệ số biến dạng)

$$\mu = \frac{h_0 b_0}{h_1 b_1} = \frac{F_0}{F_1}, \quad (1.2)$$

trong đó F_0 và F_1 – tiết diện của vật cán trước và sau lần cán.

Hệ số biến dạng đặc trưng cho sự giảm diện tích tiết diện ngang của vật cán sau mỗi lần cán. Trên thực tế giá trị của hệ số này đối với mỗi lần cán nằm trong giới hạn $1,1 \div 1,8$.

Trong trường hợp cán bằng và cán tấm bản rộng, lượng giãn rộng có thể bỏ qua ($b_0 \approx b_1$), hệ số giãn dài sẽ là

$$\mu = \frac{h_0}{h_1}. \quad (1.3)$$

Hệ số biến dạng tổng hợp sau n lần cán có thể viết như sau:

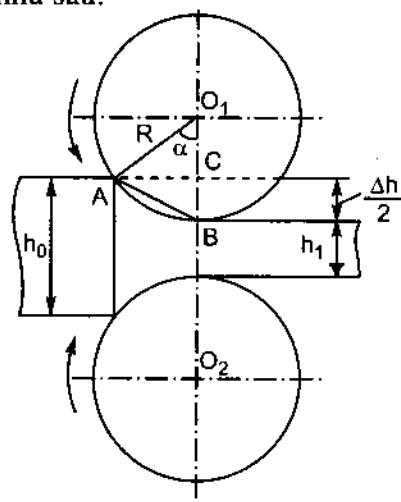
$$\begin{aligned} \mu_{\Sigma} &= \mu_1 \mu_2 \mu_3 \dots \mu_n \\ &= \frac{F_0}{F_1} \cdot \frac{F_1}{F_2} \cdot \frac{F_2}{F_3} \dots \frac{F_{n-1}}{F_n} = \frac{F_0}{F_n}. \end{aligned} \quad (1.4)$$

Hệ số biến dạng trung bình sau n lần cán có thể biểu thị bằng công thức

$$\mu_{tb} = \sqrt[n]{\mu_{\Sigma}}. \quad (1.5)$$

Sự thay đổi các kích thước hình học của phôi cán trong quá trình biến dạng sau mỗi lần cán được đặc trưng bởi các hệ số biến dạng sau:

$$\text{hệ số ép } \frac{1}{\eta} = \frac{h_0}{h_1} \quad (\text{trong đó } \eta = \frac{h_1}{h_0}),$$



Hình 2. Sơ đồ cán để xác định quan hệ giữa α , Δh và D .

hệ số giãn rộng $\beta = \frac{b_1}{b_0}$,

$$\text{hệ số giãn dài } \lambda = \frac{l_1}{l_0} = \frac{F_0}{F_1}, \quad (1.6)$$

trong đó: l_0 và l_1 – chiều dài trước và sau lần cán.

Khi tính toán chế độ ép của quá trình cán và thiết kế khuôn hình của trục cán, người ta thường sử dụng chỉ số giãn rộng:

$$K = \frac{\Delta b}{\Delta h}, \quad (1.7)$$

cho biết tỷ lệ phần kim loại dịch chuyển theo chiều ngang so với lượng ép tuyệt đối.

1.2. QUAN HỆ GIỮA GÓC ĂN (GÓC TIẾP XÚC) VỚI ĐƯỜNG KÍNH TRỤC CÁN VÀ LƯỢNG ÉP

Theo H.2, biểu thức $CB = O_1B - O_1C$ được xác định với $CB = \frac{\Delta h}{2}$; $O_1B = R$ và $O_1C = R \cos \alpha$, nên ta có:

$$\frac{\Delta h}{2} = R - R \cos \alpha,$$

suy ra công thức tính lượng ép tuyệt đối:

$$\Delta h = D(1 - \cos \alpha). \quad (1.8)$$

Phương trình (1.8) cho thấy lượng ép của mỗi lần cán phụ thuộc vào đường kính trục cán và góc ăn. Phương trình này còn cho phép tính góc ăn kim loại vào trục cán như sau

$$\cos \alpha = \frac{D - \Delta h}{D} \text{ và } \alpha = \arccos \left(1 - \frac{\Delta h}{D} \right). \quad (1.9)$$

Từ đây suy ra

$$\Delta h = 2R.2 \sin^2 \frac{\alpha}{2} \approx R\alpha^2,$$

$$\alpha = \sqrt{\frac{\Delta h}{R}}, \text{ rad},$$

hoặc tính theo đơn vị độ:

$$\alpha = \frac{180}{\pi} \sqrt{\frac{\Delta h}{R}}, \text{ độ}.$$

Hình chiếu của cung tiếp xúc trên phương nằm ngang được gọi là độ dài vùng biến dạng $l_d = R \sin \alpha$ hoặc có thể tính bằng cách xét tam giác O_1AC , ta có:

$$l_d = \sqrt{R^2 - \left(R - \frac{\Delta h}{2} \right)^2} = \sqrt{R\Delta h - \frac{\Delta h^2}{4}} \approx \sqrt{R\Delta h}. \quad (1.10)$$

Khi biến đổi, để có công thức (1.10), ta đã bỏ qua biểu thức $\frac{\Delta h^2}{4}$ là số hạng thứ hai trong căn, vì nó rất nhỏ so với số hạng thứ nhất, sai số khi tính l_d theo công thức này sẽ bằng 1,5-2%.

Hình chiếu của mặt tiếp xúc giữa kim loại và trục cán trên mặt phẳng nằm ngang được gọi là diện tích tiếp xúc và thường được tính bằng công thức đơn giản sau

$$F = \frac{b_0 + b_1}{2} l_d = \frac{b_0 + b_1}{2} \sqrt{R \Delta h}. \quad (1.11)$$

Vùng biến dạng của quá trình cán được đặc trưng bởi các hệ số hình dạng

$$\frac{l_d}{h_{tb}} \text{ và } \frac{l_d}{b_{tb}},$$

trong đó: h_{tb} và b_{tb} là chiều cao và chiều rộng trung bình, có thể được xác định theo các phương pháp như sau:

$$h_{tb} = \frac{h_0 + h_1}{2} \text{ hoặc } h_{tb} = \sqrt{h_0 h_1},$$

$$b_{tb} = \frac{b_0 + b_1}{2} \text{ hoặc } b_{tb} = \sqrt{b_0 b_1}$$

Nếu hình dáng cạnh bên của băng kim loại trong vùng biến dạng, khi giãn rộng không gần đúng như một đường thẳng, mà được biểu thị bằng một đường cong parabol nào đó thì công thức có độ chính xác cao hơn sẽ là:

$$b_{tb} = b_0 + \frac{2}{3}(b_1 - b_0).$$

1.3. CHIỀU DÀI VÙNG BIẾN DẠNG KHI ĐƯỜNG KÍNH HAI TRỤC CÁN KHÁC NHAU

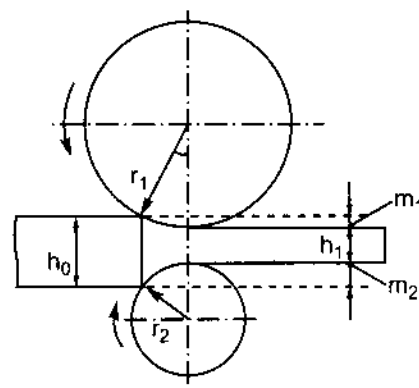
Nếu đường kính của hai trục cán khác nhau (thí dụ trong trường hợp cán trên máy 3 trục -Lauta), thì diện tích tiếp xúc bề mặt có thể được xác định trên cơ sở cân bằng áp lực tác dụng lên hai trục, và cân bằng diện tích tiếp xúc bề mặt của kim loại với hai trục (H.3).

Ta ký hiệu lượng ép thành phần khác nhau của hai trục cán là m_1 và m_2 . Cân bằng độ dài cung tiếp xúc của hai trục theo công thức (1.10): $\sqrt{2r_1 m_1} = \sqrt{2r_2 m_2}$ (r_1 và r_2 – bán kính các trục cán),

suy ra $m_1 = \frac{r_2}{r_1} m_2$. Vì $m_1 + m_2 = \Delta h$, nên có thể viết

$$m_1 + m_2 = \frac{r_2}{r_1} m_2 + m_2 = \frac{r_2 + r_1}{r_1} m_2 = \Delta h, \text{ suy ra:}$$

$$m_2 = \frac{r_1}{r_1 + r_2} \Delta h.$$



Hình 3. Sơ đồ xác định chiều dài vùng biến dạng khi hai trục cán có đường kính khác nhau

Sau khi thay thế giá trị m_2 vào biểu thức tính l_d , ta có

$$l_d = \sqrt{2r_2m_2} = \sqrt{\frac{2r_1r_2}{r_1 + r_2} \Delta h}. \quad (1.12)$$

Căn cứ vào phương trình (1.11) thì diện tích tiếp xúc bề mặt giữa kim loại và trục trong trường hợp cán có các đường kính trục khác nhau sẽ bằng:

$$F = b_{tb} \sqrt{\frac{2r_1r_2}{r_1 + r_2} \Delta h}. \quad (1.13)$$

Khi cán kim loại và hợp kim trên các trục khuôn hình (gọi là cán hình), ví dụ cán thép tròn, thép góc, thép chữ I, chữ U và các dạng khác, diện tích tiếp xúc giữa kim loại và trục sẽ phức tạp hơn và có thể được xác định bằng một trong các công thức thực nghiệm hoặc lý thuyết, bằng đồ thị hoặc áp dụng các phương pháp khác.

1.4. ẢNH HƯỞNG CỦA BIẾN DẠNG ĐÀN HỒI ĐẾN CHIỀU DÀI VÙNG BIẾN DẠNG

Trong cán nguội kim loại và các hợp kim cứng khác, áp lực kim loại lên trục lớn nên xuất hiện biến dạng đàn hồi cục bộ của trục tại vùng tiếp xúc.

Vì áp lực có thể rất lớn và như vậy chiều dài cung biến dạng sẽ tăng đáng kể do có biến dạng đàn hồi của trục cán và của phôi kim loại. Hiện tượng này có tầm quan trọng đặc biệt trong cán nguội thép tấm và băng mỏng khi góc ăn rất nhỏ, chiều dài cung biến dạng do độ đàn hồi gây nên chiếm phần đáng kể so với tổng chiều dài vùng biến dạng. Khi đó các công thức trên không còn phù hợp nữa, chúng chỉ đúng cho trường hợp lý tưởng, tức là trong trường hợp giả thiết trục cứng tuyệt đối.

Ảnh hưởng của biến dạng đàn hồi trục đến chiều dài vùng biến dạng đã được nhiều tác giả nghiên cứu. Công thức tính chiều dài vùng biến dạng có xét đến độ đàn hồi của trục và của kim loại được đưa ra như sau.

Ta ký hiệu độ biến dạng đàn hồi của trục cán là Δ_1 và của kim loại cán là Δ_2 (H.4). Để kim loại có được lượng biến dạng tuyệt đối bằng Δh thì mỗi trục phải nhấn thêm vào chúng một khoảng cách bằng $\Delta_1 + \Delta_2$, và khi đó cung tiếp xúc kim loại với trục được biểu thị bằng đường cong AB_2C . Hình chiếu bằng (tức là hình chiếu trên mặt phẳng nằm ngang) của đường cong đó có thể được xác định từ hai tam giác ADO và B_1CO :

$$l_d = x_1 + x_2 = \sqrt{R^2 - (R - B_3D)^2} + \sqrt{R^2 - (R - B_1B_3)^2}. \quad (1.14)$$

Khi phá ngoặc phương trình trên, các đại lượng $(B_3D)^2$ và $(B_1B_3)^2$ có thể bỏ qua, vì chúng rất nhỏ so với R - bán kính trục. Thay thế các giá trị $B_1D = \Delta h/2$ và $B_1B_3 = \Delta_1 + \Delta_2$ vào phương trình (1.14), ta có

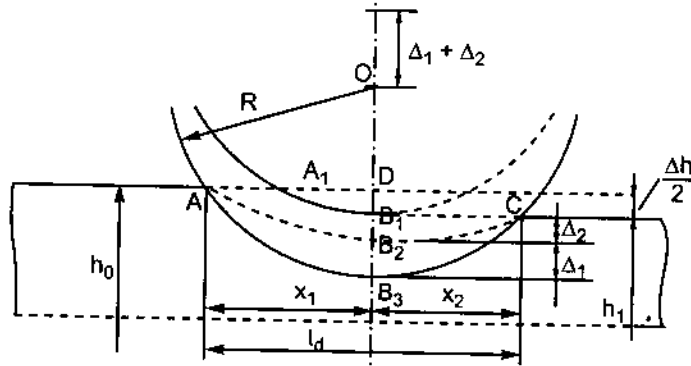
$$l_d = x_1 + x_2 \approx \sqrt{2R\left(\frac{\Delta h}{2} + \Delta_1 + \Delta_2\right)} + \sqrt{2R(\Delta_1 + \Delta_2)}, \quad (1.15)$$

hoặc có thể viết

$$l_d = \sqrt{R\Delta h + x_2^2} + x_2,$$

trong đó:

$$x_2 = \sqrt{2R(\Delta_1 + \Delta_2)}. \quad (1.16)$$



Hình 4. Sơ đồ xác định chiều dài vùng biến dạng khi cả trục cán và phôi cán đều có độ đàn hồi.

Các đại lượng Δ_1 và Δ_2 có thể xác định trên cơ sở lý thuyết đàn hồi khi giải bài toán ép hai trục hình trụ vào nhau. Trong trường hợp này nếu bỏ qua tính chất không đối xứng của biểu đồ ứng suất qua đường tâm, thì các đại lượng Δ_1 và Δ_2 có thể biểu thị bằng các phương trình

$$\Delta_1 \approx 2q \frac{1 - \mu_1^2}{\pi E_1}; \quad \Delta_2 \approx 2q \frac{1 - \mu_2^2}{\pi E_2}, \quad (1.17)$$

trong đó: q – lực tác dụng trên một đơn vị độ dài của trục; μ_1 và μ_2 – hệ số Poatxông của trục và của kim loại cán; E_1 và E_2 – môđun đàn hồi của trục cán và của kim loại.

Đại lượng q được biểu thị qua áp lực (p) trên mặt tiếp xúc

$$q = 2x_2 p.$$

Thế vào phương trình (1.16) các giá trị Δ_1 và Δ_2 từ phương trình (1.17), kết quả sẽ cho biểu thức xác định phần gia tăng độ dài cung tiếp xúc do ảnh hưởng của biến dạng đàn hồi:

$$x_2 \approx 8pR \left(\frac{1 - \mu_1^2}{\pi E_1} + \frac{1 - \mu_2^2}{\pi E_2} \right). \quad (1.18)$$

Sau khi thay thế giá trị của x_2 từ công thức (1.18) vào công thức (1.16) ta tính được tổng chiều dài vùng biến dạng l_d .

Nếu bỏ qua biến dạng đàn hồi của vật cán, khi chiều dày của nó nhỏ so với bán kính trục (cho $E_2 = \infty$), thì ta có công thức tính chiều dài vùng biến dạng với sự đàn hồi của trục cán, gọi là công thức Khi-trơ-kôk

$$x_2 \approx 8pR \left(\frac{1 - \mu^2}{\pi E} \right), \quad (1.19)$$

trong đó : p là áp lực kim loại lên trục, H/m^2 (kG/mm^2); μ – hệ số Poatxông của trục; E – môđun đàn hồi của trục, H/m^2 (kG/mm^2); r – bán kính trục, mm.

Trục kim loại có môđun đàn hồi $E=21,6 \cdot 10^4 \text{ MH/m}^2$ ($2,2 \cdot 10^4 \text{ kG/mm}^2$) và $\mu=0,3$, thì công thức (1.19) có dạng

$$x_2 \approx \frac{pR}{820} \text{ mm}.$$

Khi tính độ đàn hồi của trục cacbit vonfram cần chú ý rằng môđun đàn hồi của chúng lớn gấp ba lần của thép. Nếu $E=6,64 \cdot 10^4 \text{ kG/mm}^2$ ta có công thức

$$x_2 \approx \frac{pR}{28700} \text{ mm}.$$

1.5. TỐC ĐỘ BIẾN DẠNG

Tốc độ biến dạng đối với kim loại có ảnh hưởng đáng kể đến giới hạn chảy (hoặc trở kháng trượt thuần túy) của chúng: khi tốc độ biến dạng tăng thì giới hạn chảy cũng tăng, nhất là trong trường hợp biến dạng tương đối nhỏ hoặc trung bình ($\epsilon \leq 30\%$). Tốc độ biến dạng là đạo hàm của biến dạng tương đối theo thời gian, nghĩa là

$$u = \frac{d\epsilon}{dt} \text{ (1/giây)}.$$

Cần chú ý phân biệt giữa tốc độ gây nên biến dạng và tốc độ biến dạng. Tốc độ gây nên biến dạng, ví dụ tốc độ dụng cụ hoặc tốc độ của trục cán có đơn vị đo là m/giây hoặc mm/giây, còn tốc độ biến dạng có đơn vị đo là 1/giây.

Tốc độ biến dạng trong quá trình cán kim loại được hiểu là lượng ép tương đối trong một đơn vị thời gian và được tính theo cách dưới đây.

Lượng ép tương đối tại tiết diện bất kỳ của phôi kim loại, cách đường nối tâm trục một khoảng cách x được tính theo công thức sau:

$$\epsilon_x = \frac{h_x - h_l}{h_x} = \frac{\Delta h_x}{h_x},$$

trong đó h_x và Δh_x – chiều cao và lượng ép tuyệt đối của tiết diện x .

Đối với lượng biến dạng vô cùng nhỏ thì biểu thức trên có dạng

$$d\epsilon = \frac{dh_x}{h_x},$$

Chính vì vậy tốc độ biến dạng của kim loại ở tiết diện x được biểu thị như sau

$$u_x = \frac{dh_x}{dt} \cdot \frac{1}{h_x} = \frac{2v_y}{h_x},$$

trong đó $\frac{dh_x}{dt} = 2v_y$ là thành phần tốc độ của trục cán tại tiết diện x trên phương thẳng đứng có đơn vị đo là m/giây (hoặc mm/giây).

Như vậy tốc độ biến dạng tại tiết diện vào là lớn nhất và giảm đến zero tại tiết diện ra khỏi trục. Để xét ảnh hưởng của tốc độ biến dạng đến giới hạn chảy kim loại ta lấy tốc độ biến dạng trung bình trên toàn vùng biến dạng có chiều dài l_d . Theo phương pháp của A.I.Xelicov, công thức tính tốc độ biến dạng trung bình có dạng sau:

$$u_{TB} = \frac{1}{l_d} \int_0^{l_d} u_x dx.$$

Thay thế giá trị của u_x vào phương trình trên ta có

$$u_{TB} = \frac{v_1 h_1}{l_d} \int_{h_1}^{h_0} \frac{dh_x}{h_x^2} = \frac{v_1 h_1}{l_d} \left(\frac{1}{h_1} - \frac{1}{h_0} \right).$$

Theo các định nghĩa đã đưa ra ở trên (mục 1.1), thì $h_0 - h_1 = \Delta h = \varepsilon h_0 \cong \alpha l_d$, do vậy ta có công thức tính toán sau

$$u_{TB} = \varepsilon \frac{v_1}{l_d} = \alpha \frac{v_1}{h_0}, \quad (1.20)$$

trong đó v_1 – tốc độ của kim loại ra khỏi khe hở trục cán, hay còn gọi là tốc độ cán (xem chương 4); α – góc ăn, độ, ε – lượng ép tương đối. Như vậy tốc độ biến dạng tỷ lệ thuận với tốc độ cán, lượng ép và tỷ lệ nghịch với chiều dài cung biến dạng.

Trên thực tế, sự chênh lệch giữa tốc độ dài của trục và tốc độ cán không lớn cho nên trong công thức (1.20) ta có thể lấy $v_1 \cong v_0$, tốc độ cán gần bằng tốc độ dài của trục.

Để xác định tốc độ biến dạng trung bình trong toàn vùng biến dạng của quá trình cán có thể sử dụng một trong các công thức sau đây.

Công thức C.Ekelund

$$u_{TB} = \frac{2v_0 \sqrt{\frac{\Delta h}{R}}}{h_0 + h_1},$$

trong đó v_0 – tốc độ dài của trục; R – bán kính trục cán.

Công thức N.N.Krendlin

$$u_{TB} = \frac{2h_1 v_0 \mu \left[(h_1 + D) \frac{\Delta h}{h_0 h_1} + \ln \frac{h_0}{h_1 \cos \alpha} \right]}{(h_1 + D)^2 \alpha},$$

trong đó α -góc ăn kim loại vào trục, độ; D –đường kính trục cán; μ -hệ số biến dạng.

Công thức B.P.Bakhtinov

$$u_{TB} = \frac{v_1 - v_v}{l_d},$$

trong đó: v_1 , v_v –tốc độ của kim loại tại tiết diện ra và tiết diện vào của vùng biến dạng.

Tốc độ vào vùng biến dạng của kim loại được tính như sau:

$$v_v = v_0 (1 - S_{oT}) = v_0 \frac{1 + s}{\mu},$$

trong đó: S_{oT} - độ trễ; s -độ vượt của kim loại so với tốc độ của trục cán (xem chương 4).

Ảnh hưởng của tốc độ biến dạng đến giới hạn chảy kim loại thể hiện rõ nét khi nhiệt độ biến dạng lớn hơn nhiệt độ kết tinh lại, tức là trong cán nóng. Trong điều kiện cán nguội, nếu tốc độ cán nhỏ hoặc trung bình ($v_1 < 15$ m/giây) tốc độ biến dạng ảnh hưởng rất ít đến áp lực kim loại lên trục và tiêu hao năng lượng, khi đó cần tính đến mức độ hoá bền của kim loại.

Chương 2

ĐIỀU KIỆN ĂN PHÔI VÀ ĐIỀU KIỆN CÁN ỔN ĐỊNH

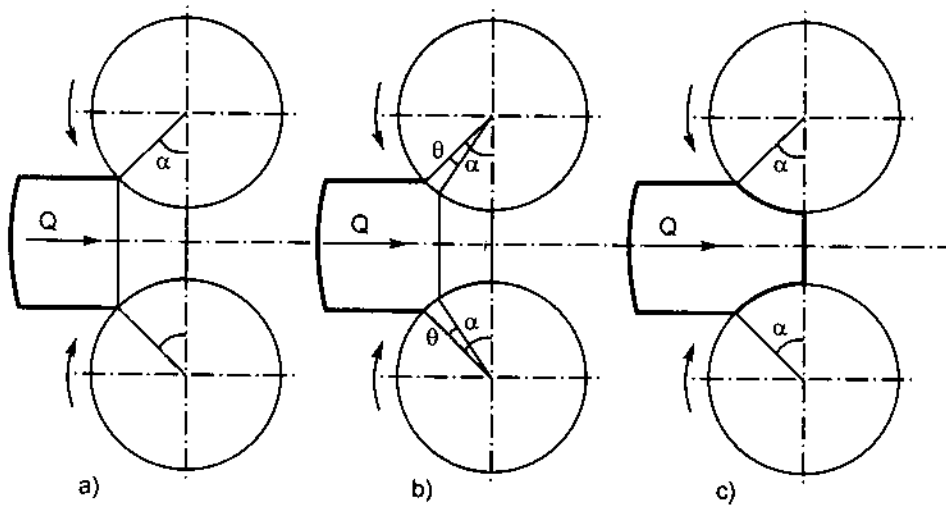
2.1. ĐIỀU KIỆN ĂN PHÔI VÀO TRỤC CÁN

Quá trình ăn phôi kim loại vào trục cán có thể được chia thành các giai đoạn như sau (H.5):

Giai đoạn va đập tạo nên mặt tiếp xúc giữa phôi và trục, phôi cán bị hãm lại hoặc tăng tốc cho đến khi cân bằng tốc độ và bắt đầu ăn vào trục cán (giai đoạn thứ nhất);

Giai đoạn kim loại điền đầy vùng biến dạng và sau đó ra khỏi khe trục (giai đoạn hai).

Máy cán, khi làm việc, được xét như một hệ “phôi – trục” trong chuyển động, tại thời điểm tiếp xúc, tốc độ của phôi và tốc độ của trục theo phương nằm ngang có thể bằng hoặc khác nhau.



Hình 5. Các giai đoạn ăn phôi vào trục cán.

Giai đoạn đầu tiên liên quan đến quá trình hãm nếu tốc độ của phôi cao hơn của trục cán, hoặc ngược lại, nó sẽ tăng tốc cho đến khi đạt được sự cân bằng tốc độ của hệ “phôi – trục”.

Quá trình ăn phôi kim loại với sự hãm tốc độ của nó thường xảy ra khi góc ăn α lớn hơn góc ma sát β (lượng ép lớn), và ngay cả trong trường hợp khi góc α nhỏ hơn β . Do có sự va đập ban đầu, năng lượng chuyển động của phôi làm xuất hiện mặt tiếp xúc giữa kim loại với trục cán. Nếu tốc độ của phôi lớn hơn tốc độ của trục, lực ma sát xuất hiện mới đầu có hướng ngược với chuyển động của phôi và hãm nó (giảm tốc) cho đến khi cân bằng tốc độ hệ phôi-trục thì lực ma sát bằng 0, tiếp theo là nó tăng theo hướng cán, và

quá trình ăn phôi bắt đầu xảy ra, sau đó là giai đoạn ăn thứ hai. Trong giai đoạn hai, phôi sẽ di chuyển khe hở giữa hai trục cán cho đến tận đường tâm O_1O_2 (xem H.5). Để hệ “trục-phôi” có sự tương tác lẫn nhau cần phải có một lực tác dụng vào phôi và đẩy nó tiến vào khoảng khe hở giữa hai trục cán. Lực này có thể được tạo nên nhờ năng lượng chuyển động của phôi khi tiếp cận với trục cán với tốc độ $V_h > 0$ hoặc có lực đẩy $Q > 0$.

Tất cả các giai đoạn ăn phôi là quá trình biến dạng không ổn định. Cần nhấn mạnh rằng, quá trình tính từ thời điểm mặt mút phía sau của phôi ăn vào trục đến thời điểm nó ra khỏi đường nối hai tâm trục cán cũng là quá trình cán không ổn định vì khi đó các thông số vùng biến dạng thay đổi theo thời gian. Tuy nhiên quá trình này không ảnh hưởng đến điều kiện cán nên không được xét đến.

Như vậy, để quá trình cán bắt đầu, cần có điều kiện ăn phôi và điều kiện này xảy ra chỉ khi có ngoại lực đẩy phôi vào trục (H.6). Áp lực ép kim loại vào trục xuất hiện có thể do lực quán tính của phôi (phụ thuộc vào tốc độ bằng tải vận chuyển, trọng lượng phôi, hệ số ma sát giữa phôi và con lăn), giá cán phía sau có thể tạo lực đẩy, các cơ cấu đẩy, hoặc lực đẩy của thợ cán...

Vì sự tồn tại của lực ép, trên bề mặt tiếp xúc giữa kim loại và trục xuất hiện lực pháp tuyến và lực ma sát. Sau đây, ta xét quá trình ăn phôi khi cán đối xứng giữa hai trục là hình trụ.

Điều kiện ăn phôi của trục cán hình trụ với lực đẩy nào đó là Q , lực quán tính của kim loại chuyển động là U và các xung lực giữa phôi và trục cán được xét trong các tài liệu [1, 2, 3]. Từ điều kiện cân bằng của phôi cán (H.6), để quá trình ăn phôi xảy ra thì tổng các lực thành phần trên phương nằm ngang của tất cả các lực kéo vào phải bằng hoặc lớn hơn lực cản:

$$(Q - U) + 2T_x = 2P_x. \quad (2.1)$$

Áp dụng quy luật ma sát Amonton-Culong $T = f_z P$ (f_z - hệ số ma sát quá trình ăn phôi), ta có

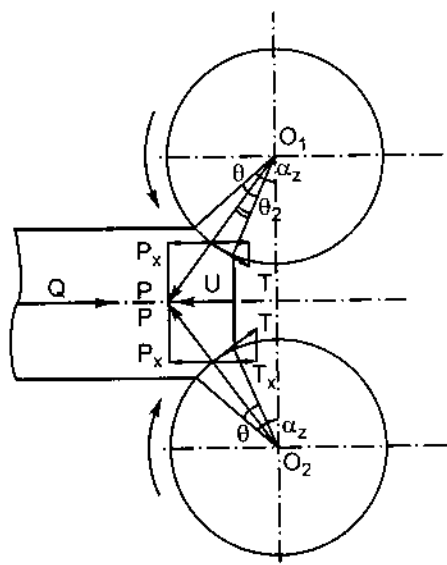
$$T_x = f_z P \cos(\alpha_z - 0,5\theta),$$

và

$$P_x = P \sin(\alpha_z - 0,5\theta).$$

Giải phương trình (2.1) tìm quan hệ giữa f_z và α_z , ta có điều kiện ăn phôi vào trục:

$$f_z \geq \operatorname{tg}(\alpha_z - 0,5\theta) - \frac{Q - U}{2P \cos(\alpha - 0,5\theta)}. \quad (2.2)$$



Hình 6. Sơ đồ tác dụng lực trong quá trình ăn phôi vào trục cán.

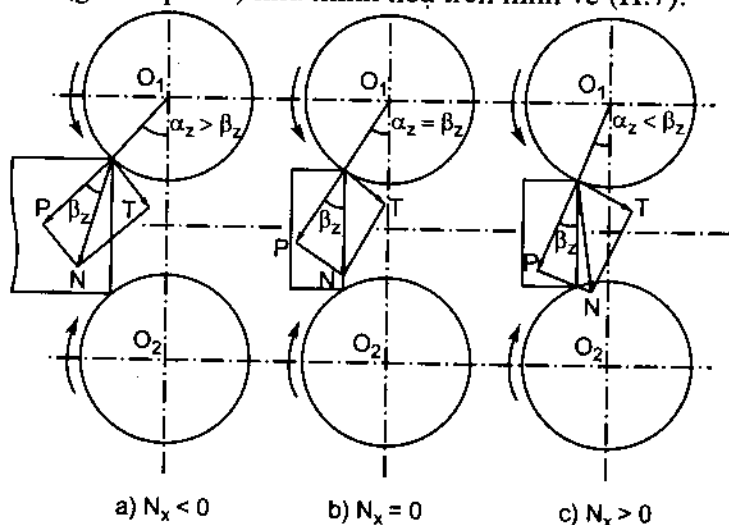
Nếu không có lực đẩy Q , bỏ qua lực quán tính U và góc bệ θ , điều kiện ăn phôi vào trục cán sẽ là bất đẳng thức sau:

$$f_z = \operatorname{tg} \beta_z \geq \operatorname{tg} \alpha_z$$

hoặc có thể viết

$$\alpha_z \leq \beta_z. \quad (2.3)$$

Điều này có nghĩa, phôi chỉ ăn vào trục cán khi góc ma sát của quá trình ăn phôi lớn hơn hoặc bằng góc ăn (góc tiếp xúc) như minh họa trên hình vẽ (H.7).



Hình 7. Sơ đồ tác dụng của lực khi đưa phôi vào trục:

a-quá trình ăn phôi không xảy ra; b-xảy ra quá trình trượt; c-quá trình ăn phôi xảy ra bình thường.

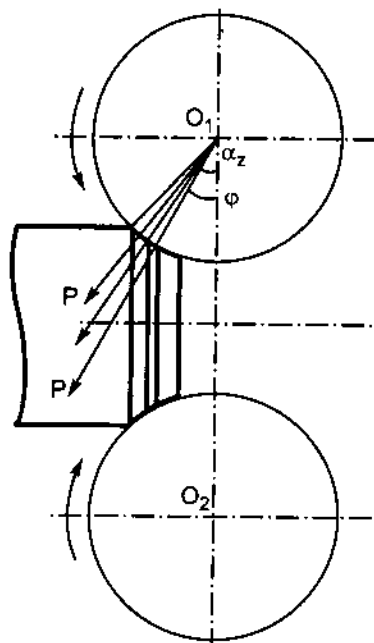
$$f_z = \operatorname{tg} \beta_z \geq \operatorname{tg} \alpha_z$$

2.2. ĐIỀU KIỆN QUÁ TRÌNH CÁN ỔN ĐỊNH

Sau khi ăn phôi, kim loại sẽ biến dạng vùng biên dạng và quá trình này làm cho điểm đặt lực tổng hợp trên bề mặt kim loại với trục cán dịch chuyển về phía đường tâm trục (H.8).

Lực P tác dụng lệch hướng so với đường nối tâm trục O_1O_2 . Góc ở tâm φ giảm và điều kiện ăn phôi được cải thiện. Kể từ thời điểm kim loại đi qua đường tâm trục, quá trình cán là ổn định. Trong thời gian cán ổn định các thông số cán như điều kiện ma sát trên bề mặt tiếp xúc kim loại với trục, chiều cao ban đầu của phôi, lượng ép, áp lực... không thay đổi.

Nếu như tại thời điểm tiếp xúc đầu tiên của kim loại với trục cán, lực tổng hợp P có điểm đặt tại lân cận tiết diện vào thì trong quá trình cán ổn định điểm đặt của lực tổng hợp đã chuyển dịch vào phía giữa vùng biến dạng tương ứng góc φ nào đó (H.8). Giá trị góc này phụ thuộc vào các thông số cán.



Hình 8. Sơ đồ thay đổi lực tác dụng trong quá trình biến dạng vùng biên dạng

Để xét điều kiện ăn phôi, ta thiết lập phương trình cân bằng các thành phần lực tác dụng trên phương của đường cán, với giả thiết đơn giản hoá là áp lực phân bố đều trên cung tiếp xúc (H.9),

$$\sum \bar{X} = -2P_x + 2T_x = 0.$$

Áp dụng định luật ma sát Amonton-Coulomb $T=f_y P$, tính đến các biểu thức $P_x=P\sin\varphi$ và $T_x=T\cos\varphi = f_y P\cos\varphi$, ta có $f_y P\cos\varphi=P\sin\varphi$, suy ra $f_y=\tan\varphi$ hoặc $f_y\cong\varphi$.

Vì hệ số ma sát của quá trình cán ổn định là $f_y=\tan\beta_y\cong\beta_y$, nên

$$\beta_y \cong \varphi. \quad (2.4)$$

Khi $\varphi = \frac{1}{n}\alpha_y$ công thức (2.4) sẽ có dạng:

$$\beta_y = \frac{1}{n}\alpha_y,$$

do vậy góc tiếp xúc cực đại (góc ăn lớn nhất) trong trường hợp cán ổn định sẽ là

$$\alpha_{y\max} = n\beta_y,$$

trong đó: n là hệ số dịch chuyển điểm đặt lực tổng hợp. Nếu cho $n=2$, điều này phù hợp khi áp lực phân bố đều trên bề mặt tiếp xúc kim loại với trục cán và điểm đặt lực tổng hợp sẽ chia đôi cung tiếp xúc, ta có công thức sau:

$$\alpha_{y\max} = 2\beta_y. \quad (2.5)$$

Từ công thức (2.5) suy ra điều kiện của quá trình cán ổn định sau đây

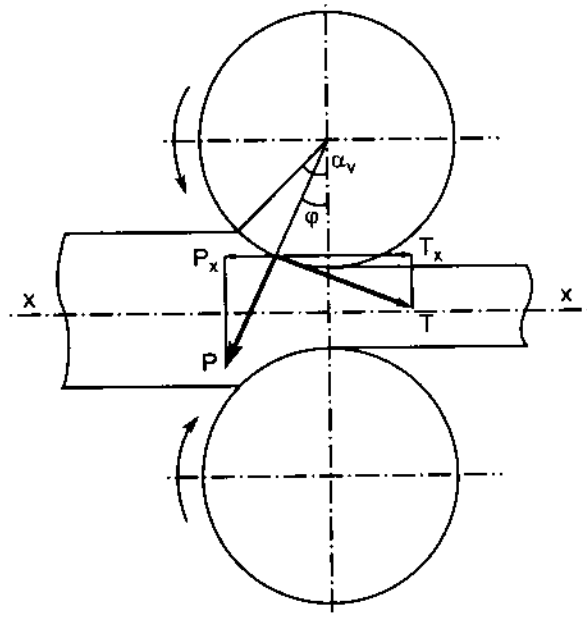
$$\alpha_y \leq 2\beta_y. \quad (2.6)$$

Nếu $\alpha_y \geq n\beta_y$ ($\alpha_y \geq 2\beta_y$) thì quá trình cán dừng lại và trục sẽ quay trượt trên phôi.

Từ phương trình (2.5) và (2.3), ta có biểu thức

$$\frac{\alpha_{y\max}}{\alpha_{z\max}} = n \frac{\beta_y}{\beta_z}, \quad (2.7)$$

nó cho thấy tỷ số góc ăn cực đại của hai trường hợp cán ổn định và không ổn định được xác định bởi hệ số dịch chuyển điểm đặt lực tổng hợp n và tỷ số các góc ma sát. Khi $n=2$ và $\beta_z=\beta_y$ thì



Hình 9. Sơ đồ tác dụng của lực trong cán ổn định

$$\alpha_{y\max} = 2\alpha_{z\max}, \quad (2.8)$$

nghĩa là góc ăn lớn nhất trong trường hợp cán ổn định có thể lớn gấp hai lần góc ăn lớn nhất trong điều kiện ăn phối.

Nhiều nghiên cứu cho thấy tỷ số $\frac{\alpha_{y\max}}{\alpha_{z\max}}$ thay đổi trong phạm vi từ 1 đến 2, phụ thuộc vào các điều kiện cán cụ thể. Số liệu thực nghiệm của C.B. Makaeva cho quan hệ giữa hai hệ số ma sát

$$f_z \approx 1,5f_y. \quad (2.9)$$

2.3. ĐIỀU KIỆN ĂN PHÔI VÀ ĐIỀU KIỆN CÁN ỔN ĐỊNH TRONG LỖ HÌNH HỘP

a) Điều kiện ăn phối trong lỗ hình hộp hở

Nếu quá trình cán trong lỗ hình hộp có chiều rộng đáy lỗ hình (b_k) lớn hơn chiều rộng của phôi (b_{ph}) thì điều kiện ăn xảy ra tương tự như đối với trục cán hình trụ, và giá trị cực đại của góc ăn phụ thuộc vào góc ma sát β_z , đường kính trục cán lấy tại đáy lỗ hình.

Quá trình cán có ép cạnh, tức là khi cán với điều kiện $b_{ph} > b_k$ trong các lỗ hình là một trong số các biện pháp tăng năng suất của máy cán.

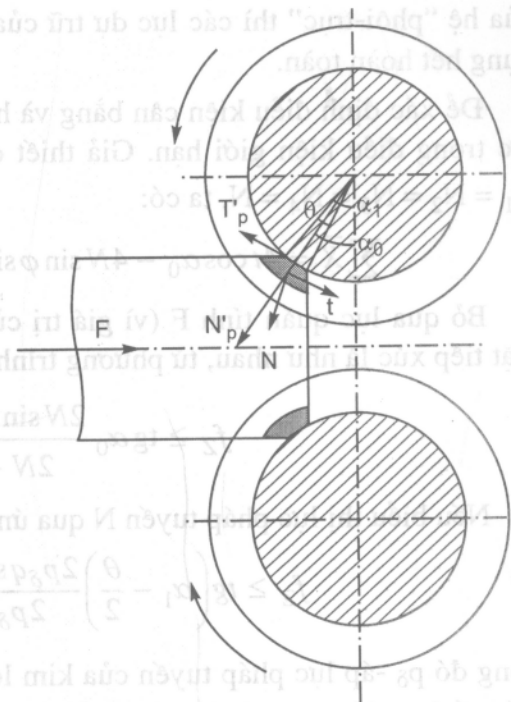
Nhiều phương pháp thiết kế lỗ hình hiện nay, kể từ lỗ hình đơn giản đến lỗ hình phức tạp, đều sử dụng biện pháp cán ép cạnh, hạn chế giãn rộng. Tuy vậy yếu tố ép cạnh chưa được đề cập đến nhiều trong các tài liệu kỹ thuật và chưa có các biện pháp xét đến ảnh hưởng của các lực ma sát tác dụng trên mặt tiếp xúc giữa kim loại với các mặt cạnh bên của lỗ hình.

Dưới đây xem xét ảnh hưởng của quá trình cán ép cạnh đến quá trình ăn phối trong các lỗ hình hộp khi mức độ ép khác nhau, đã được V.M.Klimenco nghiên cứu.

Khi ăn phối trong lỗ hình hộp hoặc các lỗ hình khác tương tự, bề mặt tiếp xúc do va đập trước tiên xảy ra trên mặt cạnh bên của phôi và mặt thành nghiêng của lỗ hình. Hai mặt bên của phôi bị ép lại tạo nên góc bẹp có diện tích nhỏ hay lớn tùy thuộc vào tốc độ va đập của phôi V_h , góc ăn α_1 , tính dẻo của kim loại và hình dạng lỗ hình. Độ lớn của lực ma sát kéo phôi vào khe hở giữa hai trục xuất hiện, trước tiên phụ thuộc vào hệ số ma sát và diện tích mặt vết bẹp. Để quá trình cán xảy ra thì cần phải có diện tích mặt tiếp xúc của góc bẹp cạnh bên cùng với góc bẹp cạnh đáy trên và dưới của tiết diện vào trước thời điểm khi mà $\alpha \leq K\beta_z$, trong đó K là hệ số nào đó. Khi năng lượng chuyển động của phôi càng lớn nghĩa là tốc độ và khối lượng phôi càng lớn thì diện tích mặt tiếp xúc tại vết bẹp hai bên của phôi cũng lớn.

Tuy nhiên quá trình ăn phối bởi các mặt bên không có nghĩa là quá trình cán đã xảy ra bình thường. Để quá trình cán được thực hiện thì quá trình ăn phối phải xảy ra không chỉ ở mặt bên mà còn trên mặt trên và dưới của phôi.

Từ thời điểm tiếp xúc của phôi cán với mặt đáy lỗ hình trên trục cán, quá trình giảm tốc độ chuyển động của phôi xảy ra, vì khi đó $V_n > V_0 \cos \alpha$, (V_0 – tốc độ dài của trục tại mặt đáy lỗ hình). Do tác dụng của lực ma sát trên mặt tiếp xúc của hai thành bên, xảy ra sự va đập giữa phôi và trục tại đáy lỗ hình. Điều này đã làm cho kim loại diễn đây lỗ hình một cách cưỡng bức. Tại thời điểm này, năng lượng chuyển động của phôi chuyển thành công tạo ra bề mặt góc bẹp tiếp xúc của trục cán với cạnh trên và cạnh phía dưới của phôi (tạo nên biến dạng và khắc phục lực ma sát). Quá trình ăn phôi này tương ứng với sơ đồ tác dụng của lực trên hình vẽ (H.10). Vì kim loại tiếp xúc với trục cán có tốc độ cao hơn nên lực ma sát T_p' xuất hiện mới đầu có hướng ngược chiều cán, trùng đường tiếp tuyến bề mặt trục.

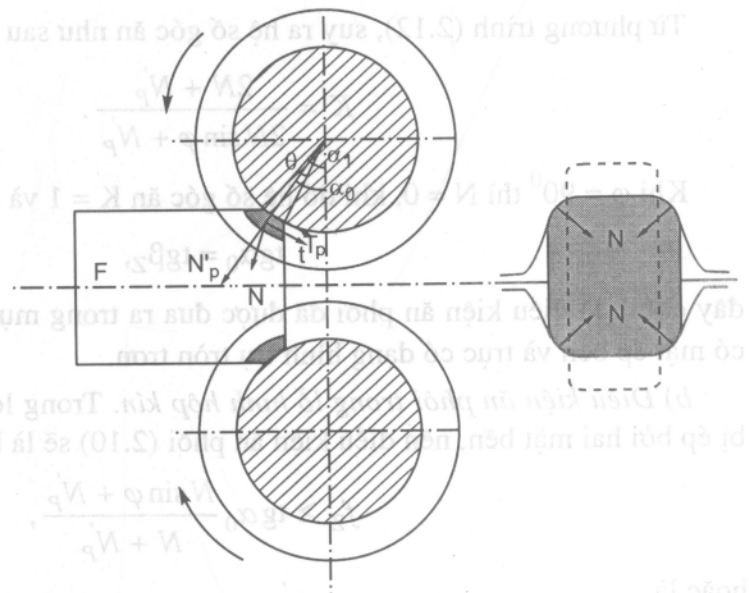


Hình 10. Sơ đồ tác dụng của lực trong giai đoạn hãm phôi trong lỗ hình hộp

Lực kéo vào chỉ là thành phần (t) ma sát trên mặt bên của lỗ hình, còn thành phần lực pháp tuyến của mặt bên (N) và pháp tuyến hướng tâm (N_p') tác dụng trên bề mặt vết bẹp sẽ cản lại quá trình ăn phôi. Trong quá trình cân bằng tốc độ của phôi và tốc độ trục cán tại đáy lỗ hình thì lực ma sát

T_p' giảm xuống và tiến tới zero. Tại thời điểm cân bằng, khi $V_n = V_0 \cos \alpha$, lực $T_p' = 0$. Khi quá trình ăn phôi được thực hiện, nghĩa là $\alpha_0 \leq K\beta_Z$, xuất hiện lực ma sát mới ngược lại (theo hướng cán) T_p và lực pháp tuyến tương ứng (H.11). Nếu điều kiện cân $\alpha_0 \leq K\beta_Z$ không đảm bảo, thì quá trình cán dừng lại và xảy ra hiện tượng quay tròn.

Trong các điều kiện ăn giới hạn, tại thời điểm cân bằng tốc độ như đã xét ở trên



Hình 11. Sơ đồ tác dụng của lực tại thời điểm bắt đầu ăn phôi vào trục cán.

của hệ “phôi-trục” thì các lực dự trữ của miền vượt trên mặt tiếp xúc hai bên sẽ được sử dụng hết hoàn toàn.

Để xác định điều kiện cân bằng và hệ số K, cần phải thiết lập phương trình cân bằng lực trong điều kiện giới hạn. Giả thiết quá trình ăn phôi xảy ra là đối xứng và các lực $N_1 = N_2 = N_3 = N_4 = N$, ta có:

$$\sum \bar{X} = 4t \cos \alpha_0 - 4N \sin \varphi \sin \alpha_0 - 2N'_P \sin \alpha_0 + 2T_P \cos \alpha_0 + F = 0.$$

Bỏ qua lực quán tính F (vì giá trị của nó nhỏ) và giả thiết hệ số ma sát trên các bề mặt tiếp xúc là như nhau, từ phương trình trên ta có điều kiện sau:

$$f_Z \geq \operatorname{tg} \alpha_0 \frac{2N \sin \varphi + N'_P}{2N + N'_P}, \quad (2.10)$$

Nếu biểu thị lực pháp tuyến N qua ứng suất bề mặt ta có:

$$f_Z \geq \operatorname{tg} \left(\alpha_1 - \frac{\theta}{2} \right) \frac{2p_\delta q \sin \varphi + p_b R b_Z \theta}{2p_\delta q + p_b R b_Z \theta}, \quad (2.11)$$

trong đó p_δ - áp lực pháp tuyến của kim loại lên mặt bên của lỗ hình; p_b - áp lực trên diện tích vết bẹp đáy trên và đáy dưới lỗ hình; q - diện tích tiếp xúc của kim loại với mặt bên; R - bán kính trục tại đáy lỗ hình; b_Z - chiều rộng của phôi; θ - góc tiếp xúc mặt bên; φ - góc nghiêng mặt bên (góc thoát phôi).

Sau khi biến đổi và thay thế f_Z bằng $\operatorname{tg} \beta_Z$, từ bất phương trình trên ta có thể viết:

$$\operatorname{tg} \alpha_0 = \operatorname{tg} \beta_Z \frac{2N + N'_P}{2N \sin \varphi + N'_P}. \quad (2.12)$$

Từ phương trình (2.12), suy ra hệ số góc ăn như sau

$$K = \frac{2N + N'_P}{2N \sin \varphi + N'_P}. \quad (2.13)$$

Khi $\varphi = 90^\circ$ thì $N = 0$, khi đó hệ số góc ăn $K = 1$ và điều kiện ăn có dạng:

$$\operatorname{tg} \alpha_0 = \operatorname{tg} \beta_Z,$$

đây chính là điều kiện ăn phôi đã được đưa ra trong mục trước, vì khi $\varphi = 90^\circ$ thì không có mặt ép bên và trục có dạng hình trụ tròn trơn.

b) *Điều kiện ăn phôi trong lỗ hình hộp kín.* Trong lỗ hình hộp kín, phôi kim loại chỉ bị ép bởi hai mặt bên, nên điều kiện ăn phôi (2.10) sẽ là biểu thức:

$$f_Z \geq \operatorname{tg} \alpha_0 \frac{N \sin \varphi + N'_P}{N + N'_P}, \quad (2.14)$$

hoặc là

$$f_Z \geq \operatorname{tg} \left(\alpha_1 - \frac{\theta}{2} \right) \frac{p_\delta q \sin \varphi + p_b R b_Z \theta}{p_\delta q + p_b R b_Z \theta}. \quad (2.15)$$

Như vậy điều kiện ăn phôi trong lỗ hình hộp hở, hay trong điều kiện có 4 mặt ép bên, được biểu thị bằng bất phương trình (2.11) và điều kiện ăn phôi trong lỗ hình hộp kín, hay trong điều kiện có 2 mặt ép bên, là bất phương trình (2.15).

Áp dụng sơ đồ biến dạng phẳng cho quá trình cán, điều này cũng đúng và được áp dụng cho quá trình cán có ép cạnh, và ta có thể viết $p_8 = 0,5p_B$. Thế giá trị này vào biểu thức (2.11) và (2.15), ta có điều kiện ăn phôi cho 2 loại lỗ hình hộp, loại hở và loại kín như sau:

Đối với lỗ hình hộp hở (khi có 4 mặt ép bên):

$$f_Z \geq \operatorname{tg}\left(\alpha_1 - \frac{\theta}{2}\right) \frac{q \sin \varphi + Rb_Z \theta}{q + Rb_Z \theta}, \quad (2.16)$$

đối với lỗ hình hộp kín (khi có hai mặt ép bên):

$$f_Z \geq \operatorname{tg}\left(\alpha_1 - \frac{\theta}{2}\right) \frac{0,5q \sin \varphi + Rb_Z \theta}{0,5q + Rb_Z \theta}. \quad (2.17)$$

Các công thức (2.16) và (2.17) với các hệ số thực nghiệm sau hiệu chỉnh có dạng

$$f_Z \geq 1,67 \operatorname{tg}\left(\alpha_1 - \frac{\theta}{2}\right) \frac{q \sin \varphi + Rb_Z \theta}{q + Rb_Z \theta} \quad (2.18)$$

và

$$f_Z \geq 1,67 \operatorname{tg}\left(\alpha_1 - \frac{\theta}{2}\right) \frac{0,5q \sin \varphi + Rb_Z \theta}{0,5q + Rb_Z \theta}. \quad (2.19)$$

Công thức (2.18) và (2.19) cho phép xác định góc tiếp xúc (góc ăn), nếu biết hệ số ma sát của quá trình ăn phôi vào trục, và biết trước các diện tích tiếp xúc.

Từ công thức (2.18) và (2.19) có thể thấy, nếu diện tích tiếp xúc (q) càng lớn thì điều kiện ăn phôi càng được cải thiện. Như vậy các yếu tố có tác dụng làm tăng q thì cũng ảnh hưởng tốt đến điều kiện ăn phôi. Khi giảm góc nghiêng thành bên rãnh hình, trong điều kiện các yếu tố khác không đổi thì hệ số góc ăn K cũng tăng và như vậy điều kiện ăn cũng tốt hơn. Trong mọi trường hợp ta có hệ số góc ăn $K \geq 1$.

Diện tích vết bẹp của kim loại với thành bên của lỗ hình (q), khi va đập, được xác định từ các thông số hình học [8]:

$$q = \frac{(b_Z - b_K)^2 \cos \varphi}{4 \sin^2 \varphi \sin 2\alpha_1} + \frac{(b_Z - b_K) R \theta}{2 \sin \varphi}. \quad (2.20)$$

Để xác định góc ăn theo công thức (2.18) và (2.19) cần biết góc bẹp θ của diện tích vết ăn. Nó được xác định từ phương trình cân bằng công khi tạo vết bẹp do va đập phôi với trục cán. Lực quán tính của phôi và lực ma sát tổng hợp trên mặt vết bẹp có hướng theo đường cán. Các lực này khắc phục trở kháng biến dạng và khắc phục lực ma sát trên mặt tiếp xúc của đáy lỗ hình với phôi.

Để đơn giản bài toán, lực ma sát do chuyển động tương đối của hai bề mặt tiếp xúc với vận tốc khác nhau được bỏ qua vì chúng nhỏ so với lực ma sát tạo nên bởi lực pháp tuyến làm kim loại biến dạng.

Xét thời điểm có góc ăn giới hạn khi góc tiếp xúc $\alpha_1 > K\beta_Z$ và $\alpha_0 = \alpha_1 - \theta/2 = K\beta_Z$, thì ta thấy, khi $\alpha_1 - \frac{\theta}{2} > K\beta_Z$ quá trình ăn phôi không xảy ra, còn $\alpha_1 - \frac{\theta}{2} < K\beta_Z$ - xảy ra quá trình ăn phôi vào máy. Quá trình xảy ra đối với trường hợp giới hạn trên có phương trình cân bằng công như sau:

$$U + A_1 = A_2 + A_3, \quad (2.21)$$

trong đó: U - động năng tiêu hao cho va đập phôi với trục cán (hệ số hoàn đàn hồi $K=0$); A_1 - công của lực ma sát trên mặt bên tiếp xúc; A_2 - công biến dạng kim loại; A_3 - công khắc phục lực ma sát cán.

Thay các giá trị U , A_1 , A_2 và A_3 [8÷10] vào phương trình (2.21) và lời giải của nó cho công thức tính giá trị góc bẹp θ , sau biến đổi nhận được các biểu thức dùng cho trường hợp có bốn mặt ép bên (lỗ hình hộp hở):

$$\theta = \frac{3(b_Z - b_K)^2 (2f_Z - f_Z\alpha_1^2 + 2\varphi\alpha_1)}{32Rb_Z\varphi^2 (\alpha_1^2 + 2f_Z\alpha_1) - 12f_ZR\varphi(b_Z - b_K)(2\alpha_1 - \alpha_1^3)}, \quad (2.22)$$

và trường hợp có hai mặt ép bên (lỗ hình hộp kín):

$$\theta = \frac{3(b_Z - b_K)^2 (2f_Z - f_Z\alpha_1^2 + 2\varphi\alpha_1)}{64Rb_Z\varphi^2 (\alpha_1^2 + 2f_Z\alpha_1) - 12f_ZR\varphi(b_Z - b_K)(2\alpha_1 - \alpha_1^3)}. \quad (2.22')$$

Để xác định góc ăn (góc tiếp xúc) α khi đã biết f_Z và các thông số khác, trước tiên cần tính góc θ theo công thức (2.22) và (2.22'). Muốn vậy, lấy giá trị sơ bộ α_1 nào đó sao cho $\alpha_1 > \beta_Z$, sau khi tìm được θ thay thế vào bất đẳng thức (2.18) và (2.19) để kiểm tra lại.

Để đảm bảo điều kiện ăn, thì hệ số ma sát f_Z phải bằng hoặc lớn hơn biểu thức bên phải của phương trình. Nếu giá trị α_1 đã lấy đáp ứng được yêu cầu này thì α_1 là góc cần tìm.

c) Điều kiện cân ổn định trong lỗ hình hộp

Điều kiện cần thiết của quá trình cán ổn định là $\alpha_1 \leq K\beta_Z$, vì chỉ khi đó mới xảy ra giai đoạn hai của quá trình cán không ổn định, tức là vùng biến dạng được diễn đầy và sau đó là quá trình cán ổn định.

Nếu trường hợp cán là đối xứng, sơ đồ lực tác dụng của quá trình cán ổn định được thể hiện trên H.12.

Trên sơ đồ N_p' và N_p'' - lực pháp tuyến, tổng hợp của các thành phần áp lực trong vùng vượt và trễ; T_1 , và T_2 - tổng hợp của lực ma sát, tương ứng với các lực pháp tuyến

N_p' và N_p'' tác dụng theo phương tiếp tuyến tại các điểm a và b ; N_1 và N_2 - lực pháp tuyến, tổng hợp của các thành phần áp lực trong vùng vượt và trề trên các mặt bên; t_1 , và t_2 - tổng hợp của lực ma sát, tương ứng với các lực pháp tuyến N_1 và N_2 tác dụng theo phương tiếp tuyến các mặt bên.

Để xác định góc ăn lớn nhất của quá trình cán ổn định cần thiết lập phương trình cân bằng các thành phần lực tác dụng trên phương nằm ngang, áp dụng quy luật ma sát Amonton-Kulon.

Phương trình cân bằng cho trường hợp cán đối xứng có bốn mặt bên tiếp xúc có dạng

$$\sum \bar{X} = 4t_2 \cos \varphi_2 + 2T_2 \cos \varphi_2 - 4t_1 \cos \varphi_1 - 2T_1 \cos \varphi_1 - 4N_2 \sin \varphi_2 \sin \varphi - 2N_p'' \sin \varphi_2 - 4N_1 \sin \varphi_1 \sin \varphi - 2N_p' \sin \varphi_1 + F = 0 \quad (2.23)$$

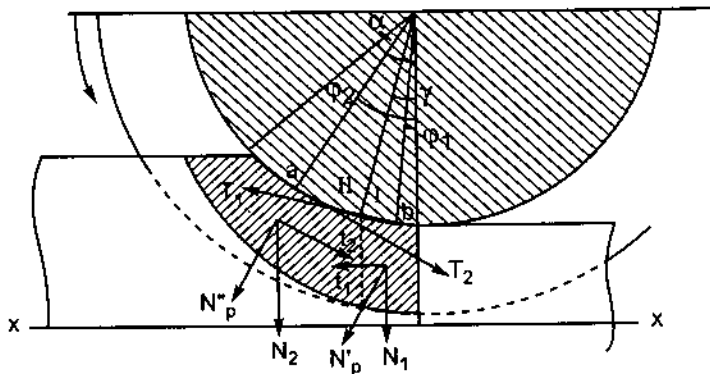
Phương trình (4.23) để đơn giản hoá bài toán, góc ở tâm của các điểm đặt lực N_p' và N_1 , cũng như N_p'' và N_2 tại các vùng trề và vượt tương ứng là $\varphi_1 \cong \frac{\gamma}{2}$ và $\varphi_2 \cong \frac{\alpha + \gamma}{2}$.

Lực ma sát $t_1 = f_y N_1$; $t_2 = f_y N_2$; $T_1 = f_y N_p'$; $T_2 = f_y N_p''$ (f_y - hệ số ma sát của quá trình cán ổn định, trên các mặt tiếp xúc lấy bằng nhau).

Trong phương trình (2.23), lực quán tính F được bỏ qua vì chúng rất nhỏ trong biến dạng, sau khi thay thế các góc tương ứng với các điểm đặt của lực tổng hợp, giả thiết ứng suất phân bố đều và chúng có vị trí ở giữa vùng vượt và vùng trề, ta có phương trình cuối cùng như sau

$$2f_y N_2 \cos \frac{\alpha + \gamma}{2} - 2f_y N_1 \cos \frac{\gamma}{2} + f_y N_p'' \cos \frac{\alpha + \gamma}{2} - f_y N_p' \cos \frac{\gamma}{2} - N_p'' \sin \frac{\alpha + \gamma}{2} - N_p' \sin \frac{\gamma}{2} - 2N_2 \sin \varphi \sin \frac{\alpha + \gamma}{2} - 2N_1 \sin \varphi \sin \frac{\gamma}{2} = 0, \quad (2.24)$$

(φ - góc nghiêng mặt bên của lỗ hình).



Hình 12. Sơ đồ tác dụng của lực tại vùng biến dạng khi cán ổn định trong lỗ hình hộp.

Giải phương trình (2.24) tìm f_y , ta nhận được điều kiện cân bằng có vượt trước

$$f_y = \frac{\sin \frac{\alpha + \gamma}{2} (2N_2 \sin \varphi + N_P'') + \sin \frac{\gamma}{2} (2N_1 \sin \varphi + N_P')}{\cos \frac{\alpha + \gamma}{2} (2N_2 + N_P'') - \cos \frac{\gamma}{2} (2N_1 + N_P')} \quad (2.25)$$

Trong trường hợp cân giới hạn, khi góc vượt $\gamma = 0$ và $N_1 = N_P' = 0$, có thể là bỏ qua góc trung hoà, điều kiện để quá trình cân ổn định xảy ra bình thường khi lỗ hình có bốn mặt nghiêng ở hai bên tức là đối với lỗ hình hở:

$$f_y \geq \operatorname{tg} \frac{\alpha}{2} \frac{2N \sin \varphi + N_P}{2N + N_P}; \quad (2.26)$$

khi có tác dụng của hai mặt nghiêng ở hai bên (lỗ hình kín):

$$f_y \geq \operatorname{tg} \frac{\alpha}{2} \frac{N \sin \varphi + N_P}{N + N_P}, \quad (2.26')$$

trong đó: N_P – lực tổng tác dụng trên toàn bộ mặt tiếp xúc kim loại với trục, còn lực N – lực tổng hợp tác dụng trên mặt nghiêng của lỗ hình.

Sau khi thay thế các giá trị của N và N_P vào phương trình (2.26) và (2.26') ta có công thức đối với lỗ hình hở:

$$f_y \geq \operatorname{tg} \frac{\alpha}{2} \cdot \frac{2p_\delta S \sin \varphi + p_b b_{TB} R \alpha}{2p_\delta S + p_b b_{TB} R \alpha}, \quad (2.27)$$

và đối với lỗ hình kín:

$$f_y \geq \operatorname{tg} \frac{\alpha}{2} \cdot \frac{p_\delta S \sin \varphi + p_b b_{TB} R \alpha}{p_\delta S + p_b b_{TB} R \alpha}, \quad (2.27')$$

trong đó: b_{TB} – chiều rộng trung bình của lỗ hình $b_{TB} = \frac{b_0 + b_1}{2}$, S – diện tích tiếp xúc bề mặt kim loại với trục tại các mặt bên của lỗ hình khi cân ổn định, được tính như sau [8÷10]:

$$S \cong \frac{1}{4} R \sin \alpha (h_0 - R \alpha^2 - s) + \frac{1}{8 \sin \varphi} (b_z - b_k) (h_0 - s).$$

Lấy $p_\delta = 0,5 p_b$ và thay vào các công thức (2.27) và (2.27') ta có công thức của điều kiện cân ổn định trong trường hợp sau:

đối với lỗ hình hộp hở (có bốn mặt nghiêng ép bên)

$$f_y \geq \operatorname{tg} \frac{\alpha}{2} \cdot \frac{S \sin \varphi + b_{TB} R \alpha}{S + b_{TB} R \alpha}, \quad (2.28)$$

và đối với lỗ hình hộp kín (có hai mặt nghiêng ép bên)

$$f_y \geq \operatorname{tg} \frac{\alpha}{2} \cdot \frac{0,5 S \sin \varphi + b_{TB} R \alpha}{0,5 S + b_{TB} R \alpha}. \quad (2.28')$$

Từ điều kiện (2.28) và (2.28') có thể tìm góc giới hạn α_{GH} , biểu thị qua lượng ép Δh , với những đơn giản hoá như thay thế $\operatorname{tg} \frac{\alpha}{2}$ bằng $\frac{\alpha}{2}$ và $R\alpha$ bằng $\sqrt{R\Delta h}$, sau khi biến đổi ta có:

$$\alpha_{GH} \leq 2 \operatorname{arc} \operatorname{tg} \frac{f_y (S + b_{TB} \sqrt{R\Delta h})}{S \sin \varphi + b_{TB} \sqrt{R\Delta h}}, \quad (2.29)$$

và

$$\alpha_{GH} \leq 2 \operatorname{arc} \operatorname{tg} \frac{f_y (0,5.S + b_{TB} \sqrt{R\Delta h})}{0,5.S \sin \varphi + b_{TB} \sqrt{R\Delta h}}. \quad (2.29')$$

Khi xác định α_{GH} cần xem xét Δh sao cho phương trình cân bằng (2.29) và (2.29') được thoả mãn. Hệ số ma sát của quá trình cán ổn định tính theo công thức Ekelun hoặc các công thức khác.

Áp dụng phương trình cân bằng, có thể xác định các kích thước hình học của lỗ hình và của phôi khi cho trước góc ăn (góc cán) giới hạn và các điều kiện công nghệ cán khác.

Ví dụ: Phôi cán là thép các bon thấp có tiết diện 200x200 mm được cán trên máy có đường kính trục $D = 600$ mm trong lỗ hình hộp có ép biên một phần. Đường kính trục tại đáy lỗ hình $D_p = 440$ mm. Góc nghiêng $\varphi = 7^\circ 36'$. Chiều rộng đáy lỗ hình $b_k = 190$ mm và chiều rộng miệng lỗ hình $b_p = 210$ mm, khe hở $s = 10$ mm. Nhiệt độ cán 1100°C . Lỗ hình là đối xứng qua các trục toạ độ. Trong quá trình cán có bốn mặt ép biên. Tốc độ quay của trục 2 m/s.

Trục cán làm bằng thép có đánh bóng.

Tính điều kiện ăn phôi vào trục:

Ta tìm hệ số ma sát trong quá trình ăn phôi và cán ổn định.

$$f_Z = K_1 K_2 K_3 (0,877 - 0,00039t)$$

lấy: $K_1=1$; $K_2=1$; $K_3=1$, cho nên,

$$f_Z = 0,877 - 0,00039 \cdot 1100 = 0,45.$$

$$f_Y = 0,67 f_Z = 0,67 \cdot 0,45 = 0,30.$$

Cho trước góc tiếp xúc $\alpha_1 = 32^\circ$ hoặc 0,36 rad. Xác định góc bẹp của cạnh bên theo công thức (2.22)

$$\begin{aligned} \theta &= \frac{3 \cdot (200 - 190)^2 \cdot (2,0,45 - 0,45 \cdot 0,56^2 + 2,0,132 \cdot 0,56)}{32 \cdot 220 \cdot 200 \cdot 0,132^2 (0,56^2 + 0,45 \cdot 0,56) - 12 \cdot 0,45 \cdot 220 \cdot 0,132 \cdot 10 (2,0,156 - 0,56^3)} \\ &= 0,0225 \text{ hoặc } 1,29^\circ. \end{aligned}$$

Diện tích tiếp xúc của kim loại với các mặt bên lỗ hình q theo công thức (2.20):

$$q = \frac{100.0,99}{4.0,0174.0,899} + \frac{10.220.0,0225}{2.0,132} = 1770 \text{ mm}^2.$$

Diện tích tiếp xúc của cạnh

$$Rb_z\theta = 220.200.0,225 = 990 \text{ mm}^2.$$

Thay các giá trị của θ và q vào điều kiện ăn (2.18)

$$1,67.0,609 \frac{1770.0,132 + 990}{1770 + 990} = 0,45, \text{ như vậy ta nhận được điều kiện ăn phôi thỏa}$$

mãn cho trường hợp giới hạn, vì $f_z=0,45$. Có thể kết luận rằng góc ăn được xác định sơ bộ ban đầu là 32° đáp ứng điều kiện ăn tới hạn.

Lượng tăng của góc ăn do áp dụng phương pháp cán ép cạnh, tức là cán trong lỗ hình hộp có đáy lỗ hình nhỏ hơn đáy của phôi ($a=b_z/b_k=1,05$) bằng $\alpha_1-\beta_z$, tức là $32^\circ - 24^\circ 15' = 7^\circ 45'$.

Tính điều kiện cán ổn định:

Cho trước góc $\alpha=40^\circ$ hoặc $0,7 \text{ rad}$.

Ta xác định diện tích tiếp xúc của kim loại với các mặt bên của lỗ hình theo công thức gần đúng:

$$\begin{aligned} S &\cong \frac{1}{4} R \sin \alpha (h_0 - R\alpha^2 - s) + \frac{1}{8 \sin \varphi} (b_z - b_k)(h_0 - s) = \\ &= \frac{1}{4} \cdot 220.0,643 \cdot (200 - 220.0,7^2 - 10) + \frac{1}{8.0,132} (200 - 190)(200 - 10) = 4700 \text{ mm}^2. \end{aligned}$$

Thay thế các thông số bằng các giá trị số của chúng vào phương trình cân bằng có bốn mặt bên bị ép, ta có bất đẳng thức $0,3 < 0,322$. Điều kiện cân bằng không được đảm bảo. Chính vì vậy, một lần nữa thay thế góc ăn nhỏ hơn $\alpha = 38^\circ$ (hoặc $0,664 \text{ rad}$), sẽ xác định được $S = 4950 \text{ mm}^2$.

Sau khi thế vào công thức (2.26'') ta có $0,3=0,3$, như vậy điều kiện ăn là giới hạn và góc $\alpha=38^\circ$ là góc ăn giới hạn. Nói chung không cần tính lại quá hai lần. Quá trình lặp sẽ cho độ chính xác của góc ăn giới hạn cao hơn.

*

Ví dụ trên cho thấy, với các giá trị được tính cho f_z và f_y thì quá trình cán ổn định được đảm bảo không có trượt nhờ có các lực ép cạnh bên.

Hệ số tăng góc ăn cho quá trình cán không ổn định của ví dụ trên bằng

$$K = \frac{q + Rb_z\theta}{1,67(q \sin \varphi + Rb_z\theta)} = 1,34,$$

còn đối với quá trình cân ổn định:

$$K = \frac{S + Rb_Z\theta}{S\sin\varphi + Rb_{TB}\alpha} = 1,14.$$

Từ ví dụ trên cho thấy, sự chèn ép kim loại trong lỗ hình khi cân không ổn định làm tăng góc ăn lên đáng kể (tăng thêm 12-13⁰).

Nếu tận dụng các khả năng tăng góc ăn kim loại vào trục nhờ có sự chèn ép với các mặt bên của lỗ hình thì có thể giảm số lần cán và tăng năng suất của máy cán.

Khi tính toán thiết kế công nghệ cán có chèn ép, xuất phát từ điều kiện ăn phôi và điền đầy lỗ hình, cần thiết kế kích thước lỗ hình sao cho đảm bảo điều kiện hạn chế giãn rộng và điền đầy lỗ hình một cách bình thường.

Kết quả nghiên cứu lý thuyết cán trên các lỗ hình hộp đã được xác minh bằng thực nghiệm và có thể sử dụng trong thực tế sản xuất và thiết kế trục cán.

2.4. ĐIỀU KIỆN ĂN PHÔI TRONG LỖ HÌNH XÈ RÃNH

Khi cán các loại thép hình phức tạp, ví dụ như cán thép chữ U, chữ I, các lỗ hình cán định dạng đầu tiên gọi là lỗ hình xẻ rãnh, gồm có các loại kín hay hở, đáy bằng, đáy nhọn hoặc đáy tù. Hiện nay rất ít tài liệu viết về quá trình ăn phôi trong các lỗ hình xẻ rãnh. Trên thực tế quá trình ăn phôi này có tác động lớn đến năng suất cán.

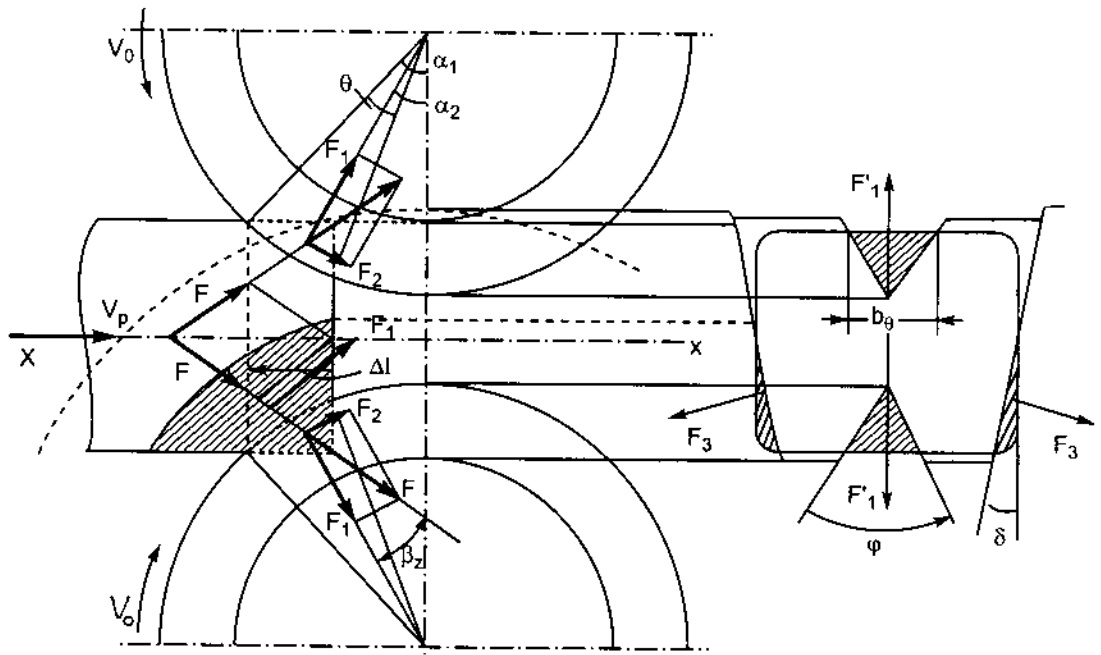
Tài liệu [9] thiết lập các cơ sở lý thuyết cho quá trình ăn phôi trong lỗ hình xẻ rãnh, xác định các yếu tố ảnh hưởng đến chúng.

Xét máy cán là một hệ “phôi-trục”, có thể viết phương trình mất năng lượng của phôi U khi nó va đập vào trục cán.

Để có sự va đập vào trục cán khi ăn phôi, trong điều kiện phôi bị giảm tốc độ, và quá trình cán là đối xứng, $V_P \neq V_0 \cos \alpha_1$, $\alpha_1 \neq K\beta_Z$ và $\alpha_1 - \frac{\theta}{2} \equiv K\beta_Z$ hệ số đàn hồi bằng zero và tốc độ phôi sau thời điểm va đập cũng bằng zero $V_P' = 0$, ta có

$$U = \frac{G}{2q} V_P^2 \pm \frac{MR_G^2}{2} (\omega_0 - \omega_1)^2, \quad (2.30)$$

trong đó: G – trọng lượng phôi; M – khối lượng của hai trục; R_G – bán kính trục tại giữa đáy lỗ hình; ω_1 và ω_0 – tốc độ góc của trục trước và sau va đập; V_P – tốc độ phôi; V_0 – tốc độ dài của trục; α – góc tiếp xúc kim loại với trục; β_Z – góc ma sát khi ăn phôi; θ – góc bẹp cạnh của phôi; K – hệ số góc ăn; q – gia tốc trọng trường.



Hình 13. Sơ đồ tác dụng của các xung lực khí và đập giữa phôi với trục cán.

Nếu đơn giản hoá bằng cách cho $\omega_0 = \omega_1$, ta có:

$$U = \frac{G}{2q} V_p^2. \quad (2.31)$$

Để xác định góc bẹp cạnh bên của phôi, cần phải lập phương trình cân bằng năng lượng khí và đập. Trên hình 13 là sơ đồ lực tác dụng khi phôi bị bẹp cạnh vì va đập vào trục cán.

Công làm bẹp cạnh có thể tính

$$A = F_1 X = p_p R_G B_\theta X \theta, \quad (2.32)$$

trong đó: F_1 – xung lực trung bình theo hướng kính;

X – khoảng cách chuyển dịch của vết bẹp;

p_p – trở kháng biến dạng;

$B_\theta \cong 2X \operatorname{tg} \frac{\varphi}{2} = 2R_G \theta \cos \alpha_1 \sin \alpha_1 \operatorname{tg} \frac{\varphi}{2}$ – chiều rộng của vết bẹp cạnh thay đổi và là hàm của θ .

Để xác định p_p – cần biết tốc độ biến dạng trung bình của cạnh phôi trong thời gian va đập $-U$. Khi $\alpha_1 > K\beta_z$

$$U \cong \frac{V_p \operatorname{tg} \alpha_1}{h_0}, \quad (2.33)$$

trong đó h_0 – chiều cao ban đầu của phôi.

Theo đường cong phụ thuộc của $\sigma_b(\sigma_u)$ đối với u [3], ta xác định $p_p \cong \sigma_b$. Đại lượng p_p có thể được tính bằng cách xác định hệ số ảnh hưởng của tốc độ biến dạng theo đồ thị thực nghiệm.

Khoảng chuyển dịch của vết bẹp:

$$X = R_G \theta \cos \alpha_1 \sin \alpha_1. \quad (2.34)$$

Giá trị trung bình của xung lực khi xảy ra va đập:

$$F_1 = \frac{1}{2} p_p R_G b_\theta \theta = p_p R_G^2 \theta^2 \cos \alpha_1 \sin \alpha_1 \operatorname{tg} \frac{\varphi}{2}.$$

Thay thế X và F_1 vào 2.32, ta có:

$$A = \frac{1}{4} p_p R_G^3 \theta^3 \sin^2 2\alpha_1 \operatorname{tg} \frac{\varphi}{2}. \quad (2.35)$$

Công của lực ma sát

$$A_T = F_2 \mid \Delta l \mid_{\alpha_2}^{\alpha_1} = \frac{1}{4} f_Z p_p R_G^3 \theta^3 \sin^2 2\alpha_1 \operatorname{tg} \frac{\varphi}{2}, \quad (2.36)$$

trong đó xung lực ma sát

$$F_2 = f_Z F_1 = f_Z p_p R_g b_\theta \theta.$$

Phương trình cân bằng năng lượng

$$U = A + A_T,$$

hay thay thế biểu thức (2.32), (2.35) và (2.36) đối với hai trục, ta có phương trình cân bằng năng lượng như sau:

$$\frac{G}{2g} V_P^2 = \frac{1}{2} p_p R_g^3 \theta^3 \sin^2 2\alpha_1 \operatorname{tg} \frac{\varphi}{2} + \frac{1}{2} f_Z p_p R_g^3 \theta^3 \sin 2\alpha_1 \operatorname{tg} \frac{\varphi}{2}. \quad (2.37)$$

Giải phương trình (2.37) đối với θ , ta nhận được biểu thức tính giá trị góc bẹp khi kim loại va đập vào trục cán, phụ thuộc vào tốc độ và trọng lượng của phôi cán, góc ăn α và hệ số ma sát.

$$\theta = \frac{1}{R_g} \sqrt[3]{\frac{G V_P^2}{g p_p \sin 2\alpha_1 \operatorname{tg} \frac{\varphi}{2} (\sin 2\alpha_1 + f_Z)}}. \quad (2.38)$$

Đối với trường hợp cán trong lỗ hình xẻ rãnh có đáy lõm phẳng, có thể sử dụng công thức trong mục sau (2.79), được đưa ra cho trường hợp hai trục cán hình trụ.

Xét ảnh hưởng của tốc độ đưa phôi đến quá trình ăn phôi vào trục có sự chèn ép khi mà $b_Z \geq b_m$, trong đó b_m – chiều rộng đáy nhỏ lỗ hình.

Xung lực tác dụng lên phần bị bóp bẹp của mặt bên

$$F_3 = \frac{1}{2} p_p S_\delta, \quad (2.39)$$

trong đó: p_p -áp lực kim loại trên bề mặt chèn ép hai bên;

S_b -diện tích tiếp xúc bề mặt ép hai bên.

Trong trường hợp $b_Z > b_{mg}$ diện tích tiếp xúc mặt bên được tính theo công thức sau

$$S_\delta = \frac{1}{2} R_g^2 \theta^2 \cos \alpha_1 \sin \alpha_1 + R_g \theta \frac{b_Z - b_{mg}}{2 \sin \delta}, \quad (2.40)$$

trong đó b_{mg} -chiều rộng lỗ hình tại mặt chứa đỉnh phần lõi tại nửa kín của lỗ hình.

Đối với trường hợp $b_Z = b_{mg}$ diện tích tiếp xúc mặt bên được tính theo công thức

$$S_\delta = \frac{1}{2} R_g^2 \theta^2 \cos \alpha_1 \sin \alpha_1.$$

Công biến dạng khi ép hai góc phôi bởi các mặt bên

$$A_\delta = 2F_3 y = p_\delta R_g \theta \frac{b_Z - b_{mg}}{2 \sin 2\delta} \left[R_g \theta \cos \alpha_1 \sin \alpha_1 \sin \delta + (b_Z - b_{mg}) \right], \quad (2.41)$$

trong đó $b_Z = \varphi(\theta)$ - chiều rộng lỗ hình tại mức điện đầy kim loại trong nửa kín của lỗ hình.

Công của các xung lực ma sát F_4 trên mặt tiếp xúc hai góc bẹp hai bên có tính đến quan hệ $F_4 = f_Z F_Z$

$$A_{\delta T} = \frac{f_Z p_\delta R_g^2 \theta^2}{4 \sin \delta} \left[R_g \theta \cos \alpha_1 \sin \alpha_1 \sin \delta + (b_Z - b_{mg}) \right]. \quad (2.42)$$

Phương trình cân bằng năng lượng khi va đập

$$U = A + A_T + A_\delta + A_{\delta T}, \quad (2.43)$$

sau khi thay thế các biểu thức (2.31), (2.35), (2.36), (2.41) và (2.42) vào phương trình (2.43), qua một số biến đổi đơn giản với điều kiện $b_Z = b_{mg}$ và giải phương trình tìm ẩn số là góc θ được tạo nên do va đập của kim loại vào trục cán.

$$\theta = \frac{1}{R_g} \sqrt[3]{\frac{GV_p^2}{g \sin 2\alpha_1 \left[p_p \operatorname{tg} \frac{\varphi}{2} (\sin 2\alpha_1 + f_\delta) + 0,25 p_\delta \left(\frac{2 \sin 2\alpha_1 \cdot \operatorname{tg} \delta}{\cos \delta} + f_Z \right) \right]}}. \quad (2.44)$$

Nếu $p_\delta = 0$ biểu thức (2.44) sẽ có dạng (2.38) -trường hợp ăn bằng hai mũi nhọn của phần lõi ở giữa mà không có sự tham gia ép cạnh của các mặt bên.

Trường hợp $b_Z > b_{mg}$ hoặc $b_Z < b_{mg}$, phương trình (2.43) sau khi thay thế (2.31), (2.35), (2.36), (2.41), (2.42) và $b_Z = b_{mg} - R_g \theta \sin 2\alpha_1 \operatorname{tg} \delta$ sẽ có dạng cuối cùng như sau:

$$a\theta^3 + b\theta^2 + c\theta + d = 0, \quad (2.45)$$

trong đó các hệ số

$$a = \frac{1}{2} R_g^3 \sin 2\alpha_1 \left[p_p \operatorname{tg} \frac{\varphi}{2} (\sin 2\alpha_1 + f_z) + 0,25 p_\delta \left(\frac{\sin 2\alpha_1 \operatorname{tg} \delta}{\cos \delta} + f_z \right) \right];$$

$$b = \frac{1}{4} R_g^2 (b_z - b_{mg}) \cdot \left[\frac{p_\delta \sin 2\alpha}{\cos \delta} \left(0,5 + \frac{1}{\cos \delta} \right) + \frac{f_z p_\delta}{\sin \delta} \right];$$

$$c = \frac{p_\delta R_g (b_z - b_{mg})^2}{2 \sin 2\delta};$$

$$d = \frac{GV_p^2}{2g}.$$

Đưa vào biến mới $y = \theta + \frac{b}{3a}$, phương trình (2.45) có thể đưa về dạng:

$$y^3 + 3py + 2q = 0, \quad (2.46)$$

trong đó giá trị các hệ số p và q được tính như sau:

$$q = \frac{b^3}{27a^3} - \frac{bc}{6a^2} + \frac{d}{2a} \text{ và } p = \frac{3ac - b^2}{9a^2}. \quad (2.47)$$

Số nghiệm thực của phương trình (2.46) phụ thuộc vào dấu của biểu thức $D = q^2 + p^3$.

Phương trình được giải thông qua các ẩn số phụ, tính toán theo bảng sau.

p < 0		p > 0
$q^2 + p^3 \leq 0$	$q^2 + p^3 > 0$	$q^2 + p^3 > 0$
$\cos \varphi = \frac{q}{r^3}$	$\operatorname{ch} \varphi = \frac{q}{r^3} *$	$\operatorname{sh} \varphi = \frac{q}{r^3} *$
$y_1 = -2r \cos \frac{\varphi}{3}$	$y_1 = -2r \operatorname{ch} \frac{\varphi}{3}$	$y_1 = -2r \operatorname{sh} \frac{\varphi}{3}$
$y_2 = +2r \cos \left(60^\circ - \frac{\varphi}{3} \right)$	$y_2 = r \operatorname{ch} \frac{\varphi}{3} + i\sqrt{3}r \operatorname{sh} \frac{\varphi}{3}$	$y_2 = r \operatorname{sh} \frac{\varphi}{3} + i\sqrt{3}r \operatorname{ch} \frac{\varphi}{3}$
$y_3 = +2r \cos \left(60^\circ + \frac{\varphi}{3} \right)$	$y_3 = 2r \operatorname{ch} \frac{\varphi}{3} - i\sqrt{3}r \operatorname{sh} \frac{\varphi}{3}$	$y_3 = 2r \operatorname{sh} \frac{\varphi}{3} - i\sqrt{3}r \operatorname{ch} \frac{\varphi}{3}$

Trị số r, trong bảng trên bằng $r = \pm \sqrt[3]{|p|}$, dấu của r giống như với dấu của q.

Đại lượng trung gian φ và các nghiệm phương trình (2.46) $-y_1, y_2, y_3$ được xác định phụ thuộc vào dấu của p và $D = p^2 + q^3$.

Nếu $p < 0$ và $D \leq 0$ phương trình (2.46) có ba nghiệm phân biệt. Một trong ba nghiệm đó được chọn sao cho phù hợp với bản chất vật lý của quá trình. Nghiệm được chọn sẽ đáp ứng điều kiện sao cho giá trị góc bệ θ nằm trong giới hạn $0-15^\circ$ (nhỏ hơn góc α_1).

Nếu $p < 0$ hoặc $p > 0$ và $D > 0$ phương trình (2.46) có một nghiệm thực và hai nghiệm ảo.

Nghiem thực là nghiệm duy nhất, đáp ứng những khái niệm về quá trình ăn phôi. Thay giá trị nghiệm thực vào biến phụ $y = \theta + \frac{b}{3a}$ và tìm θ , ta sẽ có các trường hợp sau:

$$\begin{aligned} P < 0 \text{ \& } D \leq 0 &\Rightarrow \theta = -2r \cos \frac{\varphi}{3} - \frac{b}{3a}, \\ P < 0 \text{ \& } D > 0 &\Rightarrow \theta = -2r.ch \frac{\varphi}{3} - \frac{b}{3a}, \\ P < 0 \text{ \& } D > 0 &\Rightarrow \theta = -2r.sh \frac{\varphi}{3} - \frac{b}{3a}. \end{aligned} \quad (2.48)$$

Xét điều kiện ăn phôi

Bằng sự va đập giữa trục và phôi có thể xảy ra ba trường hợp $\alpha_1 > K\beta_z$, $\alpha_1 = K\beta_z$ và $\alpha_1 < K\beta_z$, trong đó $K \geq 1$. Nếu sau khi va đập ta có $\alpha_1 \leq K\beta_z$, thì quá trình ăn phôi xảy ra.

H.14 biểu thị sơ đồ tác dụng lực tác dụng từ phía trục lên kim loại tại thời điểm kết thúc sự va đập trong lỗ hình xẻ rãnh kín có đáy lõm nhọn.

Thành phần lực hướng tâm $N'_{\delta g}$ của tổng hợp lực pháp tuyến $N_{\delta g}$ trên mặt tiếp xúc kim loại với trục tại phần đáy

$$N'_{\delta g} = N_{\delta g} \sin \frac{\varphi}{2}.$$

Thành phần lực nằm ngang

$$N''_{\delta g} = N'_{\delta g} \sin \alpha_0 = N_{\delta g} \sin \frac{\varphi}{2} \sin \alpha_0. \quad (2.49)$$

Thành phần lực nằm ngang T'' , của tổng hợp các lực ma sát T' , tương ứng với $N_{\delta g}$ như sau

$$T'' = T' \cos \alpha_0 = f_z N_{\delta g} \cos \alpha_0 \quad (2.50)$$

Phương trình (2.50) có được nhờ sự đơn giản hoá $T' = T$ do góc ξ là rất nhỏ (H.14, mặt cắt aa).

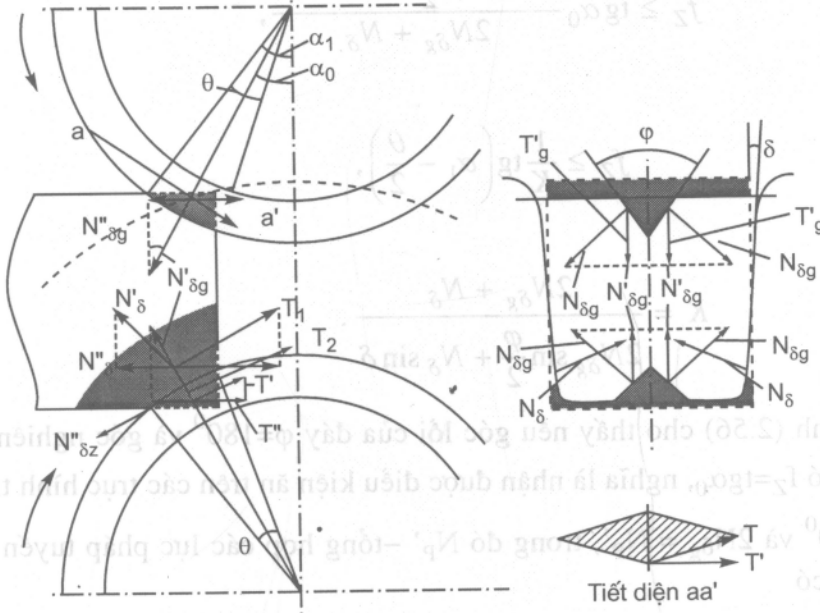
Ta xác định lực tác dụng trên các mặt nghiêng của lỗ hình.

Thành phần lực hướng tâm N'_δ của tổng hợp lực pháp tuyến N_δ , tác dụng trên mặt bên lỗ hình :

$$N'_\delta = N_\delta \sin \delta,$$

trong đó δ - góc nghiêng mặt bên (góc thoát).

Thành phần lực nằm ngang: $N''_{\delta} = N'_{\delta} \sin \alpha_0 = N_{\delta} \sin \delta \sin \alpha_0$. (2.51)



Hình 14. Sơ đồ tác dụng của lực giữa phôi và trục cán tại thời điểm sau khi va đập, phôi bị hãm lại.

Thành phần lực nằm ngang của tổng hợp lực ma sát tác dụng trên mặt bên

$$T_2 = T_1 \cos \alpha_0 = f_Z N_{\delta s} \cos \alpha_0. \quad (2.52)$$

Để quá trình ăn phôi xảy ra trong lỗ hình kín, có đáy lõm nhọn, thì điều kiện sau phải đảm bảo (trường hợp có hai đáy lõm và hai mặt ép bên)

$$4T'' + 2T_2 + t_P \geq 4N_{\delta g}'' + 2N_{\delta}'' + F, \quad (2.53)$$

trong đó $t_P = \mu G$ – lực ma sát giữa kim loại và băng tải con lăn đưa phôi vào trục (hệ số ma sát $\mu = 0,1 \div 0,2$); $F = m \cdot j$ – lực quán tính của phôi ngược hướng cán (j – gia tốc phôi).

Thay thế (2.49), (2.50), (2.51), (2.52) vào phương trình (2.53), ta có

$$4f_Z N_{\delta g} \cos \alpha_0 + 2f_Z N_{\delta} \cos \alpha_0 + \mu G \geq 4N_{\delta g} \sin \frac{\varphi}{2} \sin \varepsilon_0 + 2N_{\delta} \sin \delta \sin \alpha + m j. \quad (2.54)$$

Giải bất phương trình đối với hệ số ma sát khi ăn phôi $-f_Z$,

$$f_Z \geq \operatorname{tg} \alpha_0 \frac{2N_{\delta g} \sin \frac{\varphi}{2} + N_{\delta} \sin \delta + \frac{G}{2 \sin \alpha_0} \left(\frac{j}{g} - \mu \right)}{2N_{\delta g} + N_{\delta}}. \quad (2.55)$$

Qua phân tích ta thấy, các đại lượng j/g và μ trong thực tế, với các tốc độ cán hiện nay, là nhỏ vì vậy để đơn giản, ta bỏ qua số hạng $\frac{G}{2 \sin \alpha_0} \left(\frac{j}{g} - \mu \right)$.

Với sự đơn giản hoá như trên thì

$$f_Z \geq \operatorname{tg} \alpha_0 \frac{2N_{\delta g} \sin \frac{\varphi}{2} + N_{\delta} \sin \delta}{2N_{\delta g} + N_{\delta}}, \quad (2.56)$$

hoặc là

$$f_Z \geq \frac{1}{K} \operatorname{tg} \left(\alpha_1 - \frac{\theta}{2} \right), \quad (2.56')$$

trong đó

$$K = \frac{2N_{\delta g} + N_{\delta}}{2N_{\delta g} \sin \frac{\varphi}{2} + N_{\delta} \sin \delta}. \quad (2.57)$$

Phương trình (2.56) cho thấy nếu góc lồi của đáy $\varphi=180^\circ$ và góc nghiêng của thành bên $\delta=90^\circ$, ta có $f_Z=\operatorname{tg} \alpha_0$, nghĩa là nhận được điều kiện ăn trên các trục hình trụ.

Nếu $\varphi=180^\circ$ và $2N_{\delta g} = N_p'$, trong đó N_p' - tổng hợp các lực pháp tuyến hướng tâm, thì từ (2.56) ta có

$$f_Z \geq \operatorname{tg} \alpha_0 \frac{N_{\delta} \sin \delta + N_p'}{N_{\delta} + N_p'},$$

đây là điều kiện ăn phôi trong lỗ hình hộp có hai mặt bên chèn ép (hình hộp kín).

Sau đây ta xét điều kiện ăn phôi trong lỗ hình kín có đáy nhọn và $b_Z < b_{mg}$, là trường hợp riêng khi quá trình ăn phôi xảy ra chỉ do lực tác dụng ở phần lồi giữa đáy lỗ hình và $N_{\delta} = 0$. Thay thế vào phương trình (2.56) ta có

$$f_Z \geq \operatorname{tg} \alpha_0 \sin \frac{\varphi}{2} \geq \operatorname{tg} \left(\alpha_1 - \frac{\theta}{2} \right) \sin \frac{\varphi}{2}. \quad (2.58)$$

Lấy $\operatorname{tg} \left(\alpha_1 - \frac{\theta}{2} \right) \approx (1,07 + 1,15) \left(\alpha_1 - \frac{\theta}{2} \right)$, đối với góc ăn $26 \div 36^\circ$, ta có

$$f_Z \geq 1,11 \sin \frac{\varphi}{2} (\alpha_1 - 0,5\theta). \quad (2.59)$$

Từ (2.59) xác định góc tiếp xúc α_1

$$\alpha_1 \leq 0,90 K f_Z + 0,5\theta. \quad (2.60)$$

Quá trình ăn phôi chỉ xảy ra khi góc tiếp xúc nhỏ hơn vế phải của phương trình (2.60). Nếu phôi ăn vào máy chỉ bằng lực tác dụng ở phần lồi giữa đáy lỗ hình thì từ (2.60) ta có

$$\alpha_1 \leq 0,90 \frac{f_Z}{\sin \frac{\varphi}{2}} + 0,5\theta. \quad (2.61)$$

Để xác định hệ số góc ăn (2.57) cần tìm lực tổng hợp của áp lực pháp tuyến trên phần lõi giữa đáy lỗ hình ($N_{\delta g}$):

$$N_{\delta g} = p_{\delta} S_{\delta g}, \quad (2.62)$$

hoặc, thế vào biểu thức (2.62) trị số áp lực:

$$p_{\delta} = p_p \sin \frac{\varphi}{2} = \frac{p_b \sin \frac{\varphi}{2}}{\cos \alpha_1},$$

và diện tích tiếp xúc

$$S_{\delta g} = \frac{R^2 \theta^2 \cos \alpha_1 \sin \alpha_1}{2 \cos \frac{\varphi}{2}},$$

ta có

$$N_{\delta g} = \frac{1}{2} p_b R^2 \theta^2 \sin \alpha_1 \operatorname{tg} \frac{\varphi}{2},$$

và lực tác dụng lên mặt bên của lỗ hình

$$N_{\delta} = p_{\delta} S_{\delta} = \frac{1}{2} p_{\delta} R_g \theta \left(R_g \theta \cos \alpha_1 \sin \alpha_1 + \frac{b_z - b_{mg}}{\sin \delta} \right), \quad (2.63)$$

trong đó p_{δ} - áp lực trên bề mặt tiếp xúc kim loại với mặt bên.

Áp lực tác dụng trên mặt bên của lỗ hình được xác định bằng thực nghiệm. Tỷ số của áp lực trung bình tác dụng trên mặt bên và áp lực trung bình tác dụng theo phương thẳng đứng được xác định cho từng trường hợp của lỗ hình xẻ rãnh:

đối với lỗ hình kín có đáy bằng $p_{\delta}/p_b = 0,52$;

loại kín, đáy tù $p_{\delta}/p_b = 0,36$;

loại kín đáy nhọn $p_{\delta}/p_b = 0,36$;

loại hở, đáy bằng $p_{\delta}/p_b = 0,55$;

loại hở, đáy tù $p_{\delta}/p_b = 0,40$;

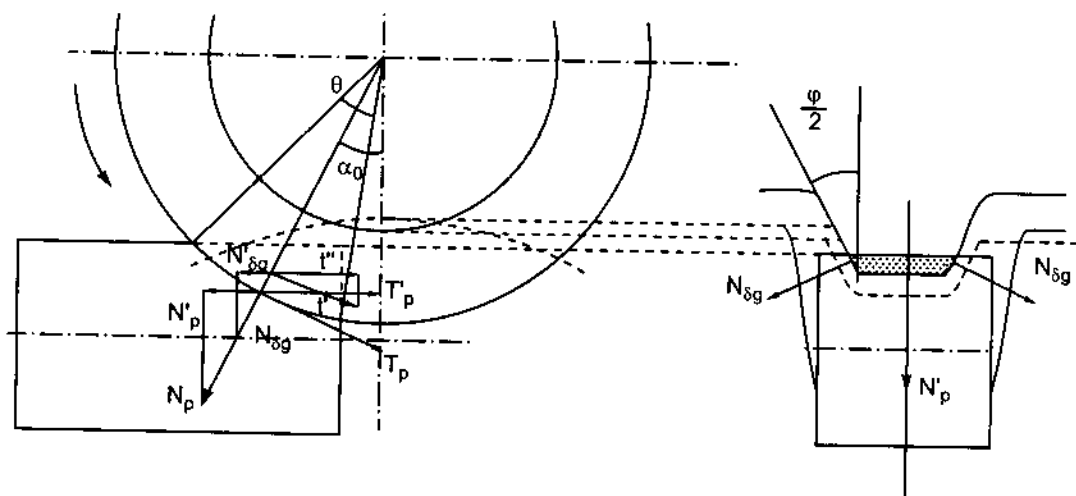
loại hở, đáy nhọn $p_{\delta}/p_b = 0,44$.

Để xác định p_b cần biết tốc độ biến dạng trung bình tại thời điểm ăn vào trục. Tốc độ biến dạng được tính như sau:

$$U = \frac{V_h}{h} \text{ và } V_h = V_0 \sin \left(\alpha_1 - \frac{\theta}{2} \right), \text{ nên } U = \frac{2V_0 \sin \left(\alpha_1 - \frac{\theta}{2} \right)}{h_0 - R_g \theta \sin \alpha_1} \approx \frac{2V_0 \sin \alpha_1}{h_0}. \quad (2.64)$$

Từ đồ thị phụ thuộc của ứng suất chảy σ_b (σ_u) vào tốc độ biến dạng U và nhiệt độ có thể xác định $p_b \approx \sigma_b(\sigma_u)$.

Xét điều kiện ăn phôi trong lỗ hình xẻ rãnh kín có đáy bằng (H.15)



Hình 15. Sơ đồ tác dụng của lực khi ăn phôi trong lỗ hình xẻ rãnh kín.

Các thành phần trên phương nằm ngang của lực tổng hợp pháp tuyến N_p và lực ma sát T_p trên phần mặt trụ của trục cán (đáy lỗ hình)

$$N'_p = N_p \sin \alpha_0, \quad (2.65)$$

$$T'_p = T_p \cos \alpha_0 = f_z N_p \cos \alpha_0. \quad (2.66)$$

Điều kiện ăn được xác định ta phải có bất đẳng thức sau:

$$4T'' + 2T_2 + 2T_p + t_p \geq 4N''_{\delta g} + 2N''_{\delta} + 2N'_p + F. \quad (2.67)$$

Thế các biểu thức (2.49), (2.50), (2.51), (2.52), (2.65) và (2.66) vào phương trình (2.67) và bỏ qua các lực t_p và F ta sẽ có

$$f_z \geq \tan \alpha_0 \frac{2N_{\delta g} \sin \frac{\varphi}{2} + N_{\delta} \sin \delta + N_p}{2N_{\delta g} + N_{\delta} + N_p}, \quad (2.68)$$

hoặc

$$f_z \geq \frac{1}{K} \tan \left(\alpha_1 - \frac{\theta}{2} \right), \quad (2.68')$$

trong đó

$$K = \frac{2N_{\delta g} + N_{\delta} + N_p}{2N_{\delta g} \sin \frac{\varphi}{2} + N_{\delta} \sin \delta + N_p}. \quad (2.69)$$

Lực hướng tâm có thể tính như sau

$$N_p = p_p b_g R_g \theta, \quad (2.70)$$

trong đó: p_p -áp lực hướng tâm tại thời điểm ăn phôi;

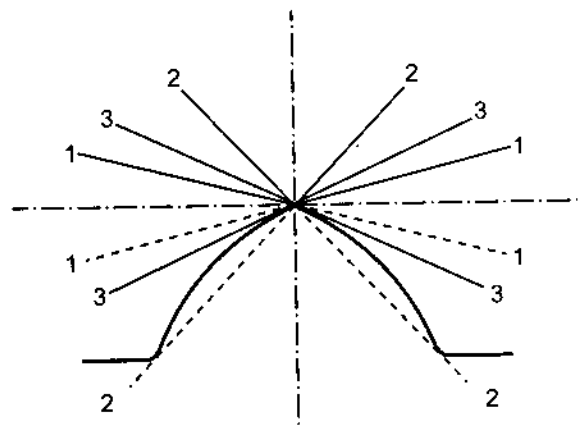
b_g -chiều rộng mặt phẳng đỉnh phần lồi ở đáy lỗ hình.

θ -góc bẹp xác định theo công thức (2.79).

Hệ số ma sát của quá trình ăn phôi f_z có thể xác định theo các công thức trong các tài liệu kỹ thuật. Độ chính xác của các góc ăn giới hạn đối với các lỗ hình có đáy nhọn và mặt bên hình vòng cung như trên hình vẽ sẽ phụ thuộc vào giá trị của góc φ ở đỉnh khi ăn vào kim loại lúc va đập đầu tiên.

Trên H.16 thể hiện các giá trị có thể của góc φ . Đường tiếp tuyến với mặt cong tại đỉnh (đường 1-1) và đường nối đỉnh với chân (3-3) không thể hiện đúng giá trị của góc φ . Cần xác định góc φ bằng đường 3-3 sao cho chúng đi qua đỉnh và có "chứa" một phần đường cong.

Kết quả thực nghiệm của B.M.Klimenco, xác định góc ăn đã được tiến hành trên máy 330 đối với thép có thành phần cac bon 0,1÷0,3% cho sáu loại lỗ hình xẻ rãnh (ba loại kín, ba loại hở) cho thấy sai số trong giới hạn từ -1,45 đến 8,9%.



Hình 16. Sơ đồ xác định gần đúng góc nhấn vào kim loại của trục (góc tạo bởi các đường 3-3).

Trên quan điểm đảm bảo quá trình ăn phôi xảy ra thuận tiện, thì việc sử dụng lỗ hình kín có chèn ép sẽ đảm bảo lượng biến dạng lớn và năng suất cao.

Kiểm tra công thức bằng thực nghiệm:

Kiểm tra khả năng ăn phôi của lỗ hình xẻ rãnh mũi nhọn dùng để cán thép hình chữ I, cỡ thép số 10 trên máy 550.

Thông số ban đầu: thép các bon thấp, đường kính trục $R_g = 260$ mm; trục cán làm bằng thép, bề mặt nhám; tốc độ cán $V_p = 0,95$ m/s; $V_0 = 97$ vòng/phút; phôi ban đầu $h_0 \times b_0 = 127 \times 87$ mm; $t = 1200^\circ$; $b_{mg} = 87$ mm; $h_m = 44$ mm; $G = 20$ kg, $\delta = 2\%$, $\varphi = 110^\circ$, $\alpha_1 = 33^\circ$ (góc ăn lớn).

Hệ số ma sát khi ăn phôi của trục nhám: $f_z = 1,05 - 0,0005 \cdot 1200 = 0,45$.

Tốc độ biến dạng khi va đập: $U \approx \frac{V_p \operatorname{tg} \alpha_1}{h_0} = \frac{0,95 \cdot 0,649}{0,127} = 4,85$ 1/s.

Theo đường cong phụ thuộc giới hạn chảy vào tốc độ biến dạng và nhiệt độ, căn cứ vào giá trị U và t ta tìm được

$$p_p = 5,8 \text{ kG/mm}^2 \text{ và } p_\delta = 0,5 p_p = 2,9 \text{ kG/mm}^2.$$

Theo công thức (2.44) ta xác định θ

$$\theta = \frac{1}{26} \sqrt{\frac{200.95^2}{981.0.913 \left[580.1.428(0.913 + 0.45) + 0.25.290. \left(\frac{0.913.0.02}{1} + 0.45 \right) \right]}}$$

$$= 0,0453 \text{ rad}$$

hoặc $\theta = 2^\circ 33'$.

Ta xác định các đại lượng có trong phương trình cân bằng (2.56).

Tốc độ biến dạng tại thời điểm bắt đầu ăn theo công thức (2.64):

$$U \approx \frac{2.2.63.0.515}{0.127} \approx 21, 1/\text{s},$$

$$\text{trong đó: } V_0 = \frac{\pi D n}{60} = \frac{3.14.0.52.97}{60} = 2,63 \text{ m/s}.$$

Lấy $\sigma_b = p_b$ và theo công thức Nadai và Manjen ta tìm được $p_p = 7,7 \text{ kG/mm}^2$.

Theo công thức (2.62'):

$$N_{\delta g} = \frac{1}{2} 770.26^2.0,0453^2.0,545.1.428 = 412 \text{ kG}.$$

Theo số liệu thực tế : $p_\delta = 0,36$; $p_b = 0,36.7,7 = 2,77 \text{ kG/mm}^2$.

Thế giá trị số vào công thức (2.63) với $b_z = b_{mg}$ (số liệu thực tế):

$$N_\delta = \frac{1}{2} 277.26^2.0,0453^2.0,839.0,545 = 87 \text{ kG}.$$

$$\text{Xác định hệ số góc ăn } K \text{ theo công thức (2.69): } K = \frac{2.412 + 87}{2.412.8,819 + 87.0,02} = 1,35.$$

$$\text{Theo công thức (2.56') : } f_z = \frac{1}{1,35} \text{tg}(33^\circ - 1^\circ 18') = 0,457$$

Như vậy hệ số ma sát theo tính toán tương ứng với điều kiện ăn giới hạn và quá trình cán có thể thực hiện được.

2.5. CÁC BIỆN PHÁP LÀM TĂNG GÓC ĂN

a) Giảm kích thước đầu vào của phôi cán

Trên hình vẽ 17, ta thấy đầu vào của phôi thép có thể làm bẹp trước khi đưa vào khe hở trục cán, khi đó góc tiếp xúc sẽ nhỏ đi $\alpha_2 < \alpha_1$. Tuy nhiên, khi cán các thỏi thép lớn

việc làm này không thể thực hiện được. Chính vì vậy, phương pháp này chỉ có thể thực hiện trong phòng thí nghiệm.

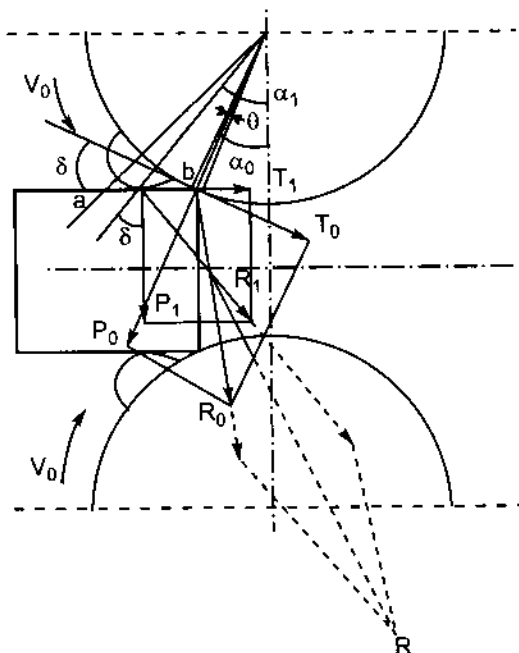
b) Tăng cường lực ma sát

Trước kia, trong thực tế cán nóng, đôi khi người ta sử dụng cát hoặc xỉ thép rắc vào phôi ở giai đoạn ăn vào máy để tăng ma sát. Biện pháp này không được sử dụng nữa vì làm giảm chất lượng bề mặt sản phẩm.

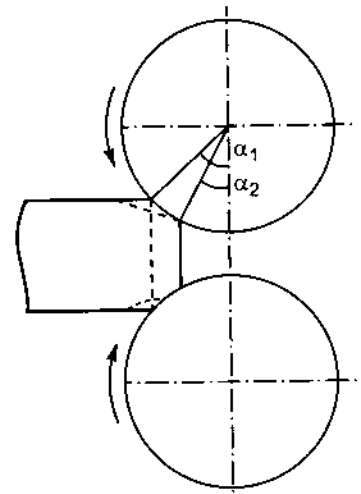
c) Gia công bề mặt trục cán

Một trong các biện pháp được áp dụng rộng rãi là sử dụng các trục cán có độ nhám bề mặt. Xu hướng áp dụng các biện pháp làm tăng góc ăn đã dẫn đến việc sử dụng các trục cán không có tiết diện tròn. Trên hình vẽ 18, ta thấy, sau khoảng thời gian rất ngắn xảy ra va đập giữa kim loại và trục, hoặc có thể ngay trong khi va đập, thì phần lõi của trục tiếp cận với thổi phôi và ép, làm biến dạng kim loại.

Phần lõi của trục cán ăn vào kim loại và đẩy nó vào trục với lực tổng hợp R_1 , có các thành phần P_1 và T_1 trên mặt ab. Lực P_1 nghiêng một góc δ so với đường hướng tâm. Điểm đặt lực chia cung tiếp xúc thành hai phần bằng nhau. Tại thời điểm tác dụng của lực P_1 phần lõi trục đã đẩy phôi vào trục với tốc độ bằng tốc độ dài của trục trên phương



Hình 18. Sơ đồ tác dụng của lực tổng hợp khi ăn phôi có các thành phần lực hỗ trợ



Hình 17. Phương pháp làm giảm góc ăn kim loại vào trục.

nằm ngang, không phụ thuộc vào tốc độ thổi phôi V_p . Vì vậy trên cung tiếp xúc góc bẹp ($R\theta$) xuất hiện lực P_0 và T_0 trong điều kiện đó đảm bảo $\alpha < \beta_z$. Điểm đặt lực P_0 chia góc bẹp ở tâm θ thành hai phần bằng nhau và được chứa trong góc α_0 .

Như vậy, tại thời điểm cuối cùng của giai đoạn ăn thứ nhất có bốn lực tác dụng giữa kim loại và trục: P_1 , P_0 , T_1 và T_0 . Nhờ có phần lõi trên trục mà lực tổng hợp của R_0 và R_1 là R có hướng đẩy phôi vào khe hở trục cán, cải thiện điều kiện ăn phôi.

Để xác định kích thước phần lõi hoặc lõm (vết khắc) cần thiết lập phương trình cân bằng trên hướng cán. Giải phương trình có thể tìm được công thức xác định góc ăn có sử dụng phần lõi hoặc lõm trên trục.

Sau khi đã giả thiết một số đơn giản hoá và giải phương trình cân bằng tìm kích thước phân lõi ta có:

$$a = \frac{R_0 \cdot \theta \cdot b_Z (2f_Z - f_Z \alpha_1^2 - 2\alpha_1)}{b_1 (f_Z \alpha_1^2 + 2\alpha_1 - 2f_Z) - (2b_1 \delta + b_Z \theta) (1 + f_Z \alpha_1)}, \quad (2.71)$$

trong đó θ - góc bẹp ở tâm khi va đập kim loại với trục;

b_Z - chiều rộng phôi cán, mm;

R_0 - bán kính trục cán, mm;

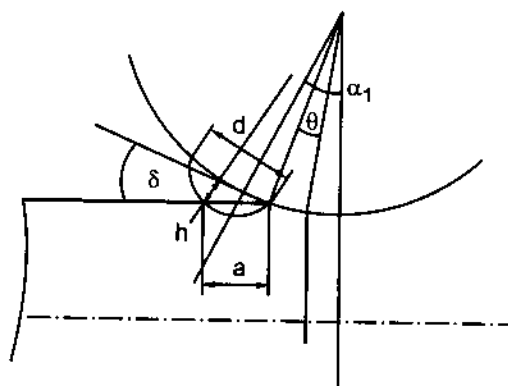
b_1 - độ dài phân lõi, mm;

δ - góc nghiêng (H. 18), rad;

α_1 - góc tiếp xúc, rad;

f_Z - hệ số ma sát khi ăn phôi.

Khi $\theta = 0$ và $a = 0$ quá trình ăn phôi không xảy ra vì không có điều kiện ban đầu nào đảm bảo. Để tồn tại quá trình cán ta phải có $V_P > 0$ hoặc $a > 0$, hoặc cả hai điều kiện cùng tồn tại. Hai điều kiện đó phải đảm bảo $\theta > 0$, tạo nên điều kiện ăn $\alpha < \beta_Z$.



Hình 19. Sơ đồ xác định các thông số đường gân lõi trên mặt trục cán để tăng khả năng ăn phôi

Nếu trục hình trụ, $a = 0$, $V_P > 0$, $\theta > 0$, thì từ phương trình (2.71), sau khi biến đổi ta có $f_Z = \tan \alpha_1$ hoặc là $\beta_Z = \alpha_1$, nghĩa là có điều kiện ăn đối với trục hình trụ. Góc nghiêng δ có giá trị sao cho không ảnh hưởng đến chất lượng sản phẩm, đảm bảo không tạo nên vết gấp khi cán các lần sau. Theo kinh nghiệm thực tế góc nghiêng đó không lớn hơn 10° với độ cao lớn nhất trong phạm vi $h \approx 2 \div 2,5$ mm. Chiều rộng phân lõi (hoặc lỗ) b_1 được lấy sao cho không ảnh hưởng tới lắp ráp các bộ dẫn hướng:

$$b_1 = (0,4 \div 0,76)b, \quad (2.72)$$

trong đó b - chiều rộng lỗ hình hộp.

Cho trước góc nghiêng δ và tính a , xác định chiều cao phân lõi (lỗ) h và chiều rộng d của nó theo hình vẽ (H.19):

$$h = a \sin \delta; \quad d = 2a \cos \delta. \quad (2.73)$$

Khoảng cách giữa hai phân lõi (lỗ)

$$l_b: l_b \leq R_0(\alpha_0 - \gamma), \quad (2.74)$$

trong đó α_0 - góc ăn; γ - góc trung hoà.

d) Sử dụng lực đẩy phôi vào trục cán

Một khi góc tiếp xúc lớn hơn góc ma sát thì quá trình ăn tự nhiên không xảy ra, nhưng phôi có thể ăn vào trục cán nhờ lực đẩy Q (H.20). Lực đó cần tăng khi mặt mút phôi tiến tới vị trí tương ứng góc ở tâm β_Z . Khi đạt được tiết diện đó trong điều kiện cán đối xứng

$$Q \geq 2R \int_{\beta_Z}^{\alpha} pb(\varphi - \beta_Z) d\varphi,$$

trong đó: p - áp lực kim loại lên trục; b - chiều rộng của đầu phôi.

Giả thiết các giá trị p , b và β_Z không đổi dọc theo cung tiếp xúc, ta có

$$\varphi \geq R_p b (\alpha - \beta_Z)^2. \quad (2.75)$$

Công thức này lần đầu tiên được công bố vào năm 1941.

Biểu thức (2.75) không xét đến ảnh hưởng của quan hệ tốc độ phôi và trục và đặc tính thay đổi lực Q trong thời gian diễn đầy khe hở giữa hai trục.

Công thức sau đây xác định lực đưa phôi vào trục khi $\alpha > \beta_Z$:

$$Q = \frac{2P}{\cos \beta_Z} \cdot \sin(\alpha - \beta_Z), \quad (2.76)$$

trong đó: P - lực tổng hợp của áp lực kim loại lên trục theo hướng tâm.

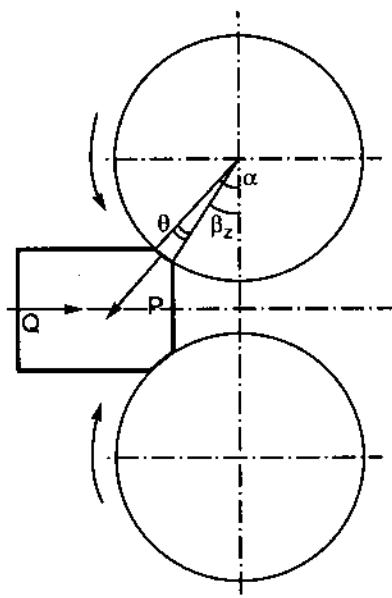
Lực Q đạt giá trị cực đại khi góc bẹt ở tâm $\theta = \alpha - \beta_Z$:

$$Q_{\max} = \frac{Rb_c p}{\cos \beta_Z} (\alpha - \beta_Z), \quad (2.77)$$

trong đó: p - áp lực kim loại lên trục; b_c - chiều rộng trung bình của phôi.

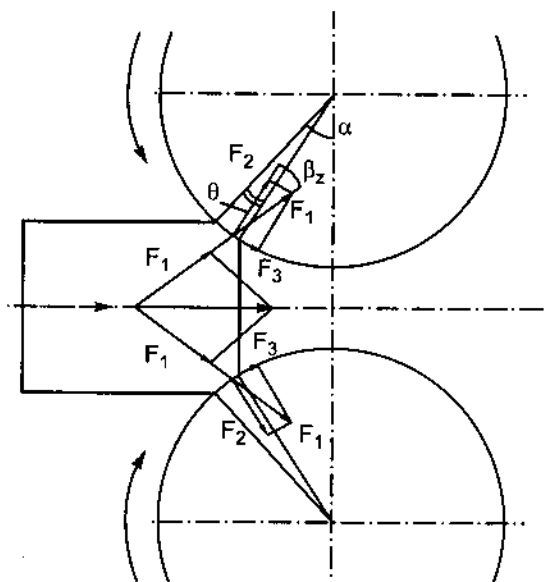
e) Tăng cường sự va đập của hệ phôi-trục

Tận dụng hợp lý các điều kiện động hình học trong quá trình ăn phôi sẽ cho phép tăng năng suất máy cán. Một trong các biện pháp được áp dụng là sử dụng va đập giữa trục và phôi đưa vào. Máy cán trong thời gian làm việc được xem như một hệ "phôi - trục", tại thời điểm tiếp xúc có thành phần tốc độ trên phương nằm ngang bằng hoặc khác nhau.



Hình 20. Sơ đồ ăn phôi có lực đẩy vào.

Vì có sự khác nhau về tốc độ trên phương nằm ngang nên xuất hiện xung lực khi tiếp xúc giữa phôi và trục, tác dụng trong một khoảng thời gian rất ngắn (Δt). Giai đoạn đầu tiên của quá trình ăn phôi liên quan đến quá trình tăng hoặc giảm tốc của phôi và cân bằng tốc độ của hệ phôi - trục. Đặc điểm khác biệt khi có va đập và phôi bị hãm lại là $V_p > V_0 \cos \alpha_0$, và khi phôi tăng tốc là $V_p < V_0 \cos \alpha_0$, trong đó V_p - tốc độ phôi; V_0 - tốc độ trục; α_0 - góc tiếp xúc (H.20a).



Hình 20a. Sơ đồ tác dụng của các xung lực từ phía kim loại đến trục khi ăn phôi với lực hãm.

Trị số xung lực khi phôi bị hãm phụ thuộc vào hiệu tốc độ và khối lượng của hệ. Khi hiệu tốc độ và khối lượng càng lớn thì xung lực càng lớn. Sự bẹp cạnh của phôi khi bị hãm trong điều kiện $\alpha_0 > \beta_z$ làm tăng góc ăn một lượng bằng $0,5\theta$ (θ - góc bẹp cạnh).

Vì các trục bị cố định trên hai gối và có ít bậc tự do (ít độ dơ), nên ảnh hưởng của chúng có thể bỏ qua và giả thiết tốc độ quay của trục tại thời điểm tiếp xúc cũng như thời điểm cân bằng tốc độ bằng nhau ($\omega_0 = \omega$). Như vậy chỉ xét ảnh hưởng của khối lượng thổi phôi. Điều này cho phép đơn giản hoá đáng kể lời giải vì không phải tính đến sự thay đổi tốc độ của trục khi va đập. Sự thay đổi tốc độ trục $V_0 \neq V$ đòi hỏi xác định các xung lực xuất hiện trong ổ bi của máy.

Động năng của sự va đập khi phôi bị hãm, tại thời điểm ăn

$$U = A + A_T, \quad (2.78)$$

trong đó: A - công làm bẹp cạnh phôi do tác dụng của lực F_2 hướng tâm; A_T - công thắng lực cản ma sát trên bề mặt tiếp xúc.

Thay thế các giá trị vào phương trình (2.78) và giải đối với θ , đối với trường hợp $\alpha_0 > \beta_z$, sau một số đơn giản hoá ta có:

$$\theta = -V_p \sqrt{\frac{G}{2g p_p R^2 b_z (\sin \alpha_0 + f_z)}}, \quad (2.79)$$

trong đó: V_p - tốc độ thổi phôi;

G - khối lượng thổi phôi, kg; g - gia tốc trọng trường, m/s^2 ; R - bán kính trục, m;

p_p - trở kháng biến dạng, KG/m^2 ; b_z - chiều rộng thổi phôi, m; α_0 - góc tiếp xúc, rad;

f_z - hệ số ma sát trong quá trình ăn phôi.

Chương 3

MA SÁT GIỮA KIM LOẠI VÀ TRỤC CÁN

3.1. PHÂN LOẠI MA SÁT

Ma sát ngoài là yếu tố ảnh hưởng mạnh đến quá trình biến dạng, chính vì vậy trong lý thuyết cũng như trong thực tế, vấn đề ma sát được quan tâm đến rất nhiều. Kết quả nghiên cứu các điều kiện ma sát và các phương pháp xác định hệ số ma sát được trình bày trong rất nhiều tài liệu kỹ thuật. Trạng thái ứng suất và biến dạng dẻo của kim loại phụ thuộc vào điều kiện biên, điều kiện đó có thể là ma sát ngoài (ma sát bề mặt). Lực ma sát ảnh hưởng trực tiếp đến các thông số lực cán, năng lượng cán, độ hao mòn trục, chất lượng sản phẩm và sự lựa chọn các phương án công nghệ.

Lực ma sát được hiểu là lực tác dụng theo phương tiếp tuyến với mặt tiếp xúc giữa hai vật, tạo nên chuyển động tương đối của chúng.

Cần phân biệt rằng, có loại lực ma sát chuyển động, tương ứng với quá trình dịch chuyển tương đối không hoàn lại, lực ma sát nghỉ, tương ứng với quá trình chuyển động đàn hồi thuận nghịch rất nhỏ, trị số của chúng tỷ lệ với lực tác dụng lên vật.

Trong gia công kim loại bằng áp lực tồn tại cả hai loại lực ma sát trên. Ma sát có thể phân loại một cách quy ước như sau:

1. *Ma sát khô ở trạng thái sạch*, là ma sát tồn tại giữa hai mặt tiếp xúc sạch, không có lớp nguyên tử phân cách nào khác. Trên thực tế không có các mặt tiếp xúc sạch như vậy, vì luôn tồn tại các thành phần làm bẩn bề mặt như các loại oxit, khí thẩm thấu, độ ẩm v.v... nhưng có thể mô hình hoá gần đúng dạng ma sát này trong phòng thí nghiệm khi các bề mặt được gia công trong chân không. Ý nghĩa thực tế của dạng ma sát này chỉ áp dụng cho một số trường hợp gia công trong môi trường có độ chân không cao.

2. *Ma sát giới hạn*. Người ta đã định nghĩa loại ma sát này như là loại ma sát của chất bôi trơn, khi chúng thể hiện như vật rắn, nghĩa là không có những thuộc tính cơ bản của chất lỏng – chảy lỏng.

Định nghĩa này có tính tổng quát chung và đáp ứng đầy đủ nhất điều kiện gia công kim loại bằng áp lực. Từ đây suy ra, những quy luật ma sát hỗn hợp này không thể chứng minh bằng các định luật thủy lực. Dạng ma sát này xuất hiện trong điều kiện, khi mà lớp phân cách cực mỏng, không có các thuộc tính của chất lỏng và chúng có bản chất hoá lý đặc biệt riêng. Lực trượt giữa các lớp màng mỏng, hoặc lực cắt của màng phân cách là rất nhỏ.

3. *Ma sát lỏng* là ma sát với chất bôi trơn lỏng. Đối với loại ma sát này, quy luật Niuton luôn đúng và cho phép xác định lực ma sát như sau:

$$T = \frac{\eta S v}{h}, \quad (3.1)$$

trong đó: T –lực ma sát; η –độ nhớt; S –diện tích bề mặt trượt; v –vận tốc chuyển dịch tương đối giữa hai vật; h –chiều dày lớp bôi trơn.

Các kết quả nghiên cứu cho thấy trong cán thép tồn tại ma sát giới hạn, đôi khi còn gọi là ma sát bán khô. Đầu thế kỷ XVII (1699) Amonton đã đưa ra định luật ma sát khô:

$$T = f.N; \quad (3.2)$$

trong đó: T –lực ma sát; N –lực pháp tuyến; f –hệ số ma sát.

Công thức (3.2) còn gọi là định luật áp lực pháp tuyến, nó được biết đến nhiều với tên định luật Amonton-Kulông. Tuy nhiên trong điều kiện gia công kim loại bằng áp lực, định luật này không hoàn toàn phù hợp.

Về nguyên tắc, khái niệm hệ số ma sát không phản ánh bản chất vật lý của quá trình ma sát, đặc biệt trong điều kiện gia công kim loại bằng áp lực.

Tuy nhiên trong đại đa số các công thức xác định lực cán và các thông số khác, hệ số ma sát được sử dụng trên cơ sở định luật Amonton-Kulong đã làm cho việc tính toán trở nên đơn giản. Trong các công thức này, hệ số ma sát phản ánh một giá trị trung bình của các điều kiện ma sát trong những trường hợp cụ thể nào đó. Hệ số ma sát thực chất là một hàm rất phức tạp, về mặt lý thuyết chưa có một công thức giải tích nào đáp ứng yêu cầu. Các công thức thực nghiệm xác định hệ số ma sát như một hàm của các thông số riêng biệt khác nhau, không thể đúng cho mọi trường hợp.

3.2. LÝ THUYẾT MA SÁT GIỚI HẠN

Định luật ma sát Amonton (3.2) là định luật đơn giản nhất nhưng không phản ánh đầy đủ sự phức tạp của quá trình. Năm 1781, Kulong đưa ra công thức khác để xác định lực ma sát

$$T = fN + A, \quad (3.3)$$

trong đó: fN –thành phần lực ma sát chịu ảnh hưởng của lực pháp tuyến; A –thành phần chịu ảnh hưởng của lực liên kết phân tử (hoặc sự dính).

Định luật ma sát được B.V.Draghin hoàn thiện bằng cách bổ sung thành phần lực tổng hợp của sức hút bề mặt giữa hai vật tiếp xúc:

$$T = f(N + N_0), \quad (3.4)$$

trong đó: N_0 –lực tổng hợp sức hút phân tử của hai mặt tiếp xúc;

N – lực pháp tuyến;

f –hệ số ma sát.

Nếu mặt tiếp xúc thực (S_F) là rất lớn, thì giá trị N_0 cũng tăng, nên ta có thể viết

$$N_0 = P_0 S_F, \quad (3.5)$$

trong đó: P_0 –lực hút phân tử, tác dụng trên một đơn vị diện tích của bề mặt tiếp xúc thực; S_F –diện tích tiếp xúc thực giữa hai vật.

Khi đó biểu thức (3.5) có dạng

$$T = f(N + P_0 S_F). \quad (3.6)$$

Phương trình trên cho thấy khi không có tải thì lực ma sát vẫn tồn tại. Theo A.X.Akhmatov, lực hút tương tác giữa hai vật rắn giảm tỷ lệ nghịch với lũy thừa bậc bốn của khoảng cách giữa chúng, vì vậy, khi tồn tại lớp biên bôi trơn rất mỏng, sự tác động trực tiếp của phân tử không có vai trò quyết định đến giá trị độ lớn lực ma sát. Tuy vậy trường lực phân tử có ảnh hưởng đến sự phân bố và tính chất của lớp bôi trơn, trong trường hợp riêng, nó sắp xếp định hướng tinh thể chất bôi trơn.

Tất cả các công trình nghiên cứu về ma sát giới hạn đều xác nhận rằng, ma sát của chất bôi trơn, ngay cả khi chúng ở thể lỏng, có hành vi tương tự như vật rắn.

Xuất phát từ quan điểm trên, lực ma sát được xác định như một hàm của trở kháng của vật liệu:

$$T = \tau S_F, \quad (3.7)$$

trong đó: τ -độ bền cắt.

Biểu thị độ bền cắt của vật liệu (τ) bằng công thức gần đúng, ta có

$$\tau = \tau_0 + K\sigma_H, \quad (3.8)$$

trong đó: τ_0 -độ bền cắt của vật liệu khi $\sigma_H=0$; K -hệ số tỷ lệ, $K=d\tau/d\sigma$ (đối với kim loại $K=0,01-0,10$).

Thay thế giá trị của τ từ công thức (3.8), công thức (3.7) sẽ có dạng

$$T = \tau_0 S_F + K S_F \sigma_H$$

hoặc, nếu lấy giá trị σ_H bằng ứng suất pháp trung bình, khi đó $S_F \sigma_H = N$ và từ công thức trên ta nhận được

$$T = \tau_0 S_F + KN. \quad (3.9)$$

Số hạng đầu của định luật này thể hiện sự phụ thuộc của lực ma sát vào diện tích tiếp xúc, trong đó áp lực là độ bền cắt của vật liệu. Số hạng thứ hai thể hiện sự thay đổi độ bền cắt của vật liệu khi thay đổi trạng thái ứng suất.

Tồn tại một số giải thích khác về bản chất của lực ma sát. Ví dụ cơ chế ma sát giới hạn còn được trình bày trong lý thuyết ma sát hàn. Theo lý thuyết này, trong quá trình trượt sẽ xảy ra hiện tượng cắt các liên kết kim loại tại các điểm tiếp xúc và lân cận của chúng, khi đó vật liệu cứng hơn tiếp tục được nhấn sâu cho đến khi diện tích tiếp xúc lớn đủ để chịu chất tải.

Tác giả J.Ming 1950, đã phát triển lý thuyết này và đưa ra sự thay đổi thứ tự các hiện tượng: trước tiên xuất hiện biến dạng dẻo các mòm nhô cao, sau đó chúng kết nối với nhau, thậm chí chuyển dịch do có lực cắt, đôi khi kết dính và hàn liền. Điều này liên quan đến hiện tượng tăng nhiệt. Tác giả cho rằng, các lớp bôi trơn khác nhau cản trở quá trình hàn lại.

3.3. CÁC PHƯƠNG PHÁP XÁC ĐỊNH HỆ SỐ MA SÁT

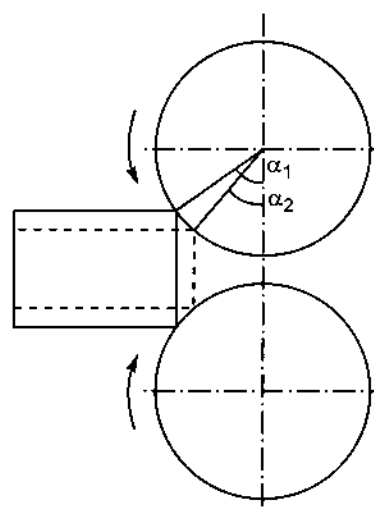
Hệ số ma sát không chỉ phụ thuộc vào trạng thái bề mặt và điều kiện tiếp xúc như chất lượng phôi thép cán, nhiệt độ cán, sự hiện diện của các loại oxit, bản chất các loại bôi trơn, áp lực, tốc độ cán, mà còn phụ thuộc vào đặc tính quá trình trượt. Chính vì vậy cần phân biệt có ba loại hệ số ma sát, chúng không giống nhau trong các điều kiện cán khác nhau. Tồn tại hệ số ma sát trong quá trình ăn phôi vào trục $-f_z$, khi trượt trơn $-f_B$, và khi cán ổn định $-f_y$.

1. Xác định hệ số ma sát ăn phôi f_z bằng phương pháp đo góc ăn giới hạn.

Phương pháp này được áp dụng rộng rãi trong điều kiện phòng thí nghiệm cũng như trong công nghiệp. Kích thước thời phôi (mẫu thí nghiệm) được giữ nguyên và khe hở giữa hai trục được thay đổi (H. 21). Khi đó các góc ăn (góc tiếp xúc) sẽ khác nhau.

Nếu như ở lần thứ nhất và thứ hai, ta có $\alpha_1 > \alpha_2$, phôi không ăn vào trục thì sau khi tăng khoảng cách giữa hai trục tại lần thứ n , góc ăn giảm xuống và ta có $\alpha_n = \beta_z$. Thời điểm các góc đó bằng nhau là lúc thời phôi có động thái thay đổi tốc độ. Như vậy vào lúc đó ta có $\alpha = f_z = \tan \beta_z$.

Bằng phương pháp góc ăn giới hạn, C. Ekelun đã xác định hệ số ma sát trong cán nóng các mẫu thép có thành phần cac bon 0,15%. Mẫu có tiết diện 10x225 mm, cán dựng nghiêng phôi trong lỗ hình nhọn, kiểu mũi tên với khoảng cách khe hở trục giãn rộng dần. Nhiệt độ cán từ 700°C trở lên, đường kính trục $D=427$ mm.



Hình 21. Sơ đồ xác định góc ăn giới hạn để xác định hệ số ma sát

Trên cơ sở các thí nghiệm, tác giả đưa ra công thức xác định hệ số ma sát căn cứ vào nhiệt độ, đối với trục thép có bề mặt thô:

$$f_z = 1,05 - 0,0005t. \quad (3.10)$$

Đối với trục gang tôi bề mặt:

$$f_z = 0,8(1,05 - 0,0005t). \quad (3.11)$$

Xuất phát từ hiện tượng giảm hệ số ma sát khi tăng tốc độ cán, A.Geley (1955) đã đưa ra công thức tính hệ số ma sát cho trục thép phụ thuộc vào nhiệt độ và tốc độ cán:

$$f_z = 1,05 - 0,0005t - 0,056v, \quad (3.12)$$

đối với trục gang đã qua xử lý nhiệt (tôi):

$$f_z = 0,94 - 0,0005t - 0,056v, \quad (3.13)$$

đối với trục thép và trục gang đã qua nhiệt luyện tôi và đánh bóng bề mặt:

$$f_z = 0,82 - 0,0005t - 0,056v, \quad (3.14)$$

trong đó: v – tốc độ trục cán, m/s;

t – nhiệt độ cán, $^{\circ}\text{C}$.

Các công thức trên xác định cho trường hợp cán khi $t > 700^{\circ}\text{C}$ và $v < 5 \text{ m/s}$.

Có thể nói, công thức (3.10) cho giá trị hệ số ma sát khi ăn phôi, cao hơn thực tế đòi chút.

V.P. Bakhtinov và M.M. Sternov đã khuyến cáo sử dụng công thức (3.10) và đưa thêm vào các hệ số K_1 , K_2 và K_3 . Tuy nhiên việc chọn hệ số K_1 chỉ hạn chế trong phạm vi các trục thép và gang không đánh bóng, hơn nữa đại lượng K_3 đưa ra không phù hợp vì nó lấy theo độ giãn nở.

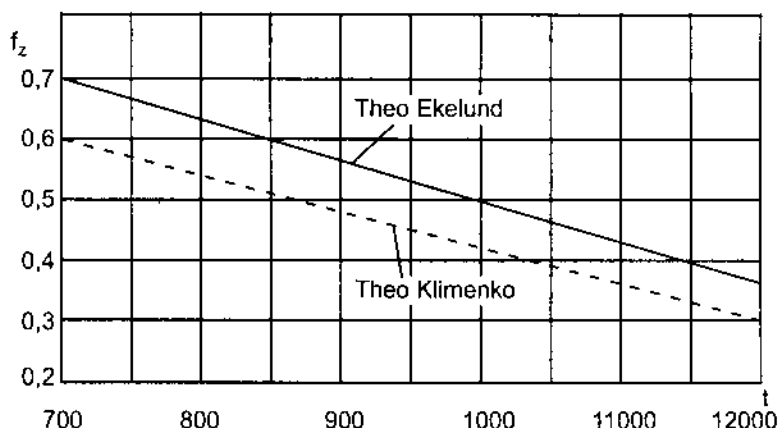
Qua kết quả nghiên cứu thực nghiệm trên máy $D = 330 \text{ mm}$, cán phôi thép cac bon (thành phần C: 0,05 – 0,12%) bằng phương pháp góc ăn giới hạn (H.22), B. M. Klimenco đã đưa ra công thức tính hệ số ma sát cho trục thép có độ nhẵn bề mặt $\nabla 2$:

$$f_z = 0,877 - 0,00039t, \quad (3.15)$$

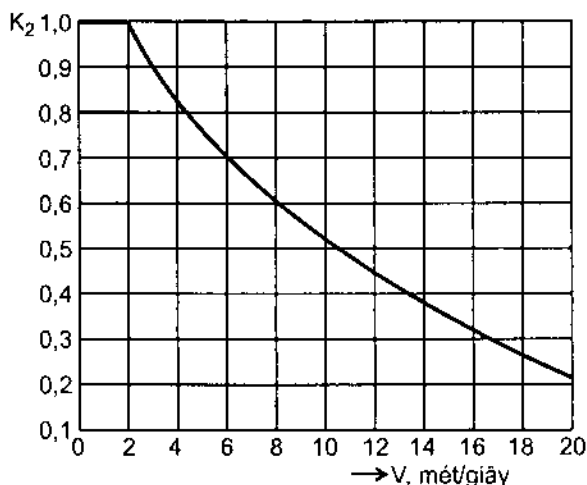
hoặc có tính đến các hệ số như sau:

$$f_z = K_1 K_2 K_3 (0,877 - 0,00039.t), \quad (3.16)$$

trong đó: K_1 – hệ số ảnh hưởng bề mặt trục và kim loại. Theo B.P.Bakhtinov: đối với trục thép $K_1 = 1,1 \div 1,3$; trục gang có độ cứng trung bình $K_1 = 1,0 \div 1,1$; trục gang cán hình $K_1 = 0,8$; trục cán tấm có đánh bóng $K_1 = 0,6 \div 0,7$. Đối với trục bằng thép ($\nabla 2$) $K_1 = 1$. Theo số liệu của B.M.Klimenko, đối với trục thép có khía



Hình 22. Ảnh hưởng của nhiệt độ cán đến hệ số ma sát trong quá trình ăn kim loại vào trục



Hình 23. Đồ thị xác định hệ số K_2 trong công thức tính hệ số ma sát (3.16)

để tăng độ nhám thì $K_1=1,1\div 1,2$; hệ số K_2 – ảnh hưởng của tốc độ cán có thể lấy theo đồ thị (H.23); hệ số K_3 – ảnh hưởng của thành phần hoá học thép cán (bảng 1).

Bảng 1 – Hệ số ảnh hưởng của thành phần hoá học thép cán K_3

Mác thép	Ct.3	20	40	Y10	A12	A20	A40	30ГCА	X18H9	ЭУ94	ИХ15
Hệ số K_3	1	0,95	0,88	0,82	0,85	0,80	0,70	0,80	1,05	0,85	1,10

Bảng 2 trình bày số liệu thực nghiệm, xác định hệ số ma sát ăn mòn khi cán nóng kim loại mẫu, có thể dùng để so sánh với các giá trị tính toán theo công thức.

Bảng 2. Hệ số ma sát ăn mòn khi cán nóng kim loại mẫu

Kim loại	Nhiệt độ, °C	f_z
Đồng	900	0,52
Đồng thau 62	800	0,45
Đồng thau 68	800	0,38
Đồng trắng HM-81	950	0,4
Nikel	1100	0,4

Hệ số ma sát khi ăn mòn của quá trình cán nguội đối với thép cac bon (0,08%C) được trình bày trong bảng 3.

Bảng 3. Hệ số ma sát ăn mòn khi cán nguội đối với thép cac bon (0,08%C)

Điều kiện cán*	f_z
Trục khô	0,138 – 0,147
Bôi trơn bằng dầu hoả	0,147 – 0,154
Bôi trơn bằng nhũ tương (10%)	0,126 – 0,134

* Trục cán được đánh bóng, tốc độ trục –0,3 m/s.

2. Xác định hệ số ma sát trượt – f_B

Trong trường hợp trượt trơn, phôi kim loại đứng yên và trục cán quay trượt trên bề mặt kim loại, hệ số ma sát trong điều kiện này sẽ khác so với hệ số ma sát quá trình ăn mòn và hệ số ma sát quá trình cán ổn định. Hệ số ma sát trượt có thể xác định bằng hai phương pháp, dựa trên cơ sở ghi nhận điều kiện cán, trong đó quá trình cán ổn định chuyển sang trượt trơn.

a) Phương pháp cán phôi mẫu hình nêm hoặc giảm khoảng cách khe hở trục

Khi cán phôi có dạng hình nêm hoặc giảm khoảng cách khe hở trục thì lượng ép tuyệt đối tăng, góc ăn tăng dần cho đến khi xảy ra hiện tượng quay trơn. Căn cứ vào kích thước phôi cán ta có thể xác định lượng ép tuyệt đối:

$$\Delta h = h_0 - h_1.$$

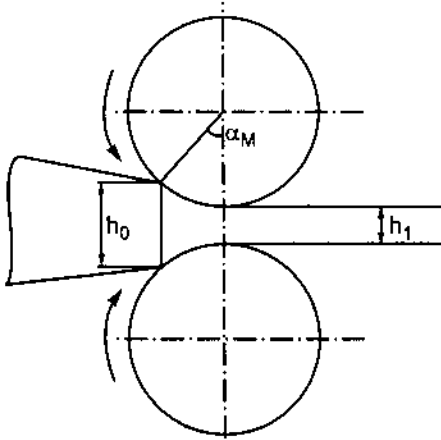
Công thức tính góc ăn α (chương 1) có thể dùng để xác định góc ăn lớn nhất (α_M) khi xảy ra trượt trơn

$$\cos \alpha_M = \frac{D - \Delta h}{D},$$

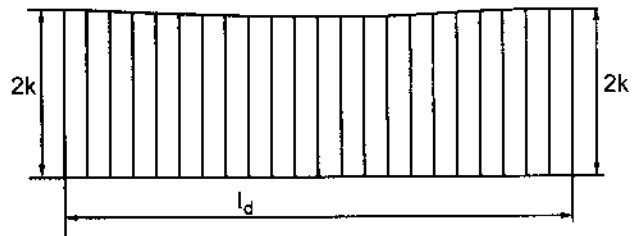
và hệ số ma sát được tính theo công thức:

$$f_B = \operatorname{tg}(\psi \alpha_M), \quad (3.17)$$

trong đó: $\psi = \beta / \alpha_M$, hệ số đặc trưng cho vị trí điểm đặt lực tổng hợp của áp lực kim loại lên trục.



Hình 24. Sơ đồ cân xác định hệ số ma sát trượt.



Hình 25. Biểu đồ phân bố ứng suất trên mặt tiếp xúc khi trượt trơn

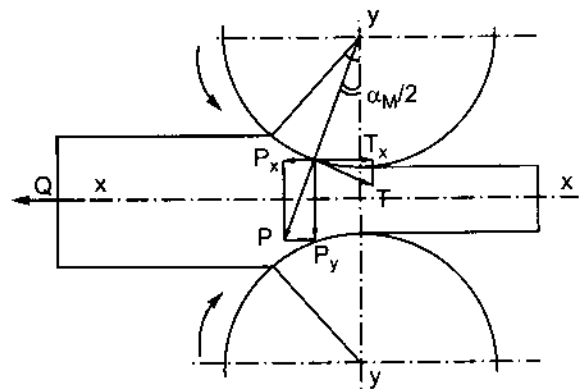
Tại thời điểm xảy ra trượt trơn, áp lực phân bố đồng đều trên cung tiếp xúc (H.25), chính vì vậy có thể lấy hệ số xác định điểm đặt lực tổng hợp ($n=2$) và $\psi=0,5$ nên suy ra:

$$f_B = \operatorname{tg}(\alpha_M/2).$$

b) Phương pháp hãm phôi cán phía sau

Phương pháp thứ hai xác định hệ số ma sát khi trượt trơn là xác định lực nằm ngang Q , sao cho thỏi phôi – mẫu cán bị hãm lại (H.26). Từ phương trình cân bằng lực trên hướng cán ta có thể xác định hệ số ma sát f_B .

Lực kéo được đo bằng dụng cụ đo đặt trong cơ cấu kim kẹp. Lực cán đo bằng cảm biến đặt dưới vít nén. Các thông số của đồng hồ đo chỉ được lấy vào thời điểm bắt đầu xảy ra quay trơn.



Hình 26. Sơ đồ lực tác dụng khi phôi bị hãm phía sau.

Khi thiết lập phương trình cân bằng, cần giả thiết áp lực phân bố đều nên điểm đặt lực tổng hợp nằm giữa cung tiếp xúc. Áp dụng định luật ma sát Amonton-Kulong ta có:

$$\sum \bar{X} = 2T_X - 2P_X - Q = 0,$$

hoặc là
$$2T \cos \frac{\alpha_M}{2} - 2P \sin \frac{\alpha_M}{2} - Q = 0.$$

Giải phương trình trên đối với f_B

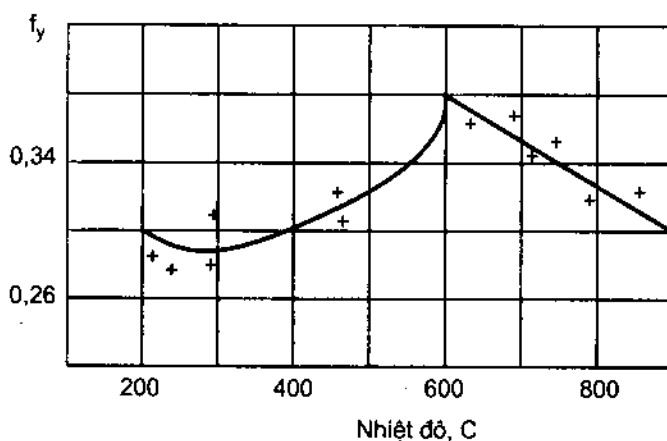
$$f_B = \operatorname{tg} \frac{\alpha_M}{2} + \frac{Q}{2P \cos \frac{\alpha_M}{2}}.$$

Vì
$$P = \frac{P_Y}{\cos \frac{\alpha_M}{2}},$$

cho nên
$$f_B = \operatorname{tg} \frac{\alpha_M}{2} + \frac{Q}{2P_Y}, \quad (3.18)$$

trong đó: P_Y – thành phần lực cân theo phương thẳng đứng, đo được bằng cảm biến dưới vít nén.

Phương pháp này phức tạp hơn phương pháp trước và kém chính xác, bởi vì lực hãm đã ảnh hưởng trực tiếp tới vị trí điểm đặt của lực tổng hợp. Chính vì vậy công thức (3.18) cho kết quả thấp hơn so với thực tế. Grudev (1958), đã hoàn thiện và tăng cường độ chính xác của phương pháp này. Nghiên cứu hệ số ma sát bằng phương pháp kim kéo được trình bày trong [14]. Hình 27 thể hiện số liệu thực nghiệm của công trình này khi cán thép có thành phần cac bon $C=0,5-0,8 \%$. Tác giả của tài



Hình 27. Sự thay đổi hệ số ma sát phụ thuộc vào nhiệt độ kim loại (I.M. Pavlov và N.N. Gena).

liệu này đã có nhầm lẫn (tác giả đã gọi hệ số ma sát trượt trơn là hệ số ma sát ổn định f_y).

3. Các phương pháp xác định hệ số ma sát khi cán ổn định - f_y

a) Phương pháp xác định bằng độ vượt trước

Từ công thức tính lượng vượt (xem chương 4)

$$S = \frac{[h_1 + D(1 - \cos \gamma)] \cos \gamma - h_l}{h_l},$$

ta có công thức tính góc trung hoà như sau:

$$\cos \gamma = \frac{D + h_1}{2D} + \sqrt{\left(\frac{D + h_1}{2D}\right)^2 - \frac{h_1}{D}(1 + S)},$$

trong đó: S – độ vượt trước, %;

h_1 – chiều dày sau lần cán;

γ – góc trung hoà;

D – đường kính trục cán.

Độ vượt trước được xác định bằng thực nghiệm. Áp dụng quan hệ giữa α_K , β_y và γ (chương 4), có thể xác định góc ma sát

$$\beta_y = \frac{\alpha_K^2}{2(\alpha_K - 2\gamma)},$$

suy ra $f_y = \operatorname{tg} \beta_y$.

Phương pháp xác định rất đơn giản và thuận tiện, vì độ vượt trước có thể xác định bằng phương pháp đo trực tiếp (xem chương 4). Chính vì vậy phương pháp độ vượt trước thường được áp dụng để xác định hệ số ma sát trong quá trình cán nguội.

Tuy nhiên phương pháp này cũng tồn tại nhược điểm là quan hệ giữa α_K , β_y và γ được đưa ra với nhiều giả thiết đơn giản hoá như: không có biến dạng ngang, toàn bộ cung tiếp xúc là vùng trượt, áp dụng định luật ma sát Amonton-Kulong, điểm đặt lực tổng hợp nằm giữa cung tiếp xúc và giả thiết tiết diện phẳng được áp dụng.

Khi sử dụng số liệu thực nghiệm đối với độ vượt, cần lưu ý rằng chúng không có độ tin cậy an toàn. Điều đó có thể giải thích như sau: vì độ vượt trước nhỏ và có rất nhiều yếu tố ảnh hưởng tới góc trung hoà γ , chưa được tính đến. Nguyên nhân này đã làm cho kết quả nghiên cứu sai khác nhau nhiều.

b) Phương pháp ép giới hạn (góc ăn lớn nhất)

Trong phương pháp này có thể cán các mẫu dạng hình côn, hình chữ nhật với khe hở giữa hai trục khác nhau, hình chữ nhật bậc thang hoặc hình chữ nhật có chiều rộng thay đổi (trường hợp cán nguội). Các mẫu được cán bằng phương pháp tăng dần lượng ép cho đến khi trục bị quay trơn, các thông số xác định tại thời điểm trước khi xảy ra quay trơn.

Hệ số ma sát có thể tìm từ điều kiện $\alpha_{Y_{\max}} = n \cdot \beta_y$,

trong đó $\alpha_{Y_{\max}}$ – góc tiếp xúc lớn nhất trong quá trình cán ổn định, tương ứng với thời điểm trục bị quay trơn trên phôi; β_y – góc ma sát của quá trình ổn định; n – hệ số, bằng tỷ số giữa hai góc tiếp xúc và góc ở tâm của lực tổng hợp tất cả áp lực hướng kính.

Trong tất cả các công trình nghiên cứu, hệ số n thường được lấy $n = 2$, tương ứng với trường hợp áp lực phân bố đều trên cung biến dạng:

$$\alpha_{Y_{\max}} = 2\beta_y.$$

Góc ăn cực đại

$$\alpha_{y\max} = \arccos\left(1 - \frac{\Delta h_{\delta}}{D}\right),$$

trong đó: Δh_{δ} - lượng ép tuyệt đối tại thời điểm xảy ra hiện tượng quay tròn.

Lượng ép được đo tại thời điểm trước khi xảy ra quay tròn (trên mẫu cán luôn để lại vết nhìn thấy), vì tại thời điểm ấy sự phân bố ứng suất trên cung biến dạng và cơ chế trượt tương ứng quá trình cán ổn định.

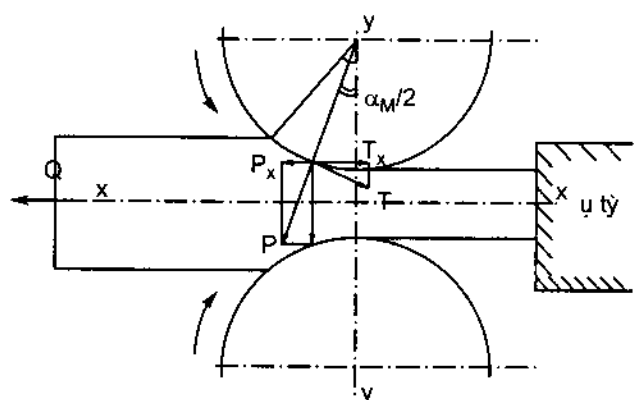
Hệ số ma sát được xác định như sau

$$\beta_y = \arctg f_y,$$

hoặc $f_y = \tg \alpha_{y\max}/2.$

c) Phương pháp môment quay

Phương pháp dựa vào việc đo lực ma sát căn cứ vào môment quay của trục khi cán có lượng vượt trước gần bằng không. Phương pháp được trình bày trong tài liệu D. Blad và H. Ford. Bản chất của phương pháp là hãm mẫu cán trên trục. Ví dụ hãm bằng ụ tỳ thủy lực (H. 28), hoặc dùng lực kéo căng phía trước và sau tăng dần cho đến khi tiết diện trung hoà đạt tới vị trí đường nối tâm trục, khi đó lực ma sát trên bề mặt tiếp xúc chỉ có tác dụng về một hướng.



Hình 28. Sơ đồ xác định hệ số ma sát quá trình cán ổn định theo môment quay.

Môment cán có thể xác định theo công thức:

$$M_q = TR = f_y P_H R.$$

Suy ra

$$f_y = \frac{M_q}{P_H R}, \quad (3.19)$$

trong đó P_H -áp lực pháp tuyến lên trục cán.

Môment quay được xác định bằng thực nghiệm. Áp lực pháp tuyến P_H không thể đo bằng thực nghiệm vì chúng chỉ là một thành phần của lực tổng hợp. Thành phần lực tác dụng trên phương thẳng đứng $P_B = P_Z + T_Z$, đo được bằng cảm biến dưới vít nén.

Theo A.P.Trecmarev ta có

$$P_H = \frac{P_z}{\cos \varphi}; \quad P_z = P_b - T_z;$$

$$T_z = \frac{M_{kp}}{R} \sin \varphi; \quad P_z = P_b - \frac{M_{kp}}{R} \sin \varphi.$$

Từ đây ta có lực pháp tuyến

$$P_H = \frac{P_b}{\cos \varphi} - \frac{M_{kp}}{R} \operatorname{tg} \varphi.$$

Thế biểu thức này vào phương trình (3.19), ta có:

$$f_y = \frac{M_{kp}}{p_b R \left(\frac{1}{\cos \varphi} - \frac{M_{kp}}{P_b R} \operatorname{tg} \varphi \right)},$$

trong đó p_z – thành phần lực ma sát trên phương thẳng đứng;

p_b – áp lực kim loại lên trục đo được bằng cảm biến.

Trên thực tế ta có biểu thức

$$\left(\frac{1}{\cos \varphi} - \frac{M_{kp}}{P_b R} \operatorname{tg} \varphi \right) \approx 1,$$

vì vậy có thể viết

$$f_y = \frac{M_{kp}}{P_b R}. \quad (3.20)$$

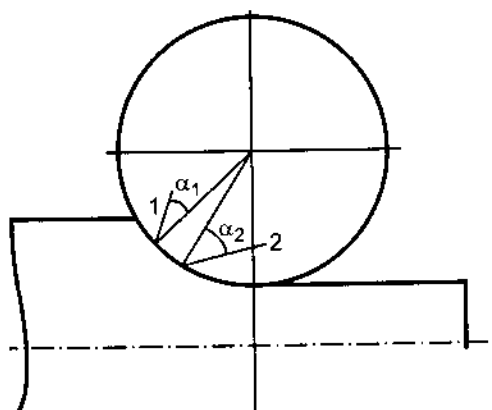
d) Xác định hệ số ma sát theo biểu đồ phân bố áp lực và ứng suất ma sát

Áp lực pháp tuyến khi cán và ứng suất của lực ma sát trong vùng biến dạng được đo cùng lúc bằng loại cảm biến điểm đặt trong thân trục cán theo các hướng khác nhau (H.29).

Lập tỷ lệ ứng suất ma sát và áp lực pháp tuyến đo được bằng cảm biến như sau:

$$\frac{\tau_x}{p_x} = \frac{P_1 \sin \alpha_1 - P_2 \sin \alpha_2}{P_1 \cos \alpha_1 - P_2 \cos \alpha_2}. \quad (3.21)$$

Phương pháp này cho phép không những đo tỷ lệ lực ma sát và áp lực pháp tuyến mà còn xác định được sự phân bố áp lực trên cung tiếp xúc. Phương pháp đo áp lực pháp tuyến và ma sát bằng cảm biến điểm trên cung tiếp xúc được nhiều tác giả độc lập nhau đề xuất như Roien và Bekofen năm 1957, A.P.Trecmarev và P.L.Klimenko năm 1958.

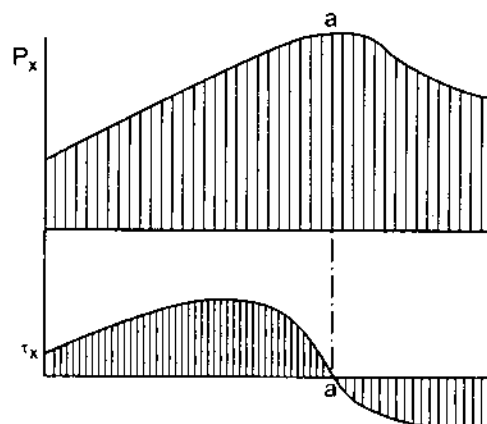


Hình 29. Sơ đồ đặt cảm biến trong thân trục cán để đo áp lực của kim loại tác dụng lên trục.

Hình 30 là biểu đồ áp lực p_x và τ_x trên cung tiếp xúc của vùng biến dạng.

Chia diện tích biểu đồ ứng suất lực ma sát cho diện tích biểu đồ ứng suất pháp tuyến trên bề mặt tiếp xúc của kim loại với trục ta nhận được hệ số ma sát trung bình cho toàn bộ mặt tiếp xúc của vùng biến dạng.

Nếu chia từng phần diện tích riêng tương ứng của hai biểu đồ cho nhau ta có hệ số ma sát của từng miền riêng biệt trên cung tiếp xúc giữa kim loại với trục. Giả thiết không có vùng dính, tại tiết diện trung hoà lực ma sát đối dấu và giá trị của chúng bằng zero. Hệ số ma sát ảnh hưởng đến lực cán và mômen cán, thông qua hệ số ma sát, rất nhiều yếu tố khác cũng ảnh hưởng một cách gián tiếp đến các thông số năng lượng.

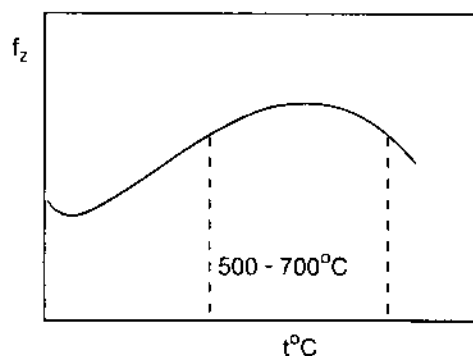


Hình 30. Biểu đồ phân bố ứng suất pháp và ứng suất tiếp.

a-a- đường trung hoà

3.4. CÁC YẾU TỐ ẢNH HƯỞNG ĐẾN HỆ SỐ MA SÁT

1. **Ảnh hưởng của nhiệt độ cán.** Tác giả [13] đã đề xuất đường cong thay đổi hệ số ma sát như một hàm của nhiệt độ (H.31). Trong khoảng nhiệt độ lớn hơn 700° hệ số ma sát giảm. Hiện tượng này có thể giải thích như sau. Khi tăng nhiệt độ, tính dẻo của kim loại cũng tăng, trở kháng cắt của các môm nhô trên bề mặt tiếp xúc của kim loại giảm. Chính vì vậy khi bề mặt trục trượt trên kim loại thì lực tiếp tuyến cần thiết để cắt các môm nhô giảm xuống. Ngoài ra tỷ lệ độ cứng của kim loại và độ cứng của các oxit giảm nên cản trở khả năng tiếp cận của hai kim loại phối và kim loại trục.



Hình 31. Sự phụ thuộc của hệ số ma sát vào nhiệt độ kim loại cán.

Sự giảm hệ số ma sát khi tăng nhiệt độ còn liên quan đến sự giảm thành phần oxit sắt hai (FeO) và tăng thành phần oxit sắt từ (Fe_3O_4) trong xỉ. Thành phần FeO và Fe_3O_4 quyết định độ bền, nghĩa là độ chống phá của xỉ trong quá trình biến dạng giữa hai trục.

Kết quả nghiên cứu của V.H. Guliaev cho thấy, độ bền của Fe_3O_4 hầu như lớn hơn độ bền của FeO gấp 100 lần. Rõ ràng khi tăng thành phần Fe_3O_4 trong xỉ thì độ bền của nó sẽ tăng theo, sự phá huỷ chúng khó hơn và khả năng tiếp cận kim loại sạch với nhau khó hơn [3].

Ngoài ra, các tài liệu kỹ thuật cũng đưa ra kết quả nghiên cứu tương tự về sự phụ thuộc của hệ số ma sát vào nhiệt độ, cụ thể là giảm trong phạm vi $800-1200^{\circ}\text{C}$.

2. Ảnh hưởng của thành phần hoá học phối cân

Ảnh hưởng của thành phần hoá học kim loại cán đến hệ số ma sát thể hiện rõ nét đối với trường hợp cán nóng. Trong trường hợp này rất nhiều yếu tố phụ thuộc vào thành phần hoá học như tính chất lớp oxit bề mặt, lực liên kết xỉ với kim loại, tốc độ oxy hoá, độ dẫn nhiệt của kim loại có liên quan đến điều kiện nhiệt bề mặt tiếp xúc, trở kháng biến dạng của kim loại (áp lực, ảnh hưởng trực tiếp đến điều kiện ma sát) và v.v...[14].

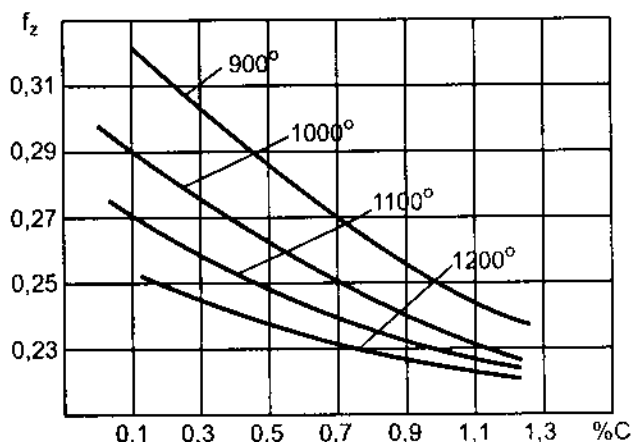
Nhiều nhà nghiên cứu đi đến kết luận rằng, khi tăng thành phần cacbon trong thép thì hệ số ma sát giảm xuống (H.32 và 33).

Các nhà nghiên cứu cho rằng hệ số ma sát giảm là do áp lực kim loại lên trục tăng và có sự thay đổi trạng thái của xỉ trên bề mặt kim loại. Tác giả tài liệu [14] đã nghiên cứu trạng thái ma sát ngoài khi cán các loại thép khác nhau (A12, A20, A40; hợp kim 30XГCA, X18H9, ЭИ94).

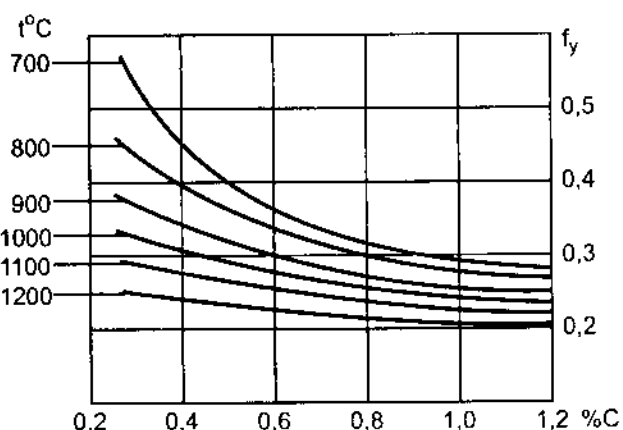
Mỗi mác thép có điểm cực đại khác nhau của hệ số ma sát trên đồ thị phụ thuộc vào nhiệt độ. Ví dụ, đối với mác thép A20 điểm cực đại tương ứng với nhiệt độ $\approx 820^{\circ}\text{C}$, đối với thép X18H9 – nhiệt $\approx 1000^{\circ}\text{C}$. Khi viết về ảnh hưởng của thành phần hoá học đến hệ số ma sát tác giả công trình [14] nhấn mạnh rằng, trong khoảng nhiệt độ $700-1000^{\circ}\text{C}$ các loại thép cứng có hệ số ma sát nhỏ hơn các loại thép mềm.

Trên H.34, đường cong 1 tương ứng với thép Ct.20, 2-A20; 3 – 30XГCA; 4 – X18H9; 5 – ЭИ94.

Trong khoảng nhiệt $1000-1200^{\circ}\text{C}$ yếu tố độ cứng không còn có tác dụng ảnh hưởng đến ma sát mà sự thay đổi hệ số ma sát chủ yếu do ảnh hưởng của xỉ, độ mềm và khả năng nóng chảy của xỉ khác nhau đối với từng loại thép.



Hình 32. Sự phụ thuộc hệ số ma sát ăn mòn vào thành phần cacbon của kim loại khi nhiệt độ cán khác nhau.



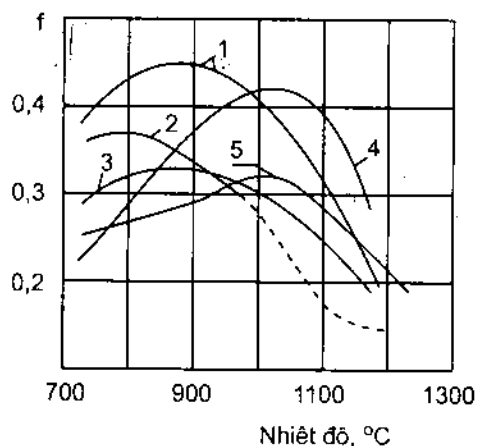
Hình 33. Sự phụ thuộc của hệ số ma sát cán ổn định vào thành phần hoá học khi nhiệt độ khác nhau.

Ví dụ, các loại thép gia công tốc độ cao, trong khoảng nhiệt độ này có lớp xỉ dễ chảy lỏng và hệ số ma sát thấp, còn các loại thép khác như X18H9 và EI94 lại có xỉ khó nóng chảy.

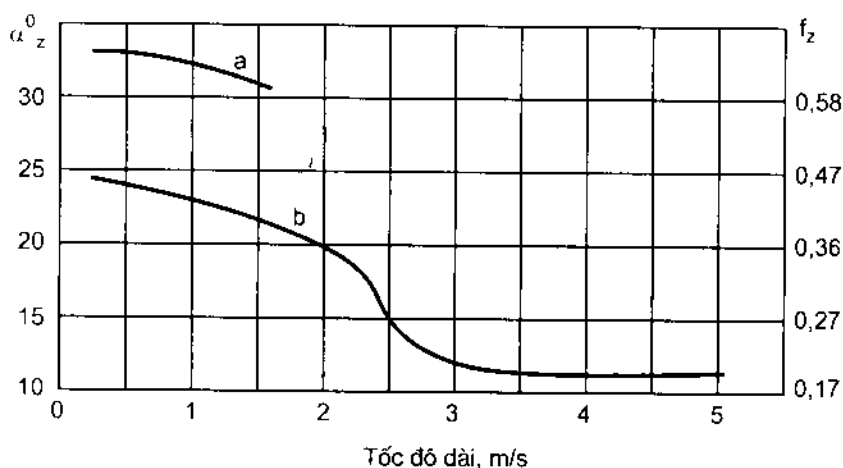
Trong các trường hợp trên, xỉ dễ nóng chảy đóng vai trò như là chất bôi trơn và làm giảm hệ số ma sát.

3. Ảnh hưởng của tốc độ cán

Kinh nghiệm nghiên cứu đầu tiên về sự phụ thuộc của hệ số ma sát vào tốc độ cán thuộc về Tafel và Snaidler với phương pháp góc ăn giới hạn. Thí nghiệm được tiến hành trên trục trụ tròn có khía rãnh với tốc độ dài của trục nhỏ dưới 5 m/s (H.35). Công trình nghiên cứu này đã xác định rằng khi tăng tốc độ trục thì khả năng ăn phôi vào trục sẽ khó hơn vì hệ số ma sát giảm.



Hình 34. Hệ số ma sát thay đổi phụ thuộc vào thành phần hoá học thép ở nhiệt độ khác nhau.

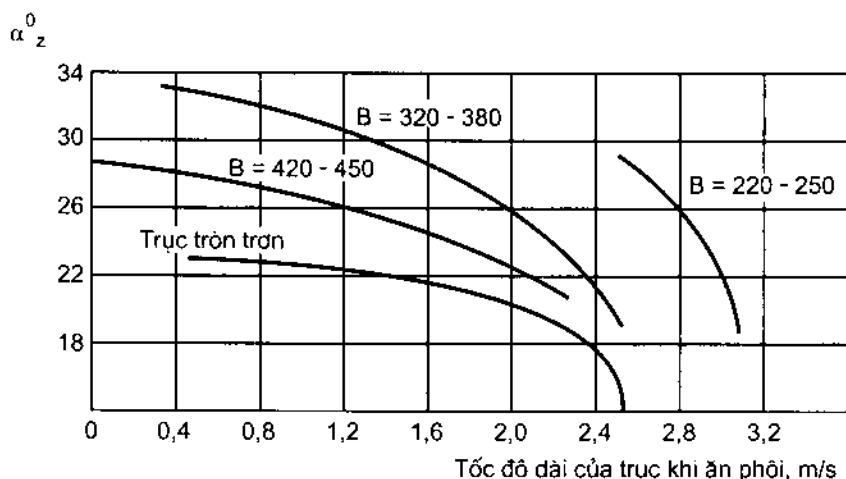


Hình 35. Sự phụ thuộc của góc ăn (hệ số ma sát khi ăn phôi) vào tốc độ dài của trục: a-trục cán hình trụ trơn; b-trục khía.

Hình vẽ cho thấy, sự giảm hệ số ma sát một cách đột biến khi ăn phôi, thể hiện rõ trong phạm vi tốc độ từ 2 đến 3 m/s. Điều kiện ăn phôi kém đi khi tăng tốc độ cũng được phát hiện trong các thí nghiệm khác của các nhà nghiên cứu. Tất cả đều khẳng định tính đúng đắn của đường cong trong hình vẽ.

Thí nghiệm nghiên cứu khả năng ăn phôi không chỉ được tiến hành trên trục trụ phẳng mà còn trên trục lỗ hình hộp khi cán phôi lớn -blumin (H.36). Đặc điểm của công trình nghiên cứu này không những chỉ khẳng định kết luận của Tafel và Snaidler đối với quá trình ăn phôi trên trục trụ phẳng, mà còn đúng trong trường hợp cán qua lỗ hình hộp của trục.

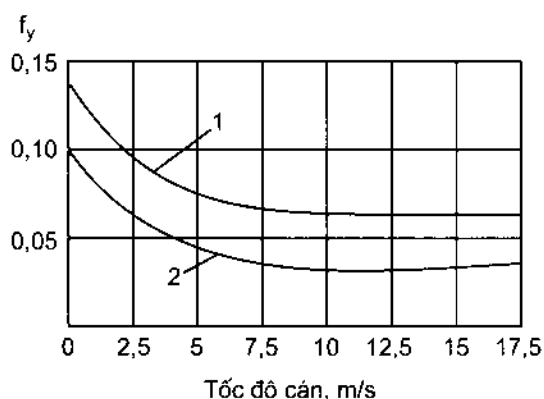
Các đường cong cho thấy, tất cả các trường hợp, trong phạm vi tốc độ trục từ 2-3 m/s có sự thay đổi góc ăn giới hạn.



Hình 36. Sự phụ thuộc của góc ăn giới hạn vào tốc độ dài của trục khi cán trên trục hình trụ trơn và cán trong lỗ hình hộp.

Ảnh hưởng của tốc độ cán đến hệ số ma sát trong quá trình cán ổn định được nhiều nhà nghiên cứu xem xét. Các kết luận đều nhấn mạnh rằng hệ số ma sát của quá trình cán ổn định giảm đáng kể khi tăng tốc độ cán.

Theo số liệu của M. Stoun khi tăng tốc độ của trục đến 6 m/s, hệ số ma sát cán nguội giảm từ 0,1-0,12 đến 0,023-0,05, nghĩa là giảm 2,5 – 4 lần. Nếu tiếp tục tăng tốc độ đến 17 m/s thì hệ số ma sát hầu như không đổi. H.37 biểu thị đường cong hệ số ma sát của quá trình cán ổn định, phụ thuộc vào tốc độ khi cán có bôi trơn. Hệ số ma sát trong trường hợp này được xác định bằng phương pháp môment quay.



Hình 37. Sự phụ thuộc của hệ số ma sát f vào tốc độ khi cán nguội có bôi trơn: 1-như dầu khoáng; 2-như dầu dừa.

Với điều kiện cán ổn định, lần đầu tiên tài liệu T.M.Golubev nêu lên ảnh hưởng của tốc độ trượt trung bình trong vùng biến dạng đến hệ số ma sát. Tác giả cũng cho rằng hàm chức năng $f_y = \varphi(V_c)$ đủ để biểu thị sự thay đổi điều kiện ma sát trong quá trình cán khi thay đổi tốc độ trục và lượng ép tuyệt đối ($\epsilon = \Delta h/h_0$). Theo số liệu của họ thì khi tăng tốc độ trượt thì hệ số ma sát giảm.

Các tác giả trên, khi xác định hệ số ma sát của quá trình cán ổn định đã đưa ra công thức:

$$f_y = f_0 \cdot z,$$

trong đó: f_0 là hệ số ma sát quy ước;

$$f_0 = (0,33-0,1.C)(1-0,16 V_c).$$

Bảng 4. Hệ số ảnh hưởng của chất bôi trơn K_c

Chất bôi trơn	Hệ số ma sát trung bình	Hệ số, K_c
Trục khô	0,086	1,55
Dầu máy	0,075	1,35
Dầu sợi	0,070	1,25
Nước	0,058	1,0
Nhũ (10%)	0,056	1,0
Dầu hoả	0,053	1,0
Dầu bông	0,051	0,9
Dầu thực vật	0,050	0,9
Dầu dừa	0,048	0,9

Giá trị z được xác định từ biểu thức:

$$\lg z = \frac{T_{ch} - t}{CV_c} 10^{-5},$$

trong đó: T_{ch} – nhiệt độ nóng chảy kim loại, bằng 1800-2250⁰C;

t – nhiệt độ kim loại cán;

C – thành phần cac bon trong thép, %;

V_c – tốc độ trượt, đặc trưng bởi cường độ dịch chuyển các phần tử kim loại trên bề mặt trục:

$$V_c \cong \frac{v_0 \Delta h}{3h_0}, \quad (v_0 \text{ – tốc độ dài của trục}).$$

Khi cán nguội, hệ số ma sát có thể được xác định bằng công thức, trong đó hệ số ảnh hưởng của tốc độ và chất bôi trơn. Một trong số các công thức đó được viết như sau:

$$f_y = K_c \left[0,07 - \frac{0,1v_0^2}{2(1 + v_0) + 3v_0^2} \right],$$

trong đó K_c – hệ số ảnh hưởng của chất bôi trơn và chọn theo bảng 4.

4. Ảnh hưởng của trạng thái bề mặt trục cán

Bề mặt trục cán có ảnh hưởng lớn đến giá trị của hệ số ma sát. Trạng thái bề mặt phụ thuộc vào vật liệu làm trục. Như đã biết, các loại trục thép mềm lại ăn kim loại vào trục dễ hơn các trục gang có tôi biến cứng bề mặt. Bề mặt của các trục cán bị bao phủ bởi một lớp oxit, mà cơ tính của nó cũng như độ dày được xác định bởi thành phần của vật liệu. Thành phần vật liệu còn có ảnh hưởng đến độ hao mòn nói chung và quá trình cháy bề mặt trong cán nóng nói riêng.

Sự kết dính kim loại cán vào bề mặt của trục cũng ảnh hưởng đến trị số ma sát (hiện tượng dính). Theo số liệu nghiên cứu, khi cán đông nóng trên trục mài thô thì hệ số ma

sắt bằng 0,269-0,329, nhưng cũng điều kiện cán như vậy và có kim loại dính trên bề mặt trục thì hệ số ma sát sẽ là 0,545 - 0,560 và tương tự như vậy khi cán nhôm nóng ta có 0,227-0,272 và 0,535-0,558.

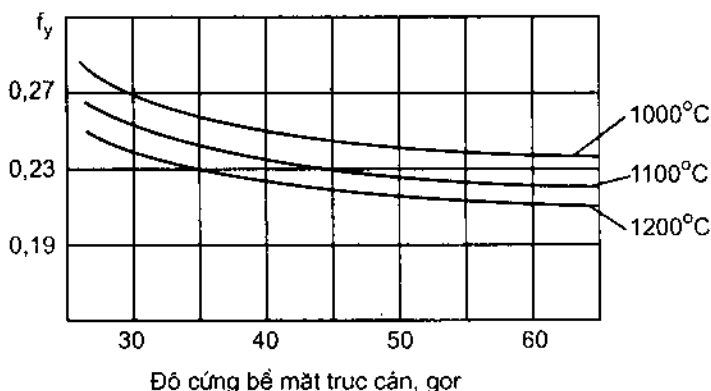
Bảng 5 thể hiện hệ số ma sát phụ thuộc vào trạng thái bề mặt trục khi cán nóng các kim loại mẫu[14].

Bảng 5. Hệ số ma sát phụ thuộc vào trạng thái bề mặt trục khi cán nóng các kim loại mẫu

Kim loại và nhiệt độ cán	Hệ số ma sát f_y		
	Trục mài thô	Khắc lưới nhám	Có dính kim loại
Đồng đỏ 750-850°C	0,269-0,329	0,416-0,420	0,545-0,560
Nhôm 400-500°C	0,227-0,272	0,423-0,466	0,535-0,558

Các đường cong trên H.38 thể hiện ảnh hưởng độ cứng bề mặt trục đối với hệ số ma sát của quá trình cán nguội khi cán thép Ct.3. Khi bề mặt trục có độ bóng càng cao thì hệ số ma sát càng giảm.

Trạng thái bề mặt trục trong quá trình làm việc thay đổi liên tục. Ví dụ, M.M.Gorensten có nhấn mạnh ba giai đoạn đặc trưng thay đổi trạng thái bề mặt khi cán nóng: giai đoạn đầu – sau khi gia công cơ khí; giai đoạn trung gian –sau xử lý với độ nhám nhỏ nhất; giai đoạn cuối và cũng là giai đoạn chính, lâu nhất –sau khi xuất hiện các vết xước cháy. Hệ số ma sát giai đoạn hai nhỏ nhất và tăng trong giai đoạn ba. Trạng thái bề mặt trục, chất lượng và hướng cán trong cán nguội ảnh hưởng mạnh đến hệ số ma sát.



Hình 38. Sự thay đổi hệ số ma sát trong cán ổn định phụ thuộc vào độ cứng bề mặt trục cán và nhiệt độ kim loại

5. Ảnh hưởng của trạng thái bề mặt phôi cán

Trạng thái bề mặt kim loại ảnh hưởng đến hệ số ma sát ở giai đoạn đầu. Sau đó bề mặt kim loại được là phẳng và trạng thái bề mặt kim loại phụ thuộc vào bề mặt trục cán.

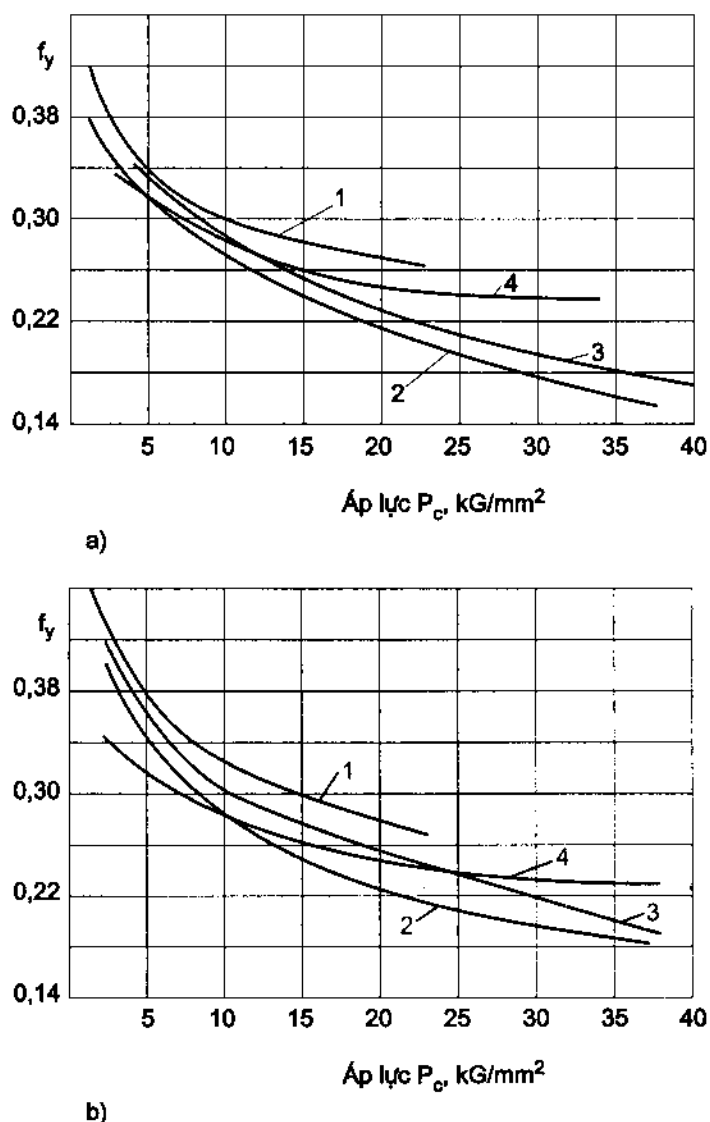
Các lớp oxit và xỉ trên bề mặt của kim loại cán có ảnh hưởng nhiều đến hệ số ma sát. Khi nhiệt độ đủ cao thì lớp oxit trở nên mềm hơn, có tính dẻo cao và đóng vai trò như là chất bôi trơn. Trong khi đó một số hạt xỉ cứng lại bị nhấn vào kim loại và làm cho chất lượng bề mặt xấu đi.

Lớp xỉ thứ nhất (xỉ lò) và lớp xỉ thứ hai (xỉ không khí), cách gọi tắt của các lớp xỉ sinh ra trong lò và ngoài không khí, có ảnh hưởng khác nhau đến điều kiện ma sát. Theo A.A.Dinik, lớp xỉ thứ hai làm cho hệ số ma sát của quá trình cán ổn định cao hơn.

Để hiểu rõ vai trò của oxit, người ta đã nghiên cứu ảnh hưởng của độ chân không đến hệ số ma sát tiếp xúc. Theo số liệu nghiên cứu thì hệ số ma sát khi cán nikel và nhôm trong chân không 10^{-5} mm cột thủy ngân, cao hơn gấp 1,5-2,2 lần khi cán ngoài không khí. Trong khi đó hệ số ma sát khi cán titan cũng trong độ chân không như vậy nhỏ hơn 2 lần so với khi cán ngoài không khí. Ảnh hưởng của độ chân không đến hệ số ma sát như trên được giải thích bởi những thuộc tính cơ lý khác nhau của từng loại vật liệu.

6. Ảnh hưởng của áp lực kim loại lên trực cán

Hiện nay, có nhiều tác giả đã nghiên cứu quan hệ giữa hệ số ma sát và áp lực kim loại lên trực. Trong tài liệu [14], hệ số ma sát được xác định khi cán kim loại kép ba lớp với những lớp phủ là đồng, nhôm, sắt và đồng thau. Để có được áp lực khác nhau với lớp phủ như nhau, vật liệu lớp giữa được thay thế khác nhau. Kết quả thí nghiệm cho thấy hệ số ma sát giảm một cách rõ nét khi áp lực kim loại lên trực tăng. Điều này được quan sát thấy trong cả hai trường hợp: cán với trực có bôi trơn và trực khô. Hiện tượng này có thể được giải thích như sau. Khi tăng áp lực các móm lỗi trên mặt tiếp xúc được là phẳng, trạng thái bề mặt được cải thiện và hệ số ma sát giảm. Các tác giả nghiên cứu cũng cho thấy, khi tăng áp lực thì hệ số ma sát tiếp xúc tăng. Điều này được giải thích là khi tăng áp lực thì lực tương tác giữa hai bề mặt cũng tăng, mặc dù giữa chúng có lớp bôi trơn. Vì trong trường hợp này lớp bôi trơn bị phá hủy do áp lực cao.



Hình 39. Sự phụ thuộc hệ số ma sát trong quá trình cán vào áp lực kim loại lên trực trong các trường hợp :
a) trực bôi trơn; b) trực khô; 1-phủ nhôm; 2-đồng; 3-sắt; 4-đồng thau.

Trên H.39, ta thấy khi áp lực tăng 20 lần (từ 2 đến 40 kG/mm²) hệ số ma sát giảm xuống $2 \div 2,5$ lần. Hệ số ma sát giảm đáng kể, xảy ra trong phạm vi áp lực từ 2 đến 10 kG/mm².

Các công trình nghiên cứu hiện đại đều khẳng định những kết luận trên là đúng.

7. Ảnh hưởng của chất bôi trơn

Thực tế, trên bề mặt tiếp xúc bao giờ cũng có lớp bôi trơn, vì các phân tử không khí thẩm thấu trên bề mặt theo thứ tự nào đó, các tinh thể trên bề mặt định hướng theo các lớp khác nhau và chúng cũng thể hiện như một chất bôi trơn. Lớp không khí bám rất chặt và chỉ có nung nóng kim loại trong chân không mới tách chúng ra được. Vì có lớp bôi trơn “tự nhiên” như vậy nên trong gia công nguội kim loại bằng áp lực và trong cán nguội nói riêng, người ta sử dụng mỡ đặc biệt.

Các chất bôi trơn được sử dụng để làm giảm hệ số ma sát trong quá trình cán, giải tỏa nhiệt, giảm áp lực và năng lượng tiêu hao, khắc phục hiện tượng dính bám kim loại vào trục, cải thiện chất lượng bề mặt của kim loại cán (sản phẩm) và tăng tuổi thọ của dụng cụ (trục cán).

Trong cán nguội người ta thường sử dụng các loại chất bôi trơn như dầu thực vật và dầu dừa, mỡ xolidon, mỡ xương, dầu mazut, và các tổ hợp khác mà trong thành phần của chúng có nước khoáng, dầu thực vật và mỡ động vật, các chất dung môi kết tủa (axit olein), các chất trung hoà (grafit, phấn, hoạt thạch) và các chất khác. Hiệu quả tác dụng của chất bôi trơn phụ thuộc vào sự định hướng phân tử trên bề mặt tiếp xúc. Sự định hướng này phụ thuộc vào thành phần hoá học của chất bôi trơn và bề mặt tiếp xúc, nghĩa là phụ thuộc vào lực tương tác giữa kim loại và chất bôi trơn. Để tăng cường định hướng của các phân tử người ta cho vào chất bôi trơn một lượng chất kích hoạt bề mặt, phân tử của chúng làm giảm sức căng bề mặt của hỗn hợp. Các chất có phân tử kích hoạt đó là các axit mỡ, muối axit mỡ, và một số liên kết của glixerin ($C_3H_5(OH)_3$), các chất tương tự có mạch các bon (CH_2) và các nhóm phân cực (OH, COOH,...), trong đó nếu các mạch càng dài thì hiệu quả của chất bôi trơn càng cao và sức căng bề mặt càng nhỏ.

Bảng 6. Sự thay đổi hệ số giãn dài phụ thuộc các chất bôi trơn

Chất bôi trơn	Thành phần axit mỡ, %	Sự tăng hệ số giãn dài, %			
		Sắt	Đồng	Đồng thau	Nhôm
Dầu thực vật	0,674	125,1	39,5	36,6	18,5
Mỡ xolidon	0,594	124,8	31,8	35,8	14,0
Mỡ xương	0,530	109,0	30,1	35,5	16,2
Mazut	0,295	93,4	30,2	30,0	11,6
Dầu máy	0,154	70,0	25,8	29,1	13,1
Dầu sợi	0,123	72,8	25,3	28,6	9,5
Dầu máy + dầu hoả	0,102	63,2	13,4	-	10,7
Glixerin $C_3H_5(OH)_3$	0,089	52,2	15,3	16,6	3,1
Dầu hoả	0,059	40,9	11,7	29,3	5,1
Nước	0,000	21,3	14,9	14,7	4,2

Bảng 6 thể hiện sự thay đổi tỷ lệ giãn dài kim loại (%) khi cán có các lớp mỡ khác nhau so với cán trên trục khô.

Khi chiều dày vật cán giảm thì ảnh hưởng của ma sát, nghĩa là của chất bôi trơn đến quá trình cán sẽ tăng.

Kết quả nghiên cứu trong tài liệu [14] cho thấy khi cán nhôm với chất bôi trơn là mỡ thực vật thì độ giãn dài của phôi có chiều dày 0,2 mm lớn hơn, còn phôi có chiều dày 1,2 mm hầu như không có ảnh hưởng của chất bôi trơn đến giãn dài. Tuy nhiên, việc sử dụng chất bôi trơn rất cần thiết, trong cán tấm dày và cán nguội chúng có tác dụng làm giảm áp lực kim loại lên trục, tránh được các kết dính và xước bề mặt kim loại và trục. Trong cán nóng đôi khi có sử dụng dầu khoáng, mazut và các chất khác.

3.5. TỶ LỆ GIỮA HỆ SỐ MA SÁT CÁN ỔN ĐỊNH VÀ HỆ SỐ MA SÁT ĂN PHÔI

Điều kiện ma sát khi ăn phôi khác với điều kiện ma sát khi cán ổn định, điều đó dẫn đến sự khác nhau giữa hai hệ số. Thông thường $f_Z > f_y$.

Sự phân biệt hai hệ số ma sát ở hai giai đoạn khác nhau có thể giải thích, thứ nhất là áp lực kim loại lên trục khác nhau: trong giai đoạn ổn định áp lực lớn hơn nên hệ số ma sát nhỏ hơn. Thứ hai là độ trượt kim loại trên trục khi cán ổn định nhỏ hơn so với thời điểm ăn phôi. Theo kết quả thí nghiệm thì khoảng cách trượt tương đối càng nhỏ thì hệ số ma sát nhỏ.

Các yếu tố ảnh hưởng đến tỷ số giữa f_Z và f_y là rất nhiều, ví dụ trong cán nóng, chất xỉ cũng là một yếu tố ảnh hưởng rất mạnh. Vào thời điểm ăn kim loại thì cạnh phôi được làm sạch, do vậy ma sát xảy ra trên bề mặt tiếp xúc giữa các kim loại sạch hơn.

Hệ số ma sát f_Z cao hơn còn do ảnh hưởng của nhiệt độ. Vào thời điểm mới ăn phôi, nhiệt độ trục tại vết bẹp thấp hơn khi cán ổn định.

Hiện nay có rất nhiều số liệu thực nghiệm về các hệ số f_Z và f_y .

Số liệu A.A.Presnecov, khi cán nóng:

$$\text{đối với nikel } (t = 1220^{\circ}\text{C}) - \frac{f_y}{f_Z} = 0,58; \quad \text{đối với đồng } (t=950^{\circ}\text{C}) - \frac{f_y}{f_Z} = 0,61.$$

Theo A.P.Trecmarev, khi cán thép với $t=1150-1200^{\circ}\text{C}$:

$$\text{khi có xỉ lò} - \frac{f_y}{f_Z} = 0,4 - 0,67; \quad \text{khi không có xỉ lò} - \frac{f_y}{f_Z} = 0,72 - 0,83.$$

Thực nghiệm khi cán nóng các loại thép khác nhau [14] cho thấy:

$$\text{- Đối với mác thép 40 và thép ổ bi: } \frac{f_y}{f_Z} = 0,7 - 0,91;$$

$$\text{- Đối với nhôm: } \frac{f_y}{f_Z} = 0,7 - 0,85;$$

- Đối với đồng đỏ: $\frac{f_y}{f_z} = 0,6 - 0,75$;

- Đối với chì: $\frac{f_y}{f_z} = 0,86 - 0,96$.

Khi cân các phôi lớn (cán blumin) ta có $\frac{f_y}{f_z} = 0,54 - 67$.

Theo A.A.Onhisenko và V.M.Klimenko, khi cân thép, giá trị trung bình của tỷ số $\frac{f_y}{f_z} = 0,67$.

Tác giả A.P. Grudev đưa ra các số liệu khi cân nguội với các chất bôi trơn khác nhau như sau:

- Trục cán sạch và khô: $\frac{f_y}{f_z} = \frac{0,086}{0,143} = 0,60$;

- Sử dụng nhũ tương: $\frac{f_y}{f_z} = \frac{0,056}{0,129} = 0,43$;

- Dầu hoả: $\frac{f_y}{f_z} = \frac{0,053}{0,151} = 0,35$.

Chương 4

ĐỘ VƯỢT VÀ ĐỘ TRỄ

4.1. ĐỘ VƯỢT

Trên bề mặt tiếp xúc giữa kim loại và trục cán, tại lân cận điểm ra khỏi trục các phần tử kim loại trượt trên bề mặt trục với tốc độ lớn hơn tốc độ dài của trục trên phương nằm ngang, nghĩa là các phần tử kim loại đã vượt trước các điểm tương ứng trên mặt trục. Kim loại thoát ra khỏi trục với tốc độ lớn hơn tốc độ dài của trục. Hiện tượng này gọi là độ vượt. Mức độ vượt được xác định bằng tỷ số

$$S = \frac{V_1 - V_0}{V_0}, \quad (4.1)$$

trong đó: V_1 – tốc độ kim loại ra khỏi trục;

V_0 – tốc độ dài của trục.

Trên thực tế độ vượt được xác định bằng cách đo khoảng cách giữa hai điểm khắc dấu trên trục l_0 và vết của chúng trên băng kim loại l_1 (H.40). Vì thời gian chuyển động của hai đoạn l_1 và l_0 là như nhau nên phương trình (4.1) có thể viết:

$$S = \frac{l_1 - l_0}{l_0} 100\%.$$

Nếu thí nghiệm bằng cán nóng, thì khoảng cách l_1 đo sau khi kim loại đã nguội, khi đó phải hiệu chỉnh với hệ số giãn nở nhiệt:

$$l_1 = l_{1x} [1 + \alpha(t_1 - t_2)],$$

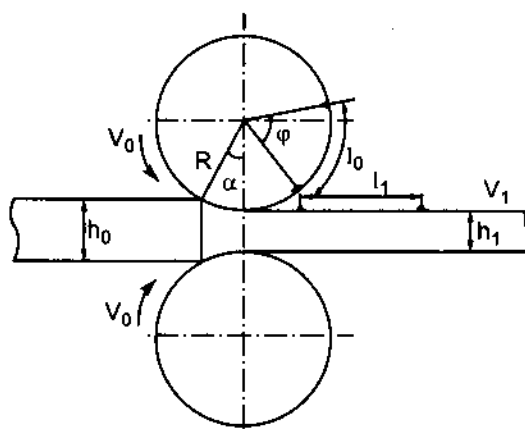
trong đó t_1 và t_2 – nhiệt độ kim loại khi cán và khi đo;

l_{1x} – chiều dài đo giữa hai vết;

α – hệ số giãn nở nhiệt.

Giá trị các hệ số của thép cac bon chọn như sau:

Nhiệt độ, $^{\circ}\text{C}$:	Hệ số: $\alpha \cdot 10^{-6}$
Từ 0 đến 1200	10,0÷20,0



Hình 40. Xác định độ vượt bằng phương pháp lấy dấu trên trục cán và đo các vết của chúng trên phôi cán.

$$0 \div 1000$$

$$13,5 \div 17,5,$$

$$0 \div 800$$

$$13,5 \div 17,0.$$

Thông thường độ vượt trong quá trình cán bằng khoảng 1-6%. Khi cán các sản phẩm có tiết diện thay đổi theo chu kỳ thì độ vượt lớn hơn nhiều.

Nếu biết trước độ vượt S thì có thể tính tốc độ kim loại:

$$V_1 = V_0(1 + S),$$

trong đó V_0 – tốc độ dài của trục cán.

Quy luật thay đổi tốc độ kim loại trong vùng biến dạng (H.41). Trên khoảng cách x tính từ đường tâm trục ta có tiết diện của vùng biến dạng $q_x = h_x b_x$, áp dụng giả thiết tiết diện phẳng, căn cứ vào điều kiện thể tích-giấy không đổi ta có thành phần tốc độ kim loại trên phương nằm ngang (ký hiệu V_{xM} chỉ tốc độ kim loại cán):

$$V_{xM} = \frac{h_0 b_0 V}{h_x b_x}.$$

Nếu bỏ qua giãn rộng và giả thiết $b_0 = b_x = 1$, ta có

$$V_{xM} = \frac{h_0 V}{h_x} = \frac{h_1 V_1}{h_x},$$

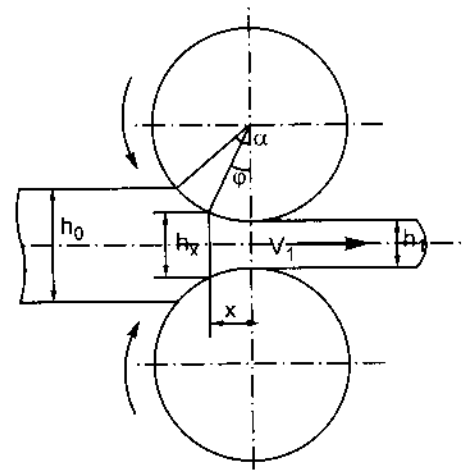
trong đó: V và V_1 – tốc độ kim loại tại tiết diện vào và ra khỏi trục.

Từ quan hệ hình học (H.41) ta có phương trình

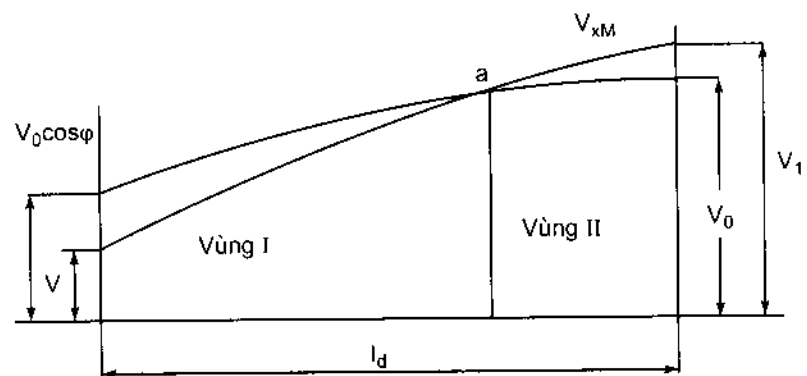
$$V_{xM} = \frac{h_1 V_1}{h_1 + D(1 - \cos \varphi)}.$$

Biểu thức trên đạt được giá trị lớn nhất khi $\varphi = 0$, tương ứng điểm ra khỏi trục, nhỏ nhất khi $\varphi = \alpha$.

Trong phạm vi $\alpha > \varphi > 0$ thì V_{xM} có các giá trị trung gian. H.42 biểu thị đặc tính thay đổi tốc



Hình 41. Sơ đồ giải thích quy luật thay đổi tốc độ kim loại và tốc độ dài của trục trong vùng biến dạng



Hình 42. Sự thay đổi tốc độ kim loại và thành phần nằm ngang của tốc độ dài của trục trên cung biến dạng.

độ của kim loại và tốc độ dài của trục trên phương nằm ngang dọc theo chiều dài cung tiếp xúc.

Tại điểm a, tốc độ kim loại bằng thành phần tốc độ dài trên phương nằm ngang của trục. Tiết diện của vùng biến dạng tương ứng với điểm “a” gọi là tiết diện trung hoà. Tiết diện này chia vùng biến dạng thành hai phần: I-vùng trễ, thành phần tốc độ nằm ngang của kim loại nhỏ hơn thành phần tốc độ nằm ngang của trục; II-vùng vượt, thành phần tốc độ nằm ngang của kim loại lớn hơn tốc độ nằm ngang của trục.

Công thức xác định độ vượt (khi cán giữa hai trục hình trụ)

Về mặt lý thuyết, độ vượt có thể được xác định khi biết trước vị trí tiết diện trung hoà, nghĩa là biết trước góc trung hoà γ (H.42). Trên cơ sở điều kiện thể tích giấy không đổi, ta có thể viết:

$$h_1 b_1 V_1 = h_\gamma b_\gamma V_0 \cos \gamma.$$

Bỏ qua lượng giãn rộng, $b_1 = b_\gamma$, ta có:

$$h_1 V_1 = h_\gamma V_0 \cos \gamma,$$

suy ra

$$V_1 = \frac{h_\gamma V_0 \cos \gamma}{h_1},$$

vì $h_\gamma = h_1 + D(1 - \cos \gamma)$, nên

$$V_1 = V_0 \frac{[h_1 + D(1 - \cos \gamma)] \cos \gamma}{h_1}.$$

Thay thế biểu thức vừa nhận đối với V_1 vào (4.1), ta có:

$$S = \frac{[h_1 + D(1 - \cos \gamma)] \cos \gamma}{h_1} - 1. \quad (4.2)$$

Công thức (4.2) do C.Fink đưa ra đầu tiên. Ta viết điều kiện thể tích giấy không đổi, trong đó V_γ - tốc độ kim loại tại tiết diện trung hoà; q_γ - diện tích tiết diện trung hoà; q_1 - diện tích tiết diện kim loại sau khi ra khỏi trục.

Xét tới công thức (4.1), ta có

$$V_\gamma q_\gamma = V_0 (1 + S) q_1, \quad (4.3)$$

trong đó $(1 + S)$ - hệ số vượt, bằng

$$(1 + S) = \frac{V_1}{V_0}. \quad (4.4)$$

Viết lại phương trình (4.3) như sau, với điều kiện $V_\gamma \approx V_0$

$$h_\gamma b_\gamma = h_1 b_1 (1 + S).$$

Suy ra

$$h_\gamma = h_l \frac{b_l}{b_\gamma} (1 + S), \quad (4.5)$$

trong đó b_γ -chiều rộng tại tiết diện trung hoà. Góc ăn γ có thể xác định khi sử dụng biểu thức sau:

$$\cos \gamma = 1 - \frac{h_\gamma - h_l}{D}.$$

Thay thế biểu thức h_γ từ (4.5) và áp dụng $\cos \gamma \approx 1 - \frac{\gamma^2}{2}$, ta có:

$$\frac{\gamma^2}{2} = \frac{h_l \left[\frac{b_l}{b_\gamma} (1 + S) - 1 \right]}{D}. \quad (4.6)$$

Giải phương trình (4.6) tìm S, ta sẽ có biểu thức

$$S = \frac{b_\gamma}{b_l} \left(\frac{\gamma^2}{h_l} R + 1 \right) - 1. \quad (4.7)$$

Trong nhiều trường hợp có thể lấy $\frac{b_\gamma}{b_l} \approx 1$, cho nên

$$S = \frac{R}{h_l} \gamma^2. \quad (4.8)$$

Công thức (4.8) do D.Drezden đưa ra đầu tiên.

Công thức (4.8) có thể thu được nếu chấp nhận $D(1 - \cos \gamma) = 2D \sin^2 \frac{\gamma}{2} \approx R\gamma^2$,

$\cos \gamma \approx 1$.

$$S = \frac{h_l + R\gamma^2}{h_l} - 1 = \frac{R}{h_l} \gamma^2.$$

Nếu độ vượt được xác định bằng thực nghiệm, thì sử dụng công thức (4.8) có thể xác định được góc trung hoà từ biểu thức:

$$\gamma = \sqrt{\frac{Sh_l}{R}}. \quad (4.9)$$

Công thức xác định độ vượt có xét đến giãn rộng, lần đầu tiên A.P.Vinogradov đưa ra:

$$S = \frac{\left[B + \Delta b \left(1 - \frac{\gamma}{\alpha} \right) \right] [h_l + D(1 - \cos \gamma)] \cos \gamma}{(B + \Delta b) h_l} - 1. \quad (4.10)$$

Nếu $\Delta b = 0$, thì công thức (4.10) sẽ có dạng (4.2). Ngoài ra để tính độ vượt, với ảnh hưởng của giãn rộng, có thể sử dụng công thức (4.10) với hệ số hiệu chỉnh:

$$S = C_0 \left\{ \frac{[h_l + D(1 - \cos \gamma)] \cos \gamma}{h_l} - 1 \right\}, \quad (4.11)$$

trong đó: C_0 – hệ số phụ thuộc vào các tỷ số γ/α và b/B , giá trị của nó được đưa ra trong tài liệu [14]. Trong trường hợp góc trung hoà tăng thì lượng vượt cũng tăng, vì khi đó chiều dài vùng vượt tăng.

Độ trễ trong cán dọc

Độ trễ trong cán dọc đánh giá sự chênh lệch giữa tốc độ của kim loại và thành phần tốc độ của trục tại tiết diện vào.

$$S_{OT} = \frac{V_0 \cos \alpha - V_{op}}{V_{op}},$$

với V_{op} là tốc độ của kim loại tại tiết diện vào trục.

Độ trễ có thể xác định căn cứ vào điều kiện thể tích không đổi:

$$q_0 V_{op} = q_\gamma V_\gamma, \quad (4.12)$$

trong đó: q_0 – diện tích tiết diện kim loại vào trục.

Thể hiện tốc độ của phôi (tốc độ của kim loại tại tiết diện vào trục) V_{op} theo tốc độ của trục:

$$V_{op} = \frac{V_0 \cos \alpha}{1 + S_{OT}},$$

trong đó: S_{OT} – độ trễ.

Thế vào phương trình (4.12) và biến đổi, ta có:

$$h_0 \cdot b_0 \cdot V_0 \cos \alpha = h_\gamma \cdot b_\gamma \cdot V_0 \cos \gamma (1 + S_{OT}). \quad (4.13)$$

Sau thay thế h_γ từ (4.5) và biến đổi, có sử dụng các đẳng thức $b_\gamma = 1$ và $\cos \gamma \cong 1$, ta có hệ số trễ:

$$1 + S_{OT} = \frac{\mu \cos \alpha}{1 + S}, \quad (4.14)$$

μ – hệ số biến dạng của phôi.

Như vậy ta có quan hệ giữa hệ số trễ và vượt cùng với hệ số biến dạng và góc ăn. Hiện tượng trễ trong quá trình cán không có vai trò thực tế quan trọng như hiện tượng vượt. Xác định độ vượt trong quá trình cán với các trục cán có đường kính khác nhau, và trường hợp có một trục dẫn động, có thể xem trong tài liệu [3].

4.2. XÁC ĐỊNH GÓC TRUNG HOÀ

Từ điều kiện cân bằng lực tác dụng trong vùng biến dạng (H.43) ta có thể viết:

$$P_x + T_{2x} = T_{1x}, \quad (4.15)$$

Trong đó: P_x – thành phần lực tổng hợp tác dụng trên phương nằm ngang;

T_{2x} – thành phần lực ma sát tác dụng trên phương nằm ngang trong vùng vượt;

T_{1x} – thành phần lực ma sát tác dụng trên phương nằm ngang trong vùng trễ.

Giá trị các số hạng của phương trình (4.15) có thể tính như sau:

$$P_x = p.b.r.\alpha.\sin\varphi;$$

$$T_{1x} = f_y.p.b.r.(\alpha-\gamma)\cos\frac{\alpha+\gamma}{2};$$

$$T_{2x} = f_y.p.b.r.\gamma.\cos\frac{\gamma}{2}.$$

Với mục đích đơn giản hoá các bước biến đổi công thức, ta lấy $f_y = \beta_y$, $\sin\varphi = \varphi$, $\cos\frac{\alpha \pm \gamma}{2} \approx 1$,

$\cos\frac{\gamma}{2} \approx 1$, và bỏ qua lượng giãn rộng, cho $b=1$, sau khi thay thế vào (4.15) ta có:

$$\beta_y(\alpha - \gamma) - \beta_y\gamma - \alpha\varphi = 0.$$

Giải phương trình trên đối với γ , sau một số biến đổi đơn giản, ta có

$$\gamma = \frac{\alpha}{2} \left(1 - \frac{\varphi}{\beta_y} \right),$$

hoặc, có thể thay $\varphi = \frac{\alpha}{n}$, biểu thức sẽ gọn hơn

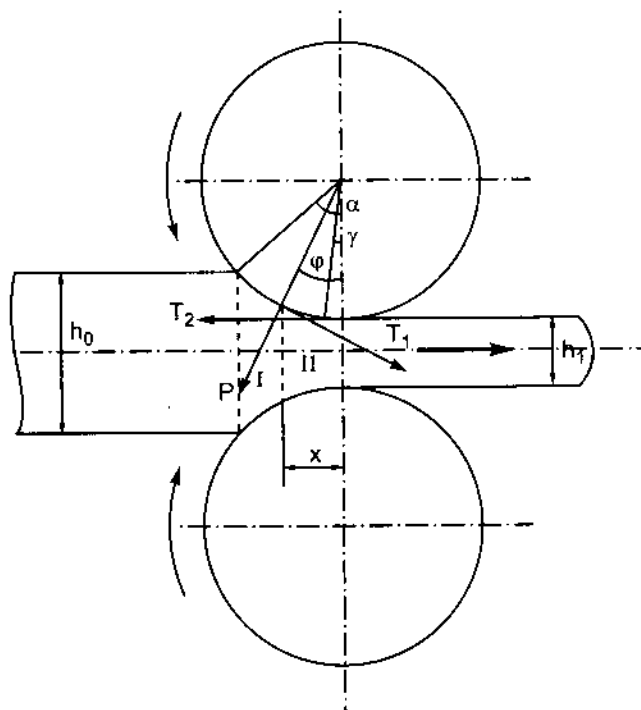
$$\gamma = \frac{\alpha}{2} \left(1 - \frac{\alpha}{n\beta_y} \right). \quad (4.16)$$

Khi $n = 2$, phương trình có dạng

$$\gamma = \frac{\alpha}{2} \left(1 - \frac{\alpha}{2\beta_y} \right). \quad (4.17)$$

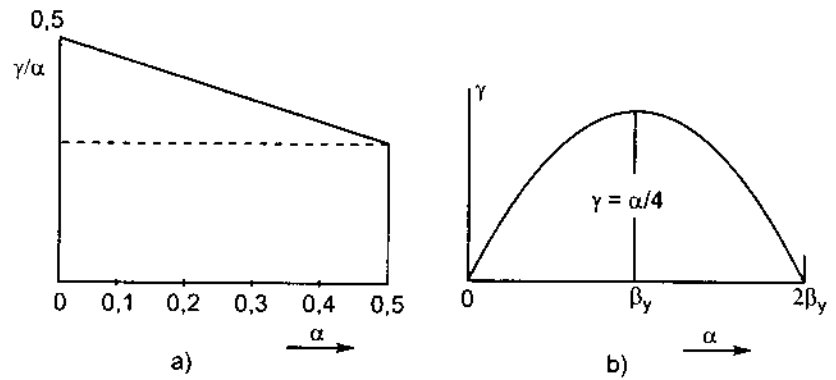
Phương trình (4.17) có nghĩa trong trường hợp tồn tại biến dạng đều theo chiều cao, khi đó tốc độ chuyển động các phần tử kim loại trong tiết diện bất kỳ của vùng biến dạng là như nhau. Điều kiện này hoàn toàn có thể chấp nhận được trong quá trình cán tấm mỏng.

Công thức (4.17), về mặt lý thuyết, đã thiết lập quan hệ của góc trung hoà với các thông số khác, trong trường hợp tỷ lệ giữa α và β_y khác nhau. Nếu trong quá trình cán $\alpha = \beta_y$, thì $\gamma = 0,25\alpha$. Nếu $\alpha = 2\beta_y$, ta có $\gamma = 0$, đây là trường hợp cán giới hạn khi vùng biến dạng chỉ là một vùng trễ (trục trượt trên kim loại).



Hình 43. Sơ đồ tác dụng lực của trục lên kim loại dùng để xác định góc trung hoà.

Trường hợp chung, sự phụ thuộc giữa tỷ số γ/α và α khi $\beta_y=0,5$ được thể hiện bằng đường cong trên H.44, a. Khi tăng góc α thì tỷ số γ/α giảm. Theo công thức (4.17), giá trị góc γ phụ thuộc vào góc ăn α khi $\beta_y = \text{const}$ thay đổi theo đường parabol, và có cực đại tại $\alpha = \beta_y$.



Hình 44. Sự thay đổi của tỷ số γ/α (a) và góc trung hoà γ (b) vào góc ăn α .

Khi $\alpha < \beta_y$ góc trung hoà tăng khi góc α tăng, sau đó giảm xuống $\gamma=0$ khi $\alpha=2\beta_y$ (H.44b). Trong quá trình cân ổn định có thể tăng góc tiếp xúc đến một giá trị nào đó, lớn hơn β_y , nhưng nhỏ hơn hai lần góc ma sát $2\beta_y$.

M.I.Boiarsinov đã đưa ra công thức tính góc trung hoà khi tồn tại miền dính trong vùng biến dạng. Đối với trường hợp $\frac{l_d}{h_{TB}} > 3 \div 4$, công thức xác định góc trung hoà có dạng:

$$\sin \gamma = \frac{\sin \alpha}{2} - (1 - \cos \alpha) \frac{p_{TB}}{2t_{TB}}, \quad (4.18)$$

trong đó: p_{TB} -áp lực trung bình trên bề mặt tiếp xúc;

t_{TB} -ứng suất ma sát trung bình.

Nếu cho rằng $t_{TB} = f_y p_{TB}$, thì biểu thức (4.18) sẽ trở thành công thức C.Ekelund:

$$\sin \gamma = \frac{\sin \alpha}{2} - \frac{1 - \cos \alpha}{2}. \quad (4.19)$$

Khi $1 - \cos \alpha = 2 \sin^2 \frac{\alpha}{2} \approx \frac{\alpha^2}{2}$, $\sin \gamma \approx \gamma$ và $\sin \alpha \approx \alpha$, cũng như $f_y = \beta_y$, thì công thức C.Ekelund (4.19) có thể viết

$$\gamma = \frac{\alpha}{2} \left(1 - \frac{\alpha}{2\beta_y} \right), \quad (4.20)$$

như đã nhận được trong [14].

Xác định góc trung hoà khi cán có lực kéo và lực đẩy

Để xác định góc trung hoà γ trong trường hợp có lực kéo hoặc lực đẩy, hay tồn tại đồng thời cả hai lực kéo và đẩy, trước tiên ta thiết lập phương trình cân bằng các lực tác dụng trên hướng cán:

$$\sum \bar{X} = 2T_{1x} \cos \frac{\alpha + \gamma}{2} - 2T_{2x} \cos \frac{\gamma}{2} - 2p \sin \varphi + (T_l - T_0) = 0.$$

Với mục đích đơn giản hoá, ta giả thiết áp lực tại hai vùng trề và vược (p_1 và p_2) bằng áp lực trung bình p_{TB} , nghĩa là $p_1=p_2=p_{TB}=p$; bỏ qua giãn rộng $b_1=b_2=b_{TB}=b$; $\cos \frac{\alpha + \gamma}{2} = 1$; $\cos \frac{\gamma}{2} = 1$ và $\sin \varphi = \varphi$, từ phương trình cân bằng ta có

$$(\alpha - \gamma) - \gamma - \frac{2\varphi}{f_y} + \frac{T_1 - T_0}{2f_y p b r} = 0,$$

suy ra

$$\gamma = \frac{\alpha}{2} \left(1 - \frac{\varphi}{f_y} \right) + \frac{T_1 - T_0}{4f_y p b r}. \quad (4.21)$$

Nếu $\varphi = \alpha/n$, thì

$$\gamma = \frac{\alpha}{2} \left(1 - \frac{\alpha}{n f_y} \right) + \frac{T_1 - T_0}{4f_y p b r}. \quad (4.22)$$

Giả thiết áp lực p không đổi trên toàn cung tiếp xúc, khi đó góc trung hoà γ trong trường hợp cán có tác dụng của lực kéo và lực đẩy được xác định như sau:

$$\gamma = \frac{\alpha}{2} \left(1 - \frac{\alpha}{2f_y} \right) + \frac{T_1 - T_0}{4f_y p_1 b_1 r}. \quad (4.23)$$

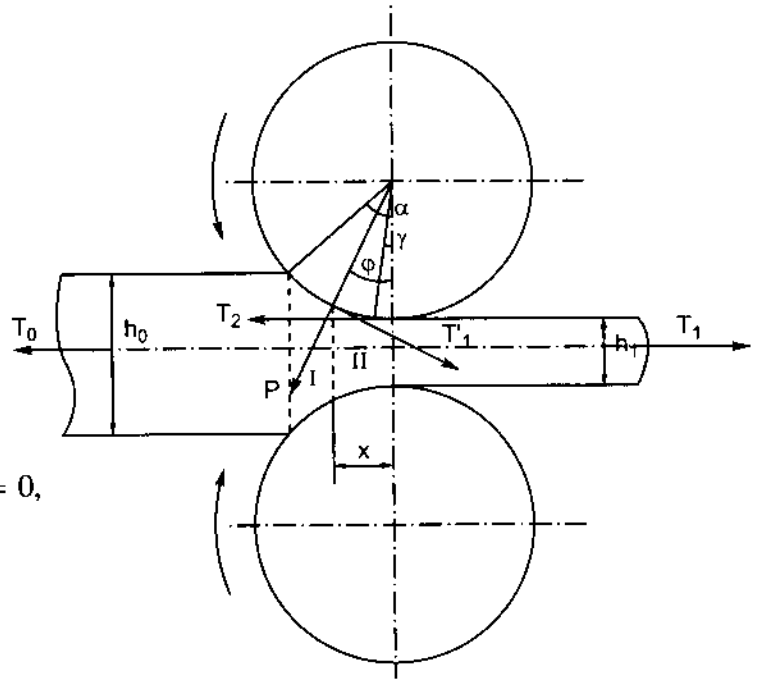
Trong trường hợp $T_0=T_1=0$ thì công thức (4.23) trên trở thành công thức (4.20) đã nhận được trong mục trên.

Từ biểu thức trên, ta có thể xác định chiều dài vùng trề và vùng trượt bằng cách thay $\alpha = \sqrt{\frac{\Delta h}{r}}$, $l_d = \sqrt{r \Delta h}$; $\alpha = \frac{l_d}{r}$:

$$\gamma = \frac{1}{2r} \left(l_d - \frac{\Delta h}{2f_y} + \frac{T_1 - T_0}{2f_y p b} \right).$$

Chiều dài vùng vược $l_{OP} = r\gamma$, nghĩa là

$$l_{OP} = 0,5 \left(l_d - \frac{\Delta h}{2f_y} + \frac{T_1 - T_0}{2f_y p b} \right). \quad (4.24)$$



Hình 45. Sơ đồ lực tác dụng trong quá trình cán ổn định có lực kéo trước và sau.

Chiều dài vùng trễ:

$$l_{OT} = l_d - r \cdot \gamma = l_d - l_{OP},$$

hoặc suy ra từ (4.24)

$$l_{OT} = 0,5 \left(l_d + \frac{\Delta h}{2f_y} - \frac{T_1 - T_0}{2f_{y,pb}} \right). \quad (4.25)$$

Độ vượt trong lỗ hình

Khi cán trong lỗ hình, vì biến dạng dọc theo chiều cao không đều, bán kính trục cán thay đổi theo đường biên lỗ hình, cùng với điều kiện ma sát cũng khác nhau nên sự xuất hiện và phát triển của độ vượt ở xung quanh biên của lỗ hình và ở trong tâm của phôi cán cũng khác nhau. Theo kết quả nghiên cứu, sự phân bố độ vượt theo đường biên lỗ hình hầu như trùng với hình dạng của chúng (H.46), và độ vượt lớn hơn được quan sát thấy tại phần có đường kính cán nhỏ hơn.

Các công trình nghiên cứu [3, 14] cũng chỉ ra rằng, trong điều kiện cán như nhau, thì độ vượt trung bình trong lỗ hình lớn hơn độ vượt trung bình khi cán giữa hai trục hình trụ trơn. Ví dụ, thí nghiệm trong [3] cho thấy, khi cán phôi vuông trong lỗ hình ovan độ vượt trung bình bằng 7,53%, trong khi đó cán trên trục trụ trơn là 5,5%. Sự tăng độ vượt trung bình được giải thích bằng sự tăng của góc trung hoà do tác dụng của lực ma sát trên các thành bên lỗ hình.

Độ vượt trong lỗ hình hộp và lỗ hình xẻ rãnh

Xuất phát từ điều kiện cân bằng lực trong vùng biến dạng, cùng với những giả thiết đơn giản hoá, V.M.Klimenko đã đưa ra công thức tính góc trung hoà khi cán trong lỗ hình. Các thông số cơ bản của quá trình cán, trong đó có cả góc trung hoà, đều được lấy với giá trị trung bình và ký hiệu như sau:

α - góc ăn (góc tiếp xúc),

b_{TB} - chiều rộng trung bình,

f_y - hệ số ma sát quá trình cán ổn định,

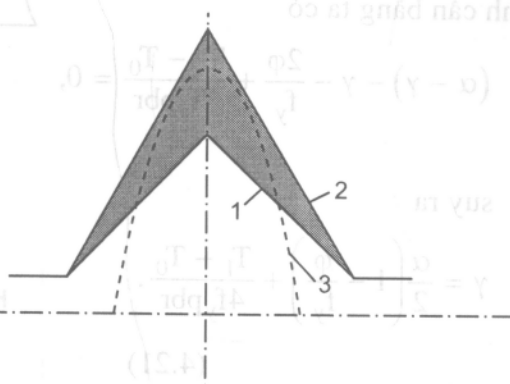
h_Z - chiều cao điển đầy lỗ hình,

δ - góc nghiêng thành bên của lỗ hình,

$m = p_\delta / p_b$ - tỷ số áp lực thành bên và áp lực hướng tâm trục,

h_{ZF} và h_{OF} - chiều cao được điển đầy trong bích kín và hở,

φ - góc nghiêng gờ tạo rãnh,



Hình 46. Biểu đồ phân bố độ vượt theo đường biên lỗ hình vuông khi cán phôi hình ovan: 1-lỗ hình; 2-phân bố lượng vượt; 3-phôi.

b_G –chiều rộng gờ tạo rãnh,

H_F –chiều cao tiếp xúc kim loại với thành bên lỗ hình tại điểm ra khỏi trục.

Đối với lỗ hình hộp

$$\sin \gamma_{TB} = \frac{b_{TB}[(\cos \alpha - 1) + f_y \sin \alpha] + mh_Z[(\cos \alpha - 1)\sin \delta + f_y \sin \alpha]}{f_y(2b_c + 3mh_Z)}, \quad (4.26)$$

Nếu $m=0$, nghĩa là không có lực ép cạnh bên thì quá trình cán trở thành đơn giản là cán trên trục trụ phẳng, khi đó $h_Z = 0$, và ta có công thức Ekelund:

$$\sin \gamma_{TB} = \frac{\sin \alpha}{2} - \frac{(1 - \cos \alpha)}{2f_y}.$$

Đối với lỗ hình xẻ rãnh kín:

$$\sin \gamma_{TB} = \frac{f_y \sin \alpha \left[\sin \frac{\Phi}{2} (h_{ZF} - h_{OF}) + 2b_G + mh_F \right] + (\cos \alpha - 1) \left[\sin^2 \frac{\Phi}{2} (h_{ZF} + h_{OF}) + 2b_G + mH_F \sin \delta \right]}{f_y \left[3 \sin \frac{\Phi}{2} (h_{ZF} + h_{OF}) + 4b_G + 3mH_F \right]}$$

Lỗ hình xẻ rãnh hở:

$$\sin \gamma_{TB} = \frac{f_y \sin \alpha \left[2 \sin \frac{\Phi}{2} h_{FTB} + 2b_G + m(h'_{FTB} - s) \right] + (\cos \alpha - 1) \left[m(h'_{FTB} - s) \sin \delta + 2b_G + 2 \sin^2 \frac{\Phi}{2} h_{FTB} \right]}{f_y \left[6h_{FTB} \sin \frac{\Phi}{2} + 4b_G + 3(h'_{FTB} - s) \right]}$$

trong đó: h_{FTB} –chiều cao diễn đây trung bình ở hai bên bích;

h_{FTB} –chiều cao tiếp xúc kim loại với trục tính cả khe hở s ;

s –khe hở giữa hai trục.

4.3. CÁC YẾU TỐ ẢNH HƯỞNG ĐẾN ĐỘ VƯỢT

1. Ảnh hưởng của đường kính trục cán

Ảnh hưởng của đường kính đến độ vượt có thể thấy qua phân tích công thức (4.8): khi đường kính trục cán tăng thì lượng vượt cũng tăng. Quy luật này có liên quan đến sự tăng chiều dài cung tiếp xúc và tăng trở kháng chảy theo hướng cán.

2. Ảnh hưởng chiều dày phôi sau lần cán

Công thức (4.8) cho thấy, trong trường hợp các yếu tố khác không đổi thì khi tăng chiều dày sau lần cán lượng vượt sẽ giảm. Hiện tượng này có thể giải thích như sau. Chia chiều cao phôi thành các lớp có chiều dày như nhau và giả thiết khi biến dạng các lớp có lượng ép thành phần đều nhau. Khi tăng chiều dày sau lần cán, số lượng các lớp tăng và mức độ biến dạng từng lớp giảm. Điều đó chứng minh rằng cường độ dịch chuyển của các phân tử kim loại theo hướng cán giảm, nghĩa là độ vượt cũng giảm.

Trên H.47, theo số liệu M.I.Boiarsinov, sự phụ thuộc của lượng ép vào tỷ số h_1/D khi cán với các góc ăn khác nhau. Khi tăng chiều dày sau lần cán (h_1), tỷ số h_1/D cũng tăng và độ vượt giảm khi góc ăn giữ nguyên.

3. Ảnh hưởng của hệ số ma sát

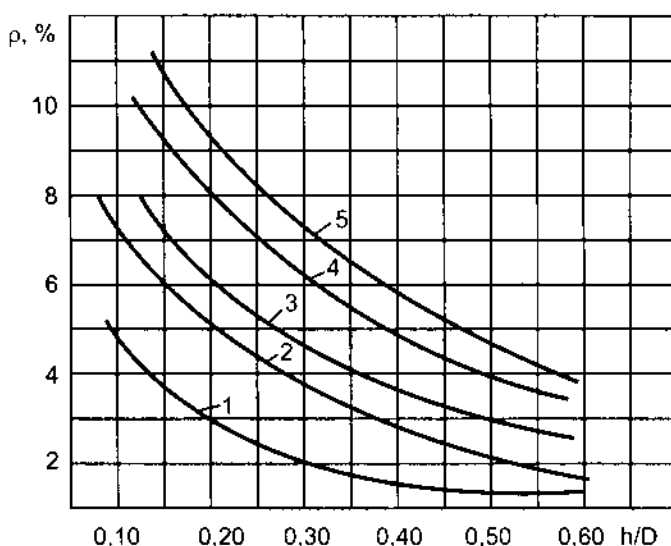
Hệ số ma sát trong cán phụ thuộc vào rất nhiều yếu tố, chính vì vậy, qua chúng hệ số ma sát có ảnh hưởng đến lượng vượt. Trong công thức tính góc trung hoà γ , có mặt hệ số ma sát (4.19). Khi tăng f_y (β_y) thì góc γ cũng tăng và như vậy lượng vượt tăng. Ngược lại khi f_y (β_y) giảm thì lượng vượt giảm. Khi đạt giá trị $\alpha=2\beta_y$ thì $\gamma=0$ và không có lượng vượt.

H.48 là kết quả nghiên cứu của A.P.Vinogradov. Hình vẽ biểu thị sự phụ thuộc của độ vượt vào lượng ép và nhiệt độ khi cán thép có hàm lượng cac bon 0,11%. Từ hình vẽ ta thấy khi tăng nhiệt độ cán (hệ số ma sát giảm) thì độ vượt giảm.

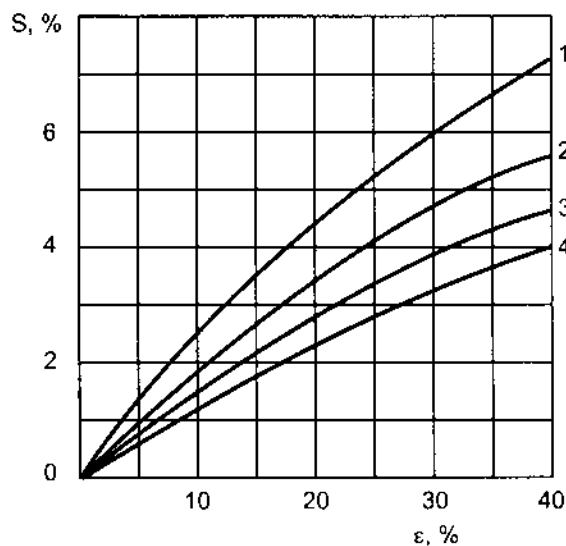
4. Ảnh hưởng của chiều rộng phôi cán

Chiều rộng phôi cán có ảnh hưởng rõ nét đến độ vượt, nếu lượng giãn rộng lớn. Lượng giãn rộng càng lớn thì độ vượt càng nhỏ [3].

Bằng định luật trở kháng nhỏ nhất có thể chứng minh sự ảnh hưởng của chiều rộng đến lượng vượt. Khi chiều dài vùng biến dạng lớn và chiều rộng phôi hẹp thì trở kháng chuyển động của các phần tử kim loại theo hướng cán (chiều dọc) lớn hơn, chiều ngang – nhỏ hơn. Chính vì có các lực tỷ tương tác như vậy, phần lớn kim loại chuyển động theo hướng có sức cản nhỏ, tức là dịch chuyển theo chiều rộng, còn theo chiều dọc ít hơn. Độ vượt trong trường hợp này giảm đi.



Hình 47. Sự phụ thuộc của lượng vượt vào tỷ số h/D khi các góc ăn khác nhau ($D = 80\text{mm}$): 1- $8^{\circ}40'$; 2- $12^{\circ}14'$; 3- 15° ; 4- $17^{\circ}20'$; 5- $19^{\circ}20'$.



Hình 48. Sự phụ thuộc của lượng vượt vào lượng ép và nhiệt độ cán (thép 0,11%C): 1-nhiệt độ 685°C ; 2-nhiệt độ 875°C ; 3-nhiệt độ 1020°C ; 4-nhiệt độ 1185°C ; 4- $17^{\circ}20'$; 5- $19^{\circ}20'$.

Hình vẽ 49 biểu thị sự phụ thuộc của lượng vượt và lượng giãn rộng vào chiều rộng của phôi [14].

5. Ảnh hưởng của lượng ép tương đối (ϵ)

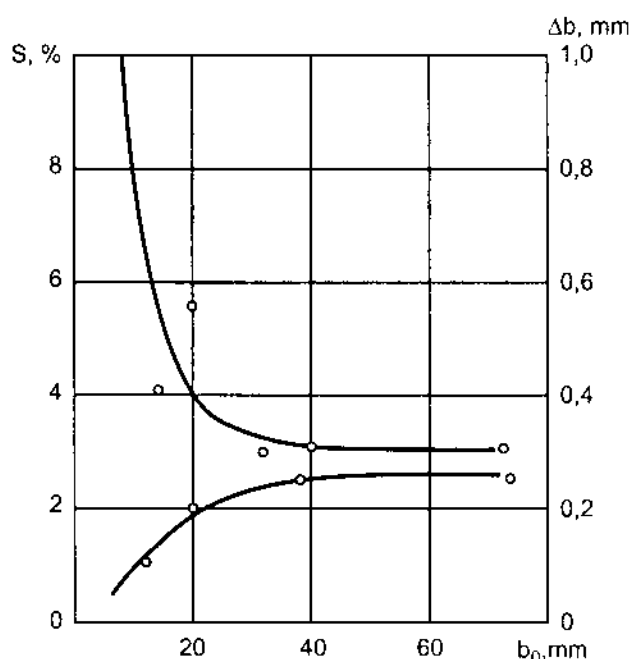
Kết quả nghiên cứu của U.P. Abdulov, trên H.50 cho thấy, khi tăng lượng ép tương đối (ϵ) thì lượng vượt (S) cũng tăng, và khi đạt đến một giá trị cực đại thì nó giảm. Khi tăng lượng ép tuyệt đối cũng như tương đối thì lượng kim loại dịch chuyển theo hướng cán vào vùng vượt nhiều hơn và độ vượt tăng [11].

Đặc điểm đường cong, cũng giống sự phụ thuộc của góc trung hoà vào góc ăn, khi tăng góc ăn đến β_y góc trung hoà tăng, và lượng vượt cũng tăng. Khi $\beta_y \leq \alpha \leq 2\beta_y$ thì sự tăng của góc ăn α không thể bù được so với sự giảm góc γ , mà điều này liên quan đến việc tăng cường hiện tượng trượt trơn. Kết quả là lượng vượt giảm. Trong trường hợp $\alpha = 2\beta_y$ xảy ra trượt trơn (trục quay trơn) hoàn toàn. Tại thời điểm này vùng vượt hoàn toàn bị triệt tiêu.

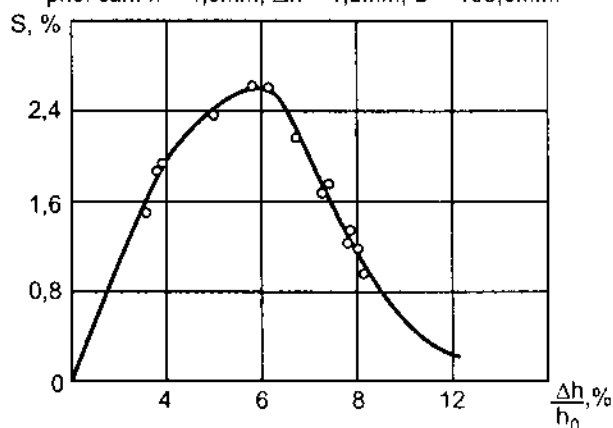
6. Ảnh hưởng của lực kéo trước và sau

Từ công thức (4.21) suy ra, khi tăng lực kéo trước T_1 độ vượt tăng, còn khi tăng lực kéo sau T_0 , thì độ vượt giảm (H.51).

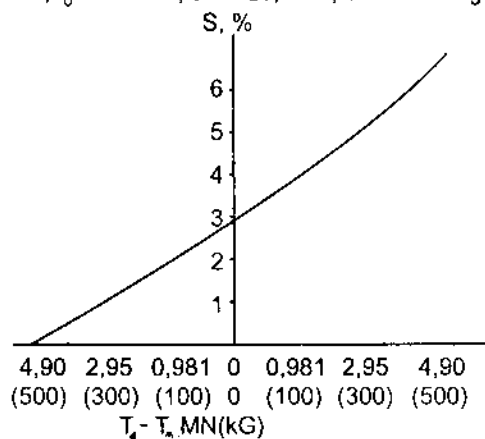
Sự phụ thuộc như vậy cũng đã được xác minh bằng thực



Hình 49. Sự phụ thuộc lượng vượt và giãn rộng vào chiều rộng phôi cán: $h = 4,5\text{mm}$; $\Delta h = 1,2\text{mm}$; $D = 158,5\text{mm}$.



Hình 50. Sự phụ thuộc lượng vượt vào lượng ép khi cán nguội thép: $h_0 = 4\text{mm}$; $l_0 = 100\text{mm}$; $D = 126,7\text{mm}$, bôi trơn bằng emuxi.



Hình 51. Sự phụ thuộc lượng vượt vào các hiệu lực kéo căng phía trước và sau trong cán nguội bằng thép: $h = 0,44\text{mm} = 0,27$; $b = 15 - 20\text{mm}$.

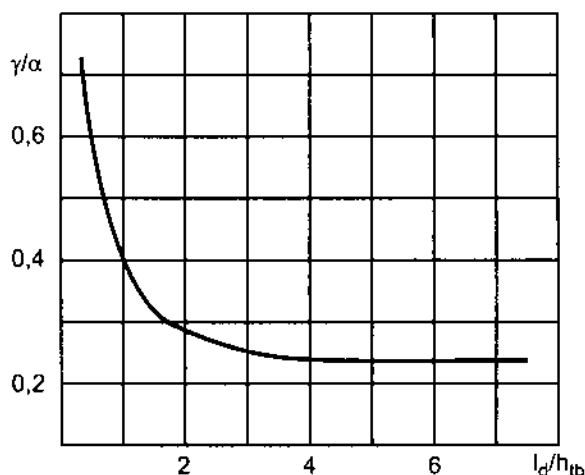
nghiệm. Quy luật này là hệ quả của sự thay đổi tỷ lệ thể tích kim loại chuyển dịch theo chiều dọc (hướng cán) [11].

7. Ảnh hưởng của thông số vùng biến dạng (l_d/h_{TB})

Công thức tính góc trung hoà, không xét ảnh hưởng của thông số l_d/h_{TB} đến độ vượt. Theo [3], H.52 khi $l_d/h_{TB} > 3$ thì tỷ số γ/α không đổi. Điều này khẳng định tính đúng đắn về giả thiết biến dạng đều, trong khi thiết lập công thức này.

Trong trường hợp biến dạng không đều tốc độ các lớp ngoài biên (lân cận mặt tiếp xúc) tăng do tác động của các lớp ở giữa có tốc độ biến dạng lớn. Kết quả của sự tương tác như vậy giữa các lớp kim loại, độ vượt tăng hơn so với điều kiện biến dạng đều.

Theo H.52, khi $l_d/h_{TB} < 3$, tỷ số này càng giảm thì quá trình biến dạng không đều làm cho tỷ số γ/α tăng.



Hình 52. Ảnh hưởng của thông số l_d/h_{TB} đối với tỷ số γ/α khi cán nhôm.

4.4. VÙNG DÍNH, HÌNH DẠNG VÀ VỊ TRÍ CỦA TIẾT DIỆN TRUNG HOÀ

Lời giải lý thuyết của tất cả các vấn đề liên quan đến lượng vượt đã nêu ở trên đều xuất phát từ giả thiết tiết diện phẳng và trong vùng biến dạng chỉ có những vùng trượt (vượt và trễ). Tiết diện trung hoà là mặt phẳng phân cách thẳng đứng và kim loại của hai vùng trượt về hai phía ngược hướng với nó.

Tuy nhiên khó có thể cho rằng quá trình chảy dẻo kim loại bị gián đoạn tại tiết diện trung hoà. Rõ ràng ở đây phải có một vùng chuyển tiếp mà tại đó tốc độ tương đối giữa kim loại và trục cán là rất nhỏ và hoàn toàn không có. Một vùng như vậy gọi là vùng dính, sự tồn tại của nó được N.A.Xôbôlevski đề xuất năm 1933 và sau đó được A.A.Xelicov phát triển mở rộng.

Quá trình biến dạng không đều theo chiều cao có ảnh hưởng rất lớn đến chiều dài vùng dính. Khi biến dạng đều thì vùng dính rất nhỏ và hầu như không có, nhất là trong cán mỏng. Biến dạng gọi là đều và đồng nhất nếu tại mọi điểm của thể tích hệ số biến dạng không đổi và là hàm tuyến tính của các tọa độ.

Quá trình biến dạng khi cán có thể gọi là đều nếu như tốc độ chuyển dịch dọc tại mỗi điểm của tiết diện thẳng đứng trong vùng biến dạng bằng nhau và các hệ số ép, kéo, giãn rộng không thay đổi theo chiều cao. Khi đó dọc theo chiều dài cung tiếp xúc của vùng biến dạng giá trị các hệ số và tốc độ thay đổi theo một quy luật nhất định.

Thực nghiệm đã xác định, biến dạng có thể coi gần như là đều khi cán phôi khi $\frac{l_d}{h_{TB}} > 3 \div 3,5$, nghĩa là khi cán cán tấm rất mỏng. Trong điều kiện cán như vậy, trong

toàn bộ vùng biến dạng chỉ tồn tại vùng trễ và vượt, và các công thức tính toán thiết lập trên cho kết quả tin cậy.

Khi $\frac{l_d}{h_{TB}} < 3 \div 3,5$, biến dạng sẽ không đều, và nếu tỷ số này càng nhỏ, dọc theo chiều cao, các hệ số biến dạng: ép, kéo, giãn rộng thay đổi càng lớn.

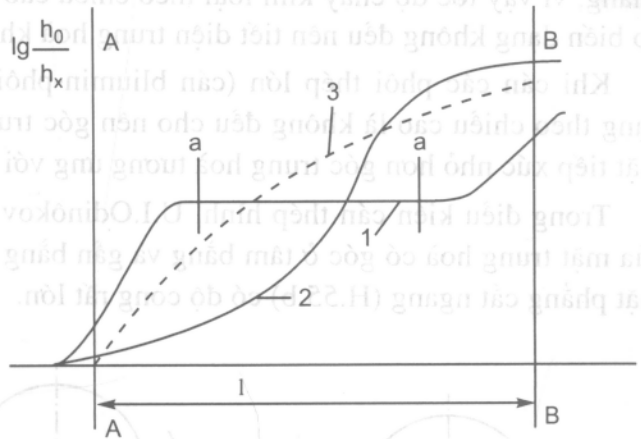
H.53 là kết quả nghiên cứu bằng thực nghiệm về sự biến dạng không đều trong vùng biến dạng. Hình vẽ cho thấy biến dạng của các lớp phân biệt khác nhau cả về lượng và chất. Tại lân cận điểm vào của vùng biến dạng, các lớp kim loại ngoài biến dạng mạnh hơn, trong khi đó các lớp ở tâm có mức độ biến dạng nhỏ. Trên khoảng a-a của vùng biến dạng, tại các lớp lân cận mặt tiếp xúc, tốc độ kim loại bằng tốc độ của trục và. Khoảng này gọi là vùng dính.

Vùng dính, thực chất là vùng khó biến dạng, nằm trên mặt tiếp xúc và các lớp kim loại lân cận nó. Trong vùng này hầu như không có biến dạng dẻo, Sự tồn tại của vùng khó biến dạng và dính là do tác động của lực ma sát và biến dạng không đều. Quá trình biến dạng dẻo xảy ra trong vùng II, III, IV (H.54).

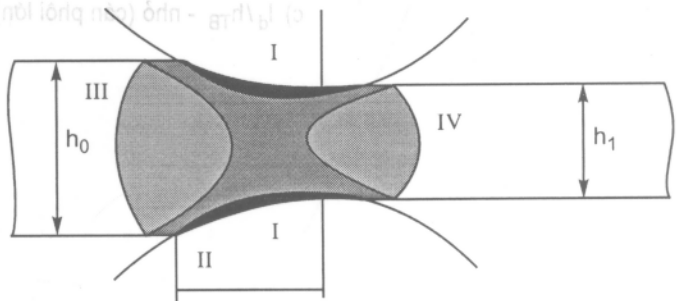
Nếu tỷ số $\frac{l_d}{h_{TB}}$ giảm và hệ số ma sát tăng thì chiều dài vùng dính cũng tăng. Khi cán các thép cao, vùng dính có thể chiếm 50-60% toàn bộ chiều dài vùng biến dạng.

Thí nghiệm cho thấy, vị trí và hình dạng của tiết diện trung hoà có thể khác nhau và thay đổi dọc theo chiều dài vùng biến dạng. Vị trí và hình dạng tiết diện trung hoà phụ thuộc vào đặc tính biến dạng kim loại, nghĩa là phụ thuộc vào tất cả các thông số gây nên biến dạng không đều ($\frac{l_d}{h_{TB}}$, $\frac{b_{TB}}{h_{TB}}$, hình dáng lỗ hình v.v...).

H.55 biểu thị ba hình dáng khác nhau của tiết diện trung hoà trong các trường hợp $\frac{l_d}{h_{TB}}$ khác nhau. Trong cán tấm, khi tỷ số $\frac{l_d}{h_{TB}}$ lớn (H.55,a), tiết diện trung hoà là mặt



Hình 53. Đồ thị thay đổi lượng biến dạng tương đối $\lg \frac{h_0}{h_x}$ của các thứ kim loại dọc theo cung tiếp xúc ($l/h_{tb} = 1,16$); 1-lân cận bề mặt tiếp xúc; 2-lớp giữa tâm phôi; 3-biến dạng đều toàn bộ tiết diện. A-A-tiết diện vào; B-B-tiết diện ra khỏi trục.

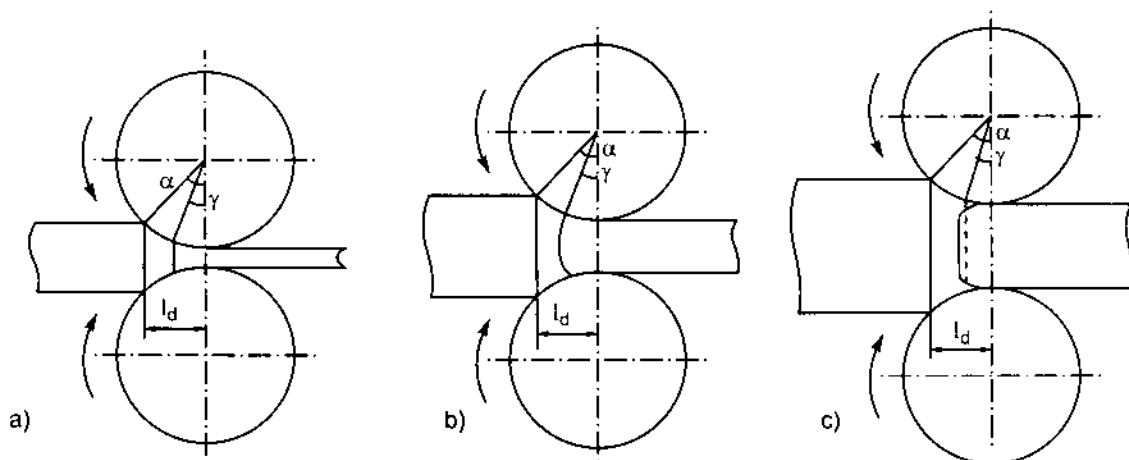


Hình 54. Sơ đồ phân bố biến dạng dẻo khi $l_d/h_{tb} > 0,8$.

phẳng, vì vậy tốc độ chảy kim loại theo chiều cao như nhau. Đối với cán hình (H.55.b, c) do biến dạng không đều nên tiết diện trung hoà không còn là mặt phẳng.

Khi cán các phôi thép lớn (cán blumin-phôi thổi và cán slabin-phôi tấm), vì biến dạng theo chiều cao là không đều cho nên góc trung hoà tương ứng với các điểm trên bề mặt tiếp xúc nhỏ hơn góc trung hoà tương ứng với các điểm ở gần tâm của phôi cán.

Trong điều kiện cán thép hình, U.I.Odinòkov (1960) đã xác định rằng, một số điểm của mặt trung hoà có góc ở tâm bằng và gần bằng góc ăn, nghĩa là đường trung hoà trong mặt phẳng cắt ngang (H.55.b) có độ cong rất lớn.



Hình 55. Hình dáng tiết diện trung hoà (mặt trung hoà) trong các trường hợp cán khác nhau:

- a) l_d / h_{TB} - lớn (cán tấm và cán băng);
- b) l_d / h_{TB} - vừa (cán thép hình);
- c) l_d / h_{TB} - nhỏ (cán phôi lớn).

Chương 5

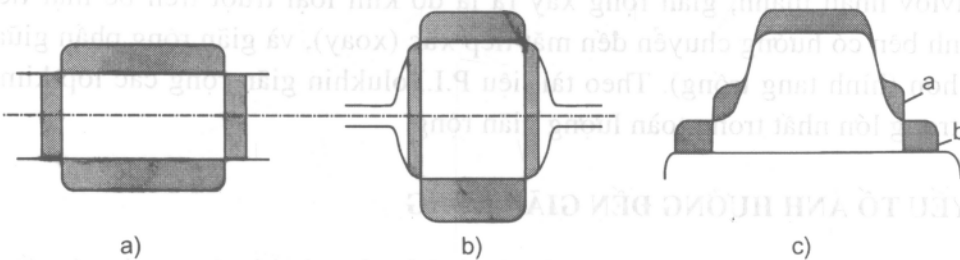
GIÃN RỘNG

5.1. PHÂN LOẠI GIÃN RỘNG

Trong quá trình cán, do bị biến dạng ép theo hướng chiều cao nên kim loại chảy theo hai hướng chiều dọc và chiều ngang, với các đường chảy thể hiện trên hình vẽ (H.56).

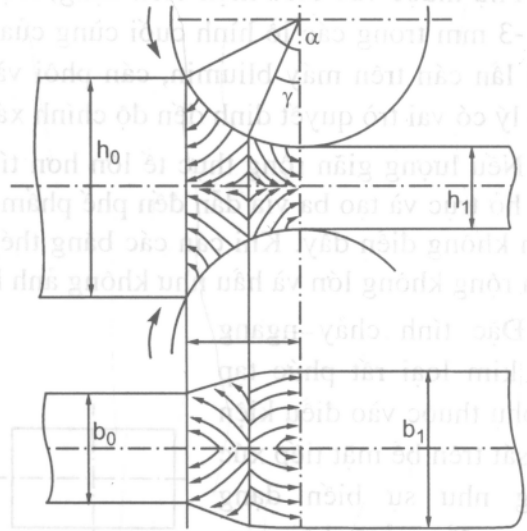
Kim loại chảy ngang, hay còn gọi là giãn rộng, làm tăng chiều rộng của phôi cán sau khi ra khỏi trục. Giãn rộng trong mọi trường hợp cán thép nói chung, đặc biệt đối với cán hình là không mong muốn, vì lượng giãn rộng càng lớn thì tổng số lượt ép càng lớn, số lần cán tăng. Chính vì vậy, khi cán cần hạn chế lượng giãn rộng bằng các điều kiện riêng biệt khác nhau. Tuy nhiên, khi cán trong các lỗ hình phức tạp, lượng giãn rộng được tận dụng để làm điền đầy lỗ hình.

Lượng giãn rộng được phân loại thành: giãn rộng tự do (H.57, a), giãn rộng hạn chế (H.57, b) và giãn rộng cưỡng bức (H.57, c).



Hình 57. Sơ đồ giãn rộng: a) tự do; b) hạn chế; c) cưỡng bức.

Giãn rộng tự do xảy ra trong trường hợp cán trên trục hình trụ tròn, khi đó sự chảy ngang của kim loại chỉ bị hạn chế bởi lực ma sát. Giãn rộng như vậy xảy ra trong cán thép tấm, thép băng.



Hình 56. Hình chiếu đứng và hình chiếu bằng của các đường chuyển dịch các phần tử kim loại trong vùng biến dạng khi cán dọc.

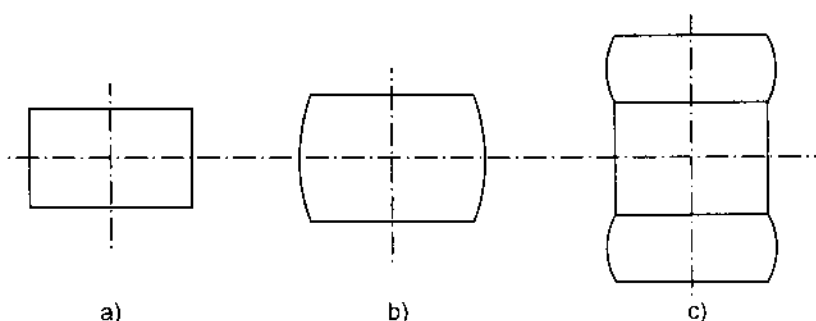
Giãn rộng hạn chế hoặc giãn rộng chèn ép xảy ra nếu cán trong các lỗ hình, khi mà lượng giãn rộng không những chỉ bị hạn chế do ma sát mà còn bị các mặt bên của lỗ hình khống chế. Ví dụ biến dạng có giãn rộng bị hạn chế là cán trong các lỗ hình hộp, vuông, thoi và các lỗ hình khác.

Giãn rộng cưỡng bức cũng xảy ra khi cán trong lỗ hình và là kết quả của quá trình biến dạng không đều theo cả chiều rộng và chiều cao. Ví dụ trên H.57, b thể tích kim loại “a” bị ép cưỡng bức chảy vào vị trí “b”, vì độ vượt dài được xét như là giá trị trung bình của toàn tiết diện và phụ thuộc vào phần thân giữa, nên độ vượt tại vùng “b” rất nhỏ so với vùng “a”.

Phụ thuộc vào điều kiện biến dạng, lượng giãn rộng dao động trong phạm vi rất lớn, từ 1-3 mm trong các lỗ hình cuối cùng của máy cán hình đến 10-30 mm và cao hơn sau mỗi lần cán trên máy biumin, cán phôi và cán hình cỡ lớn. Tính toán lượng giãn rộng hợp lý có vai trò quyết định đến độ chính xác của sản phẩm.

Nếu lượng giãn rộng thực tế lớn hơn tính toán thì kim loại quá đầy lỗ hình, chảy ra khe hở trục và tạo ba vĩa dẫn đến phế phẩm. Khi giãn rộng nhỏ hơn lượng tính toán thì lỗ hình không điền đầy. Khi cán các băng thép rộng bản trên các máy hiện đại, tổng lượng giãn rộng không lớn và hầu như không ảnh hưởng đến độ chính xác tiết diện.

Đặc tính chảy ngang của kim loại rất phức tạp và phụ thuộc vào điều kiện ma sát trên bề mặt tiếp xúc cũng như sự biến dạng không đều của phôi cán. Phụ thuộc vào mức độ ảnh hưởng của các yếu tố trên mà hình dáng mặt bên của phôi có thể phẳng (H.58,



Hình 58. Hình dạng tiết diện ngang của phôi sau cán.

a), lỗ hình tang trống (H.58,b) hoặc hai phần trên và phần dưới lỗ (H.58,c). Nếu hệ số ma sát càng nhỏ, độ biến dạng càng đều thì mặt bên càng phẳng.

I.M.Pavlov nhấn mạnh, giãn rộng xảy ra là do kim loại trượt trên bề mặt tiếp xúc, phần ở thành bên có hướng chuyển đến mặt tiếp xúc (xoay), và giãn rộng phần giữa chiều cao nhiều hơn (hình tang trống). Theo tài liệu P.I.Polukhin giãn rộng các lớp kim loại ở giữa có tỷ trọng lớn nhất trong toàn lượng giãn rộng.

5.2. CÁC YẾU TỐ ẢNH HƯỞNG ĐẾN GIÃN RỘNG

Khi biến dạng trong quá trình cán, kim loại chảy theo hai hướng – dọc (vuốt dài) và ngang giãn rộng. Biến dạng dọc mạnh hơn, nghĩa là phần lớn kim loại khi bị ép chảy theo hướng cán. Một lượng kim loại ít hơn chảy theo hướng giãn rộng. Lượng giãn rộng trong cán được xác định bằng tỷ số trở kháng chảy trên hai hướng dọc và ngang. Khi trở kháng trên hai hướng bằng nhau thì lượng vuốt dài và lượng giãn rộng bằng nhau.

Có rất nhiều yếu tố ảnh hưởng đến lượng giãn rộng, khi thay đổi chúng thì tỷ lệ trở kháng theo hai hướng cũng thay đổi.

Theo định luật trở kháng nhỏ nhất, tất cả các yếu tố làm giảm trở kháng chảy dọc (σ_z), đều tăng cường vuốt dọc đồng thời giảm giãn rộng, và ngược lại.

Về mặt lý thuyết, tỷ lệ biến dạng dọc và ngang có thể biểu thị:

$$\frac{\lg \lambda}{\lg \beta} = \frac{\sigma_2}{\sigma_3},$$

trong đó: $\lg \lambda$ và $\lg \beta$ - lôgarit hệ số vuốt dài và giãn rộng;

σ_2 và σ_3 - ứng suất ngang và dọc trong vùng biến dạng.

1. Ảnh hưởng của hệ số ma sát

Phụ thuộc vào kích thước vùng biến dạng, khi tăng hệ số ma sát có thể dẫn đến tăng hoặc giảm lượng ép.

Đặc điểm ảnh hưởng của hệ số ma sát đến giãn rộng trong nhiều trường hợp phụ thuộc vào tỷ số $\frac{b_{TB}}{l_d}$. Khi tăng hệ số ma sát thì lực ma sát cản trượt ở cả hai phía dọc và ngang đều tăng. Nếu lực ma sát cản trượt dọc tăng nhiều hơn thì lượng giãn rộng tăng và ngược lại lực ma sát cản trượt dọc tăng ít hơn thì lượng giãn rộng giảm. Ví dụ khi tỷ số $\frac{b_{TB}}{l_d}$ nhỏ (vùng biến dạng hẹp) thì lực cản theo hướng dọc (σ_3) tăng và độ vuốt giảm, lượng giãn rộng tăng.

Các yếu tố làm tăng hệ số ma sát như nhiệt độ cán, độ mòn trục v.v...đều làm cho lượng giãn rộng tăng.

Khi cán các tấm rộng bản và chiều dài vùng biến dạng lại ngắn, nghĩa là $\frac{b_{TB}}{l_d}$ lớn, thì ứng suất σ_2 tác dụng theo hướng ngang lớn hơn rất nhiều so với chiều dọc σ_3 . Chính vì vậy khi tăng $\frac{b_{TB}}{l_d}$ ứng suất dọc tăng với mức độ ít hơn vì có chiều dài vùng biến dạng nhỏ. Vì vậy trong trường hợp cán các tấm rộng bản thì hệ số ma sát có tăng cũng không ảnh hưởng nhiều tới giãn rộng.

2. Ảnh hưởng của lượng ép

Lượng ép là một thông số rất quan trọng của quá trình cán thép và cũng là yếu tố ảnh hưởng đến lượng giãn rộng tuyệt đối và tương đối. Nếu tăng lượng ép thì lượng giãn rộng cũng tăng. Sự gia tăng giãn rộng khi tăng lượng ép là do tác động của thể tích kim loại dịch chuyển theo chiều cao và ứng suất cản dọc.

Trên H.59 là đường cong chỉ số giãn rộng $K = \frac{\Delta b}{\Delta h}$ phụ thuộc vào lượng ép tương đối (số liệu của Pavlov I.M.). Thực nghiệm cho thấy, đường cong có cực đại tại điểm tương

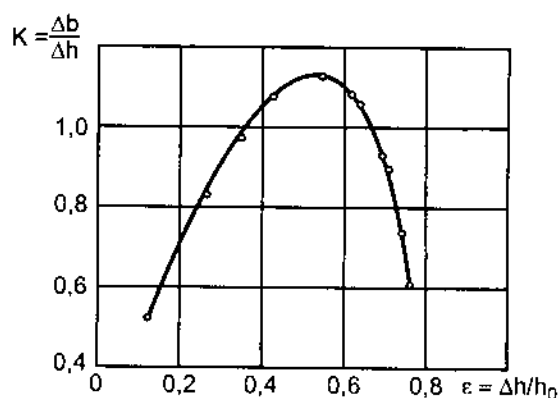
ứng với lượng ép tương đối có giá trị trong khoảng 0,5-0,55. Sự phụ thuộc này là kết quả ảnh hưởng của hai yếu tố tác động đối ngược nhau.

Yếu tố thứ nhất là lượng ép. Rõ ràng, trong điều kiện cán như nhau, khi lượng ép tăng, thể tích kim loại chuyển động theo chiều ngang cũng tăng. Yếu tố thứ hai là sự giảm ứng suất nén dọc do thay đổi vị trí điểm đặt lực tổng hợp ở hai phía phải và trái tiết diện trung hoà do lượng ép tăng. Trong trường hợp lượng ép nhỏ yếu tố thứ nhất ảnh hưởng ít, còn khi lượng ép lớn – yếu tố hai.

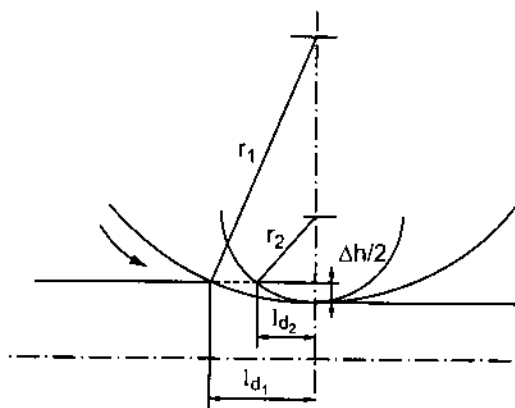
3. Ảnh hưởng của đường kính trục cán

Khi tăng đường kính trục (D), với giả thiết các điều kiện khác là như nhau thì lượng giãn rộng tăng do chiều dài vùng biến dạng tăng (H.60: $l_{d1} > l_{d2}$). Khi đó tổng hợp lực ma sát trên bề mặt tiếp xúc ở hai vùng vượt và vùng trễ có chiều hướng về tiết diện trung hoà cũng tăng lên. Như vậy, rõ ràng kết quả là trở kháng chảy theo hướng cán trở nên lớn hơn, nghĩa là ứng suất σ_3 tăng, cho nên độ biến dạng dần dài giảm, điều đó dẫn đến lượng giãn rộng phải tăng phù hợp với quy luật trở kháng nhỏ nhất. H.61 là đồ thị thực nghiệm thể hiện sự phụ thuộc của lượng giãn rộng vào đường kính trục cán.

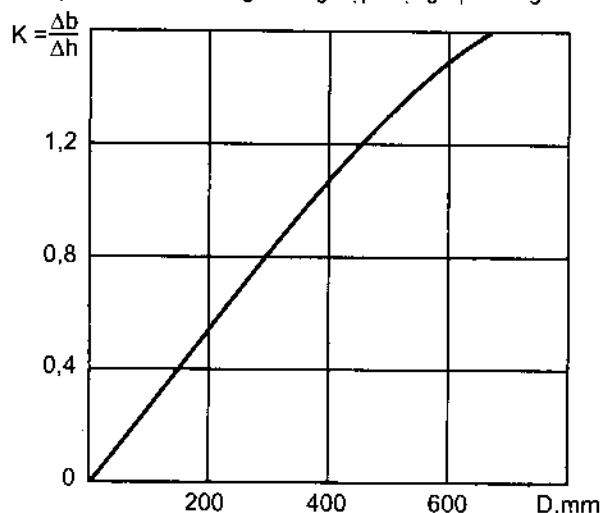
Từ đây rút ra quy luật quan trọng cho quá trình cán tấm mỏng: muốn có độ biến dạng giãn dài lớn, trong điều kiện cho phép về độ bền và độ chính xác, cần chọn đường kính nhỏ hơn. Nếu xét về đặc tính đàn hồi của trục và của kim loại, ta cũng có quy luật tương tự như vậy.



Hình 59. Sự phụ thuộc của chỉ số giãn rộng vào lượng ép tương đối ϵ .



Hình 60. Sơ đồ so sánh chiều dài vùng biến dạng khi bán kính trục khác nhau trong trường hợp lượng ép không đổi.



Hình 61. Ảnh hưởng của đường kính trục đến chỉ số giãn rộng.

4. Ảnh hưởng của thành phần kim loại cán

Thí nghiệm xác định lượng giãn rộng của rất nhiều mác thép, đã được thực hiện và cho phép xác định một cách định tính quan hệ giữa lượng ép và thành phần hoá học. Lượng giãn rộng của thép mềm ($C=0,1\%$) được coi là 1, hệ số m dùng cho các thép khác có mục đích thể hiện ảnh hưởng của thành phần hoá học đến giãn rộng, được trình bày trong bảng 7.

Để xác định lượng giãn rộng của thép hợp kim, cần tính Δb theo một trong số các công thức, kết quả nhân với m, như sau:

$$\Delta b_{\text{hợp kim}} = \Delta b_{\text{tính toán}} \cdot m. \quad (5.1)$$

Thành phần hoá học còn quyết định thành phần của chất xỉ và tính chất của chúng, nghĩa là thay đổi hệ số ma sát và như một hệ quả ảnh hưởng đến giãn rộng. Như đã biết, ví dụ thép crôm và thép nikel khi nâng nhiệt sẽ bị bao phủ một lớp xỉ khô, có tính dẻo kém, còn xỉ trên bề mặt thép gia công tốc độ cao có phần trăm lưu huỳnh cao, rất dẻo và có cả tính chảy lỏng.

Bảng 7. Hệ số ảnh hưởng của thành phần hoá học

Nhóm thép	Mác thép	Hệ số trung bình $K = \frac{\Delta b}{\Delta h}$	Hệ số điều chỉnh m
Sắt	Ct.1	0,93	1,00
Ledeburit	ЭРФІ	1,01	1,10
Peclit-mactenxit	ЭУ7А	1,15	1,24
"	ШХ15	1,20	1,29
"	Э16М	1,20	1,29
"	Эψ4	1,24	1,33
"	Э38ХМІОА	1,25	1,35
"	ЭУ107	1,25	1,35
Trung bình của nhóm:		1,21	1,31
Austenit	ЭУ69	1,26	1,36
	ЭУ100	1,32	1,42
	ЭХ12М	1,32	1,42
Trung bình của nhóm:		1,3	1,40
Austenit có pha dư	Э ІТ	1,34	1,44
	Э 3С	1,34	1,44
	ЭУ319	1,42	1,53
Trung bình của nhóm:		1,37	1,47
Ferrit	ЭУ341	1,43	1,55
	ЭУ307	1,45	1,56
Austenit có cacbit	ЭХН60	1,52	1,64

Đối với thép crôm và thép silic, lượng giãn rộng trong cán hình nhiều hơn thép cac bon, còn đối với thép gió, lượng giãn rộng ít hơn.

Trong cán hình có thể đưa ra quy tắc chung sau: các chất phụ gia đưa vào thép có mục đích làm tăng nhiệt độ chảy của xỉ thì làm tăng lượng giãn rộng, ngược lại chất nào làm giảm nhiệt độ chảy của xỉ thì làm giảm giãn rộng.

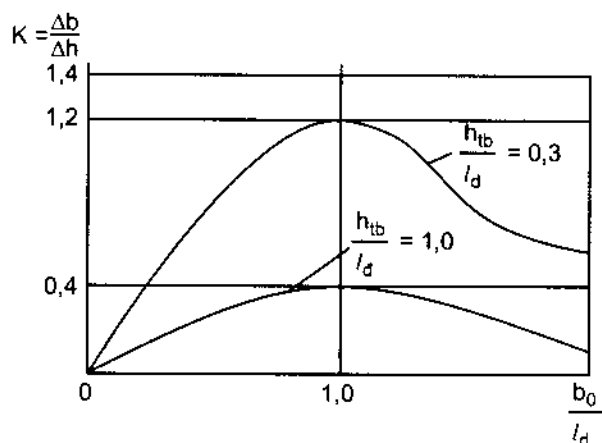
5. Ảnh hưởng của các thông số vùng biến dạng l_d , h_{TB} và b_{TB}

Thí nghiệm cho thấy, tỷ lệ các thông số vùng biến dạng, các kích thước trước và sau lần cán có ảnh hưởng đến chỉ số giãn rộng.

H.62 biểu thị sự phụ thuộc của chỉ số giãn rộng đối với tỷ số của chiều rộng ban đầu, chiều cao trung bình vùng biến dạng và chiều dài vùng biến dạng.

Từ đồ thị ta thấy tỷ số $\frac{h_{tb}}{l_d}$

giảm thì giãn rộng tăng: trong điều kiện các thông số khác không đổi, phôi càng mỏng chỉ số giãn rộng càng tăng. Tỷ số $\frac{b_0}{l_d}$ tăng



Hình 62. Ảnh hưởng của tỷ số $\frac{b_0}{l_d}$ và $\frac{h_{tb}}{l_d}$ đến chỉ số giãn rộng

$$K = \frac{\Delta b}{\Delta h} \text{ (theo I.A. Tarnovskii)}$$

đến 1 chỉ số giãn rộng tăng, và sau đó giảm xuống. Sự tăng của $K = \frac{\Delta b}{\Delta h}$ khi giảm $\frac{h_{tb}}{l_d}$ có

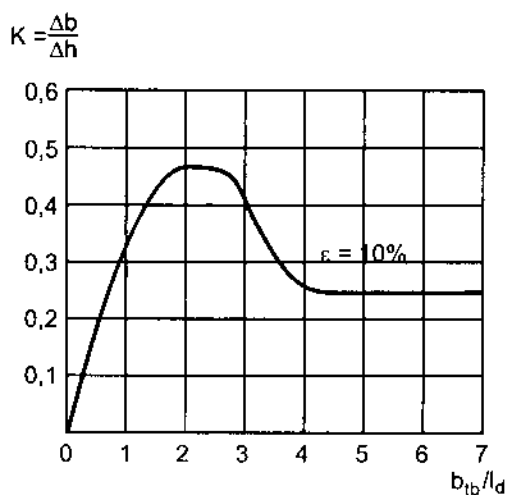
thể được giải thích là cùng một thể tích kim loại chuyển dịch ngang, nếu chiều cao nhỏ thì trị số giãn rộng tuyến tính tăng, vì $\Delta h = \text{const}$ nên giá trị K lớn hơn. Sự giảm

chỉ số giãn rộng khi $\frac{b_0}{l_d} > 1$ được giải

thích bằng sự chuyển đổi hình dáng vùng biến dạng (hình chiếu bằng) từ hẹp sang rộng (khi $b_0 > l_d$), trong đó trở kháng chảy ngang tăng và giãn rộng giảm.

Trên H.63 là đồ thị phụ thuộc của chỉ số giãn rộng vào tỷ số $\frac{b_{tb}}{l_d}$ trong trường

hợp cán $\varepsilon = 10\%$. Từ đồ thị suy ra, chỉ số



Hình 63. Ảnh hưởng của b_{tb}/l_d đến chỉ số giãn rộng (theo Zibel).

giãn rộng tăng mạnh đến $K=1$, sau đó cường độ gia tăng giảm dần với $\frac{b_{tb}}{l_d} = 2$. Trong

khoảng $\frac{b_{tb}}{l_d} > 3 \div 4$ chỉ số giãn rộng hầu như không đổi. H.64 thể hiện sự thay đổi hệ số

giãn rộng $\beta = \frac{b_1}{b_0}$ phụ thuộc vào thông số $\frac{l_d}{h_{tb}}$, trong đó $\beta_1 = \frac{b_1}{b_0}$; $\beta_2 = \frac{b_2}{b_0}$; $\beta_3 = \frac{b_3}{b_0}$

và $\beta = \frac{b}{b_0}$,

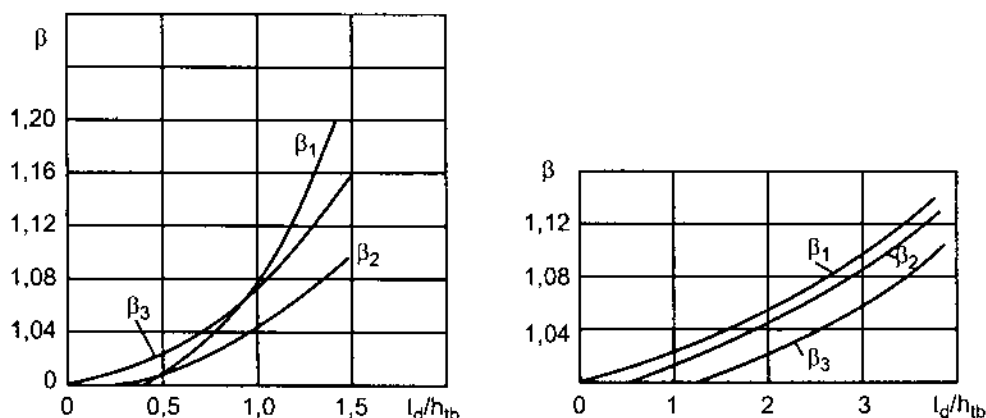
b_1 – chiều rộng của phôi trên độ cao giữa;

b_2 – chiều rộng phôi tại mặt tiếp xúc với trục;

b_3 – chiều rộng lớn nhất của phôi tại điểm phình tang trống;

b – chiều rộng trung bình sau lần cán.

Khi cán các tấm có chiều dày lớn (H.64, a) kim loại bắt đầu giãn rộng tại các lớp tiếp xúc với trục (β_3), sau đó xảy ra hiện tượng phình tang trống kép. Sự tăng lượng ép (nghĩa là tăng $\frac{l_d}{h_{tb}}$) gây nên biến dạng ngang tại các lớp tiếp xúc với trục (β_2), sau đó là các lớp trung gian ở giữa (β_1).



Hình 64. Sự thay đổi hệ số giãn rộng phụ thuộc vào thông số l_d/h_{tb} : a) $h/D = 0,17$; b) $h/D = 0,52$; β_1 hệ số giãn rộng các thớ kim loại giữa phôi; β_2 - trên biên; β_3 các thớ lân cận biên tiếp xúc; β - hệ số giãn rộng trung bình

Tại điểm biến dạng dẻo xuất hiện trên toàn bộ chiều cao của phôi ($\frac{l_d}{h_{tb}} > 0,3$) (H.64,

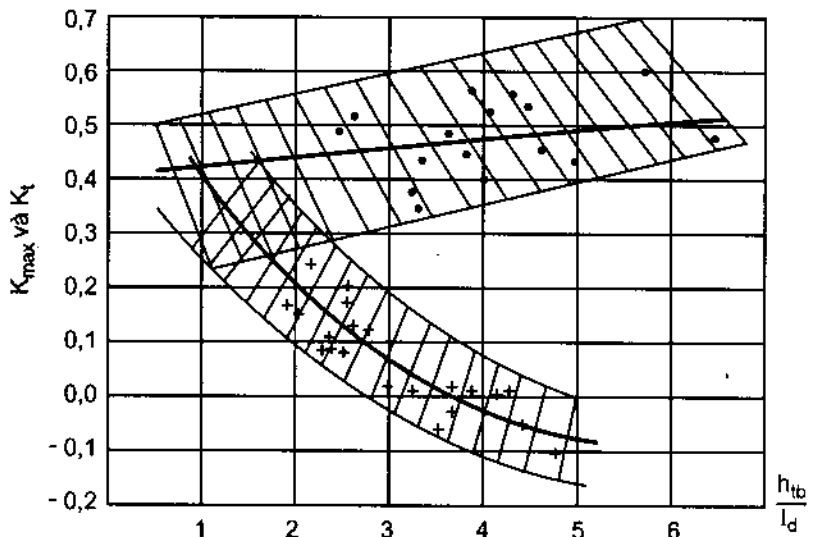
a), chảy ngang của các lớp giữa (β_1) của kim loại có cường độ cao hơn các lớp khác khi $\frac{l_d}{h_{tb}}$ tăng. Điều này dẫn đến việc thay đổi hình dạng bên ngoài của phôi - có phần lồi ở giữa.

H.65 là kết quả nghiên cứu của V.M.Klimenco, thể hiện sự phụ thuộc của các chỉ số giãn rộng

$K_{\max}$, $K_{\text{tâm}}$ vào $\frac{h_{\text{tb}}}{l_d}$.

$$K_{\max} = \frac{\Delta b_{\max}}{\Delta h},$$

$K_{\text{tâm}} = \frac{\Delta b_{\text{tâm}}}{\Delta h}$ (ở các lớp giữa phôi), trong đó $\Delta b_{\text{tâm}}$ – lượng giãn rộng tuyệt đối của các lớp ở giữa; $\Delta b_{\max}$ – lượng giãn rộng tuyệt đối lớn nhất có trên chiều cao.



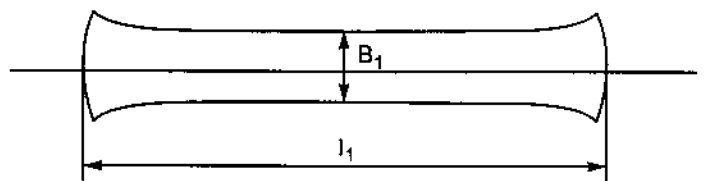
Hình 65. Sự phụ thuộc của chỉ s giãn rộng $K_{\max}$ và K_t vào tỷ số h_{tb}/l_d , khi cán phôi lớn (bliumin).

Trong trường hợp $\frac{l_d}{h_{\text{tb}}} < 0,3$ hoặc $\frac{l_d}{h_{\text{tb}}} > 3 \div 3,5$ thì tại các lớp giữa xảy ra hiện tượng co.

6. Ảnh hưởng của vùng ngoài

Vùng ngoài có ảnh hưởng rất lớn đến giãn rộng và ngay cả sự phân bố biến dạng theo chiều cao.

Tác động của vùng ngoài đến giãn rộng là sự đồng đều hoá hệ số vượt dài, tức cân bằng lượng biến dạng trên hướng cán. Do tác dụng của vùng ngoài, ứng suất kéo dọc xuất hiện không chỉ ở các phần tiếp xúc bên cạnh mà nó xuất hiện chủ yếu ở các phần kim loại ngoài vùng tiếp xúc khi vào và ra khỏi trục. Trong vùng lân cận của chúng xuất hiện ứng suất nén dọc, sao cho trên mỗi tiết diện chúng cân bằng với các ứng suất kéo. Như đã biết, các đầu phôi, vì không có vùng ngoài nên luôn giãn rộng lớn nhất (H.66).

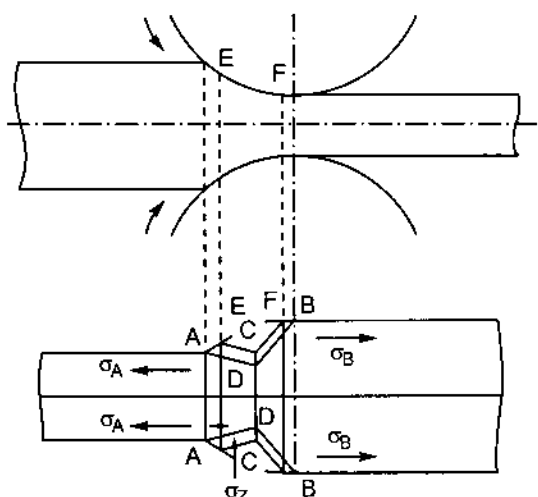


Hình 66. Lượng giãn rộng tại hai đầu phôi lớn hơn ở giữa.

A.A.Xelicov đưa ra khái niệm ảnh hưởng của các ứng suất kéo và nén dọc xuất hiện trong vùng ngoài đến lượng giãn rộng. Ký hiệu ứng suất dọc tác dụng trên các điểm A và B (H.67), là σ_A và σ_B . Nhờ có các ứng suất kéo này mà ứng suất nén trong vùng biến dạng xuất hiện bởi ảnh hưởng của ma sát, đã giảm mạnh, chính vì vậy đường cân bằng ứng suất dọc và ngang σ_x và σ_z không đi qua các điểm A, D và B; chúng chuyển dịch xa

các vùng ngoài và có vị trí tại đường EC_1 và C_1F . Như vậy, vùng ngoài đã làm giảm diện tích kim loại biến dạng ngang. Nếu như các ứng suất σ_A và σ_B đủ lớn, sao cho áp lực lớn nhất xuất hiện trên đường GG không quá giá trị $2k$, thì vùng biến dạng ngang sẽ mất và kim loại không chảy ngang nữa.

Vùng ngoài cản trở chảy ngang, trong cùng lúc chịu tác dụng mạnh của ứng suất, nhờ đó mà độ giãn dài của các vùng ở tâm và ở biên cân bằng nhau. Vì vậy, ứng suất kéo xuất hiện hai bên cạnh phôi, do có giãn rộng cân phải lớn nhất trên toàn bộ mặt biên tiếp xúc với vùng ngoài, tức tại lân cận điểm A và B. Trong vùng giãn rộng các ứng suất này nhỏ hơn vì chúng đã giảm do tác dụng của lực ma sát.

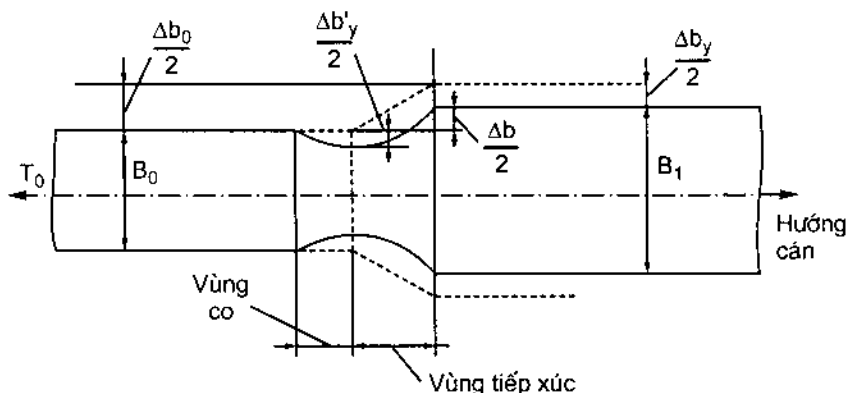


Hình 67. Sự dịch chuyển vùng giãn rộng quy ước (nét đứt) do ảnh hưởng của vùng cứng ngoài.

7. Ảnh hưởng của lực kéo

Thí nghiệm đầu tiên về ảnh hưởng của kéo căng đến giãn rộng trong cán nóng đã được V.P.Kalenin nghiên cứu. Phôi cán có tiết diện khác nhau (hình chữ nhật, thép góc, chữ U), được cán trên máy có đường kính $D = 400$ mm, lực kéo trước và sau được các xi lanh thuỷ lực chuyên dụng cho mục đích thí nghiệm tạo lên. Vật liệu là thép cac bon thấp. Nhiệt độ cán bằng 950°C . Lực kéo trước và sau thay đổi từ 0 đến $8,6 \text{ kG/mm}^2$, lớn hơn thì phôi bị đứt.

Kết quả nghiên cứu đã xác nhận, lực kéo trước không ảnh hưởng mấy tới giãn rộng, ngay cả khi lực kéo làm cho kim loại đứt. Lực kéo sau thì ngược lại, ảnh hưởng rất mạnh đến giãn rộng và tạo nên co thắt. Thực nghiệm cho thấy tại lân cận điểm vào trục, chiều ngang phôi bị co lại, và tại tiết diện vào chiều ngang phôi nhỏ hơn chiều ngang ban đầu b_0 của phôi (H.68).



Hình 68. Vùng co ngang khi cán có lực kéo sau - T_0 .

Chính vì vậy, lượng giãn rộng thực tế nhỏ hơn rất nhiều so với trường hợp cán không có kéo sau:

$$\Delta b < \Delta b_0,$$

trong đó: Δb – lượng giãn rộng thực tế khi có kéo sau;

Δb_0 – lượng giãn rộng khi không có kéo sau.

Tổng độ co, nghĩa là lượng giảm độ giãn rộng do có lực kéo sau gây nên:

$$\Delta b_y = \Delta b_0 - \Delta b.$$

Ví dụ, thí nghiệm cán với kích thước phôi 15x25 mm; $\varepsilon=33\%$, thép Ct.3, $t=900-950^{\circ}\text{C}$, lượng giãn rộng đo được bằng 5,6 mm. Nếu có lực kéo sao cho ứng suất $\sigma_0 = 7 \text{ kG/mm}^2$, thì Δb_T sẽ bằng 4,5 mm. Như vậy lượng giãn rộng giảm từ 5,6 mm xuống 1,1 mm, tức là giảm 5 lần.

8. Ảnh hưởng của lượng biến dạng thành phần

Với lượng ép tổng là như nhau, trong cùng điều kiện cán như nhau thì khi số lần cán ít và nhiều khác nhau ta có tổng lượng giãn rộng sẽ khác nhau, cụ thể khi số lần cán ít hơn lượng giãn rộng sẽ lớn hơn, ngược lại khi cán làm nhiều lần, lượng giãn rộng sẽ nhỏ hơn. Số liệu thí nghiệm thể hiện trên bảng 8, tác giả U.M. Trizicov đã đưa ra ví dụ về sự ảnh hưởng của số lần cán đến giãn rộng khi cán thép có thành phần cac bon $C=0,1\%$.

Bảng 8. Ảnh hưởng của số lần cán đến giãn rộng

Nhiệt độ $^{\circ}\text{C}$ cán	Số lần cán	Lượng ép tương đối, %	Giãn rộng Δb , mm
925	6	75,4	17,5
920	1	75,1	33,5

Điều này có thể giải thích, khi cán nhiều lần chiều dài vùng biến dạng nhỏ hơn khi chiều rộng không đổi, ứng suất dọc sẽ nhỏ hơn, nghĩa là kim loại chảy dọc nhiều hơn, giảm giãn rộng. Hiện tượng trên xảy ra đối với mỗi lần cán và tổng lượng giãn rộng nhỏ hơn so với cán một lần.

5.3. CÁC CÔNG THỨC TÍNH GIÃN RỘNG

Hiện nay có rất nhiều công thức tính lượng giãn rộng khi cán phôi trên trục hình trụ phẳng. Đa số các công thức được thiết lập bằng thực nghiệm, tuy nhiên trong những thập kỷ gần đây đã có nhiều cố gắng thiết lập công thức với những đơn giản hoá và sử dụng nhiều hệ số tra cứu thực nghiệm.

Có thể nhấn mạnh rằng, nhiều công thức chỉ phản ánh các trường hợp cán riêng biệt, tương ứng với một số điều kiện biến dạng nhất định trên trục cán. Ta xem xét một số công thức có giá trị sử dụng thực tế.

Một trong những công thức đầu tiên được Jez đưa ra (1929), có dạng

$$\Delta b = K(h_0 - h_1) = K\Delta h. \quad (5.2)$$

Công thức cho thấy, ngoài lượng ép tuyệt đối, nó không tính đến một thông số cơ bản nào khác. Hệ số “K” bao gồm ảnh hưởng tất cả các thông số và là ẩn số chưa biết. Đối với từng trường hợp cán riêng biệt, hệ số “K” được xác định bằng thực nghiệm. Đó là một số bất kỳ lớn hơn zero.

Tiếp theo là công thức của X.N.Petrov (1917):

$$\Delta b = C \frac{\Delta h}{h_1} \sqrt{R \Delta h}, \quad (5.3)$$

trong đó: C – hệ số.

Công thức (5.3) cho thấy lượng giãn rộng không những phụ thuộc vào lượng ép mà còn phụ thuộc vào chiều dài vùng biến dạng. Công thức này vẫn có nhược điểm: hệ số C chưa biết, lượng ép tương đối $\frac{\Delta h}{h_1}$ không phản ánh chính xác quá trình cán, chưa tính đến chiều rộng của phôi cán và hệ số ma sát của quá trình cán.

Sau đó, công thức tương tự được đưa ra trong tài liệu của E.Zibel (1934)

$$\Delta b = C \frac{\Delta h}{h_0} \sqrt{R \Delta h}, \quad (5.4)$$

trong đó: C = 0,35 – 0,45. Giới hạn trên của hằng số “C” dùng cho các loại thép có độ bền cao hơn. Ưu điểm của công thức (5.4) so với công thức (5.3) là nó có chứa lượng ép tương đối $\frac{\Delta h}{h_0}$, phản ánh đúng hơn quá trình cán.

Cần phải nói rằng, công thức (5.4) hiện nay vẫn được sử dụng vì tính chất đơn giản của nó.

Công thức sau, do X. I. Gubkin xác định bằng thực nghiệm [58] cũng thường được sử dụng

$$\Delta b = \left(1 + \frac{\Delta h}{h_0}\right) \left(f \sqrt{R \Delta h} - \frac{\Delta h}{2}\right) \frac{\Delta h}{h_0}, \quad (5.5)$$

f – hệ số ma sát.

Nhược điểm của công thức (5.5), cũng như các công thức ở trên là không tính đến chiều rộng của phôi cán.

Trong số các công thức tính giãn rộng đã được đưa ra thì công thức của A.P.Trecmarev có nhiều giá trị thực tế. Sau đây là quá trình thiết lập công thức tính giãn rộng của A.P.Trecmarev. Các ký hiệu được sử dụng là của tác giả.

Tỷ số giữa độ giãn dài và độ giãn rộng có thể viết dưới dạng

$$\frac{\ln \frac{l}{z}}{K \ln \frac{b}{B}} \approx (1 + \alpha) \left(\frac{B_c}{R \alpha} \right)^n \frac{H + h}{2h \left(1 + f_y \frac{R \alpha}{B_c} \right)},$$

trong đó: $1 + \alpha$ – thừa số, tính đến ảnh hưởng của độ nghiêng bề mặt trục cán;

B_c – chiều rộng trung bình trong vùng biến dạng;

n – chỉ số tính đến hình dạng của vùng biến dạng trên mặt bằng;

$$\frac{H + h}{2h \left(1 + f_y \frac{R\alpha}{B_c} \right)} - \text{thừa số tính đến ảnh hưởng của ma sát và chiều dày phôi};$$

K - hệ số hạn chế giãn rộng khi cán trong lỗ hình (khi cán trên trục phẳng ta có $K=1$);

$R\alpha$ - chiều dài cung biến dạng.

Thay thế $\ln \frac{1}{z}$ bằng $\ln \frac{H}{h} - \ln \frac{b}{B}$, sau biến đổi ta có:

$$\ln \frac{b}{B} = \frac{K \ln \frac{H}{h}}{1 + (1 + \alpha) \left(\frac{B_c}{R\alpha} \right)^n \frac{H + h}{2h \left(1 + f_y \frac{R\alpha}{B_c} \right)}}. \quad (5.6)$$

Trên thực tế các hệ số ép được lấy như sau: $\ln \frac{H}{h} \approx 2 \frac{H - h}{H + h}$ và $\ln \frac{b}{B} \approx 2 \frac{b - B}{b + B}$, ta có

$$b - B = \frac{2KB_c(H - h)}{(H + h) \left[1 + (1 + \alpha) \left(\frac{B_c}{R\alpha} \right)^n \right] \frac{H + h}{2h \left(1 + f_y \frac{R\alpha}{B_c} \right)}}. \quad (5.7)$$

Thí nghiệm theo công thức trên cho thấy thừa số có xét đến ảnh hưởng của hệ số ma sát xấp xỉ 1, chính vì vậy có thể bỏ qua. Khi đó công thức có dạng:

$$\Delta b = \frac{2KB_c(H - h)}{(H + h) \left[1 + (1 + \alpha) \left(\frac{B_c}{R\alpha} \right)^n \right]}. \quad (5.8)$$

Khi sử dụng công thức trên chú ý, nếu $B \leq R\alpha$, thì $n=1$; khi $B \geq R\alpha$ thì $n=2$.

Khi thiết kế trục cán, tính toán được tiến hành ngược hướng cán, chiều rộng sau lần cán “b” biết trước và yêu cầu phải tìm chiều rộng trước lần cán “B”. Trong trường hợp như vậy B_c của công thức (5.8) được thay bằng “b”.

Nhược điểm của công thức (5.8) trên là không có mặt hệ số ma sát; giá trị chỉ số n khi $B = R\alpha$ là chưa biết; hệ số K đối với cán trên trục hình trụ trơn là không cần, và khi cán trong lỗ hình tác giả đề xuất $K = 0,6 \div 0,8$.

Công thức của Baxtinov cũng được sử dụng trên thực tế:

$$\Delta b = 1,15 \frac{\Delta h}{2h_0} \left(\sqrt{R\Delta h} - \frac{\Delta h}{2f} \right). \quad (5.9)$$

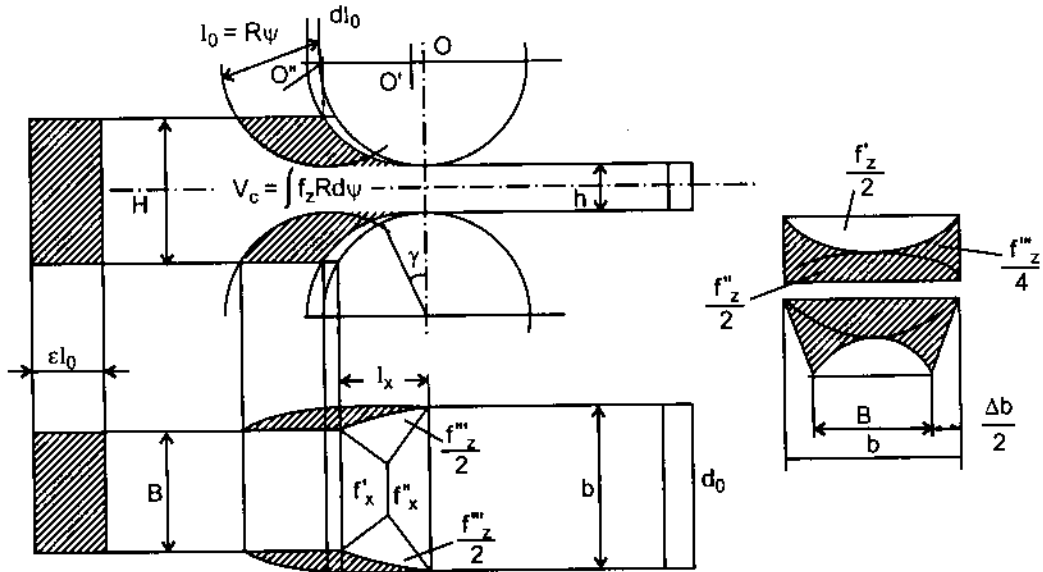
Công thức (5.9) là công thức lý thuyết. Cơ sở của lời giải là sự phân bố thể tích kim loại bị ép theo các hướng giãn rộng, vượt và trễ tỷ lệ với công dịch chuyển từng phần:

$$\text{giãn rộng} \quad \frac{V_{\Delta b}}{V_{\Delta h}} = \frac{A_{\Delta b}}{A_{\Delta h}};$$

$$\text{vượt} \quad \frac{V_V}{V_{\Delta h}} = \frac{A_V}{A_{\Delta h}};$$

$$\text{trễ} \quad \frac{V_T}{V_{\Delta h}} = \frac{A_T}{A_{\Delta h}}.$$

Trên H.69 quá trình cán được thể hiện như một sơ đồ ép từng phần liên tục giữa hai trục quay quanh các tâm tức thời o' , o'' .



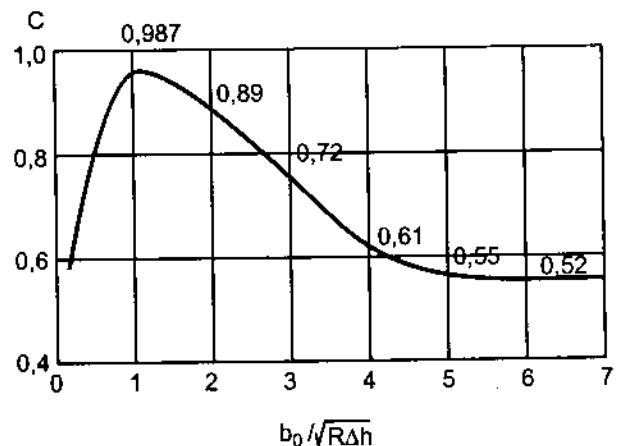
Hình 69. Vị trí các mặt mũi phía trước và phía sau của phôi thay đổi vị trí khi giả thiết quá trình cán được thay bằng quá trình lăn trục trên phôi.

Công thức (5.9) không tính đến ảnh hưởng của chiều rộng vật cán. Độ chính xác của công thức phụ thuộc vào tỷ số b_0/l_d . Đối với vùng biến dạng rộng ($b_0/l_d > 1$) công thức cho kết quả tốt hơn.

Ta xem xét công thức lý thuyết được A.I.Xelicov công bố năm 1953. Lượng ép tính toán theo công thức này rất phù hợp với thực nghiệm.

$$\Delta b = C \Delta h \left(2 \sqrt{\frac{R}{\Delta h}} - \frac{1}{f} \right) \varphi \left(\frac{\Delta h}{h_0} \right), \quad (5.10)$$

trong đó: C – hệ số, phụ thuộc vào tỷ số giữa chiều rộng phôi và chiều dài vùng biến dạng, được xác định theo đồ thị H.70;



Hình 70. Ảnh hưởng của chiều rộng phôi cán đến hệ số giãn rộng.

$$\varphi\left(\frac{\Delta h}{h_0}\right) = 2\left(\frac{h_1}{\Delta h}\right)^2 \ln \frac{h_0}{h_1} - \frac{2h_1}{\Delta h} + 1 -$$

hàm số, giá trị của nó có thể tính theo đồ thị H.71.

$$C = 1,34 \left(\frac{b_0}{\sqrt{R\Delta h}} - 0,15 \right) e^{0,15 \frac{b_0}{\sqrt{R\Delta h}}} + 0,5$$

Khi thiết lập công thức (5.10) tác giả dựa trên quan niệm rằng, tất cả thể tích kim loại trong phạm vi của vùng bên cạnh ABD (H.72) biến dạng theo hướng giãn rộng. Công thức (5.10) nhận được bằng những đơn giản hoá là giãn rộng chỉ có trong vùng trề còn trong vùng vượt có thể bỏ qua và cũng biến dạng được thay bằng dãn cung.

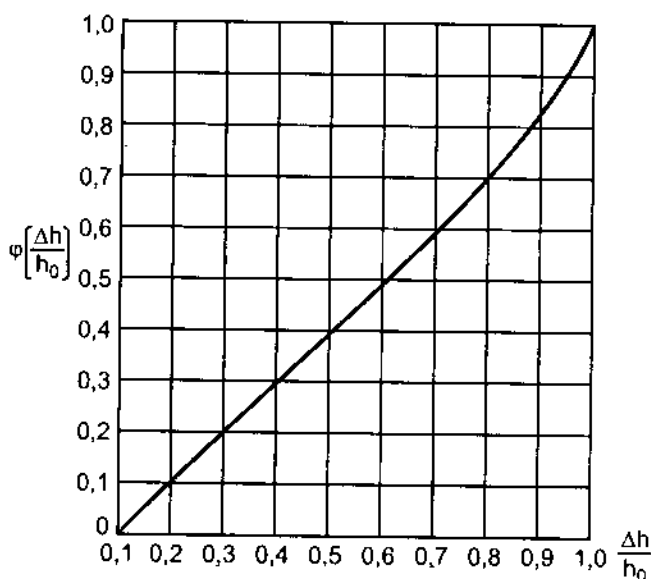
Từ việc cân bằng thể tích các phân tố kim loại chuyển dịch, ta có phương trình:

$$db_x = 2z \frac{dh_x}{h_x} \quad (5.11)$$

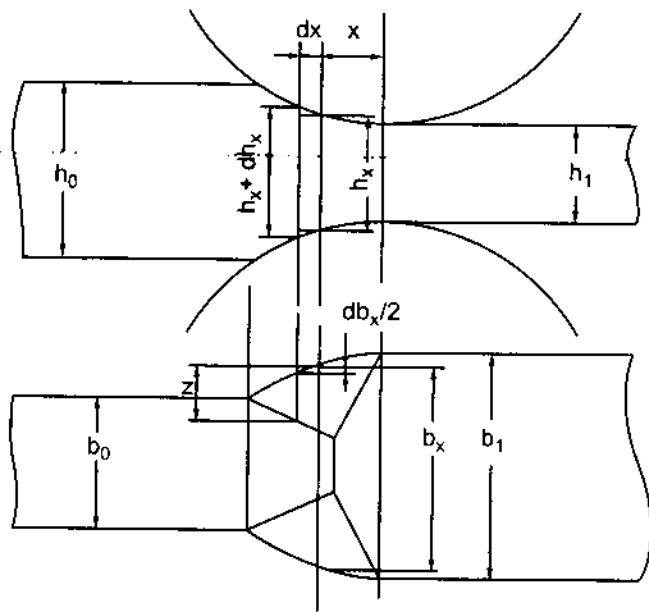
Quan hệ giữa z và h_x được xác định từ điều kiện sau. Trên biên hai vùng bên, một phía là vùng trề và vượt, phía khác là mặt biên bên - giá trị ứng suất trung bình theo chiều cao σ_z và dọc σ_x là bằng nhau. Từ phương trình trên ta có:

$$dz = \frac{1}{2} \left(\frac{2K}{\tau_z} \pm \frac{\tau_x}{\tau \cdot \operatorname{tg} \varphi} \right) h_z \frac{dh_x}{h_x} \quad (5.12)$$

Sau một số đơn giản hoá và tích phân phương trình, giá trị z nhận được thay thế vào phương trình (5.11) và tích phân lần thứ hai sẽ được hàm số b_x phụ thuộc vào biến số x (xem chi tiết mục sau). Công thức đã tính đến điều kiện ma sát và có chứa hệ số ma sát của quá trình cán ổn định (f_y). Thế nhưng tất cả các tác giả khuyến cáo nên sử dụng hệ số ma



Hình 71. Sự phụ thuộc của hàm $\varphi(\Delta h/h_0)$ vào lượng ép tương đối.



Hình 72. Sơ đồ xác định thể tích kim loại chuyển động theo hướng giãn rộng.

sát khi ăn phôi. Hạn chế này chưa ai đề cập tới. Rất có thể vì lý do khi thay thế f_y bằng f_z thì kết quả tính toán sát thực hơn.

Tất cả các công thức đưa ra ở trên đều áp dụng trong điều kiện cán trên trục hình trụ, không xét đến sự biến dạng không đều theo chiều cao. Chính vì vậy trong trường hợp cán các phôi chiều cao lớn, khi $\frac{l_d}{h_{tb}} < 0,5$, thì chúng không cho kết quả đúng với thí nghiệm.

V.M.Klimenko đưa ra các công thức thực nghiệm để xác định lượng giãn rộng khi cán các thỏi thép lớn với các tỷ số $\frac{h_{tb}}{D_c} = 0,48 \div 0,665$ và $\frac{H_0}{B_0} = 0,70 \div 1,26$.

Đối với thép các bon:

$$\Delta b_{tbn} = \frac{b_{n-1} \Delta h_{tbn}}{h_n} \left(0,555 \frac{\Delta h_{tbn}}{h_{n-1}} + 0,014 \right), \quad (5.13)$$

$$\Delta b_{\max n} = \Delta h_{tbn} \left(0,0133 \frac{\Delta h_{tbn}}{\sqrt{R \Delta h_{tbn}}} + 0,2943 \right). \quad (5.14)$$

Đối với thép hợp kim:

$$\Delta b_{tbn} = \frac{b_{n-1} \Delta h_{tbn}}{h_n} \left(1,21 \frac{\Delta h_{tbn}}{h_{n-1}} - 0,04 \right), \quad (5.15)$$

$$\Delta b_{\max n} = \Delta h_{tbn} \left(0,052 \frac{\Delta h_{tbn}}{\sqrt{R \Delta h_{tbn}}} + 0,211 \right), \quad (5.16)$$

trong đó: b_{n-1} – chiều rộng của phôi trước lần cán thứ n ;

Δh_{tbn} – lượng ép tuyệt đối của lần cán thứ n ;

h_n – chiều cao sau lần cán thứ n ;

h_{n-1} – chiều cao trước lần cán;

$h_{tbn} = \frac{h_{n-1} - h_n}{2}$ – chiều cao trung bình của phôi;

R – bán kính trục cán.

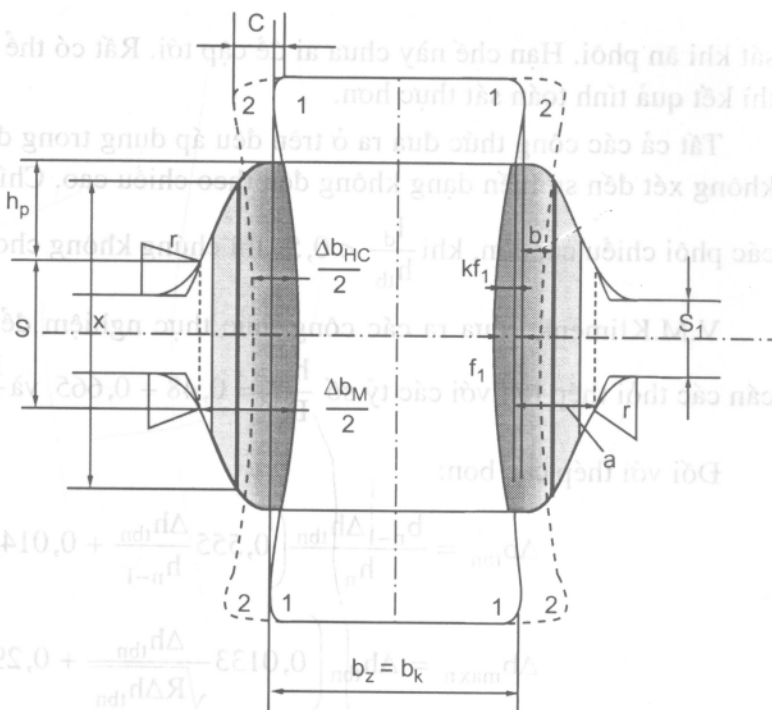
Công thức xác định giãn rộng trong lỗ hình hộp

Để tính toán kích thước lỗ hình hộp và thiết kế chế độ ép tối ưu khi cán trên máy cán phôi cần biết lượng giãn rộng lớn nhất có thể Δb_M và lượng giãn rộng hạn chế Δb_{HC} (H.73).

Khái niệm lượng giãn rộng trung bình sử dụng nhiều khi cán trên trục trụ phẳng không đúng trong trường hợp tính toán kích thước lỗ hình và tối ưu chế độ ép vì không tính đến khả năng hạn chế giãn rộng của các mặt bên.

Giãn rộng trong lỗ hình hộp không chỉ phụ thuộc vào các yếu tố đã biết, ảnh hưởng đến giãn rộng trong khi cán trên trục hình trụ phẳng, mà còn phụ thuộc vào kích thước lỗ hình và tỷ lệ của chúng với phôi đưa vào. Trong thực tế cán với lỗ hình hộp, có thể xảy ra hai trường hợp.

Trường hợp thứ nhất. Biết trước lỗ hình đã được thiết kế, yêu cầu xác định Δb_{HC} khi đã biết Δb_M , h và s . Trong trường hợp này cần biết chỉ số điền đầy lỗ hình, bằng phương pháp thực nghiệm



Hình 73. Sơ đồ xác định giãn rộng khi cán trong lỗ hình hộp.

$$\psi_K = \frac{S_{HC}}{S_M} = \frac{(h + x) \Delta b_{HC}}{(h + s) \Delta b_M}, \quad (5.17)$$

trong đó: S_{HC} – diện tích tiết diện phần giãn rộng hạn chế (phần gạch chéo trên hình vẽ 73);

S_M – diện tích tiết diện lớn nhất có thể giãn rộng (điểm tiếp xúc xa nhất là điểm chuyển tiếp bán kính lượn).

Trường hợp thứ hai. Yêu cầu thiết kế lỗ hình và chế độ ép. Để tính toán hình dạng lỗ hình, trước tiên cần xác định Δb_M (hoặc δ – độ dôi) phụ thuộc các yếu tố công nghệ đã cho. Sau khi đã xác định Δb_M thì các bước tính tiếp theo tương tự như ở bước một.

Trong các trường hợp đặc biệt, khi tính toán cần có hàm phụ thuộc ψ_K đối với lượng ép tương đối (H.74). Từ H.73 ta thấy

$$\Delta b_M = 2(a + kf_1 + C), \quad (5.18)$$

trong đó: $C = 0,5(b_K - b_Z)$;

b_K – chiều rộng đáy nhỏ lỗ hình;

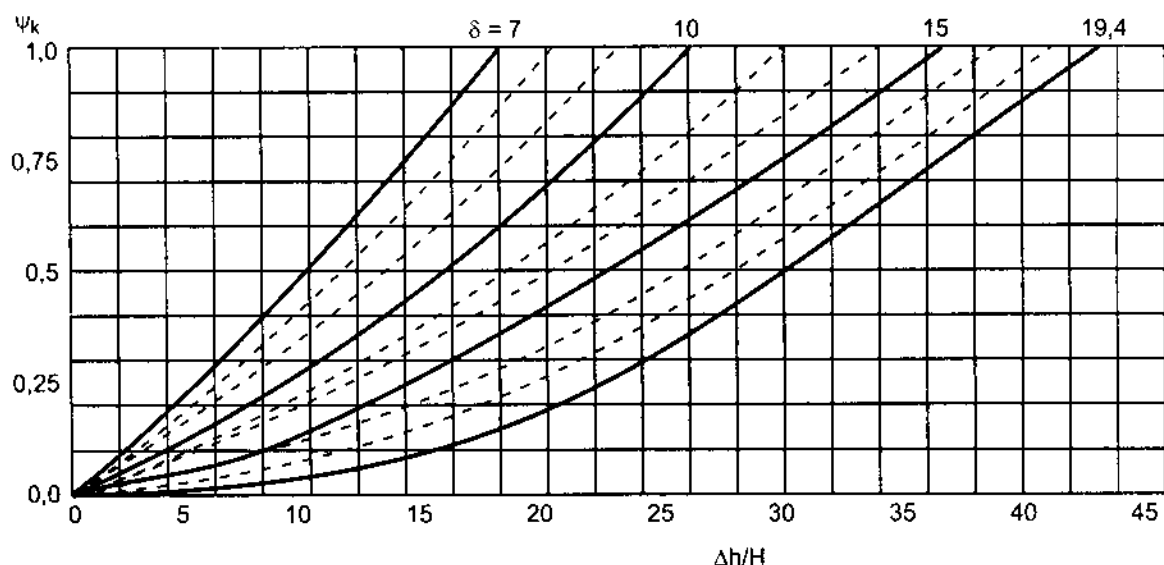
b_Z – chiều rộng phôi.

$$\Delta b_{HC} = 2(b + kf_1 + C). \quad (5.19)$$

Trong công thức (5.19) C có giá trị âm hoặc dương và phụ thuộc vào tỷ lệ b_K và b_P .

$$S_{HC} = (h + x)b, \quad (5.20)$$

$$S_M = (h + s)a, \quad (5.21)$$



Hình 74. Sự phụ thuộc của chỉ số điện đẩy lỗ hình vào lượng ép và độ nghiêng thành bên.

trong đó: $x = h - \frac{b}{a}(h - s)$. Thay thế giá trị x vào (5.20) ta có:

$$S_{HC} = \left[2h - \frac{b}{a}(h - s) \right] b. \quad (5.22)$$

Thay thế (5.21) và (5.22) vào (5.17) và giải đối với b ta có:

$$b = a \frac{h \pm \sqrt{h^2 - \psi_K(h^2 - s^2)}}{h - s}. \quad (5.23)$$

Công thức (5.23) cho kết quả rất tốt trong điều kiện có biến dạng đều, khi $h_{tb}/l_d < 2$ và $n = 1 - 2$.

Thay (5.23) vào (5.19) và chú ý $a = 0,5\Delta b_M - (kf_1 + C)$ và lấy dấu trừ trước dấu căn để có giá trị thực của Δb_{HC} , ta có:

$$\Delta b_{HC} = [\Delta b_M - 2(kf_1 + C)] \frac{h - \sqrt{h^2 - \psi_K(h^2 - s^2)}}{h - s} + 2(kf_1 + C). \quad (5.24)$$

Trong trường hợp điện đẩy lỗ hình, nghĩa là $\psi_K = 1$, $\Delta b_{HC} = \Delta b_M$, còn khi $\psi_K = 0$ và $\Delta b_{HC} = 0$, đây là điều cần có.

Từ phương trình (5.18):

$$\Delta b_M = \delta [h - s_1 - 2r(1 - \sin \varphi) + 2(kf_1 + C)], \quad (5.25)$$

$$s = s_1 + 2r(1 - \sin \varphi).$$

Độ dôi (δ) được xác định theo các công thức thực nghiệm phụ thuộc vào $\Delta h/h_p$:

$$\text{đối với } \frac{\sum_1^n \Delta h}{h_p} = 0,4 \div 0,9, \quad \delta = 0,65 \frac{\sum_1^n \Delta h}{h_0} - 0,06;$$

$$\frac{\sum_1^n \Delta h}{h_p} = 0,9 \div 1,24, \delta = 0,712 \frac{\sum_1^n \Delta h}{h_0} - 0,055;$$

$$\frac{\sum_1^n \Delta h}{h_p} = 1,44 \div 2,12, \delta = 0,52 \frac{\sum_1^n \Delta h}{h_0} - 0,007.$$

Đối với các mác thép hợp kim độ đôi cũng được xác định theo các công thức trên với hệ số điều chỉnh, đặc trưng cho mác thép hợp kim.

Đối với độ sâu cắt vào trục (cán phôi lớn):

$$h_p = 80 - 90 \text{ mm thì } \delta = 0,892 \frac{\sum_1^n \Delta h}{h_0} - 0,104.$$

Hệ số “k” trong các phương trình (173) và (174) với độ cong của phôi f_1 xác định như sau:

$$\text{đối với } \frac{h_{tb}}{D_c} > 0,5 \Rightarrow k = 0,45; \frac{h_{tb}}{D_c} < 0,5 \Rightarrow k = 0,65,$$

đối với các lỗ hình cuối trong cán phôi: $k=0,75$.

Trong trường hợp cán có chèn ép $a = \frac{b_p}{b_K} > 1,0$ lượng ép cực đại (5.26)

$$\Delta b_M = \delta [h - s_1 - 2r(1 - \sin \varphi) + 2kf_1],$$

còn lượng ép hạn chế:

$$\Delta b_{HC} = 1,6.C_Z (\Delta b_M - 2kf_1) \frac{h - \sqrt{h^2 - \psi_K (h^2 - s^2)}}{h - s} + 2kf_1, \quad (5.27)$$

hoặc là khi $f = 0$:

$$\Delta b_{HC} = 1,6.C_Z \Delta b_M \frac{h - \sqrt{h^2 - \psi_K (h^2 - s^2)}}{h - s},$$

trong đó: 1,6 – hệ số quy đổi;

$s=h-2h_p$ – khoảng cách giữa hai điểm chuyển tiếp của thành bên;

C_Z – hệ số ảnh hưởng của của chèn ép đến lượng giãn rộng hạn chế (H. 75).

Chiều sâu cắt vào trục của lỗ hình hộp khi cán phôi lớn (bliumin)

$$h_p = 0,262 \sum_1^n \Delta h + 38, \text{ mm} \quad (5.28)$$

Bán kính lượn tại đáy $r_2 = 0,1.b_p$ ở miệng lỗ hình $r_1 = (0,08-0,10)b_p$.

Khi $\frac{h_{tb}}{l_d} > 2$ và số lần cán $n \geq 2$ (không lật phôi), thì biến dạng theo chiều cao không đều, để tính lượng giãn rộng nên sử dụng công thức thực nghiệm của V.M.Klimenco:

$$\Delta b_{HC} = A \left[0,76 \left(\frac{\delta}{0,25} \right)^{9,5} \cdot \varepsilon + 1,84 \delta^{2,44} \varepsilon^2 \right] + 2(kf_l + C), \quad (5.29)$$

trong đó: A – hệ số tính đến số lần cán trong lỗ hình đang xét.

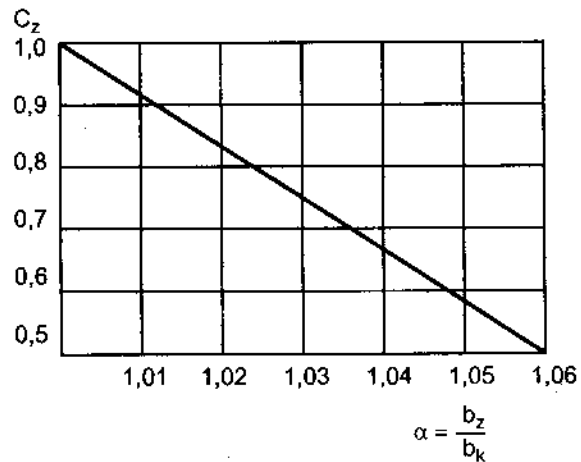
Đối với phôi lớn blumin ta có

$$A = \frac{\left(\frac{0,25}{\delta} \right)^2}{0,1(\varepsilon - 5n)},$$

khi cán trên máy 800: $A=1/n$;

$$\varepsilon = \frac{\sum_1^n \Delta h}{h_0} \cdot 100\% - \text{lượng ép tổng}$$

tương đối sau n lần cán không lật phôi.



Hình 75. Sự phụ thuộc hệ số điển đầy C vào hệ số chèn ép.

5.4. CƠ SỞ LÝ THUYẾT TÍNH GIÃN RỘNG

Giãn rộng là một trong số các vấn đề phức tạp và khó giải của lý thuyết cán. Điều này như đã thấy, rất nhiều tác giả quan tâm nghiên cứu, cũng như trong các tài liệu kỹ thuật tồn tại một số lý thuyết khác nhau và trên dưới 50 công thức đã được đưa ra để tính giãn rộng. Trong mục trên các công thức tiêu biểu đã được liệt kê theo từng nhóm. Khó khăn nhất trong tính giãn rộng là xét đến ảnh hưởng của chiều rộng phôi, ma sát và lực kéo.

Thực tế đã tồn tại hai giả thuyết trái ngược nhau liên quan đến sự phân bố giãn rộng theo chiều vuông góc với hướng cán. Giả thiết thứ nhất cho rằng giãn rộng phân bố đều, giả thiết thứ hai – không đều.

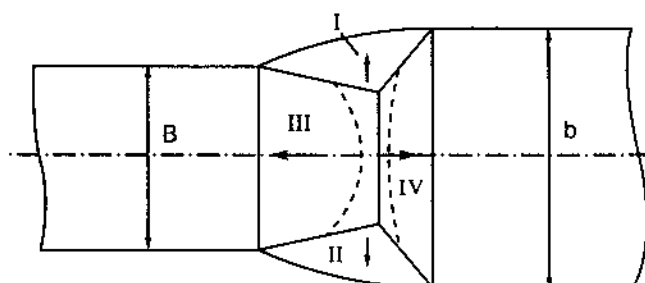
Giả thuyết giãn rộng của E. Blas (1882) và V. Tafel (1909) cho rằng giãn rộng xuất hiện chủ yếu ở hai bên cạnh của phôi cán và một phần lân cận cạnh phôi, còn phần giữa phôi không có giãn rộng, và như vậy giãn rộng phân bố không đều. Các thí nghiệm sau đó của V. Knol (1937), N. Mes, và A.F. Golovin cũng như một loạt các tác giả khác đã khẳng định rằng giãn rộng phân bố không đều và quan sát thấy rằng các phần tử kim loại lân cận cạnh phôi cán chuyển động theo hướng vuông góc với đường cán.

Sơ đồ phát triển giãn rộng trên phù hợp với quy luật trở kháng biến dạng nhỏ nhất, trong đó các phần tử kim loại chuyển dịch theo hướng vuông góc với mặt biên.

Theo sơ đồ này, vùng biến dạng được chia thành bốn miền quy ước (H.76), trong đó hai miền I và II có một biên là cạnh của phôi được gọi một cách quy ước là miền giãn rộng. Các vùng chỉ có tính quy ước vì không đáp ứng điều kiện phân đều hệ số biến dạng dọc, và các vùng này không thể hiện lượng kim loại thực tế chuyển dịch theo chiều ngang. Sự phân chia như vậy chỉ đúng khi cán không có ảnh hưởng của vùng ngoài và khi

đó hệ số biến dạng dài ở giữa và cạnh phôi khác nhau. Tuy vậy các nghiên cứu lý thuyết và thực nghiệm cho thấy, tính quy ước trên là nguyên lý ban đầu để thiết lập các công thức và tính được lượng giãn rộng trên thực tế.

Khả năng chia vùng biến dạng thành các miền cũng được khẳng định tính đúng đắn trong các công trình nghiên cứu về sự phân bố ứng suất tiếp trên bề mặt tiếp xúc giữa kim loại và trục cán. Véc tơ ứng suất tiếp có hướng ngược với hướng chuyển động của kim loại. Các kết quả nghiên cứu thấy rằng khi phần tử kim loại càng cách xa tâm đường cán, góc giữa véc tơ ứng suất tiếp và hướng cán càng lớn. Càng gần cạnh phôi, cường độ gia tăng góc đó càng lớn và khi lớn hơn 45^0 ta nói rằng kim loại chủ yếu chảy theo hướng giãn rộng.



Hình 76. Chia vùng biến dạng thành các vùng quy ước:
I, II - vùng giãn rộng; III - vùng trễ; IV - vùng vượt.

Bước xấp xỉ ban đầu có thể cho rằng đường biên giới quy ước phân vùng kim loại chảy ngang là đường thẳng có góc nghiêng 45^0 so với hướng cán. Như vậy tại vùng I và II hướng tác dụng của lực ma sát lớn hơn 45^0 còn trong các vùng III và VI –nhỏ hơn 45^0 .

Tác giả A.I.Griskov chứng minh rằng góc nghiêng của véc tơ ứng suất tiếp gần đường trung hòa có giá trị gần bằng hoặc bằng 90^0 , còn thành phần ứng suất tiếp dọc theo hướng cán tại đó rất nhỏ và thậm chí bằng 0. Điều này chứng tỏ rằng đường biên của vùng I và II, tại đó ứng suất tiếp có góc nghiêng lớn hơn 45^0 đi sâu vào trong vùng biến dạng như chỉ ra trên hình 76 -đường nét đứt.

Rất nhiều thí nghiệm và khảo sát thực tế cho thấy sơ đồ phát triển giãn rộng phụ thuộc vào điều kiện cán, và đường biên giãn rộng của vùng biến dạng có thể là lồi, lõm hoặc là đường thẳng. Điều này cũng gây khó khăn khi phân tích giãn rộng.

Trong trường hợp tổng quát, giãn rộng phụ thuộc vào rất nhiều yếu tố khác nhau của quá trình cán, trong đó có hình dáng vùng biến dạng, chiều rộng của phôi, thành phần hóa học, nhiệt độ cán, trạng thái bề mặt tiếp xúc, lực kéo, tốc độ cán và hình dạng lỗ hình.

Hầu như tất cả các công thức lý thuyết cũng như thực nghiệm dùng để tính giãn rộng không thể bao quát hết các yếu tố ảnh hưởng, và ở một mức độ nào đó, chúng phản ánh ảnh hưởng của các thông số cơ bản.

Từ điều kiện thể tích không đổi của quá trình cán, ta có:

$$\frac{db}{b} + \frac{dh}{h} + \frac{dl}{l} = 0,$$

trong đó: b, h, l –chiều rộng, cao và dài vùng biến dạng.

Nếu viết

$$\frac{dl}{l} = -K_x \frac{dh}{h},$$

trong đó: K_x là hệ số tỷ lệ, thì ta có

$$\frac{db}{b} = -K_z \frac{dh}{h}, \quad (5.30)$$

sao cho $K_z = 1 - K_x$.

Phương trình (5.30) là phương trình vi phân đơn giản nhất dùng để tính giãn rộng, nhưng khó khăn đặt ra là hệ số K_z là hàm số thay đổi phụ thuộc vào hàng loạt các yếu tố. Trước tiên, sự phụ thuộc của hệ số K_z vào các yếu tố có thể biểu thị bằng hàm số

$$K_z = \varphi \left(\ln \frac{h_0}{h_1}, \frac{l_d}{h_{TB}}, \frac{b_0}{l_d}, f, \frac{\sigma_1 + \sigma_0}{2k} \right),$$

trong đó: $\ln \frac{h_0}{h_1}$ -logarit biến dạng chiều cao;

$\frac{l_d}{h_{TB}}$ -chỉ số tiết diện dọc của vùng biến dạng;

$\frac{b_0}{l_d}$ -chỉ số hình dáng mặt tiếp xúc;

$\frac{\sigma_0 - \sigma_1}{2k}$ -ảnh hưởng của lực kéo trước và sau.

Tích phân phương trình (5.30) với giả thiết $K_z = \text{const}$, ta có phương trình phân bố lượng giãn rộng theo chiều dài vùng biến dạng như sau

$$b_x = b_0 \left(\frac{h_0}{h_x} \right)^{K_z}, \quad (5.31)$$

và công thức tính lượng giãn rộng có dạng

$$\Delta b = b_0 \left[\left(\frac{h_0}{h_1} \right)^{K_z} - 1 \right], \quad (5.32)$$

trong đó

$$K_z = \frac{\ln \frac{b_1}{b_0}}{\ln \frac{h_0}{h_1}}. \quad (5.33)$$

Theo phương trình (5.33), hệ số K_z có thể thay đổi từ 0 đến 1. Khi $K_z = 0$ thì không có lượng giãn rộng và tất cả kim loại ép được chuyển động theo chiều dọc, còn khi $K_z = 1$ thì ngược lại – kim loại chuyển động theo chiều ngang. Trong trường hợp lượng kim loại chảy theo chiều dọc và ngang bằng nhau thì $K_z = 1/2$.

A.I.Trecmarev và I.I.Onhisenko khi tính giãn rộng đã giả thiết tỷ số của các tốc độ biến dạng theo hướng chính là không đổi và bằng hệ số K như sau:

$$\frac{u_x - u_y}{u_y} = K. \quad (5.34)$$

Điều kiện này tương đương với phương trình sau

$$\frac{dl}{l} - \frac{db}{b} = K \frac{dh}{h},$$

hoặc có thể viết

$$\frac{dl}{l} = K \frac{dh}{h} + \frac{db}{b}.$$

Kết hợp cùng với biểu thức (5.30) ta có

$$\frac{db}{b} = -\frac{1+K}{2} \cdot \frac{dh}{h}. \quad (5.35)$$

So sánh các phương trình trên ta thấy hai điều kiện giả thiết ban đầu dẫn đến kết quả tương đương và chỉ khác nhau hệ số K và K_z , chúng có mối quan hệ như sau

$$K = 2K_z - 1.$$

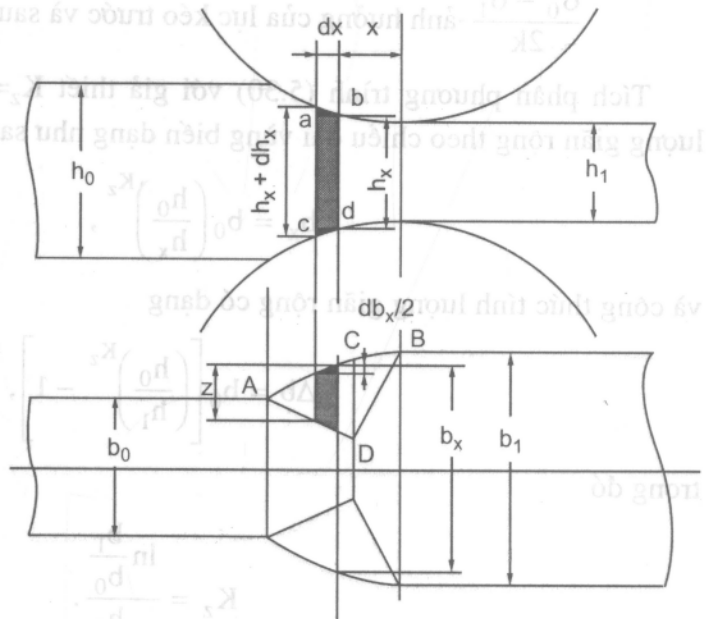
Từ đây suy ra khi $K_z = 0$, ta có $K = -1$; khi $K_z = 1/2$ suy ra $K = 0$, và khi $K_z = 1$ thì $K = 1$.

Hệ số K trong phương trình (5.34) thay đổi từ -1 đến +1. Khi $K = -1$ thì không có lượng giãn rộng, khi $K = 0$ thì lượng giãn rộng bằng lượng giãn dài và $K = 1$ thì lượng kim loại chảy ra hai phía như nhau.

Nhược điểm của các công thức (5.30) và (5.34) là chúng không xét đến sự phân bố giãn rộng không đều theo chiều rộng và các hệ số K và K_z là không đổi.

Sự phân chia vùng biến dạng thành các miền quy ước, như trên hình 77, cho phép giả thiết rằng khi tiết diện ac dịch chuyển một số gia dx thì ta có phương trình cân bằng thể tích kim loại như sau:

$$4 \frac{dh_x}{2} \cdot \frac{1}{2} dx \cdot dz = -2 \frac{db_x}{2} \cdot \frac{1}{2} dx \cdot h_x.$$



Hình 77. Phân bố thể tích quy ước chuyển động theo hướng giãn rộng

Từ phương trình trên ta có phương trình vi phân xác định giãn rộng:

$$db_x = -2z \frac{dh_x}{h_x},$$

trong đó: - db_x và dh_x là giãn rộng và lượng ép khi tiết diện ac chuyển dịch một khoảng dx .

- z khoảng cách từ đường biên ngoài của phôi tới đường phân chia miền quy ước.

Dấu trừ được hiểu là b_x tăng khi h_x giảm. Ta giả thiết rằng thể tích kim loại trên chiều dài z chuyển động theo hướng ngang trên toàn bộ chiều cao h_x , còn thể tích trên chiều rộng bằng hiệu $b_x - 2z$ chuyển động theo hướng dọc.

Như vậy, giá trị z phụ thuộc vào lượng ép, hình dáng vùng biến dạng, hệ số ma sát và các yếu tố khác ảnh hưởng đến hệ số tỷ lệ K_z . So sánh các phương trình (5.30) và (3.35) ta có:

$$K_z = \frac{2z}{b}.$$

Xác định giá trị z nghĩa là xác định đường ranh giới giữa các miền quy ước kim loại chảy dọc và chảy ngang. Với mục đích như vậy, có thể đưa ra một số điều kiện, căn cứ vào đó các phương trình vi phân nhận được sẽ khác nhau. Sau đây là các điều kiện cơ sở ban đầu được đưa ra.

1. Giá trị ứng suất trung bình trên tiết diện cắt theo chiều dọc và chiều ngang bằng nhau:

$$\sigma_z = \sigma_x.$$

2. Vi phân ứng suất trung bình trên tiết diện cắt theo chiều dọc và chiều ngang bằng nhau:

$$d\sigma_z = d\sigma_x.$$

3. Tốc độ biến dạng theo phương ngang và phương dọc bằng nhau:

$$\frac{\partial v_z}{\partial z} = \frac{\partial v_x}{\partial x}.$$

4. Thành phần tốc độ chảy của kim loại theo hướng dọc và hướng ngang bằng nhau:

$$\bar{v}_z = \bar{v}_x.$$

5. Thành phần ứng suất tiếp trên mặt tiếp xúc theo hai hướng bằng nhau:

$$\tau_v = \tau_k.$$

trong đó: τ_v – thành phần ứng suất tiếp theo hướng dọc; τ_k – hướng ngang.

Trường hợp 1 và 3 là như nhau vì từ đẳng thức $\sigma_z = \sigma_x$, căn cứ vào hệ phương trình

$$\frac{\partial v_x}{\partial x} = \lambda_1 (\sigma_x - \sigma_{TB}),$$

$$\frac{\partial v_z}{\partial z} = \lambda_1 (\sigma_z - \sigma_{TB}),$$

suy ra

$$\frac{\partial v_z}{\partial z} = \frac{\partial v_x}{\partial x}.$$

Ta có thể xét bản chất của trường hợp 3 như sau. Từ phương trình không nén được

$$\frac{\partial v_x}{\partial x} + \frac{\partial v_y}{\partial y} + \frac{\partial v_z}{\partial z} = 0,$$

và các quan hệ

$$\frac{\partial v_y}{\partial y} = \frac{1}{dt} \cdot \frac{dh}{h}, \quad \frac{\partial v_z}{\partial z} = \frac{1}{dt} \cdot \frac{db}{b},$$

sau khi thay thế ta có:

$$\frac{\partial v_x}{\partial x} = -\frac{1}{dt} \left(\frac{dh}{h} + \frac{db}{b} \right).$$

Từ đẳng thức

$$\frac{\partial v_z}{\partial z} = \frac{\partial v_x}{\partial x},$$

nên suy ra các quan hệ sau

$$\frac{1}{dt} \cdot \frac{db}{b} = -\frac{1}{dt} \left(\frac{dh}{h} + \frac{db}{b} \right),$$

$$\text{và } \frac{db}{b} = -\frac{1}{2} \frac{dh}{h}.$$

Từ phương trình (5.30) ta có thể viết:

$$K_z = \frac{2z}{b} = \frac{1}{2}.$$

Phương trình trên đúng cho quá trình cán, trong trường hợp độ giãn rộng bằng độ giãn dài.

Trường hợp 2 vì phân ứng suất trung bình trên tiết diện cắt theo chiều dọc và chiều ngang bằng nhau $d\sigma_z = d\sigma_x$ là trường hợp đơn giản nhất để thiết lập công thức tính giãn rộng.

Trường hợp 4, vì phân hai vế theo x và z , ta có thể viết lại như sau:

$$\frac{\partial}{\partial x} \cdot \frac{\partial v_z}{\partial z} = \frac{\partial}{\partial z} \cdot \frac{\partial v_x}{\partial x},$$

hoặc

$$\frac{\partial}{\partial x} [\lambda_1 (\sigma_z - \sigma_{TB})] = \frac{\partial}{\partial z} [\lambda_1 (\sigma_x - \sigma_{TB})].$$

Đối với vật liệu nhớt dẻo ta có $\lambda_1 = \text{const}$, và khi đó

$$\frac{\partial}{\partial x} (\sigma_z - \sigma_{TB}) = \frac{\partial}{\partial z} (\sigma_x - \sigma_{TB}).$$

Trường hợp 5, dẫn đến biểu thức

$$\frac{\partial v_y}{\partial x} = \frac{\partial v_y}{\partial z},$$

Nếu ứng suất và tốc độ trên tiết diện được lấy bằng giá trị trung bình, không đổi thì

$$\frac{\partial v_x}{\partial y} = 0; \frac{\partial v_z}{\partial y} = 0.$$

Các điều kiện trên đưa ra để xác định các đường ranh giới AD và BD trên hình 77. Điều kiện 4 và 5 sẽ dẫn đến lời giải phức tạp.

a) Sau đây ta xét công thức tính giãn rộng của trường hợp 1. Từ điều kiện cân bằng của phân tố trong vùng biến dạng, khi phân tố là những lát cắt vuông góc với đường cán ta có

$$d\sigma_x = \left(2k \pm \frac{\tau_v}{\operatorname{tg} \varphi} \right) \frac{dh_x}{h_x},$$

Đối với phân tố trong vùng giãn rộng ta có các đẳng thức:

$$\sigma_z \cdot h_z \cdot dx = 2\tau_k \cdot z \cdot dx,$$

$$d\sigma_z = \frac{2\tau_k}{h_z} dz.$$

Các đẳng thức trên có thể viết lại dưới dạng sau:

$$d\sigma_x = (1 \pm m) \frac{dh_x}{h_x}, \quad (5.36)$$

$$d\sigma_z = \frac{4kc}{h_z} dz, \quad (5.37)$$

trong đó:

$$m = \frac{\tau_v}{2k \cdot \operatorname{tg} \varphi};$$

$$c = \frac{\tau_k}{2k},$$

τ_v và τ_k – ứng suất tiếp xúc bề mặt tác dụng theo hướng dọc và ngang;

h_x – chiều cao của vùng biến dạng tại mặt cắt phân tố cách góc tọa độ một khoảng là x ;

$h_z = h_x + \frac{dx}{2}$ – chiều cao trung bình của phân tố biến dạng.

Phương trình (5.36) là phương trình cân bằng dùng để xác định ứng suất trên bề mặt tiếp xúc của vùng biến dạng (Xem chương 6). Lời giải phương trình này phụ thuộc vào các giả thiết đơn giản hóa, ví dụ giả thiết về hình dáng cung biến dạng, định luật ma sát và về sự thay đổi trở kháng biến dạng. Về mặt nguyên tắc, thì phương trình (5.36) thuộc

lớp bài toán hai chiều và được áp dụng trong trường hợp vùng biến dạng chỉ có hai vùng trể và vượt. Đối với phương trình (5.37), các điều kiện để giải cũng tương tự như vậy.

Để tích phân phương trình (5.36) ta giả thiết $\tau_v = \text{const}$, $k = \text{const}$ và cung tiếp xúc thay bằng dây cung, nghĩa là $\left(\text{tg } \varphi = \frac{\Delta h}{2l_d} \right)$.

Sau khi tích phân và xác định các hằng số tích phân từ điều kiện biên $x=l_d$, $h_x=h_0$, $\sigma_x=0$ đối với đường AD và $x=0$, $h_x=h_1$, $\sigma_x=0$ đối với đường BD, ta có:
đối với đường AD

$$\sigma_{x,AD} = 2k(m-1) \ln \frac{h_0}{h_x}, \quad (5.38)$$

đối với đường BD

$$\sigma_{x,BD} = 2k(m+1) \ln \frac{h_x}{h_1}. \quad (5.39)$$

Tích phân phương trình (5.37) với giả thiết $\tau_k = \text{const}$ và kết hợp các điều kiện biên $x=l_d$, $h_z=h_0$, $z=0$ $\sigma_z=0$ đối với AD; $x=0$, $h_z=h_1$, $z=0$ $\sigma_z=0$ đối với BD, ta có

$$\sigma_z = \frac{4kc}{h_z} z. \quad (5.40)$$

Cân bằng các vế trái của phương trình (5.38) và (5.40), (5.39) với (5.40) ta tìm được khoảng cách z tính từ các đường AD và BD đến đường biên cạnh bên như sau:

$$z_{AD} = \frac{1}{2c}(m-1)h_z \ln \frac{h_0}{h_x}, \quad (5.41)$$

$$z_{BD} = \frac{1}{2c}(m+1)h_z \ln \frac{h_x}{h_1}. \quad (5.42)$$

Thay giá trị của z từ phương trình (5.41) và (5.42) vào phương trình (5.35), ta có phương trình xác định lượng giãn rộng tại vùng trể

$$db_{x,tr} = -\frac{1}{c}(m-1) \ln \frac{h_0}{h_x} dh_x, \quad (5.43)$$

và vùng vượt

$$db_{x,v} = -\frac{1}{c}(m+1) \ln \frac{h_x}{h_1} dh_x. \quad (5.44)$$

Để có hai phương trình trên ta đã làm bước giản ước tỷ số h_z/h_x vì chúng gần bằng nhau. Sau khi tích phân ta có

$$b_{x,tr} = -\frac{1}{c}(m-1) \left(\ln \frac{h_0}{h_x} + 1 \right) h_x + C_0, \quad (5.45)$$

$$b_{x,v} = -\frac{1}{c}(m+1)\left(\ln \frac{h_x}{h_1} - 1\right)h_x + C_1. \quad (5.46)$$

Các hằng số tích phân C_1 và C_0 được xác định từ các điều kiện sau:

$$x=l_d, h_x=h_0, b_{x,tr} = b_0;$$

$$x=0, h_x=h_1, b_{x,v} = b_1.$$

Theo các điều kiện biên đã chọn thì

$$C_0 = b_0 + \frac{1}{c}(m-1)h_0;$$

$$C_1 = b_1 - \frac{1}{c}(m+1)h_1.$$

Sau khi thay thế hằng số tích phân vào phương trình (5.45) và (5.46) ta có công thức tính chiều rộng của phổi ở vị trí bất kỳ của vùng biến dạng:

$$b_x - b_0 = \frac{1}{c}(m-1)\left[(h_0 - h_x) - h_x \ln \frac{h_0}{h_x}\right], \quad (5.47)$$

trong đó: $b_0 \leq b_x \leq b_N$,

$$b_1 - b_x = \frac{1}{c}(m+1)\left[h_x \ln \frac{h_x}{h_1} - (h_x - h_1)\right], \quad (5.48)$$

trong đó: $b_N \leq b_x \leq b_1$.

Để xác định độ giãn rộng ta thế các giá trị $b_x = b_N$; $h_x=h_N$ và sau đó cộng hai phương trình lại với nhau ta có kết quả sau

$$\Delta b = b_1 - b_0 = \frac{1}{c}(m-1)\left[(h_0 - h_N) - h_N \ln \frac{h_0}{h_N}\right] + \frac{1}{c}(m+1)\left[h_N \ln \frac{h_N}{h_1} - (h_N - h_1)\right] \quad (5.49)$$

Với điều kiện $x=x_N$, $h_x=h_N$, $\sigma_{x,AD} = \sigma_{x,BD}$, ta có

$$(m-1)\ln \frac{h_0}{h_N} = (m+1)\ln \frac{h_N}{h_1}. \quad (5.50)$$

Từ phương trình (5.50) ta tìm được các thông số đặc trưng của tiết diện trung hòa

$$h_N = h_0^{\frac{m-1}{2m}} h_1^{\frac{m+1}{2m}}; \quad (5.51)$$

$$z_N = \frac{1}{c} \frac{m^2 - 1}{2m} h_N \ln \frac{h_0}{h_1}; \quad (5.52)$$

$$x_N = \frac{h_N - h_1}{h_0 - h_1} l_d. \quad (5.53)$$

Từ phương trình (5.49) và (5.50) ta có công thức:

$$\Delta b = \frac{1}{c}[(m-1)\Delta h - 2m(h_N - h_1)], \quad (5.54)$$

hoặc

$$\Delta b = a \frac{1}{c} (m - 1) \Delta h \ln \frac{h_0}{h_1}, \quad (5.55)$$

trong đó:

$$a = \frac{1 - \frac{2m}{m-1} \cdot \frac{h_N - h_1}{\Delta h}}{\ln \frac{h_0}{h_1}}. \quad (5.56)$$

Các công trình nghiên cứu cho thấy phương trình (5.54) cho kết quả thấp hơn so với thực nghiệm.

b) Công thức tính giãn rộng đối với trường hợp 2

Nhiều nghiên cứu của các tác giả cho thấy, kết quả tính toán giãn rộng theo công thức được xác định từ điều kiện 2 gần với kết quả thực nghiệm hơn. Điều kiện 2 khác với điều kiện 1 là đường phân chia giữa vùng giãn rộng, vùng vượt và vùng trệ, được xác định từ điều kiện cân bằng của vi phân ứng suất dọc và ứng suất ngang $d\sigma_x = d\sigma_z$. Như vậy cho hai vế của phương trình (5.36) và (5.37) bằng nhau ta có các phương trình sau

xác định đường AD :

$$dz_{tr} = -\frac{1}{2c} (m - 1) h_z \frac{dh_x}{h_x}, \quad (5.57)$$

và phương trình xác định đường BD:

$$dz_v = \frac{1}{2c} (m + 1) h_z \frac{dh_x}{h_x}. \quad (5.58)$$

Tích phân phương trình (5.57) và (5.58), bằng cách thay cung tiếp xúc bằng đường cong parabol $y = a + bx^2$ và dọc theo các đường AD và BD ta lấy gần đúng $h_z \approx h_x$, khi đó ta có các phương trình:

$$\begin{aligned} h_x &= h_1 + \frac{x^2}{r}; \quad \operatorname{tg} \varphi = \frac{x}{r}; \\ dh_x &= \frac{2x dx}{r}; \quad \frac{dh_x}{h_x} = \frac{2x dx}{r h_1 + x^2}; \\ m &= \frac{\tau_v}{2k \operatorname{tg} \varphi} = \frac{\tau_v}{2k} \cdot \frac{r}{x}. \end{aligned}$$

Sau khi thay thế các giá trị trên vào các phương trình (5.57) và (5.58) suy ra

$$\begin{aligned} dz_{tr} &= -\frac{1}{2c} \left(\frac{\tau_v}{k} - \frac{2x}{r} \right) dx, \\ dz_v &= \frac{1}{2c} \left(\frac{\tau_v}{k} + \frac{2x}{r} \right) dx. \end{aligned}$$

Sau khi tích phân và xác định hằng số tích phân theo các điều kiện biên

$$x = l_d; z_{tr}=0; \text{ và } x=0; z_v=0,$$

ta có phương trình xác định kích thước của vùng giãn rộng trong vùng trề

$$z_{tr} = \frac{1}{2c} \left[(m-1) \Delta h - \left(\frac{\tau_v}{k} - \frac{x}{r} \right) x \right],$$

trong đó: $m = \frac{\tau_v}{k} \cdot \frac{l_d}{\Delta h}$ - là giá trị không đổi;

và trong vùng vượt

$$z_v = \frac{1}{2c} \left[\left(\frac{\tau_v}{k} + \frac{x}{r} \right) x \right].$$

Với các giá trị z tìm được, phương trình vi phân xác định giãn rộng đối với miền ACD có dạng

$$db_x = -\frac{1}{c} \left[(m-1) \frac{dh_x}{h_x} \Delta h - \left(\frac{\tau_v}{k} - \frac{x}{r} \right) \frac{2x^2}{rh_1 + x^2} dx \right],$$

còn đối với miền BCD, phương trình có dạng

$$db_x = -\frac{1}{c} \left(\frac{\tau_v}{k} + \frac{x}{r} \right) \frac{2x^2}{rh_1 + x^2} dx.$$

Tích phân hai phương trình trên ta có chiều rộng của phôi trong các vùng biến dạng đối với vùng trề ACD:

$$b_x = -\frac{1}{c} \left[(m-1) \Delta h \ln h_x - \frac{2\tau_v}{k} \left(x - \sqrt{rh_1} \operatorname{arctg} \frac{x}{\sqrt{rh_1}} \right) + (h_x - h_1) - h_1 \ln(rh_1 + x^2) \right] + C_0,$$

và vùng vượt BCD:

$$b_x = -\frac{1}{c} \left[\frac{2\tau_v}{k} \left(x - \sqrt{rh_1} \operatorname{arctg} \frac{x}{\sqrt{rh_1}} \right) + (h_x - h_1) - h_1 \ln(rh_1 + x^2) \right] + C_1,$$

Các hằng số C_1 và C_0 xác định từ điều kiện biên: $x=l_d$, $h_x=h_0$, $b_x=b_0$ và khi $x=0$, $h_x=h_1$, $b_x=b_1$. Kết quả nhận được:

$$C_0 = b_0 + \frac{1}{c} \left[\frac{2\tau_v}{k} \left(l_d - \sqrt{rh_1} \operatorname{arctg} \sqrt{\frac{\Delta h}{h_1}} \right) + \Delta h - h_1 \ln(rh_0) \right],$$

$$C_1 = b_1 - \frac{1}{c} h_1 \ln(rh_1).$$

Thế các giá trị C_1 và C_0 vào các phương trình tìm b_x ta được phương trình phân bố giãn rộng trên chiều dài vùng biến dạng.

tại vùng trề (ACD):

$$b_x - b_0 =$$

$$\frac{1}{c} \left\{ (m-1) \ln \frac{h_0}{h_x} - \frac{2\tau_v}{k} \left[(l_d - x) - \sqrt{rh_1} \left(\arctg \sqrt{\frac{\Delta h}{h_1}} - \arctg \frac{x}{\sqrt{rh_1}} \right) \right] + (h_0 - h_x) - h_1 \ln \frac{h_0}{h_x} \right\}$$

và vùng vượt (BCD) như sau:

$$b_l - b_x = \frac{1}{c} \left\{ \frac{2\tau_v}{k} \left(x - \sqrt{rh_1} \arctg \frac{x}{\sqrt{rh_1}} \right) + (h_x - h_l) - h_l \ln \frac{h_x}{h_l} \right\}.$$

Ký hiệu x_N là khoảng cách từ đường nối tâm trục đến tiết diện trung hòa, thế các thông số đặc trưng của tiết diện trung hòa vào hai công thức và trừ lẫn nhau ta được công thức tính lượng giãn rộng:

$$\Delta b = b_l - b_0$$

$$= \frac{1}{c} \left\{ (m-1) \Delta h \ln \frac{h_0}{h_N} - \frac{2\tau_v}{k} \left[(l_d - 2x_N) - \sqrt{rh_1} \left(\arctg \sqrt{\frac{\Delta h}{h_1}} - 2 \arctg \frac{x_N}{\sqrt{rh_1}} \right) \right] + \Delta h - h_l \ln \frac{h_0}{h_l} \right\}$$

Giá trị x_N và công thức tính chiều cao trung hòa h_N được xác định từ phương trình (5.51) và (5.52), bằng cách cho các vế phải của chúng bằng nhau vì tại $x=x_N$, ta có $z_{tr} = z_v$:

$$x_N = \frac{1}{2} l_d \frac{m-1}{m}; \quad h_N = h_l + \frac{x_N^2}{r}.$$

c) Các trường hợp thiết lập các công thức tính khác

Như đã nêu trên, khi giải phương trình vi phân (5.30) với các điều kiện đơn giản hoá ban đầu khác nhau, ta có được các công thức tính giãn rộng khác nhau. Các điều kiện đơn giản hóa có thể là thay cung tiếp xúc bằng dây cung, khi đó giá trị $m = \frac{\tau_v}{2k \cdot \lg \varphi}$ không đổi, hoặc thay bằng hàm bậc hai $y = a + bx^2$; còn đối với chiều cao phân tố có thể lấy $h_z = h_x$ hoặc $h_z \neq h_x$. Sau đây ta không dẫn lời giải, và đưa ra một số công thức mà các tác giả đã thiết lập theo cách trên. Ví dụ theo Xelicov:

$$\begin{aligned} \Delta b = b_l - b_0 = & \frac{1}{c} (m-1) \frac{h_0 h_l}{\Delta h} \left[\frac{h_N}{h_0} \left(1 - \frac{h_N}{2h_l} \right) \ln \frac{h_0}{h_N} - \frac{h_0}{4h_l} \left(\frac{h_N^2}{h_0^2} - 1 \right) + \frac{h_N}{h_0} - 1 \right] + \\ & + \frac{1}{c} (m+1) \frac{h_0 h_l}{\Delta h} \cdot \frac{h_N}{h_0} \left[1 - \frac{h_N}{4h_l} - \frac{3}{4} \frac{h_l}{h_N} - \left(1 - \frac{h_N}{2h_l} \right) \ln \frac{h_N}{h_l} \right], \end{aligned} \quad (5.59)$$

hoặc viết gọn lại như sau

$$\Delta b = b_l - b_0 = \frac{1}{c} \left[(m-1) h_0 \ln \frac{h_0}{h_N} - (m+1) h_l \ln \frac{h_N}{h_l} \right].$$

trong đó các giá trị

$$x_N = \frac{1}{2} l_d \frac{m-1}{m}; \quad h_N = h_1 + \frac{\Delta h}{l_d} x_N.$$

Có rất nhiều các công thức khác nữa để tính giãn rộng phụ thuộc vào các giả thiết và các điều kiện ban đầu với những đơn giản hóa khác nhau, nhưng nhìn chung các số hạng của chúng đều chứa thừa số $(m-1)$, đó là chỉ số chiều dài vùng vượt; và thừa số thứ hai là biến dạng chiều cao $\ln \frac{h_0}{h_1}$. Điều đó chứng tỏ giãn rộng không phụ thuộc vào tất cả chiều

dài vùng biến dạng mà chủ yếu phụ thuộc vào chiều dài vùng vượt và hệ số biến dạng cao. Nhược điểm của các công thức trên là không thể hiện ảnh hưởng của chiều rộng và lực kéo. Tuy nhiên, căn cứ vào các lời giải trên, một mặt ta có thể đưa ra các công thức rút gọn đơn giản, mặt khác cần đưa vào các hàm hay hệ số thực nghiệm để tính đến ảnh hưởng của các yếu tố khác. Ví dụ, các công thức trên đều có chung một dạng

$$\Delta b = a \frac{1}{2c} (m-1) \Delta h \ln \frac{h_0}{h_1},$$

trong đó a – hệ số phụ thuộc chủ yếu vào lượng ép tương đối, có thể tính như sau:

$$a = 0,5 + 0,48\varepsilon(1 - \varepsilon),$$

$$\varepsilon = \frac{\Delta h}{h_0}.$$

Giá trị trung bình của a là 0,58; khi $\varepsilon = 0$ thì $a = 1$ và $\varepsilon = 1$ thì $a = 0$.

Chương 6

ỨNG SUẤT TIẾP XÚC GIỮA KIM LOẠI VÀ TRỤC CÁN

Vấn đề xác định ứng suất tiếp xúc bề mặt của quá trình biến dạng có ý nghĩa quan trọng đặc biệt, vì chúng cho phép khả năng xem xét đặc tính phân bố áp lực trong vùng biến dạng, xác định lực biến dạng. Trong quá trình cán, ngoài việc xác định lực cán và mômen cán, ứng suất bề mặt có ảnh hưởng đến nhiều thông số công nghệ như chất lượng sản phẩm, tuổi thọ của trục...

Từ năm 1958, Graxgof đã đưa ra giả thuyết về sự phân bố ứng suất, theo đó ứng suất trong vùng biến dạng của quá trình cán được phân bố tỷ lệ với lượng ép: tại điểm vào vùng biến dạng chúng có giá trị cực đại và giảm dần tới zero tại điểm ra.

Sau đó, Blax đề xuất, áp lực tăng theo quy luật đường thẳng dọc theo chiều dài vùng biến dạng từ điểm vào tới điểm ra khỏi trục.

Cuối cùng, C. Fink lại đưa ra giả thuyết là áp lực phân bố đều trên bề mặt tiếp xúc của vùng biến dạng.

Năm 1925, T. Karman lần đầu tiên đã nghiên cứu ứng suất tiếp xúc bằng phương pháp giải tích toán học và đặt nền móng cho sự phát triển lý thuyết cán hiện đại.

6.1. PHƯƠNG TRÌNH VI PHÂN CÂN BẰNG

Để thiết lập phương trình vi phân cân bằng, T. Karman đã đưa ra các điều kiện đơn giản hoá bài toán của quá trình cán như sau:

1. biến dạng trong quá trình cán là biến dạng phẳng;
2. trong vùng biến dạng chỉ có hai miền trượt là trễ và vượt;
3. trong mỗi vùng biến dạng, lực ma sát tác dụng theo định luật Amonton-Kulông

$$\tau_x = f \cdot p_x,$$

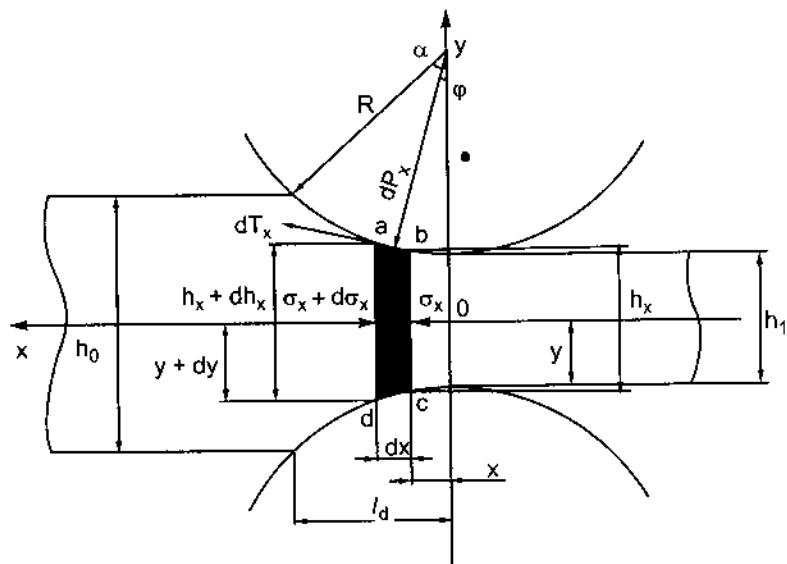
trong đó: τ_x – ứng suất ma sát tiếp xúc;

f – hệ số ma sát;

p_x – ứng suất pháp tuyến;

4. trở kháng biến dạng không thay đổi dọc theo vùng biến dạng $K=1,15\sigma_s (=2k)$;
5. áp dụng giả thuyết tiết diện phẳng về sự không đổi của tốc độ các phần tử kim loại trong cùng một tiết diện;
6. không xét đến ảnh hưởng của vùng ngoài.
7. các ứng suất tác dụng theo chiều dọc không phụ thuộc vào chiều cao phôi cán

Trong vùng biến dạng (H.78), ta tách phân tố abcd, giới hạn bởi bề mặt trụ của trục cán và hai mặt phẳng vuông góc với đường cán và cách nhau một khoảng vô cùng nhỏ dx . Xét điều kiện cân bằng của phân tố trên phương nằm ngang bằng cách chiếu tất cả các lực tác dụng trên phân tố lên trục X.



Hình 78. Điều kiện cân bằng của phân tố biến dạng abcd.

Sơ đồ lực tác dụng lên phân tố thể tích abcd, gồm các thành phần sau đây.

1. Áp lực pháp tuyến trên mặt tiếp xúc với trục:

$$dp_x = p_x b_x dx \frac{1}{\cos \varphi} \sin \varphi, \quad (6.1)$$

trong đó p_x -áp lực pháp tuyến;

b_x -chiều rộng của phôi tại tiết diện "x";

dx -chiều dài phân tố thể tích;

φ -góc chạy ở tâm, tương ứng với tiết diện "x".

2. Lực ma sát tại vùng trễ và vùng vượt:

$$\pm dT_x = \pm \tau_x b_x dx \frac{1}{\cos \varphi} \cos \varphi = \pm \tau_x b_x dx, \quad (6.2)$$

hoặc khi thay $\tau_x = f p_x$,

$$\text{ta có} \quad \pm dT_x = \pm f p_x b_x dx, \quad (6.3)$$

trong đó dấu "+" dùng cho vùng vượt, dấu "-" vùng trễ.

3. Lực nén trong mặt phẳng "bc":

$$2\sigma_x \cdot y \cdot b_x. \quad (6.4)$$

4. Lực nén trong mặt phẳng "ad":

$$2(\sigma_x + d\sigma_x)(y+dy)b_x, \quad (6.5)$$

trong đó: $y = h_x/2$, σ_x -ứng suất pháp nén trong mặt "bc"; $(\sigma_x + d\sigma_x)$ ứng suất pháp nén trong mặt phẳng "ad".

Các lực nén được viết dưới dạng (6.4) và (6.5) vì xuất phát từ giả thuyết tiết diện phẳng, theo đó ứng suất pháp phân bố đều trên mặt "ad" và "bc".

Xét điều kiện cân bằng trong vùng vượt. Tổng các thành phần lực tác dụng trên phương nằm ngang được biểu thị theo phương trình sau:

$$2p_x b_x \frac{dx}{\cos \varphi} \sin \varphi + 2fp_x b_x dx + 2\sigma_x y b_x - 2(\sigma_x + d\sigma_x)(y + dy)b_x = 0. \quad (6.6)$$

Giản ước cho $2b_x$ và biến đổi, bỏ qua những đại lượng nhỏ bậc hai, ta có

$$p_x \operatorname{tg} \varphi dx + fp_x dx - \sigma_x dy - d\sigma_x y = 0. \quad (6.7)$$

Để giải phương trình (6.7) cần thiết phải tìm quan hệ giữa ứng suất pháp p_x và ứng suất dọc σ_x . Cùng với giả thuyết tiết diện phẳng, một trong các ứng suất chính là σ_1 luôn hướng theo phương thẳng đứng, hai ứng suất còn lại trong mặt phẳng nằm ngang là: σ_3 – hướng theo hướng cán, σ_2 – vuông góc với nó (hướng giãn rộng).

Điều kiện dẻo trong trường hợp biến dạng phẳng, với các ứng suất chính được viết như sau

$$\sigma_1 - \sigma_3 = K, \quad (6.8)$$

trong đó: $K = \beta \sigma_s (= 2k)$ - giới hạn chảy cường bức của vật liệu, k - trở kháng trượt thuần túy.

Giả thiết rằng $\sigma_1 = p_x$, $\sigma_3 = \sigma_x$, ta có

$$p_x - \sigma_x = K. \quad (6.9)$$

Suy ra

$$d\sigma_x = dp_x.$$

Vì biến dạng được coi là phẳng $\sigma_2 = \frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2}$, cho nên $\beta = 1,15$ (lý thuyết biến dạng dẻo).

Từ hình vẽ, dễ thấy $\operatorname{tg} \varphi = \frac{dy}{dx}$. Sau khi thay thế vào phương trình (6.7), ta có:

$$p_x dy + fp_x dy - (p_x - K) dy - dp_x y = 0.$$

Rút gọn và chia hai vế cho $y dx$, phương trình có dạng

$$\frac{dp_x}{dx} - \frac{K}{y} \cdot \frac{dy}{dx} \mp \frac{fp_x}{y} = 0. \quad (6.10)$$

Trong phương trình (6.10) dấu “-” dùng cho vùng vượt; dấu “+” dùng cho vùng trề.

Phương trình (6.10) được gọi là phương trình T. Karman, có thể viết lại dưới dạng sau:

$$dp_x = \left(K \mp \frac{\tau_x}{\operatorname{tg} \varphi} \right) \frac{dh_x}{h_x}, \quad (6.11)$$

trong đó: $\frac{dh_x}{2} = dy$, $\tau_x = fp_x$.

Giải phương trình (6.11) là phức tạp và lời giải sẽ không tiện sử dụng. Vì góc ăn trong quá trình cán là nhỏ, trong đại đa số các trường hợp không quá 30^0 trong cán nóng và 8^0 trong cán nguội, nên có thể thay thế bằng đường cong nào đó để có lời giải đơn giản hơn mà ít ảnh hưởng nhiều đến độ chính xác.

Trong số những đường cong như vậy, T. Karman đã sử dụng parabol, phương trình của nó có dạng:

$$h_x = \frac{\Delta h}{l^2} x^2 + h_1, \quad (6.12)$$

trong đó: $\Delta h = h_0 - h_1$ – lượng ép tuyệt đối. Khi đó

$$\operatorname{tg} \varphi = \frac{\Delta h}{l^2} x. \quad (6.13)$$

Tuy nhiên trong trường hợp này, sau khi thay thế vào phương trình (6.11) các giá trị $\operatorname{tg} \varphi$, dh_x và h_x vẫn phải giải phương trình tích phân phức tạp.

Trước khi chuyển sang xem xét vấn đề thay thế cung tiếp xúc bằng các đường cong khác, cần nhấn mạnh rằng phương trình vi phân của quá trình cán, có thể nhận được không chỉ thay thế $\tau_x = fp_x$. Nếu trong vùng biến dạng, ta sử dụng định luật ma sát khác, thì cũng nhận được phương trình cán và từ đó có thể tìm lời giải đối với p_x theo định luật thay đổi τ_x đã chọn. Chính vì vậy trước khi giải phương trình, ta xem xét lý thuyết về lực ma sát tiếp xúc.

6.2. QUY LUẬT MA SÁT TIẾP XÚC GIỮA KIM LOẠI VÀ TRỤC CÁN

Trong các quá trình gia công kim loại bằng áp lực, ứng suất ma sát tiếp xúc xuất hiện khi các phần tử kim loại chuyển dịch tương đối trên bề mặt dụng cụ, có vai trò quan trọng đặc biệt. Quá trình cán không thể thực hiện được nếu như không có lực ma sát, vì nhờ có tác dụng trực tiếp của chúng công suất động cơ mới có thể chuyển tải từ trục cán sang phôi cán.

Định luật ma sát đầu tiên do Amonton và Kulông đưa ra vào cuối thế kỷ 17 có dạng

$$T = f.N, \quad (6.14)$$

trong đó: T – lực ma sát;

N – áp lực pháp tuyến trên diện tích tiếp xúc;

f – hệ số ma sát.

Định luật Amonton-Kulong đưa ra cho trường hợp ma sát tiếp xúc giữa hai vật rắn ở trạng thái biến dạng đàn hồi. Dạng ma sát này gọi là ma sát máy hoặc ma sát khô.

Xem xét hàm số (6.14) ta thấy, lực ma sát không phụ thuộc vào diện tích tiếp xúc và phụ thuộc hoàn toàn vào áp lực pháp. Ngoài ra hệ số ma sát khô không đổi, không phụ thuộc vào sự thay đổi áp lực.

Lý thuyết ma sát, về mặt cơ học, giải thích sự xuất hiện lực ma sát là do độ nhám bề mặt tiếp xúc của hai vật rắn. Theo lý thuyết này sự liên hệ tỷ lệ giữa áp lực pháp tuyến và

diện tích tiếp xúc thực làm cho hệ số ma sát không phụ thuộc vào áp lực, độ nhám và diện tích tiếp xúc. Khi đó, hệ số ma sát xác định bằng tỷ số trở kháng trượt thuần túy và giới hạn chảy. Chính vì vậy mà định luật Amonton – Kulông chỉ có tác dụng trong phạm vi những điều kiện nhất định.

Nếu cho rằng, định luật Amonton – Kulông đúng trong các vùng trể và vượt, thì sự phân bố lực ma sát theo chiều dài cung biến dạng được biểu thị trên H.79.

Năm 1934, E. Zibel đưa ra lý thuyết lực ma sát tiếp xúc không đối, theo đó ứng suất lực ma sát không đổi trong toàn miền tiếp xúc của vùng biến dạng với trục (H.80).

Định luật này được biểu thị bằng công thức sau đây

$$\tau_x = fK, \quad (6.15)$$

Dễ thấy, định luật chỉ đúng trong trường hợp khi mà giới hạn chảy cường bức không đổi trên toàn bộ chiều dài cung tiếp xúc, mà điều này không thể có trên thực tế.

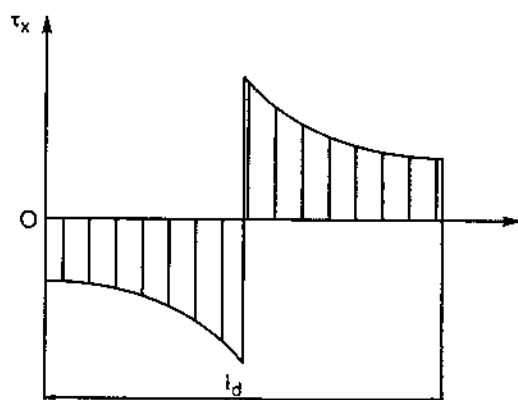
Các định luật Amonton-Kulong và E. Zibel tương ứng với các trường hợp cân lý tưởng và không phải lúc nào cũng được sử dụng trong thực tế. Chính vì vậy các nhà bác học luôn tìm kiếm những định luật khác đáp ứng cao hơn trong thực tế.

Một trong số những người đó là A. Nadai. Năm 1939, ông đã đưa ra lý thuyết lực ma sát tiếp xúc, dựa trên cơ sở là giữa kim loại và trục cán có tồn tại ma sát lỏng. Theo ý kiến của ông, lực ma sát như vậy có thể tồn tại trong cán nguội, trục cán được đánh bóng, có chất bôi trơn và tốc độ cán cao (10-40 m/s). Tuy vậy, nhiều tác giả nghiên cứu khác nhau [14, 15] cho thấy, ngay cả trong trường hợp có nhiều chất bôi trơn trên bề mặt tiếp xúc thì ma sát vẫn không phải là ma sát lỏng, và như vậy định luật của A. Nadai cũng chưa phải chính xác. Trong ma sát lỏng, theo định luật Niuton,

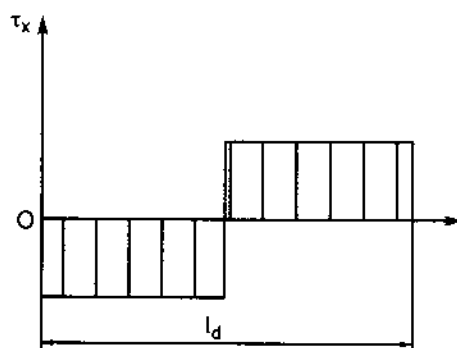
$$\tau_x = \eta \frac{dv}{dy}, \quad (6.16)$$

trong đó: η - độ nhớt lớp bôi trơn;

$\frac{dv}{dy}$ - gradient tốc độ trên hướng vuông góc với mặt phẳng trượt.



Hình 79. Biểu đồ phân bố ứng suất ma sát theo định luật Amaton-Culông.



Hình 80. Biểu đồ phân bố ứng suất ma sát theo định luật E. Zibel.

Nếu ký hiệu chiều dày của lớp bôi trơn là Δ thì gradient tốc độ có thể viết

$$\frac{dv}{dy} \equiv \frac{v_x - v_t}{\Delta}, \quad (6.17)$$

trong đó: v_x – tốc độ chuyển động của kim loại tại tiết diện đang xét;

v_t – tốc độ dài của trục.

Dựa trên nguyên lý thể tích giấy không đổi

$$v_x = v_1 \frac{h_1}{h_x}; \quad v_t = v_1 \frac{h_1}{h_H},$$

trong đó: v_1 – tốc độ ra khỏi trục của kim loại,

h_H – chiều cao của tiết diện trung hoà.

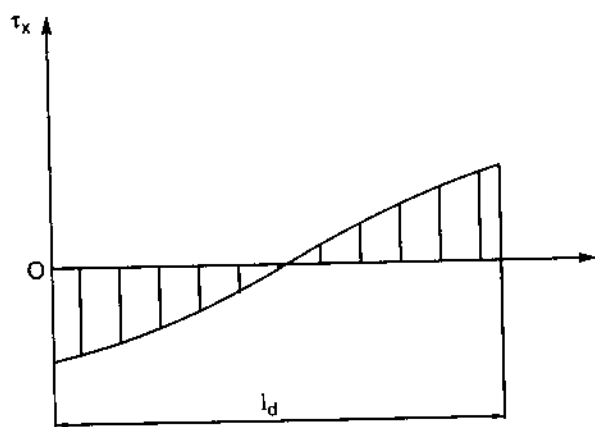
Thay thế các giá trị tốc độ trên vào phương trình (6.16) và (6.17), thì ứng suất ma sát có dạng:

$$\tau_x = \pm \frac{\eta v_1 \cdot h_1}{\Delta} \left(\frac{1}{h_x} - \frac{1}{h_H} \right). \quad (6.18)$$

Dấu “-” được sử dụng cho vùng trể, còn dấu “+” cho vùng vượt.

Đặc tính biểu đồ ứng suất tiếp ma sát trong vùng biến dạng thể hiện như trên (H.81) và khác với hai định luật trước là không có thay đổi gián đoạn, đột biến khi đổi dấu từ âm sang dương tại tiết diện trung hoà.

Tất cả các lý thuyết đã xét đều giả thiết rằng, trong vùng biến dạng chỉ có vùng trượt. Tuy nhiên, như đã biết (xem mở đầu), trong vùng biến dạng ngoài vùng trượt có thể còn tồn tại vùng dính. Lý thuyết này được A. I. Xelicov đề nghị, theo đó danh giới giữa vùng vượt và trể, nơi mà lực ma sát đổi dấu không phải là một điểm, mà là một khoảng (vùng), mà tại đó trượt trể đã kết thúc và trượt vượt chưa bắt đầu.



Hình 81. Biểu đồ phân bố ứng suất tiếp ma sát theo lý thuyết của A. Nadai

A. I. Xelicov đề xuất, đối với biến dạng phẳng (cán tấm rộng bản trên trục trụ phẳng) có bốn dạng biểu đồ ứng suất tiếp ma sát. Chúng phụ thuộc vào tỷ số $\frac{1}{h_{tb}} : \frac{1}{h_{tb}} > 5$;

$$\frac{1}{h_{tb}} = 2 \div 5; \quad \frac{1}{h_{tb}} = 0,5 \div 2; \quad \frac{1}{h_{tb}} < 0,5.$$

Các trường hợp không có danh giới rõ rệt, vì chúng không chỉ phụ thuộc vào tỷ số $\frac{1}{h_{tb}}$, mà còn phụ thuộc nhiều yếu tố khác như: hệ số ma sát, lượng ép, góc ăn.

Chính vì vậy giới hạn các tỷ số $\frac{1}{h_{tb}}$ chỉ là quy ước tương đối.

Ta xét từng trường hợp cụ thể của A.I.Xelicov.

1. Biểu đồ ứng suất lực ma sát khi $\frac{1}{h_{tb}} > 5$ được thể hiện trên hình 82.

Trong vùng AC và BD tồn tại cơ chế trượt, điều này được rất nhiều nhà nghiên cứu thực nghiệm xác định. Chính vì vậy A. I. Xelicov đã áp dụng định luật ma sát khô $\tau_x = f.p_x$. Trên vùng CE và FD, lực ma sát đạt giá trị cực đại, nghĩa là $\tau_x = f.K$, hoặc khi $f = 0,5$ thì $\tau_x = k$, trong đó k – là trở kháng trượt thuần túy.

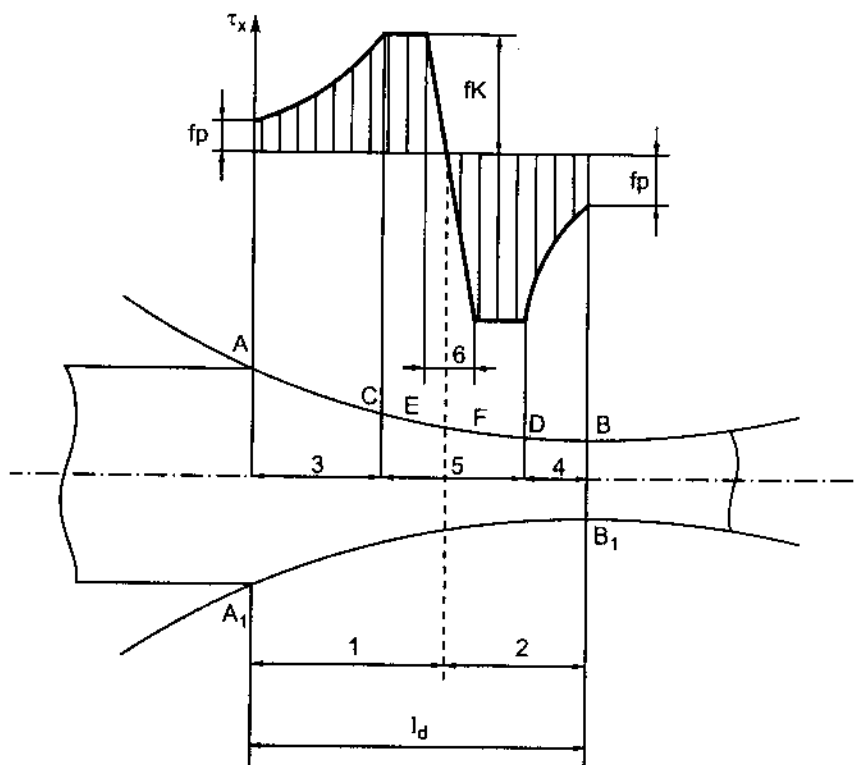
Khi ứng suất ma sát đạt giá trị k thì cơ chế trượt trên bề mặt cũng không còn nữa và trên khoảng CD sẽ là vùng dính.

Tại khu vực giữa của vùng dính, lân cận tiết diện trung hoà, có thể tồn tại một khu vực không có biến dạng dẻo, gọi là vùng hãm. Tất nhiên có thể không có khu vực này. Trên khoảng EF, lực ma sát thay đổi từ zero đến cực đại. Quy luật thay đổi có thể cho gần đúng là đường thẳng:

$$\tau_x \cong \frac{h_x - h_H}{2 \operatorname{tg} \varphi_{EF}} \cdot \frac{K}{l_3}, \quad (6.19)$$

trong đó l_3 – chiều dài đoạn EF.

Chiều dài đoạn l_3 phụ thuộc vào nhiều yếu tố và trước tiên là phụ thuộc chiều cao của phôi cán trong khoảng EF và hệ số ma sát. Có thể lấy gần đúng trong cán nóng: $l_3 = (0,5 \div 2)h_{tb}$, và trong cán nguội: $l_3 = (0,3 \div 1)h_{tb}$.



Hình 82. Biểu đồ phân bố ứng suất theo A.I.Xelicov:
1-vùng trồi; 2-vùng trượt; 3 và 4 –miền trượt; 5-miền dính; 6- miền hãm.

2. Trường hợp $\frac{l}{h_{tb}} = 2 \div 5$, sẽ

không có vùng CE và FD (H. 83). Điều này xảy ra do lực ma sát trên vùng AC và DB, khi chiều dài cung biến dạng nhỏ, đã không kịp tăng tới giá trị k và chuyển sang quy luật thay đổi trên đoạn EF của vùng hãm.

Trên vùng AC và DB lực ma sát thay đổi theo định luật ma sát khô $\tau_x = f p_x$, còn trên đoạn CD – theo phương trình (6.19).

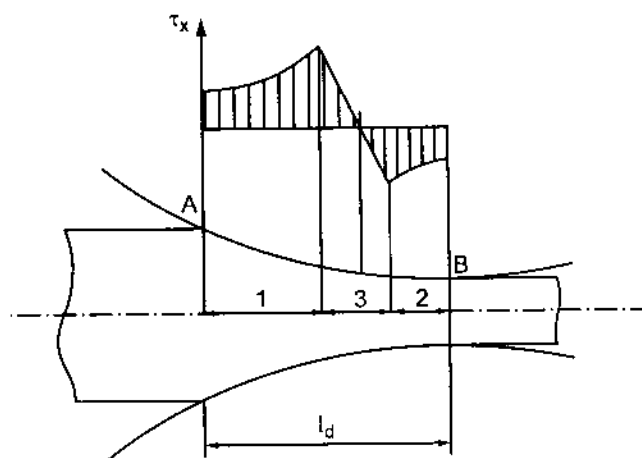
3. Khi $\frac{l}{h_{tb}} = 0,5 \div 2$, chiều dài

cung biến dạng nhỏ so với chiều cao trung bình của phôi và vùng trượt không tồn tại và vùng dính phát triển ra toàn bộ chiều dài cung biến dạng (H.84). Ứng suất lực ma sát trên cung AB được xác định bằng phương trình (6.19).

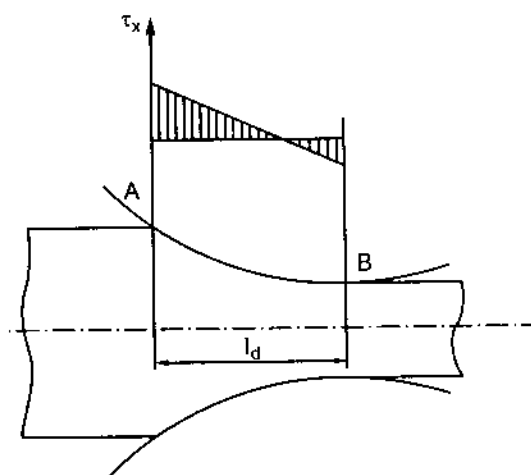
4. Nếu $\frac{l}{h_{tb}} < 0,5$ thì biến dạng

không thấm qua tâm và thành bên của phôi sau cán có độ lõm giữa. Vùng dính sẽ bao phủ toàn miền biến dạng như trường hợp trên (H.85). Kim loại có xu hướng trượt rất nhỏ, chính vì vậy mà lực ma sát không đáng kể.

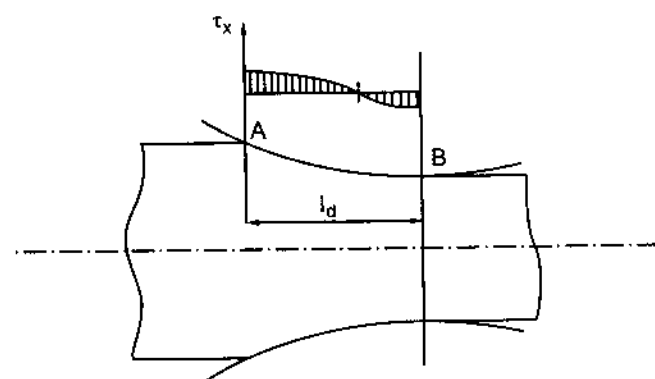
Như vậy, trong quá trình biến dạng dẻo khi cán, đại lượng ma sát tiếp xúc phụ thuộc vào tỷ số kích thước hình học của vùng biến dạng. Suy ra lực ma sát tiếp xúc bề mặt trong biến dạng dẻo khác so với ma sát trượt (ma sát khô), tuân theo định luật Amonton - Kulong thường dùng trong chế tạo máy.



Hình 83. Biểu đồ ứng suất ma sát theo A.I.Xelicov, trường hợp 2, trong đó: 1 và 2 là miền trượt, 3-miền hãm



Hình 84. Biểu đồ ứng suất ma sát theo A.I.Xelicov, trường hợp 3, khi $\frac{l}{h_{tb}} = 0,5 \div 2$.



Hình 85. Biểu đồ ứng suất ma sát theo A.I.Xelicov, trường hợp 4, khi $\frac{l}{h_{tb}} < 0,5$.

Ma sát dẻo, liên quan đến biến dạng dẻo vật liệu, đặc trưng bởi sự thay đổi vị trí tương đối giữa các điểm riêng biệt và hiệu tốc độ trong tiết diện của vật liệu biến dạng. Điều này làm xuất hiện các lực ma sát trong rất lớn, vì kim loại có tính nhớt. Sự khác nhau giữa ma sát trượt và ma sát dẻo thể hiện ở đặc điểm tác dụng của lực lên vật liệu: đối với ma sát trượt lực tác dụng chỉ tạo nên sự thay đổi các lớp bề mặt của vật thể, đối với ma sát dẻo sự thay đổi này xảy ra trong toàn bộ thể tích vật thể, và như vậy định luật phân bố lực ma sát cũng thay đổi. Chính vì vậy, quá trình tương tác trên bề mặt tiếp xúc cần phải xem xét gắn liền với quá trình biến dạng trong vật thể.

Những nguyên lý về ảnh hưởng của quá trình biến dạng trên bề mặt và trong thể tích đối với đặc tính biến đổi ứng suất lực ma sát được trình bày trong nhiều tài liệu. Nói chung ứng suất tiếp trên bề mặt tiếp xúc tại điểm này hoặc điểm khác phụ thuộc vào các yếu tố:

1. Điều kiện cơ học trên bề mặt (áp lực, chuyển dịch);
2. Tính chất của vật liệu;
3. Trạng thái bề mặt tiếp xúc.

Định luật thay đổi ứng suất lực ma sát của I. A. Tarnovxki có thể viết dưới dạng

$$\tau_x = \Phi(u, p, M, \mu), \quad (6.20)$$

trong đó: U – chuyển dịch trên bề mặt;

p – áp lực pháp tuyến tại điểm có chuyển dịch U ;

M – ảnh hưởng của cơ tính vật liệu biến dạng, và phụ thuộc của nó vào nhiệt độ, tốc độ và mức độ biến dạng;

μ – đặc tính trạng thái cơ, hoá lý của bề mặt tiếp xúc.

Đại lượng U , p , M là hàm số của chiều dài cung biến dạng. Biểu đồ ứng suất lực ma sát tiếp xúc theo lý thuyết của I.A.Tarnovxki có dạng chung như trên hình 86.

Để tính toán các thông số công nghệ cán, I.A.Tarnovxki đã khuyến cáo sử dụng giá trị ứng suất trung bình

$$\tau_{tb} = \psi \cdot \tau_S, \quad (6.21)$$

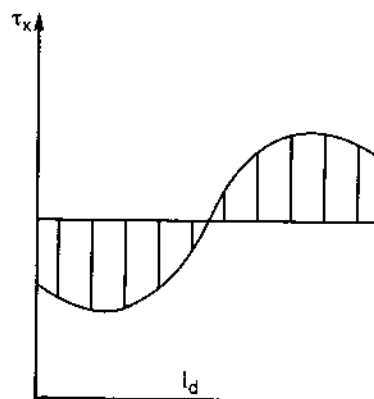
trong đó: τ_S – giới hạn trượt thuần tuý;

ψ – hàm phụ thuộc vào kích thước vùng biến dạng và trạng thái bề mặt.

Hàm ψ là một hàm phức tạp và chỉ có thể xác định bằng thực nghiệm. Trong cán thép, hàm có dạng

$$\psi = \mu \left[1 + \frac{n}{4} (1 - \mu) \sqrt[4]{\mu} \right], \quad (6.22)$$

trong đó n lấy giá trị nhỏ hơn trong số l/H và B/H .



Hình 86. Biểu đồ phân bố ứng suất ma sát theo I.A.Tarnovxki.

Trên cơ sở phân tích rất nhiều số liệu thực nghiệm I.A.Tarnovxki đi đến kết luận, ý nghĩa vật lý của hệ số ma sát trong quá trình gia công kim loại bằng áp lực khác trong chế tạo máy, và đánh giá lực ma sát qua việc sử dụng hệ số ma sát được ý nghĩa vật lý của các hiện tượng tiếp xúc bề mặt. Nếu như trong chế tạo máy, áp lực pháp cho trước và không phụ thuộc vào điều kiện ma sát, thì trong gia công dẻo kim loại áp lực không cho trước và nó phụ thuộc vào điều kiện ma sát và các yếu tố khác như vùng ngoài, lực kéo căng v.v...

Vì những lý do trên, ứng suất trung bình của lực ma sát được sử dụng bằng thông số $\psi = \frac{\tau_{tb}}{\tau_s}$. Sự đánh giá như vậy cho phép xác định ứng suất tiếp trung bình chính xác hơn,

vì τ_s trong trường hợp này không phụ thuộc vào quá trình cơ học và chỉ phụ thuộc vào tính chất của vật thể biến dạng.

Ngoài ra I.A.Tarnovxki đưa vào “chỉ số lực ma sát” dưới dạng $\psi = \frac{\tau_{tb}}{P_{tb}}$, nó biểu diễn một cách hình thức hệ số ma sát trung bình.

6.3. QUY LUẬT PHÂN BỐ ÁP LỰC PHÁP TUYẾN GIỮA KIM LOẠI VÀ TRỤC

Để đơn giản lời giải phương trình vi phân cân bằng (6.11) của T. Karman, năm 1939 A.I.Xelicov đã đề xuất việc thay cung tiếp xúc bằng dây cung (H.87), tức là

$$h_x = h_1 + \frac{\Delta h}{l} x, \quad (6.23)$$

khi đó

$$\operatorname{tg} \varphi = \frac{dy}{dx} = \frac{dh_x}{2dx}. \quad (6.24)$$

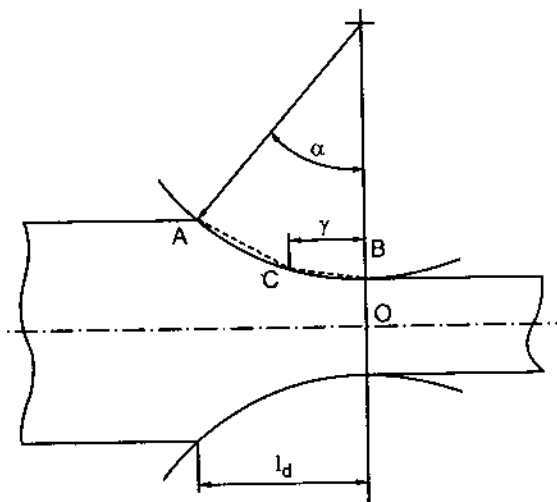
Vì cung tiếp xúc đã thay bằng dây cung, nên góc chạy ở tâm lấy bằng giá trị trung bình của cung $\varphi = \frac{\alpha}{2}$,

$\operatorname{tg} \varphi = \operatorname{tg} \frac{\alpha}{2} = \frac{\Delta h}{2l}$. Thay thế giá trị $\operatorname{tg} \varphi$ vào phương trình (6.11) đối với vùng vượt và sau một số biến đổi ta có:

$$dp_x h_x - \left(\frac{f \cdot p_x}{\operatorname{tg}(\alpha/2)} + K \right) dh_x = 0. \quad (6.25)$$

Phân ly các biến số phương trình (6.25) và ký hiệu (δ gọi là chỉ số ma sát):

$$\delta = \frac{f}{\operatorname{tg} \alpha/2} = \frac{2 \cdot f \cdot l}{\Delta h}, \quad (6.26)$$



Hình 87. Sơ đồ thay thế cung tiếp xúc bằng hai dây cung.

phương trình (6.25) sẽ có dạng như sau

$$\frac{dp_x}{\delta \cdot p_x + K} = \frac{dh_x}{h_x} \quad (6.27)$$

Tích phân phương trình (6.27) theo biến số x , thay đổi trong phạm vi từ 0 đến l_d . Khi $x=0$, giá trị $p_{x=0}$ được xác định theo điều kiện biên như sau: tại điểm gốc tọa độ $x=0$ ta có $\sigma_x=0$, và từ phương trình dẻo $p_x - \sigma_x = K$ suy ra $p_{x=0} = K$.

Khi đó lời giải phương trình vi phân sẽ là

$$p_x = \frac{K}{\delta} \left[(\delta + 1) \left(\frac{h_x}{h_l} \right)^\delta - 1 \right] \quad (6.28)$$

Phương trình (6.28) là quy luật thay đổi ứng suất pháp tuyến tiếp xúc trong vùng vượt.

Cũng bằng phương pháp tương tự, có thể nhận được quy luật thay đổi ứng suất pháp tuyến tiếp xúc trong vùng trề:

$$p_x = \frac{K}{\delta} \left[(\delta - 1) \left(\frac{h_0}{h_x} \right)^\delta + 1 \right] \quad (6.29)$$

Tiếp theo A.I.Xelicov đã giải phương trình (6.11) bằng cách thay cung tiếp xúc bằng hai dây cung tương ứng của vùng trề và vùng vượt với mục đích nhận được lời giải chính xác hơn. Đại lượng $\operatorname{tg} \varphi$ được xác định $\operatorname{tg} \varphi = \frac{\alpha + \gamma}{2}$ cho vùng trề và $\operatorname{tg} \varphi = \frac{\gamma}{2}$ cho vùng vượt.

Thay thế $\operatorname{tg} \varphi$ vào phương trình (6.11) đối với vùng trề, ta có

$$dp_x = (K - \delta_0 p_x) \frac{dh_x}{h_x}, \quad (6.30)$$

và đối với vùng vượt:

$$dp_x = (K + \delta_1 p_x) \frac{dh_x}{h_x}, \quad (6.31)$$

trong đó chỉ số ma sát được tính riêng cho vùng trề và vùng vượt

$$\delta_0 = \frac{f}{\operatorname{tg} \frac{\alpha + \gamma}{2}} \quad \text{và} \quad \delta_1 = \frac{f}{\operatorname{tg} \frac{\gamma}{2}} \quad (6.32)$$

Lời giải tổng quát của phương trình sau khi tích phân đối với vùng trề và vùng vượt có dạng như sau:

đối với vùng trề:

$$p_x = C_0 h_x^{\delta_0} + \frac{K}{\delta_0}, \quad (6.33)$$

và lời giải tương tự cho vùng vượt

$$p_x = C_1 h_x^{\delta_1} - \frac{K}{\delta_1}. \quad (6.34)$$

Các hằng số tích phân được xác định từ điều kiện biên khi $h_x = h_0$ ta có $p_x = \xi_0 K$, còn khi $h_x = h_1$ thì $p_x = \xi_1 K$, trong đó $\xi_0 = 1 - \frac{\sigma_z}{K}$ và $\xi_1 = 1 - \frac{\sigma_n}{K}$ - là các hệ số, tính đến ảnh hưởng của lực kéo; các ứng suất σ_z và σ_n là ứng suất kéo trước và sau.

Cần nhấn mạnh là các hệ số ξ_0 và ξ_1 có được với giả thiết p_x phụ thuộc tuyến tính vào ứng suất kéo trước và kéo sau σ_n và σ_z .

Từ phương trình (6.33) và (6.34), căn cứ vào điều kiện biên có thể tìm hằng số tích phân C_0 và C_1 :

$$C_0 = K \left(\xi_0 - \frac{1}{\delta_0} \right) h_0^{\delta_0},$$

$$C_1 = K \left(\xi_1 + \frac{1}{\delta_1} \right) h_1^{\delta_1}.$$

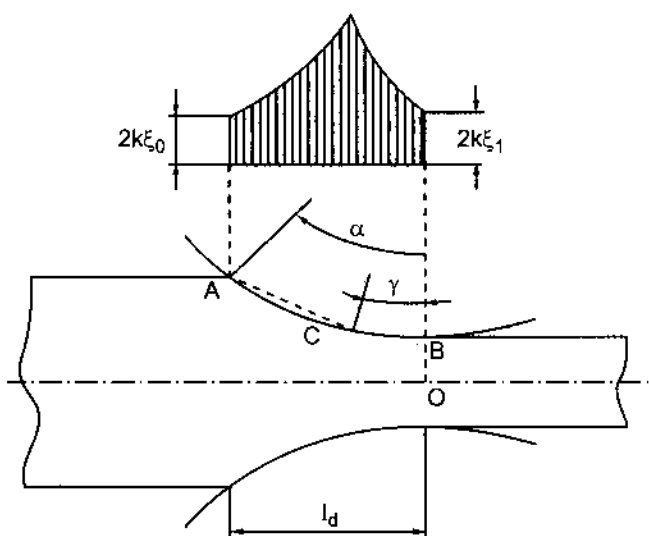
Cuối cùng, sau khi thay thế các hằng số tích phân, ứng suất pháp trên bề mặt tiếp xúc giữa kim loại và trục trong vùng trề nhận được như sau

$$p_x = \frac{K}{\delta_0} \left[(\xi_0 \delta_0 - 1) \left(\frac{h_0}{h_x} \right)^{\delta_0} + 1 \right], \quad (6.35)$$

và công thức tính ứng suất trong vùng vượt có dạng

$$p_x = \frac{K}{\delta_1} \left[(\xi_1 \delta_1 + 1) \left(\frac{h_x}{h_1} \right)^{\delta_1} - 1 \right]. \quad (6.36)$$

Khi không có lực kéo thì ta có các hệ số $\xi_0 = \xi_1 = 1$. Theo phương trình (6.35) và (6.36) có thể dựng biểu đồ áp lực pháp tuyến của kim loại lên trục (H.88). Với δ_0 và $\delta_1 > 1$, biểu đồ có điểm cực tiểu tại A và B, ứng suất tăng về hướng tiết diện trung hoà. Điểm cực đại của áp lực gần tiết diện trung hoà, tại đó hai đường cong của hai vùng trề và vùng vượt cắt nhau. Để dựng biểu đồ phân bố ứng suất theo các công



Hình 88. Biểu đồ phân bố áp lực pháp tuyến trên cung AC - vùng trề; CB - vùng vượt.

thức trên, chiều dài vùng biến dạng được chia thành nhiều phần bằng nhau, các giá trị ứng suất được tính cho từng điểm tính từ tiết diện vào cho biểu thức vùng trễ (6.35) và từ tiết diện ra cho vùng vượt (6.36). Trên hình vẽ thể hiện trở kháng biến dạng của vật liệu dẻo là $2k$ ($2k = K$), trong đó $k = \frac{1}{\sqrt{3}}\sigma_s$ - hằng số dẻo hay trở kháng trượt thuần túy.

6.4. CÁC YẾU TỐ ẢNH HƯỞNG ĐẾN ÁP LỰC KIM LOẠI LÊN TRỤC

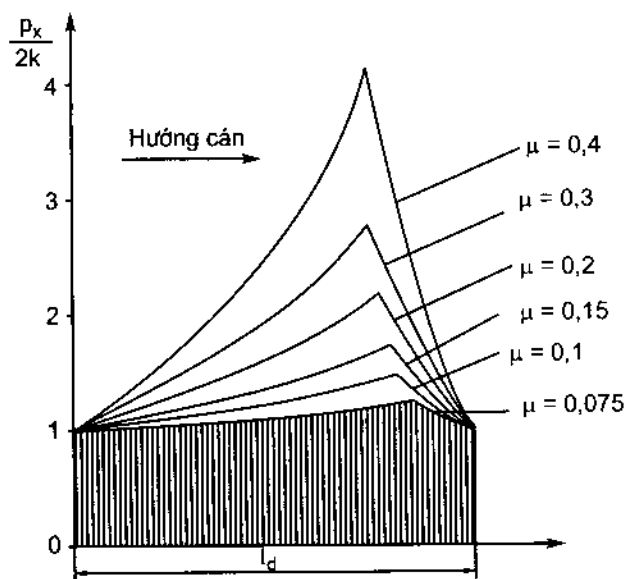
Phân tích các công thức (6.35) và (6.36) cho thấy, áp lực của kim loại tác dụng lên trục cán phụ thuộc vào các thông số chính là hệ số ma sát, chiều cao phôi cán, lượng ép lần cán, đường kính trục cán, các lực kéo trước, kéo sau và giới hạn chảy của vật liệu.

Để có cách nhìn rõ ràng hơn về ảnh hưởng của các yếu tố, các hình vẽ (H.89 ÷ H.92) thể hiện biểu đồ phân bố áp lực pháp tuyến với các thông số công nghệ khác nhau.

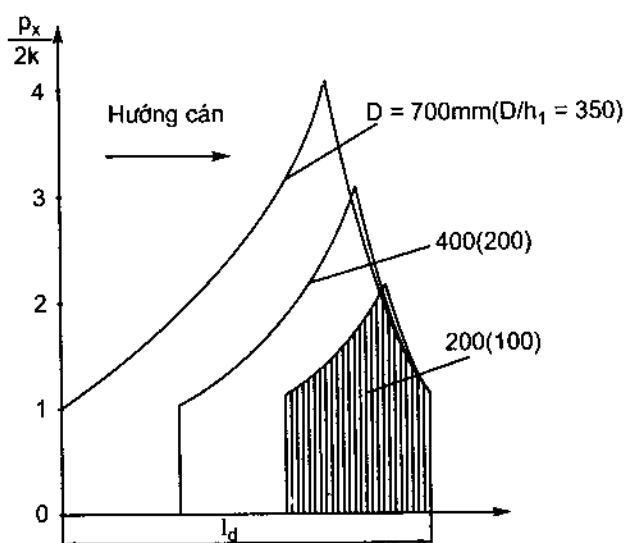
Hệ số ma sát (H.89) có ảnh hưởng mạnh đến ứng suất bề mặt. Hệ số ma sát càng lớn thì áp lực càng tăng mạnh về phía tiết diện trung hoà và như vậy lực cán tăng.

Đường kính trục cán tăng hoặc chiều dày phôi giảm (H.90) thì áp lực tăng, trong trường hợp này lực cán tăng không phải chỉ vì diện tích tiếp xúc tăng mà còn do áp lực tăng. Điều đó dễ dàng nhận thấy khi tăng chiều dài vùng biến dạng với điều kiện biên của phương trình cán không đổi thì áp lực kim loại lên trục tại vùng xung quanh tiết diện trung hoà tăng.

Lực kéo (H.91) có tác dụng làm giảm áp lực, và nghĩa là làm giảm lực cán. Như vậy khi lực kéo tăng thì áp lực cán giảm đáng kể.



Hình 89. Biểu đồ phân bố áp lực tính theo lý thuyết với các

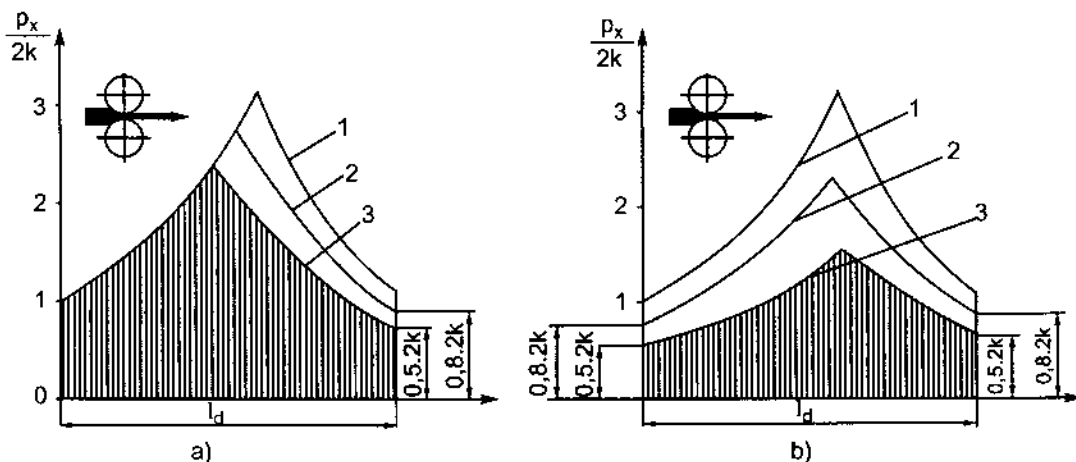


Hình 90. Biểu đồ phân bố áp lực giữa trục cán và kim loại tính theo lý thuyết

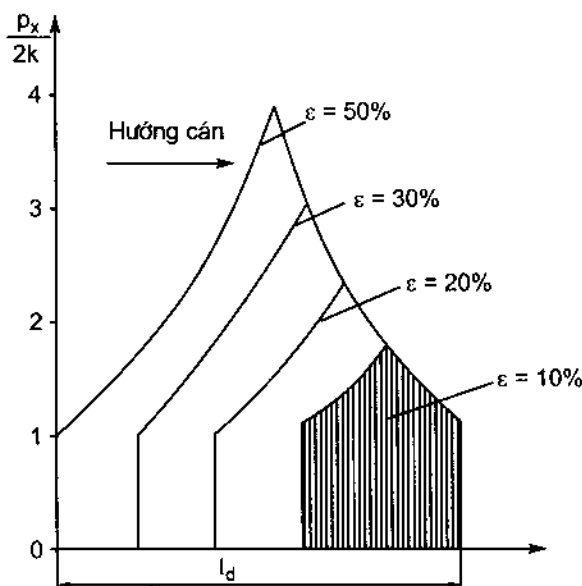
Vì vùng trễ lớn hơn vùng vượt rất nhiều nên khi tăng lực kéo sau thì lực cán giảm mạnh hơn so với khi tăng lực kéo trước. Điều này đã được nhiều tác giả chứng minh bằng thực nghiệm.

hệ số ma sát khác nhau ($\varepsilon=30\%$, $\alpha=5^{\circ}40'$, $h_1/D=1,16\%$).

khi đường kính trục cán khác nhau $/\varepsilon=30\%$, $f=0,3/$.



Hình 91. Ảnh hưởng của lực kéo trước (a), cả kéo trước và sau (b) đối với biểu đồ phân bố ứng suất $f=0,2$, $h_1/D=0,5\%$ / khi các ứng suất kéo: $\sigma_{0(1)} = 0$; $\sigma_{0(1)} = 0,52K$; $\sigma_{0(1)} = 0,82K$.



Hình 92. Biểu đồ áp lực khi cán với lượng ép khác nhau trong điều kiện $f=0,2$; $h_1/D=0,5\%$.

6.5. TỔNG QUAN CÁC PHƯƠNG PHÁP TÍNH ÁP LỰC KIM LOẠI LÊN TRỤC CÁN

Ngoài công thức của A.I.Xelicov, phương trình cân bằng còn có rất nhiều lời giải với các mức độ đơn giản hoá khác nhau, áp dụng các định luật ma sát khác nhau. Ví dụ, E.Zibel sử dụng định luật ma sát $\tau_x = fK$, còn A.Nadai lại dùng định luật ma sát lỏng.

A.P.Trecmarev dùng giá trị trở kháng trung bình và hệ số ma sát trung bình với định luật ma sát dạng $\tau_x = f_\sigma \beta \sigma_T$, trong đó f_σ - hệ số ma sát trung bình, σ_T - giới hạn chảy. Ngoài ra, đường biên tiếp xúc của các lời giải cũng được áp dụng khác nhau, nó có thể là dây cung, cung tròn, hàm bậc hai hoặc hàm mũ căn cứ vào các điều kiện cân cụ thể.

Nói chung tất cả các lời giải phương trình cân đều có điểm yếu sau đây:

1) Cơ sở của lời giải là giả thuyết về tiết diện phẳng, trong khi đó nhiều công trình nghiên cứu quá trình biến dạng gần đây cho thấy tốc độ chuyển động của kim loại trên chiều cao là không đều.

2) Định luật ma sát là rất phức tạp và không đúng như định luật cu lông và Zibel.

3) Lời giải thu được là của bài toán phẳng, nhưng trên thực tế biến dạng, kim loại chảy trong không gian.

4) Không tính đến ảnh hưởng của vùng ngoài, tức vùng đàn hồi tiếp xúc với vùng dẻo.

Ngoài phương pháp tính áp lực bằng công thức theo lời giải của phương trình vi phân cân bằng gần đúng, còn có nhiều phương pháp khác như: phương pháp đường trượt, phương pháp phiếm hàm, các phương pháp của cơ học môi trường liên tục v.v... Tuy vậy lời giải phương trình vi phân cân bằng với các đơn giản hóa khác nhau cho phép so sánh và hiểu rõ đặc tính phân bố áp lực kim loại lên trục và tính toán các thông số năng lượng của quá trình biến dạng khi cán. Tất nhiên không phải mỗi công thức đều có thể áp dụng cho tất cả các trường hợp cán, tùy từng điều kiện cụ thể phải lựa chọn các công thức tính cho thích hợp. Sau đây trình bày các lời giải khác, chúng được thống kê vào hai nhóm chính căn cứ vào quy luật ma sát đã được áp dụng trong phương trình vi phân cân bằng.

6.5.1. Áp lực của kim loại lên trục cán với quy luật ma sát Zibel

Công thức A.P.Trecmarev

Khi giải phương trình vi phân để tính áp lực kim loại lên trục, A.P.Trecmarev đã áp dụng quy luật ma sát của E.Zibel và hệ số ma sát tiếp xúc không đổi. Đường biên tiếp xúc giữa kim loại và trục là cung tròn. Các điều kiện khác cũng được giả thiết như đã nêu trên. Phương trình cân trong trường hợp này được biến đổi về dạng sau:

$$dp_x = 2 \frac{\beta \cdot \sigma_T \cdot R \sin \varphi \cdot d\varphi \pm f_\sigma \cdot \beta \cdot \sigma_T \cdot R \cdot \cos \varphi \cdot d\varphi}{h + 2R(1 - \cos \varphi)}$$

Dấu “+” và “-” tương ứng cho vùng trễ và vượt. Tích phân hai vế phương trình ta có:

$$p_x = 2 \int \frac{\beta \cdot \sigma_T \cdot R \sin \varphi \cdot d\varphi}{h + 2R(1 - \cos \varphi)} \pm 2 \int \frac{f_\sigma \cdot \beta \cdot \sigma_T \cdot R \cdot \cos \varphi \cdot d\varphi}{h + 2R(1 - \cos \varphi)}$$

Biến đổi các biểu thức:

$$p_x = \beta \sigma_T \int \frac{dh + 2R(1 - \cos \varphi)}{h + 2R(1 - \cos \varphi)} d\varphi \pm \int \frac{f_\sigma \cdot \beta \cdot \sigma_T [h + 2R(1 - \cos \varphi) - h - 2R]}{h + 2R(1 - \cos \varphi)} \cdot d\varphi,$$

$$p_x = \beta \sigma_T \ln[h + 2R(1 - \cos \varphi)] \pm \left[-f_\sigma \cdot \beta \cdot \sigma_T \varphi + f_\sigma \cdot \beta \cdot \sigma_T \int \frac{h + 2R}{h + 2R(1 - \cos \varphi)} \cdot d\varphi + C \right].$$

Thay thế: $2R(1-\cos\varphi)=R\varphi^2$, ta có:

$$p_x = \beta\sigma_T \ln[h + R\varphi^2] \pm \left[-f_\sigma \cdot \beta \cdot \sigma_T \varphi + f_\sigma \cdot \beta \cdot \sigma_T \int \frac{h + 2R}{h + 2R(1 - \cos\varphi)} \cdot d\varphi + C \right] \quad (6.37)$$

Thay thế:

$$\cos\varphi = \frac{1-t^2}{1+t^2} \text{ và } d\varphi = \frac{2 \cdot dt}{1+t^2}, \text{ trong đó } t = \operatorname{tg} \frac{\varphi}{2}; \text{ ta có}$$

$$\begin{aligned} \int \frac{(h + 2R) \cdot d\varphi}{h + 2R(1 - \cos\varphi)} &= \int \frac{(h + 2R) \cdot 2dt}{(h + 2R)(1 + t^2) - 2R(1 - t^2)} \\ &= \int \frac{(h + 2R) 2dt}{h + 2R + ht^2 + 2Rt^2 - 2R + 2Rt^2} \\ &= \int \frac{(h + 2R) 2dt}{h + ht^2 + 4Rt^2} = \frac{1}{h} \int \frac{(h + 2R) 2dt}{1 + \left(1 + \frac{4R}{h}\right)t^2} = 2 \cdot \frac{h + 2R}{h} \int \frac{dt}{1 + \left(\sqrt{1 + \frac{4R}{h}}\right)^2 t^2} = \\ &= 2 \frac{h + 2R}{h} \frac{1}{\sqrt{1 + \frac{4R}{h}}} \operatorname{arctg} \left(\sqrt{1 + \frac{4R}{h}} \cdot t \right) + C. \end{aligned}$$

Sau khi thay thế $t = \operatorname{tg}(\varphi/2)$,

$$\int \frac{(h + 2R) \cdot d\varphi}{h + 2R(1 - \cos\varphi)} = 2 \frac{h + 2R}{h} \frac{1}{\sqrt{1 + \frac{4R}{h}}} \operatorname{arctg} \left(\sqrt{1 + \frac{4R}{h}} \cdot \operatorname{tg} \frac{\varphi}{2} \right) + C. \quad (6.38)$$

Kết hợp các phương trình (6.36) và (6.37) lời giải tổng quát của phương trình vi phân cần được viết như sau:

$$p_x = \beta\sigma_T \ln[h + R\varphi^2] \pm \left[-f_\sigma \cdot \beta \cdot \sigma_T \varphi + 2f_\sigma \cdot \beta \cdot \sigma_T \frac{h + 2R}{\sqrt{h^2 + 4R}} \operatorname{arctg} \left(\sqrt{1 + \frac{4R}{h}} \cdot \operatorname{tg} \frac{\varphi}{2} \right) \right] + C.$$

Với các điều kiện biên đã biết, sau khi tìm hằng số C, chia cả hai vế cho $\beta\sigma_T$, lời giải phương trình gọi là hệ số trạng thái ứng suất như sau:

đối với vùng trề

$$k_{tr} = 1 - \ln \frac{h + R\alpha^2}{h + R\varphi^2} - f_\sigma (\alpha - \varphi) + \frac{2f_\sigma \left(1 + \frac{2R}{h}\right)}{\sqrt{1 + \frac{4R}{h}}} \operatorname{arctg} \frac{\sqrt{1 + \frac{4R}{h}} \left(\operatorname{tg} \frac{\alpha}{2} - \operatorname{tg} \frac{\varphi}{2}\right)}{1 + \left(1 + \frac{4R}{h}\right) \operatorname{tg} \frac{\alpha}{2} \operatorname{tg} \frac{\varphi}{2}}, \quad (6.39)$$

và vùng vượt:

$$k_v = 1 - \ln \left(1 + \frac{R\varphi^2}{h} \right) - f_\sigma \varphi + \frac{2f_\sigma \left(1 + \frac{2R}{h} \right)}{\sqrt{1 + \frac{4R}{h}}} \arctg \left(\sqrt{1 + \frac{4R}{h}} \cdot \operatorname{tg} \frac{\varphi}{2} \right). \quad (6.40)$$

Trong trường hợp $\alpha/2 < f_\sigma$ hệ số trạng thái biến dạng theo công thức (6.39) tại vùng lân cận tiết diện vào của vùng biến dạng nhỏ hơn 1, biểu đồ phân bố ứng suất có dạng lõm xuống. Khi $\alpha = 2f_\sigma$ thì áp lực trung bình nhỏ hơn trở kháng biến dạng, điều đó được giải thích bằng sự xuất hiện của lực kéo khi mặt tiếp xúc giữa kim loại và trục có độ cong lớn. Công thức (6.39) và (6.40) không xét đến độ hóa bền của kim loại và có thể được dùng để tính áp lực kim loại lên trục trong cán nóng.

Các công thức khác

Với điều kiện ma sát Zibel, tài liệu [45] đã xem xét lực biến dạng trong điều kiện biến cứng đẳng hướng với các giả thiết đơn giản hoá cơ bản tương tự như trên:

biến dạng phân bố đồng đều theo chiều dày băng kim loại;

hệ số ma sát không đổi trên toàn miền tiếp xúc;

vùng biến dạng được phân thành hai miền : trể và vượt.

Với mỗi điều kiện trở kháng biến dạng khác nhau , ta có các dạng khác nhau của phương trình cán và dẫn đến lời giải khác.

a) Trường hợp trở kháng biến dạng trượt trong toàn miền biến dạng không đổi và bằng giá trị trung bình trước và sau lần cán

$$k_{tb} = \frac{k_1 - k_0}{2}.$$

Ứng suất tiếp xác định theo định luật ma sát Zibel sẽ là:

$$\tau_x = f \cdot 2k_{tb}.$$

Thay thế các biểu thức trên vào phương trình cán [2], ta có :

$$dp_x = \left(2k_{tb} \pm \frac{\tau_x}{\operatorname{tg}(\alpha/2)} \right) \frac{dh_x}{h_x},$$

hay

$$dp_x = (2k_{tb} \pm \delta) \frac{dh_x}{h_x}, \quad (6.41)$$

trong đó $2k_0$, $2k_1$ - trở kháng biến dạng trượt trước và sau lần cán; α - góc ăn kim loại ; h_x - độ dày băng thép tại điểm bất kỳ theo chiều dài vùng biến dạng; f - hệ số ma sát; $\delta = f / \operatorname{tg}(\alpha/2)$.

Tích phân hai vế của phương trình (6.41), ta nhận được nghiệm tổng quát sau :

$$p_x = 2k_{tb}(1 \pm \delta) \ln(h_x) + C, \quad (6.42)$$

trong đó: C - hằng số tích phân; dấu (+) và (-) tương ứng cho vùng trể và vùng vượt.

Điều kiện biên đối với vùng trề được xác định từ phương trình (6.42) khi $h_x = H$, $P_x = \xi_0 \cdot 2k_{tb}$. Hằng số tích phân khi đó có dạng

$$C = \xi_0 2k_{tb} [\xi_0 - (1-\delta) \ln(H)].$$

Thay biểu thức của hằng số C vào (6.42) ta nhận được nghiệm riêng biểu thị áp lực của kim loại lên trục cán trong vùng trề :

$$p_{tr} = 2k_{tb}(1 - \delta) \ln(h_x) + \xi_0 2k_{tb} - 2k_{tb}(1 - \delta) \ln(H),$$

hay

$$p_{tr} = 2k_{tb} \left[\ln \left(\frac{H}{h_x} \right)^{\delta-1} + \xi_0 \right]. \quad (6.43)$$

Tương tự ta có công thức áp lực của kim loại lên trục cán trong vùng vượt :

$$p_v = 2k_{tb} \left[\ln \left(\frac{h_x}{h} \right)^{\delta+1} + \xi_1 \right], \quad (6.44)$$

trong đó: H, h - độ dày băng kim loại trước và sau lần cán.

Các công thức trên có tính tới ảnh hưởng của ma sát, kéo căng, trở kháng biến dạng trượt, kích thước của băng kim loại và trục cán. So sánh (6.43), (6.44) với công thức Xelicov (áp dụng định luật ma sát cu lông) [1], ta dễ dàng nhận thấy sự khác nhau với cùng các giả thiết cơ bản nêu trên.

Nếu cho điều kiện trở kháng biến dạng phẳng không đổi ở vùng trề, $k = k_0 = \text{const}$, và ở vùng vượt, $k = k_1 = \text{const}$, thì trong các công thức (6.43) và (6.44) ta chỉ việc cho $k_{tb} = k_0$ và $k_{tb} = k_1$ đối với từng vùng.

b) Giả thiết trở kháng biến dạng thay đổi tuyến tính theo biểu thức sau :

$$2k = 2k_1 - B(h_x - h),$$

trong đó:

$$B = 2 \frac{k_1 - k_0}{\Delta h}.$$

Với giả thiết trên ta có :

$$\tau_x = f \cdot [2k_1 - B(h_x - h)],$$

và phương trình điều kiện dẻo có dạng :

$$p_x - \sigma_x = 2k_1 - B \cdot (h_x - h),$$

từ đó suy ra :

$$d\sigma_x = dp_x + B dh_x.$$

Sau khi thế vào phương trình cân và biến đổi, với $dx = dh_x / [2 \cdot \text{tg}(\alpha/2)]$, ta nhận được phương trình

$$dp_x = \frac{1}{h_x} [2k_1 - B(h_x - h)] dh_x \pm \frac{f}{h_x \text{tg}(\alpha/2)} [2k_1 - B(h_x - h)] dh_x - B dh_x.$$

Tích phân hai vế của phương trình trên cho ta nghiệm chung

$$p_x = (1 \pm \delta)[2k_1 \ln(h_x) - Bh_x + Bh \ln(h_x)] - Bh_x + C. \quad (6.45)$$

Từ điều kiện biên $h_x = H$ và $p_x = \xi_0 2k_0$ ta xác định được hằng số tích phân

$$C = \xi_0 2k_0 - (1 - \delta)[2k_1 \ln(H) - B.H + B.h \ln(H)] + B.H.$$

Thế hằng số tích phân vào (6.45) ta nhận được công thức cho phép xác định áp lực trong vùng trề

$$p_{tr} = \xi_0 2k_0 + (\delta - 1) \left[(2k_1 + Bh) \ln \frac{H}{h_x} - B(H - h_x) \right] + B(H - h_x). \quad (6.46)$$

Tương tự đối với vùng vượt ta có :

$$p_v = \xi_1 2k_1 + (\delta + 1) \left[(2k_1 + Bh) \ln \frac{h_x}{h} - B(h_x - h) \right] - B(h_x - h). \quad (6.47)$$

Nếu không tính tới hoá bền của vật liệu, $B=0$, phương trình (6.46, 6.47) sẽ trở về dạng (6.43) và (6.44) như đã nhận được ở trên.

c) Giả thiết trở kháng biến dạng biến đổi theo quy luật phi tuyến bậc hai :

$$2k = 2k_1 - A(h_x - h)^2,$$

trong đó: $A = (2k_1 - 2k_0)/(\Delta h)^2$; Δh - lượng ép; h - độ dày sau lần cán.

Khi đó ma sát Zibel có dạng :

$$\tau_x = f[2k_1 - A(h_x - h)^2].$$

Từ điều kiện dẻo ta có

$$d\sigma_x = dp_x + 2A.(h_x - h)^2.$$

Sau khi thay thế các đại lượng tương ứng và biến đổi, ta có phương trình cân :

$$dp_x = (1 \pm \delta) \left[2k_1 - A(h_x - h)^2 \right] \frac{dh_x}{h_x} - 2A(h_x - h)dh_x.$$

Tích phân hai vế của phương trình trên ta có nghiệm tổng quát dạng :

$$p_x = (1 \pm \delta) \left[2k_1 \ln(h_x) - \frac{A}{2} h_x^2 + 2.A.h.h_x - A.h^2 \ln(h_x) \right] - A.h_x^2 + 2.A.h.h_x + C. \quad (6.48)$$

Từ điều kiện biên $h_x = H$, $p_x = \xi_0 2k_0$, ta xác định được hằng số tích phân cho vùng trề

$$C = \xi_0 . 2.k_0 - (1 - \delta) \cdot \left[(2k_1 - Ah^2) \ln(H) - \frac{A}{2} . H^2 + 2.A.H.h \right] + A.H^2 - 2.A.H.h. \quad (6.49)$$

Thế (6.49) vào (6.48) ta nhận được biểu thức tính áp lực cho vùng trề:

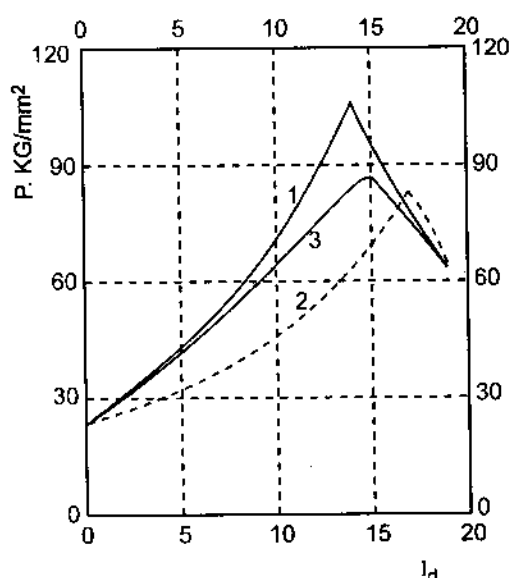
$$p_{tr} = \xi_0 2k_0 + (\delta - 1) \left[(2k_1 - Ah^2) \ln \frac{H}{h_x} - \frac{A}{2} (H^2 - h_x^2) + 2Ah(H - h_x) \right] + A(H^2 - h_x^2) - 2Ah(H - h_x). \quad (6.50)$$

Đối với vùng vượt, bằng cách tính tương tự ta có :

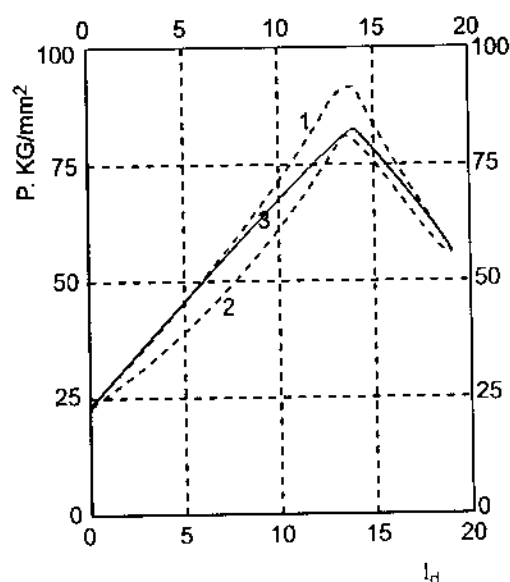
$$p_v = \xi_1 \cdot 2 \cdot k_1 + (\delta + 1) \cdot \left[\left(2 \cdot k_1 - A \cdot h^2 \right) \cdot \ln \left(\frac{h_x}{h} \right) - \frac{A}{2} \cdot (h_x^2 - h^2) + 2 \cdot A \cdot h \cdot (h_x - h) \right] - \left[-A \cdot (h_x^2 - h^2) + 2 \cdot A \cdot h \cdot (h_x - h) \right] \quad (6.51)$$

Khi $A=0$, tức là không tính đến sự biến đổi của trở kháng biến dạng do hoá bền, các phương trình (6.50), (6.51) trở về dạng (6.43) và (6.44).

Các biểu thức (6.43) và (6.44), (6.46) và (6.47), (6.50) và (6.51) có thể áp dụng để tính các thông số năng lượng của quá trình cán nguội thép bằng.



Hình 93. Biểu đồ phân bố ứng suất tiếp xúc trong trường hợp cán nguội thép 08KTI tính theo: 1-Korolev; 2- Xelicov; 3- (6.46), (6.47) ($H=2\text{mm}$, $H/h=1,6$, $f=0.12$).



Hình 94. Biểu đồ phân bố ứng suất tiếp xúc trong trường hợp cán nguội thép 08KTI tính theo: 1-Tretiacov; 2- Korolev; 3- (6.50), (6.51) ($H=2\text{mm}$, $H/h=1,4$, $f=0.12$).

Kết quả so sánh biểu đồ phân bố ứng suất trên mặt tiếp xúc giữa kim loại và trục cán tính theo các công thức khác nhau được trình bày trên hình vẽ (H.93, H.94).

Trong trường hợp trở kháng biến dạng biến đổi tuyến tính (H.93), các công thức (6.46), (6.47) cho kết quả tốt hơn: khắc phục được độ lõm đường cong phân bố ứng suất trong vùng trễ của biểu đồ Xelicov (đường 2) và sự tăng đột biến của biểu đồ Korolev (đường 1) tại điểm trung hoà, không phù hợp với các kết quả nghiên cứu thực nghiệm.

Trong trường hợp trở kháng biến dạng biến đổi theo quy luật phi tuyến bậc hai, tương tự trên H.94, kết quả tính toán theo các công thức (6.50), (6.51) cũng cho thấy rõ tính hợp lý của phương pháp đề xuất, biểu đồ phân bố ứng suất xác định theo (6.50) và (6.51) (đường 3) khắc phục được sự tăng đột biến của ứng suất tại điểm trung hoà của biểu đồ Tretiacov (đường 1) và độ lõm của biểu đồ Korolev trong vùng trễ (đường 2).

Với định luật ma sát Amonton - Coulon, các mô hình phân bố ứng suất trên mặt tiếp xúc giữa kim loại và trục cán, trong trường hợp cán nguội thép bằng mỏng, cho kết quả

không phù hợp với những quan sát thực nghiệm. Việc đưa ma sát Zibel, với trở kháng biến dạng tham gia trực tiếp như một biến, vào mô hình đã khắc phục được những tồn tại nêu trên.

6.5.2. Áp lực của kim loại lên trục với quy luật ma sát cu lông

Công thức A.A.Korolev

Khi giải bài toán cán vật liệu biến cứng cùng có lực kéo trước hoặc sau, A.I.Xelicov đã thay cung tiếp xúc bằng hai dây cung tương ứng với hai miền trề và vượt và lấy trở kháng biến dạng trong mỗi miền tương ứng bằng giá trị trước và sau lần cán. Lời giải tương tự dễ dàng nhận được khi thay trở kháng biến dạng trong toàn miền bằng giá trị trung bình của trở kháng trước và sau lần cán $k = \frac{k_0 + k_1}{2}$.

Với quy luật hoá bền tuyến tính, mô hình A.A.Kopolev tiêu biểu hơn cả, khi đó áp lực cho từng vùng được tính như sau:

đối với vùng trề :

$$p_x = 2k_0 \frac{\delta-1}{\delta} \left\{ \left[1 + \frac{\psi-1}{\varepsilon(\delta+1)} \right] \left(\frac{H}{h_x} \right)^\delta + \frac{1}{\delta-1} \left[\psi - \frac{\psi-1}{\Delta h} \left(\frac{2\delta}{\delta-1} h_x - h \right) \right] \right\} - \sigma_0 \left(\frac{H}{h_x} \right)^\delta, \quad (6.52)$$

đối với vùng vượt:

$$p_x = 2k_1 \frac{\delta+1}{\delta} \left\{ \left[\psi - \frac{\psi-1}{\delta-1} \frac{1-\varepsilon}{\varepsilon} \right] \left(\frac{h_x}{h} \right)^\delta - \frac{1}{\delta+1} \left[\psi - \frac{\psi-1}{\Delta h} \left(\frac{2\delta}{\delta-1} h_x - h \right) \right] \right\} - \sigma_1 \left(\frac{h_x}{h} \right)^\delta, \quad (6.53)$$

trong đó $\psi = \frac{k_1}{k_0}$ - hệ số hoá bền; ε - lượng ép tương đối; Δh - lượng ép tuyệt đối; σ_0

và σ_1 - ứng suất kéo tương ứng trước và sau lần cán. Các ký hiệu còn lại cũng như lời giải trước.

Công thức A.V.Tretiacov

Với điều kiện tương tự, A.V.Tretiacov cũng đã đưa ra công thức tính áp lực áp dụng trong trường hợp biến dạng khác nhau. Quy luật biến cứng trong trường hợp biến dạng nhỏ hơn 10% là tuyến tính và lớn hơn 10% là phi tuyến. Để đơn giản phương trình vi phân cân bằng, A.I.Tretiacov đã cho $k=p_x$, khi đó phương trình vi phân có dạng

$$\frac{dp_x}{p_x} = \frac{dy}{y} \pm \frac{\delta}{y} dy.$$

trong đó y là tung độ của dây cung tiếp xúc.

Giả thiết trở kháng biến dạng trong vùng trề không đổi và bằng k_0 , còn trong vùng vượt là k_1 , phương trình cán có nghiệm như sau đối với vùng trề

$$p_x = 2k_0 \xi_0 \left(\frac{H}{h_x} \right)^{\delta-1},$$

và đối với vùng vượt

$$p_x = 2k_1 \xi_1 \left(\frac{h_x}{h} \right)^{\delta+1}.$$

Khi thay trở kháng biến dạng bằng quy luật biến đổi tuyến tính, thì A.V.Tretiacov nhận được sự phân bố áp lực như sau:

$$p_x = \left[2k_0 + \sigma_0 + 2 \frac{k_1 - k_0}{\Delta h \delta} H \right] \left(\frac{h_x}{H} \right)^{1-\delta} - 2 \frac{k_1 - k_0}{\Delta h \delta} h_x,$$

$$p_x = \left[2k_1 - \sigma_1 + 2 \frac{(k_1 - k_0) \cdot h}{\Delta h \delta} \right] \left(\frac{h_x}{h} \right)^{1+\delta} + 2 \frac{k_1 - k_0}{\Delta h \delta} h_x.$$

Trong trường hợp mức độ biến dạng lớn hơn 10%, cần sử dụng quy luật biến cứng bậc hai. Với quy luật biến cứng này A.V.Tretiacov đã đưa ra công thức phân bố ứng suất tiếp xúc như sau [3]:

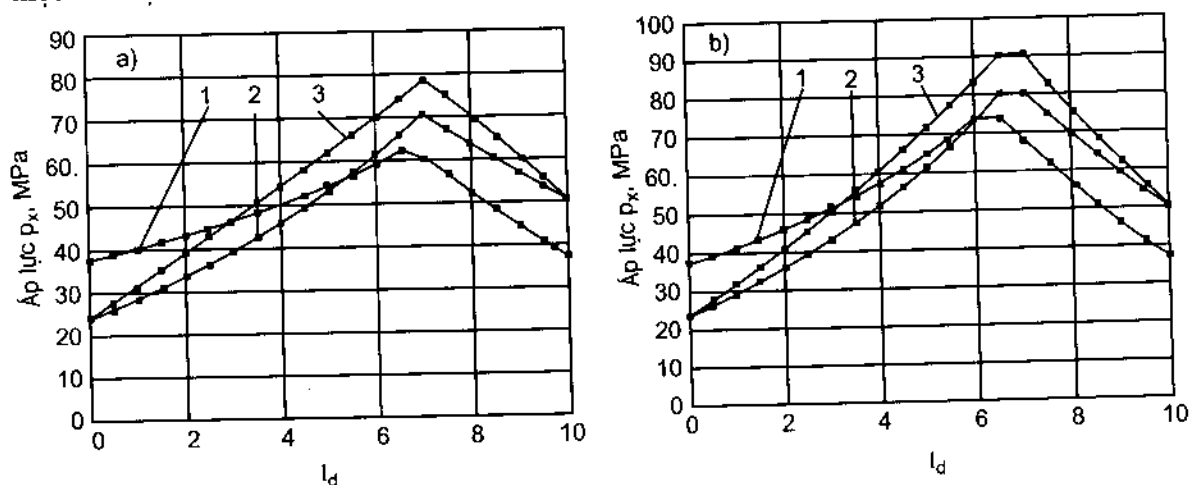
trong vùng trĩ :

$$p_x = \left[2\xi_0 k_0 + 4 \frac{k_1 - k_0}{\Delta h^2} H \left(\frac{H}{\delta + 1} - \frac{h}{\delta} \right) \right] \left(\frac{h_x}{H} \right)^{1-\delta} - 4 \frac{k_1 - k_0}{\Delta h^2} h_x \left(\frac{h_x}{\delta + 1} - \frac{h}{\delta} \right), \quad (6.54)$$

trong vùng vượt :

$$p_x = \left[2\xi_1 k_1 + 4 \frac{k_1 - k_0}{\Delta h^2} \frac{h^2}{\delta(\delta - 1)} \right] \left(\frac{h_x}{H} \right)^{1+\delta} - 4 \frac{k_1 - k_0}{\Delta h^2} h_x \left(\frac{h_x}{\delta - 1} - \frac{h}{\delta} \right). \quad (6.55)$$

Trong các công thức trên: ξ_0, ξ_1 - tương ứng là các hệ số kéo trước và sau; σ_0, σ_1 - ứng suất kéo trước và sau; H, h - chiều dày băng kim loại trước và sau lần cán, các ký hiệu còn lại ta đã biết.



Hình 95. Biểu đồ phân bố ứng suất tiếp xúc trong trường hợp cán nguội thép băng mỏng 08kΠ, chiều dày $H=2\text{mm}$; đường kính trục cán $D=400\text{mm}$; $\lambda=1,4$; $\sigma_0=0,1\text{K}$; $\sigma_1=0,1\text{K}$; hệ số ma sát: a - $f=0,09$; b - $f=0,12$: 1) tính theo các công thức Xelicov; 2) tính theo các công thức (6.52) và (6.53); 3) tính theo các công thức (6.54) và (6.55).

Biểu đồ ứng suất tính theo các công thức trên, thể hiện trên hình 95, cho thấy quy luật hoá bền của vật liệu có ảnh hưởng lớn đến ứng suất tiếp xúc. Quy luật hoá bền càng gần với thực tế thì cường độ gia tăng của ứng suất tiếp xúc càng lớn về phía tiết diện trung hoà. Tuy nhiên, khi áp dụng qui luật hoá bền phi tuyến thì mô hình sẽ phức tạp hơn và không thể giải bằng phương pháp giải tích.

Các mô hình phân bố ứng suất tiếp xúc trình bày ở trên đều có các giả thiết chung nhằm đơn giản hoá bài toán: cung biến dạng là đường thẳng; biến cứng thay đổi theo quy luật tuyến tính hoặc phi tuyến bậc hai.

Dưới đây trình bày mô hình cán nguội có sử dụng quy luật biến cứng thực của kim loại và cung tiếp xúc được mô tả bởi hàm mũ. Với mô hình này, ta có thể áp dụng phương pháp số Runge-Kutta để giải phương trình cán xác định áp lực kim loại lên trục.

Mô hình phân bố ứng suất với quy luật hoá bền thực và cung tiếp xúc là hàm mũ

Điều kiện dẻo $p_x - \sigma_x = 2k$ và quy luật ma sát $\tau_x = f.p_x$, trong đó $2k$ là trở kháng trượt, f là hệ số ma sát tiếp xúc, sẽ làm cho phương trình cán trở thành khép kín và giải được. Vấn đề quan trọng cần xem xét làm sao cho quy luật hoá bền và chiều dày của băng kim loại trong vùng biến dạng được xác định có thể phù hợp nhất so với thực tế.

Với giả thiết vật liệu đẳng hướng, qui luật hóa bền của kim loại cán có thể mô tả bởi biểu thức sau :

$$\sigma_T = \sigma_{T0} + \Pi \varepsilon_i^n \quad (6.56)$$

trong đó, σ_T, σ_{T0} - tương ứng giới hạn chảy tức thời và ban đầu, ε_i - cường độ biến dạng, Π, n - tương ứng mô-đun và lũy thừa hóa bền, xác định bằng thực nghiệm phụ thuộc vào vật liệu.

Xuất phát từ điều kiện thể tích không đổi, đối với biến dạng phẳng (trường hợp cán nguội băng mỏng) $\varepsilon_2=0$; $\varepsilon_1=\varepsilon_3$, cường độ biến dạng được tính như sau :

$$\varepsilon_i = \frac{2}{\sqrt{3}} \varepsilon_1, \quad (6.57)$$

với $\varepsilon_1, \varepsilon_2$ và ε_3 - tương ứng biến dạng theo chiều dài, rộng và cao của băng kim loại.

Thay $\varepsilon_1 = \ln(H/h_x)$ vào (6.57) và (6.56), ta nhận được biểu thức xác định quan hệ giữa trở kháng trượt và cường độ biến dạng như sau:

$$2k = \frac{2\sigma_T}{\sqrt{3}} = \frac{2\sigma_{T0}}{\sqrt{3}} + \Pi \frac{2^{n+1}}{(\sqrt{3})^{n+1}} \left(\ln \frac{H}{h_x} \right)^n. \quad (6.58)$$

Thay thế biểu thứ (6.58) vào phương trình cán ta có:

$$\frac{dp_x}{dx} = \left[2k_0 + \Pi \left(\frac{2}{\sqrt{3}} \right)^{n+1} \left(\ln \frac{H}{h_x} \right)^n - n \Pi \left(\frac{2}{\sqrt{3}} \right)^{n+1} \left(\ln \frac{H}{h_x} \right)^{n-1} \right] \frac{2 \operatorname{tg} \varphi_x}{h_x} \pm \frac{2fp_x}{h_x}. \quad (6.59)$$

Với giả thiết trục cán cứng tuyệt đối, biên tiếp xúc giữa kim loại và trục sẽ là cung tròn, chiều cao của băng kim loại tại tiết diện bất kỳ của vùng biến dạng (h_x) và góc của tiếp tuyến với cung tiếp xúc tại điểm tương ứng tiết diện đang xét (φ_x) được tính theo các công thức:

$$h_x = h + 2R - 2\sqrt{R^2 - x^2}, \text{ và } \operatorname{tg}\varphi_x = dh_x/(2dx).$$

Để đơn giản hoá bài toán, trong các mô hình đã xét ở các mục trên, cung tiếp xúc được thay bằng dây cung nên $h_x = h + [(\Delta h/(2L_d))] \cdot x$; $\operatorname{tg}\varphi_x = \operatorname{tg}(\alpha/2)$. I.A.Tarnovskii, trong phương pháp tính toán áp lực kim loại lên trục đã thay cung biến dạng bằng đường parabol. Theo A.A.Polukhin, đường tiếp xúc kim loại và trục là đường cong bậc hai có điểm "lõm giữa", vì tại đó có ứng suất cực đại. Lập luận trên cho thấy trong điều kiện cán nguội, áp lực lớn, trục bị biến dạng đàn hồi, gây ảnh hưởng đáng kể đến trị số của ứng suất bề mặt. Đường tiếp xúc giữa kim loại và trục cán (trên mặt cắt ngang vùng biến dạng) không thể là cung tròn hoặc đường thẳng. Cung tiếp xúc cần được chọn sao cho phù hợp với hình dáng thực và có thể thay đổi phụ thuộc vào điều kiện cụ thể.

Giả thiết cung tiếp xúc được biểu thị bằng hàm mũ $y = y(a^x)$ trong đó $a < 1$ hoặc $y = y(e^{-tx})$ với $t > 0$, biến đổi tùy theo điều kiện cán cụ thể.

Với lượng ép Δh và chiều dài vùng biến dạng L_d bất kỳ cho trước, hàm số $y = y(e^{-tx})$ được chọn có dạng sau :

$$y = \frac{h}{2} + \frac{\Delta h}{2(e^{tL_d} - 1)}(e^{-tx} - 1). \quad (6.60)$$

Từ (6.60) ta có thể xác định được chiều cao của băng kim loại tại điểm x trong vùng biến dạng:

$$h_x = h + \frac{\Delta h}{(e^{tL_d} - 1)}(e^{-tx} - 1), \quad (6.61)$$

tại điểm kim loại vào trục cán $x = -L_d \rightarrow h_x = H$, tại điểm kim loại ra $x = 0 \rightarrow h_x = h$.

Lấy vi phân phương trình (6.60) ta có:

$$\operatorname{tg}\varphi_x = \frac{dh_x}{2dx} = \frac{-t \cdot \Delta h}{2(e^{tL_d} - 1)} e^{-tx}. \quad (6.62)$$

Khi hình dạng biên tiếp xúc thay đổi, tham số t sẽ có những giá trị khác nhau. Nếu giá trị t được chọn sao cho tiếp tuyến tại điểm giữa cung tiếp xúc song song với dây cung thì sau khi thay thế $x = l_d/2$, $\operatorname{tg}\varphi_x = \Delta h/(2l_d)$ và biến đổi phương trình (6.61) sẽ được phương trình tính t bằng phương pháp nội suy. Kết quả sẽ được cung tiếp xúc nằm trong gianh giới giữa cung tròn và dây cung.

Với (6.61) và (6.62), phương trình cán (6.59) được giải bằng phương pháp Runge-Kutta. Theo phương pháp này, sai số mỗi bước tính toán có bậc Δx^5 , sai số tích lũy là 10^{-5} , nghĩa là nếu bước tính Δx giảm 10 lần thì độ chính xác áp lực Δp_x sẽ tăng 10^5 lần. Hình 96 trình bày phân bố ứng suất tiếp xúc tính theo mô hình (6.59) cho trường hợp cán nguội thép băng mỏng 08kΠ với các giá trị khác nhau của hệ số ma-sát ($f = 0,03$ (1), 0.06 (2), 0.09 (3), 0.12 (4), 0.15 (5), 0.18 (6), 0.21 (7)). Sự so sánh giữa kết quả mô

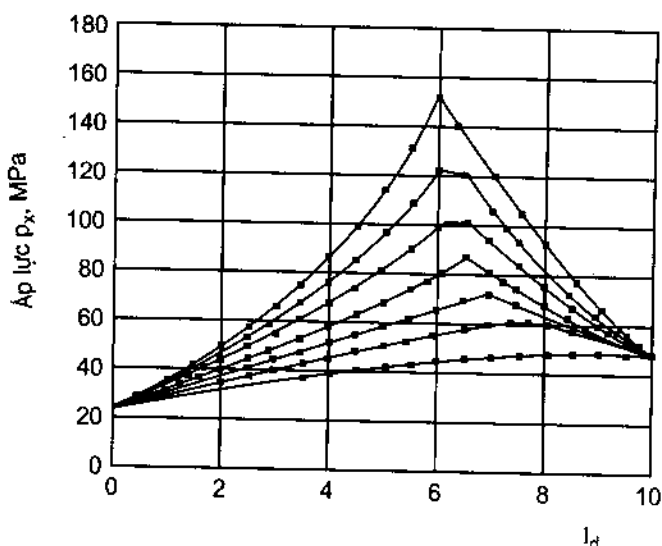
phỏng theo mô hình đề xuất và các mô hình A.A.Korolev, A.V.Tretiacov cho thấy kim loại biến dạng mạnh trong vùng trề, tại đó đường cong phân bố ứng suất có phần lồi phía trên phù hợp với thực nghiệm và trùng hợp với kết quả tính theo mô hình A.V.Tretiacov, trong vùng vượt - kết quả tính phù hợp với mô hình A.A.Korolev. Tại điểm trung hoà có sự tăng ứng suất một cách đột biến trong trường hợp lượng ép hoặc hệ số ma-sát lớn. Điều này đã được giải thích ở trên.

Các mô hình phân bố ứng suất tiếp xúc giữa kim loại và trục cán hiện hành với quy luật biến cứng đơn giản dẫn đến sai số lớn trong tính toán các thông số công nghệ. Cụ thể mô hình A.V.Tretiacov chính xác hơn cho vùng trề và mô hình A.A.Korolev - vùng vượt. Việc áp dụng quy luật hoá bền thực và cung biến dạng được thay bằng hàm mũ cho phép nâng cao độ chính xác của mô hình phân bố ứng suất tiếp xúc. Mô hình có thể áp dụng trong tính toán thiết kế và điều khiển công nghệ cán nguội.

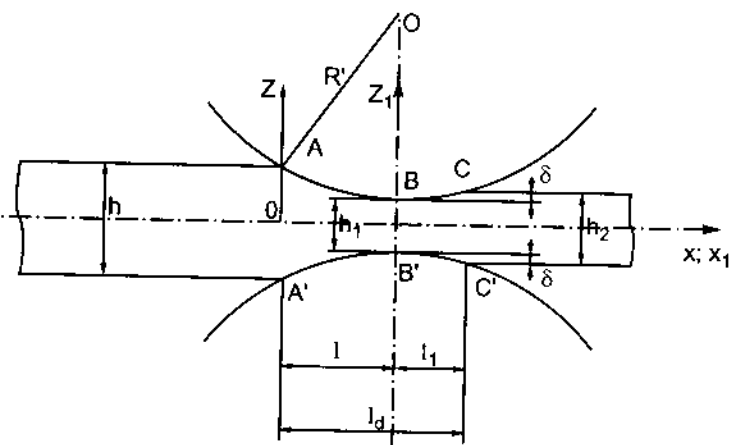
Công thức A.M.Onhisenko

Trong tài liệu A.M.Onhisenko, áp lực trong cán nguội với lượng ép nhỏ, được xác định bằng cách sử dụng lời giải bài toán về trạng thái ứng suất-biến dạng kim loại với phương trình của cơ học môi trường liên tục.

Theo sơ đồ (H.97), trong trường hợp cán này vùng biến dạng gồm các vùng biến dạng tích cực và thụ động. Trong vùng thứ nhất vật liệu biến dạng đàn hồi chưa đạt đến giới hạn chảy, sau đó biến dạng dẻo. Trong vùng hai xảy ra hiện tượng hoàn đàn hồi. Xem xét khả năng biến dạng không đều trên chiều cao, trục và vật liệu cán có thành phần đàn hồi, trường tốc độ chuyển dịch của các phần tử kim loại được thiết lập. Điều này cho phép áp dụng phương trình cơ học môi trường liên tục. Đó là các phương trình chuyển động, phương trình động hình học, phương trình vật lý, phương trình thể tích không đổi, phương trình dẻo và phương trình đàn hồi.



Hình 96. Biểu đồ phân bố ứng suất tiếp xúc được tính cho điều kiện cán: $H=2$ mm; $D=400$ mm; $\lambda=1,4$; $\sigma_0=\sigma_1=0,1K$.



Hình 97. Sơ đồ vùng biến dạng, (ký hiệu được lấy theo tác giả).

Lời giải của bài toán là biểu thức tính áp lực bề mặt trong vùng trề:

$$\sigma_{zz_1} = K_1 + 2\mu\varepsilon(2n+1) \left[\frac{n(2n-1)}{3h^2l^2} (x^4 - 6x^2l^2 + 8l^3x - 3l^4) + \frac{x^2}{l^2} + \frac{n(2n-1)l^2}{h^2} \right], \quad (6.63)$$

và trong vùng vượt:

$$\sigma_{zz_2} = K_2 + 2\mu\varepsilon(2n+1) \left[\frac{4n(2n-1)}{3h^2l} \left(\frac{x}{12l} - \frac{1}{3} \right) x^3 + \frac{x^2}{l^2} - \frac{2x}{l} + \frac{n(2n-1)l^2}{h^2} + 1 \right]. \quad (6.64)$$

Vùng biến dạng liên đới

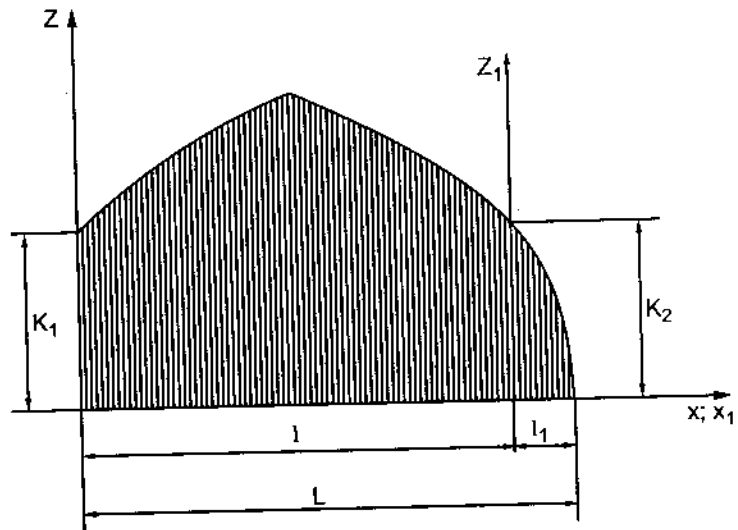
$$\sigma_{z_1}^1 = K_2 \left(1 - \frac{x_1^2}{l_1^2} \right),$$

trong đó μ - hệ số độ cứng;

n - hệ số ảnh hưởng của biến dạng không đều theo chiều cao [9].

Trên H.98 là biểu đồ áp lực trong cán nguội với lượng ép nhỏ dựng theo các phương trình (6.63), (6.64). Từ hình vẽ ta thấy, biểu đồ phân bố ứng suất có hình dạng lồi khác với biểu đồ dựng theo lời giải của A.I.Xelicov. Tác giả giải thích rằng khi cán với lượng ép nhỏ (từ 0,5 đến 3%) quá trình biến dạng sẽ không đều theo chiều cao.

Trong trường hợp biến dạng đều ($n=0$) thì biểu đồ nhận được theo (6.63) và (6.64) giống như của A.I.Xelicov, nghĩa là có độ lõm.



Hình 98. Biểu đồ ứng suất pháp trên bề mặt tiếp xúc trong cán nguội thép 08kn với lượng ép nhỏ $\varepsilon=2\%$; $n=0,7$; $\sigma_{s1}=\sigma_{s2}=23$, kG/mm².

6.6. XÁC ĐỊNH ỨNG SUẤT TIẾP XÚC BẰNG PHƯƠNG PHÁP THỰC NGHIỆM

Nghiên cứu ứng suất tiếp xúc trong quá trình cán bằng phương pháp thực nghiệm được tiến hành với mục đích xem xét quy luật tương tác giữa kim loại và bề mặt tiếp xúc của trục cán.

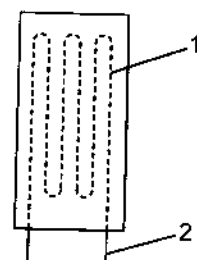
Trên thực tế tồn tại một số phương pháp đo ứng suất tiếp xúc của quá trình cán: phân cực-quang, sử dụng cảm biến điểm đặt trong trục ghép và các phương pháp khác.

Phương pháp dùng cảm biến điểm đo hiện nay vẫn là thông dụng nhất. Quy trình thực nghiệm xác định ứng suất bề mặt được Rozevich-Belevich A.D. lần đầu tiên đề xuất. Tuy vậy, kết quả nghiên cứu bằng thực nghiệm sự phân bố ứng suất bề mặt lại do Liug và E.Zibel nhận được trước tiên.

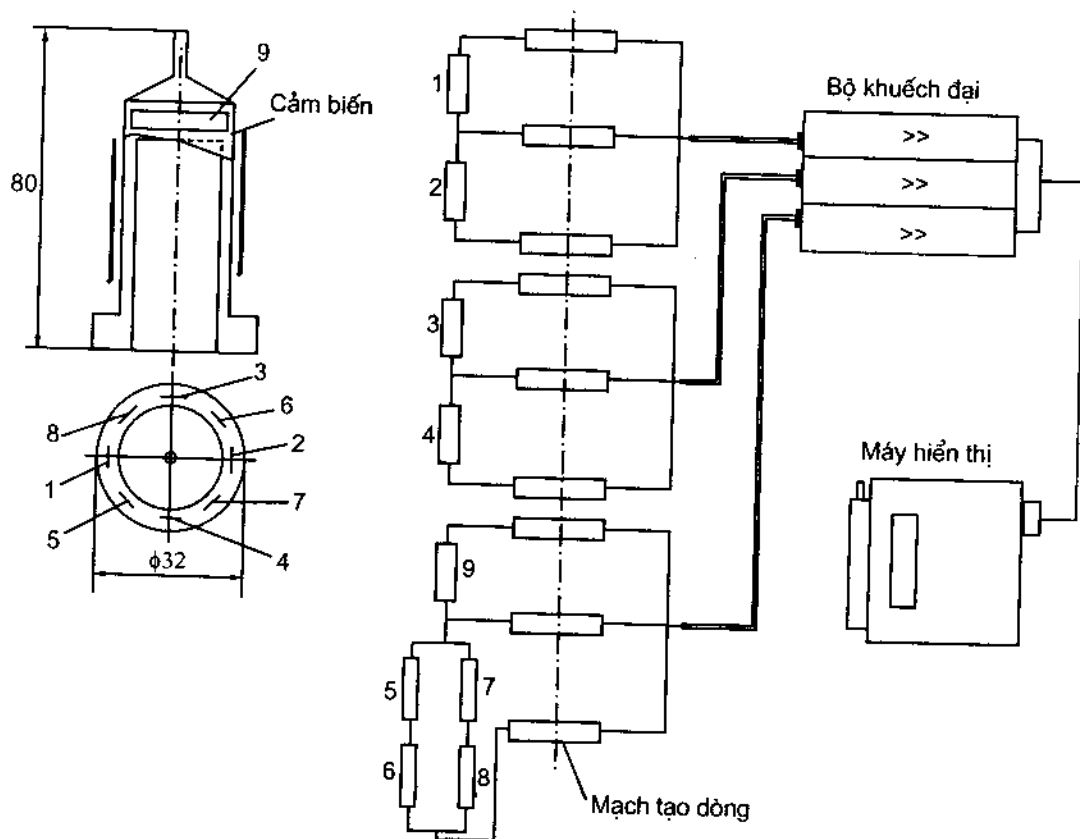
Tiếp sau đó, phương pháp dùng cảm biến đo được phát triển trong nhiều công trình nghiên cứu, các tác giả đã sử dụng cảm biến điện trở. Hiện nay phương pháp này đã được nghiên cứu kỹ và cho kết quả đáng tin cậy.

Một trong các phương pháp đo ứng suất bề mặt hiện đại hiện nay là dùng cảm biến một đầu đo ba thành phần. Sau đây ta xem xét phương pháp này.

Phần tử làm việc của đầu đo là cảm biến dây điện trở, có điện trở cao, đường kính 0,02 mm. Cấu tạo cảm biến thể hiện trên H.99, thực chất là hai miếng giấy ghép lại với nhau, ở giữa có đặt một đoạn dây điện trở có chiều dài nhất định, hai đầu dây đưa ra ngoài để nối với mạch điện. Các cảm biến được dán lên thân đầu đo bằng keo BF-2 hoặc BF-4.



Hình 99. Phân tử cảm biến:
1-lớp giấy phủ ngoài;
2-dây điện trở.



Hình 100. Cảm biến điểm và sơ đồ mạch điện.

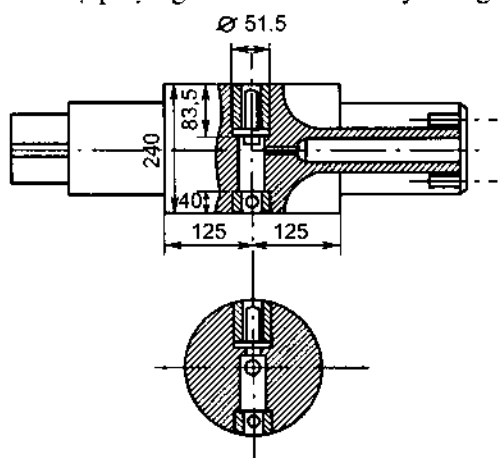
Trên H.100, thể hiện cấu tạo của đầu đo ba thành phần và sơ đồ nối các cảm biến với mạch điện. Đầu đo thực chất là một chốt hình trụ rỗng, trên bề mặt của nó có dán 9 cảm biến dây đo. Cảm biến 1, 2 và 3, 4 đo thành phần biến dạng của phần tử đàn hồi do ứng suất tiếp gây nên, còn cảm biến 5, 6 và 7, 8 đo thành phần biến dạng của phần tử do ứng suất pháp gây nên. Để khống chế điện trở tăng do nhiệt độ môi trường thay đổi, xung quang phần tử có cảm biến bù 9. Mỗi nhóm cảm biến được nối với một sơ đồ điện mạch cầu, phần tử đầu đo cùng với các cảm biến được lắp ráp vào trục (H.101) và giữ bằng đai ốc.

Phía trên của phần tử đo có đường kính 1,2 mm thấy rõ trên bề mặt trục và trực tiếp cảm nhận áp lực kim loại khi cán.

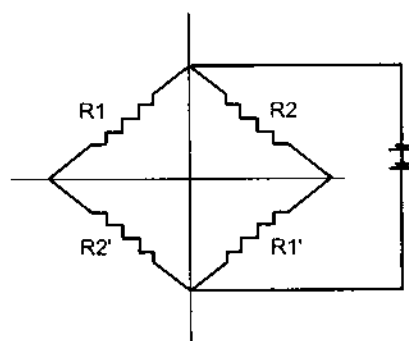
Cảm biến đầu đo được nối với bộ khuếch đại 8AH7-7M và thiết bị hiển thị màn hình. Một đường chéo của mạch cầu được mắc với các cảm biến đo (ví dụ 1 và 2) còn đường kia mắc với điện trở của bộ khuếch đại.

Điện áp nguồn $3 \div 6$ vôn từ bộ khuếch đại được cấp cho một đường chéo của mạch cầu. Khi không có biến dạng, mạch cầu ở trong trạng thái cân bằng. Khi lực tác động lên chốt đầu đo thì chốt cùng với dây đo bị biến dạng đàn hồi. Do vậy, tiết diện dây đo và điện trở thay đổi, tạo ra sự mất cân bằng của mạch cầu và trên đường ra của mạch cầu xuất hiện xung điện. Tín hiệu này rất yếu và được phóng đại tại bộ khuếch đại sau đó đưa đến bộ phận hiển thị. Trước đó, bộ phận cảm biến và máy đo phải qua công đoạn hiệu chuẩn, tương ứng với các giá trị ứng suất tiếp và ứng suất pháp tuyến nhất định.

Khi hiệu chuẩn máy cần thiết lập sự không phụ thuộc của kim chỉ thị theo thành phần ứng suất pháp tuyến và hai thành phần ứng suất tiếp trên hai phương vuông góc của hai trục X và Y khi chúng tác dụng cùng một lúc. Khi hiệu chuẩn cần dựng đồ thị cơ sở để chuẩn màn hình làm việc khi thực hiện thí nghiệm. Đồ thị hiệu chuẩn cho sự phụ thuộc tuyến tính giữa trị số đo trên màn hình và giá trị tải trên cảm biến. Trên H.103 là hiển thị của thành phần ứng suất pháp p_x và τ_x, τ_y trên màn hình khi đầu đo đi được 18 mm từ mép mẫu. Các dây dẫn nối từ điện trở cảm biến trên đầu đo, nằm trong rãnh của trục và đi tới bộ phận giác cảm và từ đây xung điện được đưa đến bộ khuếch đại.



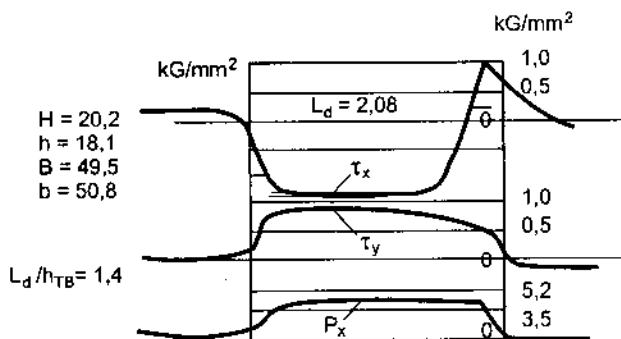
Hình 101. Lắp ráp cảm biến đo ứng suất vào trục cán.



Hình 102. Các cảm biến được đấu theo sơ đồ cầu.

Chú ý rằng độ chính xác giá trị đo của cảm biến điểm phụ thuộc vào độ cứng vững của hệ phần tử đo và trục cán, độ chính xác của phần đế tỷ đầu đo so với bề mặt trục, khe hở giữa đầu đo và lỗ chứa trên trục. Các thông số đo phụ thuộc vào việc giải quyết các vấn đề này, càng thành công thì càng tương ứng với hiện thực.

Cuối cùng có thể nói, cảm biến có rất nhiều kiểu thiết kế, các thiết bị như bộ khuếch đại, màn hình cũng khác nhau.



Hình 103. Kết quả đo áp lực pháp tuyến p_x và tiếp tuyến τ_x, τ_y bằng thực nghiệm.

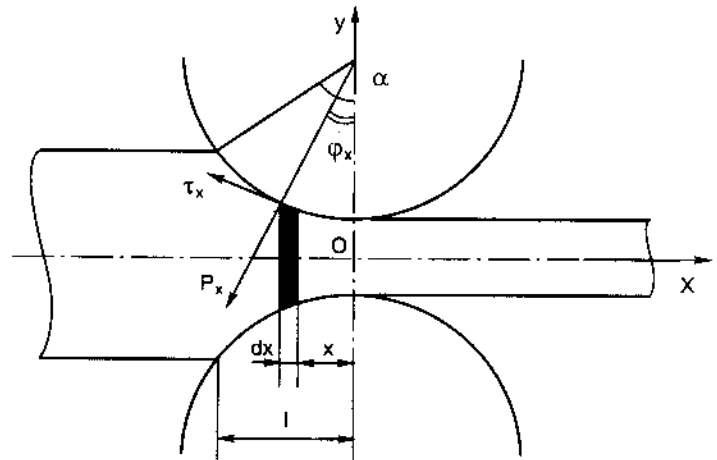
Chương 7

LỰC CÁN VÀ MÔMEN CÁN DỌC

7.1. ÁP LỰC TRUNG BÌNH VÀ LỰC CÁN TÁC DỤNG LÊN TRỤC HÌNH TRỤ

Xác định các thông số năng lượng của quá trình cán, trong đó có áp lực trung bình, lực cán, công, công suất và môment cán là những vấn đề chính của lý thuyết cán. Các thông số này không chỉ cần thiết trong thiết kế máy mới mà còn là cơ sở để tính toán, xây dựng các quy trình công nghệ trên những máy cán hiện hành tại các cơ sở sản xuất. Điều này cho phép tận dụng tối đa khả năng làm việc của các thiết bị cơ khí cũng như thiết bị điện, thực hiện những quy trình công nghệ cán với các thông số có thể khống chế tính chất và kích thước sản phẩm.

Trong trường hợp chung, ngoài lực tác dụng từ phía trục cán, kim loại còn chịu các lực tác dụng khác như lực kéo, lực đẩy và phản lực từ phía máng dẫn hay băng tải con lăn. Các lực này rõ ràng là có ảnh hưởng tới trạng thái cân bằng lực trong vùng biến dạng. Ta xét trường hợp cán đơn giản, trong đó ngoài áp lực từ phía trục cán không còn lực nào khác. Trên H.104 là sơ đồ tác dụng của lực trong vùng vượt tác dụng lên phân tố thể tích kim loại.



Hình 104. Sơ đồ lực tác dụng của phân tố biến dạng trong quá trình cán đơn giản.

Lực cơ bản tác dụng lên trục là thành phần trên phương thẳng đứng của lực tổng hợp từ lực pháp tuyến và lực ma sát. Thành phần trên phương nằm ngang thường là nhỏ, chính vì vậy khi ta nói đến áp lực toàn phần của kim loại lên trục thì cần hiểu đây là thành phần của lực tổng hợp trên phương thẳng đứng.

Để xác định áp lực của kim loại lên trục ta thiết lập phương trình cân bằng, bằng cách chiếu các lực lên trục Y:

$$b_{tb} \int_0^{\alpha} p_x \frac{dx}{\cos \varphi_x} \cos \varphi_x + b_{tb} \int_{\alpha}^{\gamma} \tau_x \frac{dx}{\cos \varphi_x} \sin \varphi_x - b_{tb} \int_0^{\gamma} \tau_x \frac{dx}{\cos \varphi_x} \sin \varphi_x = P, \quad (7.1)$$

trong đó: P - áp lực toàn phần của kim loại lên trục (lực cán);

p_x - áp lực kim loại lên trục;

φ_x - góc chày;

γ - góc trung hoà;

α - góc ăn;

τ_x - ứng suất ma sát;

$b_{tb} = (b_1 + b_2)/2$ - chiều rộng trung bình của phôi.

Hai số hạng thứ hai và ba có thể bỏ qua vì chúng rất nhỏ so với số hạng thứ nhất, khi đó

$$P = b_{tb} \int_0^l p_x dx. \quad (7.2)$$

Áp lực trung bình được tính như sau:

$$p_{tb} = \frac{P}{F} = \frac{b_{tb} \int_0^l p_x dx}{F}, \quad (7.3)$$

trong đó F - hình chiếu mặt tiếp xúc giữa trục và kim loại trên phương nằm ngang, hay còn gọi là mặt tiếp xúc.

Từ phương trình (7.3) ta có

$$P = p_{tb} \cdot F. \quad (7.4)$$

Như vậy, thực tế tính toán lực P dẫn tới việc xác định áp lực trung bình và diện tích tiếp xúc.

Phương trình (7.1) có thể giải nếu, thay thế p_x bằng các biểu thức là lời giải đã thu được từ phương trình cân trong chương trước.

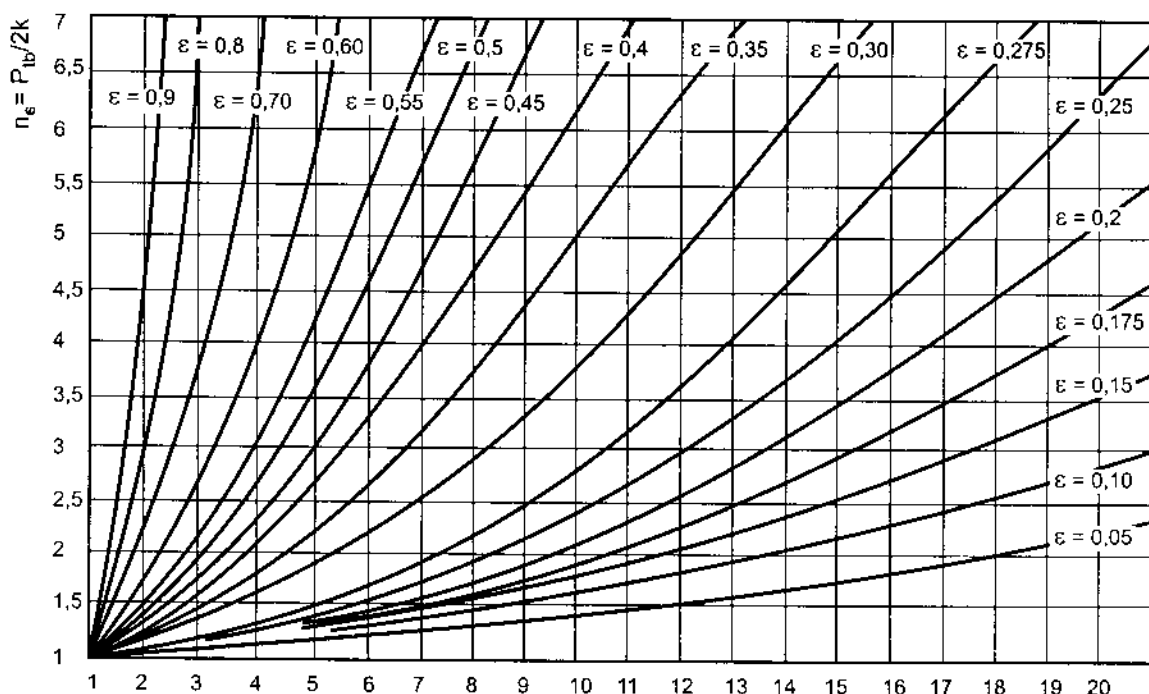
Khi cân trên trục hình trụ, áp lực trung bình có thể tính theo một trong các công thức dưới đây, hoặc, nếu chia cả hai vế cho $2k$ ta có công thức tính hệ số, gọi là trạng thái ứng suất, hay hệ số ảnh hưởng của ma sát ngoài n_σ . Trường hợp cán nóng không có lực kéo, và vật liệu không biến cứng:

$$p_{tb} = 2k \frac{2(1-\varepsilon)}{\varepsilon(\delta-1)} \left(\frac{h_\gamma}{h} \right)^\delta \left[\left(\frac{h_\gamma}{h} \right)^\delta - 1 \right],$$

trong đó

$$\left(\frac{h_\gamma}{h} \right)^\delta = \frac{1 + \sqrt{1 + (\delta^2 - 1) \left(\frac{H}{h} \right)^\delta}}{\delta + 1};$$
$$\delta = \frac{2 \cdot f \cdot l_d}{\Delta h} = \frac{2f}{\alpha}.$$

Hệ số ảnh hưởng của ma sát ngoài n_σ , theo công thức trên có thể xác định bằng đồ thị, phụ thuộc vào lượng ép và chỉ số ma sát như trên hình vẽ 105.



Hình 105. Đồ thị xác định hệ số n_σ , phụ thuộc vào lượng ép tương đối ,

$$\epsilon = \frac{\Delta h}{H} \text{ và chỉ số ma sát } \delta = f \sqrt{\frac{2D_c}{\Delta h}}.$$

Trường hợp cán nguội có lực kéo và biến cứng

$$p_{tb} = \frac{1}{\Delta h} \left\{ \xi_0 \cdot 2k_0 \cdot \frac{H}{\delta - 2} \left[\left(\frac{H}{h_\gamma} \right)^{\delta-2} - 1 \right] + \xi_1 2k_1 \frac{h}{\delta + 2} \left[\left(\frac{h_\gamma}{h} \right)^{\delta+2} - 1 \right] \right\},$$

trong đó: tại vùng trề $2k=2k_0=\text{const}$ và vùng vượt $2k=2k_1$, chiều cao trung hòa tính như sau:

$$h_\gamma = 2\delta \sqrt{\frac{\xi_0}{\xi_1}} H^{\delta-1} h^{\delta+1}. \quad (7.5)$$

Từ phương trình (7.3) có thể rút ra công thức xác định áp lực trung bình

$$p_{tb} = Kn'_\sigma, \quad (7.6)$$

trong đó: n'_σ - hệ số trạng thái ứng suất, tính đến ảnh hưởng của ma sát ngoài, xác định theo đồ thị phụ thuộc vào δ và ϵ ;

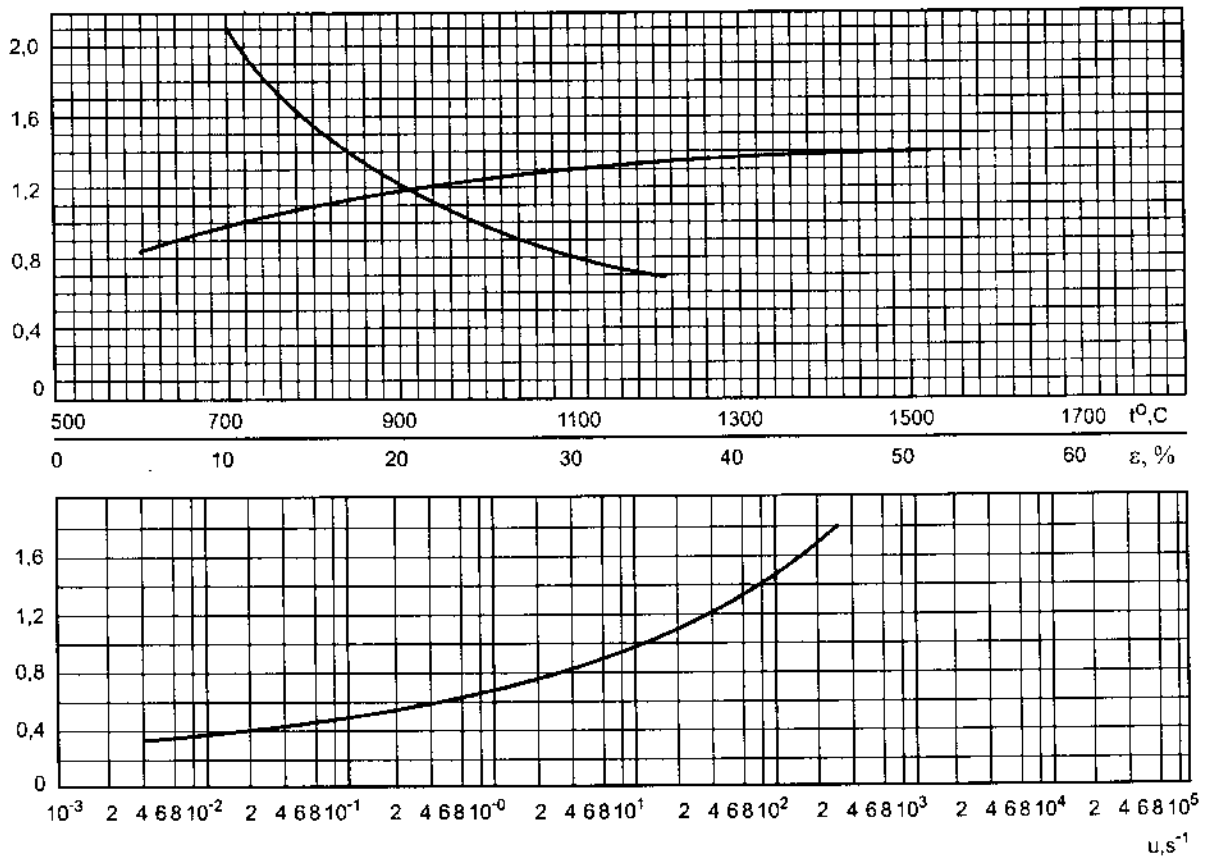
$K = \beta \sigma_u$ - giới hạn chảy cường bức (lưu ý $K = 2k$);

trong đó: $\beta = \frac{2}{\sqrt{1+v^2}}$ - hệ số Lode, trong trường hợp biến dạng phẳng $\beta=1,15$;

σ_u –giới hạn chảy thực trong điều kiện nhiệt độ, tốc độ biến dạng và mức độ biến dạng cho trước.

$$\sigma_u = n_t n_\epsilon n_v \sigma_S, \quad (7.7)$$

trong đó: n_t, n_ϵ, n_v –hệ số ảnh hưởng của nhiệt độ, mức độ biến dạng và tốc độ biến dạng đến trở kháng biến dạng. σ_S – giới hạn chảy cơ sở, đo ở điều kiện thí nghiệm: nhiệt độ $t=1000^0\text{C}$, mức độ biến dạng $\epsilon=10\%$ và tốc độ biến dạng $u=10\text{s}^{-1}$. Đối với thép 08Kn ta có $\sigma_S = 8,4 \text{ kG/mm}^2$, còn thép Ct 25 thì $\sigma_S = 8,6 \text{ kG/mm}^2$.



Hình 106. Các đồ thị xác định các hệ số ảnh hưởng của nhiệt độ, mức độ biến dạng và tốc độ biến dạng đến giới hạn chảy của thép 08Kn [46].

Trong cán nguội ảnh hưởng của nhiệt độ và tốc độ biến dạng đến trở kháng biến dạng là không đáng kể, chính vì vậy các hệ số n_t, n_v trong phương trình (7.7) có thể lấy bằng một. Đại lượng σ_u có thể xác định bằng công thức thực nghiệm của A.A.Tretiakov .

Ảnh hưởng của tốc độ biến dạng, nhiệt độ và mức độ biến dạng đến trở kháng biến dạng trong cán nóng đã được nghiên cứu bằng thực nghiệm. Trong các nghiên cứu đó đã nhấn mạnh ảnh hưởng của tốc độ biến dạng đến trở kháng biến dạng khi nhiệt độ cán cao hơn nhiệt độ kết tinh lại. Ở một số trường hợp khi tốc độ cao, trở kháng biến dạng còn lớn gấp 5-7 lần so với biến dạng trong điều kiện tĩnh. Tốc độ cán thay đổi trong phạm vi rất rộng: trên máy cán phôi từ 0,5 đến 5 [1/giây]; trên máy cán liên tục tới 100÷400 [1/giây].

Thí nghiệm cũng xác định rằng, ảnh hưởng của tốc độ đến trở kháng biến dạng phụ thuộc nhiều vào mức độ biến dạng.

Kết quả nghiên cứu sự ảnh hưởng của tốc độ biến dạng đến giới hạn chảy do A.A.Đinhik thực hiện, cho đến nay vẫn được sử dụng rộng rãi khi xác định trở kháng biến dạng.

Công thức (7.4) có thể dùng để tính áp lực trung bình trong cán nóng khi vùng ngoài không có ảnh hưởng nhiều, và tất nhiên khi đó kết quả nhận được sẽ cao hơn, đặc biệt là khi hệ số ma sát lớn.

Đối với cán nguội thì không nên dùng công thức này vì nó cho kết quả sai khác với thực tế rất nhiều.

Áp lực trung bình còn chịu ảnh hưởng của vùng ngoài. Theo A.I.Xelicov và V.V.Xmirnov, trong khoảng $0,5 < \frac{l}{h_{tb}} < 1$, thì ảnh hưởng của vùng ngoài được tính đến bằng hệ số n''

$$n'' = \frac{p}{p'} = \left(\frac{1}{p_{tb}} \right)^{-0,4}, \quad (7.8)$$

trong đó n'' – hệ số ảnh hưởng của vùng ngoài. Khi $l/h_{tb} > 1$ thì hệ số n'' có thể lấy bằng 1.

Trên cơ sở các nghiên cứu thí nghiệm V.D.Puskarev đưa ra cách xác định hệ số n'' theo từng trường hợp như sau:

$$\text{nếu } 0,3 < \frac{l}{h_{tb}} < 0,7 \rightarrow n'' = \left(\frac{1}{h_{tb}} \right)^{-0,42} \quad (7.9)$$

$$\text{khi } 0,7 < \frac{l}{h_{tb}} < 1 \rightarrow n'' = \left(\frac{1}{h_{tb}} \right)^{-0,21}$$

Ảnh hưởng của lực kéo, theo A.I.Xelicov có thể tính đến bằng hệ số sau:

$$\text{khi } \frac{l}{h_{tb}} \leq 1 \rightarrow n''' = 1 - \frac{\sigma_0 + \sigma_1}{2p_{tb}}. \quad (7.10)$$

Khi cán tấm mỏng, do ảnh hưởng của lực kéo, áp lực giảm đáng kể vì khi đó ma sát ngoài và mức độ biến dạng đàn hồi của trục giảm. Trong trường hợp này ảnh hưởng của lực kéo đến áp lực trung bình phải được tính đến khi xác định ứng suất pháp trên bề mặt tiếp xúc.

Như vậy, với ảnh hưởng của các yếu tố chính, áp lực trung bình có thể tính theo công thức sau

$$p_{tb} = K \cdot n'_\sigma \cdot n''_\sigma \cdot n'''_\sigma \quad (7.11)$$

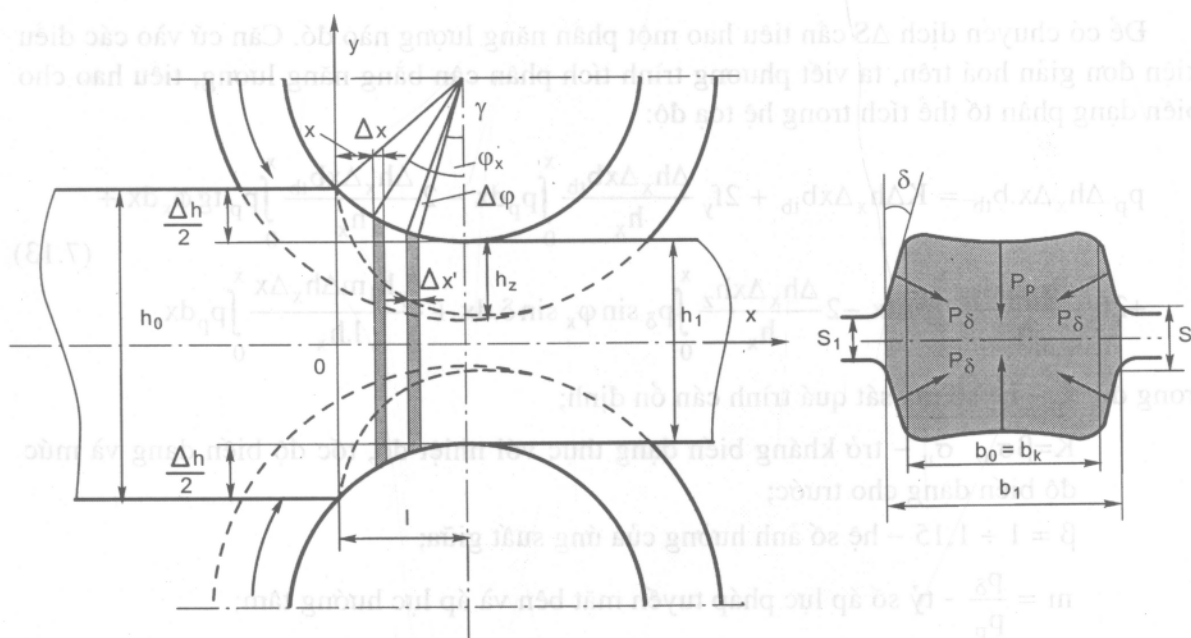
trong đó n'_σ , n''_σ , n'''_σ - theo thứ tự là các hệ số ảnh hưởng của ma sát, vùng ngoài và lực kéo. (Trong trường hợp không tính ảnh hưởng vùng ngoài và lực kéo thì chỉ có một hệ số là $n_\sigma = n'_\sigma$).

7.2. ÁP LỰC VÀ LỰC CÁN TRONG LỖ HÌNH HỘP

Quá trình cán trong lỗ hình khác nhiều so với quá trình cán trên trục phẳng, vì sự xuất hiện của các lực ma sát với thành bên, áp lực pháp tuyến thành bên và quá trình biến dạng không đều. Chính vì vậy công thức đưa ra cho cán trên trục phẳng không thể áp dụng trong trường hợp cán trong lỗ hình.

Nghiên cứu lý thuyết và thực nghiệm quá trình biến dạng kim loại trong lỗ hình hộp được V.M.Klimenko lần đầu tiên nghiên cứu. Sau đây ta xét phương pháp xác định áp lực và lực cán theo V.M.Klimenko. Tác giả đã sử dụng phương pháp năng lượng để thiết lập phương trình cán (phương trình cân bằng năng lượng). Cơ sở của phương pháp là thiết lập phương trình tích phân cân bằng năng lượng biến dạng của ngoại lực và nội lực đối với phần tổ thể tích trong vùng biến dạng.

Trên H.107 là sơ đồ vùng biến dạng khi cán trong lỗ hình hộp.



Hình 107. Sơ đồ vùng biến dạng trong lỗ hình hộp.

h_0 và h_1 – chiều cao trước và sau lần cán;

$\Delta h = h_0 - h_1$ – lượng ép tuyệt đối;

Δx – chiều dài của phần tổ;

x – hoành độ của phần tổ;

$\Delta \varphi$ – góc xoay trục;

φ_x – góc chạy ở tâm;

Δh_x – lượng ép phần tổ khi trục xoay một góc $\Delta \varphi$;

γ – góc trung hoà;

h_z – chiều cao điển đầy lỗ hình, khi điển đầy thì h_z bằng chiều cao lỗ hình;

l – chiều dài vùng biến dạng

δ – độ nghiêng thành bên (độ đôi);

b_0 – chiều rộng phôi;

b_k – chiều rộng đáy lỗ hình;

b_1 – chiều rộng sau lần cán;

S_1 – khoảng cách khe hở trục;

S – khoảng cách hai điểm chuyển tiếp của mặt bên với đường sinh trục;

P_p – áp lực hướng tâm;

P_δ – áp lực thành bên.

Các giả thiết sau được áp dụng để đơn giản hoá bài toán:

1. Trên toàn bộ chiều dài vùng biến dạng chỉ có các vùng trượt với lực ma sát theo quy luật Coulomb;
2. Áp lực phân bố đều theo chiều rộng và chiều cao phôi cán;
3. Chiều rộng của phôi không đổi và lấy bằng chiều rộng trung bình;
4. Trong vùng trễ, chiều cao biên đáy lỗ hình bằng $1/2h_z$ và trong vùng vượt là h_z ;
5. Cung tiếp xúc thay bằng dây cung.

Vùng trễ. Tách phần tố thể tích có chiều dài Δx trong vùng biến dạng cách gốc tọa độ một khoảng là x , khi trục quay một góc $\Delta\alpha$ thì phần tố sẽ có lượng ép là Δh_x và thể tích BCDA chuyển dịch một khoảng ΔS :

$$\Delta S = \frac{\Delta h_x \Delta x}{h_x} \quad (7.12)$$

Để có chuyển dịch ΔS cần tiêu hao một phần năng lượng nào đó. Căn cứ vào các điều kiện đơn giản hoá trên, ta viết phương trình tích phân cân bằng năng lượng, tiêu hao cho biến dạng phần tố thể tích trong hệ tọa độ:

$$\begin{aligned} p_p \cdot \Delta h_x \Delta x \cdot b_{tb} = & K \Delta h_x \Delta x b_{tb} + 2f_y \frac{\Delta h_x \Delta x b_{tb}}{h_x} \int_0^x p_p dx - 2 \frac{\Delta h_x \Delta x b_{tb}}{h_x} \int_0^x p_p \tan \varphi_x dx + \\ & + 2f_y \frac{\Delta h_x \Delta x h_z}{h_x} \int_0^x p_\delta dx - 2 \frac{\Delta h_x \Delta x h_z}{h_x} \int_0^x p_\delta \sin \varphi_x \sin \delta \cdot dx + \frac{f_y h_1 m \Delta h_x \Delta x}{l \cdot h_x} \int_0^x p_p dx, \end{aligned} \quad (7.13)$$

trong đó: f_y – hệ số ma sát quá trình cán ổn định;

$K = \beta \sigma_u$, σ_u – trở kháng biến dạng thực với nhiệt độ, tốc độ biến dạng và mức độ biến dạng cho trước;

$\beta = 1 \div 1,15$ – hệ số ảnh hưởng của ứng suất giữa;

$m = \frac{P_\delta}{P_p}$ – tỷ số áp lực pháp tuyến mặt bên và áp lực hướng tâm;

$b_{tb} = \frac{b_0 + b_1}{2}$ – chiều rộng trung bình của phôi.

Hệ số β được xác định bằng đường cong thực nghiệm trên H.108.

Ý nghĩa vật lý của các số hạng trong phương trình (7.13):

Số hạng: 1 – công của ngoại lực;

2 – công lý tưởng;

3 – công của lực ma sát trên đáy lỗ hình;

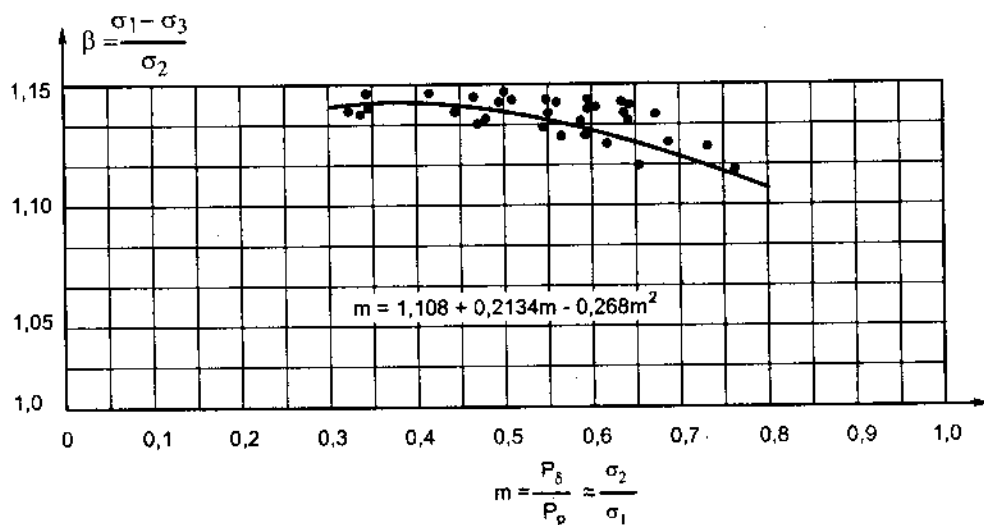
4 – công khắc phục lực cản do p_p gây nên trên phương nằm ngang;

5 – công lực ma sát trên mặt bên;

6 – công khắc phục lực cản do p_δ gây nên trên phương nằm ngang;

7 – công của lực ma sát mặt bên khi kim loại chuyển dịch theo phương thẳng đứng.

Ta phân tích các yếu tố đơn giản hoá khi thiết lập phương trình (7.13). Giả thiết về sự phân bố áp lực đều theo chiều rộng là có thể được vì thành phần lực ma sát $f_y \int_0^z p_p dz$ theo hướng ngang (trục z) có thể bỏ qua khi $b_0 = b$. Trường hợp $b_p > b_k$ cũng đã được Klimenco xem xét đến. Nói chung chuyển dịch của các phần tử kim loại theo chiều ngang là rất nhỏ. Áp lực theo chiều cao quy về trung bình không thể ảnh hưởng nhiều đến kết quả cuối cùng.



Hình 108. Sự phụ thuộc của hệ số β vào tỷ số áp lực (V.M.Klimenco).

Các giả thiết chiều rộng và chiều cao không đổi trong vùng biến dạng liên quan đến những khó khăn trong khi giải bài toán. Cung tiếp xúc được thay bằng dây cung

$$\operatorname{tg} \varphi_x = \frac{\Delta h}{2l}; \quad h_x = h_1 + \frac{\Delta h}{l}(1-x) = h_0 - \frac{\Delta h}{l}x.$$

Sau khi thay thế phương trình (7.13) vào (7.12) và lấy $\sin \varphi_x = \operatorname{tg} \varphi_x$, biến đổi ta có

$$\begin{aligned} p_p = K + \frac{2f_y}{h_0 - \frac{\Delta h}{l}x} \int_0^x p_p dx - \frac{\Delta h}{l \left(h_0 - \frac{\Delta h}{l}x \right)} \int_0^x p_p dx + \\ + \frac{2f_y h_z}{b_{tb} \left(h_0 - \frac{\Delta h}{l}x \right)} \int_0^l p_p dx - \frac{\Delta h \sin \delta \cdot h_z}{b_{tb} l \left(h_0 - \frac{\Delta h}{l}x \right)} \int_0^x p_p dx. \end{aligned} \quad (7.14)$$

Trong phương trình (7.14) có hai ẩn số là p_δ và p_p , chính vì vậy để có lời giải cần một phương trình quan hệ giữa hai biến này. Từ điều kiện $p_\delta \cos \delta = m p_p \cos \varphi_x$; $p_\delta = m p_p (\cos \varphi_x / \cos \delta)$, với $\cos \varphi_x / \cos \delta = 1$ ta có:

$$p_\delta = m p_p. \quad (7.15)$$

Giải hệ phương trình (7.14) và (7.15) suy ra

$$p_p = K + \frac{2f_y}{h_0 - \frac{\Delta h}{l}x} \int_0^x p_p dx - \frac{\Delta h}{l \left(h_0 - \frac{\Delta h}{l}x \right)} \int_0^x p_p dx +$$

$$+ \frac{2f_y m h_z}{b_{tb} \left(h_0 - \frac{\Delta h}{l}x \right)} \int_0^x p_p dx - \frac{m \Delta h \sin \delta h_z}{b_{tb} l \left(h_0 - \frac{\Delta h}{l}x \right)} \int_0^x p_p dx \quad (7.16)$$

Nhân hai vế với $\left(h_0 - \frac{\Delta h}{l}x \right)$ và lấy vi phân theo x

$$\frac{dp_p}{dx} = \frac{p_p \left[2f_y l (b_{tb} + m h_z) - m h_z \Delta h \sin \delta \right]}{b_{tb} l \left(h_0 - \frac{\Delta h}{l}x \right)} + \frac{K \Delta h}{l \left(h_0 - \frac{\Delta h}{l}x \right)} = 0. \quad (7.17)$$

Tích phân phương trình (7.17) và xác định hằng số từ điều kiện biên khi $X=0$ thì $p_p=0$

$$P_p = K \left\{ \frac{b_{tb} \Delta h}{2f_y l (b_{tb} + m h_z) - m h_z \Delta h \sin \delta} + \left(1 - \frac{b_{tb} \Delta h}{2f_y l (b_{tb} + m h_z) - m h_z \Delta h \sin \delta} \right) \left(\frac{h_0}{h_x} \right)^{\frac{2f_y l (b_{tb} + m h_z) - m h_z \Delta h \sin \delta}{b_{tb} \Delta h}} \right\}. \quad (7.18)$$

Ta ký hiệu:

$$\delta_1 = \frac{2f_y l (b_{tb} + m h_z) - m h_z \Delta h \sin \delta}{b_{tb} \Delta h}. \quad (7.19)$$

Sau khi biến đổi ta có:

$$p_p = \frac{K}{\delta_1} \left[(\delta_1 - 1) \left(\frac{h_0}{h_x} \right)^{\delta_1} + 1 \right]. \quad (7.20)$$

Vùng vượt. Xét biến dạng của phân tố thể tích trong vùng vượt, trục tung được đặt tại điểm ra khỏi trục, phương trình tích phân cân bằng năng lượng được viết như sau

$$p_p \Delta h_x \Delta x \cdot b_{tb} = K \Delta h_x \Delta x b_{tb} + 2f_y \frac{\Delta h_x \Delta x b_{tb}}{h_x} \int_0^x p_p dx + 2 \frac{\Delta h_x \Delta x b_{tb}}{h_x} \int_0^x p_p \tan \varphi_x dx +$$

$$+ 4f_y \frac{\Delta h_x \Delta x h_z}{h_x} + 4 \frac{\Delta h_x \Delta x h_z}{h_x} \int_0^x p_p \sin \varphi_x \sin \delta \cdot dx. \quad (7.21)$$

Giải phương trình (7.21), tương tự như đối với vùng trể:

$$\frac{dp_p}{dx} = \frac{p_p \left[2f_y l (b_{tb} + m h_z) + m h_z \Delta h \sin \delta \right]}{b_{tb} l \left(h_0 + \frac{\Delta h}{l}x \right)} - \frac{K \Delta h}{l \left(h_0 + \frac{\Delta h}{l}x \right)} = 0. \quad (7.22)$$

Tích phân phương trình (7.22) và xác định hằng số tích phân từ điều kiện biên $X=0 \rightarrow p_p=K$, ta có:

$$p_p = K \left\{ \frac{\left(1 + \frac{b_{tb}\Delta h}{2[f_y l(b_{tb} + 2mh_z) + mh_z \Delta h \sin \delta]} \right) \left(\frac{h_x}{h_1} \right)^2 \frac{2[f_y l(b_{tb} + 2mh_z) + mh_z \Delta h \sin \delta]}{b_{tb}\Delta h}}{\frac{b_{tb}\Delta h}{2f_y l(b_{tb} + 2mh_z) + mh_z \Delta h \sin \delta}} \right\} \quad (7.23)$$

Ta ký hiệu

$$\delta_2 = \frac{2[f_y l(b_{tb} + 2mh_z) + mh_z \Delta h \sin \delta]}{b_{tb}\Delta h} \quad (7.24)$$

Sau khi biến đổi ta có:

$$p_p = \frac{K}{\delta_2} \left[(\delta_1 + 1) \left(\frac{h_x}{h_1} \right)^{\delta_2} - 1 \right] \quad (7.25)$$

Chú ý là phương trình (7.20) có nghĩa khi thay đổi h_x từ h_0 đến h_H (chiều cao của tiết diện trung hoà), còn phương trình (7.25) $-h_x$ thay đổi từ h_1 đến h_H .

Nếu như trong công thức (7.19) và (7.14) $m=0$ và $b_{tb}=1$, tức là điều kiện cán trên trục trụ phẳng không có giãn rộng, ta có nghiệm riêng, trong đó $\delta_1 = \delta_2 = \frac{2fl}{\Delta h}$, và công thức (7.20) và (7.25) sẽ giống công thức của A.I.Xelicov.

Áp lực toàn phần lên trục khi cán trong lỗ hình hộp có thể xác định, bỏ qua sự thay đổi áp lực theo chiều ngang và bỏ qua thành phần $\pm f_y p_p \tan \varphi dx$ vì giá trị của nó nhỏ hơn nhiều so với $p_p dx$, khi đó

$$P = b_{tb} \int_0^l p_p dx \quad (7.26)$$

Thay thế các biểu thức (7.20) và (7.25) vào phương trình (7.26) và $dx = \frac{1}{\Delta h} dh_x$, ta có

$$P = b_{tb} \frac{1}{\Delta h} \left\{ \frac{K}{\delta_1} \int_{h_0}^{h_1} \left[(\delta_1 - 1) \left(\frac{h_0}{h_x} \right)^{\delta_1} + 1 \right] dh_x + \frac{K}{\delta_2} \int_{h_1}^{h_H} \left[(\delta_2 + 1) \left(\frac{h_x}{h_1} \right)^{\delta_2} - 1 \right] dh_x \right\}, \quad (7.27)$$

trong đó: h_H – chiều cao của phôi tại tiết diện trung hoà.

Vùng ngoài có ảnh hưởng nhiều đến áp lực khi cán trong lỗ hình hộp nhưng phương trình (7.27) nhận được không tính đến ảnh hưởng của nó. Các hệ số n'' trong phương trình (7.7) và (7.8) có thể sử dụng và đưa vào công thức tính áp lực toàn phần. Khi đó, sau khi tích phân phương trình (7.27) ta có

$$P = n''_G K b_{tb} \frac{lh_H}{\Delta h} \left\{ \frac{1}{\delta_1} \left[\left(\frac{h_0}{h_1} \right)^{\delta_1} - 1 \right] + \frac{1}{\delta_2} \left[\left(\frac{h_H}{h_1} \right)^{\delta_2} - 1 \right] \right\} \quad (7.28)$$

Tại tiết diện trung hoà $h_x = h_H$, áp lực của vùng trể và vượt bằng nhau, suy ra

$$\frac{1}{\delta_1} \left[(\delta_1 - 1) \left(\frac{h_0}{h_1} \right)^{\delta_1} + 1 \right] = \frac{1}{\delta_2} \left[(\delta_2 + 1) \left(\frac{h_H}{h_1} \right)^{\delta_2} - 1 \right];$$

$$\left(\frac{h_0}{h_H} \right)^{\delta_1} = \frac{\delta_1 (\delta_2 + 1) \left(\frac{h_H}{h_1} \right)^{\delta_2} - (\delta_1 + \delta_2)}{\delta_2 (\delta_1 - 1)}.$$

Thay thế biểu thức nhận được đối với $\frac{h_0}{h_H}$ vào phương trình (7.27), ta có áp lực toàn phần

$$P = n_{\sigma}^* K b_{tb} \frac{h_H (\delta_2 + \delta_1)}{\Delta h \delta_2 (\delta_1 - 1)} \left[\left(\frac{h_H}{h_1} \right)^{\delta_2} - 1 \right]. \quad (7.29)$$

Áp lực trung bình

$$p_{tb} = \frac{P}{b_{tb} l} = n_{\sigma}^* K \frac{h_H (\delta_2 + \delta_1)}{\Delta h \delta_2 (\delta_1 - 1)} \left[\left(\frac{h_H}{h_1} \right)^{\delta_2} - 1 \right]. \quad (7.30)$$

Nếu như $\varepsilon = \frac{\Delta h}{h_0}$, nên

$$p_{tb} = n_{\sigma}^* K \frac{(1 - \varepsilon) (\delta_2 + \delta_1) h_H}{\varepsilon \delta_2 (\delta_1 - 1) h_1} \left[\left(\frac{h_H}{h_1} \right)^{\delta_2} - 1 \right] \quad (7.31)$$

Chiều cao tiết diện trung hoà (h_H) có thể xác định như sau: vì $h_x = h_1 + \frac{\Delta h}{l} x$, nên đối với tiết diện trung hoà $x = R \sin \gamma$, có công thức

$$h_H = h_1 + l \sin \gamma$$

Để xác định $\sin \gamma$ ta thiết lập phương trình cân bằng theo trục X (H.109) với giả thiết p_p phân bố đều trên cung biến dạng:

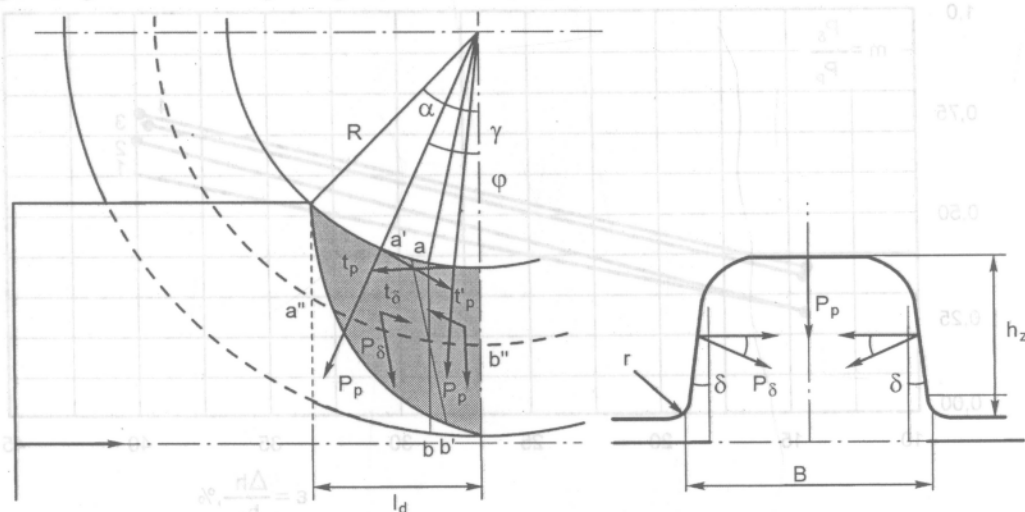
$$\begin{aligned} & -2p_p b_{tb} \int_0^{\alpha} \sin \varphi d\varphi + 2f_y p_p b_{tb} \int_{\gamma}^{\alpha} \cos \varphi d\varphi - 2p_p b_{tb} \int_0^{\gamma} \sin \varphi d\varphi - 2f_y p_p b_{tb} \\ & \int_0^{\gamma} \cos \varphi d\varphi - 2m p_p h_z \sin \delta \int_{\gamma}^{\alpha} \sin \varphi d\varphi + 2f_y m p_p h_z \int_{\gamma}^{\alpha} \cos \varphi d\varphi - \\ & - 4m p_p h_z \sin \delta \int_0^{\gamma} \sin \varphi d\varphi - 4f_y m p_p h_z \int_0^{\gamma} \cos \varphi d\varphi = 0. \end{aligned} \quad (7.32)$$

Giải phương trình (7.32), với $\cos \gamma = 1$, ta nhận được

$$\sin \gamma = \frac{b_{tb} [\cos \alpha - 1 + f_y \sin \alpha] + m h_z [(\cos \alpha - 1) \sin \delta + f_y \sin \alpha]}{f_y (2b_{tb} + 3m h_z)}. \quad (7.33)$$

Nếu $m=0$, nghĩa là khi cân giữa các trục trụ phẳng, phương trình (7.33) trở thành công thức tính γ , phụ thuộc vào α và β như C.Ekelund và I.M.Pavlov đã nhận được.

Khi xác định công thức cho $\sin \gamma$, ta chưa tính ảnh hưởng của tốc độ dài ở các điểm khác nhau trên chiều cao của thành bên và khả năng mặt phẳng chứa tiết diện trung hoà nghiêng một góc so với vị trí thẳng đứng. Nếu thành bên lõ hình cao vô cùng, hiệu tốc độ dài giữa các điểm a và b sẽ là đại lượng lớn vô cùng và mặt phẳng trung hoà tiến đến vị trí a''b'' –danh giới tốc độ khác nhau giữa kim loại và trục. Trên thực tế, khi thành bên lõ hình không cao, với điều kiện cân trong lõ hình đối xứng, tiết diện trung hoà có nghiêng một góc nhỏ không đáng kể, có thể bỏ qua để đơn giản bài toán.



Hình 109. Sơ đồ các lực tác dụng khi cân trong lõ hình hộp.

Trong biểu thức (7.19) tính δ_1 , (7.24) tính δ_2 và (7.33) tính $\sin \gamma$ có các đại lượng b_{tb} , h_z , m , f_y .

Để xác định $\sin \gamma$ cần tính giãn rộng Δb_{hc} theo phương pháp V.M.Klimenko. Chiều cao điển đầy lõ hình xác định theo công thức sau:

$$h_z = \frac{1}{2\Delta b_{hc}} [2h_1\Delta b_{hc} + h_1(2C + f_1)(1 - \psi_k) - \psi_k(h_1 + S)\Delta b_M], \quad (7.34)$$

trong đó: ψ_k –chỉ số điển đầy lõ hình, xác định bằng đồ thị [49];

Δb_M –lượng giãn rộng lớn nhất có thể trong lõ hình, tính tới điểm chuyển tiếp thành bên với đường sinh trục xác định theo công thức V.M.Klimenco.

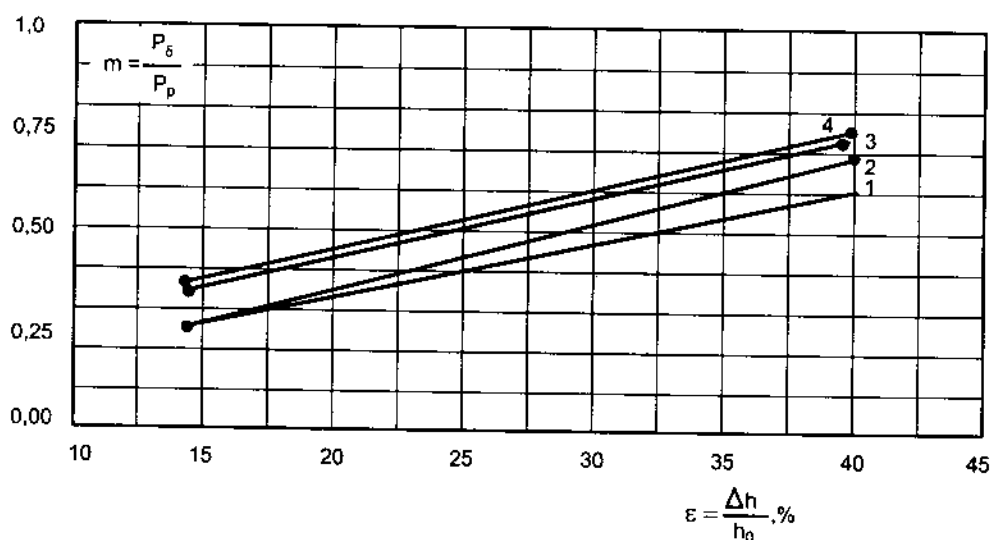
$C = \frac{1}{2}(b_0 - b_k)$; $S = S + 2r(1 - \sin \delta)$; $r = 10 \div 20$ mm –khe hở giữa hai trục; $r_1 = (0,05 \div 0,07)b_0$ – bán kính lượn, chuyển tiếp đến đường sinh của trục; f_1 –độ lõm thành bên của phôi, lấy bằng $0 \div 10$ mm; δ –góc nghiêng thành bên lõ hình, tính theo công thức thực nghiệm.

Khi lõ hình được điển đầy $\psi_k = 1$ và $\Delta b_{hc} = \Delta b_M$, còn chiều cao điển đầy tính như sau:

$$h_z = \frac{1}{2}(h_1 - S) = h_p$$

trong đó: h_p –chiều sâu lõ hình (được xác định từ đáy tới điểm chuyển tiếp của thành bên).

Chiều cao điển đầy của lỗ hình tiện hơn cả là xác định theo đường cong thực nghiệm (H.110), đó là sự phụ thuộc của $\frac{h_z}{h_p}$ vào $\varepsilon = \frac{\Delta h}{h_0} \%$ đối với các trường hợp độ nghiêng thành bên là 15% và 25% trong điều kiện tỷ số chiều rộng phối b_0 và chiều rộng đáy lỗ hình b_k khác nhau. Tỷ số $\frac{b_0}{b_k} = a$ gọi là hệ số chèn ép lấy trong khoảng 1,01-1,05.

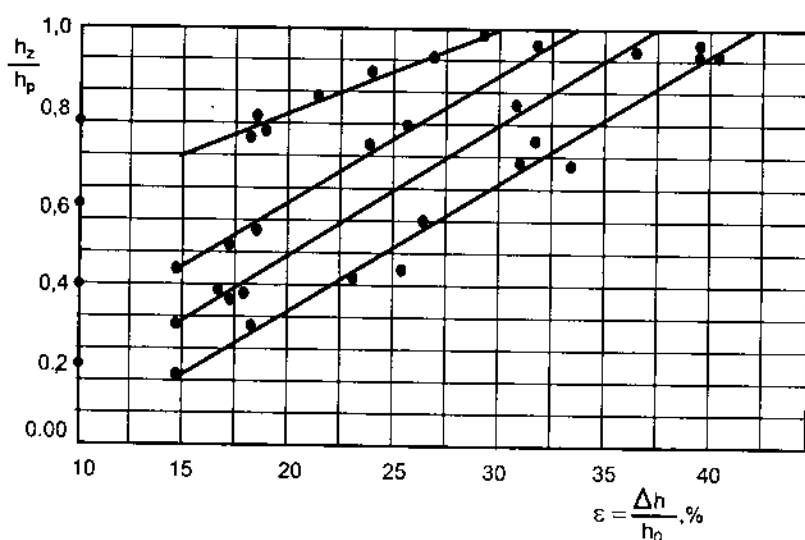


Hình 110. Sự phụ thuộc của tỷ số $h_z/h_p = \Phi(\varepsilon, \delta, b_0/b_k)$: 1- $\delta=25\%$; $b_0/b_k=0,98-1,01$; 2- $\delta=25\%$; $b_0/b_k=1,01-1,045$; 3- $\delta=15\%$; $b_0/b_k=0,98-1,01$; 4- $\delta=15\%$; $b_0/b_k=1,01-1,03$.

Vì góc nghiêng thành bên δ tỷ lệ nghịch với chiều cao điển đầy lỗ hình, có thể xác định theo H.110 và theo góc nghiêng cho trước δ_x ta xác định chiều cao h_{zx} :

$$h_{zx} = \frac{\delta \cdot h_z}{\delta_x},$$

trong đó: δ và h_z – các giá trị xác định theo đường cong H.110.



Hình 111. Sự phụ thuộc của thông số $m = \Phi(\varepsilon, \delta, b_0/b_k)$: 1- $\delta=25\%$; $b_0/b_k=0,98-1,01$; 2- $\delta=25\%$; $b_0/b_k=0,98-1,01$; 3- $\delta=15\%$; $b_0/b_k=1,015-1,045$; 4- $\delta=15\%$; $b_0/b_k=1,05-1,07$;

Hệ số $m = \frac{P_{\delta}}{P_p}$ xác định theo đường cong thực nghiệm H.111, đối với các giá trị δ

trung gian, có thể tính bằng phương pháp nội suy.

Hệ số ma sát trong quá trình cán ổn định (f_y) trên trục trụ phẳng sau khi đã tiện lại xác định theo công thức V.M.Klimenko, với các hệ số điều chỉnh K_1 -ảnh hưởng của vật liệu làm trục, K_2 - tốc độ cán và K_3 -thành phần hoá học:

$$f_y = 0,67K_1.K_2K_3(0,87 - 0,00039.t). \quad (7.35)$$

Đối với trục cán bề mặt thô hoặc gia công lại có thể áp dụng công thức X.Ekelund với các hệ số:

$$f_y = 0,67K_1.K_2K_3(1,05 - 0,0005.t). \quad (7.36)$$

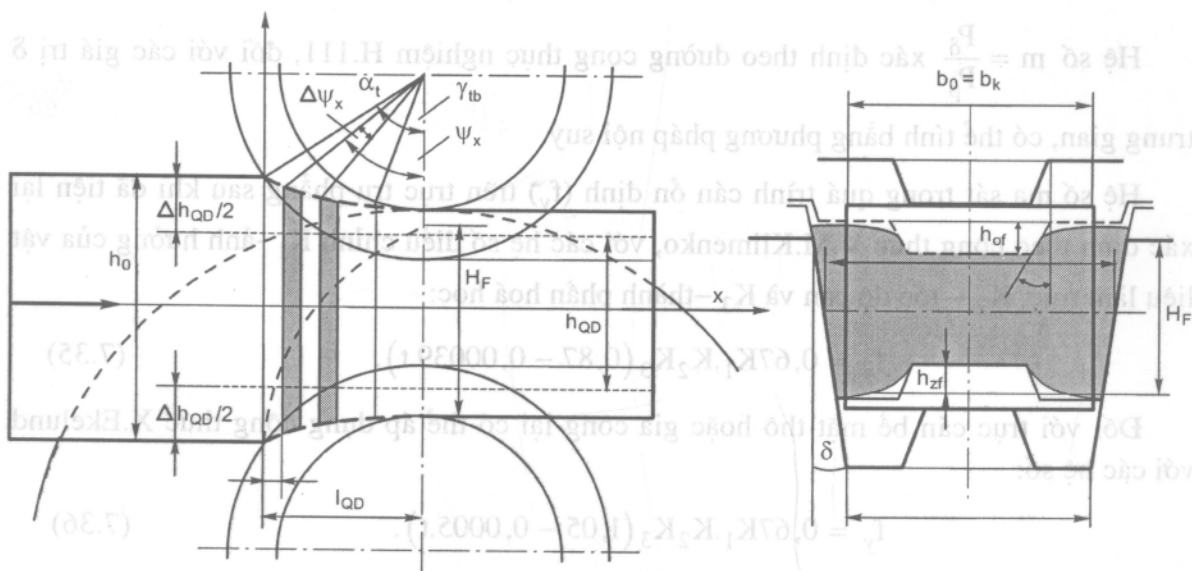
Để xác định f_y khi cán thép cac bon trên các máy cán hình và cán phôi có thể sử dụng số liệu của A.P.Trecmarev, V.A.Nikalaev. Trở kháng biến dạng thực σ_u được xác định theo đường cong A.A.Dinnik hoặc trong các tài liệu khác. Tính toán áp lực và lực toàn phần kim loại lên trục theo công thức (7.29) và (7.30) cho kết quả sát với thực nghiệm.

7.3. ÁP LỰC VÀ LỰC CÁN TRONG LỖ HÌNH XẺ RÃNH KÍN

Biến dạng kim loại trong lỗ hình xẻ rãnh được đề cập đến trong nhiều công trình nghiên cứu. Tuy nhiên chỉ có tài liệu của V. M. Klimenko trình bày nghiên cứu một cách đầy đủ, trong đó các thông số lực của quá trình cán được tính toán trên cơ sở các thông số động hình học. Các ảnh hưởng của sự chèn ép, lượng ép tương đối, hình dáng vùng biến dạng, hình thù đáy lỗ hình, tỷ số áp lực mặt bên và áp lực đáy lỗ hình. Lỗ hình xẻ rãnh thường dùng là lỗ hình đầu tiên khi cán thép chữ I và U, cũng như các loại thép hình phức tạp khác.

Ta xét phương pháp xác định áp lực và lực cán của V.M.Klimenko. Cũng như đối với lỗ hình hộp, để xác định áp lực cán trong trường hợp lỗ hình xẻ rãnh, tác giả cũng sử dụng phương pháp năng lượng. Bản chất của phương pháp là thiết lập phương trình tích phân cân bằng năng lượng. Phương trình này đặt liên kết công của ngoại lực tác dụng trên phân tố biến dạng với công của nội lực biến dạng của phân tố đó.

Phương trình cân bằng năng lượng cho vùng trễ. Trên H.112 là sơ đồ vùng biến dạng khi cán trong lỗ hình xẻ rãnh kín.



Hình 112. Sơ đồ vùng biến dạng trong lỗ hình xẻ rãnh, kín.

h_0 - chiều cao ban đầu của phôi;

$\Delta\psi_x$ - góc xoay của trục;

h_{QD} - chiều cao quy đổi sau lần cán;

γ_{tb} - góc trung hoà trung bình;

Δh_{QD} - lượng ép quy đổi;

b_0 - chiều rộng trước lần cán;

l_{QD} - chiều dài vùng biến dạng của phôi quy đổi sau lần cán;

b_k - chiều rộng đáy lỗ hình;

X - tọa độ của phân tố đang xét;

b_c - chiều rộng tại đường phân chia;

H_f - chiều cao tiếp xúc kim loại với mặt bên khi phôi ra khỏi trục;

φ - góc nghiêng vành gờ giữa;

α_c - góc ăn tại đường phân chia (cổ trục);

δ - góc nghiêng thành bên;

ψ_x - góc chạy;

h_{zf} và h_{of} - chiều cao điển đầy kim loại trong bích kín và hở.

Để đơn giản bài toán các giả thiết sau đây được áp dụng:

- Trên toàn bộ vùng biến dạng chỉ có hai vùng trượt, trong đó lực ma sát tuân theo định luật Amonton - Kulong;

- Áp lực phân bố đều theo chiều rộng cũng như chiều cao phôi;

- Chiều rộng của phôi không đổi và bằng chiều rộng trung bình;

- Thay cung tiếp xúc bằng dây cung;

- Bỏ qua công của lực ma sát trên đỉnh bích lỗ hình.

Khi trục xoay một góc $\Delta\varphi_x$ thì phân tố thể tích biến dạng bị ép một lượng Δh_{QDx} và dịch chuyển khối lượng kim loại BCDA tương đối so với trục một khoảng

$$\Delta S = \frac{\Delta h_{QDx} \Delta x}{h_{QDx}}, \quad (7.37)$$

trong đó: Δh_{QDx} và h_{QDx} - lượng ép và chiều cao của phôi quy đổi;

Δx - hình chiếu cung tiếp phân tố biến dạng trên phương nằm ngang;

Để dịch chuyển phân tử kim loại một khoảng ΔS cần phải tiêu hao năng lượng. Đặt gốc toạ độ trùng với điểm giao của đường cân với tiết diện vào vùng biến dạng và chú ý các giả thiết nêu trên, ta thiết lập phương trình tích phân cân bằng năng lượng tiêu hao khi biến dạng phân tử thể tích. Khi chuyển dịch theo phương nằm ngang, phân tử chịu tác dụng bởi các lực ma sát và thành phần lực hướng tâm trên phương nằm ngang H.113 và H.114.

Lấy $\cos \varphi_x = 1$ và $\sin \varphi_x = \operatorname{tg} \psi_x = \Delta h_{QDx}/2$, cung tiếp xúc thay bằng dây cung, ta có ở vùng trề:

$$p_{tb} = \Delta h_{QDx} \Delta x b_{tb} = K \Delta h_{QDx} \Delta x \cdot b_{tb} + \Delta S \int_0^x 4t_{(9,10)} \sin \frac{\varphi}{2} \sin \psi_x dx - \Delta S \int_0^x 4p_{(9,10)} \sin \frac{\varphi}{2} \sin \psi_x dx - \Delta S \int_0^x 2p_{(7,8)} \sin \psi_x dx + \Delta S \int_0^x 2t_{(7,8)} dx - \Delta S \int_0^x 2p_{(3)} \sin \delta \sin \psi_x dx + \Delta S \int_0^x 2t_{(3)} dx. \quad (7.38)$$

Thay thế giá trị của ΔS ở trên vào phương trình (7.38), lấy giá trị chiều cao trung bình điển dây lỗ hình và góc trung hoà trung bình γ_{tb} . Điều đó có thể đạt được khi a_1ed_2 và a_1ed (a_1e_1d) – là tam giác và $ed_2 = H_F$, $ed \equiv e_1d_1 = \frac{1}{2}(h_{zF} + h_{oF})$.

Khi đó phương trình trên sẽ có dạng như sau:

$$p_{tb} \Delta h_{QDx} \Delta x \cdot b_{tb} = K \Delta h_{QDx} \Delta x b_{tb} + f_y \sin \frac{\varphi}{2} (h_{zF} + h_{oF}) \frac{\Delta h_{QDx} \Delta x}{h_{QDx}} \int_0^x p_p dx - \frac{\Delta h_{QDx} \Delta x}{h_{QDx}} \cdot \frac{\Delta h_{QDx} (h_{zF} + h_{oF}) \sin \frac{\varphi}{2}}{2l_{QD}} \int_0^x p_p dx - \frac{b_g \Delta h_{QD}}{l_{QD}} \cdot \frac{\Delta h_{QD} \Delta x}{h_{QDx}} \int_0^x p_p dx + 2f_y b_g \frac{\Delta h_{QDx} \Delta x}{h_{QDx}} \int_0^x p_p dx - \frac{m \Delta h_{QDx} H_F \sin \delta}{2l_{QD}} \cdot \frac{\Delta h_{QDx}}{h_{QDx}} \int_0^x p_p dx + mf_y H_F \frac{\Delta h_{QDx} \Delta x}{h_{QDx}} \int_0^x p_p dx, \quad (7.39)$$

trong đó: $K = \beta \sigma_u$;

σ_u – trở kháng biến dạng thực; $\beta = 1-1,15$ – hệ số, ảnh hưởng của ứng suất giữa;

p_p – áp lực hướng tâm; p_δ – áp lực thành bên;

$b_{tb} = \frac{b_0 + b_c}{2}$ – chiều rộng trung bình; φ – góc nghiêng của đáy;

f_y – hệ số ma sát cán ổn định; h_{zF} , h_{oF} – chiều cao điển dây lỗ hình;

H_F – chiều cao tiếp xúc kim loại với thành bên; l_{QD} – chiều dài vùng biến dạng của phôi đã quy đổi;

Δh_{QD} – lượng ép quy đổi; δ - độ nghiêng thành bên;

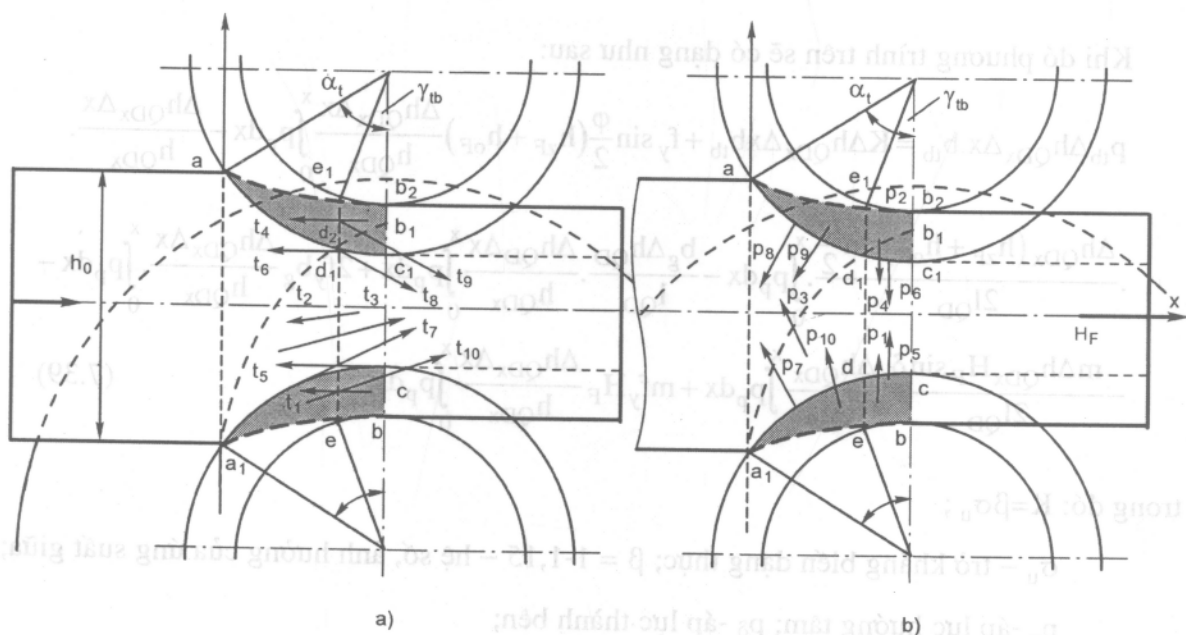
$\delta = \frac{p_\delta}{p_p}$ – tỷ số áp lực thành bên và áp lực hướng tâm;

b_g – chiều rộng mặt bằng của đáy (đoạn ab H.113);

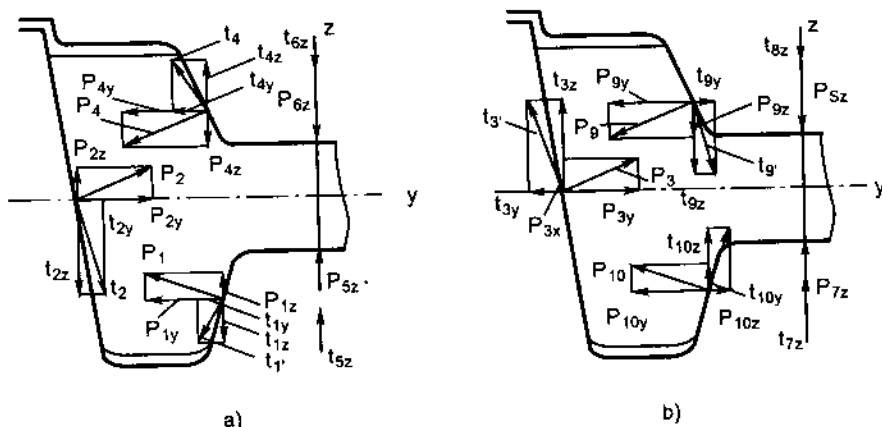
Khi chiều rộng đỉnh gờ không bằng nhau thì lấy giá trị trung bình.

Theo thứ tự từ trái sang phải, các số hạng trong biểu thức (7.39) có ý nghĩa vật lý như sau:

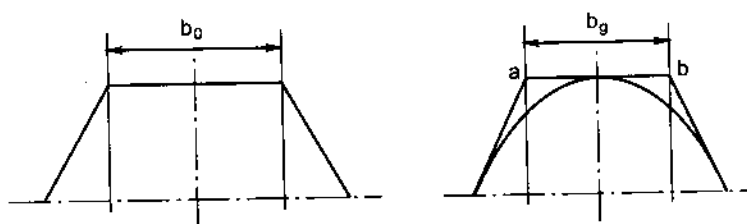
- 1 – công ngoại lực;
- 2 – công lý tưởng;
- 3 – công lực ma sát thành bên của gờ;
- 4 – công thành phần áp lực pháp tuyến mặt bên của vành gờ trên phương nằm ngang ;
- 5 – công của thành phần lực hướng tâm trên phương nằm ngang;
- 6 – công lực ma sát trên vành gờ giữa;
- 7 – công của thành phần lực pháp tuyến mặt bên trên phương nằm ngang;
- 8 – công của lực ma sát trên thành bên theo phương thẳng đứng;



Hình 113. Sơ đồ tác dụng của lực ma sát (a) và lực pháp tuyến (b) trong lỗ hình chữ nhật rãnh kín.



Hình 114. Hình chiếu các lực trên mặt phẳng thẳng đứng: a-vùng vượt; b-vùng trể.



Hình 115. Sơ đồ xác định chiều rộng đỉnh mũi xẻ.

Phương trình (7.39) không tính đến công lực ma sát trên mặt đáy của bích vì thông thường kim loại không điền đầy. Giả sử điền đầy thì công của lực ma sát tại đó cũng có thể bỏ qua vì rất nhỏ. Trong trường hợp như vậy kim loại chỉ điền đầy tại tiết diện ra.

Nếu phương trình (7.39) có tính đến tác dụng của lực trên đáy bích, thì nó có thể sử dụng để tính áp lực cho bất kỳ lỗ hình nào khi cán thép chữ I và chữ U.

Sau thay thế $h_{QDx} = h_0 - \frac{\Delta h_{QD}}{l_{QD}}x$ vào phương trình (7.39) và biến đổi

$$p_p = K + \frac{f_y \sin \frac{\varphi}{2} (h_{ZF} + h_{OF})}{b_{tb} \left(h_0 - \frac{\Delta h_{QD}}{l_{QD}}x \right)} \int_0^x p_p dx - \frac{\Delta h_{tb} (h_{ZF} + h_{OF}) \sin \frac{\varphi}{2}}{2 l_{QD} b_{tb} \left(h_0 - \frac{\Delta h_{QD}}{l_{QD}}x \right)} \int_0^x dx - \frac{b_g \Delta h_{QD}}{l_{QD} b_{tb} \left(h_0 - \frac{\Delta h_{QD}}{l_{QD}}x \right)} \int_0^x p_p dx +$$

$$+ \frac{2 f_y \cdot b_g}{b_{tb} \left(h_0 - \frac{\Delta h_{QD}}{l_{QD}}x \right)} \int_0^x p_p dx - \frac{m \Delta h_{QD} H_F \sin \delta}{2 l_{QD} b_{tb} \left(h_0 - \frac{\Delta h_{QD}}{l_{QD}}x \right)} \int_0^x p_p dx + \frac{m f_y H_F}{b_{tb} \left(h_0 - \frac{\Delta h_{QD}}{l_{QD}}x \right)} \int_0^x p_p dx. \quad (7.40)$$

Nhân cả hai vế của biểu thức với $h_0 - \frac{\Delta h_{QD}}{l_{QD}}x$ và lấy vi phân theo x ta có

$$\frac{dp_p}{dx} - \frac{p_p \cdot A}{h_0 - \frac{\Delta h_{QD}}{l_{QD}}x} + \frac{K \Delta h_{QD}}{l_{QD} \left(h_0 - \frac{\Delta h_{QD}}{l_{QD}}x \right)} = 0, \quad (7.41)$$

trong đó

$$A = \frac{1}{2l_{QD}b_{tb}} \left\{ 2l_{QD}f_y \left[(h_{zF} + h_{oF}) \sin \frac{\varphi}{2} + 2b_g \right] + 2\Delta h_{QD} (b_{tb} - b_g) - \right. \\ \left. - \Delta h_{QD} (h_{zF} + h_{oF}) \sin^2 \frac{\varphi}{2} - mH_F (\Delta h_{QD} \sin \delta - 2l_{QD}f_y) \right\}.$$

Giải phương trình vi phân (7.41) tìm p_p , trong đó hằng số tích phân được xác định từ điều kiện biên $p_{p/x=0} = K$. Khi đó

$$p_p = \frac{K}{\delta_1} \left[(\delta_1 - 1) \left(\frac{h_0}{h_1} \right)^{\delta_1} + 1 \right], \quad (7.42)$$

trong đó

$$\delta_1 = \frac{1}{2b_{tb}\Delta h_{QD}} \left\{ 2l_{QD}f_y \left[(h_{zF} + h_{oF}) \sin \frac{\varphi}{2} + 2b_g \right] + 2\Delta h_{QD} (b_{tb} - b_g) - \right. \\ \left. - \Delta h_{QD} (h_{zF} + h_{oF}) \sin^2 \frac{\varphi}{2} - mH_F (\Delta h_{QD} \sin \delta - 2l_{QD}f_y) \right\}. \quad (7.43)$$

Vùng vượt. Ta xét biến dạng của phân tử thể tích trong vùng vượt, đặt gốc tọa độ tại điểm ra của kim loại khỏi vùng biến dạng, thiết lập phương trình tích phân cân bằng năng lượng tiêu hao cho biến dạng phân tử:

$$p_{tb} = \Delta h_{QDx} \Delta x b_{tb} = K \cdot \Delta h_{QDx} \Delta x \cdot b_{tb} + \Delta S \int_0^x 4t_{(1,4)} dx + \Delta S \int_0^x 4p_{(1,4)} \sin \frac{\varphi}{2} \sin \psi_x dx - \\ - \Delta S \int_0^x 2p_{(5,6)} \sin \psi_x dx + \Delta S \int_0^x 2t_{(5,6)} dx + \Delta S \int_0^x 2p_{(2)} \sin \delta \sin \psi_x dx + \Delta S \int_0^x 2t_{(2)} dx. \quad (7.44)$$

Giả thiết $ed_2 = bb_1 = H_F$, chiều cao trung bình mức tiếp xúc kim loại với thành bên H_F , $ed(e_1d_1) = (b_2c_1) = \frac{h_{oF} + h_{zF}}{2}$ và thay ΔS ta có

$$p_{tb} \Delta h_{QDx} \Delta x \cdot b_{tb} = K \Delta h_{QDx} \Delta x b_{tb} + 2f_y \sin \frac{\varphi}{2} (h_{zF} + h_{oF}) \frac{\Delta h_{QDx} \Delta x}{h_{QDx}} \int_0^x p_p dx - \\ + \frac{b_g \Delta h_{QD}}{l_{QD}} \cdot \frac{\Delta h_{QD} \Delta x}{h_{QDx}} \int_0^x p_p dx + 2f_y b_g \frac{\Delta h_{QDx} \Delta x}{h_{QDx}} \int_0^x p_p dx + \frac{\Delta h_{QDx} (h_{zF} + h_{oF}) \sin^2 \frac{\varphi}{2}}{2l_{QD}} \cdot \\ \cdot \frac{\Delta h_{QDx} \Delta x}{h_{QDx}} \int_0^x p_p dx + \frac{m \Delta h_{QD} H_F \sin \delta}{l_{QD}} \cdot \frac{\Delta h_{QDx} \Delta x}{h_{QDx}} \int_0^x p_p dx + 2mf_y H_F \frac{\Delta h_{QDx} \Delta x}{h_{QDx}} \int_0^x p_p dx, \quad (7.45)$$

Sau khi thay thế $h_{QDx} = h_{QD} + \frac{\Delta h_{QD}}{l_{QD}} \cdot x$ vào phương trình (7.45) và biến đổi, ta có

$$\frac{dp_p}{dx} - \frac{p_p \cdot A}{h_{QD} + \frac{\Delta h_{QD}}{l_{QD}} x} - \frac{K \Delta h_{QD}}{l_{QD} \left(h_{QD} + \frac{\Delta h_{QD}}{l_{QD}} x \right)} = 0, \quad (7.46)$$

trong đó:

$$A = \frac{1}{2l_{QD}b_{tb}} \left\{ 2l_{QD}f_y \left[(h_{zF} + h_{oF}) \sin \frac{\varphi}{2} + b_g \right] - \Delta h_{QD} (b_{tb} - b_g) + \right. \\ \left. + \Delta h_{QD} (h_{zF} + h_{oF}) \sin^2 \frac{\varphi}{2} + mH_F (\Delta h_{QD} \sin \delta + 2l_{QD}f_y) \right\}.$$

Giải phương trình vi phân (7.46) tìm p_p , trong đó hằng số tích phân được xác định từ điều kiện biên $p_{p/x=0} = K$. Khi đó

$$p_p = \frac{K}{\delta_2} \left[(\delta_2 + 1) \left(\frac{h_x}{h_{QD}} \right)^{\delta_2} - 1 \right], \quad (7.47)$$

trong đó

$$\delta_2 = \frac{1}{b_{tb}h_{QD}} \left\{ 2l_{QD}f_y \left[(h_{zF} + h_{oF}) \sin \frac{\varphi}{2} + b_g \right] - \Delta h_{QD} (b_{tb} - b_g) + \right. \\ \left. + \Delta h_{QD} (h_{zF} + h_{oF}) \sin^2 \frac{\varphi}{2} + mH_F (\Delta h_{QD} \sin \delta + 2l_{QD}f_y) \right\}. \quad (7.48)$$

Áp lực toàn phần lên trục cán

$$P = b_{tb} \int_0^{l_{QD}} p_p dx, \quad (7.49)$$

trong đó: $dx = \frac{l_{QD}}{\Delta h_{QD}} dh_x$.

Thế các giá trị p_p của vùng trễ (7.42) và vùng vượt (7.47) vào phương trình (7.49):

$$P = \frac{b_{tb}l_{QD}}{\Delta h_{QD}} \left\{ \frac{K}{\delta_1} \int_{h_{TH}}^{h_0} \left[(\delta_1 - 1) \left(\frac{h_0}{h_x} \right)^{\delta_1} + 1 \right] dh_x + \frac{K}{\delta_2} \int_{h_1}^{h_{TH}} \left[(\delta_2 + 1) \left(\frac{h_x}{h_{QD}} \right)^{\delta_2} - 1 \right] dh_x \right\}, \quad (7.50)$$

trong đó h_{TH} -chiều cao của tiết diện trung hoà tương ứng với góc trung hoà trung bình.

Phương trình (7.50) không tính ảnh hưởng của chèn ép và vùng ngoài trong quá trình cán. Hệ số ảnh hưởng vùng ngoài đã xét chỉ đúng trong trường hợp cán trên trục phẳng và cán trong lỗ hình hộp. Để tính ảnh hưởng của vùng ngoài cần sử dụng số liệu của V.M.Klimenko, xác định hệ số n_{σ_z} theo bảng 2.

Sau khi tích phân phương trình (7.50) và đưa vào hệ số n_{σ_z} và n_n (n_n -hệ số đồng dạng, tính cho các lỗ hình tương tự)

$$P = n_n n_{\sigma z} K b_{tb} \frac{l_{QD} h_{TH}}{\Delta h_{QD}} \left\{ \frac{1}{\delta_1} \left[\left(\frac{h_0}{h_{TH}} \right)^{\delta_1} - 1 \right] + \frac{1}{\delta_2} \left[\left(\frac{h_{TH}}{h_{QD}} \right)^{\delta_2} - 1 \right] \right\}. \quad (7.51)$$

Cho hai phương trình (7.42) và (7.47) bằng nhau với $h_x = h_{TH}$, khi đó:

$$\left(\frac{h_0}{h_{TH}} \right)^{\delta_1} = \frac{\delta_1 (\delta_2 + 1) \left(\frac{h_{TH}}{h_{QD}} \right)^{\delta_2} - (\delta_1 + \delta_2)}{\delta_2 (\delta_1 - 1)}.$$

Sau khi biến đổi phương trình (7.51) ta được:

$$P = n_n n_{\sigma z} K b_{tb} \frac{l_{QD} h_{TH} (\delta_1 + \delta_2)}{\Delta h_{QD} \delta_2 (\delta_1 - 1)} \left[\left(\frac{h_{TH}}{h_{QD}} \right)^{\delta_2} - 1 \right]. \quad (7.52)$$

Chia cả hai vế phương trình (7.52) cho F (diện tích tiếp xúc), ta có công thức xác định lực trung bình:

$$p_{tb} = n_n n_{\sigma z} K \frac{h_{TH} (\delta_1 + \delta_2)}{\Delta h_{QD} \delta_2 (\delta_1 - 1)} \left[\left(\frac{h_{TH}}{h_{QD}} \right)^{\delta_2} - 1 \right], \quad (7.53)$$

hệ số n_n trong đại đa số các trường hợp bằng 1.

Chiều cao tiết diện trung hoà của vùng biến dạng tương ứng với góc trung hoà trung bình có thể xác định

$$h_{TH} = h_{QD} + l_{QD} \sin \gamma_{tb} \quad (7.54)$$

Để xác định $\sin \gamma_{tb}$ người ta thiết lập phương trình cân bằng các thành phần lực tác dụng theo phương nằm ngang, với điều kiện p_p phân bố đều trên cung biến dạng (H.113) và (H.114).

$$\begin{aligned} & \int_{\gamma_{tb}}^{\alpha} 4t_{(9,10)} \cos \psi_x d\psi_x - \int_{\gamma_{tb}}^{\alpha} 4P_{(9,10)} \sin \frac{\varphi}{2} \sin \psi_x d\psi_x - \int_{\gamma_{tb}}^{\alpha} 2P_{(7,8)} \sin \psi_x d\psi_x + \int_{\gamma_{tb}}^{\alpha} 2t_{(7,8)} \cos \psi_x d\psi_x - \\ & - \int_{\gamma_{tb}}^{\alpha} 2P_{(3)} \sin \delta \sin \psi_x d\psi_x + \int_{\gamma_{tb}}^{\alpha} 2t_{(3)} \cos \psi_x d\psi_x - \int_0^{\gamma_{tb}} 4t_{(1,4)} \cos \psi_x d\psi_x - \int_0^{\gamma_{tb}} 4P_{(1,4)} \sin \frac{\varphi}{2} \sin \psi_x d\psi_x \\ & - \int_0^{\gamma_{tb}} 2P_{(5,6)} \sin \psi_x d\psi_x - \int_0^{\gamma_{tb}} 2t_{(5,6)} \cos \psi_x d\psi_x - \int_0^{\gamma_{tb}} 2P_{(2)} \sin \delta \sin \psi_x d\psi_x - \int_0^{\gamma_{tb}} 2t_{(2)} \cos \psi_x d\psi_x = 0. \end{aligned} \quad (7.55)$$

Khi giả thiết $\cos \gamma_{tb} = 1$, phương trình (7.55) có dạng:

$$\sin \gamma_{tb} = \frac{f_y \sin \alpha \left[\sin \frac{\varphi}{2} (h_{zF} + h_{oF}) + 2b_g + mH_F \right] + (\cos \alpha - 1) \left[\sin^2 \frac{\varphi}{2} (h_{zF} + h_{oF}) + 2b_g + mH_F \sin \delta \right]}{f_y \left\{ 3 \sin \frac{\varphi}{2} (h_{zF} + h_{oF}) + 4b_g + 3mH_F \right\}} \quad (7.56)$$

7.4. ÁP LỰC VÀ LỰC CÁN TRONG LỖ HÌNH XẺ RĂNG HỎ

Trong vùng trề, biến dạng của phân tố thể tích được xét bằng cách thiết lập phương trình tích phân cân bằng năng lượng theo sơ đồ hình vẽ (H.110). Phương trình đó có dạng sau:

$$p_p \Delta h_{QD} \Delta x b_{tb} = K \cdot \Delta h_{QD} \Delta x \cdot b_{tb} + \Delta S \int_0^x 4t_{(9,10)} dx - \Delta S \int_0^x 4p_{(9,10)} \sin \frac{\varphi}{2} \sin \psi_x dx -$$

$$- \Delta S \int_0^x 2p_{(7,8)} \sin \psi_x dx + \Delta S \int_0^x 2t_{(7,8)} dx + \Delta S \int_0^x 4p_{(3)} \sin \delta \sin \psi_x dx + \Delta S \int_0^x 4t_{(3)} dx.$$

(7.57)

Sau khi thay thế đại lượng ΔS và h_{QD} vào phương trình (7.57) và biến đổi tương ứng ta có phương trình vi phân (7.41) với hệ số A như sau:

$$A = \frac{1}{2l_{QD} b_{tb}} \left\{ 2\Delta h_{QD} (b_{tb} - b_g) + 4l_{QD} f_y \left[h_{Ftb} \sin \frac{\varphi}{2} + b_g \right] - \right.$$

(7.58)

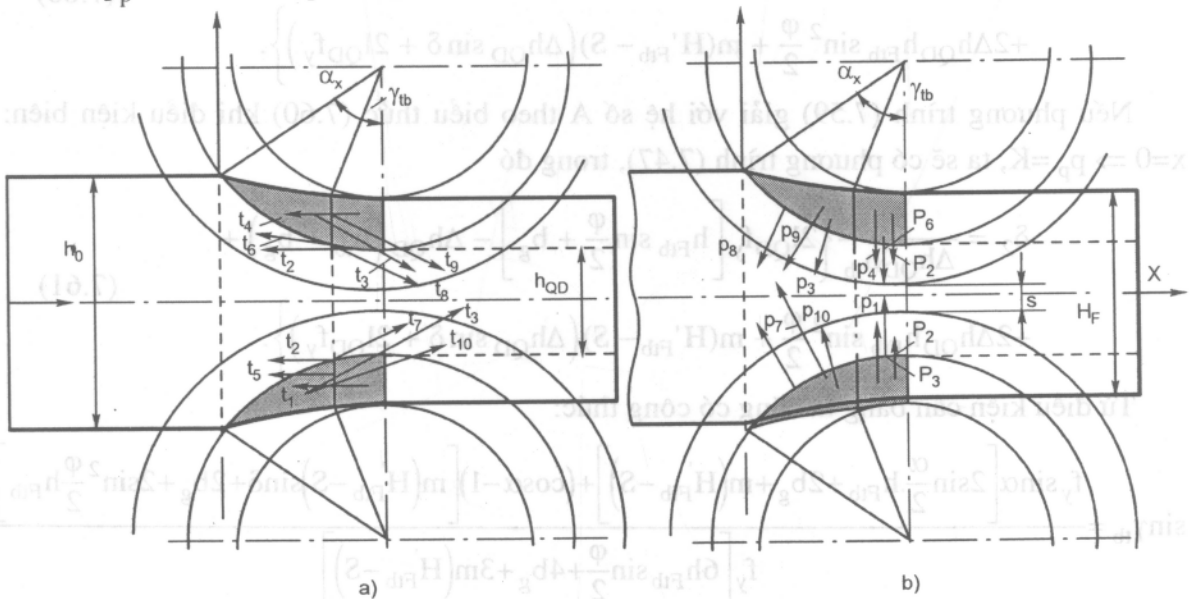
$$\left. - 2\Delta h_{QD} h_{Ftb} \sin^2 \frac{\varphi}{2} - m(H'_{Ftb} - S) (\Delta h_{QD} \sin \delta - 2l_{QD} f_y) \right\}.$$

trong đó: h_{Ftb} – giá trị trung bình của chiều cao điển đầy kim loại trong bích lỗ hình;

H'_{Ftb} – chiều cao tiếp xúc kim loại với trục kể cả S;

S – khoảng cách hai điểm tiếp xúc kim loại với trục trên và dưới tại mặt bên.

Nếu phương trình (7.41) giải với hệ số A theo biểu thức (7.58) khi điều kiện biên: $x=0 \Rightarrow p_p = K$, ta sẽ có phương trình (7.42).



Hình 116. Sơ đồ vùng biến dạng trong lỗ hình xẻ răng hỏ:

a-tác dụng của lực ma sát; b-lực pháp tuyến.

Vùng vượt. Phương trình tích phân cân bằng năng lượng theo sơ đồ trên H.116 cho vùng vượt có dạng:

$$\begin{aligned}
p_p \Delta h_{QDx} \Delta x b_{tb} = & K \cdot \Delta h_{QDx} \Delta x \cdot b_{tb} + \Delta S \int_0^x 4t_{(3,4)} dx + \Delta S \int_0^x 4p_{(1,4)} \sin \frac{\varphi}{2} \sin \psi_x dx + \\
& + \Delta S \int_0^x 2p_{(5,6)} \sin \psi_x dx + \Delta S \int_0^x 2t_{(5,6)} dx + \Delta S \int_0^x 4p_{(2)} \sin \delta \sin \psi_x dx + \Delta S \int_0^x 4t_{(2)} dx.
\end{aligned} \quad (7.59)$$

Bảng 9. Giá trị của hệ số $n_{\sigma z}$

Loại lỗ hình xẻ rãnh	$n_{\sigma z}$										
	Chỉ số mức độ chèn ép, z										
	-2,0	-1,7	-1,5	-1,25	-1,0	-0,75	-0,5	-0,25	0,0	0,25	0,5
kín, đáy phẳng	1,02	1,04	1,06	1,08	1,10	1,12	1,17	1,27	1,32	1,30	1,24
kín, đáy tù	1,09	1,11	1,13	1,15	1,17	1,19	1,20	1,21	1,24	1,25	1,20
hở, đáy phẳng	1,07	1,09	1,10	1,12	1,14	1,16	1,20	1,25	1,26	1,24	1,19
hở, đáy tù	1,09	1,11	1,13	1,14	1,16	1,18	1,19	1,21	1,23	1,22	1,18
$z = \frac{b_z - b_k}{b_p - b_k} = \frac{b_z - b_k}{2h_{QD} \lg \delta}$											

Sau khi thay thế đại lượng ΔS và h_{QD} vào (7.59) và biến đổi tương ứng ta có phương trình vi phân (7.46) với hệ số:

$$\begin{aligned}
A = \frac{1}{l_{QD} b_{tb}} \left\{ 2l_{QD} f_y \left[h_{Ftb} \sin \frac{\varphi}{2} + b_g \right] - \Delta h_{QD} (b_{tb} - b_g) + \right. \\
\left. + 2\Delta h_{QD} h_{Ftb} \sin^2 \frac{\varphi}{2} + m(H'_{Ftb} - S) (\Delta h_{QD} \sin \delta + 2l_{QD} f_y) \right\}.
\end{aligned} \quad (7.60)$$

Nếu phương trình (7.59) giải với hệ số A theo biểu thức (7.60) khi điều kiện biên: $x=0 \Rightarrow p_p = K$, ta sẽ có phương trình (7.47), trong đó

$$\begin{aligned}
\delta_2 = \frac{1}{\Delta h_{QD} b_{tb}} \left\{ 2l_{QD} f_y \left[h_{Ftb} \sin \frac{\varphi}{2} + b_g \right] - \Delta h_{QD} (b_{tb} - b_g) + \right. \\
\left. + 2\Delta h_{QD} h_{Ftb} \sin^2 \frac{\varphi}{2} + m(H'_{Ftb} - S) (\Delta h_{QD} \sin \delta + 2l_{QD} f_y) \right\}.
\end{aligned} \quad (7.61)$$

Từ điều kiện cân bằng ta cũng có công thức:

$$\sin \gamma_{tb} = \frac{f_y \sin \alpha \left[2 \sin \frac{\alpha}{2} \cdot h_{Ftb} + 2b_g + m(H'_{Ftb} - S) \right] + (\cos \alpha - 1) \left[m(H'_{Ftb} - S) \sin \delta + 2b_g + 2 \sin^2 \frac{\varphi}{2} h_{Ftb} \right]}{f_y \left[6h_{Ftb} \sin \frac{\varphi}{2} + 4b_g + 3m(H'_{Ftb} - S) \right]} \quad (7.62)$$

Sử dụng các phương trình (7.52), (7.53) và (7.54), kết hợp với (7.60), (7.61) và (7.62) có thể xác định áp lực trung bình và toàn phần khi cán trên lỗ hình xẻ rãnh hở.

Để xác định các thông số cần chứa trong biểu thức tính δ_1 , δ_2 và $\sin\gamma_{tb}$, cần thiết phải sử dụng các số liệu thực tế. Hệ số $m = \frac{P_\delta}{P_p}$ xác định bằng đồ thị trên H.117.

Không phụ thuộc vào lỗ hình thiết kế mới hoặc cũ được sửa lại, các thông số sau: h_{zF} , h_{oF} , H_F , h_{Ftb} , H'_{Ftb} có thể xác định theo các đồ thị thực nghiệm trong tài liệu kỹ thuật. Nếu không có số liệu thực nghiệm thì phải tính toán theo kích thước lỗ hình, nghĩa là giả thiết lỗ hình được diễn đầy hoàn toàn.

Lượng ép quy đổi tính theo công thức sau:

$$\Delta h_{QD} = h_0 - h_{QD}, \quad (7.63)$$

trong đó: $h_{QD} = S_k/b_m$, S_k -diện tích tiết diện lỗ hình;

b_m -chiều rộng lỗ hình.

Chiều dài vùng biến dạng tính theo công thức:

$$l_{QD} = \sqrt{R_c \Delta h_{QD}}, \quad (7.64)$$

trong đó: R_c -đường kính cán;

$$R_c = \frac{1}{2}[(R_{g1} - R_{g2}) + h_m + h_{QD}]; \quad (7.65)$$

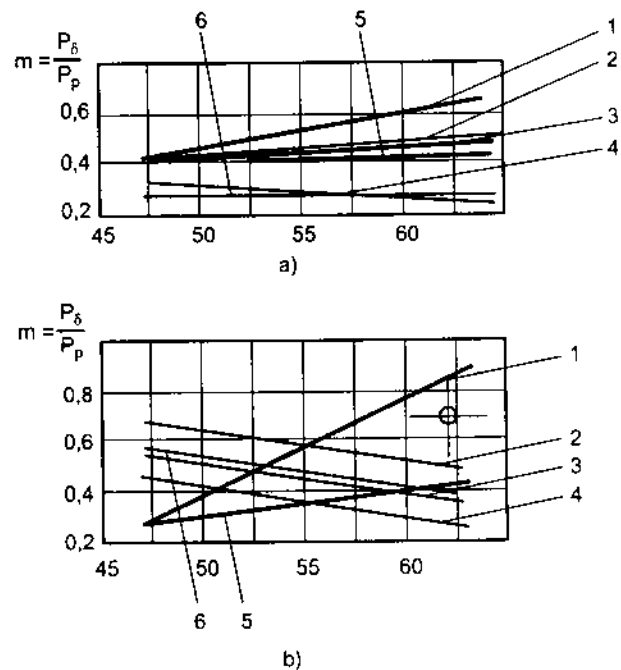
R_{g1} và R_{g2} -bán kính vành gờ;

h_m -chiều cao lỗ hình.

Góc ăn xác định như sau

$$\alpha = \arccos\left(1 - \frac{\Delta h_{QD}}{D_c}\right). \quad (7.66)$$

Để xác định hệ số ma sát quá trình cán ổn định trên các trục mới (hoặc tiện lại) có thể dùng công thức V.M.Klimenko với các hệ số điều chỉnh [43, 50] hoặc theo công thức của X.Ekelund như đã trình bày ở chương 6. Trở kháng biến dạng thực xác định theo phương pháp A.A.Đinnhik [34-35], hoặc bằng các phương pháp khác.



Hình 117. Đồ thị xác định thông số m:
a-lỗ hình xẻ rãnh kín; b-lỗ hình xẻ rãnh hở.

1- $b_0=55+60\text{mm}$; mũi bằng; 2- $b_0=62+64\text{mm}$; mũi bằng;

3- $b_0=55+60\text{mm}$; mũi tù; 4- $b_0=62+64\text{mm}$; mũi tù;

5- $b_0=55+60\text{mm}$; mũi nhọn; 6- $b_0=62+64\text{mm}$; mũi nhọn;

7.5. CÁC PHƯƠNG PHÁP GẦN ĐÚNG XÁC ĐỊNH ÁP LỰC TRUNG BÌNH VÀ LỰC CÁN TRONG LỖ HÌNH

Để tính áp lực trung bình của kim loại lên trục khi cán trong lỗ hình, A. P. Trecmrev và đồng nghiệp [17] đề xuất công thức gần đúng sau:

$$p_{\text{tblH}} = \beta \sigma_u \left[1 + \left(\frac{P_{\text{tb}}}{K} - 1 \right) n_F \right], \quad (7.67)$$

trong đó: $\frac{P_{tb}}{K} = n_{\sigma}$ - xác định theo đồ thị (H.105) hoặc theo các công thức ở trên;
 n_F - hệ số hình dạng của lỗ hình.

Bảng 10. Xác định hệ số hình dạng lỗ hình.

Loại lỗ hình	Hệ số, η_F
Vuông	1,41
Thoi có góc ở đỉnh 100°	1,30
"- 110°	1,20
"- 120°	1,15
Tròn	1,40
Ovan, với một cung tròn $b/h=1,5$	1,27
Ovan, với một cung tròn $b/h=2,0$	1,15
Ovan, với một cung tròn $b/h=3,0$	1,09
Ovan đỉnh phẳng	$1,1 \div 1,15$
Hình sáu cạnh	1,15
Lỗ hình tinh thép góc	1,41
Lỗ hình thép góc thô	$1,2 \div 1,25$
Thép chữ I số 30	$1,7 \div 1,9$
"- 16	$2,1 \div 2,2$
Thép chữ U số 30	$1,7 \div 1,8$
"- 16	$1,8 \div 2,0$
"- 12	$1,9 \div 2,2$
"- 8	$2,1 \div 2,3$

Các lỗ hình được quy đổi thành hình chữ nhật đơn giản, chiều cao trung bình được tính như sau:

$$h_{tb} = \frac{F}{b},$$

F –diện tích tiết diện;

b -chiều rộng lỗ hình.

Đối với các lỗ hình đơn giản như ovan, thoi, vuông, tròn, công thức sau có đủ độ chính xác:

$$n_F = \frac{\Pi}{2b},$$

trong đó: Π - chu vi lỗ hình; b - chiều rộng lỗ hình, $n_F > 1$.

Giá trị hệ số hình học đối với một số lỗ hình thể hiện trong bảng 10.

Phân tích các lời giải phương trình cho thấy, hình dạng của lỗ hình ảnh hưởng mạnh đến trạng thái ứng suất trong trường hợp cán tấm mỏng hệ số $n_\sigma = \frac{P_{tb}}{K}$ có giá trị lớn.

7.6. XÁC ĐỊNH ÁP LỰC VÀ LỰC CÁN TRONG LỖ HÌNH BẰNG THỰC NGHIỆM

Để xác định tỷ số “m”, ảnh hưởng của áp lực thành bên, V.M.Klimenko đã tiến hành thí nghiệm xác định áp lực trung bình và toàn phần trên thành bên có tính đến chèn ép và sự giãn dãn.

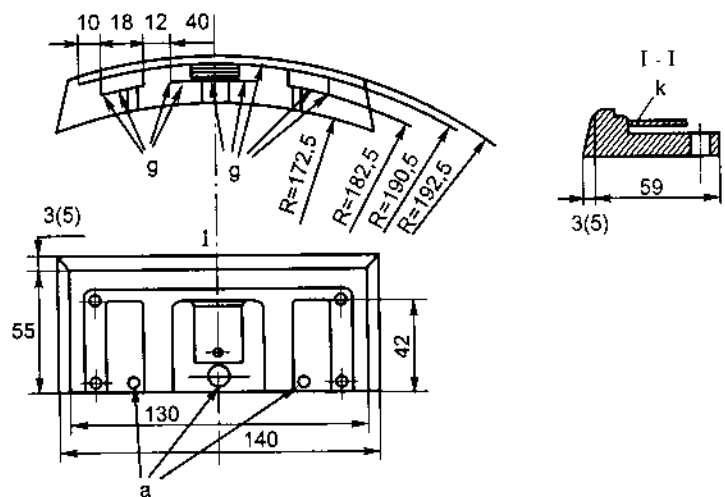
Khi xác định áp lực bên trong lỗ hình hộp, thí nghiệm đã được tiến hành trên máy 330 với trục ghép bởi các vành đai. Mẫu thép các bon ($0,05 \div 0,3 \% C$; $0,26 \div 0,55 \% Mn$ và $0,05 \div 0,21 \% Si$) được cán trên lỗ hình hộp có các thông số sau: chiều cao $h=42$ mm, chiều rộng ở đáy $b_k = 60$ mm, độ nghiêng thành bên 15%, trường hợp hai 25%. Kích thước của phôi $h_0 \times b_0 = (49,1 \div 70) \times (58,5 \div 65,7)$, nhiệt độ cán $-1000^0 \div 1160^0 C$.

Để xác định áp lực p_8 , trên thành bên lỗ hình có lắp ráp lực kế với cảm biến dây, có hình dạng một phần hình trụ và hai thành bên hình đuôi lá (H.118).

Trong khoang lực kế thành bên tại điểm q (H.118) bố trí 8 cảm biến dây và trên tấm “K” hai cảm biến bù. Các đường dây từ lực kế qua lỗ “a” được nối với bộ khuếch đại bằng dây cáp mềm.

Để cùng lúc có thể xác định lực cán, giữa gối đỡ và trục vít nên có lực kế hình trụ. Phía dưới lực kế là mặt cầu để tiếp xúc định tâm tốt, xung quanh mặt khối trụ có dán các cảm biến dây.

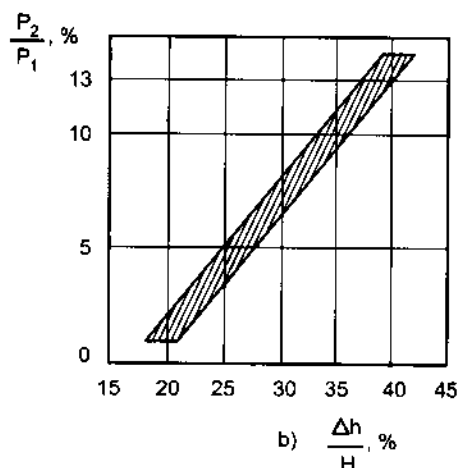
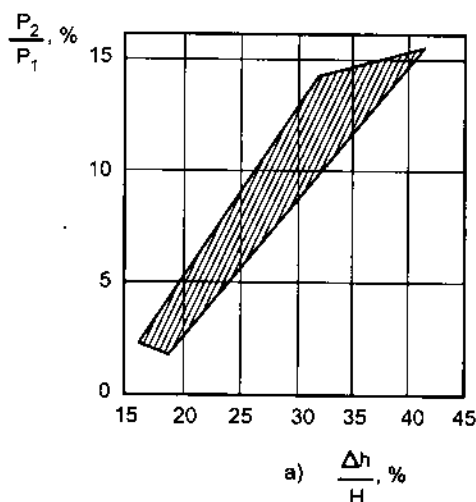
Áp lực trung bình xác định bằng cách chia lực cán cho diện tích bề mặt tiếp xúc thực tế giữa kim loại và trục. Để xác định chúng, thí nghiệm đã tiến hành cán dừng lại giữa chừng với các lượng ép khác nhau. Kết quả thí nghiệm cho thấy tỷ số áp lực



Hình 118. Cảm biến dùng để xác định áp lực tác dụng lên thành bên của lỗ hình hộp: g-vị trí đặt dây cảm biến; a-lỗ chứa dây; k-tấm đặt cảm biến bù.

theo phương thẳng đứng và áp lực thành bên dao động trong khoảng 1,28 đến 21,8 % phụ thuộc vào lượng ép tương đối và mức độ biến dạng lỗ hình (H.119).

Trị số $m=p_2/p_1$ đối với quá trình cán ổn định không phụ thuộc vào độ chèn ép và với cùng các thông số ψ và ε , thì m giảm đáng kể khi tăng độ nghiêng thành bên, nghĩa là giảm mức độ biến dạng kim loại.



Hình 119. Sự phụ thuộc của tỷ số áp lực toàn phần và áp lực thẳng đứng:

a) $\delta=15\%$; $b_z=59+60,5$ mm; $b_z/b_k=0,985-1,01$;

b) $\delta=25\%$; $b_z=58,5+60,3$ mm; $b_z/b_k=0,98-1,006$;

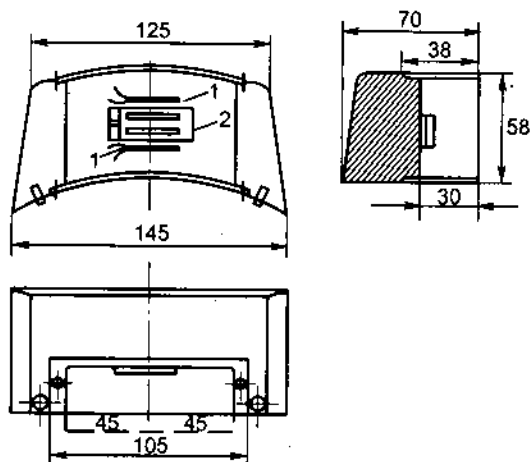
Để đo áp lực thành bên trong lỗ hình xẻ rãnh [59], lực kế cảm biến dây được lắp vào thành bên (H.120).

Theo thiết kế, lực kế giống như một phần của cung tròn hình trụ dạng chữ II, hai mặt bên giống đuôi lá. Trong lực kế thành bên có dán các cảm biến làm việc và cảm biến bù trừ (H.120). Trong lực kế đo áp lực toàn phần lên thành bên của lỗ hình kín, có dán hai cảm biến làm việc và hai cảm biến bù (H.120). Để xác định áp lực trên các phần bích hở, kín và thành gờ ba lực kế được sử dụng, nghĩa là các lực kế riêng biệt được dán chồng lên nhau.

Các đầu dây điện nối từ lực kế ra được đấu với bộ khuếch đại thông qua các đĩa chổi quét tiếp xúc. Áp lực thành bên và áp lực toàn phần được đo cùng lúc với lực kế bố trí dưới trục vít nén.

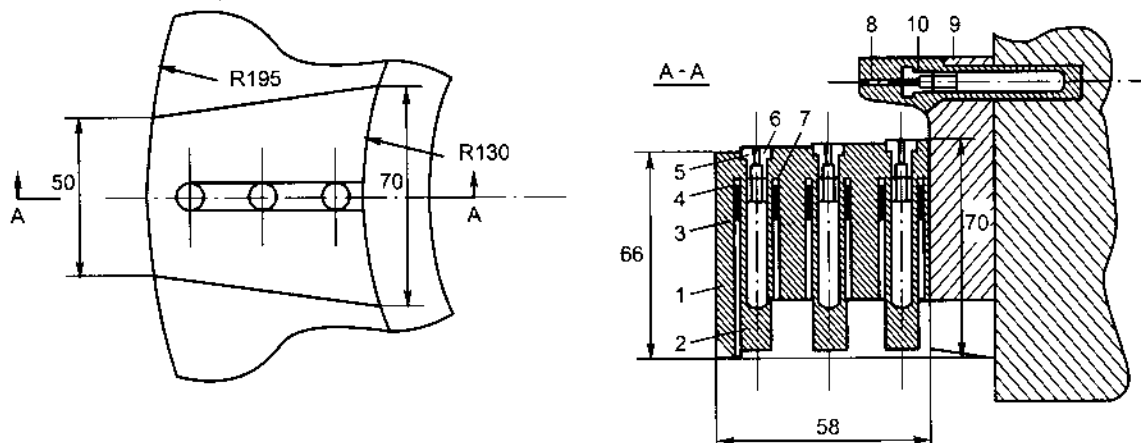
Để tính áp lực trung bình, các diện tích tiếp xúc bề mặt trên thành bên và trên hình chiếu bằng cũng đã được xác định.

Kết quả thí nghiệm đã thể hiện dưới dạng đồ thị. Trong công trình nghiên cứu của mình, V.M.Klimenco cũng trình bày kết quả đo áp lực và lực toàn phần tác dụng trên các phương thẳng đứng và mặt bên. Áp lực được



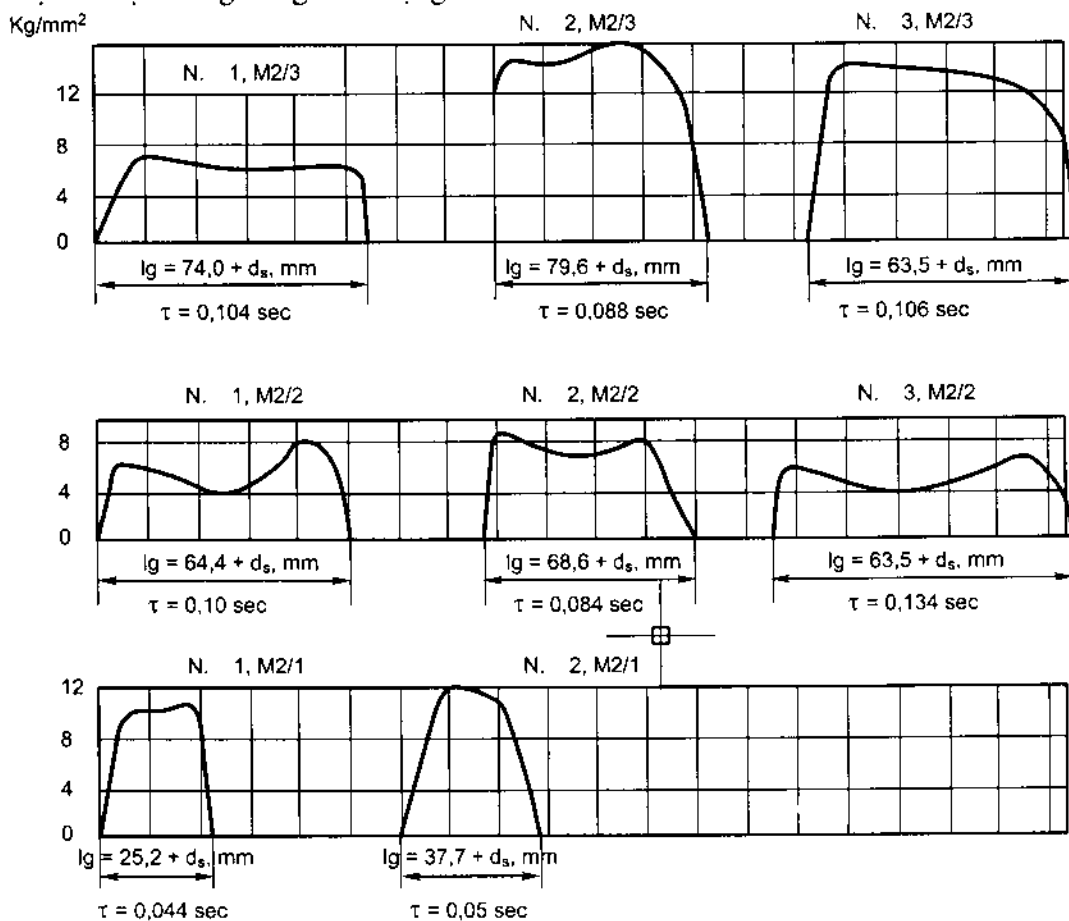
Hình 120. Cảm biến dùng để xác định áp lực trong lỗ hình xẻ rãnh kín:
1-cảm biến làm việc; 2-cảm biến bù.

đo bằng lực kế điểm chuyên dụng với cảm biến dây, đặt trong hốc chứa của thành bên lỗ hình xẻ rãnh kín (H.121).



Hình 121. Sơ đồ bố trí cảm biến trong lỗ hình xẻ rãnh kín.

Các cảm biến làm việc được dán dọc theo đường sinh, phần làm việc của ống “2”, còn các cảm biến bù dán gần phần đáy ống “2”. Khi kim loại biến dạng, dưới tác dụng của lực, ống đo cùng với các cảm biến biến dạng đàn hồi, thay đổi điện trở dây dẫn và điều đó cho phép xác định độ đàn hồi của ống đo tương ứng với áp lực nhất định giữa kim loại và trục trong vùng biến dạng.



Hình 122. Sự phân bố áp lực khi cán trong lỗ hình xẻ rãnh kín, mũi nhọn:

d -đường kính chốt; l_d -chiều dài vùng biến dạng; τ -thời gian cảm biến nằm trong vùng biến dạng;

Trong lỗ hình kín (H.121), trên thành bên của bích kín và hở cũng như tại cổ thắt, bố trí ba lực kế theo hướng tâm với tấm lót chuyên dùng "I". Dây dẫn từ lực kế theo đường rãnh trong tấm lót, qua đường ống tâm đến bộ phận lấy điện áp và đấu với bộ khuếch đại và màn hiển thị.

Trên H.122 là biểu đồ phân bố áp lực khi cán trong lỗ hình xẻ rãnh kín. Hình vẽ cho thấy, áp lực kim loại lên trục phân bố không đều dọc theo chiều dài cung biến dạng.

7.7. DIỆN TÍCH TIẾP XÚC BỀ MẶT GIỮA KIM LOẠI VÀ TRỤC CÁN

Thông thường, khi tính áp lực toàn phần của kim loại lên trục, ta sử dụng hình chiếu bằng của diện tích tiếp xúc kim loại với trục, gọi tắt là diện tích tiếp xúc. Có thể xác định tương đối như sau

$$F = b_{tb}l,$$

trong đó: F –diện tích tiếp xúc;

b_{tb} –chiều dài trung bình của vùng biến dạng;

l –chiều dài vùng biến dạng.

Khi cán tấm nóng có chiều dày lớn hơn 2 mm trên trục phẳng, diện tích tiếp xúc tính như sau:

Trường hợp đường kính trục như nhau

$$F = \frac{b_0 + b_1}{2} \sqrt{R\Delta h}, \quad (7.68)$$

Đường kính trục khác nhau

$$F = \frac{b_0 + b_1}{2} \sqrt{\frac{2Rr}{R+r} \Delta h}, \quad (7.69)$$

trong đó: R và r –bán kính các trục cán.

Khi cán trong lỗ hình thì diện tích tiếp xúc được tính theo các công thức chuyên dùng cho từng trường hợp riêng biệt. V.G.Drozdz đưa ra công thức khi xem xét sự kết hợp tính toán các phối cụ thể trong từng lỗ hình đơn giản khác nhau:

Cán phối ovan trong lỗ hình vuông:

$$F = \frac{3}{4} b_1 \sqrt{R_b (h_0 - h_1)}, \quad (7.70)$$

Cán thép vuông trong lỗ hình ovan:

$$F = 0,54 (b_0 + b_1) \sqrt{R_b (h_0 - h_1)}, \quad (7.71)$$

Cán phối hình thoi trong lỗ hình vuông (hoặc phối vuông trong lỗ hình thoi, phối thoi trong lỗ hình thoi):

$$F = \frac{2}{3} b_1 \sqrt{R_b (h_0 - h_1)}, \quad (7.72)$$

trong đó: R_b –bán kính trục tại đỉnh lỗ hình;

h_0, h_1 –chiều dày lớn nhất của phối trước và sau lần cán;

b_0, b_1 –chiều rộng lớn nhất của phối trước và sau lần cán;

Để xác định diện tích tiếp xúc của lỗ hình bất kỳ, có thể dùng phương pháp quy đổi tiết diện:

$$F = \frac{b_0 - b_1}{2} \sqrt{R_{qd} h_{qd}}, \quad (7.73)$$

trong đó: $\Delta h_{qd} = H_{qd} - h_{qd} = \frac{S_0}{b_0} - \frac{S_1}{b_1}$ - lượng ép quy đổi;

S_0 và S_1 - diện tích tiết diện trước và sau lăn cán;

H_{qd} và h_{qd} - chiều cao quy đổi trước và sau lăn cán;

R_{qd} - đường kính cán trung bình của lỗ hình.

Khi cán nóng các tấm mỏng rộng bản có chiều dày nhỏ hơn 2 mm, hoặc cán nguội tấm thì chiều rộng vùng biến dạng bằng chiều rộng của phôi vì lượng giãn rộng không đáng kể. Nhưng khi tính chiều dài vùng biến dạng thì phải tính tới độ đàn hồi của trục và của tấm.

Để tính chiều dài cung tiếp xúc có tính đến ảnh hưởng biến dạng đàn hồi trục có thể sử dụng công thức Khitrkov:

$$l = x_2 + \sqrt{x_2^2 + R\Delta h},$$

trong đó:

$$x_2 = 8p_{tb}R \frac{1 - \nu^2}{\pi E}$$

p_{tb} - áp lực trung bình; R - bán kính trục; ν - hệ số Poát-Xông của vật liệu làm trục; E - môđun đàn hồi. Đối với trục thép $\nu = 0,3$ và $E = 2,1 \cdot 10^4 \text{ kG/mm}^2$ thì công thức Khitrkov có dạng:

$$l = \frac{p_{tb}R}{9500} + \sqrt{R\Delta h + \left(\frac{p_{tb}R}{9500}\right)^2}. \quad (7.74)$$

Công thức (7.74) có chứa đại lượng p_{tb} cũng chưa biết. Chính vì vậy khi xác định chiều dài cung biến dạng theo công thức trên phải dùng phương pháp lặp.

A.A.Korolev đưa ra phương pháp xác định áp lực trung bình và chiều dài cung biến dạng bằng đồ thị có tính đến sự đàn hồi của trục.

Tuy nhiên, trước khi đưa ra các công thức tính, Khitrkov đã sử dụng các giả thiết đơn giản hoá, và xuất phát từ lời giải của Gers đối với bài toán tiếp xúc khi ép hai hình trụ với nhau nên kết quả tính được chỉ là gần đúng. Chính vì vậy nhiều tác giả đã xác định chiều dài cung tiếp xúc có tính đến biến dạng đàn hồi của trục với những quy luật phân bố ứng suất bề mặt khác nhau.

Trong trường hợp cán nguội, đặc biệt là cán với lượng ép nhỏ thì khi tính chiều dài cung biến dạng không chỉ tính đến độ đàn hồi của trục mà còn phải tính đến đàn hồi của băng thép. Tại tiết diện vào lượng biến dạng đàn hồi của băng không đáng kể nhưng ở tiết diện ra sự phục hồi biến dạng rất lớn.

Chiều dài cung biến dạng trong cán nguội khi lượng biến dạng nhỏ, với ảnh hưởng của biến dạng đàn hồi của trục và băng thép cán được tính theo công thức sau:

$$L = l + l_1, \quad (7.75)$$

trong đó: l – chiều dài cung tiếp xúc trong vùng biến dạng tích cực tính theo công thức Khitrkov (7.75);

l_1 – chiều dài vùng phục hồi của băng thép.

Đại lượng l_1 xác định theo phương trình sau

$$l_1 = \sqrt{R'^2 - (R' - \delta)^2} \cong \sqrt{2R'\delta}$$

trong đó: δ – một nửa lượng phục hồi biến dạng của băng cán;

$R' = R \left(1 + \frac{P_{tb} l}{c \cdot \Delta h} \right)$ – bán kính của trục đã biến dạng đàn hồi (theo Khitrkov);

R – bán kính trục;

$c = \frac{\pi \cdot E_n}{16(1 - \nu_n^2)}$ – hằng số đàn hồi của vật liệu cán;

ν_n và E_n – hệ số Poát xôn và môđun đàn hồi của vật liệu cán;

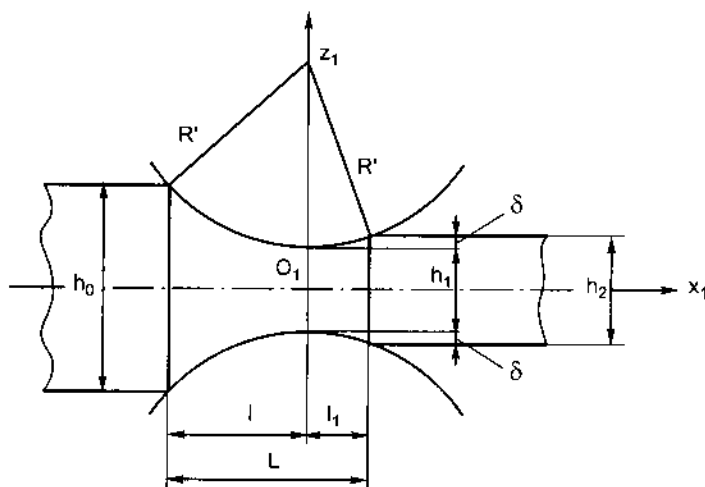
$\Delta h = h_0 - h_1$ – lượng ép tuyệt đối.

Giá trị đại lượng δ được xác định khi giải bài toán dãn tải, trên cơ sở giải hệ các phương trình cơ học môi trường liên tục: phương trình cân bằng, phương trình tốc độ biến dạng; các phương trình vật lý; phương trình thể tích không đổi; và phương trình chuyển động. Đối với bài toán phẳng, khi biến dạng đàn hồi hệ số cứng μ không đổi và bằng môđun đàn hồi bậc hai của vật liệu

$$\mu = \frac{E_n}{2(1 + \nu_n)}. \quad (7.76)$$

Để giải bài toán dãn tải, cần xác định các thành phần tốc độ chuyển dịch của các phần tử kim loại xuất phát từ phân tích trạng thái phục hồi chiều cao của băng. Thành phần tốc độ chuyển dịch các phần tử kim loại theo phương thẳng đứng được biểu thị bằng phương trình parabol, tương ứng với bề mặt trục (H.123).

$$v_z = \frac{2\delta \cdot x_1^2}{3h_1 l_1^2}. \quad (7.77)$$



Hình 123. Sơ đồ vùng biến dạng trong cán nguội.

Thành phần tốc độ chuyển dịch theo phương nằm ngang dọc theo chiều cao tấm bằng nhau

$$v_x = -\frac{2\delta \cdot x_1^2}{3h_1 l_1^2} \quad (7.78)$$

Giải các phương trình biến dạng, phương trình vật lý và phương trình chuyển động với các điều kiện biên sau $X_1 = 0$, $z_1 = h_1/2$, $\sigma_z = K_2$, còn $x_1 = l_1$, $\sigma_{z1} = 0$, với lực kéo trước và sau:

$$\delta = \frac{K_2 h_1 \cdot m_{tb}}{6\mu}, \quad (7.79)$$

Nếu $\mu = 0,5$ ta có

$$\delta = \frac{K_2 h_1 \cdot m_{tb}}{E_n}$$

trong đó $K_2 = \beta \sigma_s$ -giới hạn chảy cường bức;

$$m_{tb} = 1 - \frac{\sigma_{tb}}{K_2} = 1 - \frac{\sigma_n - \sigma_3}{2K_2}.$$

Suy ra

$$l_1 = \sqrt{\frac{R' h_1}{E_n} K_2 m_{tb}} \quad (7.80)$$

Khi không có lực kéo $m_{tb} = 1$.

7.8. CÔNG, CÔNG SUẤT VÀ MÔMENT CÁN

Công, công suất và môment cán là các đại lượng cần biết khi thiết kế máy mới cũng như để sử dụng có hiệu quả các máy hiện hành. Công suất và môment cán được truyền đến từ động cơ và phụ thuộc vào khả năng phát huy của thiết bị điện và độ bền của các cơ cấu và chi thiết máy cán.

Xác định tiêu hao năng lượng bằng phương pháp giải tích là vấn đề rất phức tạp và khó vì nó bị tác động bởi nhiều yếu tố ảnh hưởng.

Phương pháp giải tích xác định công, chính xác hơn cả là xác định trạng thái ứng suất và biến dạng bằng phương pháp phiếm hàm hoặc sử dụng các phương trình cơ học môi trường liên tục. Trong đó, công biến dạng được xác định từ định luật bảo toàn năng lượng, theo đó công tiêu hao bằng tổng đại số công nội lực, công lực trượt và công lực bề mặt

$$A_D = A_B + A_{tb} + A_r \quad (7.81)$$

Công biến dạng được xác định bằng phương pháp này cho nhiều trường hợp cán.

Công suất cán

$$N = \frac{A}{t} \quad (7.82)$$

Nếu biết trước công và công suất cán thì có thể xác định môment cán theo công thức

$$M_c = \frac{N}{\omega}, \quad (7.83)$$

trong đó: $\omega = v/R$ – tốc độ góc của trục;

v – tốc độ cán;

R – bán kính trục.

Thông thường khi tính toán thiết kế, trước tiên cần xác định môment cán. Có rất nhiều phương pháp để xác định môment này, sau đây ta xem xét một số phương pháp điển hình.

a) *Xác định môment với hệ số tay đòn*

Đối với trường hợp cán đơn giản (H.124)

$$M_c = 2Pa, \quad (7.84)$$

trong đó: P – lực tổng hợp của kim loại lên trục;

a – tay đòn đặt lực;

$l.\psi = a$, với ψ – hệ số tay đòn của môment:

$$\psi = \frac{a}{l}. \quad (7.85)$$

Sau khi biến đổi

$$M_c = 2P_{tb} \cdot l \cdot b_{tb} b_{tb} l = 2\psi \cdot p_{tb} \cdot b_c \cdot R \cdot \Delta h, \quad (7.86)$$

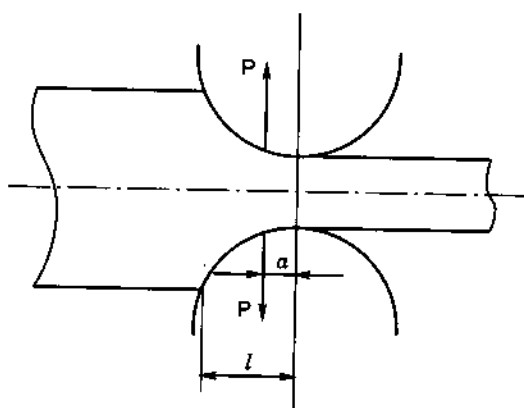
trong đó: b_{tb} – chiều rộng trung bình của phôi.

Để tính toán môment cán theo công thức (7.86) cần xác định áp lực trung bình cho trường hợp cán cụ thể và hệ số tay đòn đặt lực.

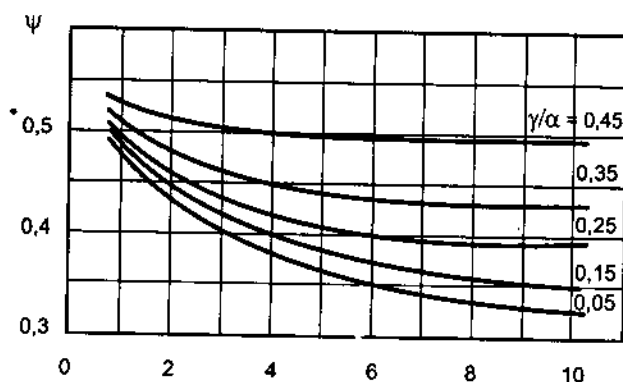
Giả thiết áp lực phân bố đều trên chiều dài cung tiếp xúc thì điểm đặt lực tổng hợp sẽ chia đôi cung tiếp xúc, khi đó

$$\psi = \frac{a}{l} = \frac{0,5.l}{l} = 0,5.$$

Xác định ψ trong các điều kiện cán khác nhau được nhiều nhà nghiên cứu đề cập đến. Trên H.125 thể hiện đường cong xác định hệ số tay đòn ψ phụ thuộc vào tỷ số $\frac{l}{h_{tb}} > 1$ trong điều kiện cán nóng trên trục trụ phẳng.



Hình 124. Hướng tác dụng của lực trong trường hợp cán đơn giản.

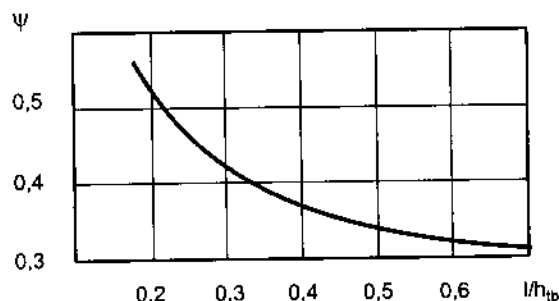


Hình 125. Sự phụ thuộc của hệ số $\psi = \Phi(l/h_{TB}, \gamma/\alpha)$ trong cán nóng.

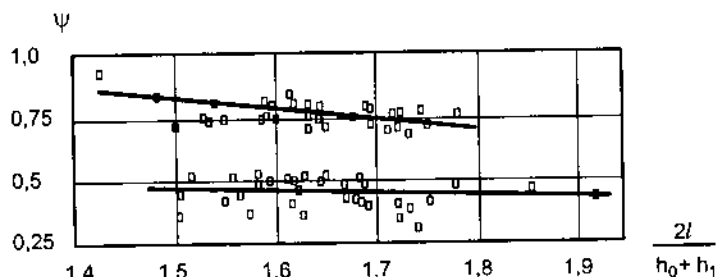
Khi cán với tỷ số $\frac{l}{h_{tb}} < 1$

thì hệ số cánh tay đòn có thể xác định theo đồ thị H.126 của E.X.Rokotian khi cán phôi lớn trên máy bliumin-1000. Hình vẽ cho thấy khi cán phôi thì giá trị ψ thay đổi từ 0,5 đến 0,3

Vấn đề xác định điểm đặt lực (tay đòn ψ) trong lỗ hình phức tạp hơn vì có rất nhiều yếu tố ảnh hưởng đến nó. Các nhà nghiên cứu đã xem xét quá trình xác định tay đòn khi cán trong lỗ hình xẻ rãnh bằng thí nghiệm. Kết quả xử lý số liệu thực nghiệm cho đồ thị xác định tay đòn trong lỗ hình xẻ rãnh kín và hở, thể hiện trên H.127.



Hình 126. Đường cong xác định hệ số tay đòn ψ trong cán phôi lớn.



Hình 127. Sự phụ thuộc của hệ số tay đòn trong các lỗ hình:
1- xẻ rãnh hở; 2- xẻ rãnh kín.

Hệ số tay đòn trong cán nguội xác định theo số liệu thí nghiệm của M.M.Xafan, dao động trong khoảng 0,19-0,24.

b) Công thức V.F.Baiukov

Xét sơ đồ lực tác dụng trong vùng biến dạng H.128. Dọc theo chiều dài cung tiếp xúc trong vùng trễ có lực ma sát T_1 , vùng vượt $-T_2$ tác dụng ngược chiều nhau, vì vậy môment các vùng ngược dấu với nhau.

Môment tổng bằng tổng đại số các môment:

$$M = 2(T_1 R - T_2 R). \quad (7.87)$$

Lực tổng hợp của áp lực tại các vùng trễ và trượt không tạo nên môment vì chúng đi qua tâm trục.

Giả thiết ứng suất ma sát không đổi và bằng giá trị trung bình và áp dụng định luật ma sát khô ta có:

$$T_1 = f_y p_{tb} b_{tb} R (\alpha - \gamma),$$

$$T_2 = f_y p_{tb} b_{tb} R (\gamma),$$

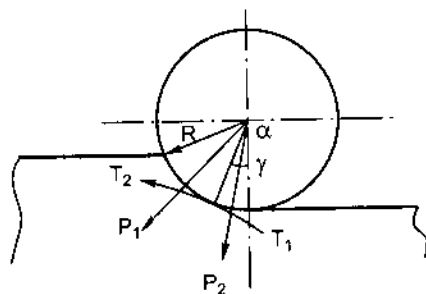
trong đó: f_y - hệ số ma sát cán ổn định;

p_{tb} - áp lực trung bình;

b_{tb} - chiều rộng trung bình;

α - góc ăn;

γ - góc trung hoà.



Hình 128. Sơ đồ tác dụng của lực lên trục cán.

Thế các biểu thức vào phương trình (7.87) ta có công thức V.F.Batiukov:

$$M = 2p_{tb}b_{tb}R^2f_y(\alpha - 2\gamma). \quad (7.88)$$

Để xác định môment cán theo công thức này ta phải tính áp lực trung bình p_{tb} theo một trong số các công thức đã có, hệ số ma sát cán ổn định f_y , (theo công thức V.M.Klimenko trong cán nóng), góc trung hoà γ (công thức I.M.Pavlov).

Công thức trên không có độ chính xác cao vì giả thiết về sự phân bố lực ma sát đều trên cung tiếp xúc là không đúng. Hơn nữa, sai số của góc trung hoà sẽ làm tăng gấp đôi sai số của môment.

c) Công thức I.M.Pavlov

Môment cán tính theo công thức (7.88) có chứa hệ số ma sát và góc trung hoà, sai số của chúng sẽ ảnh hưởng đến độ tin cậy kết quả. I.M.Pavlov đề nghị thay $f_y = \tan \frac{\alpha}{2}$ và cho $\gamma=0$, nghĩa là không có vùng vượt. Khi đó:

$$M = p_{tb}b_{tb}R^2 \tan \frac{\alpha}{2} \cdot \alpha. \quad (7.89)$$

Lấy $\tan \frac{\alpha}{2} \cong \frac{\alpha}{2}$ và $\alpha = \sqrt{\frac{\Delta h}{R}}$, ta sẽ có

$$M = p_{tb}b_{tb}R \cdot \Delta h. \quad (7.90)$$

Công thức I.M.Pavlov (7.89) tương ứng với công thức (7.86) trong trường hợp $\psi = 0,5$.

d) Công thức A.I.Xelikov

A.I.Xelikov đề xuất phương pháp tính môment xuất phát từ điều kiện cân bằng, nghĩa là tính môment của tất cả các lực tác dụng trên phương nằm ngang và phương thẳng đứng (H.129).

Sau khi thiết lập phương trình cân bằng và giải ta có:

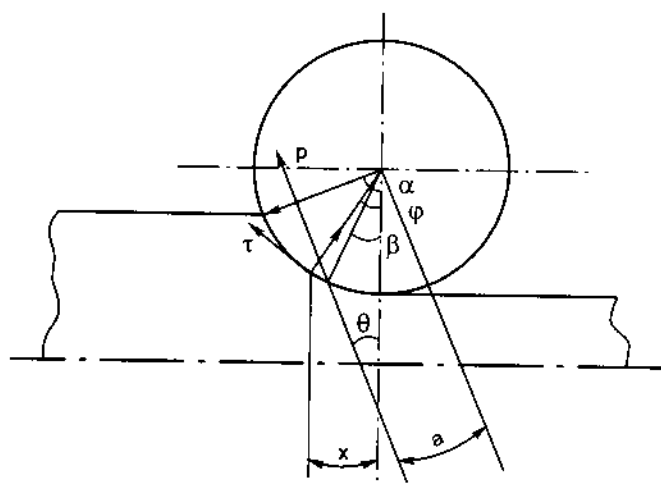
$$\frac{M}{2} = Pa = \int_0^l p_x \cdot x \cdot dx + P \cdot r \cdot \sin \theta \cdot \cos \frac{\alpha}{2}. \quad (7.91)$$

Từ đây ta có tay đòn đặt lực:

$$a = r \sin(\beta + \theta) = \frac{\int_0^l p_x \cdot x \cdot dx}{P} + r \cdot \sin \theta \cdot \cos \frac{\alpha}{2}. \quad (7.92)$$

Nếu $\theta = 0$ (trường hợp cán đơn giản) phương trình tính giá trị đại lượng a có dạng

$$a = r \cdot \sin \beta = \frac{\int_0^l p_x \cdot x \cdot dx}{\int_0^l p_x \cdot dx},$$



Hình 129. Sơ đồ tác dụng của lực.

nghĩa là khi $\theta = 0$ tay đòn đặt lực tổng hợp bằng khoảng cách từ đường tâm trục đến điểm trọng tâm của biểu đồ phân bố ứng suất dọc trên chiều dài cung biến dạng.

Khi cán có lực kéo, môment có thể tính theo công thức sau:

$$M_c = M_c^0 - (\sigma_n - \sigma_z) F_l (1 - S) R, \quad (7.93)$$

trong đó: M_c^0 - môment cán tính khi không có lực kéo;

σ_n và σ_z - ứng suất kéo trước và kéo sau;

$F_l = h_l b_l$ - diện tích tiết diện sau lần cán;

S - lượng vượt;

R - bán kính trục.

Sau khi tính môment cán, công suất được tính theo công thức sau:

$$N = M \frac{v}{R}, \quad (7.94)$$

cuối cùng tính công thực hiện: $A = N.t = M.t. \frac{v}{R},$

trong đó t - thời gian cán. Nếu l_1 là chiều dài phôi cán thì $t=l_1/v$, khi đó:

$$A = M \frac{l_1}{R}. \quad (7.95)$$

CÁN NGANG VÀ CÁN NGHIÊNG

Hướng phát triển chủ yếu của ngành gia công áp lực là nâng cao chất lượng sản phẩm và tăng sản lượng các loại kết cấu thép có hiệu quả kinh tế cao. Những công trình lý thuyết có liên quan đến sự phát triển và hoàn thiện các quá trình tạo hình vật liệu kim loại bằng áp lực hiện đại, tiên tiến có ý nghĩa rất lớn trong việc giải quyết các vấn đề trên. Một trong các quá trình đó là cán ngang và cán nghiêng. Lý thuyết cán ngang là cơ sở của lý thuyết cán nghiêng. Tuy vậy, lý thuyết và công nghệ cán ngang vẫn có những giá trị độc lập quan trọng trong thực tế.

Cán ngang được sử dụng rộng rãi trong sản xuất các ống trụ thành mỏng đường kính lớn. Như đã biết, quá trình được gọi là cán nôm-ngang được sử dụng rộng rãi để chế tạo các sản phẩm tròn đặc có tiết diện thay đổi. Cuối cùng cán ngang còn sử dụng trong sản xuất các chi tiết khác nhau trong chế tạo máy, thí dụ như vòng răng và bánh răng.

Cán nghiêng được áp dụng rộng rãi trong cán ống không hàn. Một trong các nguyên công cơ bản nhất của chế tạo ống không hàn là tạo phôi rỗng ban đầu từ thép đặc trên máy cán nghiêng. Năng suất và chất lượng của ống phụ thuộc nhiều vào khâu tạo phôi rỗng ban đầu này. Ngoài ra, máy cán nghiêng còn có thể được dùng vào các mục đích khác trong dây chuyền sản xuất ống không hàn như cán dát mỏng thành ống, vuốt dài, làm đồng đều thành ống. Có thể nói, ống không hàn hiện nay được sản xuất chủ yếu trên máy cán nghiêng. Máy cán nghiêng còn có thể sử dụng để chế tạo các chi tiết đặc biệt như bi cầu, ống hoặc thanh đặc có tiết diện thay đổi và một số chi tiết khác sử dụng trong chế tạo máy.

Trong lĩnh vực gia công kim loại bằng áp lực thì cán ngang và cán nghiêng là một trong những quá trình phức tạp. Chính vì vậy những nghiên cứu lý thuyết và thực nghiệm các quá trình này được đề cập đến nhiều trong các công trình nghiên cứu trên thế giới. Các nhà khoa học Nga đã có những đóng góp lớn trong việc phát triển lý thuyết cán ngang và cán nghiêng. Những công trình quan trọng thuộc về P.T.Emelianhencô, V.X.Xmirnov, A.I.Xelicov, P.I.Polukhin, I.A.Fomitrev... Mặc dù đã có rất nhiều công trình có giá trị về lý thuyết cán ngang, cán nghiêng nhưng còn rất nhiều vấn đề vẫn chưa được nghiên cứu một cách thoả đáng.

Chương 8

ĐỘNG HÌNH HỌC QUÁ TRÌNH CÁN NGANG

8.1. KHÁI NIỆM VỀ VÙNG BIẾN DẠNG

Hiểu đúng động hình học quá trình cán có ý nghĩa khoa học và thực tế quan trọng. Một trong những vấn đề chính của động hình học quá trình cán ngang là cơ chế trượt của phôi theo hướng tang-hướng vuông góc với bán kính của trục hoặc phôi.

Phân tích tài liệu trước đây cho thấy kết quả nghiên cứu cơ chế trượt của phôi trên bề mặt trục cán có kết quả đối ngược nhau giữa lý thuyết và thực nghiệm. Theo lý thuyết của Emelianhencô thì quá trình cán ngang xảy ra tương tự như trong cán dọc, ở đó, theo chiều quay của trục cán, trước tiên ta có vùng trễ, sau đó là vùng vượt. Không có chứng minh nào làm sáng tỏ điều đó và đã đề xuất sơ đồ cán có các vùng tương ứng như trong cán dọc, nghĩa là theo chiều quay của trục, vùng trễ và vượt trước có vị trí thứ tự như trong cán dọc.

Với quan niệm cũ, theo thứ tự vị trí các vùng như trên thì tiết diện cắt dọc của phôi khi ra khỏi khe trục là biên giới của vùng vượt trước. Chính vì vậy tốc độ dài của phôi trên mặt tiếp xúc với trục ở tiết diện này ký hiệu là v phải lớn hơn tốc độ dài của trục ký hiệu là u . Nói cách khác, cần phải có quan hệ $v > u$. Khi đó hệ số tốc độ hướng tang η_T , tại tiết diện ra khỏi trục, là tỷ số v/u phải lớn hơn đơn vị. Điều đó cũng có nghĩa trong cán ngang cũng như trong cán dọc cần phải có vượt trước.

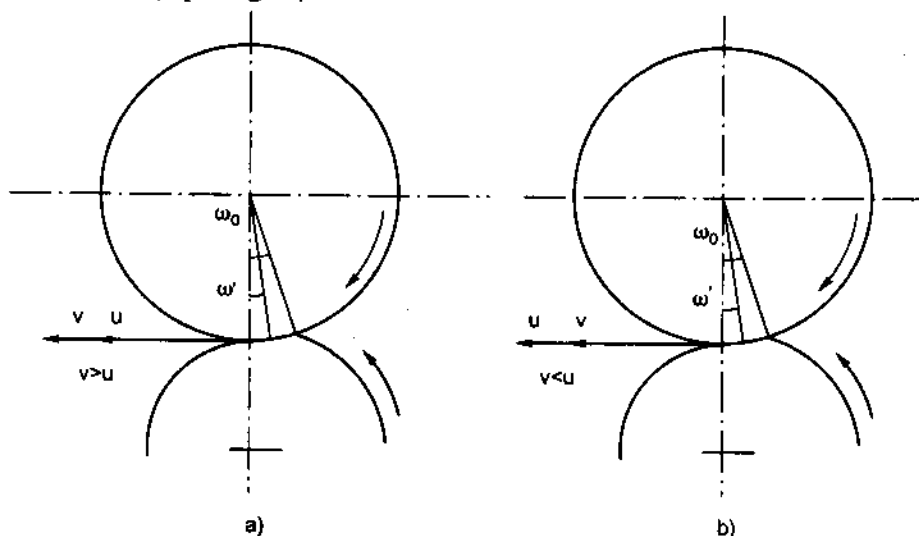
Tuy vậy, các công trình nghiên cứu thực nghiệm cho thấy, trong cán ngang, tại lân cận tiết diện ra khỏi trục, đã quan sát được không phải là vùng vượt trước mà là vùng trễ. Điều này được nghiên cứu thực nghiệm của B. C. Xmirnov, thực hiện trên máy thí nghiệm cán ngang hai trục làm sáng tỏ. Trong tất cả các thí nghiệm được thực hiện cần thận triệt để, hệ số vận tốc hướng tang nhỏ hơn một và trong khoảng 0,90-0,95. Kết quả này cũng được nhiều nhà nghiên cứu sau đó chứng minh. Như vậy quan niệm lý thuyết đã có về cơ chế trượt của phôi trong cán ngang không phù hợp với những nghiên cứu thực nghiệm. Nguyên nhân sự không tương ứng trên giữa lý thuyết và thực nghiệm được giải thích dưới đây.

Sử dụng sơ đồ hình 124, tìm tỷ số tốc độ hướng tang cho từng điểm bất kỳ trên cung tiếp xúc của trục với phôi cán. Trên cơ sở các giả thiết về tiết diện phẳng chấp nhận rằng mọi điểm của phôi trong thời điểm nhất định có vận tốc góc không đổi. Trong đó các đường chảy nằm trong tiết diện cắt ngang phôi.

Vị trí của điểm O bất kỳ trên cung tiếp xúc có thể được xác định bằng góc ở tâm của tiết diện trục ω hoặc góc ở tâm của tiết diện phôi ψ . Hệ toạ độ vuông góc Oxyz, có gốc ở điểm O nói trên, trục Oy vuông góc với bán kính phôi, trục Oz - trùng với bán kính phôi, được sử dụng để xem xét cơ chế trượt của kim loại trên bề mặt trục. Hệ số tốc độ hướng tang tại điểm O, ký hiệu là η_ω , được xác định bằng tỷ số:

$$\eta_\omega = v/u, \quad (8.1)$$

trong đó: η_ω - hệ số tốc độ tang theo hướng vuông góc với bán kính trục và hướng tiếp tuyến với mặt tiếp xúc tại điểm O; u - tốc độ dài của trục, m/s; v - tốc độ dài của phôi tại O, tiếp xúc với mặt phẳng trục m/s.



Hình 130. Sơ đồ so sánh tốc độ dài của trục và của phôi trong cán ngang:
a) sơ đồ sai ($v > u$); b) sơ đồ đúng ($v < u$).

Theo sơ đồ hình 130, $v = v_y/\sin\psi$; $u = u_y/\sin\psi$, trong đó u_y - hình chiếu tốc độ dài của trục trên phương vuông góc với bán kính phôi tại điểm o, m/s; v_y - tốc độ dài của phôi tại điểm o, m/s; ψ - góc ở tâm tại tiết diện cắt ngang phôi của điểm o, rad. Thế các đẳng thức cuối vào (8.1) tìm được $\eta_\omega = v_y/u_y$, tỷ số v_y và u_y là hệ số tốc độ tang theo hướng vuông góc với bán kính của phôi. Ký hiệu nó là η_y chú ý hệ thức cuối có thể viết:

$$\begin{aligned} \eta_\omega &= \eta_y, \\ \eta_y &= v_y/u_y. \end{aligned} \quad (8.2)$$

Như vậy các hệ số tốc độ tang theo hướng vuông góc với bán kính trục và bán kính quay của phôi bằng nhau. Từ sơ đồ ta có

$$u_y = u \cos(\omega + \psi). \quad (8.3)$$

trong đó: ω - góc ở tâm của tiết diện cắt trục ứng với điểm O, rad.

Điểm trên cung tiếp xúc O', ở đó tốc độ của phôi v tiếp xúc với mặt trục, bằng tốc độ dài của trục u là điểm trung hoà. Tại điểm này ta ký hiệu các đại lượng có dấu phẩy ω' , ψ' , u_y' , v_y' và $r_{\psi'}$.

Tốc độ v_y tại điểm O có thể xác định bằng tích của đường kính phôi r_ψ ở điểm đó và tốc độ góc của phôi θ tại thời điểm cho trước: $v_y = r_\psi \theta$. Tương tự như vậy v_y' tại o' sẽ bằng: $v_y' = r_\psi' \theta$. Từ hai đẳng thức cuối cùng tìm được

$$v_y = v_y' \cdot r_\psi / r_\psi'.$$

Tương tự (8.3) có thể viết

$$u_y' = u \cos(\omega' + \psi'). \quad (8.3')$$

Theo điều kiện tại điểm trung hoà $v' = u'$.

Hệ quả của đẳng thức này và tỷ số (8.2): $v_y' = u_y'$.

Đưa vào đây biểu thức (8.3') ta nhận được $v_y' = u \cos(\omega' + \psi')$.

Thế v_y' đối với v sẽ có $v_y = u \cos(\omega' + \psi') r_\psi / r_\psi'$.

Sử dụng các biểu thức cuối cùng và đẳng thức (8.3) nhận được

$$\eta_y = \cos(\omega' + \psi') r_\psi / \cos(\omega + \psi) r_\psi'.$$

Theo sơ đồ (H.124) ta có:

$$r_\psi = R \sqrt{1 + (1 + i)(1 + i - 2 \cos \omega)}, \quad (8.4)$$

$$\operatorname{tg} \varphi = \frac{\sin \omega}{1 + i - \cos \omega}.$$

trong đó: R - bán kính trục, m; i - tỷ số bán kính phôi r và trục R.

Tương tự hai đẳng thức trên có thể viết

$$r_\psi' = R \sqrt{1 + (1 + i)(1 + i - 2 \cos \omega')}; \quad (8.4')$$

$$\operatorname{tg} \varphi' = \frac{\sin \omega'}{1 + i - \cos \omega'}.$$

Sau khi sử dụng đẳng thức (8.4) và (8.4') biểu thức cuối cùng đối với η_y có dạng

$$\eta_y = \frac{(2 + 1)i / [(1 + i) \cos \omega - 1] - 2}{(2 + 1)i / [(1 + i) \cos \omega' - 1] - 2}. \quad (8.5)$$

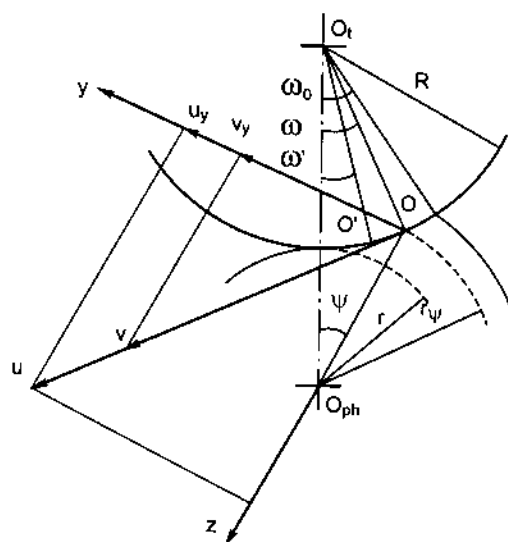
Từ công thức đã nhận được, cho thấy tỷ số tốc độ tang η_y phụ thuộc vào vị trí của điểm đã cho, xác định bằng góc ở tâm của tiết diện cắt ngang trục ω , góc trung hoà ω' , và tỷ số đường kính phôi với đường kính trục i. Nếu như trong công thức (8.5) cho góc ở tâm của tiết diện cắt ngang ω lớn hơn góc trung hoà ω' , thì hệ số tốc độ tang η_y sẽ lớn hơn một. và ngược lại. Về phương diện toán học được thể hiện như sau: nếu $\omega > \omega'$, thì $\eta_y > 1$; nếu $\omega < \omega'$, thì $\eta_y < 1$. Các biểu thức này cho thấy rằng trong vùng thứ nhất theo hướng quay của trục, thoả mãn các bất đẳng thức $\omega > \omega'$, $\eta_y > 1$, phôi vượt trước trục, còn ở vùng thứ hai khi kim loại ra $\omega < \omega'$, $\eta_y < 1$, thì ngược lại, trục vượt trước phôi.

Từ đây suy ra rằng, trong cán ngang hai vùng vượt trước và trễ có vị trí xấp xỉ ngược lại so với trường hợp cán dọc. Vì tiết diện ra của phôi khỏi khe trục không là biên của vùng vượt, mà là biên của vùng trễ nên hệ số tốc độ tang trong trường hợp này luôn nhỏ hơn một.

Trên hình 131 chỉ rõ tỷ số thực giữa tốc độ dài của phôi và tốc độ dài của trục tại tiết diện ra của phôi khỏi khe trục. Như vậy, những số liệu thực nghiệm chứng tỏ rằng trong cán ngang phôi không vượt trước trục, mà trễ hơn nó, đã được giải thích.

Trong cán ngang giữa các tấm phẳng: $R = \infty$ và $i = 0$. Thay vào (8.5) $i = 0$ nhận

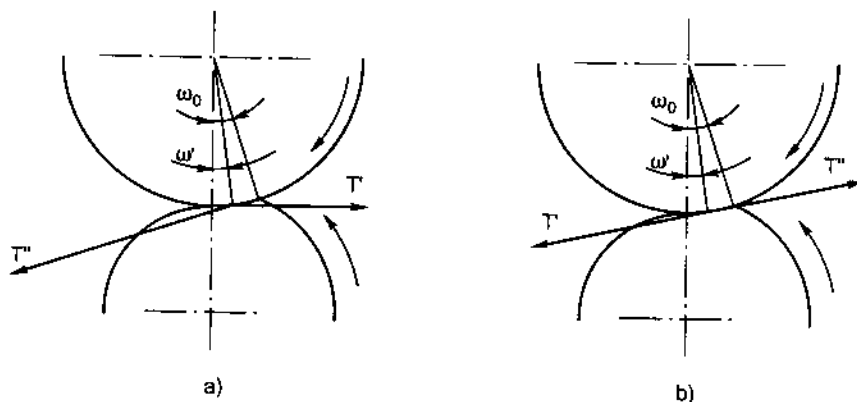
được $\eta_y = 1$. Điều đó có nghĩa là trong cán ngang giữa các tấm phẳng, sự trượt trên mặt phẳng tiếp xúc giữa kim loại và trục không tồn tại, tức là tấm lăn trên phôi không có trượt và tất cả vùng biến dạng trong tiết diện ngang phôi là vùng dính.



Hình 131. Sơ đồ xác định vị trí vùng vượt và vùng trễ.

8.2. SƠ ĐỒ TÁC DỤNG CỦA LỰC TRONG CÁN NGANG

Hệ quả của thứ tự vị trí các vùng được xác lập ở trên trong cán ngang, các lực ma sát ngoài T' , và T'' tác dụng lên phôi tương ứng trong các vùng trễ và trượt, sẽ không hướng vào trong vùng biến dạng (H.132,a), mà ra ngoài (H.132,b).

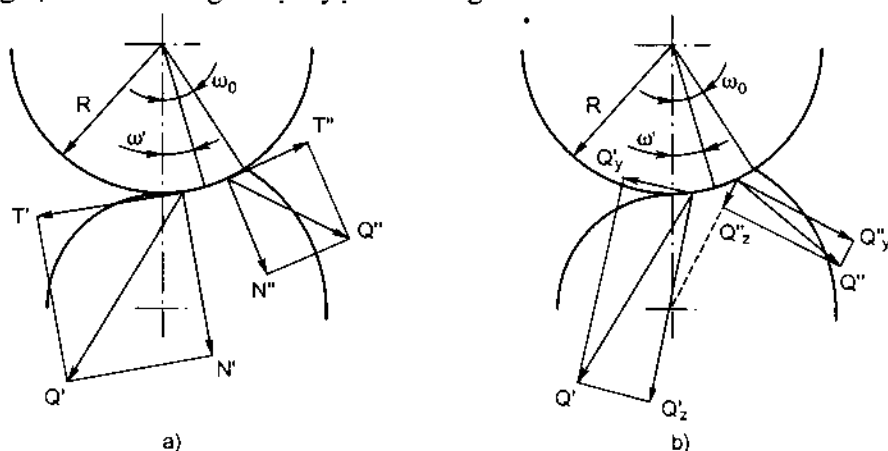


Hình 132. Sơ đồ tác dụng của lực ma sát trên bề mặt tiếp xúc kim loại với trục:
a) Sơ đồ sai; b) Sơ đồ đúng.

Tương tự các lực tổng hợp Q' , Q'' tương ứng của các lực ma sát T' , T'' và áp lực pháp tuyến N' , N'' cũng hướng như vậy (hình 133a).

Lực tổng hợp Q' và Q'' có thể phân tích tương ứng thành các lực Q_y' , Q_z' và Q_y'' , Q_z'' , giống như trên hình 127b. Lực Q_z' và Q_z'' chính là lực ép, do tác dụng của nó phôi

bị ép theo hướng tâm. Lực Q_y' làm quay phôi, còn Q_y'' - lực hãm phôi. Mômen của các lực trên ngược dấu và có giá trị tuyệt đối bằng nhau.



Hình 133. Sơ đồ tác dụng của các lực trên bề mặt tiếp xúc kim loại với trục tại hai vùng trề và trượt.

Từ sơ đồ trên hình 133b thấy rằng, do tác dụng của các lực Q_y' và Q_y'' ở hướng tang của phôi trong phạm vi tiếp xúc với trục xuất hiện ứng suất kéo, chứ không phải là ứng suất nén như trước đây đã đề xuất.

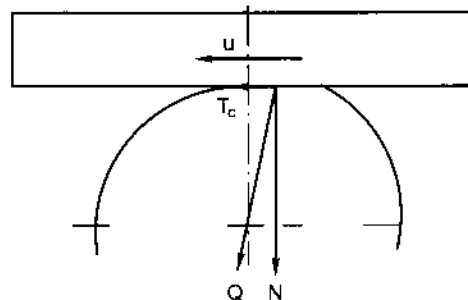
Như đã biết, trong cán ngang các vết nứt dọc và các khuyết tật khác trên bề mặt của phôi không được khép lại và cũng không mất đi, ngược lại phát triển to và mở ra. Rõ ràng một trong những nguyên nhân của hiện tượng này - sự xuất hiện ứng suất kéo.

Khi cán ngang bề mặt tiếp xúc của tiết diện ngang phôi không lớn, ứng suất kéo hướng tang trong phôi khi cán trên các trục không phát triển lớn đến mức phá hủy được kim loại không có khuyết tật tại lớp bề mặt phôi ban đầu. Tuy nhiên nếu phôi ban đầu có khuyết tật bề mặt, đặc biệt là các vết nứt dọc và xước thì trên bề mặt thành phẩm có vết và nếp gấp. Các thí nghiệm đặc biệt của tác giả tiến hành cán ống với số lượng lớn trên máy Axelia (máy cán nghiêng 3 trục) cho thấy rõ điều này.

Trong trường hợp phôi ban đầu được tiện thô trước, thành phẩm cán không có khuyết tật bề mặt nào. Khi phôi ban đầu không được tiện lại, trên bề mặt phôi có vết nứt, xước thì trên sản phẩm tạo thành nhiều khuyết tật bề mặt sâu như vết và nếp gấp.

Như vậy, nguyên nhân chính tạo nên những khuyết tật bề mặt trong cán ngang là khuyết tật ban đầu của phôi. Khuyết tật ban đầu dọc theo phôi là những túi ứng suất trong của kim loại được tăng cường dưới tác dụng của ứng suất kéo hướng tang.

Trong cán ngang giữa các tấm phẳng trên bề mặt tiếp xúc của kim loại với dụng cụ không có lực ma sát trượt, nhưng xuất hiện lực ma sát kéo T_c có phương trùng với hướng chuyển động của tấm (hình 134). Trong trường hợp này ứng suất kéo hướng tang của phôi không xuất hiện, và với quan điểm này thì cán ngang giữa các tấm phẳng được công nhận như trường hợp tối ưu nhất của cán ngang.



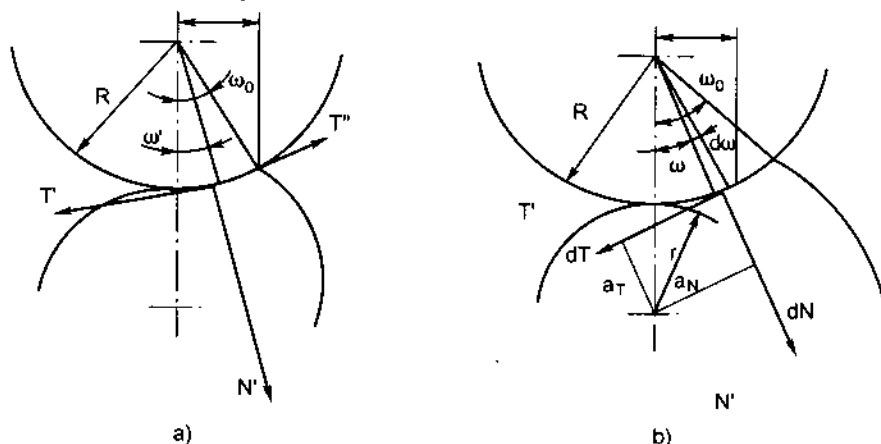
Hình 134. Sơ đồ tác dụng của lực trong cán lăn.

Những nghiên cứu của V.X.Xmirnov và quan sát cho thấy khi cán ngang kim loại ở lớp ngoài của phôi luôn dịch chuyển về phía đối diện ngược hướng chuyển động của nó. Những khuyết tật của phôi cũng luôn chuyển dịch theo hướng đó. Đặc điểm sự chảy kim loại trong lớp bên ngoài phôi cho đến nay vẫn chưa có lời giải thích. Như vậy, theo quan điểm về thứ tự vị trí các vùng trễ và vượt, cùng tác dụng các lực trên bề mặt ở trên thì hiện tượng này dễ được giải thích.

Thực chất, từ hình 133, rõ ràng thấy trong vùng vượt áp lực pháp tuyến N'' và lực ma sát T'' , cả lực tổng hợp Q'' đều có phương ngược hướng chuyển động của phôi. Trong phạm vi vùng trượt phôi bị ép mạnh, kim loại trong lớp bề mặt của vùng này gần bề mặt tự do của phôi, ở đó không có lực cản dòng chảy của kim loại ngược hướng quay của phôi. Kết quả là kim loại dịch chuyển về phía ngược hướng quay của phôi.

8.3. GÓC TRUNG HOÀ

Góc trung hoà xác định theo hình 135a, trong đó chỉ rõ áp lực pháp tuyến và lực ma sát tác dụng lên phôi. Trên hình 135b là các vi phân mômen của áp lực pháp tuyến và lực ma sát tương đối so với tâm phôi.



Hình 135. Sơ đồ dùng để xác định góc trung hoà : a) các lực tác dụng lên phôi; b) các phân tố lực ma sát và pháp tuyến tác dụng trên phân tố diện tích.

Trong quá trình cán ổn định với vận tốc góc của phôi không đổi, tổng các moment của áp lực pháp tuyến M_N' và lực ma sát M_T' và M_T'' tương ứng trong các vùng trễ và vượt trước cán phải bằng 0, nghĩa là

$$M_{T'} - M_N - M_{T''} = 0 \quad (8.6)$$

$$M_N = - \int_0^{\omega_0} dM_N; \quad M_{T'} = - \int_0^{\omega'} dM_{T'}; \quad M_{T''} = - \int_{\omega'}^{\omega_0} dM_{T''}.$$

trong đó: dM_N – vi phân môment của lực pháp tuyến; $dM_{T'}$ và $dM_{T''}$ – vi phân môment của lực ma sát tại vùng trễ và vùng vượt.

Với mục đích đơn giản hoá, vùng dính coi như không có và giả thiết ứng suất tiếp pháp tuyến σ_n và hệ số ma sát trượt f dọc theo cung tiếp xúc không đổi, còn chiều dài phôi cán bằng một. Khi đó có thể viết

$$dN = \sigma_n \cdot R \cdot d\alpha,$$

$$dM_N = a_N \cdot dN,$$

$$dT = f \cdot dN,$$

$$dM_T = a_T \cdot dT.$$

Các đại lượng hệ số tay đòn đặt lực tính theo công thức:

$$a_N = (R+r)\sin\omega \text{ và } a_T = (R+r)\cos\omega - R.$$

Từ đây sau khi đưa vào các biểu thức tính M_N , M_T' , M_T'' , tính tích phân và sử dụng phương trình (8.6) ta nhận

$$\begin{aligned} M_{T'} &= \int_0^{\omega'} [(R+r)\cos\omega - R] R f \sigma d\omega, \\ M_N &= \int_0^{\omega_0} (R+r) \cdot R \cdot \sigma \sin\omega d\omega, \\ M_{T''} &= \int_{\omega'}^{\omega_0} [(R+r)\cos\omega - R] R f \sigma d\omega. \end{aligned}$$

Sau tích phân và áp dụng phương trình (8.6) ta có

$$\mu(1+i)(2\sin\omega' - \sin\omega_0) - \mu(2\omega' - \omega_0) - (1+i)(1 - \cos\omega_0) = 0.$$

Các góc ω_0 và ω' rất nhỏ nên có thể thay thế $\sin\omega_0 = \omega_0$; $\sin\omega' = \omega'$; $\cos\omega_0 = 1 - \alpha_0^2/2$ khi đó

$$\omega' = \frac{\omega_0}{2} + \frac{1}{f} \frac{1+i}{i} \left(\frac{\omega_0}{2} \right)^2. \quad (8.7)$$

Từ công thức nhận được, rõ ràng rằng góc của tiết diện trung hoà lớn hơn hoặc bằng nửa góc của cung tiếp xúc. Điều này được giải thích bằng thứ tự đặc biệt của vùng trê và vùng trượt.

8.4. CÁC THÔNG SỐ CƠ BẢN CỦA VÙNG BIẾN DẠNG

Góc ăn lớn nhất. Những thông số quan trọng hàng đầu của quá trình cán ngang phải kể đến góc ăn của trục, lượng ép và chiều dài cung tiếp xúc kim loại với trục. Sử dụng công thức tính góc trung hoà có thể xác định góc ăn lớn nhất của trục theo điều kiện quay của phôi. Góc này được ký hiệu là $\omega_{\max}$. Rõ ràng khi góc ăn của trục có giá trị tới hạn thì $\omega' = \omega_0 = \omega_{\max}$, thế vào (8.7) ta có:

$$\begin{aligned} \omega_{\max} &= \frac{\omega_{\max}}{2} + \frac{1}{f} \frac{1+i}{i} \left(\frac{\omega_{\max}}{2} \right)^2, \\ \frac{\omega_{\max}}{2} &= \frac{1+i}{f \cdot i} \left(\frac{\omega_{\max}}{2} \right)^2, \end{aligned}$$

suy ra

$$\omega_{\max} = \frac{2fi}{1+i}, \quad (8.8)$$

trong đó: $i = \frac{r}{R}$ -tỷ số bán kính của phôi trên bán kính trục; f -hệ số ma sát.

Công thức trên cho phép xác định góc ăn lớn nhất theo điều kiện quay của phôi.

Chiều dài vùng biến dạng được tính theo công thức A.I.Xelicov như sau. Căn cứ vào hình 136 ta có thể viết

$$\Delta r = R - \sqrt{R^2 - b^2} + r - \sqrt{r^2 - b^2},$$

hoặc

$$\Delta r = R \left(1 - \sqrt{1 - \left(\frac{b}{R} \right)^2} \right) + r \left(1 - \sqrt{1 - \left(\frac{b}{r} \right)^2} \right).$$

Triển khai thành dãy các biểu thức chứa căn và lấy hai số hạng đầu ta có

$$\sqrt{1 - \left(\frac{b}{R} \right)^2} \approx 1 - \frac{1}{2} \left(\frac{b}{R} \right)^2; \quad \sqrt{1 - \left(\frac{b}{r} \right)^2} \approx 1 - \frac{1}{2} \left(\frac{b}{r} \right)^2.$$

Sau khi thay thế và giảm ước, biểu thức tính Δr có dạng

$$\Delta r = \frac{b^2}{2} \left(\frac{R+r}{R \cdot r} \right),$$

suy ra

$$b = \sqrt{\frac{2r\Delta r}{1+i}}. \quad (8.9)$$

Góc ăn của trục có thể xác định từ công thức tính chiều dài cung biến dạng $b \approx R\omega_0$,

$$\omega_0 = \frac{b}{R} = \frac{1}{R} \sqrt{\frac{2r \cdot z}{1+i}},$$

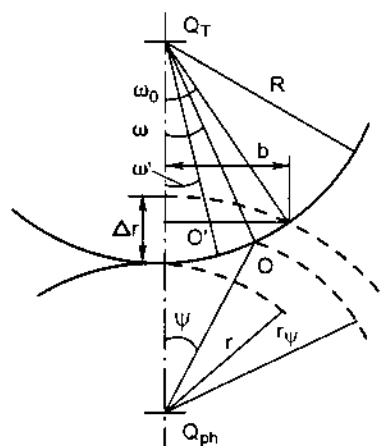
$$\omega_0 = \frac{r}{R} \sqrt{\frac{2z}{r(1+i)}}, \quad (8.10)$$

trong đó: $z = \Delta r$ -lượng ép tuyệt đối.

Nếu thay lượng ép tuyệt đối bằng lượng ép tương đối theo biểu thức $z=r \cdot \varepsilon$, công thức tính góc ăn có dạng

$$\omega_0 = i \sqrt{\frac{2\varepsilon}{(1+i)}}. \quad (8.11)$$

Lượng ép tương đối lớn nhất. Trong trường hợp lượng ép tương đối có giá trị lớn nhất thì góc ăn cũng sẽ lớn nhất và ta có công thức sau:



Hình 136. Chiều dài cung biến dạng

$$\omega_{\max} = i \sqrt{\frac{2\varepsilon_{\max}}{(1+i)}} \quad (8.12)$$

Cho vế phải của biểu thức (8.1) và (8.4) bằng nhau ta có công thức cần tìm:

$$\varepsilon_{\max} = \frac{2f^2}{1+i} \quad (8.13)$$

Tỷ lệ độ dài cung biến dạng được ký hiệu là ξ , biểu thức tính giá trị lớn nhất của nó có dạng như sau

$$\xi_{\max} = \frac{b_{\max}}{r} = \sqrt{\frac{2\Delta r_{\max}}{r(1+i)}},$$

hoặc

$$\xi_{\max} = \sqrt{\frac{2\varepsilon_{\max}}{(1+i)}}.$$

Thay thế biểu thức của $\varepsilon_{\max}$, vào công thức trên, ta được:

$$\xi_{\max} = \frac{2f}{1+i} \quad (8.14)$$

Các đại lượng góc ăn $\omega_{\max}$, lượng ép tương đối $\varepsilon_{\max}$ và tỷ lệ độ dài cung biến dạng lớn nhất $\xi_{\max}$ phụ thuộc vào hai thông số công nghệ chính là hệ số ma sát f và tỷ số i . Khi f tăng thì $\omega_{\max}$, $\varepsilon_{\max}$ và $\xi_{\max}$ cũng tăng, nếu i tăng thì $\omega_{\max}$ tăng còn $\varepsilon_{\max}$ và $\xi_{\max}$ giảm. Số liệu thực tế cho thấy $f=0,3 \div 0,4$; $i=0,1 \div 1$. $\omega_{\max}=0,05 \div 0,401$ rad; $\varepsilon_{\max}=0,09 \div 0,29$ rad; và $\xi_{\max}=0,3 \div 0,73$.

8.5. HỆ SỐ TỐC ĐỘ VÀ SỰ TRƯỢT HƯỚNG TANG

Trong biểu thức (8.5), cho $\omega = 0$, kết quả nhận được công thức xác định hệ số tốc độ hướng tang tại tiết diện ra của phôi khỏi khe trục:

$$\eta_y = \frac{(2+i) \cdot i / [(i+1)\cos\omega - 1] - 2}{(2+i)i / [(i+1)\cos\omega' - 1] - 2},$$

$$\text{suy ra} \quad \eta_T = \left[\frac{(2+i)}{(i+1)\cos\omega' - 1} - \frac{2}{i} \right]^{-1} \quad (8.15)$$

Nếu tính đến (8.15) biểu thức (8.5) có dạng:

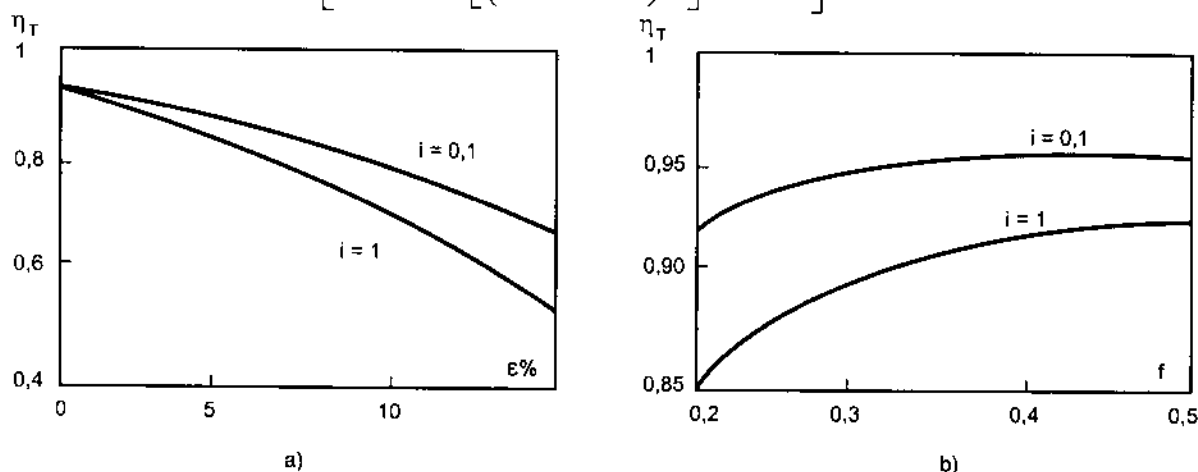
$$\eta_y = \left[\frac{i}{(i+1)\cos\omega - 1} - \frac{2}{i} \right] \cdot \eta_T$$

Sau khi thay giá trị ω_0 từ (8.10) vào phương trình (8.7) nhận được góc trung hoà là hàm của lượng ép tương đối

$$\omega' = \left(\frac{\varepsilon}{f} + \sqrt{\frac{2\varepsilon}{1+i}} \right) \frac{i}{2}.$$

Thay giá trị của ω' từ phương trình trên vào phương trình (8.15) ta có:

$$\eta_T = \left[\frac{i}{(i+1) \cos \left[\left(\frac{\varepsilon}{f} + \sqrt{\frac{2\varepsilon}{1+i}} \right) \frac{i}{2} \right] - 1} - \frac{2}{i} \right]^{-1} \quad (8.16)$$



Hình 137. Sự phụ thuộc của hệ số tốc độ tại tiết diện ra khỏi trục vào lượng ép (a) và hệ số ma sát (b).

Các đồ thị trên H.137 được dựng theo công thức (8.16). Các đồ thị cho thấy, khi tăng thành phần lượng ép tương đối và tỷ số bán kính giữa phôi với trục, hệ số tốc độ tang giảm đi. Cùng với sự tăng hệ số ma sát f , hệ số tốc độ tang cũng tăng theo. Lượng ép có ảnh hưởng mạnh hơn đối với hệ số tốc độ tang. Phụ thuộc vào lượng ép, hệ số tốc độ tang có thể thay đổi trong phạm vi rộng.

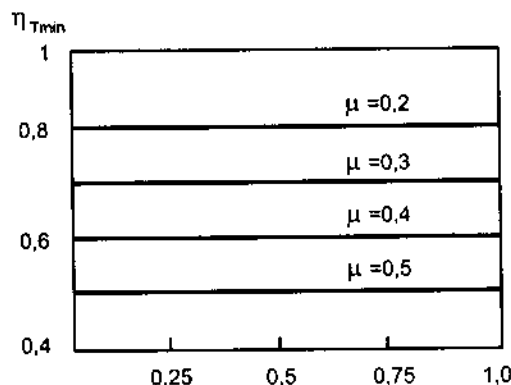
V.X.Xmirnov đã xác lập bằng thực nghiệm, rằng trong cán ngang hệ số tốc độ tang phụ thuộc vào hệ số ma sát và lượng ép thành phần. Trong đó khi giảm hệ số ma sát và tăng lượng ép thì hệ số tốc độ tang giảm đi; điều đó cũng được thể hiện trên các đồ thị của hình 131b.

Như vậy tính chất ảnh hưởng tới hệ số tốc độ tang của các thông số chính trong cán ngang có kết quả giải tích và thực nghiệm giống nhau. Nếu trong công thức (8.15) thay ω' bằng $\omega_{\max}$ từ công thức (8.8) thì nhận được công thức xác định hệ số tốc độ tang nhỏ nhất tại tiết diện ra khỏi trục.

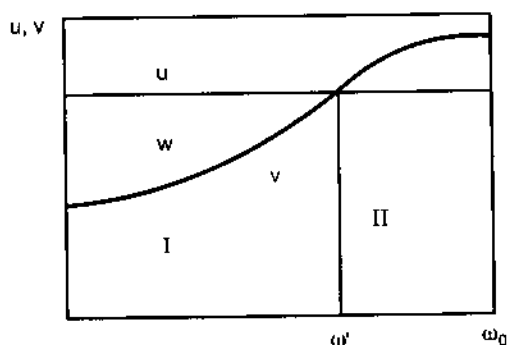
Hệ số $\eta_{T\min}$ theo công thức đã nhận được phụ thuộc vào f và tỷ số i . Trên hình vẽ 138 là đồ thị dựng theo công thức (8.17). Đồ thị này cho thấy hệ số ma sát có ảnh hưởng lớn đến $\eta_{T\min}$, với sự tăng của nó hệ số tốc độ tang giảm đi. Tính chất ảnh hưởng trên của f tới $\eta_{T\min}$ được giải thích rằng khi tăng f thì bề rộng vùng tiếp xúc tới hạn cũng tăng, kết quả là độ trượt ở tiết diện ra cũng tăng.

$$\eta_{T\min} = \left[\frac{2+i}{(i+1) \cos \left(\frac{2fi}{1+i} \right) - 1} - \frac{2}{i} \right]^{-1} \quad (8.17)$$

Từ đồ thị thấy rằng, khi $f = 0,2 - 0,4$ và $I = 0,1 - 1,0$ giá trị $\eta_{Tmin} = 0,9 - 0,63$. Kết quả cuối cùng cho biết, phụ thuộc vào điều kiện quá trình cán, sự trượt kim loại tương đối so với trục tại tiết diện ra đạt tới 10% - 37% tốc độ dài của trục. Sự đúng đắn của các kết luận về giá trị hệ số tốc độ tang cũng như là về tính chất và mức độ ảnh hưởng của các yếu tố khác nhau trong quá trình cán được khẳng định bằng những thực nghiệm của V.X.Xmimov. Khi cán ngang các mẫu phôi chì, nhôm tròn đặc hệ số η có giá trị 0,92 - 0,78 trong các điều kiện cán khác nhau. Trong đó khi tăng lượng ép và tỷ số i hệ số η_T giảm. ảnh hưởng lớn nhất đến hệ số trên là thành phần lượng ép phôi. ảnh hưởng của hệ số i không đáng kể.



Hình 138. Sự phụ thuộc của hệ số tốc độ nhỏ nhất vào tỷ số đường kính phôi/trục và hệ số ma sát.



Hình 139. So sánh tốc độ dài của trục và tốc độ phôi cán trong vùng I- trễ ; vùng II- vượt.

Trên hình 139 là sơ đồ biểu thị chênh lệch giữa tốc độ dài của trục u và tốc độ dài của phôi v theo hướng u phụ thuộc vào góc ở tâm của tiết diện cắt ngang trục. Theo sơ đồ này tốc độ trượt hướng tang w trên bề mặt tiếp xúc giữa phôi và trục ở bất kỳ điểm nào được xác định từ quan hệ

$$w = u - v. \quad (8.18)$$

Cường độ trượt trên bề mặt tiếp xúc kim loại với trục xác định bằng hệ số trượt và bằng

$$v_{\omega} = w/u, \quad (8.19)$$

v_{ω} - hệ số trượt theo hướng vuông góc với bán kính trục tại điểm bất kỳ trên mặt tiếp xúc O.

Sau khi thay giá trị w từ (8.18) vào (8.19) sẽ nhận $v_{\omega} = 1 - v/u$. Sử dụng phương trình này và biểu thức (8.1) ta có $v_{\omega} = 1 - \eta_{\omega}$. Theo (8.2) thì $\eta_{\omega} = \eta_y$. Nếu tính đến hai phương trình cuối cùng thì có thể viết

$$v_{\omega} = v_y; v_y = 1 - \eta_y, \quad (8.20)$$

Trong đó: η_y - hệ số độ trượt tang theo hướng vuông góc với bán kính phôi tại điểm O.

Đặt $\eta_y = \eta_T$ và ký hiệu hệ số trượt v_y tại tiết diện ra khỏi trục v_T , nhận được

$$v_T = 1 - \eta_T, \quad (8.21)$$

trong đó: η_T xác định từ (8.15). Như vậy ta tìm được quan hệ giữa hệ số trượt tang tại điểm bất kỳ và tại tiết diện ra của phôi.

Từ biểu thức (8.20) suy ra hệ số trượt tang tại một điểm bất kỳ trên bề mặt tiếp xúc kim loại với trục, theo hướng vuông góc với bán kính của trục và bán kính của phôi là bằng nhau.

Có ý kiến cho rằng trị số hệ số trượt chỉ phụ thuộc vào hướng của véc tơ tốc độ phôi tại điểm O, tiếp xúc với trục. Theo chứng minh trên thì điều đó không có cơ sở khoa học.

8.6. TỐC ĐỘ BIẾN DẠNG

Trong biến dạng nóng tốc độ biến dạng có ảnh hưởng rất lớn đối với trở kháng biến dạng và tính dẻo kim loại. Khi tăng tốc độ biến dạng, trở kháng thường là tăng và tính dẻo giảm. Theo kết quả thực nghiệm trong các công trình nghiên cứu, với sự tăng của tốc độ biến dạng thì trở kháng kim loại có thể tăng đến 5 hoặc 6 thậm chí đến 10 lần. Số liệu nghiên cứu thực nghiệm và kinh nghiệm sản xuất cho thấy khi tăng tốc độ biến dạng tính dẻo của một số thép hợp kim cao và hợp kim giảm mạnh đến mức khi rèn trên máy búa chúng bị phá hủy. Những thép và hợp kim như vậy thường được gia công trên máy ép có tốc độ biến dạng nhỏ hơn so với rèn trên máy búa.

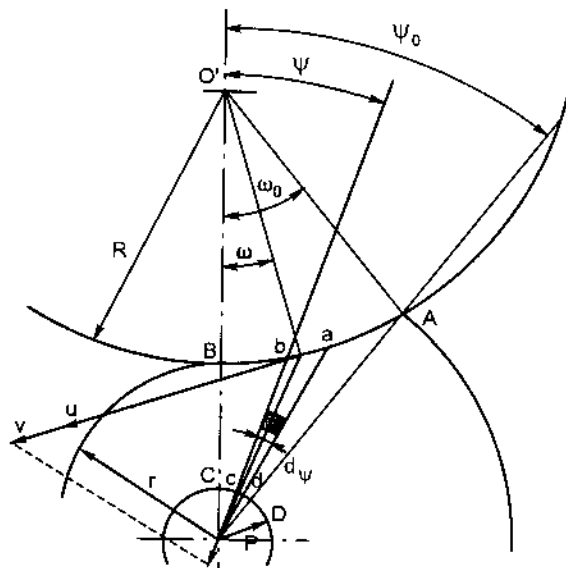
Như vậy tốc độ biến dạng trong cán nóng có ý nghĩa thực tế quan trọng. Tốc độ biến dạng thực cần phải tính đến tất cả các thành phần của tenxơ tốc độ. Trong một điểm bất kỳ của vùng biến dạng nó được thể hiện qua cường độ biến dạng.

Trong cán ngang phôi là hình tròn, vì vậy cường độ tốc độ biến dạng nên viết trong hệ toạ độ trục (r, ψ, z) :

$$H = \sqrt{\frac{2}{3} \left[\left(\dot{\epsilon}_r - \dot{\epsilon}_\psi \right)^2 + \left(\dot{\epsilon}_\psi - \dot{\epsilon}_z \right)^2 + \left(\dot{\epsilon}_z + \dot{\epsilon}_r \right)^2 + \frac{3}{2} \left(\dot{\gamma}_{rz}^2 + \dot{\gamma}_{z\psi}^2 + \dot{\gamma}_{\psi z}^2 \right) \right]} \quad (8.22)$$

trong đó: H - cường độ tốc độ biến dạng, $1/c$; $\dot{\epsilon}_r, \dot{\epsilon}_\psi, \dot{\epsilon}_z$ - tốc độ biến dạng kéo (nén), $1/c$; $\dot{\gamma}_r, \dot{\gamma}_\psi, \dot{\gamma}_z$ - tốc độ biến dạng trượt, $1/c$;

Để giải quyết bài toán ta sử dụng sơ đồ trên hình 140. Với mục đích đơn giản hoá ta giả thiết những điều kiện sau đối với bài toán đối xứng: vùng biến dạng dẻo là ABCD; phần tử đánh dấu trên hình vẽ không chuyển dịch theo hướng tang, độ ép theo hướng này xảy ra do hệ quả của chuyển dịch vào tâm của phần tử; ứng



Hình 140. Sơ đồ xác định thành phần tốc độ biến dạng hướng tâm.

suất dọc bằng 0 và tốc độ chảy kim loại theo hướng trục v_z không phụ thuộc vào bán kính điểm đã cho trên phôi hoặc đoạn từ tâm phôi đến tâm của phần tử; các đường chảy nằm trong mặt phẳng cắt ngang; tốc độ hướng tâm của dụng cụ u_r trên bề mặt kim loại với trục không phụ thuộc vào tọa độ z .

Trong những điều kiện thể hiện tính đồng nhất của kim loại như vậy và từ bài toán đối xứng điều kiện không nén được là phương trình: $\dot{\gamma}_{rz} = \dot{\gamma}_{r\psi} = \dot{\gamma}_{\psi z} = 0$; $\dot{\epsilon}_r = \dot{\epsilon}_\psi$.

Từ hai phương trình cuối cùng ta nhận được $\dot{\epsilon}_z = 2\dot{\epsilon}_r$. Sau khi thay thế, biểu thức tính H có dạng

$$H = 2\sqrt{3}\dot{\epsilon}_r, \quad (8.23)$$

Với những giả thiết đơn giản hoá như trên việc xác định cường độ biến dạng dẫn tới việc xác định tốc độ biến dạng theo hướng bán kính. Giá trị H không đổi trong mọi điểm ở mặt cắt phôi trên mặt phẳng nghiêng so với mặt tâm trục góc φ . Như vậy những giá trị này có thể diễn giải như tốc độ biến dạng tương ứng của tiết diện phôi và biểu thức (8.23) sẽ đúng cho điểm bất kỳ của vùng biến dạng của bất cứ tiết diện nào.

Xác định tốc độ biến dạng hướng kính. Tốc độ biến dạng hướng tâm của tiết diện cho trước trên phôi có thể tìm được từ biểu thức:

$$\dot{\epsilon}_r = \frac{v_r}{r_\psi - \rho_0}, \quad (8.24)$$

trong đó: v_r - thành phần của tốc độ phôi v trên bề mặt tiếp xúc ở tiết diện ψ , m/s; r_ψ - bán kính phôi tại tiết diện đó, m; ρ_0 - bán kính trục chuốt ống, m.

Theo sơ đồ đang xét ta có:

$$v_r = v \sin(\omega + \psi),$$

$$R \sin \omega = r_\psi \sin \psi,$$

$$R \cos \omega + r_\omega \cos \psi = R + r.$$

Giải hệ ba phương trình này và chú ý biểu thức (8.1) và (8.2) $v = \eta_y u$, ta có:

$$v_r = v \cdot \sin(\omega + \psi),$$

hoặc:

$$v_r = \eta_y \cdot u \cdot (1+i) \sin \psi, \\ r_\psi = \left[(1+i) \cos \psi - \sqrt{1 - (1+i)^2 \sin^2 \psi} \right] \cdot R. \quad (8.25)$$

Sau khi thay từ (8.25) vào (8.24) trước tiên v_r , sau đó r_ψ tương ứng nhận được:

$$\dot{\epsilon}_r = \frac{(1+i) \eta_y \cdot u \cdot \sin \psi}{(r_\psi - \rho_0)}, \quad (8.26)$$

$$\varepsilon_r = \frac{(1+i)\eta_y \sin \psi}{\left[(1+i) \cos \psi - \sqrt{1 - (1+i)^2 \sin^2 \psi} \right] - \rho_0 / R} \cdot \frac{u}{R} \quad (8.27)$$

Đối với phôi tròn đặc trong công thức (8.27) cần đặt $\rho_0 = 0$, khi đó

$$\varepsilon_r = \frac{(1+i)\eta_y \sin \psi}{\left[(1+i) \cos \psi - \sqrt{1 - (1+i)^2 \sin^2 \psi} \right]} \cdot \frac{u}{R} \quad (8.28)$$

Những biểu thức nhận được để xác định tốc độ biến dạng hướng tâm trong tiết diện bất kỳ rộng cũng như đặc. Trong các công thức đó biến thay đổi là góc ψ , thay đổi từ ψ_0 tại tiết diện vào trục đến 0 tại tiết diện ra.

Phân tích công thức (8.27) và (8.28) cho thấy tốc độ biến dạng hướng tâm là âm, thay đổi theo giá trị tuyệt đối từ cực đại ở tiết diện phôi vào đến 0 ở tiết diện phôi ra. Khi tăng tốc độ dài u của trục khi giảm bán kính phôi r và khi tăng bán kính của trục chuốt ρ_0 thì giá trị tuyệt đối của tốc độ biến dạng hướng tâm tăng.

Khi xác định ứng suất chảy hoặc trở kháng biến dạng trong quá trình cán cần biết cường độ trung bình của tốc độ biến dạng trên toàn bộ vùng biến dạng. Cường độ trung bình đó có thể tính từ biểu thức

$$H_c = \frac{1}{V_0} \int_V H \cdot dV, \quad (8.29)$$

trong đó: H_c - giá trị trung bình của cường độ tốc độ biến dạng, trong thể tích vùng biến dạng, $1/c$; V_0 - thể tích vùng biến dạng, m^3 ; dV - phần tử thể tích vùng biến dạng, m^3 .

Thay thế trị số H từ biểu thức (8.23) ta có:

$$H_c = \frac{2\sqrt{3}}{V_0} \int_V \varepsilon \cdot dV, \quad (8.30)$$

hoặc
$$H_c = 2\sqrt{3} \varepsilon_{rc},$$

$$\varepsilon_{rc} = \frac{1}{V_0} \int_V \varepsilon_r \cdot dV, \quad (8.31)$$

trong đó: ε_{rc} - trị số trung bình của tốc độ biến dạng hướng tâm trên thể tích vùng biến dạng, $1/s$.

Như vậy xác định H_c dẫn tới việc tìm tốc độ biến dạng trung bình hướng tâm trên thể tích vùng biến dạng.

Qua đây liên hệ tới tốc độ biến dạng trung bình, ví dụ theo chiều cao trong cán dọc, vấn đề này đã được nhiều tác giả khác nhau nghiên cứu đầy đủ với những cơ sở ban đầu khác nhau. Ví dụ N.N.Krendlin đề xuất tốc độ biến dạng trung bình được tính từ biểu thức:

$$\varepsilon_c = \frac{1}{\alpha} \int_0^\alpha \varepsilon_\alpha d\alpha,$$

trong đó: ε_α - tốc độ biến dạng trung bình theo chiều cao tại tiết diện được xác định bằng góc α , 1/s.

Theo biểu thức này thì tốc độ biến dạng trung bình được xác định như giá trị trung bình của nó dọc theo cung tiếp xúc.

Trong tài liệu của A.A.Xelicov tốc độ biến dạng được xác định như giá trị trung bình của nó không dọc theo cung tiếp xúc mà theo độ dài vùng biến dạng (chương 1), nghĩa là

$$\varepsilon_c = \frac{1}{l} \int_0^l \varepsilon_z dx$$

trong đó: ε_z - tốc độ biến dạng theo chiều cao vùng biến dạng tại tiết diện x, 1/s.

Như vậy khi xác định tốc độ biến dạng trung bình trong cán ngang đã xuất phát từ cơ sở khác nhau về nguyên tắc. Tuy vậy không có cơ sở nào được chứng minh đầy đủ.

Tác giả P.K.Teterin đề xuất tốc độ trung bình xác định như giá trị trung bình của nó trên thể tích vùng biến dạng, và điều đó hoàn toàn phù hợp với những luận cứ lý thuyết dẻo và điều đó cũng thoả mãn biểu thức (8.31).

Tương ứng với sơ đồ 140 thể tích phân tố hình quạt trên chiều dài vùng biến dạng bằng 1, được xác định từ biểu thức:

$$dV = (r_\psi^2 - \rho_0^2)/2d\psi. \quad (8.32)$$

Sau khi thay thế ε_{rc} và dV ta có:

$$\varepsilon_{rc} = \frac{(1+i)u}{2V_0} \int_0^{\psi_0} (r_\psi + \rho_0) \eta_y \sin \psi d\psi, \quad (8.33)$$

trong đó: ψ_0 - góc ôm của phôi tương ứng góc ăn của trục.

Lấy $\eta_y = 1$ biểu thức (8.33) có dạng:

$$\varepsilon_{rc} = \frac{(1+i)Ru}{2V_0} \int_0^{\psi_0} \left[(1+i) \cos \psi - \sqrt{1 - (1+i)^2 \sin^2 \psi} + \rho_0 R \right] \sin \psi d\psi.$$

Tích phân biểu thức trên và đặt $(1+i) \cos \psi_0 = A$ và $\sqrt{1 - (1+i)^2 \sin^2 \psi_0} = B$, ta có

$$\varepsilon_{rc} = \frac{Ru}{4V_0} \left[(1+i)^2 \sin^2 \psi + AB + (2+i)i \ln \frac{2+i}{A+B} + \frac{2(1+i-A)\rho_0}{R-(1+i)} \right]. \quad (8.34)$$

Để xác định lời giải cuối cùng cần phải tìm thể tích biến dạng V_0 . Thể tích biến dạng V_0 có chiều dài bằng đơn vị tương đương với diện tích của hình quạt ABCD. Từ các quan hệ hình học, có thể tính:

$$V_0 = \frac{R^2}{2} \left\{ (1+i)(A-B)\sin\psi_0 - \arcsin[(A-B)\sin\psi_0] - \psi_0 \rho_0^2 R^2 \right\}. \quad (8.35)$$

Kết hợp với biểu thức (8.35), phương trình (8.34) có dạng

$$\epsilon_{rc} = \frac{u}{2R} \cdot \frac{(1+i)^2 \sin^2 \psi + AB + (2+i)i \ln[(2+i)/(A+B)] + 2(1+i-A)\rho_0/R - (1+i)}{(1+i)(A-B)\sin\psi_0 - \arcsin[(A-B)\sin\psi_0] - \psi_0 \rho_0^2 / R^2}. \quad (8.36)$$

Nếu trong phương trình (8.36), cho $\rho_0 = 0$ sẽ nhận được công thức tính cho phôi đặc:

$$\epsilon_{rc} = \frac{u}{2R} \cdot \frac{(1+i)^2 \sin^2 \psi + AB + (2+i)i \ln[(2+i)/(A+B)] - (1+i)}{(1+i)(A-B)\sin\psi_0 - \arcsin[(A-B)\sin\psi_0]}. \quad (8.37)$$

Công thức trên cho phép tính tốc độ biến dạng hướng tâm, và như vậy có thể tính cường độ biến dạng khi cán phôi rỗng căn cứ vào phương trình (8.36) hoặc phôi đặc từ phương trình (8.37).

Chương 9

ĐỘNG LỰC HỌC QUÁ TRÌNH CÁN NGANG

9.1. PHƯƠNG PHÁP XÁC ĐỊNH ỨNG SUẤT TRÊN BỀ MẶT TIẾP XÚC GIỮA KIM LOẠI VÀ TRỤC CÁN

Sau đây, ứng suất pháp trên mặt tiếp xúc được xác định cho trường hợp cán ngang phôi tròn đặc. Khi đó, kích thước mặt tiếp xúc so với kích thước bao vùng biến dạng là rất nhỏ. Chính vì vậy trong cán ngang, với phôi tròn đặc thì ứng suất pháp trên bề mặt tiếp xúc phụ thuộc chủ yếu vào ảnh hưởng vùng cứng ngoài và thực tế hầu như không phụ thuộc vào lực ma sát ngoài. Chính vì vậy dưới đây sẽ trình bày lời giải chỉ tính ảnh hưởng của vùng cứng bên ngoài.

Nếu cung tiếp xúc kim loại với trục cán được thay bằng đường thẳng và xét quá trình cán ngang như là kết quả tổng hợp của các quá trình ép phôi tròn đơn giản với góc quay rất nhỏ, thì khi xác định ứng suất pháp bề mặt có thể xuất phát từ sơ đồ ép ngang hình trụ bằng các tấm khuôn phẳng song song.

Những bài toán dạng này trong cách đặt vấn đề tương tự được giải một phần bằng phương pháp đường trượt trong các công trình của A.I.Xelicov, V.M.Lugovxcovơ, E.M.Tretiacov và A.D.Tomlenov. Lời giải đầy đủ hơn liên quan đến bài toán này sẽ được trình bày sau đây khi ứng dụng một trong các phương pháp hiện đại của lý thuyết dẻo, đó là phương pháp tốc độ gián đoạn. Phương pháp này của lý thuyết dẻo cho độ chính xác không thua kém phương pháp đường trượt. Thêm vào đó ưu điểm là đơn giản hơn, và như vậy khả năng giải bài toán một cách đầy đủ hơn, và cuối cùng cho nghiệm chính xác của các bài toán phức tạp như bài toán đang xét.

Bản chất của phương pháp tốc độ gián đoạn, được V.Dzonson và X.Kydo xây dựng cho trường hợp biến dạng phẳng, cụ thể như sau. Vùng biến dạng, giống như phương pháp đường trượt được chia ra làm hai: vùng dẻo và cứng. Trong vùng dẻo trường các đường trượt, bao gồm các đoạn thẳng và cong được thay thế bằng các trường động khả dĩ chỉ bao gồm các đường thẳng, trong đó vùng dẻo được chia thành từng khối cứng nhỏ, thường là hình tam giác nêm. Các khối cứng trượt theo các cạnh và theo biên với vùng cứng. Như vậy trường các đường trượt được thay thế bằng trường các đoạn thẳng tạo thành các tam giác. Dọc theo biên các khối, tốc độ chuyển dịch bị gián đoạn còn ứng suất tiếp có giá trị cực đại, đạt tới giới hạn k , bằng trở kháng trượt thuần túy.

Trường các đường gián đoạn tốc độ theo phương pháp này về mặt động học chỉ cần phải thỏa mãn điều kiện liên tục và điều kiện biên của chuyển dịch hoặc tốc độ. Điều kiện tĩnh hoặc điều kiện cân bằng và điều kiện biên của ứng suất thì thường không được

thoả mãn. Như vậy ứng suất tiếp xúc tính theo phương pháp này lớn hơn (sự đánh giá hơn hoặc phương pháp trị trên) giá trị thực của chúng.

Để tránh sự khác biệt lớn giữa đánh giá hơn và giá trị thực của chúng cần chọn trường các đường gián đoạn tốc độ khả dĩ không khác nhiều so với trường các đường trượt. Cùng với điều đó trường các đường tốc độ đã chọn cần phải cho phép xác định công suất nội lực dễ dàng. Giá trị ứng suất tiếp xúc nhận được từ phương pháp này trội hơn giá trị thực của chúng thường không quá 10% nên hoàn toàn có thể chấp nhận được. Nếu như trường các đường gián đoạn tốc độ được chọn sao cho số lượng các khối đủ lớn với vị trí định hướng khác nhau, đồng thời sử dụng nguyên lý cực trị của lý thuyết dẻo thì có thể nhận được sai số tối thiểu của phương pháp, nghĩa là nhận được kết quả chính xác hơn.

Để giải bài toán đã đặt ra, trong những trường hợp như vậy, cần phải có những điều kiện đơn giản hoá như sau:

- 1) Biến dạng thể tích được thay thế bằng biến dạng phẳng;
- 2) Dụng cụ, trong trường hợp này là trục cán có độ cứng tuyệt đối;
- 3) Kim loại gia công là đồng chất và có tính đẳng hướng, cứng tuyệt đối ở trạng thái đàn hồi và dẻo lý tưởng nghĩa là không biến cứng trong trạng thái dẻo;
- 4) Không có vùng chuyển tiếp giữa vùng đàn hồi và vùng dẻo;
- 5) Tốc độ biến dạng không ảnh hưởng tới trở kháng biến dạng.

Với những điều kiện đơn giản trên, lời giải bài toán đặt ra trước tiên dẫn đến việc chọn số lượng nhất định các tam giác cứng, được phân chia bởi những đường gián đoạn các tốc độ tiếp tuyến. Điều đó nghĩa là biến dạng xảy ra do các tam giác trượt trên các mặt biên giữa chúng với nhau và giữa chúng với vùng cứng. Tốc độ trượt tương đối giữa các tam giác và tam giác với vùng cứng được xác định bằng cách dựng tốc độ.

Phương pháp nghiệm gián đoạn xây dựng dựa trên cơ sở cân bằng công suất nội lực và ngoại lực, vì vậy phương pháp này khác so với phương pháp đường trượt (cũng cho kết quả cao hơn) và gọi là phương pháp năng lượng.

Trong quá trình chôn ngang phôi tròn đặc kim loại có thể chuyển dịch đồng thời theo hướng ngang và dọc phôi, nghĩa là quá trình này xảy ra trong điều kiện biến dạng thể tích. Thế nhưng bài toán xác định ứng suất bề mặt trong điều kiện biến dạng thể tích là đặc biệt khó. Cho đến nay ứng suất tiếp xúc khi chôn ngang hoặc cán được xác định trong điều kiện biến dạng phẳng, khi đó không có sự chảy kim loại theo hướng trục phôi.

Thông số hình học quan trọng nhất của vùng biến dạng khi cán ngang, có ảnh hưởng đến trạng thái ứng suất-biến dạng của kim loại và ứng suất bề mặt là tỷ số bề rộng vùng biến dạng b và chiều dày phôi h . Ký hiệu tỷ số này là

$$m = \frac{b}{h}. \quad (9.1)$$

Trong tính toán lực cán, khái niệm hệ số trạng thái ứng suất hay được sử dụng. Hệ số trạng thái ứng suất, trong trường hợp này tính đến ảnh hưởng vùng ngoài tới ứng suất pháp bề mặt được biểu thị bằng tỷ số

$$n_{\sigma} = \frac{p}{2k}, \quad (9.2)$$

trong đó: n_{σ} - hệ số trạng thái ứng suất;

p - ứng suất trung bình trên mặt tiếp xúc;

k - hằng số dẻo của kim loại hoặc trở kháng trượt.

Khi ép ngang phôi tròn đặc ở trạng thái dẻo bằng các mặt tấm song song, cần phân biệt hai trường hợp. Trường hợp thứ nhất, khi giá trị m không lớn, vùng biến dạng dẻo hay vùng dẻo không thấm đến tâm phôi. Trường hợp thứ hai, khi giá trị m lớn, vùng dẻo thấm tới tâm phôi, lan khắp chiều dày h . Ta xét cả hai trường hợp.

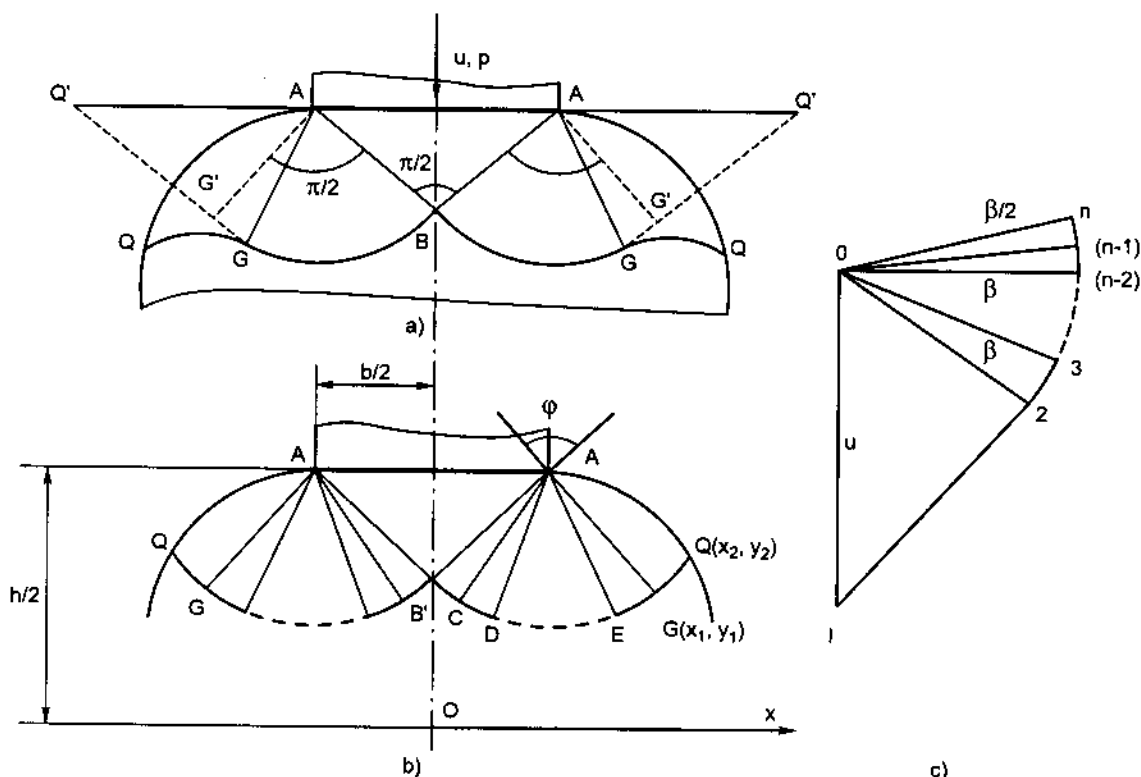
9.2. ỨNG SUẤT BỀ MẶT TRONG TRƯỜNG HỢP VÙNG DÈO KHÔNG THẤM QUA TÂM PHÔI

Trong trường hợp này bài toán xác định ứng suất pháp tiếp xúc đến nay chưa được giải một cách đầy đủ. Trên hình 141a là sơ đồ ép hình trụ giữa hai tấm phẳng song song và đã dựng các đường trượt từ giả thiết rằng vùng dẻo AQBGQA không thấm đến tâm và lực ma sát không có trên bề mặt AA.

Xuất phát từ trường các đường trượt đã cho và sử dụng phương pháp nghiệm gián đoạn, trên hình 141b dựng trường động khả dĩ các đường gián đoạn tốc độ, còn trên hình 141c là tốc độ tương ứng với sơ đồ này. Vì vùng biến dạng đối xứng tại $x=0$ nên chỉ thể hiện một nửa phần tốc độ. Đường gấp khúc QBGQ là đường biên giữa vùng dẻo AQBGQA và vùng cứng O. Trường các đường gián đoạn tốc độ gồm các khối tam giác: ABA có mặt tiếp xúc AA ký hiệu là 1; khối AGQ có mặt cong AQ là mặt tự do của phôi; vùng ABG chia thành $n-2$ khối tam giác cân bằng nhau ABC, ACD, ..., AEG, ký hiệu là 2,..., $n-1$.

Cạnh AB của khối tam giác cứng ABA nghiêng so với mặt đối xứng $x=0$ và mặt tiếp xúc AA một góc 45° . Các điểm B, C, D, ..., E và G nằm trên cung tròn tâm A và bán kính AB. Góc β của các tam giác ABC, ACD, ..., AEG ở đỉnh A đều bằng nhau. Đường GQ gián đoạn tốc độ thoát ra ngoài mặt tự do của phôi giống như đường trượt (hình 141a), tạo thành góc vuông với cung AG. Các khối 1, 2, 3, ..., n di động, vùng O bất động. Khối 1 chuyển động cùng với dụng cụ theo chiều thẳng đứng.

Khi dựng tốc độ, từ một điểm bất kỳ 0 đặt đoạn 01 bằng và cùng hướng với tốc độ u của dụng cụ. Từ điểm 0 và 1 kẻ các đường 02 và 12 cắt nhau tại điểm 2 song song với các cạnh BC và AB là các đường gián đoạn tốc độ giữa khối 1 và vùng bất động 0 và khối 1. Từ điểm 0 và 2 kẻ các đường thẳng 03, 23 cắt nhau tại 3 song song với các đường CD và AC gián đoạn tốc độ giữa khối 3 và khối 2 và vùng 0... Cuối cùng từ điểm 0 và $(n-1)$ kẻ các đường thẳng 0 n , $(n-1)n$ cắt nhau tại n song song với các đường GQ và AG gián đoạn tốc độ giữa các khối n với $(n-1)$ và vùng cứng 0.



Hình 141. Sơ đồ xác định ứng suất trên bề mặt tiếp xúc khi ép phôi hình trụ giữa hai mặt phẳng:
a- trường các đường trượt (theo Prant); b- trường động khả dĩ các đường gián đoạn tốc độ; c- tốc độ

Các đoạn thẳng trên tốc độ 02, 03...0(n-1) và 12,23...(n-2)(n-1), (n-1)n, là tốc độ gián đoạn tương ứng theo các cạnh BC, CD, ...EG, GQ và AB, AC, ...AE và AG. Công suất của ngoại lực N' , tác dụng lên phôi phải bằng công suất nội lực N'' sinh ra trên các bề mặt trượt giữa các khối cứng của vùng dẻo và cả giữa các khối này với vùng bất động O:

$$N' = N'' \quad (9.3)$$

Công suất ngoại lực trên chiều dài đơn vị của phôi bằng

$$N' = pbu, \quad (9.4)$$

trong đó: p - ứng suất pháp trung bình trên bề mặt kim loại với dụng cụ, Pa; b - chiều rộng mặt tiếp xúc; u - tốc độ chuyển dịch thẳng đứng của dụng cụ, m/s.

Công suất nội lực trên chiều dài đơn vị của phôi xác định từ biểu thức

$$N'' = 2k \{ [u_{12} + (n-3)u_{23} + u_{(n-1)n}]AB + (n-2).BC.u_{02} + qu_{0n} \}. \quad (9.5)$$

trong đó: k - trở kháng biến dạng trượt của kim loại, Pa;

u_{12} - tốc độ gián đoạn theo đường AB hoặc giữa khối 1 và khối 2, m/s;

u_{23} - tốc độ gián đoạn theo đường AC, AD, ..., AE hoặc giữa khối 2 và 3, 3 và 4, ..., (n-2) và (n-1), m/s;

$u_{(n-1)n}$ - tốc độ gián đoạn theo đường AG giữa các khối (n-1) và n, m/s;

u_{02} - tốc độ gián đoạn theo đường BC, CD, ..., EG hoặc giữa vùng bất động 0 và các khối 2,3,..., (n-1), m/s;

u_{0n} - tốc độ gián đoạn theo đường QG hoặc giữa vùng bất động 0 và khối
n, m/s;

AB - độ dài đường gián đoạn tốc độ AB, AC, ..., AG, m;

BC - độ dài đường gián đoạn tốc độ BC, CD, ..., EG, m;

q = GD độ dài đường gián đoạn GQ, m;

$(n-2)$ - số lượng khối hình tam giác phân chia vùng dẻo ABG.

Thế phương trình (9.4) và (9.5) vào (9.3) ta nhận được:

$$p/2k = \{ u_{12} + (n-3)u_{23} + u_{(n-1)n} \} AB + (n-2).BC.u_{02} qu_{01} / bu. \quad (9.6)$$

Từ sơ đồ 141b và c suy ra:

$$u_{02} = \frac{\sqrt{2}.u}{2 \cos(\beta/2)};$$

$$u_{23} = \sqrt{2}u.tg(\beta/2);$$

$$u_{12} = \sqrt{2}.u[1 + tg(\beta/2)]2;$$

$$u_{(n-1)n} = \sqrt{2}.u.tg(\beta/2)/2;$$

$$u_{0n} = \frac{\sqrt{2}.u}{2}; AB = \sqrt{2}b/2; BC = \sqrt{2}.b.\sin(\beta/2).$$

Thế các giá trị trên vào phương trình (9.6) ta có:

$$p/2k = 1/2 + 2(n-2)tg(\beta/2) + \sqrt{2}.q/2b \quad (9.7)$$

trong đó: β - góc của các tam giác tạo bởi các cạnh AB và AC, AC và AD, ... , AE và AG.

Số lượng các khối tam giác $(n-2)$ của vùng ABG, góc β của các tam giác trong vùng ABG và góc φ , tạo bởi hai đường biên AB và AG có liên quan với nhau như sau:

$$n-2 = \varphi/\beta. \quad (9.8)$$

Thay giá trị $(n-2)$ vào số hạng thứ hai của phương trình (9.7) sẽ có

$$2(n-2)tg(\beta/2) = \varphi \frac{tg(\beta/2)}{\beta/2}. \quad (9.9)$$

Số lượng các khối tam giác cứng $(n-2)$ có thể thay đổi từ 1 đến lớn vô cùng, tương ứng với điều đó góc β có thể thay đổi từ φ đến nhỏ vô cùng. Số n càng lớn và góc β càng nhỏ thì giá trị hệ số trạng thái ứng suất $p/2k$ càng tiến tới giá trị thực của nó; chính vì vậy ta cho $n \rightarrow \infty$ và $\beta \rightarrow 0$. Nếu thay $\beta = 0$ vào (9.9) thì có biểu thức không xác định. Để làm sáng tỏ điều không xác định này ta lấy đạo hàm của tử và mẫu theo β của biểu thức (9.9). Khi đó:

$$2(n-2)tg(\beta/2) = \varphi / \cos^2(\beta/2)_{\beta \rightarrow 0} = \varphi. \quad (9.10)$$

Theo sơ đồ $q = \sqrt{(x_2 - x_1)^2 + (y_2 - y_1)^2}$, trong đó (x_1, y_1) và (x_2, y_2) - toạ độ của điểm G và Q. Sau khi xác định toạ độ (x_1, y_1) và (x_2, y_2) và ký hiệu $\sin\varphi + \cos\varphi = A$, $\sin\varphi - \cos\varphi = B$, ta nhận được:

$$q/b = \frac{\sqrt{2(1+m^2) - [A - (2+B)m]^2} - (Am + B)}{2\sqrt{2}m} \quad (9.11)$$

trong đó: m - thông số hình học vùng biến dạng được xác định từ (9.1).

Thay từ phương trình (9.10) và (9.11) vào (9.7) và chú ý phương trình (9.2) ta tìm được

$$n_\sigma = \frac{1}{2} + \varphi + \frac{\sqrt{2(1+m^2) - [A - (2+B)m]^2} - (Am + B)}{4m}. \quad (9.12)$$

Trong biểu thức này góc φ là biến hoặc tham số biến đổi của hàm $n_\sigma = f(\varphi)$. Xuất phát từ nguyên lý năng lượng tiêu hao tối thiểu tìm được những giá trị của góc φ , trong đó hệ số trạng thái ứng suất n sẽ là nhỏ nhất. Lời giải bài toán dẫn tới việc xác định cực trị hàm $n_\sigma = f(\varphi)$ tại điểm cực tiểu. Muốn vậy lấy đạo hàm n_σ theo φ và cho bằng 0.

$$(Am + B)[A - (2 + B)m] - [A - (4 + B)m] \cdot \sqrt{2(1+m^2) - [A - (2+B)m]^2} = 0 \quad (9.13)$$

Đạo hàm bậc nhất bằng 0 không chỉ tại cực tiểu mà còn cực đại và điểm uốn. Điều kiện cực trị là cực tiểu ngoài phương trình trên còn phải thoả mãn

$$n'' > 0, \quad (9.14)$$

trong đó: n_σ'' là đạo hàm bậc hai của hàm n_σ theo góc φ .

Trước tiên tìm hệ số trạng thái ứng suất n khi $m=0$. Theo (9.1) $m=0$ có thể khi $b=0$ hoặc $h \rightarrow \infty$ (hay $r \rightarrow \infty$). Trường hợp thứ nhất $b=0$ tương ứng thời điểm ép hình trụ ban đầu. Trong trường hợp thứ hai khi bán kính r tiến tới vô cùng thì ta có nửa mặt phẳng.

Khi thay $m=0$ thì số hạng cuối cùng của phương trình (9.12) không xác định và để làm rõ ý nghĩa ta lấy đạo hàm theo m cả tử và mẫu số hạng này. Biểu thức (9.12) khi $m=0$ sẽ có dạng

$$n_\sigma = 1/2 + \varphi + A/2B. \quad (9.15)$$

Đạo hàm bậc nhất và bậc hai của biểu thức trên theo φ sẽ bằng:

$$n'_\sigma = \frac{1}{2} \left(1 - \frac{A^2}{B^2} \right); \quad n''_\sigma = \frac{2A}{B^3}. \quad (9.16)$$

Cho n_σ' bằng không nhận được $\cos\varphi=0$. Phương trình này thoả mãn nghiệm $\varphi=\pi/2$. Khi thay vào (9.16) $\varphi = \varphi_1 = \pi/2$ nhận được $n'_\sigma = 0$; $n''_\sigma = 2 > 0$. Những giá trị này thoả mãn (9.13) và (9.14), nghĩa là khi $m = 0$ và $\varphi = \pi/2$ hàm n_σ xác định từ (9.12) hoặc (9.15) có cực tiểu. Thay $\varphi=\pi/2$ vào (9.15) tìm được

$$n_\sigma = 1 + \pi/2. \quad (9.17)$$

Công thức trên như đã biết do L.Prantl đưa ra trước sau đó là P.Khil, dùng cho trường hợp khuôn phẳng nén xuống nửa mặt phẳng. Cả hai tác giả khi đưa ra công thức (9.17) đã sử dụng phương pháp đường trượt, nhưng xuất phát từ các trường đường trượt khác nhau.

Trong trường hợp này công thức (9.17), chính xác đối với sơ đồ biến dạng môi trường cứng dẻo, đưa ra với sự sử dụng phương pháp nghiệm gián đoạn và nguyên lý cực trị. Công thức nhận được như trường hợp riêng của bài toán phức tạp.

Tất cả những điều trên chứng tỏ những khả năng to lớn của phương pháp này, là phương pháp đơn giản, có độ tin cậy cao và có thể sử dụng rộng rãi.

Bằng phương pháp giải tích đã tìm được giá trị nhỏ nhất n_{σ} khi $m = 0$, giá trị n_{σ} khi $m > 0$ tìm được bằng phương pháp số. Khi đó trước tiên từ phương trình (9.13) nhờ máy tính có thể tính được với những giá trị m và φ khác nhau thỏa mãn điều kiện (9.14). Sau đó theo các giá trị của m và những giá trị tìm được của φ từ phương trình (9.12) xác định hệ số n_{σ} . Kết quả tính toán nhận được những giá trị sau:

m	0	0,05	0,1	0,15	0,2
φ , rad	1,570	1,443	1,319	1,195	1,075
φ^0	90	82,7	75,6	68,5	61,6
n_{σ}	2,571	2,483	2,411	2,354	2,310

Quy luật biến đổi n_{σ} như bảng trên với độ chính xác cao có thể biểu thị bằng công thức

$$n_{\sigma} = 2,571 - 1,91m + 3,1m^2. \quad (9.18)$$

Sử dụng công thức (9.18) có giới hạn trên khi $m=0$ và giới hạn dưới khi vùng dẻo thấm thấu tới tâm phôi khi bị ép.

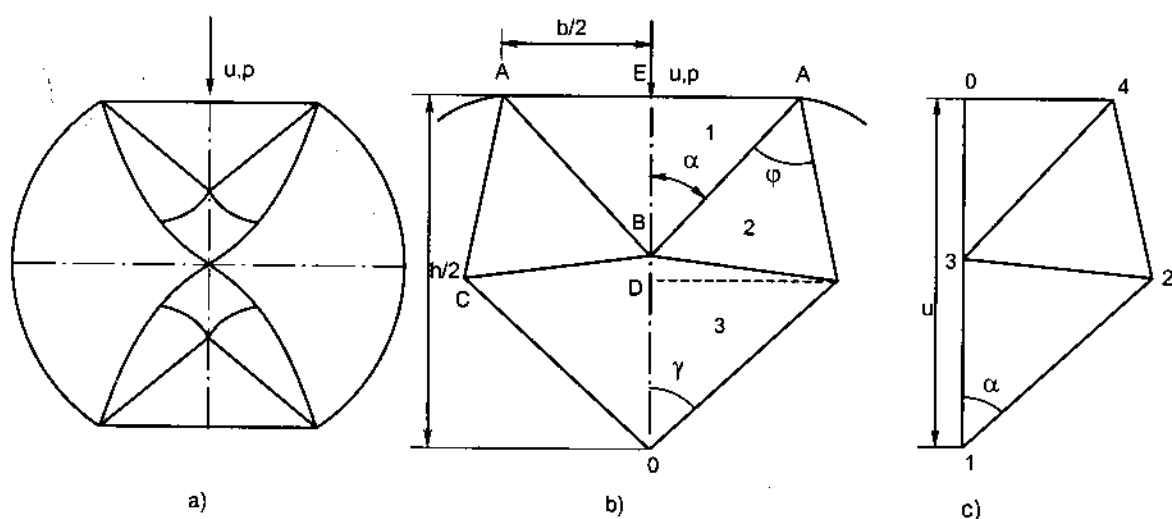
Cho đến nay hệ số trạng thái ứng suất n_{σ} , khi m thay đổi từ 0 tới 0,12, vẫn chấp nhận là giá trị không đổi và tính theo công thức L. Prandlin (9.17). Công thức (9.18) chứng tỏ hệ số đó không thay đổi. Khi m tăng từ 0 tới 0,12 và hơn nữa thì n_{σ} giảm đáng kể. Công thức (9.18) chỉ cho kết quả đúng với công thức L.Prandlin khi $m = 0$. Khi $m=0,12$ từ công thức (9.18) nhận được $n_{\sigma} = 2,387$. Giá trị 2,571 theo công thức (9.17) lớn hơn giá trị 2,387 là 7,71%. Như vậy sai số giữa hai phương pháp tính toán hệ số n_{σ} là 7,71%.

Khi đưa ra công thức (9.17) L.Prandlin sử dụng trường các đường trượt thể hiện trên hình 11, a bằng các đường đậm AB, BG và các đường gián đoạn AG', GG'Q'. Theo trường này, đường trượt đi ra khỏi điểm B của mặt phẳng đối xứng đến mặt phẳng tự do AQ', quay đi một góc 90^0 . Trong trường hợp đang xét mặt tự do là mặt trụ AQ. Ở đây đường trượt ra khỏi điểm B thoát ra ngoài mặt tự do và quay đi một góc φ , nhỏ hơn 90^0 . Như kết quả tính toán ở trên cho thấy góc quay của đường gián đoạn tốc độ, khi m thay đổi từ 0 đến 0,2, sẽ giảm từ 90^0 đến $61,6^0$. Điều này giải thích rằng ứng suất giảm khi m tăng.

9.3. ỨNG SUẤT BỀ MẶT KHI VÙNG BIẾN DẠNG ĐỀU THẨM QUA TÂM PHÔI

Để giải quyết bài toán này ta xét hình 142, trên đó là trường các đường trượt (hình 142a), trường các đường gián đoạn tốc độ (hình 142b) và tốc độ (hình 142c), được dựng cho phần phía bên phải trường các đường gián đoạn đối xứng qua với mặt phẳng thẳng đứng OE của vùng biến dạng.

Trường các đường gián đoạn tốc độ của vùng dẻo ACOCA gồm khối tam giác cứng ABA, có biên là mặt tiếp xúc $\dot{A}$ và ký hiệu là số 1; các khối tam giác ABC, ký hiệu là số 2, và tứ giác BCOC, ký hiệu là số 3. Khối 1 là tam giác cân cạnh AB tạo với trục đứng góc α bất kỳ. Khối 2 cũng là tam giác cân $AB = AC$ và góc ở giữa là φ bất kỳ. Đỉnh O khối hình nêm nằm ở tâm phôi. Góc α và φ là các góc điều chỉnh hoặc biến đổi; vùng 4 - vùng cứng tiếp cận vùng dẻo.



Hình 142. Sơ đồ xác định ứng suất trên mặt tiếp xúc khi vùng dẻo không thấm qua tâm:
a) trường các đường trượt; b) sơ đồ phân khối; c) biểu đồ tốc độ (tốc độ).

Khi xây dựng tốc độ, từ một điểm bất kỳ o đặt vec tơ 01 , bằng tốc độ chuyển dịch của dụng cụ u về hướng cũng như về trị số. Véc tơ $0-3$ tiếp nhận bằng véc tơ chuyển động của khối hình nêm BCOC. Từ điểm 1 và 3 kẻ hai đường thẳng cắt nhau tại điểm 2 song song với đường gián đoạn tốc độ AB và BC giữa khối 1 và 2 với khối 2 và 3. Từ điểm o và 3 vẽ các đường cắt nhau tại 4 theo phương nằm ngang, song song với tốc độ chuyển dịch của khối 4 và đường 3-4 song song với OC gián đoạn tốc độ giữa các khối BCOC và khối 4. Đường thẳng 2-4 song song với AC gián đoạn tốc độ giữa khối 2 và khối 4. Vị trí điểm 3 chọn sao cho đường thẳng 2-4 song song với AC. Các đoạn 12, 23, 24 và 34 trên tốc độ là tốc độ gián đoạn tương ứng theo các đường AB, BC, AC và OC.

Công suất của ngoại lực N' trên đơn vị chiều dài phôi được xác định bằng công thức (9.4). Công suất nội lực N'' trên đơn vị chiều dài xác định theo sơ đồ 12b, c, từ phương trình:

$$N'' = 2k[AB.u_{12} + AC.u_{24} + BC.u_{23} + OC.u_{24}], \quad (9.19)$$

trong đó: u_{12} - tốc độ gián đoạn theo đường AB hoặc giữa khối 1 và 2, m/s; u_{24} - cũng vậy, theo đường AC hoặc giữa khối 2 và khối 4, m/s; u_{23} - cũng vậy theo đường BC hoặc giữa khối 2 và 3, m/s; u_{34} - cũng vậy, theo đường OC hoặc giữa khối 3 và 4, m/s; AB - độ dài đường gián đoạn tốc độ AB, m; AC - độ dài đường gián đoạn tốc độ AC, m; BC - cũng vậy theo BC, m; OC - theo OC, m.

Thế biểu thức (9.4) và (9.19) vào các phương trình (9.3) và sử dụng (9.2) nhận được

$$n_{\sigma} = \frac{(\overline{AB}.u_{12} + \overline{AC}.u_{24} + \overline{BC}.u_{23} + \overline{OC}.u_{34})}{b.u} \quad (9.20)$$

Từ sơ đồ hình vẽ 135.b và c ta có

$$u_{12} = \frac{\sin(\gamma + \varphi - \alpha) \cos(\alpha - \varphi/2)}{\sin \alpha \cos \gamma \cos(\varphi/2)} u_{03};$$

$$u_{12} = \frac{\cos(\alpha - \varphi/2)}{\cos(\varphi/2)} (u - u_{03});$$

$$u_{24} = \frac{\cos(\alpha - \gamma - \varphi/2)}{\cos \gamma \cos(\varphi/2)} u_{03};$$

$$u_{23} = \frac{\sin(\gamma + \varphi - \alpha)}{\cos \gamma \cos(\varphi/2)} u_{03}$$

$$u_{34} = \frac{u_{03}}{\cos \gamma};$$

$$\overline{AB} = \overline{AC} = b/2 \sin \alpha;$$

$$\overline{BC} = b \sin(\varphi/2) / \sin \alpha;$$

$$\begin{aligned} \overline{OC} &= \sqrt{\overline{OD}^2 + \overline{DC}^2} = \frac{b}{2} \sqrt{\left[\frac{1}{m} - \frac{\cos(\alpha - \varphi)}{\sin \alpha} \right]^2 + \left[1 - \frac{\sin(\alpha - \varphi)}{\sin \alpha} \right]^2} \\ &= \frac{b}{2m \sin \alpha} \sqrt{m^2 + (1 + m^2) \sin^2 \alpha - 2m[m \sin(\alpha - \varphi) + \cos(\alpha - \varphi)] \sin \alpha} \\ \cos \gamma &= \frac{\overline{OD}}{\overline{OC}} = \frac{\sin \alpha - m \cos(\alpha - \varphi)}{\sqrt{m^2 + (1 + m^2) \sin^2 \alpha - 2m[m \sin(\alpha - \varphi) + \cos(\alpha - \varphi)] \sin \alpha}} \end{aligned}$$

Cho vế phải của hai biểu thức thứ nhất đối với u_{12} bằng nhau ta nhận được:

$$u_{03} = u \sin \alpha \cos \gamma / [\sin \alpha \cos \gamma - \sin(\alpha - \varphi - \gamma)].$$

Sau khi thay vào biểu thức u_{12} , u_{24} , u_{23} và u_{34} giá trị u_{03} , sau khi loại khỏi biểu thức góc γ , thế vào (9.20) những biểu thức cần thiết tương ứng ta có

$$n_{\sigma} = [\sin \alpha / m + 2mC + D \tan(\varphi/2) + E - GQ] / 2C. \quad (9.21)$$

ở đây: C, D, E, G và Q - các đại lượng không kích thước và bằng:

$$C = \sin \alpha - \sin(\alpha - \varphi); D = \sin \alpha - m \cos \alpha;$$

$$E = \cos \alpha - 2 \cos(\alpha - \varphi); G = \operatorname{ctg} \alpha + 3 \operatorname{tg} \varphi / 2;$$

$$Q = \sin(\alpha - \varphi) - m \cos(\alpha - \varphi).$$

Như vậy xác định được biểu thức cho hệ số ứng suất n_{σ} là hàm phụ thuộc vào các thông số điều khiển α và φ và tham số không điều khiển m . Các tham số α và φ gọi là hiệu chỉnh, thay đổi chúng có thể tìm được n_{σ} nhỏ nhất gọi là định trị trên của ứng suất tiếp xúc với m bất kỳ cho trước. Lời giải tiếp theo là tìm cực trị hàm $n_{\sigma} = f(\alpha, \varphi)$ tại điểm cực tiểu với những giá trị m khác nhau. Để tìm cực trị phải lấy đạo hàm riêng của hàm n_{σ} theo α và φ và cho chúng bằng 0.

$$\frac{\partial n_{\sigma}}{\partial \alpha} = 0; \quad \frac{\partial n_{\sigma}}{\partial \varphi} = 0. \quad (9.22)$$

Từ hệ phương trình (9.22) xác định nghiệm là các góc α và φ . Để các nghiệm này thoả mãn điều kiện cực trị tại điểm cực tiểu của hàm n_{σ} cần thiết phải có điều kiện

$$d^2 n_{\sigma} = \frac{\partial^2 n_{\sigma}}{\partial \alpha \partial \varphi} d\alpha d\varphi > 0, \quad (9.23)$$

trong đó: $d^2 n_{\sigma}$ - vi phân bậc hai của hàm n_{σ} .

Tương ứng với các biểu thức (9.21) và (9.22) ta có

$$CF_{\alpha}' - FC_{\alpha}' = 0; \quad CF_{\varphi}' - FC_{\varphi}' = 0' \quad (9.24)$$

trong đó: F - mẫu số của biểu thức (9.21); F_{α}' và F_{φ}' - đạo hàm của F theo α và φ ; C_{α}' và C_{φ}' đạo hàm của C theo α và φ . Từ (9.21) tìm được:

$$F_{\alpha}' = \cos \alpha / m + Q / \sin^2 \alpha + (m \sin \alpha + \cos \alpha) \operatorname{tg}(\varphi / 2) + [2 \sin \alpha - \varphi] - \sin \alpha] + \\ + 2m[\cos \alpha - \cos(\alpha - \varphi)] - [m \sin(\alpha - \varphi) + \cos(\alpha - \varphi)]G;$$

$$F_{\varphi}' = [D - (5 + 2 \cos \varphi) / Q] / (1 + \cos \varphi) - [m \sin(\alpha - \varphi) - \cos(\alpha - \varphi)]G;$$

$$C_{\alpha}' = \cos \alpha - \cos(\alpha - \varphi); \quad C_{\varphi}' = \cos(\alpha - \varphi).$$

Ta nhận được hệ hai phương trình (9.24) với hai ẩn số α và φ . Sau khi tìm được nghiệm α và φ trên máy tính từ phương trình (9.24), thoả mãn điều kiện (9.23) và thay các nghiệm đó vào (9.21) tìm được hệ số n_{σ} . Kết quả tính toán như sau:

m	0,15	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	1
α , rad	0,408	0,462	0,548	0,616	0,654	0,696	0,740	0,785
α^0	23,4	26,5	31,4	35,3	37,5	39,9	42,2	45
φ , rad	0,868	0,597	0,548	0,358	0,281	0,199	0,150	0
φ^0	39,3	34,2	26,2	20,5	16,1	11,4	8,6	0
n_{σ}	2,496	2,095	1,632	1,376	1,220	1,122	1,061	1

Kết quả tính toán sẽ đúng với độ chính xác cao nếu ta thay thế bằng đa thức Loran:

$$n_{\sigma} = 18,8m + 2,35/m - 10,6m^2 - 0,142/m^2 - 9,43. \quad (9.25)$$

Phạm vi sử dụng giới hạn dưới của biểu thức được xác định bằng giá trị $m=1$. Giới hạn trên được xác định khi biến dạng dẻo thấm thấu tới tâm hay nói cách khác là thời điểm chuyển đổi trường các đường trượt từ sơ đồ 141b sang sơ đồ 142b. Chính vì vậy để tìm giới hạn trên của công thức (9.25) ta cho hai biểu thức (9.18) và (9.25) bằng nhau

$$18,8m + 2,35/m - 10,6m^2 - 0,142/m^2 - 9,43 = 2,571 - 1,91m + 3,1m^2.$$

Nghiệm của phương trình là

$$m = 0,173 \approx 0,17.$$

Như vậy công thức (9.18) sử dụng khi $0,17 \geq m \geq 0$, công thức (9.25) khi $1 \geq m \geq 0,17$.

Trên hình 143 là đường cong thay đổi hệ số trạng thái ứng suất n_{σ} phụ thuộc vào thông số hình học vùng biến dạng m , trong đó đoạn AB dựng theo công thức (9.18), đoạn BCD - công thức (9.25).

Giá trị tìm được m chứng tỏ vùng biến dạng do tác dụng của ngoại lực thấm tới tâm phôi khi $m=0,17$ chứ không phải 0,12 như trước đây đã chấp nhận.

Ngoài ra, trong số những công thức đã thu được khi giải bài toán này, chính xác hơn cả là của A.I.Xelicov, V.M.Lugovxcơ, E.M.Tretiacov

$$n_{\sigma} = 1,25m + 1,25\ln(1/m) - 0,25. \quad (9.26)$$

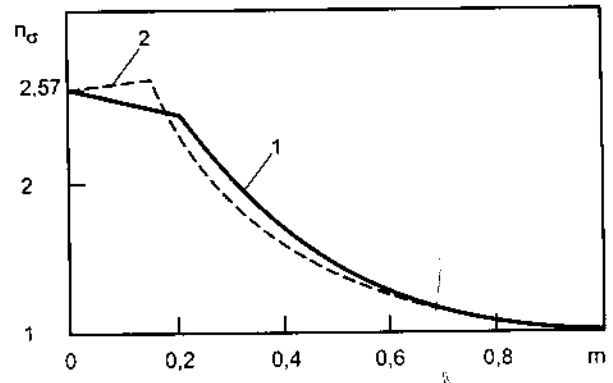
Trên hình 143 là sự so sánh bằng đồ thị giữa công thức vừa thu được với công thức (9.18) và (9.26). Sai số lớn nhất giữa hai công thức là 7,71%.

Lời giải trên có thể dùng để xác định ứng suất tiếp xúc trên bề mặt kim loại với dụng cụ có giá trị như nhau khi cán ngang trên máy hai trục cũng như khi rèn phôi tròn bằng hai mặt đe phẳng.

9.4. ỨNG SUẤT TRÊN BỀ MẶT TIẾP XÚC KHI CÁN TRÊN MÁY BA TRỤC

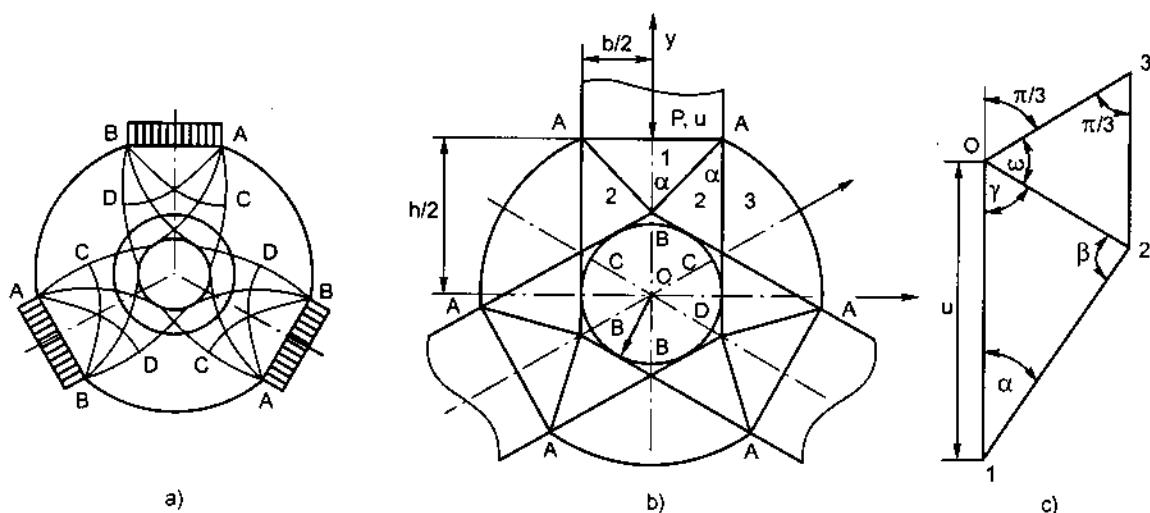
Để xác định ứng suất pháp tiếp xúc trong cán ngang ta xét sơ đồ ép dẻo ngang phôi tròn đặc bằng ba mặt khuôn phẳng. Khuôn được bố trí cách đều nhau trên độ dài đường tròn phôi. Kết quả cũng đúng cho trường hợp rèn trên đe chữ V có góc là 60° .

Ở đây cũng giống như trường hợp ép phôi giữa hai tấm phẳng, có hai trường hợp khác nhau. Trong trường hợp thứ nhất tương ứng với giá trị không lớn của thông số $m = b/h$,



Hình 143. Đường cong thay đổi hệ số trạng thái ứng suất phụ thuộc vào thông số hình học m :
1- công thức: 9.18 và 9.25; 2- công thức 9.17 và 9.26.

vùng dẻo tập trung xung quanh mặt tiếp xúc kim loại với dụng cụ. Trong trường hợp thứ hai khi m lớn vùng dẻo thấm thấu qua phôi.



Hình 144. Xác định ứng suất pháp trên mặt tiếp xúc khi ép phôi hình trụ bằng ba mặt khuôn trong trường hợp vùng dẻo thấm qua tâm phôi: a) trường các đường trượt; b) trường động học khả dĩ các đường gián đoạn tốc độ; c) tốc độ.

Trong trường hợp thứ nhất sẽ đúng như trường các đường trượt, trường động học khả dĩ các đường gián đoạn tốc độ, và tốc độ như trên hình vẽ 141. Như vậy công thức tính ứng suất pháp tiếp xúc (9.18) cũng đúng cho trường hợp này.

Đối với trường hợp thứ hai, ta sử dụng trường các đường trượt được V.Dgiônxon đề xuất (h.144a). Xuất phát từ trường các đường trượt trên hình 144b dựng trường động học khả dĩ các đường gián đoạn tốc độ, và trên hình 144c là trường tốc độ. Do tính đối xứng của vùng biến dạng mà trên tốc độ chỉ thể hiện tốc độ của một phần bên phải khuôn trên.

Từ hình 144a cũng như hình 144b thì trong cán ngang trên máy ba trục, phần tâm phôi là phần cứng, còn biến dạng dẻo không thấm tới tâm mà chỉ tiếp cận xung quanh phần lõi. Trường các đường gián đoạn tốc độ có liên quan đến mặt khuôn trên gồm khối tam giác đều cứng ABA, ký hiệu là 1 và hai khối tam giác bằng nhau ABC, ký hiệu là 2.

Vùng lõi cứng ở trung tâm phôi là đa giác đều 6 cạnh BCBCBC bất động được ký hiệu là 0. Bán kính đường tròn nội tiếp của đa giác 6 cạnh là $\rho = b/2$. Vùng cứng ngoài ACA ký hiệu số 3, bị đẩy ra theo phương đường phân giác của góc ACA, đỉnh C khi phôi bị ép dẻo giữa các khuôn. Góc α tại đỉnh A và B của tam giác ABE và ABC là hàm của b và h , có thể thay đổi từ 0 tới $\pi/2$.

Khi dựng tốc độ từ điểm bất kỳ 0 đặt véc tơ 01 bằng về hướng và giá trị tốc độ u của dụng cụ, từ điểm 0 và 1 dẫn tới điểm cắt 2 các đường thẳng song song với BC và AC gián đoạn tốc độ giữa khối 2 với vùng cứng bất động 0 và giữa các khối 1 và 2. Sau đó từ điểm 0 và 2 đến điểm cắt 3 kẻ các đường thẳng 03 và 23 , đường thứ nhất song song với chuyển dịch của vùng ngoài 3, đường thứ hai song song với đường AC gián đoạn tốc độ giữa khối 2 và vùng 3.

Đoạn 02, 12 và 23 trên tốc độ là tốc độ gián đoạn theo các đường BC, AB và AC. Công suất ngoại lực được xác định bằng công thức (9.4) cân phải bằng công suất nội lực. Xuất phát từ điều đó có thể viết:

$$p_{bu} = 2k(ABu_{12} + BCu_{02} + ACu_{23}), \quad (9.27)$$

trong đó: AB - độ dài đường gián đoạn tốc độ theo AB; BC - cũng vậy, theo BC, m; AC - cũng vậy, theo AC, m; u_{12} - tốc độ gián đoạn theo đường AB giữa khối 1 và 2, m/s; u_{02} - theo đường BC giữa vùng lõi bất động 0 và khối 2, m/s; u_{23} - theo đường AC giữa khối 2 và vùng ngoài 3, m/s.

Từ hình 144b ta tìm được

$$\begin{aligned} AB &= b/2 \sin \alpha; \quad \overline{BC} = \frac{b/2}{\sin 60^\circ} = \frac{b}{\sqrt{3}}; \\ \overline{AC} &= \frac{h}{2} - \frac{b}{2} \tan 30^\circ = \frac{h}{2} - \frac{b}{2} \cdot \frac{\sqrt{3}}{3} = \frac{h}{2} \left(1 - \frac{\sqrt{3}}{3} \cdot m \right). \end{aligned}$$

Theo hình 144c

$$u_{02}/\sin \alpha = u_{12}/\sin \gamma = u/\sin \beta; \quad u_{23}/\sin \omega = u_{02}/\sin 60^\circ,$$

từ đó

$$u_{02} = (\sin \alpha / \sin \beta) u; \quad u_{12} = (\sin \gamma / \sin \beta) u; \quad u_{23} = (2 \sin \omega / \sqrt{3}) u_{02}.$$

Từ hình 144b và 144c suy ra

$$\gamma = \pi/3, \quad \omega = \pi/3; \quad \beta = \pi - (\alpha + \gamma).$$

Chính vì vậy:

$$\sin \gamma = \sin \omega = \frac{\sqrt{3}}{2}; \quad \sin \beta = \frac{1}{2} (\sin \alpha + \sqrt{3} \cos \alpha).$$

Thứ tự sau đó:

$$u_{02} = \frac{2 \sin \alpha}{\sin \alpha + \sqrt{3} \cos \alpha} u;$$

$$u_{12} = \frac{\sqrt{3}}{\sin \alpha + \sqrt{3} \cos \alpha} u;$$

$$u_{23} = \frac{2 \sin \alpha}{\sin \alpha + \sqrt{3} \cos \alpha} u.$$

Thay thế các giá trị $\overline{AB}$, $\overline{BC}$, $\overline{AC}$, u_{02} , u_{12} và u_{23} vào công thức (9.27) ta có

$$\frac{p}{2k} = \frac{1}{\sin \alpha + \sqrt{3} \cos \alpha} \left[\frac{\sqrt{3}}{2 \sin \alpha} + \left(\frac{1}{m} + \frac{\sqrt{3}}{2} \right) \sin \alpha \right]. \quad (9.27')$$

Theo hình 144b:

$$\tan \alpha = \frac{b/2}{h/2 - \overline{OB}} = \frac{b}{h - 2\overline{OB}}. \quad \text{Vì } \overline{OB} = \overline{BC} = b/\sqrt{3},$$

nên

$$\operatorname{tg} \alpha = \frac{\sqrt{3}b}{\sqrt{3}h - 2b} = \frac{3b}{3h - 2\sqrt{3}b} = \frac{3m}{3 - 2\sqrt{3}m},$$

từ đây suy ra:

$$\sin \alpha = \frac{3m}{\sqrt{(3m)^2 + (3 - 2\sqrt{3}m)^2}};$$

$$\cos \alpha = \frac{3 - 2\sqrt{3}m}{\sqrt{(3m)^2 + (3 - 2\sqrt{3}m)^2}}.$$

Sau khi thế các giá trị của $\sin \alpha$ và $\cos \alpha$ vào công thức (9.27') và biến đổi ta có:

$$n_{\sigma} = \frac{p}{2k} = \frac{(\sqrt{3} - m)^2 + 8m^2}{2(3 - \sqrt{3}m)m}. \quad (9.28)$$

Nhận được công thức tính ứng suất tiếp xúc bề mặt trong trường hợp vùng dẻo thấm toàn bộ phôi, khi phôi bị ép bằng ba mặt khuôn phẳng.

Cho các phân về phải của phương trình (9.18) và (9.28) bằng nhau, ta nhận được $m = 0,225$, nếu thay trong biểu thức $\sin \alpha$ góc $\alpha = \pi/2$, nhận được

$$m = \frac{\sqrt{3}}{2} = 0,866.$$

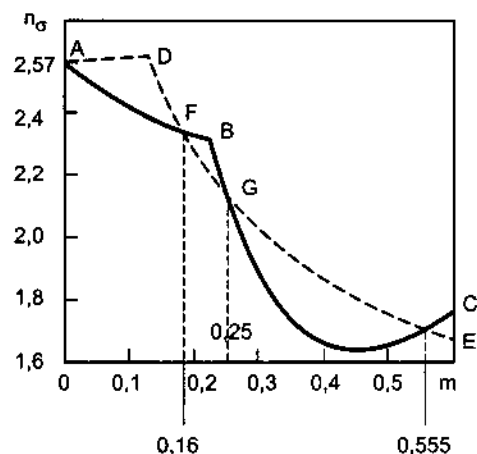
Nghĩa là thông số m trong công thức (9.28) có thể thay đổi trong giới hạn từ 0,225 đến $\sqrt{3}/2$.

Trên hình vẽ thể hiện đường cong ABC, đặc trưng cho sự thay đổi hệ số trạng thái ứng suất $n_{\sigma} = p/2k$ là hàm của tham số m khi cán ngang trên máy cán ba trục. Đoạn AB của đường cong tính theo công thức (9.18), còn đoạn BC - công thức (9.28).

Bằng phương pháp đường trượt, sử dụng trường trên hình 144a đã thiết lập công thức tính cho máy cán nghiêng ba trục (A.I.Xelicov, V.M.Lugovxki, E.M.Tretiacov)

$$n_{\sigma} = \frac{\eta\sqrt{3} + 2}{\eta\sqrt{3}} \left(1,08 \ln \frac{2}{\eta\sqrt{3} + 2} - 0,02 \right). \quad (9.29)$$

Trong công thức này $\eta = 1/m$. Giá trị n_{σ} tính theo công thức (9.29) này đã được tính và dựng đồ thị DE trên hình 145. Phần trên của đường cong tại điểm D xác định theo công thức L.Prandlin.



Hình 145. Đường cong thay đổi hệ số trạng thái ứng suất phụ thuộc vào thông số $m=b/h$ khi cán ngang trên máy cán 3 trục: ABC-tính theo công thức (9.18) và (9.28); ADE - công thức (9.17) và (9.29).

Thấy rõ từ các đồ thị trên hình 145, đường cong DE tính theo công thức (9.29) cắt đường AB tính theo công thức (9.18) tại điểm F, và đường BC tính theo công thức (9.28) tại điểm G và J. Trên đoạn AF và GJ khi m thay đổi từ 0 đến 0,18 và từ 0,25 đến 0,555 công thức mới (9.18) và (9.28) cho kết quả chính xác hơn công thức (9.29). Khi đó sai lệch của hệ số n_{σ} khi $m=0,18$ và $m=0,4$ là 8 và 12%.

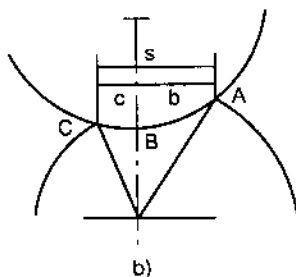
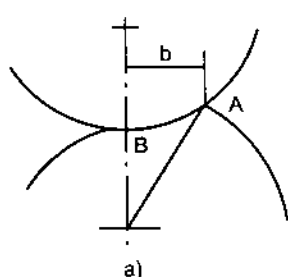
Công thức (9.29) chỉ chính xác hơn trong khoảng thay đổi của m từ 0,18 đến 0,25 và khi $m>0,555$. Trong đó trị số n_{σ} có sai lệch lớn nhất trong khoảng thay đổi trên của m , cụ thể khi $m=0,23$, không quá 5%. Trong cán ngang thông số $m=0,555$ tương ứng với lượng ép thành phần là $\varepsilon = 0,505$. Trị số ε không thể lớn bằng 0,505, nghĩa là đồ thị khi $m>0,555$ không có giá trị thực tế. Như vậy phương pháp tính hệ số trạng thái ứng suất mới cho cán ngang trên máy ba trục có độ chính xác cao hơn.

9.5. CHIỀU DÀI CUNG TIẾP XÚC GIỮA KIM LOẠI VỚI TRỤC CÁN

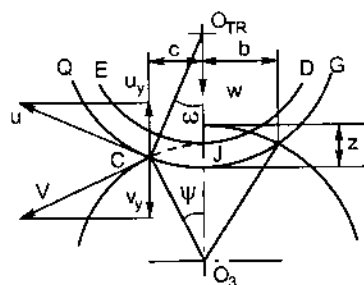
Để xác định lực tác dụng lên trục cần thiết phải biết diện tích mặt tiếp xúc với kim loại. Trong cán ngang việc xác định mặt tiếp xúc kim loại với trục dẫn tới việc tìm cung hoặc bề rộng tiếp xúc của phôi với trục. Vấn đề này đã được xem xét kỹ trong công trình của A.I. Xelicov. Cần nhấn mạnh rằng những công thức đưa ra để xác định mặt tiếp xúc cho đến nay vẫn chưa tính hết đặc điểm của cán ngang. Chính vì vậy giá trị bề rộng vùng tiếp xúc tính được thường khác với thực tế và có chiều hướng nhỏ hơn. Trong một số nghiên cứu đã có những ý đồ đưa vào sự hiệu chỉnh, nhưng không thể đánh giá đó là sự thành đạt bởi vì chúng không được chứng minh về mặt lý thuyết.

Trong quá trình cán ngang trục cán trong mặt phẳng tâm của chúng liên tục tiến gần nhau. Như vậy các bề mặt của chúng cũng tiến gần nhau. Kết quả là kim loại ra khỏi trục không phải tại mặt tâm của chúng như hình 146a, mà tại mặt dịch về phía trước một khoảng c như hình vẽ 146b. Trục tiếp xúc với kim loại theo cung ABC, bề rộng của mặt tiếp xúc có thể tính bằng giá trị:

$$s = b + c. \quad (9.30)$$



Hình 146. Sơ đồ cung tiếp xúc giữa kim loại và trục cán:
a- trường hợp khe hở trục không đổi; b- khe hở trục giảm dần



Hình 147. Sơ đồ xác định chiều dài cung tiếp xúc khi khoảng cách khe hở trục giảm dần

Để xác định giá trị của c , ta xét sơ đồ trên hình 140, trong đó có hai vị trí của trục DE và GQ, liên tục dịch chuyển về phía tâm phôi. Ta ký hiệu thời gian dịch chuyển từ vị trí DE đến vị trí GQ qua $\Delta\tau$ và giả thiết vào thời điểm khi trục ở vị trí DE phôi ra khỏi khe trục tại điểm I nằm trên mặt phẳng tâm trục. Nếu như trục sau thời gian $\Delta\tau$ vẫn ở vị

trí DE thì điểm I trên mặt phôi sau khoảng thời gian đó chuyển dịch tới điểm C theo cung IC bán kính r tâm trùng với tâm phôi. Nhưng trục sau khoảng thời gian Δt chuyển xuống vị trí GQ và kim loại tách ra khỏi trục vào thời điểm thành phần tốc độ thẳng đứng của phôi và trục tại điểm C bằng nhau về trị số và có phương ngược nhau.

Xuất phát từ đó có thể tìm được điểm kim loại tách ra khỏi trục và chiều rộng mặt tiếp xúc từ phía phôi ra. Theo sơ đồ điểm C và trị số c xác định từ quan hệ

$$v_y = w - u_y, \quad (9.31)$$

Trong đó: v_y - thành phần tốc độ dài của phôi theo phương thẳng đứng, m/s; u_y - thành phần tốc độ dài u của trục theo phương thẳng đứng, m/s; w - tốc độ chuyển dịch của trục, m/s;

Cũng theo sơ đồ này:

$$v_y = v \sin \varphi,$$

$$u_y = u \sin \omega,$$

$$\sin \varphi = c/r,$$

$$\sin \omega = c/R.$$

Từ đây $v_y = cv/r$; $u_y = cu/R$. Nếu ký hiệu thời gian một nửa vòng quay là τ thì tốc độ w được xác định từ tỷ lệ $w = z/\tau$. Thời gian τ có thể tìm được từ phương trình $\pi r = v\tau$. Nghĩa là $w = vz/\pi r$.

Sau khi thay những giá trị đã tìm được v_y , u_y và w vào (9.31) ta có $c = vz/\pi(v + iu)$. Tốc độ dài của phôi và trục tại điểm C có thể chấp nhận bằng nhau $v \approx u$. Khi đó:

$$c \approx z/\pi(1+i). \quad (9.32)$$

Quan hệ nhận được để xác định bề rộng vùng tiếp xúc phía ra của phôi khỏi khe trục. Bề rộng vùng tiếp xúc của phôi với trục phía tiết diện vào có thể tính được bằng công thức (8.9). Thế biểu thức (9.9) và (9.32) vào (9.30) ta có công thức tính chiều rộng tổng cộng của vùng tiếp xúc phôi với trục

$$s = \sqrt{\frac{2rz}{(1+i)}} + \frac{z}{\pi(1+i)}. \quad (9.33)$$

Cần thiết lập định lượng bề rộng của vùng tiếp xúc phía phôi ra so với phía vào. Ký hiệu phần đó là Δ có thể viết $\Delta = c/b$. Sau khi thay vào đây giá trị của c từ (9.32) và b từ (8.9) tìm được

$$\Delta = 1/\pi\sqrt{(\epsilon/2)(1+I)}.$$

Thay thế trong biểu thức giá trị thành phần lượng ép tương đối ϵ bằng giá trị cực đại của nó được tính bằng công thức (8.12) ta có

$$\Delta = \mu/\pi(1+i).$$

Trị số Δ lớn hơn khi hệ số ma sát ngoài μ là lớn nhất và tỷ số đường kính nhỏ nhất i . Trên cơ sở những số liệu thực tế có thể chấp nhận $\mu_{\max} = 0,4$ và $i_{\min} = 0,1$, khi đó $\Delta_{\max} = 11,6\%$.

Như vậy bề rộng c so với b có thể đạt tới 12%. Rõ ràng chiều rộng vùng tiếp xúc s tính theo công thức (9.33) sẽ hơn chiều rộng b một lượng như vậy. Thực tế cho thấy chiều rộng đo được lớn hơn nhiều so với 12%.

Sự sai lệch này được giải thích bằng đặc điểm riêng của quá trình chảy kim loại phụ thuộc vào điều kiện cán. Trong cán ngang và cán nghiêng kim loại chảy theo hai hướng: dọc trục và ngang phôi. Tuy vậy khi lập công thức xác định b ta chỉ giả thiết kim loại chảy dọc theo trục.

Đặc tính chảy kim loại như vậy chỉ xảy ra khi cán trên trục phẳng các đĩa mỏng. Khi cán ngang các phôi có chiều dài hơn đường kính nhiều thì chỉ có một phần kim loại được chảy theo chiều dọc. Phần khác kim loại chảy theo phương ngang và làm cho phôi bị méo ôvan hoặc nở ra.

Khi tăng số lượng bán vòng quay của phôi trị số thành phần lượng ép trên thực tế càng tăng dần so với lý thuyết. Kết quả chiều rộng vùng tiếp xúc giữa phôi và trục trên thực tế cũng tăng.

Có thể giả thiết khi kim loại hoàn toàn chỉ chảy theo hướng tang. Điều đó có thể xảy ra trong cán các phôi dài, khi đó lực ma sát dọc trục sẽ cản kim loại chảy theo chiều trục. Ở vùng giữa chiều dài phôi cách xa mặt mút một khoảng cách nhất định thì hoàn toàn không có chảy dọc trục, tiết diện cắt ngang phôi trong vùng này cũng không đổi mặc dù các trục vẫn tiến gần nhau. Trong vùng này đường kính phôi cũng không đổi.

Rõ ràng trong trường hợp này lượng ép thành phần thực tại thời điểm bất kỳ trên thực tế bằng tổng các lượng ép.

$$Z_n = nz, \quad (9.34)$$

trong đó: n - số bán vòng quay của phôi; Z_n - lượng ép thành phần sau n bán vòng quay, m ; z - lượng ép thành phần lý thuyết của một bán vòng quay, m .

Ta xét trường hợp chung khi kim loại chảy theo cả hai hướng ngang và dọc trục. Ký hiệu phần kim loại tương đối chuyển dịch theo hướng dọc trục là q_0 . Phần còn lại chuyển dịch theo hướng tang p_T .

Trị số q_0 và q_T quan hệ với nhau theo phương trình:

$$q_0 + q_T = 1, \quad (9.35)$$

trong đó: q_T - hệ số chuyển dịch ngang hoặc hướng tang của kim loại; q_0 - hệ số dịch chuyển dọc. Phụ thuộc vào điều kiện cán hệ số q_0 và q_T có thể thay đổi từ 0 đến 1.

Ta đưa vào khái niệm trị số thành phần lượng ép lý thuyết và trị số thực tế. Trị số thành phần lượng ép lý thuyết được hiểu là lượng ép z khi kim loại chỉ chảy theo chiều dọc phôi. Trị số lượng ép thực tất nhiên là lượng ép được xác định từ điều kiện kim loại chảy theo cả hai hướng ngang và dọc trục.

Ký hiệu thành phần lượng ép lý thuyết sau chu kỳ cán thứ nhất, hai, ba... (bán vòng quay trong trường hợp cán trên máy hai trục, một phần ba vòng quay khi cán trên máy ba trục) là $z_1, z_2, z_3 \dots z_n$. Lượng ép thành phần thực ký hiệu là $Z_1, Z_2, Z_3 \dots Z_n$. Với mục đích

đơn giản hoá hoàn toàn có thể cho rằng trong điều kiện cho trước hệ số p_0 và q_T từ chu kỳ này qua chu kỳ khác là không đổi. Lượng ép thành phần thực sau chu kỳ thứ nhất bằng $Z_1 = z_1$, sau chu kỳ thứ hai $Z_2 = Z_1 q_T + z_2 = z_1 q_T + z_2$; sau chu kỳ ba $Z_3 = Z_2 q_T + z_3 = Z_1 q_T^2 + z_3$; sau n chu kỳ $Z_n = Z_{n-1} q_T + z_n = z_1 q_T^{n-1} + z_2 q_T^{n-2} + \dots + z_{n-1} \cdot q_T + z_n$.

Biểu thức cuối cùng có thể viết dưới dạng

$$Z_n = \sum_{k=1}^{k=n} z_k q_T^{n-k}. \quad (9.36)$$

Nếu tính đến phương trình (9.35) thì biểu thức có dạng

$$Z_n = \sum_{k=1}^{k=n} z_k (1 - q_0)^{n-k}. \quad (9.37)$$

Chấp nhận trong quá trình cán kim loại chỉ dịch chuyển theo hướng dọc trục và thay thế trong biểu thức trị số $q_0 = 1$, tìm được

$$Z_n = \sum_{k=1}^{k=n} z_k (1 - q_0)^{n-k} = z_1 (1 - q_0)^{n-1} + z_2 (1 - q_0)^{n-2} + \dots + z_{n-1} (1 - q_0) + z_n.$$

Trong trường hợp này trị số thành phần lượng ép thực bằng trị số lý thuyết của nó. Từ khởi xướng trên thiết lập công thức (9.1) để xác định bề rộng vùng tiếp xúc. Nếu chấp nhận kim loại chỉ chảy theo hướng tang, và chính vì vậy trong công thức (9.37) $q_0 = 0$, có thể nhận được

$$\begin{aligned} Z_n &= \sum_{k=1}^{k=n} z_k (1 - q_0)^{n-k} = z_1 (1 - q_0)^{n-1} + z_2 (1 - q_0)^{n-2} + \dots + z_{n-1} (1 - q_0) + z_n \\ &= z_1 + z_2 + z_3 + \dots + z_n = \sum_1^n z_n. \end{aligned} \quad (9.38)$$

Trong trường hợp này khi kim loại chỉ chuyển dịch theo hướng tang trị số thành phần lượng ép thực sau n lần cán bằng tổng tất cả các lượng ép lý thuyết. Theo cách trình bày ở trên các công thức (8.9) và (9.33) có thể viết như sau

$$b_n = \sqrt{\frac{2rZ_n}{1+i}}; \quad s_n = \sqrt{\frac{2rZ_n}{1+i}} + \frac{z}{\pi(1+i)}. \quad (9.39)$$

Trong biểu thức (9.39) trị số Z_n xác định theo công thức (9.37). Những công thức vừa nhận được áp dụng cho vùng biến dạng đối với máy hai và ba trục. Tuy nhiên đối với máy ba trục chu kỳ biến dạng không phải là nửa vòng mà là một phần ba vòng quay.

9.6. LỰC CÁN VÀ MÔMEN CÁN NGANG

Lực toàn phần tác dụng lên trục cán là tổng hợp các lực pháp tuyến và lực ma sát, xác định từ phương trình

$$Q = pl_n, \quad (9.40)$$

trong đó: Q - tổng hợp lực pháp tuyến và lực ma sát trên một đơn vị chiều dài vùng biến dạng (N); p - ứng suất pháp tiếp xúc, (Pa); l_n - hình chiếu cung tiếp xúc trên đường vuông góc với hướng tác dụng của lực tổng hợp Q , (m).

Mômen cán xác định bằng mômen quay trên cổ trục như sau

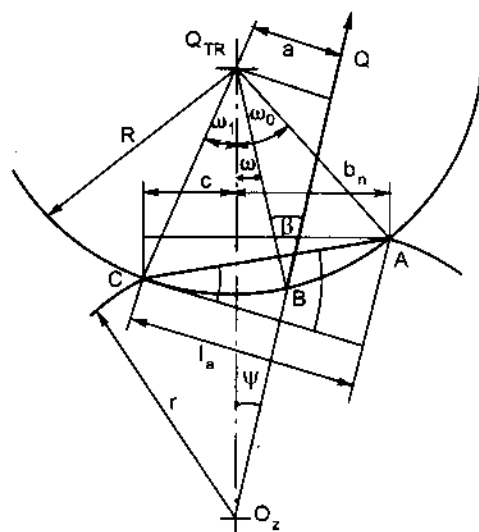
$$M = nQa, \quad (9.41)$$

trong đó: M - mômen cán, trên đơn vị chiều dài vùng biến dạng, $N.m$;

n - số trục dẫn động;

a - tay đòn của lực tổng hợp Q tương đối so với trục cán, mét.

Từ các phương trình trên, để tìm lực cán và mômen cán ta phải biết các trị số l_n và a . Muốn vậy ta xét sơ đồ (H.148), tương ứng với các qui tắc E.Zibel lực tổng hợp Q có phương đi qua tâm phôi O_z . Điểm đặt của lực Q là điểm B , chia đôi cung tiếp xúc giữa kim loại với trục.



Hình 148. Sơ đồ xác định lực cán và mômen trong cán ngang.

Cũng theo sơ đồ này, ta có: $l_n = AC \cos \alpha$ và $a = (R+r) \sin \varphi$.

Căn cứ vào các quan hệ hình học, suy ra các hệ thức sau

$$\overline{AC} = \sqrt{2 \left[R^2 + b_n c - \sqrt{(R^2 - b_n^2)(R^2 - c^2)} \right]};$$

$$\sin \beta = a/R; \quad \varphi \cong (\omega_0 - \omega_1)/2i.$$

Sử dụng những quan hệ này tìm được:

$$l_n = R \cdot \sqrt{2 \left[1 + \frac{b_n c}{R^2} - \sqrt{\left(1 - \frac{b_n^2}{R^2} \right) \left(1 - \frac{c^2}{R^2} \right)} \right] \left[1 + (1+i)^2 \sin^2 \frac{\omega_0 - \omega_1}{2i} \right]};$$

$$a = (R+r) \sin [(\omega_0 - \omega_1)/2i].$$

Từ sơ đồ trên hình 148 suy ra

$$\omega_0 = \arcsin(b_n/R); \quad \omega_1 = \arcsin(c/R).$$

Thay các giá trị ω_0 và ω_1 vào biểu thức tính l_n và a , chú ý tới phương trình (9.40) và (9.41) nhận được:

$$Q = pR \cdot \sqrt{2 \left[1 + \frac{b_n c}{R^2} - \sqrt{\left(1 - \frac{b_n^2}{R^2} \right) \left(1 - \frac{c^2}{R^2} \right)} \right] \left[1 + (1+i)^2 \sin^2 \frac{\arcsin(b_n/R) - \arcsin(c/R)}{2i} \right]},$$

$$M = nQ(R+r) \sin \frac{\arcsin(b_n/R) - \arcsin(c/R)}{2i}.$$

Các công thức trên dùng để tính toán lực cán và môment cán. Vì các góc ω_0 và ω_1 rất nhỏ nên có thể đơn giản bằng cách cho $\sin \omega_0 \approx \omega_0$ và $\sin \omega_1 \approx \omega_1$, khi đó

$$Q = pR \cdot \sqrt{2 \left[1 + \frac{b_n c}{R^2} - \sqrt{\left(1 - \frac{b_n^2}{R^2} \right) \left(1 - \frac{c^2}{R^2} \right)} \right] \left[1 + (1+i)^2 \sin^2 \frac{b_n - c}{2r} \right]},$$

$$M = nQ(R+r) \sin \frac{b_n - c}{2r}.$$

Các công thức trên đủ đảm bảo độ chính xác cho các mục đích thực tế.

9.7. NGUYÊN NHÂN VÀ CƠ CHẾ XUẤT HIỆN CÁC KHUYẾT TẬT TRONG CÁN NGANG

Chương 8 đã đề cập đến sự xuất hiện và phát triển các khuyết tật bề mặt của ống trong quá trình cán ngang. Vì tại lân cận tiết diện trung hòa của vùng biến dạng trong quá trình cán ngang xuất hiện ứng suất kéo, nên các khuyết tật bề mặt nếu không phát hiện và khắc phục từ trước thì nó sẽ phát triển. Ngoài ra trong vùng tâm của phôi cũng thường xuất hiện các loại khuyết tật như: xốp; nứt dọc, tương tự chúng xuất hiện trong quá trình rèn ép, đôi khi xuất hiện các khuyết tật dạng phân lớp hoặc nứt theo đường vòng. Điều này làm tăng phế liệu và giảm chất lượng sản phẩm, chính vì vậy nghiên cứu cơ chế xuất hiện và phát triển khuyết tật là vấn đề có ý nghĩa thực tế rất quan trọng và được nhiều tác giả trên thế giới quan tâm.

Những ý kiến ban đầu nêu ra rằng, khuyết tật xốp ở tâm xuất hiện trong quá trình tạo phôi rỗng trên máy cán nghiêng, vì tại đó có các lực ma sát trong quá trình đưa phôi vào máy và vì tồn tại quá trình xoắn của phôi. Nghiên cứu đầu tiên về cán ngang do A.Nellia tiến hành khi cán trên các trục bố trí song song với nhau và nhận được phôi có lỗ rỗng ở giữa. Căn cứ vào kết quả đó, E.Zibel đã khẳng định quá trình xuất hiện các lỗ xốp trong tâm phôi khi cán ngang. Như vậy trong cán ngang khi không có lực ma sát ăn phôi, không có quá trình xoắn của phôi vẫn tạo lên độ xốp tại vùng giữa tâm phôi. Vì cán ngang là cơ sở của cán nghiêng nên suy ra rằng quá trình xuất hiện các khuyết tật như lỗ xốp tại tâm không liên quan trực tiếp đến quá trình ăn phôi bằng lực ma sát và quá trình xoắn phôi khi cán nghiêng.

Các tác giả M.Sneiderop và A.Tarasenko chứng minh rằng cán nghiêng với độ xoắn của phôi rất lớn nhưng không tạo nên độ xốp giữa, còn V.C.Smironov thì đã chứng minh rằng độ xốp tâm phôi dễ xuất hiện trong cán ngang hơn là trong cán nghiêng.

Đã có những quan điểm sai lệch (I. Tork, F. Koko) cho rằng, các lực tổng hợp pháp tuyến và tiếp tuyến từ phía trục đã tạo nên một cặp lực tác dụng lên các nửa bán nguyệt tiết diện ngang của phôi, tạo nên độ ôvan trong lõi và do đó xuất hiện các ứng suất cắt, ứng suất này lớn nhất tại vùng tâm phôi gây ra vết nứt, lỗ xốp. Ta đã biết rằng các lực tổng hợp có hướng đi qua tâm phôi nên không có cặp lực nào tạo nên cả. Hơn nữa các thí nghiệm đặc biệt của G.V.Baguslavskovo cho thấy độ ôvan tăng từ ngoài vào trong và với lượng ép nhỏ độ ôvan không đáng kể (8%). I.Gasen cho rằng tại vùng tâm phôi, độ ôvan

thay đổi và xuất hiện các ứng suất, đổi đầu liên tục nên tạo ra sự phá hủy kim loại. Nhưng điều đó cũng không thuyết phục vì độ ôvan nhỏ không thể tạo ra ứng suất lớn làm hỏng kim loại.

E.Zibel lần đầu tiên có ý định chứng minh một cách hệ thống, nhất quán và khoa học nguyên nhân xuất hiện vết nứt và xốp trong lõi phôi khi cán ngang và cán nghiêng, căn cứ vào trạng thái ứng suất và biến dạng. Trạng thái ứng suất tại lõi của thanh tròn đàn hồi bị ép bởi hai tấm trên và dưới theo bài toán của A.Gers đưa ra được tính như sau

$$\sigma_x = \frac{P}{\pi.r};$$
$$\sigma_y = -\frac{3.P}{\pi.r},$$

trong đó: σ_x – ứng suất tác dụng theo hướng vuông góc với đường tác dụng của lực tổng hợp;

σ_y – ứng suất tác dụng trên hướng tác dụng của lực, Pa;

P- lực tác dụng trên đơn vị chiều dài của trục, N;

r- bán kính trục, m.

Căn cứ vào đó ta thấy ứng suất tác dụng theo hướng lực tổng hợp là ứng suất nén và theo hướng vuông góc với nó là ứng suất kéo, mà ứng suất nén lớn gấp 3 lần ứng suất kéo nên theo hướng nghiêng một góc $\pi/4$, xuất hiện ứng suất biến dạng trượt. Tuy nhiên có nhiều chứng minh rằng sơ đồ ứng suất đàn hồi lúc đầu không đúng trong điều kiện vật liệu chuyển sang trạng thái dẻo.

Trong cán ngang, phôi quay liên tục nên hướng trượt thay đổi liên tục. Vùng kim loại phía ngoài biến dạng dẻo theo chu kỳ, hay nói cách khác là chỉ biến dạng khi nó tiếp xúc trực tiếp với trục, còn vùng tâm phôi thì biến dạng dẻo liên tục, chính vì vậy tính liên tục của kim loại bị phá vỡ. Thêm vào đó, ứng suất kéo cũng tăng cường quá trình này. Vì phía ngoài có ứng suất lớn và vật liệu chảy theo chiều dọc trục, kéo theo phần vật liệu trong lõi và tạo nên ứng suất kéo, ứng suất này tăng cường quá trình phá hủy lõi.

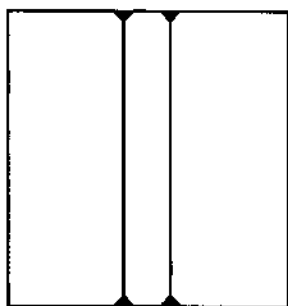
Phân tích các kết quả nghiên cứu thực nghiệm, V.C.Smimov đi tới kết luận rằng chiều dài của phôi cán ngang có ý nghĩa quyết định tới quá trình phá hủy lõi. Trong đó tỷ số giữa chiều dài và đường kính phôi càng giảm thì lượng ép giới hạn tại đó xảy ra phá hủy ở lõi, càng lớn. Sự tăng lượng ép giới hạn khi giảm chiều dài được V.C.Smimov giải thích rằng đối với các phôi ngắn phải có lượng ép lớn để giảm sự khác biệt của các ứng suất chính không xảy ra quá trình phá hủy dòn. Tuy nhiên sau đó tác giả lại đi đến kết luận, vật liệu không chỉ bị phá hủy dòn, mà còn bị phá hủy nhớt, tức là phá hủy cắt.

Có thể nói rằng nguyên nhân và cơ chế phá hủy lõi khi cán ngang hiện nay được giải thích bằng hai giả thuyết khác nhau về cơ bản. Giả thuyết thứ nhất cho rằng nguyên nhân chính của phá hủy lõi khi cán ngang là do sơ đồ chất tải từ phía trục; giả thuyết thứ hai cho rằng nguyên nhân là do xuất hiện ứng suất bổ sung trong quá trình cán vì quá trình biến dạng không đều trong lõi.

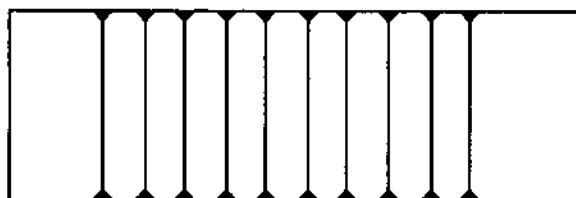
9.8. PHƯƠNG PHÁP NGHIÊN CỨU THỰC NGHIỆM QUÁ TRÌNH CÁN NGANG

Phương pháp nghiên cứu thực nghiệm cho phép giải quyết các vấn đề chính: xác định vai trò của ứng suất dọc trục và ứng suất hướng tâm trong cơ chế xuất hiện các lỗ xấp tại lõi phôi; sự phân bố biến dạng tại vùng lõi và đặc tính phá hủy của vật liệu- phá hủy dòn hay phá hủy nhớt; trạng thái ứng suất và biến dạng của kim loại khi cán trên máy hai trục và ba trục khác nhau như thế nào.

Theo giả thuyết phá hủy dòn thì tại vùng tâm phôi phải có trạng thái ứng suất kéo theo mọi chiều. Trên cơ sở giả thuyết này thì trạng thái ứng suất gần với trạng thái phẳng thì quá trình phá hủy sẽ khó khăn hơn nhiều. Trước tiên cần xác định rằng liệu có thể xảy ra quá trình phá hủy khi biến dạng tương ứng trạng thái ứng suất phẳng. Sơ đồ này có thể tạo nên khi giảm tối đa chiều dài phôi và như vậy khắc phục được ảnh hưởng của ứng suất dọc trục. Với mục đích như vậy, mẫu trên hình 149 được hàn từ 3 đĩa có chiều dày khác nhau: đĩa giữa mỏng còn hai đĩa hai bên đủ dày. Các đĩa được hàn với nhau ở xung quanh chu vi. Như vậy khi cán thì đĩa ở giữa có thể coi là không bị ảnh hưởng của ứng suất kéo và trạng thái ứng suất là hai chiều. Mặt khác, một mẫu liên, đặc có kích thước giống như vậy cũng được cán với lượng ép như nhau để so sánh đặc tính biến dạng cho phép đánh giá ảnh hưởng của ứng suất kéo đến phá hủy.



Hình 149. Mẫu cán thí nghiệm có một đĩa mỏng ở giữa.



Hình 150. Mẫu cán ngang thí nghiệm có nhiều đĩa mỏng hàn lại với nhau

Một trong các vấn đề được đặt ra là liệu có xuất hiện ứng suất kéo phụ bổ sung trong quá trình cán ngang hay không? Nếu có thì vai trò của nó trong cơ chế tạo vết nứt và lỗ xấp lõi tại phôi ra sao? Nếu có ứng suất loại như vậy thì rõ ràng chúng phải được xác định từ đặc tính chảy dẻo của các lớp vật liệu theo hướng tang.

Để giải quyết vấn đề trên mẫu được ghép từ nhiều đĩa mỏng (H.150) và cán trên trục phẳng hình trụ và trên các trục có rãnh định hình. Khi cán trên trục phẳng thì vật liệu có điều kiện chảy mạnh theo hướng trục, còn khi cán trên rãnh hình thì hướng chảy dọc trục bị hạn chế và điều kiện chảy theo hướng tang (hướng chu vi) thuận lợi hơn. Khi giảm chiều dày của đĩa, tăng chiều rộng rãnh hình thì điều kiện chảy theo hướng tang kém đi và như vậy giảm khả năng phá hủy tại vùng tâm phôi.

Để khẳng định tính đúng đắn dẫn trên, quá trình cán được thực hiện trong rãnh hình có chiều rộng 18 mm, các đĩa có chiều dày khác nhau (17 và 15 mm). Căn cứ vào phân bố biến dạng cũng có thể đánh giá các hiện tượng xảy ra. Để có cách nhìn tổng quát về đặc tính biến dạng, có thể tiến hành xem xét cấu trúc vĩ mô và vi mô trước và sau biến dạng. Muốn vậy phải cản trở quá trình kết tinh lại bằng cách tôi ngay sau khi cán.

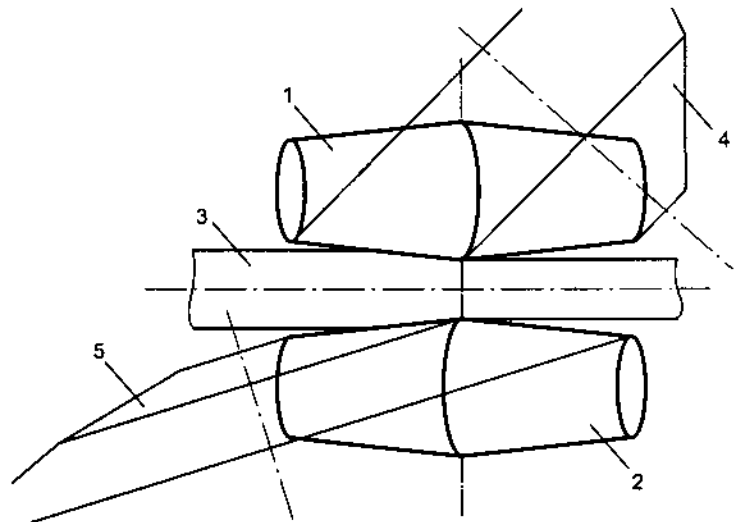
Chương X

CÁC THÔNG SỐ HÌNH HỌC QUÁ TRÌNH CÁN NGHIÊNG

10.1. PHÂN LOẠI CÁC MÁY CÁN NGHIÊNG

Phương pháp cán nghiêng đã được định nghĩa, là quá trình cán khi đường tâm trục và đường tâm phôi cán chéo nhau trong không gian. Các máy cán nghiêng có thể phân loại theo kiểu và kết cấu máy cán, cụ thể là phân loại theo hình dạng trục làm việc hay trục dẫn động, số lượng trục làm việc, dạng của các dụng cụ dẫn hướng và phân loại theo công dụng. Theo hình dạng trục làm việc tất cả các máy được chia ra thành máy có trục hình nấm, máy có trục hình đĩa, và máy trục tang trống. Trục hình nấm thiết kế kiểu công xon, còn trục hình đĩa và tang trống có ổ tựa ở hai đầu.

Các thông số thiết kế cơ bản nhất của máy là góc ăn α , góc ép β và độ lệch tâm q . Nếu hai trục cán được bố trí trên và dưới như hình vẽ 151, góc ăn được xác định bởi đường tâm trục cán và đường tâm phôi trên mặt phẳng nằm ngang, góc ép cũng như vậy, là góc tạo bởi đường tâm trục cán và đường tâm của phôi, nhưng trong mặt phẳng thẳng đứng chứa đường tâm phôi. Khi góc ăn $\alpha=0$, khoảng cách giữa hai đường tâm trục và đường tâm phôi trên mặt phẳng nằm ngang gọi là độ lệch tâm q .



Hình 151. Sơ đồ bố trí trục trên máy cán nghiêng:
1, 2 – trục hình tang trống;
3 – trục dẫn; 4 – trục kiểu hình nấm; 5 – trục kiểu hình đĩa.

Hình thù trục làm việc sẽ quyết định các góc ăn α , góc ép β và độ lệch tâm q của trục cán. Chuyển động tịnh tiến hoặc chuyển động theo hướng trục của phôi trong quá trình cán liên quan đến góc ăn của trục α và lệch tâm q . Góc ép có liên quan đến thay đổi đường kính và tốc độ dài trên chiều dài vùng biến dạng. Trên máy có trục tang trống thì $\alpha \neq 0$, $\beta = 0$, $q = 0$. Đối với trục nấm ta có: $\alpha \neq 0$, $\beta \neq 0$, $q = 0$. Trong trường hợp trục cán có trục hình đĩa thì có hai phương án thiết kế để lựa chọn: $\alpha \neq 0$, $\beta \neq 0$, $q = 0$ hoặc $\alpha = 0$, $\beta \neq 0$, $q \neq 0$.

Như vậy máy có trục hình đĩa chia ra làm hai, loại $\alpha \neq 0$, $q=0$ và máy $\alpha=0$, $q \neq 0$, loại thứ nhất giống máy có trục hình nấm.

Máy có trục hình đĩa nói riêng cũng chia ra theo đặc tính thay đổi khoảng cách giữa đường cán và tâm trục cán. Có những máy trên đó khoảng cách từ đường cán đến tâm trục cán giảm theo hướng chuyển động dọc phôi, nhưng cũng có những máy khoảng cách này tăng lên. Trong trường hợp thứ nhất giống các máy có trục hình nấm, góc β có thể quy ước là âm ($\beta < 0$), trong trường hợp thứ hai - là dương ($\beta > 0$).

Trên máy tạo phôi ống có trục hình đĩa, như đã biết với tên gọi là máy cán phôi ống trục hình đĩa, khoảng cách từ tâm phôi đến tâm của một trục theo phương cán giảm, còn khoảng cách đến tâm trục khác lại tăng. Chính vì vậy trục thứ nhất thoả mãn điều kiện $\beta < 0$, đối với trục thứ hai thì $\beta > 0$. Trên các máy cán trục tang trống và máy cán có trục đĩa khi $\alpha=0$ và $q \neq 0$ đường tâm trục lệch chéo tương đối so với đường cán trong cùng một mặt phẳng. Trong các máy còn lại khi $\alpha \neq 0$ và $\beta \neq 0$ đường tâm trục so với đường cán lệch chéo trong không gian.

Máy cán nghiêng có thể có hai trục hoặc ba trục. Dụng cụ dẫn hướng chỉ sử dụng cho máy hai trục, có thể là trục không tải, thước cố định hoặc đĩa dẫn động. Dụng cụ dẫn hướng để giữ và dẫn vật cán ở vị trí xác định tương đối so với trục làm việc hoặc trục dẫn động, hạn chế kim loại chảy theo chiều ngang. Như vậy những máy hai trục được chia thành nhóm phụ thuộc vào kiểu dụng cụ dẫn hướng: máy có thước dẫn hướng cố định, trục con lăn dẫn hướng, và loại có đĩa hướng dẫn động.

Theo công dụng, máy cán nghiêng chia ra làm hai nhóm chính. Nhóm thứ nhất gồm các loại dùng để cán ống không hàn, nhóm thứ hai - các loại đặc chủng dùng cán các loại chi tiết tròn xoay khác nhau. Máy sử dụng trong chế tạo ống không hàn, theo thứ tự lại chia thành máy cán phôi ống, máy cán dát vuốt dài, máy nong rộng, máy cán lăn, máy định hình. Trong số các máy cán phôi ống người ta sử dụng máy trục tang trống hoặc trục hình nấm và cả máy trục hình đĩa.

Thông thường máy tạo phôi ống có hai trục dẫn động. Tuy vậy do ảnh hưởng của những nghiên cứu (tại liên xô cũ) trong những năm 60 ở phương tây đã xuất hiện máy cán ba trục.

Trong số những máy vuốt ống có các loại: hai trục và ba trục. Những máy này khi làm việc có trục tâm ngắn và trục tâm dài. Máy cán nghiêng dùng để vuốt dài ống làm việc với trục tâm ngắn được sử dụng để làm giảm chiều dày thành ống, đột thùng đáy phôi ống hình cốc và làm đồng đều độ dày thành ống nhận được trên máy ép. Máy vuốt dài làm việc trên trục tâm dài và như đã biết có tên gọi là máy Đisera và Axella, sử dụng để cán phôi ống thành ống sản phẩm.

Trong số các máy nong ống người ta sử dụng máy có trục hình nấm. Chúng dùng để chế tạo ống thành mỏng và đường kính lớn. Phôi ban đầu cho máy này là ống chiều dày bình thường nhận trên máy cán tự động hoặc trên máy cán khử hồi.

Máy cán lăn làm việc với trục tâm ngắn dùng để giảm độ không đồng đều thành ống theo chiều ngang và tăng chất lượng bề mặt ống nhận được khi cán với trục tâm ngắn giữa các trục có rãnh hình tròn. Máy cán lăn còn dùng để làm bóng và tăng bền bề mặt

trục tâm trong quá trình chế tạo chúng. Máy cán lăn có thể là hai hoặc ba trục, trục hình tang trống hoặc trục hình đĩa. Máy cán chỉnh có thể là ba trục đĩa hoặc là hai trục tang trống. Những máy này dùng để chỉnh tròn ống có thành dày.

Về các chi tiết sản phẩm tròn xoay nhận được trên máy cán nghiêng đặc chủng phải kể đến các loại ống rất mỏng, đường kính lớn, ống định hình hay ống có tiết diện thay đổi theo chu kỳ dọc chiều dài, ống có gân chịu lực với chiều cao khác nhau, hình tròn đặc có tiết diện thay đổi dọc theo chiều dài, các loại vít ren khác nhau, các vành răng và bi cầu, các chi tiết trong chế tạo máy.

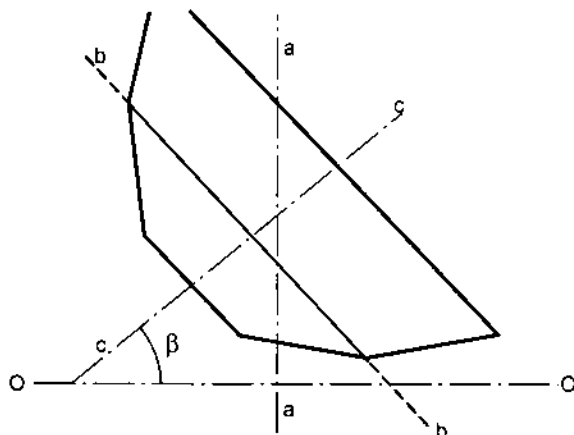
10.2. GÓC ĂN VÀ GÓC ÉP

Vị trí tương đối của đường tâm trục so với đường cán được xác định bằng góc ăn và góc ép của trục, và cả độ lệch tâm của chúng, các thông số này là cơ sở ban đầu để xác định hầu như tất cả các vấn đề của lý thuyết cán nghiêng. Chính vì vậy để giải đúng các vấn đề của lý thuyết cán nghiêng điều rất quan trọng là phải biết giá trị chính xác về những thông số này. Đã có nhiều tác giả, khi giải quyết những vấn đề này hay vấn đề khác của lý thuyết đã lấy các góc ăn α và góc ép β những giá trị không tương ứng với giá trị thực của chúng kết quả đã không nhận được những lời giải đúng. Sự hiểu sai về các góc này phải kể đến máy có trục hình đĩa và hình năm, ở đó góc ép $\beta \neq 0$.

Trên máy cán hai hoặc ba trục hình năm hoặc đĩa, góc ăn có thể thay đổi điều chỉnh được, trục cán cùng các gối đỡ thường nằm trong cùng một vành tang trống hoặc trong các cơ cấu tương tự. Sự thay đổi góc ăn trong các máy này có được bằng cách xoay tang trống quanh trục riêng của nó, trục đó luôn vuông góc với đường cán. Góc tạo bởi đường cán và hình chiếu của đường tâm trục lên mặt phẳng vuông góc với trục xoay vành tang trống là góc ăn phối thực của trục.

Nếu trên máy trục hình năm và hình đĩa điều chỉnh cho vị trí ban đầu của góc ăn phối bằng 0, thì đường cán và đường tâm trục sẽ nằm trong một mặt phẳng. Vị trí ban đầu như vậy được thể hiện trên hình 152, trong đó mặt phẳng này là mặt hình vẽ. Góc ép β trong trường hợp này hoàn toàn chiếu lên mặt phẳng thẳng đứng đang xét.

Để xác định góc ăn α khác không, cần xoay trục cán một góc có giá trị α quanh trục $a-a$, vuông góc đường cán $O-O$ cắt cả hai trục đường cán $O-O$ và tâm trục $c-c$. Trong đó hình chiếu của đường tâm trục lên mặt phẳng tạo bởi đường cán $O-O$ và đường vuông góc với mặt phẳng thẳng đứng kết hợp với đường cán cũng tạo thành góc α (mặt bằng nằm ngang).



Hình 152. Sơ đồ xác định góc ăn và góc ép.

Khi góc ăn α khác không, góc trong mặt phẳng thẳng đứng tạo bởi hình chiếu đường tâm trục cán và đường O-O sẽ không bằng góc ép β . Để xác định rằng với sự thay đổi của góc α , thí dụ từ 0 đến $\pi/2$ thì góc ép cũng thay đổi từ β đến $\pi/2$. Tuy nhiên góc tạo bởi đường tâm trục c-c và mặt phẳng tạo bởi đường cán O-O và đường vuông góc với mặt bản vẽ khi α thay đổi sẽ không đổi và bằng giá trị thực góc ép β .

Như vậy góc ăn α tạo bởi sự quay trục cán quanh đường a-a vuông góc với đường cán O-O và đồng thời cắt đường tâm trục. Góc ép β - là góc tạo bởi đường tâm trục c-c với mặt phẳng vuông góc với đường a-a, mà trục quay quanh nó để tạo ra góc ăn.

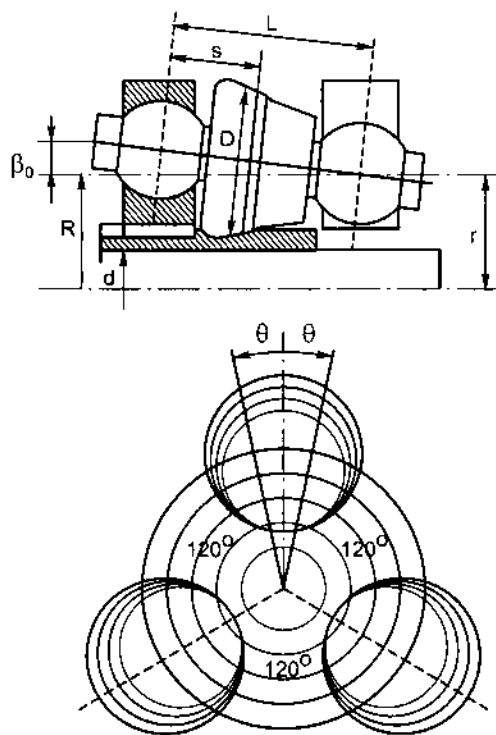
Khi phân tích các kết luận của P.T. Emelianhencô thì thấy rằng góc ăn α là góc tạo bởi sự quay của trục cán quanh trục c-c vuông góc đường tâm trục chứ không phải quanh đường a-a vuông góc đường cán như trên hình 152. Rõ ràng góc này khác với góc thực α .

Trong giáo trình của I.A. Formitrev có sự không chính xác khác, đó là góc ép β không phải là góc tạo bởi đường tâm trục cán với mặt phẳng vuông góc với trục quay, mà là góc tạo bởi trong mặt phẳng bản vẽ giữa đường cán và hình chiếu đường tâm trục lên mặt phẳng này. Trên đây đã cho thấy góc này thay đổi khi góc ăn α thay đổi, trong khi đó góc ép thực khi thay đổi góc ăn α luôn luôn không thay đổi và có giá trị cho trước.

10.3. GÓC ĂN VÀ GÓC ÉP TRÊN MÁY BA TRỤC CÓ MÂM XOAY

Trên đây đã cho cách xác định giá trị góc ăn và góc ép của trục trên các máy mà góc ăn là cố định hoặc là thay đổi bằng cách quay tang trống hoặc bộ phận nào đó tương tự. Xác định các giá trị này xuất phát từ đặc điểm của giá cán đang xét. Tuy nhiên trên các máy mà góc ăn của trục thay đổi bằng cách quay mâm cặp thì xác định góc ăn và góc ép của trục không thể đo trực tiếp từ đặc điểm của máy. Trong trường hợp này đòi hỏi cần phải tìm chính xác.

Trên các máy có mâm cặp thì đặc điểm của máy cho phép đo được góc xoay của mâm cặp. Giữa các góc ăn và góc ép với góc xoay của mâm cặp có quan hệ nhất định. Giá cán loại này (hình 153) gồm hai thân máy là hai mâm cặp. Một trong số hai mâm lớn hơn và cố định, mâm thứ hai nhỏ hơn và xoay được quanh đường cán nhờ đó mà thay đổi được



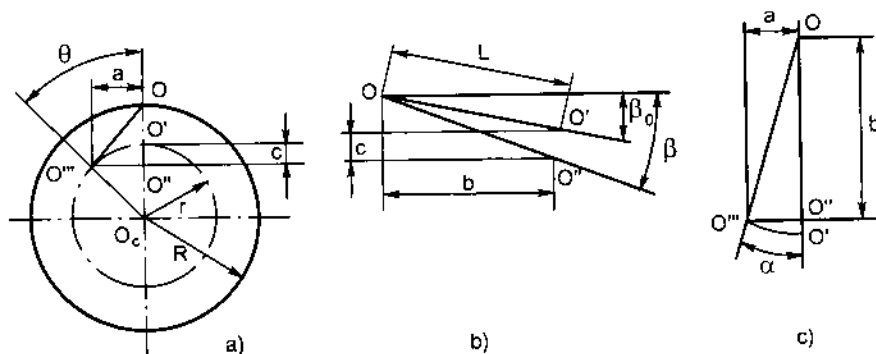
Hình 153. Sơ đồ bố trí trục của giá cán nghiêng có mâm xoay.

góc ăn. Gối của trục được đặt vào hốc của của mâm tĩnh và có thể điều chỉnh theo đường cán. Khi chỉnh máy gối trong mâm tĩnh được cố định theo đường cán và khi xoay mâm động chúng vẫn giữ nguyên vị trí. Trong các hốc của mâm xoay các gối trục không cố định và khi mâm xoay chúng có thể trượt tự do. Mỗi ổ bi của trục được lắp đặt trong thân hộp mà mặt ngoài của chúng có dạng hình cầu. Tâm các khối bi hình cầu này nằm trên đường tâm trục. Các khối cầu chứa ổ bi nằm trong rãnh của gối đỡ.

Khi quay mâm động khoảng cách giữa các khối cầu đỡ bi trên hai đầu trục được giữ không đổi. Trên hình 154 thể hiện hình chiếu trục trên trong ba mặt phẳng. Đường tâm trục ở hai vị trí: ban đầu khi góc xoay của mâm bằng 0, và sau khi xoay một góc θ nào đó.

Trên vòng tròn lớn bán kính R là tâm của các khối cầu đỡ bi trên mâm cặp cố định. trên vòng tròn nhỏ là tâm khối cầu đỡ bi mâm động. Điểm o xác định vị trí bất động của tâm khối cầu đỡ bi đặt trong ổ đỡ của mâm tĩnh; Điểm O' và O'' tâm khối cầu đỡ bi đặt trong ổ đỡ của mâm xoay; đường $O-O'$ - hình chiếu đường tâm trục ở vị trí ban đầu, khi góc xoay bằng 0. $O-O'''$ hình chiếu đường tâm trục sau khi xoay một góc θ . Nếu xoay mâm động một góc θ thì tâm khối cầu đỡ bi mâm động dịch chuyển từ điểm O' đến điểm O''' . Tâm khối cầu này chuyển động theo quỹ đạo không gian phức tạp, hình chiếu của nó trên hình 147,a là cung tròn $O'-O'''$, và trên hình 154b là đường cong cũng ký hiệu $O'-O'''$.

Tưởng tượng tách chuyển động phức tạp của tâm cầu đỡ bi thành hai chuyển động đơn giản. Muốn vậy trước tiên quay đường tâm trục trong mặt phẳng thẳng đứng quanh tâm bất động O một góc $\Delta\beta = \beta - \beta_0$, như chỉ dẫn trên hình 154b. Trong đó tâm của khối cầu đỡ bi mâm quay chuyển dịch từ điểm O' đến điểm O'' như trên hình vẽ. Góc β được chọn sao cho điểm O'' nằm trên một mặt nằm ngang cùng với O''' . Sau đó quay đường tâm trục quanh trục thẳng đứng đi qua điểm bất động O . Khi đó quay đường tâm trục một góc sao cho tâm cầu đỡ bi của mâm động chuyển từ điểm O'' tới điểm O''' . Góc quay này chính là góc α , nó hoàn toàn được chiếu xuống mặt nằm ngang như trên hình vẽ 154c.



Hình 154. Hình chiếu của đường tâm trục trên giá cán nghiêng có mâm xoay:
a) Trong mặt phẳng vuông góc với tâm trục; b) Trong mặt phẳng thẳng đứng;
c) Trên mặt phẳng nằm ngang.

Rõ ràng, góc β , thể hiện trên hình 154b, sẽ là góc ép của trục sau khi xoay mâm động một góc θ . Trong trường hợp này góc β tạo bởi đường tâm trục cán và mặt phẳng nằm

ngang vuông góc với đường trục xoay của trục cán một góc đưa α . Như vậy góc đang xét thực sự là góc ép của trục khi mâm động xoay một góc θ hoặc trục cán xoay một góc ăn α . Từ hình 154b thấy rõ, rằng $\beta > \beta_0$. Từ đây suy ra là trên các máy mà sự thay đổi góc ép đạt được bằng cách xoay mâm cặp thì góc ép không cố định, mà cũng tăng theo khi θ và α tăng. Trên các loại máy này mỗi góc ăn của trục đều tương ứng với một góc ép β nhất định. Góc ép của trục có mặt trong tất cả các công thức của lý thuyết cán nghiêng. Để các công thức này có thể sử dụng cho tất cả các máy cán nghiêng, cần phải biết góc ép thực của trục đối với máy, khi mà góc ăn thay đổi bằng cách xoay mâm động.

Những thông số cho trước khi chỉnh máy có mâm xoay là: góc ăn của trục α , góc này chọn phụ thuộc vào kích thước và mác thép dùng cán ống; góc ép β_0 ở trạng thái ban đầu khi $\theta=0$, góc này phụ thuộc vào cấu tạo giá cán, hình thù, kích cỡ trục cán; khoảng cách giữa các tâm khối cầu đỡ bi của trục L , được xác định do cấu tạo của giá cán; khoảng cách từ tâm gối đỡ bi của mâm tĩnh tới đỉnh cao nhất của trục s , được xác định do thiết kế trục; đường kính ống d và đường kính trục cán D .

Theo những thông số đã biết này yêu cầu xác định góc quay của mâm động θ và góc ép β sau khi xoay mâm động. Cần xác định khoảng cách r và R từ đường cán đến tâm các khối cầu đỡ bi đặt trong gối đỡ của các mâm cặp.

Theo hình 153, ta có:

$$r = \frac{d}{2} + \frac{D}{2} \cos \beta_0 - (L - s) \sin \beta_0; \quad (10.1)$$

$$R = r + L \sin \beta_0,$$

và từ hình hình 154 có thể viết:

$$\sin \theta = a/r;$$

$$a = b \sin;$$

$$b = L \cdot \cos \beta.$$

Suy ra

$$\sin \theta = \frac{L}{r} \sin \alpha \cos \beta.$$

Căn cứ vào hình 154a và 154b, ta có:

$$c = r(1 - \cos \theta); \quad c = 2L \sin \frac{\beta - \beta_0}{2} \cos \frac{\beta + \beta_0}{2}. \quad (10.2)$$

Sau khi cho các vế phải của hai phương trình cuối bằng nhau và biến đổi tương ứng ta tìm được:

$$\sin \beta = \sin \beta_0 + (r/L)(1 - \cos \theta). \quad (10.3)$$

Phương trình (10.2) và (10.3) là hệ hai phương trình có hai ẩn số θ và β . Nghiệm hệ phương trình sẽ cho:

$$\sin \theta = \frac{\sin \alpha}{A} \sqrt{1 - \left[\frac{\sqrt{(A \cos \alpha)^2 + (B^2 + \cos^2 \alpha) \sin^2 \alpha} - B}{\cos^2 \alpha} \right]^2} \quad (10.4)$$

$$\sin \beta = \frac{\sqrt{(A \cos \alpha)^2 + (B^2 + \cos^2 \alpha) \sin^2 \alpha} - B}{\cos^2 \alpha}, \quad (10.5)$$

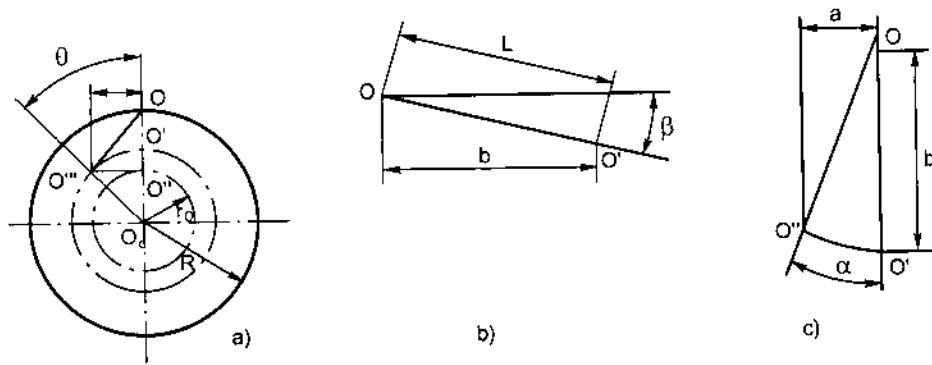
trong đó: A và B - các hệ số đã biết, xác định bằng các biểu thức $A=r/L$; $B = A \cdot \sin \beta_0$.

Những công thức nhận được để xác định góc xoay θ của mâm động và góc ép β của trục theo góc ăn α và góc ép ban đầu β_0 cho trước.

Công thức (10.4) và (10.5) được thiết lập không có sự giản ước nào và như vậy là chính xác về mặt toán học. Nếu trong công thức (10.4) cho $\beta=0$ thì $\theta=0$, trong công thức (10.5) cho $\alpha=0$ thì $\beta=\beta_0$. Những điều này cũng chứng tỏ tính đúng đắn của các công thức trên.

Tồn tại phương pháp chỉnh máy cán nghiêng có mâm xoay, trong đó với sự thay đổi góc ăn cho phép thay đổi góc ép. Tuy vậy có thể có trường hợp khác khi chỉnh máy có mâm xoay. Phương pháp này tương tự phương pháp chỉnh máy có kết cấu kiểu tang trống hoặc những kết cấu tương tự và có đặc điểm khi thay đổi góc α thì góc ép β không thay đổi. Khi ấy nếu như theo phương pháp chỉnh thứ nhất trị số r khi quay mâm động không thay đổi, còn theo trường hợp thứ hai trị số r thay đổi, điều tất yếu này suy ra từ điều kiện góc ép của trục không đổi.

Dễ thấy mỗi phương pháp đều có ưu và nhược điểm, chúng hoàn toàn có thể được phân giải trong quá trình sử dụng từng loại máy.



Hình 155. Hình chiếu của đường tâm trục trên các mặt phẳng tọa độ, (phương án II).

Xác định góc xoay θ và trị số r cho trường hợp chỉnh thứ hai khi $\theta \neq 0$. Góc ăn α và góc ép β trong trường hợp này là cho trước, trị số r khi $\theta = 0$ ký hiệu là r_0 .

Tương ứng với ký hiệu mới nhận phương trình (10.1) có thể viết:

$$r_0 = \frac{d}{2} + \frac{D}{2} \cos \beta - (L - s) \sin \beta;$$

$$R = r_0 + L \cos \beta.$$

Để xác định trị số θ và r xét sơ đồ trên hình 155, ở đó cũng giống như sơ đồ hình 154 thể hiện một đường tâm trục trên. Vị trí ban đầu của trục là O-O'. Vị trí cuối cùng của

trục sau khi xoay mâm động là $O-O''$. Điểm O' và O'' nằm trên cùng một mặt phẳng nằm ngang, nhờ vậy mà góc ép của trục β là không đổi như vị trí ban đầu khi $\theta = 0$, cũng giống như ở vị trí cuối cùng khi mâm động quay một góc θ . Để chuyển dịch từ vị trí o' đến vị trí o'' , cần thiết xoay mâm động một góc θ sau đó gối đỡ được đẩy ra xa tâm máy o_c một giá trị $\Delta r = r - r_0$.

Chuyển động phức tạp trên từ điểm O' đến điểm O'' ta có thể tưởng tượng thay thế bằng chuyển động đơn giản hơn. Muốn vậy chỉ cần xoay đường tâm trục một góc α quanh trục $O-O_c$ đi qua đồng thời tâm khối cầu đỡ bị mâm tĩnh và đường tâm máy. Khi đó tâm khối cầu đỡ bị mâm động sẽ vẽ cung tròn $O'-O''$, thể hiện trên hình 155c. Hình chiếu cung này chỉ trên hình 155a, là đường thẳng nằm ngang $O'-O''$.

Theo hình 155, ta có:

$$\operatorname{tg} \theta = a/r_0; a = b \sin \alpha \text{ và } b = L \cos \beta,$$

nên suy ra

$$\operatorname{tg} \theta = \frac{L}{r_0} \sin \alpha \cos \beta. \quad (10.6)$$

Căn cứ hình 148a ta viết

$$r = \frac{r_0}{\cos \theta}.$$

Giải hệ hai phương trình cuối cùng ta có:

$$r = \frac{r_0}{\sqrt{1 + \left(\frac{L}{r_0} \sin \alpha \cos \beta \right)^2}}. \quad (10.7)$$

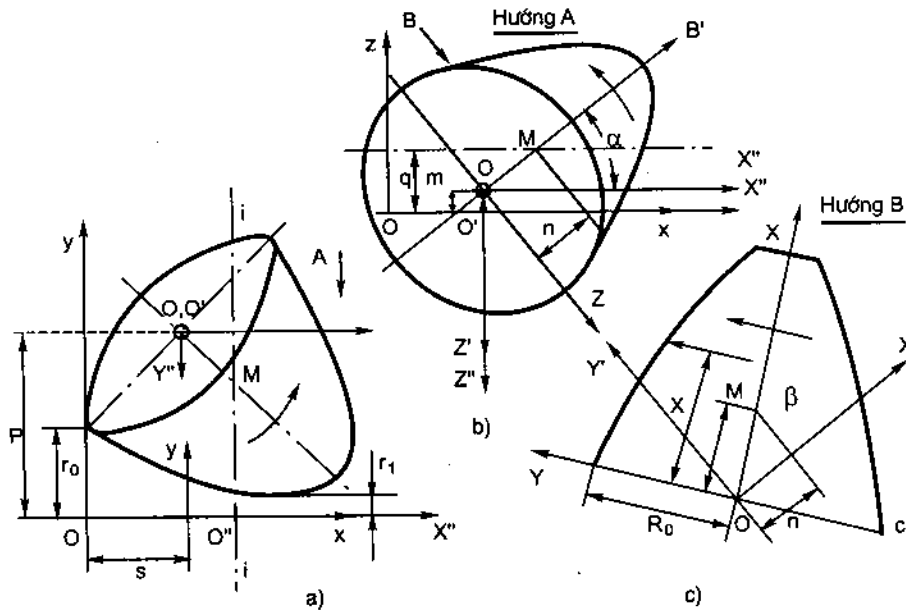
Các công thức (10.6) và (10.7) dùng để tính góc xoay mâm cặp và bán kính xoay.

10.4. PHƯƠNG TRÌNH MẶT BIÊN TRỤC CÁN

Phương trình mặt biên trục cán có mục đích và ý nghĩa thực tế là tìm hình thù và các thông số vùng biến dạng, hình thù dụng cụ dẫn hướng. Để làm điều này ta sử dụng hai hệ tọa độ Đề-các vuông góc, có các trục hoành là các đường tâm trục cán và đường cán, thiết lập quan hệ giữa các tọa độ của hai hệ trên. Trước tiên cần phân biệt những khái niệm hình học như sau:

- ❖ Đường cán - đường thẳng trùng với đường tâm phôi cán;
- ❖ Đường tâm trục cán - đường tâm quay của trục cán;
- ❖ Đường tâm xoay góc ăn - đường thẳng mà trục cán xoay quanh để tạo góc ăn;
- ❖ Mặt phẳng chính của trục - mặt phẳng thẳng đứng đi qua đường tâm trục;
- ❖ Mặt phẳng chính của phôi - mặt phẳng thẳng đứng chứa đường tâm phôi;
- ❖ Profil dọc vùng biến dạng - tập hợp các điểm trên bề mặt trục cán có khoảng cách đến đường cán ngắn nhất;

- ❖ Góc tiếp của trục cán ω (góc tiếp trục) - góc tạo bởi mặt thẳng đứng của trục và mặt kinh tuyến của nó đi qua điểm đang xét trên bề mặt tiếp xúc;
- ❖ Góc tiếp của phôi cán φ (góc tiếp phôi) - góc tạo bởi mặt thẳng đứng phôi và mặt kinh tuyến của nó đi qua điểm đang xét trên bề mặt tiếp xúc;
- ❖ Độ lệch tâm của trục q - khoảng cách giữa mặt thẳng đứng của phôi và mặt thẳng đứng của trục khi $\alpha=0$.



Hình 156. Sơ đồ xác định phương trình mặt biên trục cán và profil vùng biến dạng:
a) Hình chiếu trong mặt phẳng thẳng đứng chứa đường cán; b) Hình chiếu trên mặt phẳng nằm ngang;
c) Hình chiếu trong mặt kinh tuyến thẳng đứng của trục.

Xét ba hình chiếu khác nhau của một trục cụ thể trên hình 156. Theo sơ đồ này, khoảng cách từ đường cán đến đường tâm trục cán theo hướng cán giảm dần nên góc ép có giá trị âm. Để viết phương trình mặt biên trục cán ta sử dụng hai hệ tọa độ vuông góc của phôi $oxyz$ và của trục $OXYZ$. Điểm gốc của hệ thứ nhất cho trùng với điểm nằm trên đường cán tại điểm cắt mặt phẳng vào của vùng biến dạng, điểm gốc của hệ thứ hai - điểm cắt của đường tâm trục cán với mặt phẳng vuông góc với nó và đi qua điểm tiếp xúc đầu tiên của trục với kim loại. Trục hoành của hệ thứ nhất trùng với đường cán, trục hoành của hệ thứ hai trùng với đường tâm quay trục cán. Để có sự xác định cụ thể, ta giả thiết trục đang xét là trục trên của máy cán ba trục, khi đó hình 156a sẽ là hình chiếu trong mặt phẳng thẳng đứng đi qua đường cán, hình 156b - hình chiếu trục trên mặt phẳng nằm ngang và 156c- hình chiếu trục trong mặt phẳng kinh tuyến thẳng đứng của nó.

Góc ăn α và độ lệch tâm q của trục hoàn toàn được chiếu lên hình 156b, góc ép β hoàn toàn được chiếu trên hình 156c, trục thẳng đứng đi cắt đường tâm trục cán tại điểm M là đường trục xoay của trục cán tạo nên góc ăn α .

Trục oy hệ tọa độ $oxyz$ song song với trục ii . Trục OY của hệ $OXYZ$ nằm trong mặt phẳng kinh tuyến của trục. Hướng của các trục oz và OZ của hai hệ $oxyz$ và $OXYZ$ chọn sao cho cả hai hệ đều là trái.

Khoảng cách từ gốc tọa độ thứ nhất oxyz đến gốc tọa độ thứ hai OXYZ theo hướng ox là s, theo hướng oy là p, hướng oz là m = q-l.sin α .cos β . Phương trình mặt biên trục trong mặt phẳng vuông góc với đường tâm trục cán, viết trong hệ tọa độ OXYZ được xác định như sau:

$$Y^2 + Z^2 = R^2, \quad (10.8)$$

trong đó: R - bán kính trục tại tiết diện bất kỳ X.

Để tìm phương trình mặt biên của trục trong hệ tọa độ oxyz khi trục ox trùng với đường cán, ta thiết lập công thức liên hệ giữa các tọa độ X, Y và Z của hệ tọa độ OXYZ với các tọa độ x, y và z của hệ tọa độ oxyz. Muốn vậy ta đưa vào các hệ tọa độ phụ có liên quan như sau:

1) Phép tịnh tiến theo trục ox biến đổi hệ tọa độ oxyz thành hệ tọa độ O''X''yZ'' sao cho:

$$X'' = x - s; \quad y = y; \quad Z'' = -z,$$

2) Phép tịnh tiến theo trục oy biến đổi hệ tọa độ O''X''yZ'' thành hệ O'X''Y'Z'' sao cho:

$$X'' = X''; \quad Y' = p - y; \quad Z'' = Z'',$$

3) Phép tịnh tiến theo trục oz biến đổi hệ tọa độ O'X''Y'Z'' thành hệ OX''Y'Z' sao cho:

$$X'' = X''; \quad Y' = Y'; \quad Z' = Z'' + (q-l.\sin\alpha\cos\beta).$$

trong đó: l - khoảng cách từ điểm O gốc tọa độ của hệ OXYZ đến điểm M, là giao điểm của đường tâm trục và đường trục xoay tạo góc ăn α .

4) Phép quay quanh trục oy một góc bằng góc ăn α biến đổi hệ tọa độ OX''Y'Z' thành hệ OX'Y'Z ta có

$$X' = X''\cos\alpha - Z'\sin\alpha; \quad Y' = Y'; \quad Z = X''\sin\alpha + Z'\cos\alpha,$$

5) Phép quay quanh trục oz một góc bằng góc ép β biến đổi hệ OX'Y'Z thành hệ tọa độ OXYZ ta có:

$$X = X'\cos\beta - Y'\sin\beta; \quad Y = -X'\sin\beta + Y'\cos\beta, \quad Z = Z'.$$

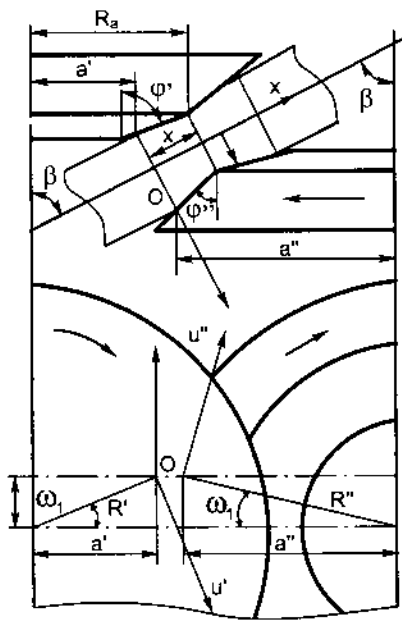
Sau khi thay thế và biến đổi các công thức ta có:

$$\begin{aligned} X &= (x-s)\cos\alpha\cos\beta + (p-y)\sin\beta + (z-m)\sin\alpha\cos\beta; \\ Y &= -(x-s)\cos\alpha\sin\beta + (p-y)\cos\beta - (z-m)\sin\alpha\sin\beta; \\ Z &= (x-s)\sin\alpha - (z-m)\cos\alpha, \end{aligned} \quad (10.9)$$

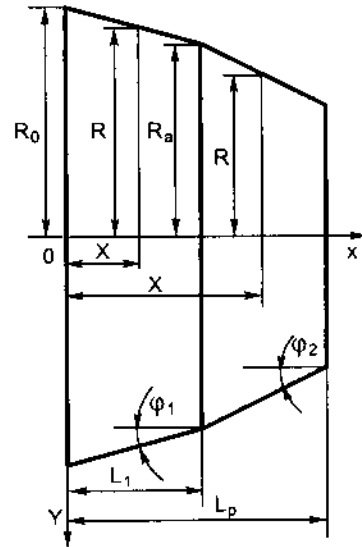
trong đó: m = q-l.sin α .cos β .

Trong phương trình (10.8) bán kính trục cán là hàm số của hoành độ X, nghĩa là R = f(X), chính vì vậy khi cho trước profil trục cán thì bán kính R trong phương trình phải thay bằng hàm f(X), còn hoành độ X phải là giá trị trong hệ (10.9). Thay giá trị của X và Y từ (10.9) vào (10.8) ta có phương trình bề mặt của trục cán trong hệ tọa độ oxyz

$$[(x-s)\cos\alpha\sin\beta - (p-y)\cos\beta + (z-m)\sin\alpha\sin\beta]^2 + [(x-s)\sin\alpha - (z-m)\cos\alpha]^2 - R^2 = 0. \quad (10.10)$$



Hình 157. Sơ đồ cân của máy có trục hình đĩa.



Hình 158. Sơ đồ xác định bán kính của trục

Phương trình nhận được đúng với máy cân nghiêng dạng tổng quát $\alpha \neq 0, \beta \neq 0$ và $q \neq 0$, trong đó $\beta < 0$. Khi thay thế độ lệch tâm $q=0$ vào phương trình (10.10) thì ta có phương trình của trục hình nằm trên máy có $\alpha \neq 0$ và của trục hình đĩa khi $\beta < 0$. Nếu cho $q=0$ và góc β có giá trị ngược dấu thì ta có phương trình của trục hình nằm trong đó $\beta=0$. Lấy góc ăn $\alpha=0$, ta tìm được phương trình của trục hình đĩa đối với máy có $q \neq 0$.

Trục của máy cân nghiêng thường có hai phần hình côn gọi tắt là “phần vào” và “phần ra”. Mỗi phần thường có dạng hình chóp cụt như trên hình vẽ 158. Theo sơ đồ thì bán kính của trục cán tại tiết diện bất kỳ cách gốc toạ độ một khoảng là X đều có thể biểu thị bằng công thức sau:

$$R = a - k(X - b). \quad (10.13)$$

Trên phần vào của trục có thể viết: $a=R_0$; $b=0$; $k=\tan\varphi_1$; $0 \leq X \leq L$.

Trên phần ra của trục ta có các đẳng thức sau: $a=R_n$; $b=L_1$; $k=\tan\varphi_2$; $L_1 \leq X \leq L_p$.

Các ký hiệu trên theo thứ tự tương ứng: R_0 – bán kính trục tại điểm tiếp xúc đầu tiên với phôi; R_n – bán kính tại điểm eo trục; φ_1 và φ_2 – góc côn của trục; L_0 và L_p chiều dài của nửa vào và của cả trục. Sau khi thay thế (10.11) vào (10.10) và kết hợp với giá trị của X (10.9) ta có phương trình mặt biên của trục cán, biểu thị bề mặt hai nửa hình côn của trục:

$$[(x-s)\cos\alpha\sin\beta - (p-y)\cos\beta + (z-m)\sin\alpha\sin\beta]^2 + [(x-s)\sin\alpha - (z-m)\cos\alpha]^2 - \\ - \{a-k\{(x-s)\cos\alpha\cos\beta + (p-y)\sin\beta + (z-m)\sin\alpha\cos\beta - b\}\}^2 = 0. \quad (10.12)$$

Nếu thay các giá trị α , β , q , a và b vào phương trình ta có phương trình cụ thể cuối cùng biểu thị mặt biên trục cán trong hệ toạ độ máy.

10.5. THÔNG SỐ HÌNH HỌC CỦA VÙNG BIẾN DẠNG

Bài toán xác định hình dáng và các thông số vùng biến dạng trên máy cán nghiêng khi các đường tâm trục cán lệch chéo nhau là rất khó, trước khi giải bài toán này ta đưa vào một số khái niệm và ký hiệu.

Hình dáng vùng biến dạng được hiểu là biên dạng dọc của nó, biên dạng dọc theo chiều dài vùng biến dạng được xác định bằng khe hở giữa hai trục hoặc là khoảng cách nhỏ nhất từ đường cán đến bề mặt trục. Khoảng cách nhỏ nhất giữa đường cán đến bề mặt trục là bán kính của phôi trong mặt tiết diện đang xét. Xác định biên dạng dọc của vùng biến dạng dọc theo chiều dài có ý nghĩa thực tế quan trọng. Điều đó có liên quan đến điều kiện ăn phôi và thiết kế trục cán.

Các thông số quan trọng nhất của vùng biến dạng là góc tiếp trục, góc tiếp phôi và đường kính tại điểm trên mặt tiếp xúc có khoảng cách ngắn nhất tới đường cán. Giá trị kỹ thuật của các góc α , và φ là chúng có mặt trong hầu hết các công thức tính tốc độ và các thông số năng lượng của quá trình cán.

Bán kính của trục có liên quan đến vận tốc dài của trục. Trên các máy cán nghiêng bán kính của trục thay đổi nên vận tốc dài cũng thay đổi. Trên thực tế vận tốc dài của trục được tính bằng cách rất đơn giản tức là không tính đến độ lệch chéo của trục. Xác định bán kính trục có tính đến độ lệch chéo của tâm cho phép xác định chính xác tốc độ dài của trục dọc theo chiều dài vùng biến dạng.

Bài toán dẫn đến việc xác định chính xác khoảng cách ngắn nhất từ mặt trục cán đến đường cán và các thông số α , φ và R trong bất kỳ tiết diện nào.

Trong rất nhiều các công trình đã nêu nên vấn đề xác định khoảng cách ngắn nhất từ đường cán đến tâm trục. Thế nhưng có nhiều lời giải sai hoặc chỉ gần đúng và chỉ trong tài liệu của Emelianhencô và Fomitrev là có lời giải chính xác. Tuy nhiên những lời giải đó chỉ dùng cho những trường hợp đơn giản là trục cán có hình tang trống. Còn trong trường hợp tổng quát xác định các giá trị trên có thể dùng cho mọi trường hợp thì chưa có. Dưới đây là lời giải bài toán này của P.K.Teterin.

Các góc α , φ , và R của điểm tiếp xúc kim loại với trục có khoảng cách ngắn nhất tới đường cán được ký hiệu thứ tự là α_1, φ_1 và R_x . Để giải quyết bài toán ta cần biết biên dạng ngang của trục ở tiết diện đang xét vuông góc với đường cán. Rõ ràng biên dạng ngang này được xác định như một đường cong cắt tuyến của mặt biên trục với mặt tiết diện đang xét. Nếu khoảng cách từ tiết diện đang xét đến điểm o gốc tọa độ oxyz ký hiệu là x_0 , thì phương trình sẽ được viết như sau: $x=x_0$. Thay vào phương trình giá trị $x = x_0$ ta có phương trình của đường biên ngang trong tiết diện vuông góc với đường cán:

$$[(x_0-s)\cos\alpha\sin\beta-(q-y)\cos\beta+(z-m)\sin\alpha\sin\beta]^2+[(x_0-s)\sin\alpha-(z-m)\cos\alpha]^2-R^2=0. \quad (10.13)$$

trên hình 159a là mặt cắt trục cán tại tiết diện $x=x_0$, vuông góc với đường cán. Đường cong 2 là biên dạng của trục xác định bằng phương trình (10.13). Khoảng cách ngắn nhất từ đường cán tới trục xác định như bán kính r của vòng tròn 1 có tâm nằm trên đường cán

tiếp xúc với đường cong 2 biên dạng trục tại điểm N. Phương trình của đường tròn này được viết như sau

$$y^2 + x^2 = r^2. \quad (10.14)$$

Bán kính của đường tròn 1 hoặc của phôi tại tiết diện đang xét $x=x_0$ xác định từ biểu thức:

$$r = \sqrt{y_0^2 + z_0^2}, \quad (10.15)$$

trong đó: y_0 và z_0 - toạ độ y và z tại điểm tiếp xúc N.

Góc tiếp của phôi tại điểm N có thể tìm từ quan hệ

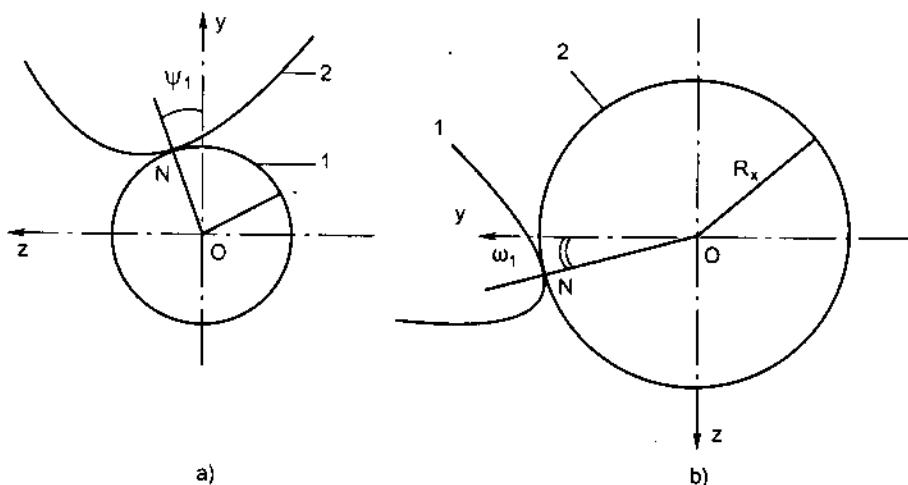
$$\operatorname{tg} \varphi_1 = z_0 / y_0. \quad (10.16)$$

Nếu dựng mặt phẳng vuông góc với đường kính trục đi qua điểm N ta sẽ nhận được mặt cắt của vùng biến dạng như trên hình 159b. Trên hình này biên dạng của trục cán là đường tròn bán kính R_x . Theo hình vẽ này góc tiếp của trục ω_1 tại điểm N và bán kính R_x được xác định từ các biểu thức:

$$\operatorname{tg} \omega_1 = \frac{Z_0}{Y_0}, \quad (10.17)$$

$$R_x = \sqrt{Y_0^2 + Z_0^2}.$$

Trong đó: Z_0 và Y_0 là các toạ độ của hệ OXYZ của điểm N trên bề mặt trục cán, cách đường tâm cán một khoảng ngắn nhất trong tiết diện của vùng biến dạng tương ứng với $x = x_0$.



Hình 159. Mặt cắt của vùng biến dạng vuông góc đường cán (a) và vuông góc với đường tâm trục (b):
1- phôi cán; 2- trục cán.

Từ các biểu thức (10.15) – (10.17) ta thấy để tìm các giá trị r , R_x , ω_1 và φ_1 cần phải biết toạ độ điểm N $-(y_0, z_0)$ và (Y_0, Z_0) . Các toạ độ Y_0 và Z_0 theo công thức (10.9) được biểu thị qua toạ độ $(x_0, y_0$ và $z_0)$. Vì hoành độ x_0 là thông số cho trước nên để xác định các giá trị r , R_x , ω_1 và φ_1 ta phải tìm toạ độ (y_0, z_0) . Để xác định giá trị y_0 và z_0 , ta chỉ có một phương trình (10.13) với hai biến. Để giải bài toán ta cần thêm một phương trình

nữa với hai biến là y và z. Phương trình đó là điều kiện tiếp xúc của hai đường cong 1 và 2 trên hình 159a, nghĩa là đạo hàm của phương trình (10.13) và (10.15) phải bằng nhau.

$$\left(\frac{dy}{dx}\right)_{\text{truc}} = \left(\frac{dy}{dz}\right)_{\text{phoi}} \quad (10.18)$$

Nhưng như vậy ta sẽ có phương trình bậc bốn phức tạp, để đơn giản tính toán ta tính bằng cách thay thế x_0 bằng giá trị của X theo phương trình (10.9)

$$x_0 = s + \frac{x - (p - y)\sin\beta - (z - m)\sin\alpha\cos\beta}{\cos\alpha\cos\beta} \quad (10.19)$$

Đạo hàm của phương trình (10.13) theo z ta có:

$$\begin{aligned} & [(x_0 - z)\cos\alpha\sin\beta - (p - y)\cos\beta + (z - m)\sin\alpha\sin\beta](y'_{\text{tr}}\cos\beta + \sin\alpha\sin\beta) \\ & - [(x_0 - s)\sin\alpha - (z - m)\cos\alpha]\cos\alpha - RR'(\sin\alpha\cos\beta - y'_{\text{tr}}\sin\beta) = 0, \end{aligned}$$

trong đó: R' - là đạo hàm dR/dX ; y'_{tr} - đạo hàm phương trình biên dạng trục cán.

Vì bán kính trục R là hàm của X, đạo hàm R theo z trong phương trình trên xác định bằng công thức $dR/dz = (dR/dX) \cdot (dX/dz)$.

Đạo hàm dX/dz có thể tính từ phương trình (10.9). Sau khi thay thế x_0 từ (10.19) vào phương trình vừa nhận được và biến đổi ta có

$$y'_{\text{tr}} = \frac{(X - RR')\sin\alpha\cos\beta - (z - m)}{(X + RR')\sin\beta - (p - y)} \quad (10.20)$$

Đạo hàm phương trình (10.14) theo z, ta có:

$$\left(\frac{dy}{dz}\right)_{\text{ph}} = -\frac{z}{y} \quad (10.21)$$

Thế các biểu thức (10.20) và (10.21) vào (10.18) ta có:

$$\begin{aligned} z_0 &= \eta y_0; \\ \eta &= \frac{m + (X - RR')\sin\alpha\cos\beta}{p - (X + RR')\sin\beta} \end{aligned} \quad (10.22)$$

Kết hợp các phương trình (10.13), (10.19) và (10.22) tìm được

$$y_0 = \frac{a\cos^2\alpha + bc - \cos\alpha\cos\beta\sqrt{(\cos^2\alpha + c^2)R^2 - (a\eta - m - X\sin\alpha\cos\beta)^2}}{\cos^2\alpha + a}, \quad (10.23)$$

trong đó: a, b và c là các hệ số được xác định như sau:

$$\begin{aligned} a &= p - X\sin\beta; \\ b &= m\cos\beta + (X - p\sin\beta)\sin\alpha; \\ c &= \eta\cos\beta - \sin\alpha\sin\beta. \end{aligned}$$

Như vậy, ta đã tính được tọa độ y_0 và z_0 là tọa độ của điểm trên bề mặt của trục nhưng cách đường tâm phôi một khoảng cách ngắn nhất. Tập hợp tất cả các điểm này tạo nên đường biên vùng biến dạng.

10.6. CƠ CHẾ TRƯỢT TRÊN BỀ MẶT TIẾP XÚC GIỮA KIM LOẠI VÀ TRỤC CÁN

Để xem xét cơ chế trượt của kim loại trên bề mặt trục cán, tại điểm tiếp xúc o bất kỳ tương ứng các góc ở tâm trục cán ω chắn cung tiếp xúc gọi là góc tiếp trục, tương ứng góc ở tâm phôi ψ chắn cung tiếp xúc gọi là góc tiếp phôi. Đặt hệ tọa độ tiếp phôi oxy sao cho: trục ox – hướng theo hướng cán; oy – hướng quay phôi, oz – hướng bán kính.

Hình chiếu véc tơ tốc độ dài của kim loại tại điểm gốc tọa độ o trên mặt tiếp xúc có thể biểu thị thông qua hình chiếu véc tơ tốc độ dài của trục. Muốn vậy ta đưa vào khái niệm hệ số tốc độ kim loại so với tốc độ trục tại điểm tiếp xúc bất kỳ. Như vậy ta có hệ số tốc độ theo hướng trục, hướng quay và hướng tâm của phôi. Các hệ số tốc độ đó tại điểm tiếp xúc bất kỳ đều có thể viết:

$$\eta_x = \frac{v_x}{u_x}; \eta_y = \frac{v_y}{u_y}; \eta_z = \frac{v_z}{u_z}.$$

trong đó: η_x gọi là hệ số tốc độ của kim loại tương ứng so với tốc độ của trục cán theo hướng ox, hay hệ số tốc độ dọc trục;

η_y -hệ số tốc độ của kim loại tương ứng so với tốc độ của trục cán theo hướng oy, hay hệ số tốc độ hướng tang;

η_z -hệ số tốc độ của kim loại tương ứng so với tốc độ của trục cán theo hướng oz, hay hệ số tốc độ hướng tâm.

Theo các công thức trên, các thành phần tốc độ kim loại sẽ bằng:

$$v_x = \eta_x u_x; v_y = \eta_y u_y; v_z = \eta_z u_z.$$

Tại các điểm kim loại ra khỏi trục cán, hệ số tốc độ dọc và hệ số tốc độ hướng tang được ký hiệu là η_0 và η_T .

Cơ chế trượt hướng tang. Trong cán nghiêng, quá trình vượt và trễ theo hướng tang cũng giống như trong cán ngang, tức là theo chiều quay của phôi, trước tiên ta có vùng vượt và sau đó là vùng trễ. Giống như trong cán ngang, hệ số tốc độ hướng tang phụ thuộc vào hệ số ma sát. Khi hệ số ma sát bằng 0,4 thì hệ số tốc độ hướng tang tại các điểm ra khỏi trục tính theo lý thuyết là 0,6 và thực nghiệm cũng cho kết quả như vậy. Điều đó chứng minh tính đúng đắn cơ chế trượt của kim loại trên trục cán.

Cơ chế trượt dọc. Theo các số liệu thực nghiệm hệ số tốc độ dọc trên các máy cán nghiêng có thể nằm trong khoảng 0,3 - 1,18, tuy nhiên quá trình cán nghiêng thường xảy ra với những giá trị $\eta_0 \ll 1$. Những giá trị đưa ra trên đúng với điểm ra khỏi trục cán của phôi. Tại các điểm khác hệ số tốc độ hướng tang như đã biết còn nhỏ hơn. Điều đó chứng tỏ rằng trên toàn bộ chiều dài vùng biến dạng, kim loại trễ hơn so với trục. Điều đó có

ngĩa là trong cán ngang có thể không có vùng vượt. Hiện tượng này không có lời giải thích thoả đáng.

Về cơ chế trượt dọc của kim loại tương đối so với trục hoặc về điều kiện chuyển động và cân bằng của vật cán khi không có vùng vượt dọc trục trên máy cán nghiêng hiện nay có nhiều ý kiến khác nhau.

Giả thiết của P.T.Emelianhencô như đã biết là được chấp nhận hơn cả, theo giả thiết này thì chuyển động của vật cán theo hướng dọc trục tồn tại không liên tục mà gián đoạn. Đặc điểm này của chuyển động dọc trục có liên quan đến sự quán quanh trục của kim loại mà theo ý kiến tác giả điều đó tất yếu xảy ra. Khi kim loại quán quanh trục rất nhiều thì trở kháng dọc trục trở lên rất lớn và thắng lực ăn phôi khi đó phôi dừng lại. Vật cán khi đó chỉ chịu tác dụng cán ngang. Khi cán ngang đường kính trong của phôi tăng. Điều đó dẫn đến giảm lượng kim loại quán quanh trục và đồng thời giảm trở kháng dọc của trục tâm. Trở kháng của trục tâm giảm làm cho khả năng ăn phôi được phục hồi và phôi tiếp tục chuyển động dọc cho đến khi có kim loại quán quanh trục tâm. Sau đó quá trình “hãm và tiến” được lặp lại. Nhờ có chu trình như vậy tốc độ trung bình của phôi nhỏ hơn tốc độ ăn dọc của trục. Như vậy cũng giải thích vì sao trong cán nghiêng không có vùng vượt trước.

Tuy vậy không nên giải thích hiện tượng không có vùng vượt trước chỉ bằng sự tồn động kim loại có chu kỳ trước mũi trục. Điều này dễ thấy rằng hiện tượng trễ xảy ra trên toàn bộ vùng biến dạng không chỉ trong cán nghiêng trên máy có trục tâm cố định mà còn đúng với trường hợp cán trên máy có trục tâm dài xoay tự do. Ví dụ như máy nong ống ba trục loại Axella. Trên máy này quá trình cán được thực hiện với trục tâm dài xoay tự do không có cản kháng đối với chuyển động dọc.

Với quan điểm đã xét trên thì quá trình cán trên máy nong ống ba trục không có vượt trước là vô nghĩa. Mặc dù vậy quá trình cán trên máy nong ống vẫn xảy ra như các máy cán nghiêng khác với độ trễ trên toàn vùng biến dạng.

Như vậy giả thiết trên là không có cơ sở. Cũng không nên cho rằng quá trình tạo phôi ống trên máy cán nghiêng là quá trình mà ở đó kim loại tồn động quanh trục tâm và trục ăn phôi với tốc độ gián đoạn theo chu kỳ. Rõ ràng kim loại quán quanh trục thì trong quá trình cán ổn định nó phải được xác định, và như vậy tốc độ ăn phôi phải liên tục. Quan niệm đúng về điều kiện cân bằng vật cán trong cán nghiêng về cơ cấu trượt trên mặt trục khi không có vượt trước chỉ được giải thích trên cơ sở phân tích lực ma sát và hướng tác dụng của chúng trên bề mặt tiếp xúc kim loại với dụng cụ.

Ta xét sự cân bằng của vật cán trong điều kiện quá trình ổn định.

Trong quá trình ổn định, khi mà vật cán đã đạt được tốc độ quay và tốc độ tịnh tiến nhất định thì tổng tất cả các lực thành phần và tổng tất cả các mômen đặt vào vật cán bằng không. Điều kiện cân bằng của vật cán trên máy cán nghiêng có thể được viết bằng hệ phương trình sau

$$\begin{cases} P_T' + P_T'' + P_N + P_o + P_n = 0; \\ M_T' + M_T'' + M_N + M_o + M_n = 0, \end{cases}$$

trong đó: P'_T - tổng các thành phần lực ma sát tác dụng từ phía trục cán trong khu trễ dọc; P''_T - tổng các thành phần lực ma sát tác dụng từ phía trục cán trong khu vượt dọc; P_N - tổng các thành phần lực từ áp lực pháp tuyến; P_o - tổng các thành phần trở kháng của trục tâm; P_n - tổng các thành phần lực ma sát và áp lực tác dụng từ phía dụng cụ dẫn hướng; M'_T - mômen tổng từ các thành phần lực ma sát trục cán trong vùng trễ hướng tang; M''_T - mômen tổng từ các thành phần lực ma sát trục cán trong vùng vượt hướng tang; M_N - mômen tổng của áp lực pháp tuyến; M_o - mômen kháng từ phía trục tâm; M_n - mômen tổng từ các dụng cụ dẫn hướng.

Lực quán tính và mômen quán tính trong quá trình ổn định có thể bỏ qua. Trong trường hợp cán trên máy cán nghiêng ba trục có trục tâm dài và quay tự do không có dụng cụ dẫn hướng thì trở kháng của trục tâm và của các thiết bị dẫn hướng bằng không, ta có hệ phương trình sau:

$$\begin{cases} P'_T + P_N = 0; \\ M'_T + M''_T + M_N = 0. \end{cases}$$

P'_T - hướng về phía chuyển động của phôi; P''_T , P_o - ngược hướng chuyển động của phôi; P_n - trong trường hợp đĩa dẫn động có hướng trùng hướng chuyển động của phôi, những trường hợp còn lại thì ngược hướng chuyển động của phôi; P_N - trên máy cán ba trục có hướng ngược chuyển động của phôi, còn trong những trường hợp còn lại có thể có những hướng khác nhau.

Như vậy lực P'_T - là lực đẩy phôi hay là lực dương, còn các lực P''_T , P_o - lực cản kháng hay lực âm. Các lực còn lại có thể là dương hoặc âm phụ thuộc vào cấu tạo máy và điều kiện cán. Mômen M'_T là mômen quay hoặc mômen dương. Mômen M''_T , M_N , M_o và M_n là mômen kháng hoặc mômen âm.

Phân tích điều kiện cân bằng của cán nghiêng trên máy nông ống ba trục là đơn giản nhất. Ta xét cho trường hợp cán không có vượt dọc.

Chương XI xem xét tác dụng của lực ma sát tại một điểm bất kỳ trên bề mặt tiếp xúc kim loại với trục dẫn. Thành phần của lực ma sát có liên quan đến hướng cán và hướng quay của vật cán và có thể biểu diễn như sau: $T_x = l_T T$; $T_y = m_T T$ nghĩa là

$$T_x = \frac{T}{\sqrt{1 + \left(\frac{\xi_y}{\xi_x} \operatorname{ctg} \alpha\right)^2}}; T_y = \frac{T}{\sqrt{1 + \left(\frac{\xi_y}{\xi_x} \operatorname{ctg} \alpha\right)^2}} \quad (10.24)$$

Thành phần thứ nhất của lực ma sát là lực đẩy phôi vào máy, thành phần thứ hai nhân với bán kính phôi là mômen quay hoặc mômen kháng hoặc là mômen quay hoặc mômen hãm. Phương trình (10.24) cho thấy các thành phần T_x và T_y phụ thuộc vào hệ số trượt dọc ξ_x , trong đó khi tăng ξ_x thì T_x tăng và T_y giảm. Nếu như vì một nguyên nhân nào đó mà hệ số trượt dọc tăng thì dẫn tới tăng thành phần T_x và giảm thành phần T_y . Từ đây ta

thấy rằng nguồn gốc của sự cân bằng là sự thay đổi hướng tác dụng của lực ma sát trên bề mặt tiếp xúc giữa trục với kim loại.

Như trên ta đã biết khi tăng hệ số trượt thì thành phần lực ma sát T_x tăng và T_y giảm và như vậy mômen M'_T giảm. Tồn tại cân bằng hướng trục dẫn tới mất cân bằng hướng tang. Câu hỏi đặt ra là từ nguồn mômen dự trữ nào sự cân bằng hướng tang tồn tại được. Câu trả lời có thể đưa ra khi xét toàn bộ các mômen đặt lên phôi cán. Như đã thấy ngoài mômen quay M'_T ta còn có mômen cản hoặc mômen âm M''_T và M_N . Khi tăng độ trượt dọc mômen kháng M''_T cũng như mômen quay M'_T , do sự thay đổi phương lực ma sát về hướng cán, sẽ giảm. Khi tăng độ trượt dọc thì lượng ép thành phần giảm và như vậy bề rộng vùng biến dạng cũng giảm. Điều đó dẫn tới giảm diện tích vùng vượt hướng tang và giảm mômen M''_T .

Như vậy khi tăng độ trượt dọc của kim loại mômen kháng M''_T giảm do hướng lực ma sát thay đổi về hướng cán và diện tích vùng vượt hướng tang giảm. Vùng vượt hướng tang nhỏ hơn rất nhiều so với vùng trễ tang, chính vì vậy sự giảm mômen M'_T không thể bù trừ hết bằng mômen kháng M''_T . Ta biết rằng mômen kháng của áp lực tỷ lệ thuận với bình phương bề rộng của vùng biến dạng, chính vì vậy khi tăng độ trượt dọc có liên quan đến sự giảm bề rộng vùng biến dạng và điều này dẫn tới giảm đáng kể mômen kháng M_N .

Như vậy khi tăng độ trượt dọc mômen kháng M''_T và M_N đều giảm. Điều gì sẽ xảy ra nếu lượng giảm tổng thể của M''_T và M_N sẽ lớn hơn hoặc nhỏ hơn lượng giảm cần thiết để bù trừ lượng giảm của M'_T ? Rõ ràng trong trường hợp này thì đường trung gian sẽ chuyển dịch sang phía này hoặc phía khác chia bề mặt tiếp xúc kim loại với trục thành hai phần vượt và trễ hướng tang.

Sự chuyển dịch của đường này dẫn tới thay đổi tỷ lệ mômen M' và mômen M'' và kết quả cuối cùng đạt được trạng thái cân bằng hướng tang. Tuy nhiên chuyển dịch đường trung hoà này cũng dẫn đến thay đổi hệ số trượt hướng tang. Như vậy là khi thay đổi độ trượt dọc sẽ dẫn tới thay đổi độ trượt tang. Thực nghiệm cho thấy khi thay đổi kháng dọc bằng cách thay đổi độ cao của eo trục thì không những thay đổi hệ số trượt dọc mà còn thay đổi hệ số trượt tang. Khi tăng độ cao của eo trục thì hệ số trượt dọc và tang đều tăng. Quy luật về sự thay đổi này của hệ số trượt dọc và trượt tang đúng với mọi giá trị của góc ăn.

Như vậy sự thay đổi độ trượt dọc gây nên sự thay đổi độ trượt tang và sự thay đổi này liên quan đến sự chuyển dịch của đường trung gian về phía khu vực vượt hướng tang, khu vực này giảm đi. Trong cán nghiêng không có vượt dọc cơ cấu trượt và cả điều kiện chuyển động và cân bằng vật cán có thể được thể hiện như sau. Nếu như vì một nguyên nhân nào đó trở kháng dọc của vật cán tăng thì điều đó cũng kéo theo sự tăng độ trượt dọc. Sự tăng độ trượt dọc làm cho lực ma sát quay thay đổi hướng về phía trường cán trên bề mặt tiếp xúc kim loại với trục. Kết quả các thành phần lực ma sát dọc trên bề mặt kim loại với trục hoặc gọi là lực ăn tăng. Điều đó dẫn đến việc khôi phục sự cân bằng lực theo hướng trục.

Sự quay của lực ma sát có liên quan đến những thay đổi các thành phần lực ma sát hướng tang. Trong đó các thành phần ma sát hướng tang trên bề mặt kim loại với trục giảm. Đồng thời giảm mômen kháng của áp lực pháp tuyến.

Sự giảm mô men quay sẽ bù trừ với sự giảm mômen kháng của lực ma sát và mômen áp lực pháp tuyến. Nếu tổng số thay đổi của hai mômen sau lớn hơn hoặc nhỏ hơn lượng thay đổi của mômen thứ nhất thì sẽ dẫn đến sự chuyển dịch của đường trung hoà chia bề mặt tiếp xúc thành hai vùng vượt và trễ hướng tang. Sự chuyển dịch này cũng góp phần thay đổi tỷ lệ giữa mômen quay và mômen kháng của các lực ma sát và áp lực tác dụng lên kim loại từ phía trục cán và cuối cùng khôi phục lại trạng thái cân bằng của trục cán.

Sự chuyển dịch đường trung hoà chia miền tiếp xúc thành hai vùng trễ và vượt, dẫn đến sự thay đổi hệ số trượt của chúng ta theo các số liệu thực nghiệm thì hệ số trượt hướng tang thay đổi về phía tăng chứng tỏ rằng đường trung gian chuyển dịch sao cho vùng trễ hướng tang tăng và vùng vượt giảm. Độ trượt dọc có thể thay đổi tùy ý trong giới hạn rộng. Độ trượt hướng tang thay đổi trong giới hạn hẹp hơn phụ thuộc vào lực ép thành phần của phôi và không khi nào vượt quá giới hạn cực đại cho phép, giới hạn này được xác định bằng sự tồn tại của vùng vượt hướng tang, mặc dù nó rất nhỏ.

Những điều trên chứng tỏ rằng trong cán nghiêng cũng như cán ngang về nguyên tắc luôn có vùng vượt hướng tang. Lực ma sát của vùng này là tiềm năng để thiết lập và duy trì điều kiện cân bằng trong cán nghiêng không những ở hướng tang mà còn ở hướng dọc trục.

Như thế có thể kết luận như sau:

1. Sự cân bằng lực dọc khi không có vượt dọc được giải thích bằng sự thay đổi độ trượt dọc và sự thay đổi hướng của lực ma sát trên bề mặt tiếp xúc kim loại với trục;
2. Sự cân bằng vật cán theo hướng dọc cần thiết phải xét cùng với sự cân bằng theo hướng tang;
3. Nguồn dự trữ lực dùng để thiết lập và duy trì cân bằng theo hướng dọc và hướng tang là các thành phần ma sát dư hướng tang, tác dụng trên bề mặt tiếp xúc kim loại với trục và tạo nên vùng vượt tang.

10.7. VÙNG TRỄ VÀ VÙNG VƯỢT TRÊN BỀ MẶT TIẾP XÚC GIỮA KIM LOẠI VÀ TRỤC CÁN

Trên các máy cán nghiêng, bề mặt tiếp xúc kim loại với trục có thể được chia, trong trường hợp tổng quát, thành bốn vùng. Những vùng này được giới hạn bởi các đường $\eta_x=1$ hoặc $\xi_x=0$ và $\eta_y=1$ hoặc $\xi_y=0$, chúng có thể gọi là những đường trung hoà. Đường trung hoà $\eta_x=1$ chia vùng tiếp xúc thành hai vùng trễ dọc và vượt dọc. Đường trung hoà $\eta_y=1$ chia vùng tiếp xúc thành hai vùng trễ và vượt hướng tang.

Theo chiều quay của vật cán trước tiên là vùng vượt hướng tang ở đó $\eta_y>1$ và sau đó là vùng trễ hướng tang ở đó $\eta_y<1$. Trong vùng I ở đó $\eta_x<1$ và $\eta_y>1$ kim loại trễ so với trục ở hướng dọc và vượt so với trục cán ở hướng tang. Trong vùng II ở đó $\eta_x<1$ và $\eta_y<1$

kim loại trễ so với trục ở hướng dọc và hướng tang. Trong vùng III, $\eta_x > 1$ và $\eta_y > 1$, kim loại vượt trục ở hướng dọc và hướng tang. Trong vùng IV: $\eta_x > 1$, $\eta_y < 1$ kim loại vượt trục ở hướng dọc và trễ ở hướng tang.

Trên đường trung gian $\eta_x = 1$ không có sự trượt kim loại so với trục ở hướng dọc nhưng có sự trượt ở hướng tang. Trên đường trung gian $\eta_y = 1$ kim loại không trượt ở hướng tang nhưng trượt ở hướng dọc.

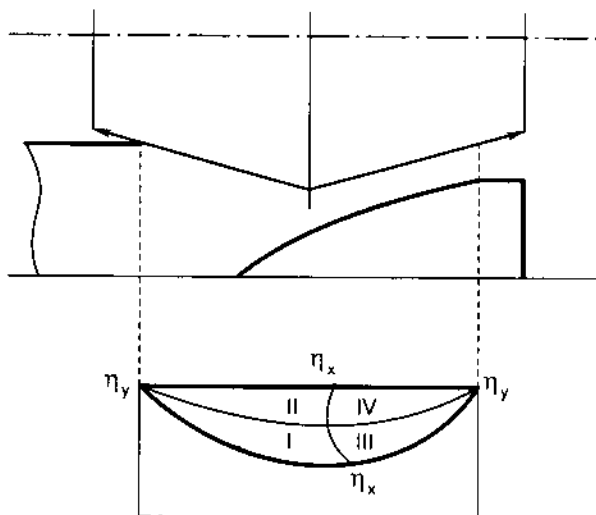
Tại điểm cắt nhau của hai đường trung gian $\eta_x = 1$ và $\eta_y = 1$ không có sự trượt ở cả hướng dọc và hướng tang. Điểm này là duy nhất trên bề mặt tiếp xúc không có sự trượt.

Quá trình cán nghiêng thường xảy ra không có vượt dọc. Khi đó đường trung gian $\eta_x = 1$ và điểm cắt nhau của đường $\eta_x = 1$ và $\eta_y = 1$ không có. Điều đó chứng tỏ rằng trong trường hợp cán nghiêng không có vượt trước theo hướng dọc trên bề mặt tiếp xúc kim loại với trục cán, không có những điểm mà ở đó không có sự trượt (điểm dính).

Theo công thức tổng quát chính xác, trị số cosin chỉ hướng của lực ma sát như sau: trên đường trung gian $\eta_x = 1$: $l_T = 0$; $m_T \neq 0$; $n_T \neq 0$; Trên đường trung gian $\eta_y = 1$: $l_T \neq 0$; $m_T = 0$; $n_T \neq 0$; điều đó có nghĩa là trên đường trung gian $\eta_x = 1$, lực ma sát nằm trong tiết diện vuông góc với đường cán, còn trên đường $\eta_y = 1$ thì chúng nằm trong mặt phẳng kinh tuyến của phôi cán.

Phân tích các kết quả nghiên cứu cho phép kết luận:

1. Hệ số tốc độ dọc theo hướng cán tăng và đặc biệt tăng mạnh khi ép với trục tâm tại lân cận vùng eo của trục cán.
2. Thành phần lực ma sát trên đường cán phụ thuộc vào hệ số tốc độ hướng tang. Nếu hệ số càng gần với 1 thì hình chiếu lực ma sát trên đường cán cũng tăng.
3. Thành phần lực ma sát trên trục cán dọc theo chiều dài của vùng biến dạng thay đổi: ở tiết diện vào chúng có giá trị cực đại, ở tiết diện ra - cực tiểu.



Hình 160. Vùng tiếp xúc giữa kim loại và trục cán.

Chương XI

CÁC THÀNH PHẦN VÉC TƠ TỐC ĐỘ VÀ VÉC TƠ LỰC TÁC DỤNG GIỮA KIM LOẠI VÀ TRỤC TRONG CÁN NGHIÊNG

11.1. CÔNG THỨC TỔNG QUÁT BIẾN ĐỔI TOẠ ĐỘ

Các thành phần tốc độ của trục cán và các thành phần lực pháp tuyến trên bề mặt giữa trục và kim loại liên quan đến các hướng cán, hướng quay và hướng tâm có ý nghĩa thực tế và lý thuyết quan trọng. Thành phần tốc độ dài của trục cán dọc theo hướng cán quyết định tốc độ ăn vào của phôi gọi là tốc độ ăn phôi. Thành phần tốc độ dài của trục theo hướng quay của phôi quyết định tốc độ quay của phôi. Nếu thành phần tốc độ của trục trên hướng bán kính của phôi chia cho bán kính phôi hoặc chiều dày phôi ta có tốc độ biến dạng.

Thành phần lực pháp tuyến giữa kim loại và trục theo hướng cán có xu hướng cản trở chuyển động vào của phôi, thành phần theo hướng quay của phôi nhân với bán kính là mômen quay còn thành phần theo hướng kính gọi là lực ép.

Sau đây ta xác định các thành phần véc tơ tốc độ và véc tơ lực pháp tuyến trên các phương của hệ toạ độ được chọn, đáp ứng yêu cầu phân tích như trên, gọi là hệ toạ độ tiếp trục và hệ toạ độ tiếp phôi.

Lấy điểm O bất kỳ trên bề mặt tiếp xúc giữa kim loại và trục. Tại điểm tiếp xúc O bất kỳ đó ta có các góc ở tâm của trục ω chắn cung tiếp xúc gọi là góc tiếp trục và góc ở tâm của phôi ψ chắn cung tiếp xúc gọi là góc tiếp phôi. Véc tơ tốc độ dài của trục tại điểm đang xét ký hiệu là u , và véc tơ lực pháp tuyến tác dụng từ phía trục lên phôi ký hiệu là N . Góc giữa đường tâm trục và tiếp tuyến tại điểm đang xét hay là góc côn của trục được ký hiệu là φ .

Trên hình vẽ 161 các đại lượng ψ (H161a), α (H161b), β (161c), và véc tơ tốc độ u (H161d) véc tơ lực pháp tuyến N (H161e) được chiếu hoàn toàn lên mặt phẳng.

Ta dựng hai hệ toạ độ Đề các vuông góc trong không gian $oxyz$ và $oXYZ$. Hệ toạ độ $oxyz$ gọi là tiếp phôi có các trục như sau: ox – trùng hướng cán hay hướng chuyển động của phôi vào máy; oy – hướng quay phôi, oz – hướng bán kính.

Hệ toạ độ thứ hai gọi là hệ tiếp trục XYZ : oX –trùng với đường sinh của trục; oY –trùng với véc tơ tốc độ dài u của trục; oZ – trùng hướng với pháp tuyến bề mặt trục tại điểm o .

Công thức liên hệ toạ độ giữa các hệ không gian hay gọi là các công thức biến đổi hệ toạ độ này sang hệ toạ độ khác đã được xét kỹ trong các giáo trình toán.

Như vậy ta có các quan hệ hàm biến đổi:

$$\begin{aligned}x &= x(X, Y, Z), \\y &= y(X, Y, Z), \\z &= z(X, Y, Z).\end{aligned}\quad (11.1)$$

Để có công thức biến đổi giữa hệ tọa độ $oxyz$ và $oXYZ$ ta đưa vào các hệ tọa độ phụ trợ sau đây: $ox'Yz'$, $ox'y'z''$, $ox''y'z'''$ và $oxy''z'''$ có cùng chung gốc tọa độ tại điểm đang xét. Ta sử dụng các hệ tọa độ phụ trợ này để chuyển đổi giữa hai hệ tọa độ chính $oxyz$ và $oXYZ$, từng bước như sau.

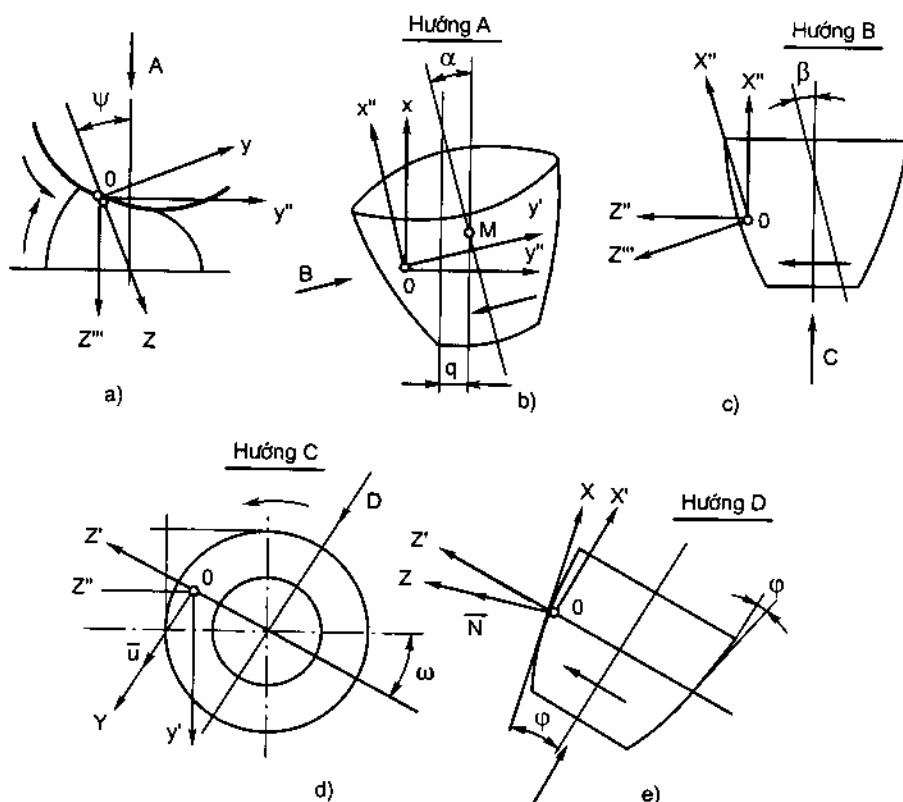
1) Quay hệ tọa độ $oXYZ$ quanh trục oY một góc φ ta có hệ tọa độ phụ thứ nhất $ox'Yz'$, trong đó oz' vuông góc với đường tâm trục và cùng nằm trong mặt phẳng với nó tạo bởi góc ω (hình 154e).

2) Quay hệ tọa độ $ox'Yz'$ quanh trục ox' một góc ω ta có hệ tọa độ thứ hai $ox'y'z''$, trong đó oy' vuông góc với mặt phẳng kinh tuyến chính của trục (hình 154d).

3) Quay hệ tọa độ $ox'y'z''$ quanh trục oy' một góc β ta có hệ $ox''y'z'''$ trong đó trục oz''' song song với đường xoay của trục để tạo góc ăn α (hình 154c).

4) Quay hệ tọa độ $ox''y'z'''$ quanh trục oz''' một góc α ta có hệ $oxy''z'''$ trong đó trục ox song song với đường cán (hình 154b).

5) Cuối cùng quay hệ $oxy''z'''$ quanh trục ox một góc ψ ta có hệ tọa độ chính $oxyz$ (hình 154a).



Hình 161. Mặt cắt vùng biến dạng và các hình chiếu của trục trên các mặt phẳng khác nhau.

Toạ độ của cùng một điểm bất kỳ, ký hiệu là (X,Y,Z) , (x', Y, z') , (x', y', z') , (x'', y', z'') , (x, y'', z'') và (x,y,z) tương ứng cho các hệ không gian $oXYZ$, $ox'Yz'$, $ox'y'z''$, $ox''y'z''$, $oxy''z''$ và hệ $oxyz$.

Như vậy sau khi biến đổi lần thứ nhất ta có (H 161e):

$$x' = X \cos \varphi - Z \sin \varphi; \quad z' = X \sin \varphi + Z \cos \varphi; \quad (11.2)$$

Sau khi biến đổi lần thứ hai ta có (H.161d):

$$y' = Y \cos \omega - Z' \sin \omega; \quad z'' = Y \sin \omega + z' \cos \omega; \quad (11.3)$$

Sau khi biến đổi lần thứ ba ta có (H.161c):

$$x'' = x' \cos \beta - z'' \sin \beta; \quad z''' = -x' \sin \beta + z'' \cos \beta; \quad (11.4)$$

Sau khi biến đổi lần thứ tư ta có (H.161b):

$$x = x'' \cos \alpha + y' \sin \alpha; \quad y'' = -x'' \sin \alpha + y' \cos \alpha; \quad (11.5)$$

Sau khi biến đổi lần thứ năm ta có (H.161a):

$$y = y'' \cos \psi - z''' \sin \psi; \quad z' = y'' \sin \psi + z''' \cos \psi. \quad (11.6)$$

Lần lượt thay thế các biểu thức (11.1) vào (11.2), (11.3), (11.4), (11.5) và (11.6) sau đó biến đổi bằng cách nhóm các số hạng có chứa X , Y và Z ta có các phương trình quan hệ giữa các toạ độ của hai hệ $oxyz$ và $oXYZ$ đối với điểm bất kỳ trên bề mặt tiếp xúc giữa kim loại và trục như sau:

$$\begin{aligned} x = & (\cos \alpha \sin \beta \sin \varphi \cos \omega + \cos \alpha \cos \beta \cos \varphi - \sin \alpha \sin \varphi \sin \omega) X \\ & + (\sin \alpha \sin \omega + \cos \alpha \sin \beta \sin \omega) Y \\ & + (\cos \alpha \sin \beta \cos \varphi \cos \omega - \sin \alpha \cos \varphi \sin \omega - \cos \alpha \cos \beta \sin \varphi) Z; \\ y = & (\sin \beta \cos \varphi \sin \psi - \sin \alpha \sin \beta \sin \varphi \cos \omega \cos \psi - \sin \alpha \cos \beta \cos \varphi \cos \psi - \\ & - \sin \alpha \cos \beta \cos \varphi \cos \psi \\ & - \cos \alpha \sin \varphi \sin \omega \cos \psi - \cos \beta \sin \varphi \cos \omega \sin \psi) X \\ & + (\cos \alpha \cos \omega \cos \psi - \sin \alpha \sin \beta \sin \omega \cos \psi - \cos \beta \sin \omega \sin \psi) Y \\ & + (\sin \alpha \cos \beta \sin \varphi \cos \psi - \sin \alpha \sin \beta \cos \varphi \cos \omega \cos \psi - \cos \alpha \cos \varphi \sin \omega \cos \psi \\ & - \sin \beta \sin \varphi \sin \psi - \cos \beta \cos \varphi \cos \omega \sin \psi) Z; \\ z = & (\cos \beta \sin \varphi \cos \omega \cos \psi - \sin \alpha \sin \beta \sin \varphi \cos \omega \sin \psi - \sin \alpha \cos \beta \cos \varphi \sin \psi \\ & - \cos \alpha \sin \varphi \sin \omega \sin \psi - \sin \beta \cos \varphi \cos \psi) X \\ & + (\cos \alpha \cos \omega \sin \psi + \cos \beta \sin \omega \cos \psi - \sin \alpha \sin \beta \sin \omega \sin \psi) Y \\ & + (\sin \alpha \cos \beta \sin \varphi \sin \psi + \sin \beta \sin \varphi \cos \psi + \cos \beta \cos \varphi \cos \omega \cos \psi \\ & - \sin \alpha \sin \beta \cos \varphi \cos \omega \sin \psi - \cos \alpha \cos \varphi \sin \omega \sin \psi) Z. \end{aligned} \quad (11.7)$$

Phương trình (11.7) biểu thị quan hệ biến đổi giữa hai hệ toạ độ $oxyz$ và $oXYZ$ đối với máy cán nghiêng bất kỳ. Đây là những phương trình ban đầu để phân tách các thành

phần véc tơ tốc độ và véc tơ lực pháp tuyến tại điểm bất kỳ theo các phương như đã nêu ở trên.

11.2. CÁC THÀNH PHẦN VÉC TƠ TỐC ĐỘ CỦA TRỤC CÁN VÀ VÉC TƠ ÁP LỰC PHÁP TUYẾN TRÊN MẶT TIẾP XÚC GIỮA KIM LOẠI VÀ TRỤC

11.2.1. Các thành phần véc tơ tốc độ của trục cán

Các thành phần hay có thể gọi là các hình chiếu của véc tơ tốc độ dài của trục $\vec{u}$ tại điểm đang xét o ký hiệu là u_x, u_y, u_z – thành phần tốc độ dài của trục trên các hướng ox, oy và oz . Ký hiệu $l_u; m_u; n_u$ – là cosin chỉ hướng của véc tơ $\vec{u}$ trong hệ $oxyz$, ta có

$$u_x = l_u u; u_y = m_u u; u_z = n_u u, \quad (11.8)$$

trong đó: u – môđun véc tơ tốc độ dài của trục tại điểm đang xét, m/giây.

Theo các biểu thức trên thì việc tìm các hình chiếu của véc tơ tốc độ của trục dẫn tới việc tìm các giá trị cosin chỉ hướng của chính véc tơ đó trong hệ tọa độ tiếp phối $oxyz$.

Nếu ta ký hiệu $l'_u; m'_u; n'_u$ là các cosin chỉ hướng của véc tơ $\vec{u}$ trong hệ tọa độ tiếp trục $oXYZ$ thì ta sẽ có:

$$l'_u = 0; m'_u = 1; n'_u = 0. \quad (11.9)$$

Thay thế trong (11.7) x, y, z bằng $l_u; m_u; n_u$ và X, Y, Z bằng $l'_u; m'_u; n'_u$ kết hợp với (11.8) ta có các công thức:

$$\begin{cases} l_u = \sin\alpha \sin\omega + \cos\alpha \sin\beta \sin\omega; \\ m_u = (\cos\alpha \cos\omega - \sin\alpha \sin\beta \sin\omega) \cos\psi - \cos\beta \sin\omega \sin\psi; \\ n_u = (\cos\alpha \cos\omega - \sin\alpha \sin\beta \sin\omega) \sin\psi + \cos\beta \sin\omega \cos\psi. \end{cases} \quad (11.10)$$

Công thức (11.10) là các công thức tổng quát dùng chung cho mọi loại máy cán nghiêng, kể cả trường hợp khi máy có độ lệch tâm $q \neq 0$. Nếu $q \neq 0$, các giá trị của góc ω và ψ sẽ khác và đại lượng q được tính một cách tự động.

Từ công thức (11.10) nếu cho $\beta = 0$ thì ta có các công thức tương ứng tính cho loại máy trục hình tang trống như sau:

$$\begin{cases} l_u = \sin\alpha \sin\omega; \\ m_u = \cos\alpha \cos\omega \cos\psi - \sin\omega \sin\psi; \\ n_u = \cos\alpha \cos\omega \sin\psi + \sin\omega \cos\psi. \end{cases} \quad (11.11)$$

Thế các giá trị $\alpha = 0; \beta \neq 0; q \neq 0$ trong hệ phương trình (11.10) ta có các biểu thức biến đổi cho máy trục hình nắm:

$$\begin{cases} l_u = \sin\beta \sin\omega; \\ m_u = \cos\omega \cos\psi - \cos\beta \sin\omega \sin\psi; \\ n_u = \cos\omega \sin\psi + \cos\beta \sin\omega \cos\psi. \end{cases} \quad (11.12)$$

Nếu thay thế các giá trị $\alpha=0$; $\beta=0$ của công thức (11.10) ta sẽ có các công thức của trường hợp cán ngang đã biết:

$$l_u = 0; \quad m_u = \cos(\omega + \psi); \quad n_u = \sin(\omega + \psi). \quad (11.13)$$

Thế các giá trị của l_u , m_u , và n_u từ hệ phương trình (11.10) vào các phương trình (11.8) ta có các công thức tính các thành phần tốc độ của trục cán tại điểm đang xét đối với máy bất kỳ:

$$\begin{cases} u_x = u(\sin \alpha \sin \omega + \cos \alpha \sin \beta \sin \omega); \\ u_y = u[(\cos \alpha \cos \omega - \sin \alpha \sin \beta \sin \omega) \cos \psi - \cos \beta \sin \omega \sin \psi]; \\ u_z = u[(\cos \alpha \cos \omega - \sin \alpha \sin \beta \sin \omega) \sin \psi + \cos \beta \sin \omega \cos \psi]. \end{cases} \quad (11.14)$$

Tốc độ dài của trục cán tính theo số vòng quay cho trước: $u = \pi n_{tr} R / 30$, trong đó n_{tr} tốc độ quay vòng/ phút của trục, ta có:

$$\begin{cases} u_x = \frac{\pi n}{30} R (\sin \alpha \sin \omega + \cos \alpha \sin \beta \sin \omega); \\ u_y = \frac{\pi n}{30} R [(\cos \alpha \cos \omega - \sin \alpha \sin \beta \sin \omega) \cos \psi - \cos \beta \sin \omega \sin \psi]; \\ u_z = \frac{\pi n}{30} R [(\cos \alpha \cos \omega - \sin \alpha \sin \beta \sin \omega) \sin \psi + \cos \beta \sin \omega \cos \psi]. \end{cases} \quad (11.15)$$

Bằng cách thay thế tương tự ta có các công thức tính các thành phần tốc độ của trục cán cho các loại máy cán nghiêng khác, tương tự như các công thức (11.14) và (11.15). Như vậy với những biến đổi đơn giản ta đã có các công thức tính các thành phần tốc độ dài của trục cho mọi loại máy cán nghiêng trong hệ tọa độ tiếp phôi.

Các điểm đặc biệt trên bề mặt giữa kim loại và trục là các điểm có khoảng cách tới đường tâm phôi cán là ngắn nhất. Đối với những điểm như vậy, ở chương trước, bán kính R_x cũng như các góc tiếp trục ω_1 và tiếp phôi ψ_1 đã được xác định. Nếu trong các công thức (11.10) và (11.12) thế các giá trị ω_1 và ψ_1 ta có công thức tính cosin chỉ hướng của véc tơ tốc độ dài của trục cán tại các điểm trên bề mặt trục cán cách đường cán một khoảng cách ngắn nhất. Tương tự như vậy, thế R_x , ω_1 , ψ_1 vào các công thức (11.14) và (11.15) ta có thể tính các thành phần tốc độ dài của trục tại các điểm đó.

Phân tích các quan hệ phụ thuộc trên cho phép kết luận như sau. Các cosin chỉ hướng véc tơ tốc độ dài của trục không phụ thuộc vào góc côn của thân trục cán. Tốc độ ăn phôi vào trục phụ thuộc vào bán kính của trục R , góc ăn α , góc ép β và góc tiếp trục ω . Tốc độ ăn phôi cũng không phụ thuộc vào góc tiếp phôi ψ .

Các điểm trên bề mặt tiếp xúc là đường sinh của trục thuộc mặt phẳng chính của trục, tại đó $\omega=0$, cũng như các điểm tiếp xúc nằm trong mặt phẳng chính của phôi, tại đó $\psi=0$ có vai trò quan trọng để phân tích các thành phần tốc độ. Ví dụ, trong mặt phẳng kinh tuyến chính của trục, thay thế $\omega=0$ vào phương trình (11.14) ta có:

$$u_x = u \sin \alpha; \quad u_y = u \cos \alpha \cos \psi; \quad u_z = u \cos \alpha \sin \psi. \quad (11.16)$$

Các công thức (11.16) đúng cho các loại máy có trục hình tang trống, hình nấm và hình đĩa khi $\alpha \neq 0$, $\beta \neq 0$, $q=0$. công thức $u_x = u \sin \alpha$ xác định tốc độ ăn phôi vào máy đã được sử dụng rộng rãi trong các tài liệu kỹ thuật trong trường hợp máy cán nghiêng đơn giản nhất là kiểu trục hình tang trống.

Các công thức (11.16) cũng cho thấy các thành phần tốc độ dài của trục trong mặt phẳng chính không phụ thuộc vào góc ép và chúng giống nhau đối với mọi loại máy cán nghiêng.

Đặc biệt, điểm tiếp xúc nằm trong cả mặt phẳng chính của phôi và cả mặt phẳng chính của trục, tức là điểm mà tại đó $\omega=0$ và $\psi=0$ có các thành phần tốc độ dài của trục như sau:

$$u_x = u \sin \alpha; u_y = u \cos \alpha; u_z = 0. \quad (11.17)$$

Biểu thức $u_y = u \cos \alpha$ là thành phần tốc độ quay của trục, còn biểu thức $u_x = u \sin \alpha$ là thành phần tốc độ ăn phôi vào máy. Các biểu thức này đã được trình bày trong nhiều tài liệu kỹ thuật khi phân tích tốc độ của các máy trục kiểu tang trống. Từ đây suy ra rằng, biểu thức (11.17) chỉ đúng cho một điểm trên bề mặt tiếp xúc trên tất cả các loại máy cán nghiêng. Ngoài ra ta còn thấy thành phần tốc độ biến dạng u_z bằng zero.

Trong công thức (11.14), nếu cho $\omega=0$ và $\alpha=0$ thì ta có thành phần tốc độ của trục trong mặt phẳng chính của nó đối với máy có trục hình nấm: $\alpha=0$, $\beta \neq 0$, $q \neq 0$:

$$u_x = 0; u_y = u \cos \psi; u_z = u \sin \psi. \quad (11.18)$$

Từ công thức (11.18) suy ra rằng tốc độ ăn phôi trong mặt phẳng chính của trục bằng zero đối với máy có trục hình nấm.

Thay thế $\beta=0$ và $\psi=0$ vào công thức (11.14) ta có thành phần tốc độ dài của trục trong mặt phẳng chính của phôi đối với máy cán nghiêng trục hình tang trống như sau:

$$u_x = u \sin \alpha \cos \omega; u_y = u \cos \alpha \cos \omega; u_z = u \sin \omega. \quad (11.19)$$

11.2.2. Các thành phần véc tơ lực pháp tuyến trên mặt tiếp xúc giữa kim loại và trục cán

Các hình chiếu véc tơ áp lực pháp tuyến của trục tác dụng lên kim loại $\vec{N}$, được ký hiệu là N_x trên hướng cán; N_y – trên hướng quay và N_z – trên hướng tâm. Ta cũng ký hiệu l_N , m_N và n_N là cosin chỉ hướng của véc tơ $\vec{N}$ trong hệ toạ độ oxyz tiếp phôi.

Như vậy ta có:

$$N_x = l_N N; N_y = m_N N; N_z = n_N N, \quad (11.20)$$

trong đó: N là môđun véc tơ áp lực pháp tuyến $\vec{N}$ của trục cán tác dụng lên kim loại tại điểm đang xét.

Để xác định N_x , N_y và N_z cần phải biết các giá trị cosin chỉ hướng l_N , m_N và n_N . Bây giờ ta ký hiệu l_N ; m_N ; n_N là cosin chỉ hướng của véc tơ áp lực $\vec{N}$ trong hệ toạ độ oXYZ của trục. Vì oZ trùng với véc tơ áp lực nên ta có:

$$l_N = 0; m_N = 0; n_N = 1. \quad (11.21)$$

Các côsin chỉ hướng chính là các hình chiếu của các véc tơ đơn vị. Nhưng vì véc tơ áp lực và do đó cả véc tơ đơn vị có điểm gốc véc tơ trùng với điểm gốc của các hệ tọa độ $oxyz$ và $oXYZ$, cho nên các hình chiếu của véc tơ đơn vị chính là các tọa độ điểm cuối của nó trong hệ tọa độ tương ứng. Nên trong công thức biến đổi tổng quát (11.7) có thể thay thế các tọa độ (x,y,z) và (X, Y, Z) bằng các giá trị (l_N, m_N, n_N) và $(l'_N; m'_N; n'_N)$.

Trong công thức (11.7) thay thế các tọa độ (x,y,z) thay bằng (l_N, m_N, n_N) và các tọa độ (X, Y, Z) thay bằng $(l'_N; m'_N; n'_N)$, kết hợp với công thức (11.21), sau khi biến đổi bằng cách nhóm các số hạng ta có công thức tổng quát như sau:

$$\begin{cases} l_N = (\cos\alpha\sin\beta\cos\omega - \sin\alpha\sin\omega)\cos\varphi - \cos\alpha\cos\beta\sin\varphi; \\ m_N = (\sin\alpha\cos\beta\cos\psi - \sin\beta\sin\psi)\sin\varphi - \\ \quad (\sin\alpha\sin\beta\cos\omega\cos\psi + \cos\alpha\sin\omega\cos\psi + \cos\beta\cos\omega\sin\psi)\cos\varphi; \\ n_N = (\sin\alpha\cos\beta\sin\psi + \sin\beta\cos\psi)\sin\varphi + (\cos\beta\cos\omega\cos\psi - \\ \quad \sin\alpha\sin\beta\cos\omega\sin\psi - \cos\alpha\sin\omega\sin\psi)\cos\varphi. \end{cases} \quad (11.22)$$

Công thức (11.22) được đưa ra cho tất cả các loại máy cán nghiêng. Chúng cũng được sử dụng cho các loại máy cán có trục kiểu hình nấm và hình đĩa, trong đó $\alpha \neq 0$, $\beta \neq 0$ và $q=0$. Trong các trường hợp như vậy thì các góc ω và ψ sẽ khác so với các máy cán nghiêng thông thường.

Nếu thay thế $\beta=0$, công thức (11.22) sẽ đúng với máy có trục kiểu tang trống như sau:

$$\begin{cases} l_N = -\sin\alpha\sin\omega\cos\psi - \cos\alpha\sin\varphi; \\ m_N = \sin\alpha\sin\varphi\cos\psi - (\cos\alpha\sin\omega\cos\psi - \cos\beta\cos\omega\sin\psi)\cos\varphi; \\ n_N = \sin\alpha\sin\varphi\sin\psi + (\cos\omega\cos\psi - \cos\alpha\sin\omega\sin\psi)\cos\varphi. \end{cases} \quad (11.23)$$

Công thức (11.22) sẽ đúng cho máy cán nghiêng trục hình nấm với $\beta \neq 0$, $q \neq 0$, nếu ta thay $\alpha=0$:

$$\begin{cases} l_N = \sin\beta\cos\omega\cos\varphi - \cos\beta\sin\varphi; \\ m_N = -\sin\beta\sin\varphi\cos\psi - (\cos\beta\cos\omega\sin\psi + \sin\omega\cos\psi)\cos\varphi; \\ n_N = \sin\beta\cos\psi\cos\varphi + (\cos\beta\cos\omega\cos\psi - \sin\omega\sin\psi)\cos\varphi. \end{cases} \quad (11.24)$$

Cũng từ công thức (11.22) thay thế các giá trị của l_N, m_N, n_N vào công thức (11.20) ta có các công thức xác định các thành phần lực pháp tuyến tác dụng trên các phương như sau:

$$\begin{cases} N_x = N[(\cos\alpha\sin\beta\cos\omega - \sin\alpha\sin\omega)\cos\varphi - \cos\alpha\cos\beta\sin\varphi]; \\ N_y = N[(\sin\alpha\cos\beta\cos\psi - \sin\beta\sin\psi)\sin\varphi - \\ \quad (\sin\alpha\sin\beta\cos\omega\cos\psi + \cos\alpha\sin\omega\cos\psi + \cos\beta\cos\omega\sin\psi)\cos\varphi]; \\ N_z = N[(\sin\alpha\cos\beta\sin\psi + \sin\beta\cos\psi)\sin\varphi + (\cos\beta\cos\omega\cos\psi - \\ \quad \sin\alpha\sin\beta\cos\omega\sin\psi - \cos\alpha\sin\omega\sin\psi)\cos\varphi]. \end{cases} \quad (11.25)$$

Như vậy ta có các công thức đơn giản và chính xác để tính các thành phần áp lực pháp tuyến tại điểm bất kỳ trên bề mặt tiếp xúc giữa kim loại và trục cán của tất cả các loại máy cán nghiêng.

Nếu trong các công thức (11.20) ÷ (11.25) các góc ω và ψ thay bằng ω_1 và ψ_1 thì ta có các công thức xác định cosin chỉ hướng và các thành phần áp lực pháp tuyến tại các điểm trên bề mặt tiếp xúc giữa kim loại và trục cách đường cán một khoảng cách ngắn nhất.

11.3. LỰC MA SÁT TRÊN BỀ MẶT TIẾP XÚC GIỮA KIM LOẠI VÀ TRỤC CÁN

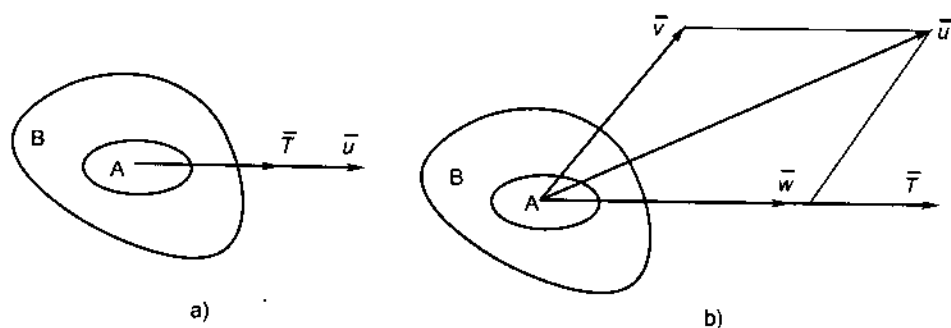
11.3.1. Hướng của véc tơ lực ma sát

Một trong những vấn đề đặc biệt quan trọng của lý thuyết cán là hướng tác dụng của lực ma sát trên bề mặt tiếp xúc với trục cán và các dụng cụ dẫn hướng, vì điều này liên quan đến trạng thái ứng suất và biến dạng, trở kháng biến dạng của vật liệu, chất lượng sản phẩm và độ mòn trục, điều kiện ăn kim loại, điều kiện cân bằng và chuyển động của vật cán, tiêu hao năng lượng.

Như đã biết, lực ma sát có thể là lực ma sát tĩnh hoặc ma sát động hay còn gọi là ma sát đứng yên và ma sát trượt. Lực ma sát tĩnh có thể là giá trị bất kỳ trong phạm vi từ 0 đến giá trị lớn nhất. Thời điểm đạt giá trị lớn nhất là thời điểm chuyển từ trạng thái đứng yên sang trạng thái trượt. Lực ma sát trượt xuất hiện khi kim loại trượt trên bề mặt của trục, nó có thể biểu thị gần đúng như sau:

$$T = f \cdot N, \quad (11.26)$$

trong đó: T-lực ma sát trượt; N -lực pháp tuyến, đơn vị tính là N; f -hệ số ma sát.



Hình 162. Hướng tác dụng của lực ma sát:
a) Khi có chuyển động của một vật; b) Khi hai vật cùng chuyển động.

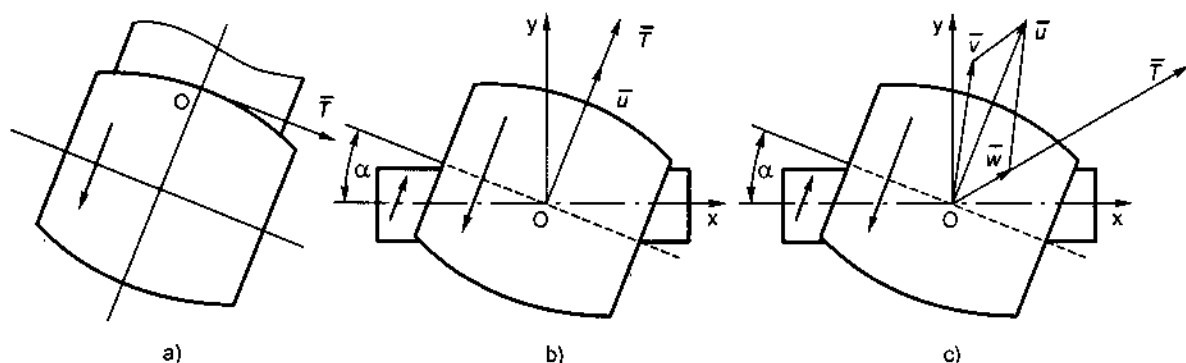
Trên hình vẽ 162a, là trường hợp đơn giản khi chỉ có vật A chuyển động với tốc độ $\vec{u}$ trên bề mặt của vật B, còn vật B đứng yên. Trong trường hợp đó, lực ma sát T có hướng trùng với hướng của tốc độ $\vec{u}$. Trên hình vẽ 162b, là trường hợp phức tạp hơn, khi cả hai vật cùng chuyển động với các tốc độ khác nhau và hướng khác nhau. Nếu ký hiệu tốc độ của vật A là $\vec{u}$, tốc độ của vật B là véc tơ $\vec{v}$, thì tốc độ tương đối giữa hai vật sẽ là

$$\vec{w} = \vec{u} - \vec{v}. \quad (11.27)$$

Như vậy hướng tác dụng của véc tơ lực ma sát $\bar{T}$ sẽ trùng với hướng của véc tơ $\bar{w}$, sơ đồ biểu thị hướng của chúng thể hiện trên hình 162b. Ký hiệu w là môđun của véc tơ tốc độ $\bar{w}$, $\bar{w}^0$ - véc tơ đơn vị của $\bar{w}$, ta có thể viết $\bar{w}^0 = \frac{\bar{w}}{w}$. Đối với véc tơ lực ma sát $\bar{T}$, ta ký hiệu T là môđun. Vì hướng của véc tơ lực ma sát và của véc tơ tốc độ trùng nhau nên ta có thể viết $\bar{T} = T \cdot \bar{w}$. Thay giá trị của $\bar{w}^0$, ta có $\bar{T} = T \cdot \frac{\bar{w}}{w}$.

Từ công thức (11.27), ta nhận được biểu thức tổng quát cho phép xác định véc tơ lực ma sát, và như vậy xác định được hướng của nó tại điểm bất kỳ trên bề mặt tiếp xúc giữa kim loại và trục cán:

$$\bar{T} = \frac{T}{w}(\bar{u} - \bar{v}). \quad (11.28)$$



Hình 163. Hướng của lực ma sát: a, b-sơ đồ sai; c-sơ đồ đúng.

Nếu ký hiệu u và v là các môđun của véc tơ tốc độ dài của trục và của phôi và $\bar{u}^0$ và $\bar{v}^0$ là các véc tơ đơn vị của $\bar{u}$ và $\bar{v}$, thì phương trình (11.28) được viết dưới dạng

$$\bar{T}^0 = T \frac{(u \cdot \bar{u}^0 - v \cdot \bar{v}^0)}{w}.$$

Trong công thức trên, nếu cho $v = 0$, ta có $\bar{T} = T \frac{u \cdot \bar{u}^0}{w}$. Nếu $\bar{v}^0 = \bar{u}^0$ thì công thức có dạng

$$\bar{T} = T \frac{\bar{u}^0 (u - v)}{w}.$$

Cả hai trường hợp trên hướng của lực ma sát trùng với hướng tốc độ của trục. Tuy nhiên khi $v = 0$, nghĩa là phôi kim loại đứng yên còn nếu $\bar{v}^0 = \bar{u}^0$ thì tốc độ của phôi trùng với tốc độ của trục. Như vậy hướng của lực ma sát chỉ trùng với hướng tốc độ của trục khi và chỉ khi phôi đứng yên hoặc khi tốc độ của phôi có hướng trùng với hướng tốc độ của trục.

Vật cán chỉ đứng yên tại thời điểm đầu tiên tiếp xúc với trục hoặc trong trường hợp trượt trơn toàn phần, khi đó tốc độ quay và tốc độ tịnh tiến vào trục đều bằng zero. Chỉ có

một số điểm đặc biệt trên bề mặt giữa kim loại và trục, lực ma sát mới có hướng dọc theo đường sinh của trục.

11.3.2. Các thành phần véc tơ lực ma sát trên bề mặt giữa kim loại và trục cán

Lực ma sát là một đại lượng véc tơ nên có thể phân tích theo các hướng như các véc tơ khác. Trên các máy cán nghiêng các hướng thuận tiện cho việc phân tích quá trình công nghệ là hướng cán, hướng quay của phôi và hướng bán kính của phôi. Chúng ta xác định các thành phần lực ma sát tác dụng trên bề mặt tiếp xúc giữa kim loại và trục cán theo các hướng trên.

Giả thiết một hệ tọa độ vuông góc $oxyz$ với điểm gốc tọa độ o là điểm bất kỳ đang xét trên bề mặt tiếp xúc giữa kim loại và trục cán, có trục tọa độ ox trùng với hướng cán, trục tọa độ oy trùng với hướng quay của phôi (tức là nằm trong mặt phẳng vuông góc với đường tâm phôi và vuông góc với bán kính của phôi), trục oz hướng theo bán kính vào tâm phôi. Ta ký hiệu thành phần lực ma sát hay các hình chiếu của lực ma sát trên trục ox là T_x , trên trục oy là T_y và trên trục oz là T_z . Cosin chỉ hướng hay là hình chiếu của véc tơ đơn vị của lực ma sát trên các trục ox , oy và oz được ký hiệu là l_T , m_T và n_T . Với các ký hiệu như vậy ta có thể viết:

$$T_x = l_T T; T_y = m_T T; T_z = n_T T. \quad (11.29)$$

Dưới tác dụng của thành phần lực T_x phôi được kéo vào máy theo hướng cán, dưới tác dụng của thành phần lực T_y phôi quay quanh trục của nó và dưới tác dụng của T_z phôi bị biến dạng ép theo hướng bán kính vào tâm.

Ta xác định các giá trị l_T , m_T và n_T . Vì các hướng của véc tơ lực ma sát $\vec{T}$ và véc tơ tốc độ tổng hợp như đã xét ở trên $\vec{w}$ trùng nhau, cho nên:

$$l_T = l_w; m_T = m_w; n_T = n_w, \quad (11.30)$$

trong đó: l_w , m_w và n_w - là các cosin chỉ hướng của véc tơ tốc độ $\vec{w}$ hay là hình chiếu của véc tơ đơn vị $\vec{w}^0$ trên các trục tọa độ ox , oy và oz . Để xác định hình chiếu của véc tơ đơn vị ta chia độ dài các hình chiếu của véc tơ trên phương tương ứng cho môđun véc tơ đó:

$$l_w = \frac{w_x}{w}; m_w = \frac{w_y}{w}; n_w = \frac{w_z}{w}; \quad (11.31)$$

trong đó: w_x , w_y và w_z là các hình chiếu của véc tơ tốc độ $\vec{w}$ trên các trục ox , oy và oz , m/giây.

Từ các công thức (11.30) và (11.31) ta có:

$$l_T = \frac{w_x}{w}; m_T = \frac{w_y}{w}; n_T = \frac{w_z}{w}. \quad (11.32)$$

Các thành phần tốc độ có thể viết:

$$w_x = u_x - v_x; w_y = u_y - v_y; w_z = u_z - v_z, \quad (11.33)$$

trong đó: u_x, u_y và u_z hình chiếu của véc tơ tốc độ dài của trục cán trên các phương ox, oy, oz , m/giây; v_x, v_y, v_z -hình chiếu véc tơ tốc độ dài của phôi trên các phương tương ứng.

Hình chiếu véc tơ tốc độ dài của phôi kim loại trên mặt tiếp xúc có thể biểu thị thông qua hình chiếu véc tơ tốc độ dài của trục cán. Muốn vậy ta đưa vào khái niệm hệ số tốc độ kim loại so với tốc độ trục cán tại điểm tiếp xúc bất kỳ và có hệ số tốc độ theo hướng trục, hệ số tốc độ theo hướng quay và hệ số tốc độ theo hướng tâm của phôi. Các hệ số tốc độ đó tại điểm tiếp xúc bất kỳ đều có thể viết như sau:

$$\eta_x = \frac{v_x}{u_x}; \eta_y = \frac{v_y}{u_y}; \eta_z = \frac{v_z}{u_z}. \quad (11.34)$$

trong đó: η_x gọi là hệ số tốc độ của kim loại so với tốc độ của trục cán theo hướng ox , hay hệ số tốc độ dọc trục; η_y -hệ số tốc độ của kim loại tương ứng so với tốc độ của trục cán theo hướng oy , hay hệ số tốc độ hướng tang; η_z -hệ số tốc độ của kim loại tương ứng so với tốc độ của trục cán theo hướng oz , hay hệ số tốc độ hướng tâm. Theo các công thức trên, các thành phần tốc độ kim loại sẽ bằng

$$v_x = \eta_x u_x; v_y = \eta_y u_y; v_z = \eta_z u_z.$$

Các thành phần véc tơ tốc độ dài của trục cán có thể viết $u_x = l_u \cdot u; u_y = m_u \cdot u; u_z = n_u \cdot u$, trong đó l_u, m_u và n_u là các hình chiếu véc tơ đơn vị tốc độ trục cán trên các trục toạ độ tương ứng ox, oy, oz , chính vì vậy có thể viết

$$v_x = \eta_x \cdot l_u \cdot u; v_y = \eta_y \cdot m_u \cdot u \text{ và } v_z = \eta_z \cdot n_u \cdot u.$$

Thế vào phương trình (11.33) các giá trị của v_x, v_y và v_z ta sẽ có:

$$\begin{aligned} w_x &= (1 - \eta_x) \cdot l_u \cdot u; \\ w_y &= (1 - \eta_y) \cdot m_u \cdot u; \\ w_z &= (1 - \eta_z) \cdot n_u \cdot u. \end{aligned} \quad (11.35)$$

Môđun véc tơ $\bar{w}$ bằng:

$$\bar{w} = \sqrt{w_x^2 + w_y^2 + w_z^2}.$$

Thay thế các giá trị w_x, w_y, w_z từ phương trình (11.35) vào (11.32), ta nhận được công thức tính các cosin chỉ hướng của véc tơ lực ma sát như sau:

$$l_T = \frac{(1 - \eta_x) l_u}{w/u}; m_T = \frac{(1 - \eta_y) m_u}{w/u}; n_T = \frac{(1 - \eta_z) n_u}{w/u}; \quad (11.36)$$

$$w/u = \sqrt{(1 - \eta_x)^2 l_u^2 + (1 - \eta_y)^2 m_u^2 + (1 - \eta_z)^2 n_u^2}. \quad (11.37)$$

Căn cứ vào các công thức (11.36) và (11.37) ta có thể xác định vị trí hay hướng của véc tơ lực ma sát trong không gian. Các công thức này đúng cho mọi điểm tiếp xúc giữa kim loại và trục và đúng cho tất cả các loại máy cán nghiêng. Các thông số đầu vào của các công thức (11.36) và (11.37) là các cosin chỉ hướng l_u , m_u và n_u đã được xác định một cách chính xác cho từng loại máy (xem mục 11.2).

Các công thức (11.36) và (11.37) chứng tỏ rằng vị trí véc tơ lực ma sát tại điểm tiếp xúc giữa kim loại và trục cán phụ thuộc vào tỷ lệ các hệ số tốc độ η_x , η_y và η_z và tỷ lệ các giá trị của cosin chỉ hướng của véc tơ tốc độ l_u , m_u và n_u .

Cosin chỉ hướng của lực ma sát theo hướng trục oz là n_T có thể tính căn cứ vào điều kiện tổng bình phương của các cosin chỉ hướng bằng một đơn vị $l_T^2 + m_T^2 + n_T^2 = 1$:

$$n_T = \sqrt{1 - (l_T^2 + m_T^2)}. \quad (11.38)$$

Tương tự như vậy, ta tính cosin chỉ hướng của véc tơ tốc độ và véc tơ áp lực pháp tuyến tương ứng đối với trục oz như sau:

$$n_u = \sqrt{1 - (l_u^2 + m_u^2)}; n_N = \sqrt{1 - (l_N^2 + m_N^2)}. \quad (11.39)$$

Vì véc tơ tốc độ của phôi v nằm trong mặt phẳng tiếp tuyến với bề mặt của trục cán, cho nên nó vuông góc với véc tơ áp lực pháp tuyến $\vec{N}$. Điều kiện vuông góc của các véc tơ được thể hiện như sau:

$$N_x v_x + N_y v_y + N_z v_z = 0, \quad (11.40)$$

trong đó: N_x , N_y , N_z là các thành phần áp lực pháp tuyến N trên các trục ox , oy và oz .

Sau khi thay thế các giá trị N_x , N_y , N_z và v_x , v_y và v_z từ (11.20) và (11.34) vào (11.40) ta được

$$(l_N l_u \eta_x + m_N m_u \eta_y + n_N n_u \eta_z) N u = 0.$$

Vì $N u \neq 0$ nên $(l_N l_u \eta_x + m_N m_u \eta_y + n_N n_u \eta_z) = 0$, và suy ra:

$$\eta_z = -\frac{l_N l_u \eta_x + m_N m_u \eta_y}{n_N n_u}. \quad (11.41)$$

Thay thế từ các phương trình (11.36), (11.39) và (11.41) ta nhận được biểu thức sau

$$(1 - \eta_x) n_u = \sqrt{1 - (l_u^2 + m_u^2)} + \frac{l_N l_u \eta_x + m_N m_u \eta_y}{\sqrt{1 - (l_N^2 + m_N^2)}}.$$

Như vậy là các giá trị η_z và n_u mà thế vào trong công thức (11.36) và (11.37) thì chúng được loại.

Để đơn giản các công thức có chứa các thành phần $(1-\eta_x)$, $(1-\eta_y)$ và $(1-\eta_z)$ ta đưa vào khái niệm hệ số trượt của kim loại trên bề mặt của trục. Khái niệm này được hiểu là tỷ số tốc độ trượt của kim loại tương đối so với trục theo các hướng khác nhau và thành phần tốc độ của trục cán theo hướng đó. Các hệ số này ở bất kỳ điểm tiếp xúc nào giữa kim loại và trục đều được viết như sau:

$$\xi_x = \frac{w_x}{u_x}; \quad \xi_y = \frac{w_y}{u_y}; \quad \xi_z = \frac{w_z}{u_z},$$

trong đó: ξ_x , ξ_y , ξ_z được gọi là hệ số trượt theo hướng dọc, hướng tang và hướng bán kính.

Thay các giá trị của w_x , w_y và w_z ta có công thức tính sau:

$$\xi_x = 1 - \frac{v_x}{u_x}, \quad \xi_y = 1 - \frac{v_y}{u_y}, \quad \xi_z = 1 - \frac{v_z}{u_z}.$$

Suy ra

$$\xi_x = 1 - \eta_x; \quad \xi_y = 1 - \eta_y; \quad \xi_z = 1 - \eta_z. \quad (11.42)$$

Công thức nhận được biểu thị quan hệ giữa hệ số trượt với tốc độ trên các hướng khác nhau của phôi cán. Tiếp theo ta đưa vào khái niệm hệ số trượt tổng hợp của phôi so với trục, nó không phụ thuộc vào các hướng khác nhau. Hệ số trượt tổng hợp là tỷ số môđun véc tơ trượt và môđun véc tơ tốc độ dài của trục, sẽ bằng $\xi_w = \frac{w}{u}$. Đây là hệ số trượt tổng hợp của kim loại so với trục tại điểm đang xét. Với công thức (11.42) ta có thể viết lại các công thức (11.36) và 11.37) theo dạng sau:

$$l_T = \frac{\xi_x l_u}{\xi_w}; \quad m_T = \frac{\xi_y m_u}{\xi_w}; \quad n_T = \frac{\xi_z n_u}{\xi_w}; \quad (11.43)$$

$$\xi_w = \sqrt{(\xi_x l_u)^2 + (\xi_y m_u)^2 + (\xi_z n_u)^2}. \quad (11.44)$$

Giá trị n_u là rất nhỏ so với l_u và m_u chính vì vậy lấy $n_u = 0$ và các công thức (11.43) và (11.44) có thể viết lại như sau

$$l_T = \frac{1}{\sqrt{1 + \left(\frac{m_u \xi_y}{l_u \xi_x}\right)^2}}; \quad m_T = \frac{1}{\sqrt{1 + \left(\frac{l_u \xi_x}{m_u \xi_y}\right)^2}}; \quad n_T = 0. \quad (11.45)$$

Véc tơ ma sát $\vec{T}$ nghiêng một góc θ_x so với trục ox và góc θ_y so với trục oy nên có thể viết $l_T = \cos\theta_x$; $m_T = \cos\theta_y$, nghĩa là

$$\cos\theta_x = \frac{1}{\sqrt{1 + \left(\frac{m_u \xi_y}{l_u \xi_x}\right)^2}}; \quad \cos\theta_y = \frac{1}{\sqrt{1 + \left(\frac{l_u \xi_x}{m_u \xi_y}\right)^2}},$$

suy ra:

$$\operatorname{tg}\theta_x = \frac{m_u \xi_y}{l_u \xi_x} \quad \text{và} \quad \operatorname{tg}\theta_y = \frac{l_u \xi_x}{m_u \xi_y}. \quad (11.46)$$

Trên tất cả các loại máy cán nghiêng khi $q=0$, sai lệch giữa các điểm trên bề mặt tiếp xúc với các điểm trong mặt phẳng chính của trục và của phôi là không đáng kể. Như vậy từ công thức tổng quát (11.10) lấy $\omega=0$ và $\psi=0$ ta có:

$$l_u \cong \sin\alpha; \quad m_u \cong \cos\alpha; \quad n_u \cong 0.$$

Thế vào biểu thức (11.45) và (11.46) ta tìm được

$$l_T = \frac{1}{\sqrt{1 + \left(\frac{\xi_y}{\xi_x} \operatorname{ctg}\alpha\right)^2}}; \quad m_T = \frac{1}{\sqrt{1 + \left(\frac{\xi_x}{\xi_y} \operatorname{tg}\alpha\right)^2}}; \quad (11.47)$$

$$\operatorname{tg}\theta_x = \frac{\xi_y}{\xi_x} \operatorname{ctg}\alpha \quad \text{và} \quad \operatorname{tg}\theta_y = \frac{\xi_x}{\xi_y} \operatorname{tg}\alpha. \quad (11.48)$$

Trong các máy có trục hình nấm, khi $\alpha=0$, $\beta \neq 0$, $q \neq 0$, có thể lấy $\psi \cong 0$, $\sin\omega \cong q/R$. Thế các giá trị ψ và ω vào công thức (11.12) ta có:

$$l_u \approx \left(\frac{q}{R}\right) \sin\beta; \quad m_u \approx \sqrt{1 - \left(\frac{q}{R}\right)^2}; \quad n_u = \frac{q}{R} \cos\beta. \quad (11.49)$$

Sau khi thay thế các biểu thức trên vào (11.45) ta tìm được

$$l_T = \frac{1}{\sqrt{1 + \left(\frac{\xi_y}{\xi_x}\right)^2 \frac{R^2/q^2 - 1}{\sin^2\beta}}}; \quad m_T = \frac{1}{\sqrt{1 + \left(\frac{\xi_x}{\xi_y}\right)^2 \frac{\sin^2\beta}{R^2/q^2 - 1}}}; \quad (11.50)$$

$$\operatorname{tg}\theta_x = \frac{\xi_y}{\xi_x} \frac{\sqrt{R^2/q^2 - 1}}{\sin\beta}; \quad \operatorname{tg}\theta_y = \frac{\xi_x}{\xi_y} \frac{\sin\beta}{\sqrt{R^2/q^2 - 1}}. \quad (11.51)$$

Các công thức trên cho thấy rằng, trên các máy cán nghiêng, hướng của véc tơ lực ma sát tại điểm bất kỳ trên bề mặt tiếp xúc kim loại với trục phụ thuộc vào tỷ lệ hệ số trượt dọc ξ_x và hệ số trượt hướng tang ξ_y , trong đó khi tăng ξ_x và giảm ξ_y thì hình chiếu của véc tơ lực ma sát trên hướng cán tăng và trên hướng quay của phôi thì giảm.

Trên các máy cán nghiêng có trục cán hình tang trống, hình nấm hoặc hình đĩa, khi $\alpha \neq 0$, $\beta \neq 0$, $q=0$ hướng của lực ma sát tại điểm tiếp xúc kim loại với trục không chỉ phụ thuộc vào góc ăn α , mà trên các máy trục hình nấm $\alpha=0$, $\beta \neq 0$, $q \neq 0$ còn phụ thuộc vào tỷ số của độ lệch tâm chia cho bán kính của trục q/R và góc ép β . Khi tăng góc ăn α , góc ép β và tỷ số q/R thì thành phần lực ma sát trên hướng cán sẽ tăng và trên hướng quay của

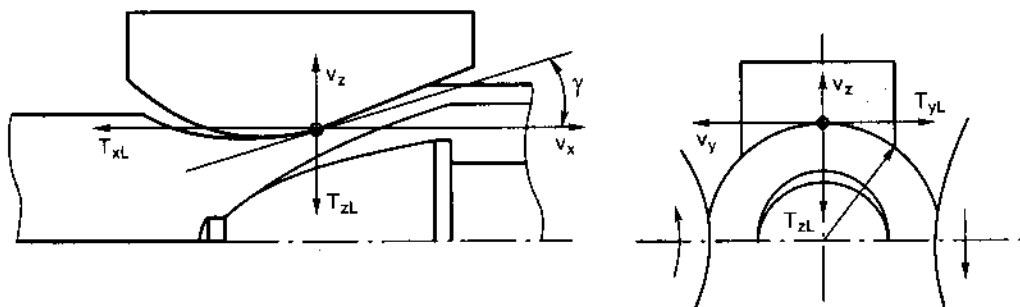
phôi giảm. Các công thức chính xác và gần đúng trên đây cho phép xác định các thành phần lực ma sát giữa kim loại và trục cán theo các hướng cán, hướng quay và hướng bán kính của phôi tại điểm bất kỳ trên bề mặt tiếp xúc đối với tất cả các máy cán nghiêng.

11.4. LỰC MA SÁT TRÊN BỀ MẶT GIỮA KIM LOẠI VÀ DỤNG CỤ DẪN HƯỚNG

Các dụng cụ dẫn hướng trên máy cán nghiêng có thể là thước cố định, các con lăn không tải, các đĩa hướng dẫn động. Trên bề mặt tiếp xúc giữa kim loại và các dụng cụ dẫn hướng này tất nhiên xuất hiện các lực ma sát trượt. Các lực ma sát này ảnh hưởng rất lớn đến trạng thái ứng suất, đến quá trình trượt của phôi trên trục cán, ảnh hưởng đến công suất cán, độ mài mòn trục, và chất lượng sản phẩm, đặc biệt là chất lượng bề mặt. Xác định lực ma sát trên bề mặt thước dẫn hướng, con lăn dẫn hướng và đĩa hướng dẫn động cũng như ma sát giữa kim loại và trục tâm có nghĩa thực tế rất quan trọng.

11.4.1. Lực ma sát của thước dẫn hướng cố định

Để giải bài toán trên, ta chọn hệ tọa độ vuông góc oxy. Điểm gốc tọa độ trùng với điểm tiếp xúc giữa kim loại và dụng cụ, trục ox song song với hướng cán, trục oy theo hướng quay của phôi cán và oz theo hướng bán kính của phôi cán. Trước tiên ta xác định các thành phần lực ma sát T_{xL} , T_{yL} và T_{zL} của lực ma sát T_L tại điểm o trên bề mặt tiếp xúc của kim loại với thước (H.164). Chỉ số L (T_L) áp dụng cho thước dẫn hướng để tránh sự nhầm lẫn với ma sát giữa kim loại và trục cán.



Hình 164. Các thành phần véc tơ lực ma sát trên bề mặt giữa kim loại và thước dẫn hướng.

Vì thước dẫn hướng là cố định, nên véc tơ ma sát $\vec{T}_L$ nằm trên đường thẳng cùng với véc tơ tốc độ kim loại $\vec{v}_L$ trên mặt tiếp xúc với thước, trong đó các véc tơ $\vec{T}_L$ và $\vec{v}_L$ ngược hướng nhau. Từ đây suy ra các thành phần lực ma sát T_{xL} , T_{yL} và T_{zL} và các thành phần tốc độ v_x , v_y và v_z cũng nằm trên cùng đường thẳng tương ứng và ngược chiều.

Ta ký hiệu các cosin chỉ hướng của các véc tơ $\vec{T}_L$ và $\vec{v}_L$ theo các hướng dọc trục hướng tang và hướng tâm phôi là l_T , m_T , n_T và l_V , m_V , n_V . Vì $l_T = -l_V$, $m_T = -m_V$, $n_T = -n_V$ nên suy ra

$$T_{xL} = -T_L l_V; \quad T_{yL} = -T_L m_V; \quad T_{zL} = -T_L n_V.$$

Cosin chỉ hướng của véc tơ tốc độ $\vec{v}_L$ bằng:

$$l_v = \frac{v_x}{v_L}; m_v = \frac{v_y}{v_L}; n_v = \frac{v_z}{v_L}.$$

Các thành phần và môđun của véc tơ $\vec{v}_L$ xác định như sau:

$$v_x = u_x \eta_x = u l_u \eta_x; v_y = u_y \eta_T = u m_u \eta_T; v_z = -\frac{v_x}{\operatorname{tg} \gamma}; v_L = \sqrt{v_x^2 + v_y^2 + v_z^2},$$

trong đó: η_T - hệ số tốc độ hướng tang của phôi tại điểm kim loại ra khỏi trục.

γ - góc nghiêng của tiếp tuyến với đường sinh thước dẫn hướng tại điểm o.

Sau khi thay thế và biến đổi ta có công thức tính các thành phần lực ma sát giữa kim loại và thước dẫn hướng tại điểm tiếp xúc bất kì:

$$T_{xL} = -T_L \frac{l_u \eta_x}{v_L / u}; \quad T_{yL} = -T_L \frac{m_u \eta_T}{v_L / u}; \quad T_{zL} = \pm T_L \frac{l_u \eta_x \operatorname{tg} \gamma}{v_L / u};$$

$$v_L / u = \sqrt{(1 + \operatorname{tg}^2 \gamma) l_u^2 \eta_x^2 + m_u^2 \eta_T^2}.$$

Theo các công thức trên suy ra:

$$T_{xL} = \frac{-T_L}{\sqrt{\frac{1}{\cos^2 \gamma} + \left(\frac{m_u \eta_T}{l_u \eta_x} \right)^2}}; \quad T_{yL} = \frac{-T_L}{\sqrt{1 + \frac{1}{\cos^2 \gamma} \left(\frac{l_u \eta_x}{m_u \eta_T} \right)^2}}. \quad (11.52)$$

Thành phần T_{zL} được xác định từ công thức

$$T_{zL} = \pm \sqrt{T_L^2 - T_{xL}^2 - T_{yL}^2}.$$

Mômen M_L cản chuyển động quay của phôi tại điểm tiếp xúc kim loại với phôi cán bằng $M_L = \rho \cdot T_{yL}$. Thay thế T_{yL} từ công thức (11.52) ta nhận được:

$$M_L = \frac{-\rho T_L}{\sqrt{1 + \frac{1}{\cos^2 \gamma} \left(\frac{l_u \eta_x}{m_u \eta_T} \right)^2}}, \quad (11.53)$$

trong đó: ρ - bán kính cong của bề mặt thước cán trong tiết diện cắt ngang của nó.

Các dấu "-" trong các biểu thức T_{xL} , T_{yL} và T_{zL} thể hiện rằng lực ma sát trên bề mặt giữa kim loại và thước cán cản lại chuyển động của phôi theo hướng dọc, hướng quay và hướng ép.

Hệ số η_x tăng từ nhỏ nhất tại tiết diện vào của vùng biến dạng đến lớn nhất tại tiết diện ra. Theo công thức (11.52) các thành phần lực cản chuyển động dọc cũng thay đổi

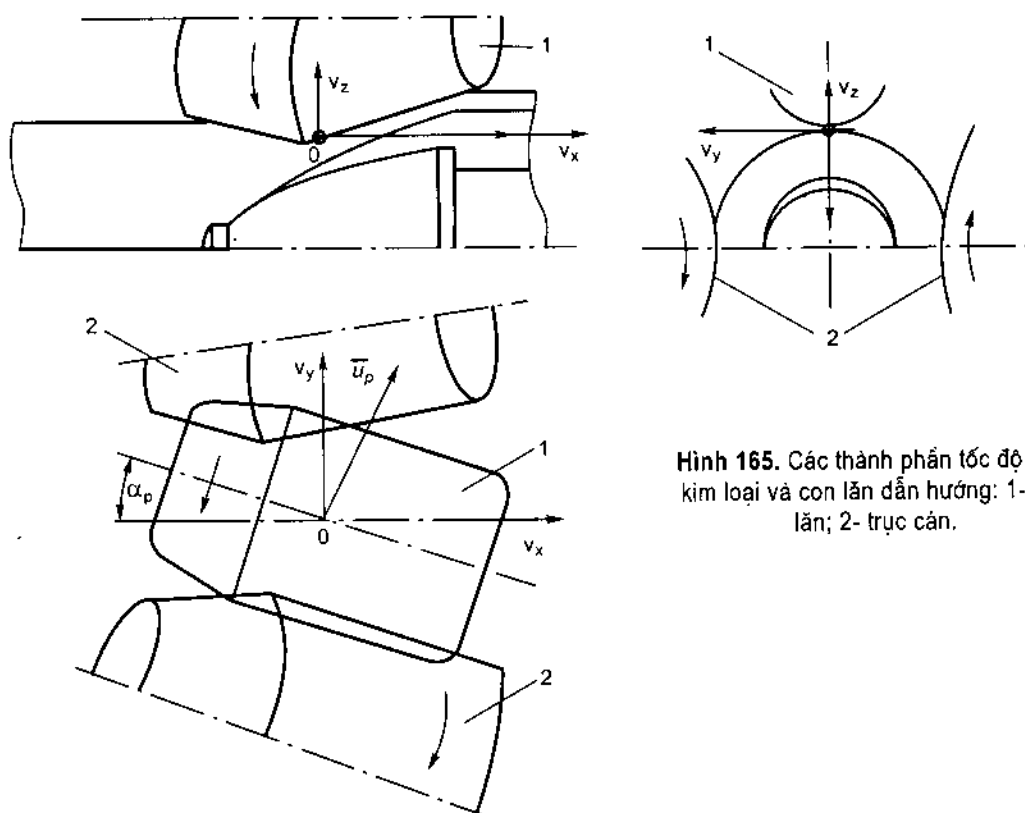
như vậy; thành phần hướng tang và mômen quay sẽ giảm từ tiết diện vào tới tiết diện ra (11.52) và (11.53).

Cũng từ các công thức (11.52) và (11.53) suy ra khi tăng tỷ số l_u/m_u (tức là tăng góc ăn α trên máy có $q=0$ hoặc tăng q và β trên máy có $\alpha=0$) thì lực cản chuyển động dọc của phôi sẽ tăng còn lực cản chuyển động quay sẽ giảm.

Vì các véc tơ $\vec{T}_L$ và $\vec{v}_L$ cùng nằm trên đường thẳng và hướng của véc tơ tốc độ lệch so với hướng cán nên thước dẫn hướng cố định không gây nên lực cản lớn đối với chuyển động dọc của phôi nhưng tạo nên mômen cản rất lớn. Cũng cần nhấn mạnh rằng tay đòn đặt lực p rất lớn. Hơn nữa vì phôi ống có độ ôvan lớn nên tay đòn đặt lực còn lớn hơn bán kính của phôi. Chính vì vậy có thể nói, máy cán nghiêng có sử dụng thước dẫn hướng gây nên tiêu hao năng lượng lớn.

11.4.2. Lực ma sát của con lăn dẫn hướng

Các thành phần tác dụng theo chiều dọc và chiều quay T_{xP} và T_{yP} của lực ma sát T_P giữa kim loại và trục dẫn hướng không tải hay con lăn dẫn hướng được thể hiện trên hình vẽ (H.165 và H.166). Ta xét các thành phần này tại điểm đặt O của lực ma sát tổng hợp tác dụng từ phía con lăn vào phôi cán. Trên hình 158 là ba thành phần v_x , v_y và v_z của véc tơ tốc độ $\vec{v}_p$ của phôi cán và véc tơ tốc độ dài $\vec{u}_p$ của trục cán tại điểm đang xét.



Hình 165. Các thành phần tốc độ giữa kim loại và con lăn dẫn hướng: 1- con lăn; 2- trục cán.

Véc tơ lực ma sát $\vec{T}_p$ nằm trong mặt phẳng vuông góc với pháp tuyến tại điểm o và trùng với hướng của véc tơ tốc độ trượt $\vec{w}_p$. Véc tơ tốc độ trượt được xác định như sau:

$$\vec{w}_p = \vec{u}_p - \vec{v}_p. \quad (11.54)$$

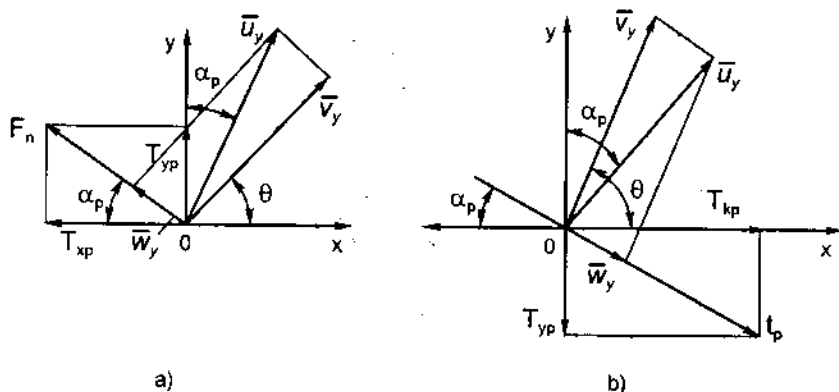
Nếu bỏ qua lực ma sát ở cổ trục con lăn thì véc tơ tốc độ trượt $\vec{w}_p$ trùng với đường sinh của trục con lăn. Góc côn giữa đường sinh của con lăn và trục tâm của nó là tương đối nhỏ, chính vì vậy thành phần tốc độ v_{pZ} có thể bỏ qua và véc tơ tốc độ $\vec{w}_p$ có vị trí song song với đường tâm trục con lăn dẫn hướng.

Xuất phát từ các điều kiện trên và công thức (11.54), sơ đồ (H.159) thể hiện các véc tơ $\vec{u}_p$, $\vec{v}_p$, $\vec{T}_p$, $\vec{w}_p$ và các thành phần T_{xp} và T_{yp} . Theo sơ đồ này có thể viết

$$T_{xp} = \pm T_p \cos \alpha_p; T_{yp} = \pm T_p \sin \alpha_p, \quad (11.55)$$

trong đó: T_p – tổng hợp lực ma sát trên bề mặt giữa kim loại và trục con lăn; T_{xp} và T_{yp} – các thành phần lực ma sát tác dụng lên phôi kim loại trên các hướng dọc trục và hướng quay của phôi; α_p – góc nghiêng của trục con lăn.

Trên hình 166a là sơ đồ lực tác dụng khi $\alpha_p < 90^\circ - \theta$, còn hình 159b khi $\alpha_p > 90^\circ - \theta$, trong đó θ là góc tạo bởi đường cán và véc tơ tốc độ dài của phôi tại điểm đặt của tổng hợp lực ma sát trên bề mặt giữa kim loại và con lăn dẫn hướng. Trong công thức



Hình 166. Các thành phần lực ma sát giữa kim loại và con lăn dẫn hướng.

(11.55) dấu “+” tương ứng với hình 159a, còn dấu “-” tương ứng hình 166b.

Các điều kiện trên có thể được viết dưới dạng:

$$\operatorname{tg} \alpha_p < \operatorname{ctg} \theta; \operatorname{tg} \alpha_p > \operatorname{ctg} \theta.$$

Áp dụng công thức (11.55) và thay trong đó l_T bằng $\cos \theta$, ξ_y bởi ξ_T và ξ_x vào chỗ ξ_{xp} ta có $\operatorname{ctg} \theta = (\xi_{xp} / \xi_T) \operatorname{tg} \alpha$. Thế vào công thức cuối ta được:

$$\operatorname{tg} \alpha_p < \left(\frac{\xi_{xp}}{\xi_T} \right) \operatorname{tg} \alpha; \quad (11.56)$$

$$\operatorname{tg} \alpha_p > \left(\frac{\xi_{xp}}{\xi_T} \right) \operatorname{tg} \alpha, \quad (11.57)$$

trong đó: ξ_{xp} – hệ số trượt dọc của kim loại trong vùng biến dạng tại điểm đặt tổng hợp lực ma sát giữa kim loại và trục con lăn.

Từ phân tích trên, khi điều kiện (11.56) được thực hiện thì trục con lăn cần chuyển động dọc và tăng cường chuyển động quay. Nếu điều kiện (11.57) được thực thi thì con lăn dẫn hướng sẽ tăng cường chuyển động dọc và cần chuyển động quay.

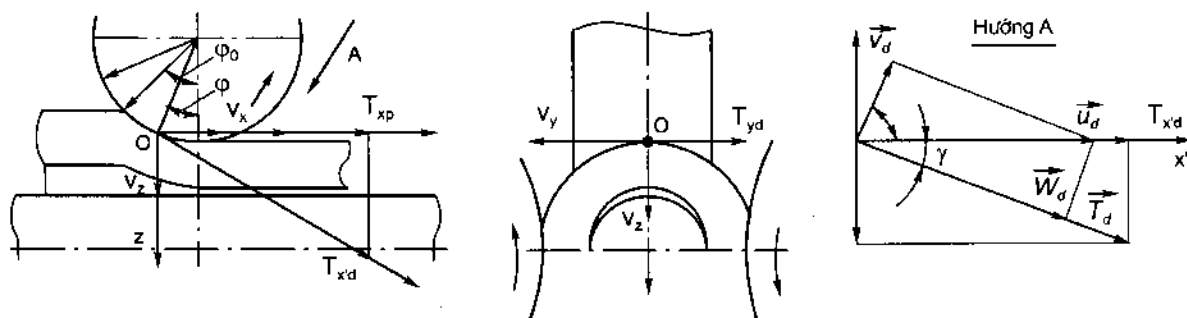
Trong trường hợp góc nghiêng của con lăn α_p nhỏ thì lực cần chuyển động quay là rất lớn và thành phần lực ma sát cần quay là nhỏ.

11.4.3. Lực ma sát tác dụng trên đĩa hướng dẫn động

Để xác định các thành phần ma sát T_{xd} và T_{yd} của véc tơ lực ma sát $\vec{T}_d$ giữa đĩa hướng dẫn động và kim loại theo các hướng dọc trục và hướng quay ta có sơ đồ tác dụng của lực trên hình 167. Trong sơ đồ này, tại điểm o bất kỳ, thể hiện các thành phần v_x , v_y , v_z của véc tơ $\vec{v}_d$ tốc độ kim loại, véc tơ $\vec{u}_d$ tốc độ của đĩa dẫn động, véc tơ trượt của đĩa dẫn động so với kim loại $\vec{w}_d$ và véc tơ lực ma sát $\vec{T}_d$ cùng các thành phần của nó là T_{xd} và T_{yd} .

Theo H.167, ta có:

$$T_{xd} = T_d \cos \varphi \cos v; \quad T_{yd} = -T_d \sin v, \quad (11.58)$$



Hình 167. Các thành phần lực ma sát giữa kim loại và đĩa hướng dẫn động.

trong đó: $\vec{T}_d$ – lực ma sát giữa kim loại và đĩa dẫn động tại điểm o; φ là góc giữa mặt phẳng chứa các đường tâm trục đĩa dẫn động và mặt kính tuyến của nó tại điểm o; v – góc nghiêng của véc tơ $\vec{w}_d$ và véc tơ lực ma sát $\vec{T}_d$ so với véc tơ $\vec{u}_d$ trong mặt phẳng $x'o'y$.

Từ các quan hệ hình học của sơ đồ suy ra:

$$\frac{v_d}{\sin v} = \frac{u_d}{\sin[\pi - (\theta + v)]}; \quad \sin \theta = \frac{v_y}{v_d}; \quad \cos \theta = \frac{(v_x / \cos \varphi)}{v_d}.$$

Suy ra

$$\sin v = \frac{1}{\sqrt{1 + \left(\frac{u_d - v_x / \cos \varphi}{v_y} \right)^2}}$$

Đối với các loại máy có $\alpha \neq 0$ và $q=0$, tương ứng với các phương trình ở mục trước ta có

$$v_x = u_x \eta_x = u_l \eta_x = u \eta_x \sin \alpha; \quad v_y = u_y \eta_T = u m_u \eta_T = u \eta_T \cos \alpha.$$

Biểu thức trên có thể viết

$$\sin v = \frac{1}{\sqrt{1 + \left(\frac{u_d / u - \eta_x \sin \alpha / \cos \varphi}{\eta_T \cos \alpha} \right)^2}}$$

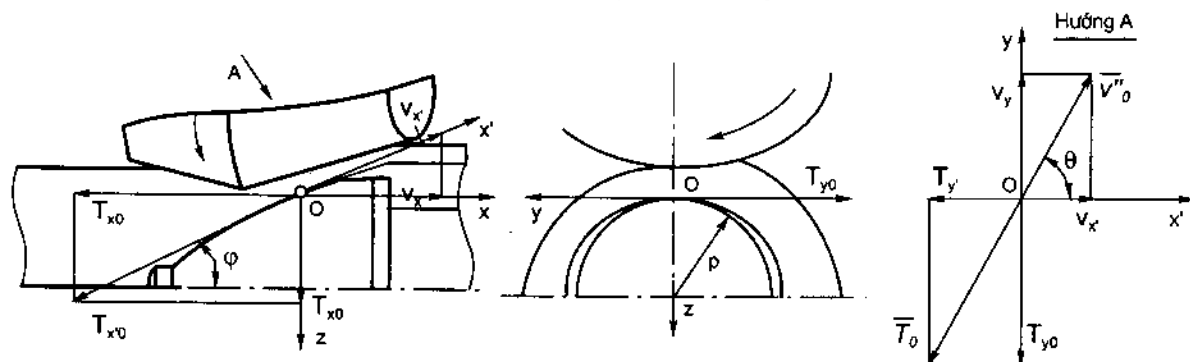
Thay thế vào các biểu thức (11.58) ta có

$$\begin{cases} T_{xd} = \frac{T_d}{\sqrt{1 + \left(\frac{\eta_T \cos \alpha}{u_d / u - \eta_x \sin \alpha / \cos \varphi} \right)^2}}; \\ T_{yd} = \frac{-T_d}{\sqrt{1 + \left(\frac{u_d / u - \eta_x \sin \alpha / \cos \varphi}{\eta_T \cos \alpha} \right)^2}}. \end{cases} \quad (11.59)$$

Các công thức thu được dùng để tính các thành phần lực ma sát giữa kim loại và đĩa dẫn động theo các hướng dọc trục và hướng quay của phôi. Theo công thức trên thấy rằng, lực ma sát của đĩa dẫn động đã tăng cường chuyển động dọc và cản trở chuyển động quay của phôi. Các thành phần lực phụ thuộc rất nhiều vào tỷ lệ giữa tốc độ trục cán và tốc độ của đĩa dẫn động. Nếu tỷ lệ này càng lớn thì lực tăng cường chuyển động dọc trục càng lớn và lực cản quay càng nhỏ. Điều này giải thích tại sao trên các máy cán nghiêng Disera, tốc độ đĩa dẫn hướng lớn gấp 3,6 lần so với tốc độ trục cán.

11.5. MA SÁT GIỮA KIM LOẠI VÀ TRỤC TÂM

Hình 168 thể hiện sơ đồ tác dụng của các thành phần lực ma sát theo các hướng dọc trục, hướng quay giữa phôi kim loại và mũi trục tâm cố định.



Hình 168. Các thành phần lực ma sát giữa kim loại và mũi trục tâm.

Vì trục tâm cố định nên véc tơ tốc độ của phôi $\overline{v_0}$ trong trường hợp này, tại điểm o tiếp xúc với mũi trục tâm ở phía trong chính là véc tơ trượt $\overline{w_0}$ của kim loại trên bề mặt trục tâm. Véc tơ ma sát $\overline{T_0}$ của mũi trục tâm cố định sẽ cùng nằm trên đường thẳng với véc tơ tốc độ của phôi $\overline{v_0}$. Từ đây suy ra, để xác định các thành phần véc tơ ma sát trên mặt tiếp xúc giữa kim loại và trục tâm ta cần biết hướng của véc tơ $\overline{v_0}$.

Véc tơ $\overline{v_0}$ nằm trong mặt phẳng $x'o'y$ tiếp xúc với đường sinh của mũi trục tâm tại điểm o. Như vậy theo hình vẽ (H.168) ta có $\text{tg}\theta = \frac{v_y}{v_x}$, trong đó θ là góc nghiêng của véc tơ $\overline{v_0}$ so với đường tiếp tuyến ox' của trục tâm tại điểm o; v_x' – hình chiếu véc tơ tốc độ $\overline{v_0}$ trên tiếp tuyến ox' ; v_y' – tốc độ dài của phôi ống kim loại, tại điểm o trên bề mặt bên trong của nó.

Các thành phần v_x' và v_y' được xác định từ các phương trình sau:

$$v_x' = \frac{v_x}{\cos\varphi}; v_y' = \frac{v_y\rho}{r},$$

trong đó: ρ và r bán kính mũi trục tâm và bán kính bên ngoài của phôi cán đi qua điểm o; φ - tạo bởi đường cán và tiếp tuyến với đường sinh của mũi trục tâm tại điểm o.

Vì $v_x = u\eta_x \sin\alpha$ và $v_y = u\eta_T \cos\alpha$, cho nên:

$$\text{tg}\theta = \frac{\rho}{r} \cdot \frac{\cos\varphi}{\text{tg}\alpha} \cdot \frac{\eta_T}{\eta_x}.$$

Các thành phần véc tơ ma sát $\overline{T_0}$ được xác định như sau:

$$T_{x0} = -T_0 \cos\theta \cos\varphi; T_{y0} = -T_0 \sin\theta; T_{z0} = T_0 \cos\theta \sin\varphi, \quad (11.60)$$

trong đó: T_0 là môđun của véc tơ $\overline{T_0}$ lực ma sát giữa kim loại và mũi trục tâm ở điểm o. T_{x0} , T_{y0} và T_{z0} là các thành phần ma sát theo các hướng dọc, hướng quay và hướng tâm của phôi ống cán.

$$T_{x0} = \frac{-T_0 \cos\varphi}{\sqrt{1 + \left(\frac{\rho}{r} \cdot \frac{\cos\varphi}{\text{tg}\alpha} \cdot \frac{\eta_T}{\eta_x}\right)^2}}, T_{y0} = \frac{-T_0}{\sqrt{1 + \left(\frac{\rho}{r} \cdot \frac{\text{tg}\alpha}{\cos\varphi} \cdot \frac{\eta_x}{\eta_T}\right)^2}}, T_{z0} = \frac{T_0 \sin\varphi}{\sqrt{1 + \left(\frac{\rho}{r} \cdot \frac{\cos\varphi}{\text{tg}\alpha} \cdot \frac{\eta_T}{\eta_x}\right)^2}}. \quad (11.61)$$

Công thức (11.61) áp dụng cho trục tâm cố định. Trong trường hợp trục tâm quay thì véc tơ $\overline{w_0}$ trùng với đường sinh của mũi trục tâm, suy ra:

$$T_{x0} = -T_0 \cos\varphi; T_{y0} = 0; T_{z0} = T_0 \sin\varphi. \quad (11.62)$$

Các công thức (11.61) và (11.62) cho thấy lực ma sát giữa kim loại và mũi trục tâm cố định, tạo nên mômen cản quay rất lớn và lực cản dọc trục lại nhỏ. Đối với trục tâm quay thì lực cản dọc trục rất lớn và không có lực cản chuyển động quay của phôi.

Chương 12

CÁC ĐIỀU KIỆN ĂN PHÔI TRONG CÁN NGHIÊNG

12.1. ĐIỀU KIỆN ĂN PHÔI LẦN THỨ NHẤT

Quan niệm đúng về điều kiện ăn kim loại vào trục trong cán nghiêng cho phép xác định nguyên nhân không ăn phôi và lý giải ảnh hưởng các yếu tố đến điều kiện ăn, tìm điều kiện tối ưu để chỉnh máy, điều kiện tối ưu đưa phôi vào máy, cải tiến thiết kế trục, đánh giá ưu khuyết điểm của máy, chọn phương hướng hoàn thiện quá trình cán. Như vậy xác định điều kiện ăn phôi có ý nghĩa thực tế và lý thuyết quan trọng.

Điều kiện ăn phôi lần thứ nhất trên máy cán nghiêng tạo phôi ống, được tính từ thời điểm phôi tiếp xúc với trục cho đến khi nó gặp phải trục tâm, có thể được xác định trên cơ sở những phân tích điều kiện tốc độ và lực tác dụng của quá trình. Tại điểm bất kỳ trên bề mặt tiếp xúc, kể từ khi có va đập và xuất hiện một diện tích tiếp xúc đầu tiên của kim loại với trục cán, có hai lực tác dụng: pháp tuyến và ma sát.

Ta sử dụng hệ tọa độ vuông góc $oxyz$ có gốc tại điểm đang xét. Như đã xét ở các chương trước, ox có hướng song song đường cán; oy - hướng quay của phôi; oz - trùng với bán kính phôi. Tổng hợp của áp lực pháp tuyến N và lực ma sát T tại điểm đang xét ký hiệu Q . Hình chiếu của lực này trên các phương hệ tọa độ là Q_x Q_y Q_z . Ta có các phương trình sau:

$$Q_x = N_x + T_x; \quad Q_y = N_y + T_y; \quad Q_z = N_z + T_z,$$

$$N_x = l_N N; \quad N_y = m_N N; \quad N_z = n_N N,$$

$$T_x = l_T T; \quad T_y = m_T T; \quad T_z = n_T T.$$

Áp dụng định luật ma sát Amonton Culông, thay T bằng fN , suy ra

$$Q_x = (l_N + fl_T)N;$$

$$Q_y = (m_N + fm_T)N; \tag{12.1}$$

$$Q_z = (n_N + fn_T)N.$$

Thành phần Q_x song song với đường cán và trong trường hợp giá trị dương, nó tác dụng kéo kim loại vào trục, nếu có giá trị âm nó sẽ đẩy kim loại ngược lại, ra khỏi trục. Lực Q_y trùng với hướng quay của phôi, khi nhân với bán kính phôi ta có mômen quay nếu tích là dương, mômen cản nếu tích có dấu âm. Lực Q_z hướng về tâm trục và là lực ép phôi (lực rên).

Sử dụng phương trình $Q_x = (l_N + fl_T)N$, xét điều kiện ăn phôi trên máy cán nghiêng theo hướng dọc trục ta phải có điều kiện $Q_x \geq 0$. Từ đây suy ra điều kiện ăn phôi

$$f \geq -l_N/l_T. \quad (12.2)$$

Biểu thức này là cơ sở để xác định và phân tích điều kiện ăn phôi trên máy cán nghiêng. Sau đây ta xét điều kiện ăn phôi của máy cán nghiêng đối xứng trục. Ngoại trừ loại máy cán nghiêng có trục hình nấm, tất cả các máy cán nghiêng đều có trục đối xứng, là trục cách đều các đường tâm trục cán.

Điều kiện ăn phôi của máy cán nghiêng đối xứng trục

Điều kiện ăn phôi của các máy loại này được thể hiện bằng công thức (12.2). Giá trị của l_T được tính như sau:

$$l_T = \frac{(1 - \eta_x)l_u}{w/u};$$

$$w/u = \sqrt{(1 - \eta_x)^2 l_u^2 + (1 - \eta_y)^2 m_u^2 + (1 - \eta_z)^2 n_u^2}. \quad (12.3)$$

Trong biểu thức (12.3) giá trị của η_z được suy ra từ các đẳng thức như sau. Vì ta có $\vec{N} \perp \vec{V}$ nên $N_x v_x + N_y v_y + N_z v_z = 0$ suy ra $(l_N l_u \eta_x + m_N m_u \eta_y + n_N n_u \eta_z) N \cdot u = 0$. Mặt khác $N \cdot u \neq 0$ cho nên ta phải có $(l_N l_u \eta_x + m_N m_u \eta_y + n_N n_u \eta_z) = 0$. Từ đây suy ra:

$$\eta_z = -\frac{l_N l_u \eta_x + m_N m_u \eta_y}{n_N n_u}. \quad (12.4)$$

Thay thế các biểu thức (12.3) và (12.4) vào điều kiện (12.1) ta nhận được:

$$f \geq -l_N \sqrt{1 + \left(\frac{1 - \eta_y}{1 - \eta_x} \cdot \frac{m_u}{l_u} \right)^2 + \frac{(n_u n_N + l_u l_N \eta_x + m_u m_N \eta_y)^2}{(1 - \eta_x)^2 l_u^2 n_N^2}}, \quad (12.5)$$

và sau đó là công thức

$$f \geq -l_N \sqrt{1 + \left(\frac{1 - \eta_y}{1 - \eta_x} \cdot \frac{m_u}{l_u} \right)^2 + \left(\frac{l_N}{n_N} + \frac{1 - \eta_y}{1 - \eta_x} \cdot \frac{m_u}{l_u} \cdot \frac{m_N}{n_N} \right)^2}. \quad (12.6)$$

Công thức (12.5) và (12.6) là các công thức chính xác áp dụng cho tất cả các loại máy cán nghiêng có trục đối xứng.

Nếu áp dụng các công thức gần đúng của l_T và thay thế các hệ số ξ_x và ξ_y bằng η_x và η_y (bỏ qua $n_u \equiv 0$) thì ta có:

$$f \geq -l_N \sqrt{1 + \left(\frac{1 - \eta_y}{1 - \eta_x} \cdot \frac{m_u}{l_u} \right)^2}. \quad (12.7)$$

Công thức (12.7) cũng có thể nhận được từ biểu thức (12.5) nếu ta bỏ qua số hạng thứ ba trong dấu căn bậc hai.

Từ các công thức trên, suy ra kết luận như sau. Điều kiện ăn phôi phụ thuộc vào hệ số tốc độ dọc và hệ số tốc độ hướng tang, nếu η_x giảm và η_y tăng thì điều kiện ăn phôi được cải thiện và ngược lại. Tại thời điểm ăn phôi có thể xảy ra các trường hợp $0 \leq \eta_x \leq 1$ và $0 \leq \eta_y \leq 1$, cho nên có thể xảy ra các trường hợp cực trị như sau:

- $\eta_x = 0$ và $\eta_y = 0 \rightarrow$ tại thời điểm tiếp xúc đầu tiên, phôi hoàn toàn đứng yên.
- $\eta_x = 1$ và $\eta_y = 0 \rightarrow$ phôi không quay, nhưng tốc độ chuyển động dọc của phôi bằng tốc độ dọc của trục.
- $\eta_x = 0$ và $\eta_y = 1 \rightarrow$ tốc độ tịnh tiến của phôi bằng zero, nhưng tốc độ quay của phôi bằng tốc độ quay của trục.
- $\eta_x = 1$ và $\eta_y = 1 \rightarrow$ tốc độ tịnh tiến và tốc độ quay của phôi bằng tốc độ của trục.

Sau đây ta xem xét các trường hợp cực trị có thể xảy ra đối với η_x và η_y trong giai đoạn ăn phôi đầu tiên.

Trường hợp thứ nhất với điều kiện: $\eta_x = 0$ và $\eta_y = 0$. Sau khi thay thế các giá trị của η_x và η_y vào công thức tính chính xác (12.5) ta nhận được:

$$f \geq -\left(\frac{l_N}{l_u}\right) \sqrt{(l_u^2 + m_u^2 + n_u^2)}.$$

Vì $l_u^2 + m_u^2 + n_u^2 = 1$ nên suy ra $f \geq -\frac{l_N}{l_u}$.

Sau khi thay thế các giá trị của l_u và l_N ta có công thức cho máy cán nghiêng trong trường hợp tổng quát:

$$f \geq \frac{(\cos \beta \cdot \operatorname{tg} \varphi + \operatorname{tg} \alpha \sin \omega_1 - \sin \beta \cos \omega_1) \cos \varphi}{\operatorname{tg} \alpha \cos \omega_1 + \sin \beta \sin \omega_1}. \quad (12.8)$$

Điểm tiếp xúc đầu tiên giữa kim loại và trục đồng thời cũng là điểm cách đường cán một khoảng cách ngắn nhất, chính vì vậy góc tiếp trục ω trong công thức (12.8) thay bằng ω_1 . Cũng vì lý do này, tất cả các công thức điều kiện ăn lần thứ nhất sau đây, các góc tiếp trục ω , góc tiếp phôi ψ và bán kính R đều được thay bằng ω_1 , ψ_1 và R_1 .

Nếu trong công thức (12.8) ta thay thế $\beta=0$ thì công thức trở thành điều kiện ăn phôi lần thứ nhất của máy có trục kiểu tang trống (công thức C.I.Borixov):

$$f \geq \frac{1}{\cos \omega_1} \left[\cos \varphi \sin \omega_1 + \frac{\sin \varphi}{\operatorname{tg} \alpha} \right], \quad (12.9)$$

trong đó: φ - góc côn của trục cán.

Nếu bỏ qua sự chuyển dịch của các điểm tiếp xúc giữa trục với kim loại trong mặt phẳng chính và lấy $\omega_1=0$ thì ta có công thức I. L. Perlin:

$$f \geq \sin(\varphi - \beta) / \operatorname{tg} \alpha \text{ hay với } \beta=0 \quad f \geq \frac{\sin \varphi}{\operatorname{tg} \alpha}. \quad (12.10)$$

Các công thức (12.9) và (12.10) được đưa ra trước trong các tài liệu kỹ thuật và chỉ là trường hợp riêng của công thức (12.8) do P. K. Teterin đưa ra.

Trên một máy cán dẹt ba trục kiểu hình cốc, khi mà các trục nghiêng về phía hướng cán, góc ép bằng $\beta=7^0$, góc ăn thay đổi trong phạm vi $\alpha = 3 \div 8^0$ góc côn của trục thay đổi trong phạm vi $\varphi = 2 \div 4^0$. Nếu lấy các số liệu cho hai trường hợp là $\alpha=8^0$, $\varphi=4^0$ và $\alpha=3^0$, $\varphi=2^0$ ta tính được cho trường hợp một $f \geq 0,37$ và trường hợp hai $f \geq 1,66$. Như vậy để điều kiện ăn xảy ra ta phải có hệ số ma sát sao cho lớn hơn các giá trị trên.

Trên thực tế các hệ số ma sát không thể lớn và điều đó có nghĩa là trong trường hợp phôi hoàn toàn đứng yên, máy hầu như không ăn phôi (vì f phải lớn $0,37 \div 1,6$).

Trường hợp thứ hai có điều kiện tốc độ như sau $\eta_x = 1$ và $\eta_y=0$. Sau khi thay thế các giá trị này vào công thức tính chính xác (12.5) hoặc công thức gần đúng (12.7) ta nhận được $f \geq \infty$. Như vậy nếu $\eta_x = 1$ và $\eta_y=0$ hệ số ma sát quá lớn và không thể xảy ra trường hợp ăn phôi vào trục, hay có thể nói trong trường hợp phôi không quay quay trục của nó thì không xảy ra quá trình ăn phôi.

Trường hợp thứ ba: $\eta_x = 0$ và $\eta_y=1$, tức là phôi chuyển động quay với tốc độ bằng tốc độ của trục cán và không chuyển động tịnh tiến. Sau khi thay thế các giá trị η_x và η_y vào (12.5) ta nhận được:

$$f \geq -l_N \sqrt{1 + \left(\frac{l_N}{n_N} \right)^2}.$$

vì tỷ số $l_N/n_N \ll 1$ (chỉ bằng một vài phần trăm) nên suy ra $f \geq -l_N$. Hoặc có thể thay trực tiếp $\eta_x = 0$ và $\eta_y=1$ vào công thức gần đúng (12.7) ta cũng nhận được bất đẳng thức $f \geq -l_N$. Cosin chỉ hướng l_N đã biết (chương XI), và ta có:

$$f \geq (\cos \beta \operatorname{tg} \alpha + \operatorname{tg} \alpha \sin \omega_1 - \sin \beta \cos \omega_1) \cos \alpha \cos \varphi. \quad (12.11)$$

Bỏ qua độ lệch góc tiếp trục ($\omega_1 = 0$) bất đẳng thức (12.11) sẽ là:

$$f \geq \cos \alpha \sin(\varphi - \beta). \quad (12.12)$$

Bất đẳng thức (12.11) đúng cho các loại máy cán nghiêng có kết cấu thông dụng, công thức (12.12) dùng cho tất cả các loại máy, trong đó $q=0$. Nếu trong các công thức trên lấy $\beta=0$ thì chúng sẽ đúng cho các máy cán nghiêng có kiểu trục tang trống ($\beta=0$):

$$f \geq \cos \alpha \sin \varphi + \sin \alpha \cos \varphi \sin \omega_1 \quad (12.13)$$

$$f \geq \cos \alpha \sin \varphi \quad (\text{khi } \omega_1=0). \quad (12.14)$$

Theo các công thức từ (12.11) đến (12.14) các hệ số ma sát nhỏ hơn đơn vị rất nhiều. Điều đó chứng tỏ rằng khi $\eta_x = 0$ và $\eta_y=1$, nghĩa là trong trường hợp phôi quay, hệ số ma sát f nhỏ hơn rất nhiều so với 1 và điều kiện ăn phôi được cải thiện.

Trường hợp thứ tư: $\eta_x = 1$ và $\eta_y=1$. Nếu thay thế vào công thức tổng quát ta nhận được phương trình không xác định. Về mặt lý thuyết, điều kiện này chưa được chứng minh. Nếu $\eta_x < 1$ và $\eta_y=1$ thì ta đã có trường hợp thứ ba.

Căn cứ vào các phân tích trên, có thể rút ra những *kết luận chung* cho điều kiện ăn phôi. Đối với hai trường hợp thứ nhất và thứ hai thì điều kiện ăn phôi được viết chung là $\eta_x < 1$ và $\eta_y = 0$. Hai trường hợp sau có chung điều kiện là $\eta_x < 1$ và $\eta_y = 1$. Hai trường hợp sau đại diện cho tất cả các điều kiện $0 < \eta_x < 1$ và $\eta_y = 1$, khác với hai trường hợp đầu là phôi không quay và trong các trường hợp còn lại thì phôi quay với tốc độ bằng tốc độ quay của trục. Điều kiện ăn phôi có thể phân thành 2 trường hợp:

a) $0 \leq \eta_x \leq 1$, $\eta_y = 0$ phôi không quay thì các thông số tính toán đối với hệ số ma sát lớn hơn thực tế cho phép.

b) $0 \leq \eta_x \leq 1$, $\eta_y = 1$ phôi quay với tốc độ của trục thì các điều kiện tính toán được sẽ phù hợp với hệ số ma sát trên thực tế.

Như vậy, điều kiện ăn phôi chỉ xảy ra trong trường hợp phôi quay, trong đó khi tốc độ quay của phôi bằng tốc độ quay của trục thì η_x không ảnh hưởng tới điều kiện ăn phôi. Khi $\eta_y = 1$, hệ số ma sát nhỏ nhất và điều kiện ăn phôi trong các trường hợp cực trị là tốt nhất, khi η_y giảm thì điều kiện ăn phôi kém đi. Các công thức trong trường hợp ba là chính xác và phù hợp với thực nghiệm. Điều kiện quay là điều kiện bổ sung cho điều kiện ăn phôi.

Khi phân tích các công thức (12.16) và (12.17) thấy rằng hệ số ma sát nhỏ nhất có được chỉ khi $\eta_y = 1$. Khi giảm hệ số η_y thì điều kiện ăn phôi vào trục theo hướng cán sẽ kém đi. Như vậy các công thức (12.11) ÷ (12.14) đáp ứng yêu cầu $0 \leq \eta_x \leq 1$, $\eta_y = 1$, sẽ là các điều kiện đúng đảm bảo điều kiện ăn phôi ở giai đoạn đầu.

Trong các công thức (12.11) ÷ (12.14) hệ số ma sát tính toán được nhỏ hơn rất nhiều so với thực tế. Điều đó chứng tỏ điều kiện ăn phôi giới hạn rất thuận tiện. Điều đó chứng tỏ với điều kiện nào đó đảm bảo $\eta_y < 1$ thì phôi vẫn ăn được vào trục cán và vấn đề ở đây phải tìm với tốc độ quay nhỏ nhất của phôi (giá trị $\eta_{\min}$).

Để xác định tỷ lệ η_x/η_y và giá trị nhỏ nhất của η_y sao cho phôi vẫn được ăn vào máy ta viết công thức (12.7) dưới dạng sau:

$$\frac{1 - \eta_y}{1 - \eta_x} \leq \frac{l_u}{m_u} \sqrt{\left(\frac{f}{l_N}\right)^2 - 1}. \quad (12.15)$$

Công thức (12.15) cho thấy tỷ lệ hệ số tốc độ hướng tang η_y và hệ số tốc độ dọc trục η_x phải là bao nhiêu để phôi có thể ăn được vào máy. Từ đây ta xác định công thức cho hệ số η_y :

$$\eta_y \geq 1 - (1 - \eta_x) \frac{l_u}{m_u} \sqrt{\left(\frac{f}{l_N}\right)^2 - 1} \quad (12.16)$$

Công thức (12.16) cho thấy khi hệ số η_x giảm thì hệ số η_y cũng giảm. Như vậy có thể suy ra rằng khi $\eta_x = 0$ thì η_y có giá trị nhỏ nhất là $\eta_{y\min}$. Thay thế $\eta_x = 0$ vào (12.16) ta có công thức tính như sau:

$$\eta_{y\min} \geq 1 - \frac{l_u}{m_u} \sqrt{\left(\frac{f}{l_N}\right)^2 - 1}. \quad (12.17)$$

Công thức trên xác định tốc độ quay nhỏ nhất để có thể đưa phôi vào máy. Gọi $\eta_{y\min}$ hệ số tốc độ giới hạn sao cho $\eta_x \geq 0$ và V_y tốc độ quay giới hạn của phôi sao cho $V_x \geq 0$.

12.2. ĐIỀU KIỆN QUAY CỦA PHÔI

Như mục trên đã nêu, khi điều kiện quay của phôi không đảm bảo thì trục cán sẽ quay trượt hoàn toàn trên phôi, tức phôi đứng yên. Trong điều kiện cán nghiêng ổn định không có hiện tượng như vậy. Tuy nhiên, hiện tượng này thường xảy ra khi đưa phôi vào máy. Như vậy trên các máy cán nghiêng không chỉ có điều kiện ăn phôi theo hướng dọc mà còn có điều kiện phôi phải quay quanh trục tâm của nó.

Tại điểm bất kỳ của mặt tiếp xúc trong đó có điểm tiếp xúc đầu tiên thoả mãn phương trình sau

$$Q_y = (m_N + f \cdot m_T)N.$$

Nếu bỏ qua mômen quán tính và mômen ma sát sinh ra ở phía sau của phôi thì điều kiện quay của phôi có thể viết $Q_y \geq 0$ hoặc $m_N + f m_T \geq 0$. Suy ra

$$f \geq -m_N/m_T. \quad (12.18)$$

Sau khi thay giá trị của m_T ta có công thức sau:

$$f \geq -m_N \sqrt{1 + \left(\frac{l_u}{m_u} \cdot \frac{1 - \eta_x}{1 - \eta_y}\right)^2} + \left[\frac{m_N}{n_N} - \left(\frac{m_N}{n_N} + \frac{n_u}{m_u}\right) \frac{1 - \eta_x}{1 - \eta_y}\right]^2 \quad (12.19)$$

Công thức trên là công thức chính xác cho mọi máy cán nghiêng. Công thức này cho thấy điều kiện quay phôi cũng giống như điều kiện ăn phôi vào máy phụ thuộc vào tỷ số hệ số tốc độ hướng tang và tốc độ dọc trục. Trong những công thức đưa ra trước kia, nhiều tác giả không đề cập tới vấn đề này.

Giả sử vào thời điểm tiếp xúc đầu tiên, phôi đứng yên. Điều này có nghĩa $\eta_x = 0$, $\eta_y = 0$. Thay thế vào phương trình trên và chú ý $l^2 + m^2 + n^2 = 1$, ta nhận được

$$\eta \geq -m_N/m_u.$$

Thay thế các giá trị m_u và m_N của máy có trục hình tang trống vào biểu thức trên sẽ có dạng

$$f \geq -\frac{\sin \alpha \cos \psi \sin \varphi - (\cos \alpha \sin \omega \cos \psi + \cos \omega \sin \psi) \cos \varphi}{\cos \alpha \cos \omega \cos \psi - \sin \omega \sin \psi}. \quad (12.20)$$

Công thức (12.20) cũng chưa phản ánh đầy đủ điều kiện ăn phôi vào trục, vì khi dẫn ra công thức này các tác giả cho chiều dài vùng biến dạng bằng zero, hơn nữa công thức chưa tính tới lực đẩy và lực ma sát. Sau đây ta xét điều kiện quay của phôi một cách toàn diện hơn.

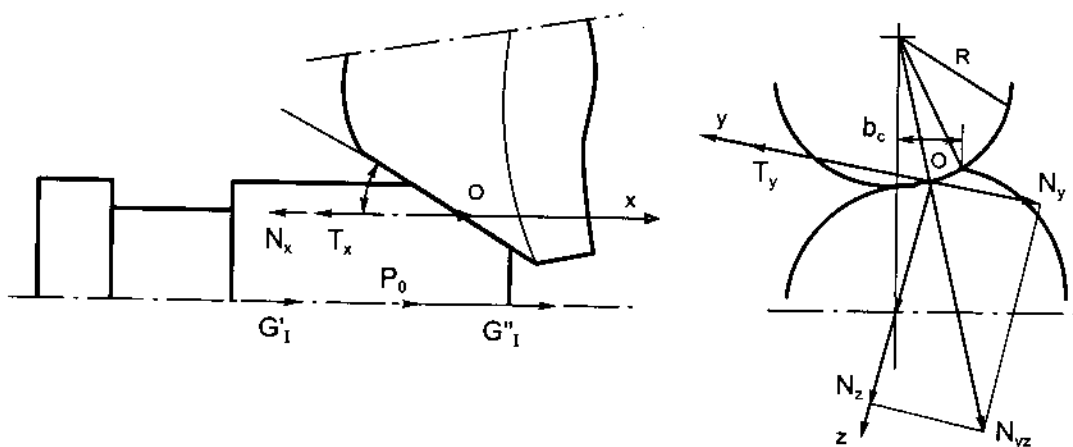
Điều kiện quay phôi khi có lực quán tính và lực ma sát.

Trên các máy cán nghiêng, trục cán chỉ có thể ăn phôi khi có lực đẩy phôi từ phía sau. Lực này phải tác dụng một khoảng khác cần thiết để tạo cho phôi tốc độ quay nhất định.

Trên thực tế phôi đưa vào máy không chỉ có lực đẩy P_0 mà còn có tốc độ v_0 lớn hơn thành phần tốc độ dọc của trục cán u_x . Sau khi kim loại tiếp xúc với trục phôi bị hãm lại và lực đẩy được cộng thêm lực quán tính của phôi Q'_i và của thiết bị kẹp nó là Q''_i . Tốc độ đưa càng lớn, trọng lượng thiết bị đưa càng lớn thì lực quán tính càng lớn.

$$Q_i = Q'_i + Q''_i$$

Kết quả tác dụng của các lực, tại vị trí tiếp xúc của phôi xuất hiện một diện tích tiếp xúc (vết bẹp). Diện tích này càng lớn khi các lực trên càng lớn. Ta xét điều kiện quay của phôi trong thời gian có lực quán tính và lực đẩy. Lực ma sát và áp lực trên bề mặt diện tích tiếp xúc thay thế bằng các lực tổng hợp N và T tác dụng ở tâm của diện tích vết bẹp tại điểm O .



Hình 169. Sơ đồ tác dụng của lực khi phôi ăn vào máy cán nghiêng.

Theo điều kiện đưa phôi vào trục $v_0 > u_x$ và sau khi tiếp xúc phôi bị phanh lại. Trên sơ đồ, lực quán tính của phôi và của thiết bị đưa Q'_i, Q''_i trùng phương với đường cán, lực ma sát T_x từ phía trục cán thì ngược lại. Diện tích phần ép nén ban đầu có chiều dài l và rộng b trị số của nó bằng 0 tại điểm tiếp xúc ban đầu và cực đại tại mặt mút của phôi. Ký hiệu chiều rộng trung bình trên toàn bộ chiều dài là b_c .

Chiều rộng của diện tích trên là độ dài của cung tiếp xúc (b_c) phôi với trục trong bề mặt vuông góc với đường cán. Chính vì vậy trị số b_c càng lớn thì mômen cản quay do áp lực gây ra càng lớn. Ta tìm trị số lớn nhất cho phép của b_c thoả mãn điều kiện phôi quay. Điều kiện phôi quay trong trường hợp chung tính như sau:

$$M_T - M_N - M_P - M_I = 0, \quad (12.21)$$

Trong đó: M_T - mômen quay của phôi, hoặc mômen của lực ma sát T ; M_N - mômen cản quay từ phía áp lực pháp tuyến; M_P - mômen cản quay từ phía lực đẩy P_0 và lực quán tính Q'_I ; M_I mômen quán tính quay của phôi tương đối với trục tâm của nó. Sử dụng hệ tọa độ $oxyz$ có gốc tại điểm O . Lực tổng hợp N và T được tách ra các thành phần trên các trục tọa độ N_x, N_y, N_z, T_x, T_y và T_z . Bán kính véc tơ tại điểm O có thể lấy bằng bán kính phôi là r , khi đó mômen ma sát $M_T = rT_y$. Vì $T_y = m_T T = m_T \cdot f \cdot N$ suy ra

$$M_T = f \cdot r \cdot N \cdot m_T \quad (12.21a)$$

Thay N_y và N_z bằng lực tổng hợp N_{yz} ta có mômen cản $M_N = a_N \cdot N_{yz}$, trong đó a_N - là tay đòn của N_{yz} tương đối so với trục phôi.

Từ các hình tam giác đồng dạng trên sơ đồ, ta có

$$a_N / (R+r) = 0,5b_c / R, \text{ từ đây } a_N = 0,5(1+i)b_c.$$

Trị số N_{yz} xác định từ phương trình $N_{yz} = \sqrt{N_y^2 + N_z^2}$. Vì $N_y = m_N N$; $N_z = n_N N$, nên suy ra đẳng thức: $N_{yz} = N \sqrt{m_N^2 + n_N^2}$.

$$\text{Xét điều kiện } l_N^2 + m_N^2 + n_N^2 = 1 \text{ ta có } N_{yz} = \sqrt{N_y^2 + N_z^2} = N \sqrt{m_N^2 + n_N^2} = N \sqrt{1 - l_N^2}$$

Trị số l_N là nhỏ so với 1 và có thể bỏ qua, khi đó sai số không quá 5%. Vì vậy có thể viết $N_{yz} = N$. Sau khi thay biểu thức a_N và N_{yz} vào phương trình của M_N ta tìm được.

$$M_N = \frac{1}{2}(1+i)N \cdot b_c \quad (12.22)$$

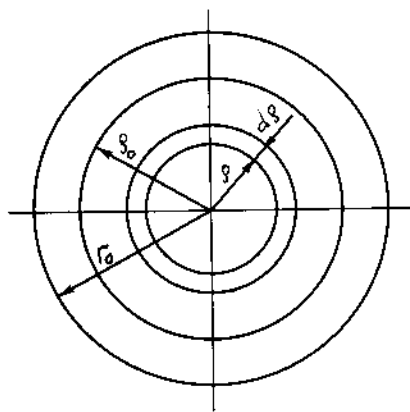
Theo hình 170 vi phân mômen lực ma sát sinh ra trên mặt mút của phôi được xác định theo công thức $dM_p = 2\pi p_c f \rho^2 d$, trong đó p_c - ứng suất tiếp xúc pháp tuyến giữa trục đẩy và phôi; f - hệ số ma sát tiếp xúc; ρ - trị số bán kính bất kỳ của trục đẩy.

$$M_p = \int_0^{\rho_0} dM_p = \frac{2\pi p_c f \rho_0^3}{3}.$$

Sau khi tích phân thay thế ρ bằng các giới hạn từ 0 đến ρ_0 ta nhận được $M_p = (2\pi p_c f \rho_0^3)/3$, trong đó ρ_0 - bán kính trục đẩy của thiết bị đưa phôi vào máy.

Ngoại lực tác dụng vào mặt mút sau của phôi bằng $P_0 + Q'_I = \pi \rho_0^2 p_c$.

Theo định luật động học vật rắn $Q' = G'a$, trong đó G' - khối lượng các phần chuyển động của thiết bị đưa phôi; a - gia tốc âm, có liên quan đến phôi bị hãm lại.



Hình 170. Sơ đồ xác định mômen cản của lực ma sát ở mặt tiếp xúc của phôi với trục đẩy.

Từ ba phương trình cuối cùng suy ra

$$M_p = 2/3 f \rho_0 (P_0 + G'a). \quad (12.23)$$

Cũng theo định luật động học vật rắn, mômen lực quán tính của phôi tương đối so với trục bằng $M_I = I_0 \Omega$, trong đó I_0 mômen quán tính tương đối so với trục tâm, Ω - gia tốc góc của phôi.

Phôi là hình trụ tròn đặc, chính vì vậy mômen quán tính $I_0 = 1/2 G'' r^2$, trong đó G'' - khối lượng của phôi. Sau khi thay I_0 vào biểu thức tính M_I ta nhận được

$$M_I = r^2 G'' \Omega / 2. \quad (12.24)$$

Sau khi thay M_T , M_N , M_p và M_I vào biểu thức (12.21) và giải đối với m_T ta có

$$m_T \geq \frac{(1+i)b_c}{2.f.r} + \frac{4.f.\rho_0(P_0 + G'a) + 3r^2 G'' \Omega}{6frN} \quad (12.25)$$

Trị số cosin chỉ hướng của lực ma sát là m_T trong công thức là đại lượng chưa biết. Để tìm trị số đó ta lập phương trình cân bằng cho tất cả các lực tác dụng theo hướng cán. Theo sơ đồ trên hình vẽ (H.162), phương trình này có thể viết

$$P_0 + Q'_I + Q''_I - (N_x + T_x)n \geq 0, \quad (12.26)$$

trong đó n - số lượng các trục cán.

Trị số Q''_I , N_x và T_x tương ứng bằng $Q''_x = G''a$, $N_x = l_N N$, $T_x = \mu l_T N$. Thay chúng vào phương trình (12.26) và $l_T \approx l_N N$ và $T_x = l_T \cdot f N \approx \sqrt{1 - m_T^2} \cdot f \cdot N$, ta nhận được

$$m_T \geq \sqrt{1 - \left[\frac{P_0 + (G' + G'')a}{f.n.N} - \frac{l_N}{f} \right]^2}$$

Cho vế phải của biểu thức cuối bằng vế phải của (12.25) ta có

$$\begin{aligned} & \left[\frac{(1+i)b_c}{2.f.r} + \frac{4.f.\rho_0(P_0 + G'a) + 3r^2 G'' \Omega}{6frN} \right]^2 + \\ & + \left[\frac{P_0 + (G' + G'')a}{n.N} - l_N \right]^2 - f^2 \leq 0. \end{aligned} \quad (12.27)$$

áp lực pháp tuyến N , trong biểu thức theo hình 164 bằng

$$N = p_B b_c l / \cos \gamma, \quad (12.28)$$

trong đó: p_B - ứng suất pháp trung bình trên bề mặt tiếp xúc kim loại với trục; l - chiều dài vùng tiếp xúc. Cũng từ sơ đồ này $l = 2z_c/\operatorname{tg}\gamma$, trong đó z_c - lượng ép trung bình trên chiều dài l . Như ở phần cân ngang ta đã biết $z_c = (1+i)^2 b_c^2/d$. Sau khi thay thế ta sẽ có:

$$N = (1+i)p_B b_c^3 / r \sin \gamma. \quad (12.29)$$

Thay vào (12.27) trị số N từ (12.28) và ký hiệu b_c/r bằng ξ_c , ta nhận được:

$$\left[\frac{(1+i)\xi_c}{2\sin\gamma} + \frac{4(P_0 + G'a).f.\rho_0 + 3r^2 G''\Omega}{6(1+i)p_B r^3 \xi_c^3} \right]^2 + \left[\frac{P_0 + (G' + G'')a}{n.(1+i)p_B r^2 \xi_c^3} - \frac{l_N}{\sin\gamma} \right]^2 - \left(\frac{f}{\sin\gamma} \right)^2 \leq 0, \quad (12.30)$$

trong đó: $\xi_c = \frac{b_c}{r}$ - góc ăn của phôi (α), rad.

Công thức (12.30) có tính đến ảnh hưởng của tất cả các yếu tố đến điều kiện quay của phôi khi đưa phôi vào máy. Nó cho phép xác định điều kiện quay của phôi trong thời gian chuyển động tịnh tiến của phôi bị phanh lại và chuyển động quay bắt đầu tăng tốc. Trong khoảng thời gian này có tác dụng của lực quán tính và ngoại lực đẩy và đây là giai đoạn ăn phôi khó khăn nhất theo điều kiện quay.

Gia tốc a , trong công thức phụ thuộc vào tốc độ đưa phôi vào máy v_0 và có giá trị càng lớn khi tốc độ v_0 lớn. Khi tốc độ đưa phôi lớn thì gia tốc a có thể tăng gấp vài lần so với khi đưa phôi tự do. Khi đó góc ăn ξ_c có thể rất lớn so với góc ăn trong công thức (12.30) và điều kiện quay phôi có thể không thực hiện được.

Một trong những nguyên nhân dẫn đến vi phạm điều kiện quay phôi có thể là tốc độ đưa phôi vào máy quá lớn. Để tránh hiện tượng này người ta cố gắng đưa phôi vào máy với tốc độ nhỏ nhất. Khi $v_0 = 0$ thì gia tốc $a = 0$ và công thức (12.30) có dạng

$$\left[\frac{(1+i)\xi_c}{2\sin\gamma} + \frac{4P_0 f \rho_0 + 3r^2 G''\Omega}{6(1+i)p_B r^3 \xi_c^3} \right]^2 + \left[\frac{P_0}{n.(1+i)p_B r^2 \xi_c^3} - \frac{l_N}{\sin\gamma} \right]^2 - \left(\frac{f}{\sin\gamma} \right)^2 \leq 0. \quad (12.31)$$

Đặc tính ảnh hưởng của ngoại lực P_0 đến điều kiện quay của phôi cũng giống như ảnh hưởng của tốc độ đưa phôi vào máy. Trị số ngoại lực P_0 lớn cũng là một trong những nguyên nhân dẫn đến vi phạm điều kiện quay của phôi. Trên thực tế người ta cũng sử dụng ngoại lực có trị số nhỏ nhất để đưa phôi vào máy.

Nguyên nhân thứ ba dẫn đến việc không đáp ứng điều kiện quay của phôi là mômen cản đặt vào mặt mút sau của phôi từ phía bộ phận đưa phôi: mômen càng lớn thì điều kiện quay phôi càng mất ổn định.

Theo biểu thức trên mômen không những phụ thuộc vào ngoại lực P_0 , khối lượng bộ phận chuyển động của phôi G' và gia tốc hoặc tốc độ đưa phôi v_0 , mà còn phụ thuộc vào hệ số ma sát giữa mặt mút sau của phôi với tay đòn đặt lực và bán kính của nó. Khi tăng ρ_0 và f mômen cản càng tăng. Để làm hạn chế M_p không chỉ giảm P_0 , v_0 , khi đưa phôi mà còn giảm bán kính đẩy ρ_0 . Với mục đích này trên thực tế người ta thiết kế các cần đẩy có mũi hình cầu như hình vẽ. Trục đẩy thiết kế quay được sẽ còn có tác dụng tốt hơn. Khi đó mũi đẩy hay cần đẩy phải quay được tự do và tỳ vào bi tỳ. Khi đó mômen cản có thể cho bằng không và điều kiện quay phôi có thể viết

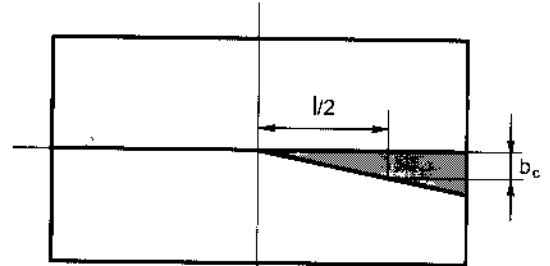
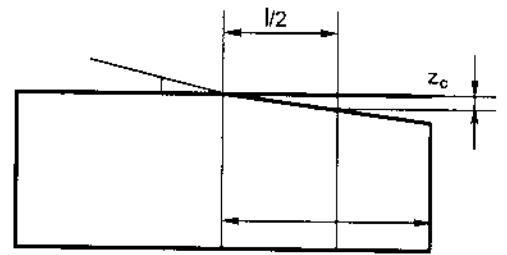
$$\left[\frac{(1+i)\xi_c}{2\sin\gamma} + \frac{G''\Omega}{2(1+i)p_B r^2 \xi_c^3} \right]^2 + \left[\frac{P_0}{n(1+i)p_B r^2 \xi_c^3} - \frac{l_N}{\sin\gamma} \right]^2 - \left(\frac{f}{\sin\gamma} \right)^2 \leq 0 \quad (12.32)$$

Nguyên nhân thứ tư dẫn đến việc điều kiện quay phôi không được thoả mãn là sự có mặt của mômen lực quán tính tương đối so với trục của nó. Rõ ràng từ phương trình (12.30), trị số mômen cản của lực quán tính tỷ lệ thuận với khối lượng của phôi, bình phương bán kính phôi và gia tốc góc của nó.

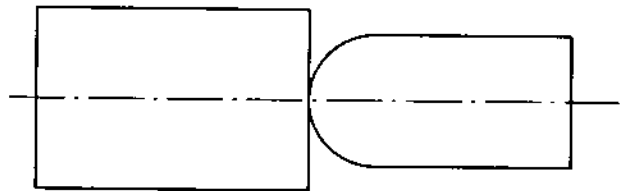
Như vậy mômen quán tính có ảnh hưởng lớn nhất đến điều kiện quay khi cán phôi có đường kính lớn. Nếu như lực tác dụng P_0 không lớn, phôi quay chậm, khi đó gia tốc có thể rất nhỏ. Trong trường hợp này cho Ω bằng không ta nhận được

$$\left[\frac{(1+i)\xi_c}{2} \right]^2 + \left[\frac{P_0 \sin\gamma}{n(1+i)p_B r^2 \xi_c^3} - l_N \right]^2 - f^2 \leq 0. \quad (12.33)$$

Công thức này đáp ứng chế độ tối ưu nhất khi đưa phôi vào máy. Trong thời gian đưa phôi vào máy, phôi chịu tác dụng của các lực quán tính, ngoại lực, áp lực pháp tuyến và lực ma sát.



Hình 171. Sơ đồ xác định diện tích vết bẹp khi va đập.



Hình 172. Trục đẩy có phần tiếp xúc với phôi là hình cầu.

Tại thời điểm lực quán tính và ngoại lực không tác dụng nữa sẽ chỉ còn các lực từ phía trục tác động lên phôi. Điều kiện quay từ thời điểm này gọi là điều kiện quay tự do.

Cho $P_0 = 0$ ta sẽ có

$$\xi_c \leq \frac{2}{1+i} \sqrt{f^2 - l_N^2}. \quad (12.34)$$

Nhận được công thức để xác định điều kiện quay tự do của phôi trên máy cán nghiêng. Công thức này không chỉ thoả mãn điều kiện quay mà còn thoả mãn điều kiện kéo phôi vào theo hướng dọc trục (ăn phôi).

Bình thường, góc ăn α không quá lớn, trị số l_N có thể chấp nhận bằng $l_N = \cos\alpha \sin\gamma$. Khi đó công thức trên có thể viết dưới dạng

$$\xi_c \leq \frac{2}{1+i} \sqrt{f^2 - (\cos\alpha \sin\gamma)^2}. \quad (12.35)$$

Trong công thức này cho $\gamma=0$ thì ta nhận được công thức thoả mãn điều kiện quay phôi trong cán ngang: $\xi_c \leq \frac{2f}{1+i}$.

Phân tích công thức (12.30) và (12.35) cho thấy điều kiện quay phôi trên máy cán nghiêng ít thuận lợi hơn so với máy cán ngang. Từ công thức (12.35) suy ra rằng hệ số ma sát f và góc mở γ là ảnh hưởng nhiều nhất đến điều kiện quay phôi tự do. Trong đó khi tăng f và giảm γ thì điều kiện quay phôi tự do được cải thiện. Tỷ số đường kính trục cán và phôi i ảnh hưởng ít đến điều kiện quay phôi, còn góc ăn α hầu như không ảnh hưởng. Khi tăng i và giảm α điều kiện quay phôi tự do sẽ kém đi.

Theo các công thức (12.34) và (12.35) thì điều kiện quay phôi tự do không thể có được khi $l_N \geq f$ hoặc $\gamma \geq \arcsin(f/\cos\alpha)$.

Trên thực tế góc γ thường nhỏ hơn vài lần $\arcsin(f/\cos\alpha)$, chính vì vậy điều kiện quay của phôi trên máy cán nghiêng là rất thuận lợi. Khi $\gamma = \arcsin(f/\cos\alpha)$ thì tốc độ ăn dọc phôi bằng không, tuy vậy $\gamma \gg \arcsin(f/\cos\alpha)$. Điều đó chứng tỏ có lực ma sát tích trữ lớn, nhờ đó mà phôi sau khi diễn đầy vùng biến dạng sẽ có tốc độ chuyển động dọc.

Trong trường hợp chuyển động tịnh tiến tự do của phôi, khi chỉ có lực tác dụng lên nó từ phía trục, hệ số tốc độ dọc của trục cán tại điểm đặt của lực tổng hợp áp lực pháp tuyến và lực ma sát không thể lớn hơn một. Điều đó được khẳng định rằng khi $\eta_x > 1$ thì điều kiện cân bằng lực theo phương cán không được thoả mãn. Lực ma sát dự trữ có trong thời gian diễn đầy vùng biến dạng không phải được sử dụng hết để cho phôi chuyển động tịnh tiến theo hướng dọc trục.

Nguồn lực ma sát hướng tang trong điều kiện quay tự do được biểu hiện bằng sự tồn tại của vùng vượt trước theo hướng tang. Tiếp theo đó, từ thời điểm tiếp xúc kim loại với mũi trục tâm, lực dự trữ này của vùng vượt hướng tang sẽ được sử dụng vào việc khắc phục lực cản của trục tâm.

12.3. CHẾ ĐỘ ĂN PHÔI LẦN THỨ NHẤT VÀ PHƯƠNG PHÁP ĐƯA PHÔI VÀO MÁY

Chúng ta đã xác định rằng việc ăn phôi có liên quan đến chuyển động tịnh tiến và chuyển động quay là hoàn toàn có thể xảy ra khách quan. Tuy vậy trên thực tế việc ăn phôi trên máy là rất khó khăn. Không thiếu những trường hợp sau khi đẩy phôi vào máy, phôi quay một góc nhỏ và dừng lại. Còn có trường hợp sau khi đẩy phôi vào máy phôi hoàn toàn không quay.

Trong cả hai trường hợp trên coi như máy không ăn phôi. Kinh nghiệm của các nước tiên tiến cho thấy phôi ăn vào trục chỉ khi nó quay được. Hay nói cách khác, trên thực tế phôi không bao giờ ăn vào máy khi nó không quay.

Một mặt điều kiện ăn phôi lần thứ nhất trên máy cán nghiêng là khách quan thực hiện được, mặt khác trên thực tế máy ăn phôi rất khó khăn. Ngoài ra còn quan sát thấy rằng phôi chỉ ăn vào máy khi nó quay. Điều này chỉ được lý giải trên cơ sở phân tích điều kiện ăn phôi và quay phôi.

Người ta đã thiết lập được rằng, phôi chỉ ăn vào máy khi nó quay đạt tốc độ giới hạn nào đó. Nguyên nhân đó được giải thích rằng khi tốc độ quay của phôi bằng không thì véc tơ lực ma sát đặt lên phôi từ phía trục sẽ trùng với véc tơ tốc độ dài của trục. Hình chiếu véc tơ lực ma sát trên đường cán tại thời điểm này nhỏ hơn rất nhiều hình chiếu véc tơ lực tổng hợp của áp lực pháp tuyến. Nói cách khác khi phôi đứng yên ta có bất đẳng thức $|T_x| < |N_x|$. Nếu như khi ta có $|T_x| < |N_x|$ mà không có ngoại lực tác dụng lên phôi đảm bảo điều kiện $P_0 \geq |N_x| - |T_x|$ thì sẽ không có vùng tiếp xúc giữa phôi và trục và quá trình ăn phôi không xảy ra.

Trong trường hợp thoả mãn bất phương trình trên thì phôi bắt đầu xoay và tăng tốc quay. Khi phôi quay thì véc tơ lực ma sát chuyển hướng về phía đường cán và véc tơ lực ma sát của nó trên đường cán tăng dần. Khi tốc độ quay của phôi tăng qua trị nhất định thì thành phần véc tơ lực ma sát sẽ lớn hơn thành phần áp lực pháp tuyến $|T_x| > |N_x|$. Điều này chứng tỏ phôi bắt đầu quay và lực đẩy P_0 khi đó không cần thiết nữa.

Như vậy khả năng ăn phôi xuất hiện khi có lực tác dụng đẩy phôi trong khoảng thời gian nhất định tạo điều kiện cho phôi tiếp xúc với trục cán. Nhờ có sự tiếp xúc này mà phôi quay được và đạt tới một giá trị không nhỏ hơn giá trị tới hạn nào đó. Từ đây thấy rằng trong cán nghiêng không có ngoại lực tác dụng vào phôi thì quá trình ăn phôi sẽ không xảy ra. Tác dụng tức thời cũng như tác dụng gián đoạn của lực đẩy lên phôi cũng không cải thiện được điều kiện ăn phôi theo chiều dọc. Chính vì vậy khi đẩy phôi vào máy theo quán tính hoặc thu cần đẩy không đúng thời điểm thì có khả năng máy không nhận phôi.

Trên đây là một trong những khác biệt quan trọng về mặt nguyên tắc của điều kiện ăn phôi trên máy cán nghiêng so với máy cán khác, ví dụ như cán dọc. Nhưng điều này cũng chứa một trong những nguyên nhân vi phạm điều kiện ăn phôi trên máy cán nghiêng. Nguyên nhân đó là không phải lúc nào cũng đảm bảo được thời gian tác dụng tối thiểu của ngoại lực để phôi có thể quay tới tốc độ giới hạn cho tới khi ăn vào máy. Như vậy

một trong những nguyên nhân khó khăn trong việc đưa phôi vào máy là không có lực đẩy vào và không có khoảng thời gian ngắn đủ duy trì tác dụng của lực đẩy.

Trên đây đã xác định điều kiện quay của phôi và chỉ ra những vi phạm nếu như tốc độ đưa phôi và lực đẩy tác dụng vào mặt mút phía sau phôi quá lớn. Đây cũng là sự khác biệt của quá trình ăn phôi trên máy cán nghiêng và cán dọc. Sự khác biệt đó là khi tốc độ đưa phôi vào máy tăng và lực đẩy phôi lớn thì quá trình ăn phôi trên máy cán nghiêng kém đi trong khi đó trên máy cán dọc quá trình ăn phôi sẽ được cải thiện. Như vậy khó khăn nữa là những giới hạn cho phép của vận tốc đưa phôi và lực đẩy cần trong phạm vi cho phép.

Nguyên nhân thứ ba không thoả mãn điều kiện ăn phôi là sự xuất hiện mômen cản của lực đẩy, và điều này có liên quan đến thiết bị đẩy không hoàn thiện. Nguyên nhân thứ tư và cuối cùng không thoả mãn điều kiện ăn phôi là sự có mặt của mômen lực quán tính. Đây là đặc điểm của quá trình cán nghiêng.

Như vậy khó khăn của quá trình ăn phôi trên máy cán nghiêng xuất hiện do vi phạm các chế độ đưa phôi, mặt khác do tính bất hoàn thiện của thiết bị. Bất hoàn thiện của thiết bị không những liên quan đến nhược điểm cấu tạo mà còn liên quan đến nhược điểm của phương pháp đưa phôi vào máy. Cần nhấn mạnh rằng chế độ đưa phôi vào máy dự kiến ở trên với phương pháp nào đó không phải khi nào cũng thực hiện được dễ dàng, thậm chí rất khó khăn khi tự động hoá khâu đưa phôi vào máy. Điều đó được giải thích rằng các phương pháp đang được áp dụng trên một số nhà máy không xét đến đặc điểm của máy cán nghiêng.

Theo P.K.Teterin, phương pháp hiện nay ở một số nhà máy, khi đưa phôi vào máy chỉ đảm bảo chuyển động dọc của phôi giống như trên máy cán dọc, ở đó kim loại chỉ chuyển động dọc và tốc độ đưa và lực đẩy càng lớn càng cải thiện được điều kiện ăn phôi. Tất nhiên điều đó hoàn toàn không cải thiện được điều kiện ăn phôi trên máy cán nghiêng. Trên các máy này phôi không chỉ chuyển động dọc mà còn chuyển động quay. Trong đó tốc độ và lực đẩy lớn không những không có lợi mà còn phản tác dụng và không cho phép. Ngoài ra để đảm bảo quá trình ăn phôi vào máy thì phôi phải quay với tốc độ nhất định.

Để điều kiện ăn phôi thoả mãn, quá trình ăn phôi xảy ra ổn định và tin cậy, đơn giản tối đa quá trình tự động đưa phôi thì phải có phương pháp đưa phôi phù hợp đặc điểm của máy cán nghiêng. Phương pháp này rõ ràng phải đảm bảo cho phôi vừa chuyển động tịnh tiến vừa chuyển động quay cho tới khi phôi tiếp xúc với máy. Lúc đó tốc độ của phôi khi chưa tiếp xúc với máy cần phải cao hơn tốc độ giới hạn nhất định cho phép.

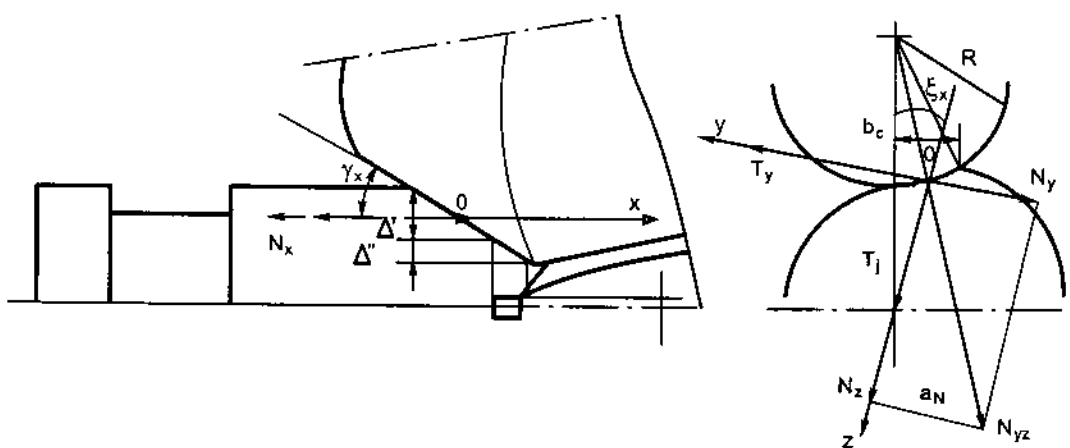
Thiết bị cho phép thực hiện phương pháp đưa phôi trên phải là con lăn nghiêng một góc so với đường cán hoặc bất cứ thiết bị nào đảm bảo cho phôi vừa chuyển động tịnh tiến vừa quay trước khi phôi ăn vào máy. Những thiết bị trên nhất thiết phải có trên các máy cán nghiêng. Điều đó cho phép tránh được vi phạm điều kiện ăn phôi lần thứ nhất và điều kiện quay phôi, cho phép đơn giản tối thiểu tự động hoá công đoạn đưa phôi vào máy, cho phép thao tác sử dụng một cách đơn giản máy cán nghiêng, tăng năng suất và giảm phế phẩm.

12.4. ĐIỀU KIỆN ĂN PHÔI LẦN THỨ HAI

Trên các máy cán nghiêng tạo phôi ống, cần phân biệt quá trình ăn phôi lần thứ nhất và lần thứ hai. Quá trình ăn phôi lần thứ nhất tính từ thời điểm phôi bắt đầu tiếp xúc với trục tới thời điểm phôi bắt đầu tiếp xúc với mũi trục tâm ngắn cố định theo hướng dọc. Quá trình ăn phôi lần thứ hai từ thời điểm tiếp xúc với trục tâm ngắn đến thời điểm phôi ống ra khỏi trục.

Trục tâm ngắn tạo ra lực cản chuyển động dọc của phôi. Khi xác định điều kiện ăn phôi lần thứ nhất ta không quan tâm tới lực cản trục tâm. Điều kiện ăn phôi lần thứ hai liên quan trước tiên tới sức cản của trục tâm.

Lượng ép nhỏ nhất của phôi trước mũi trục tâm. Xác định điều kiện ăn phôi lần thứ hai dẫn tới việc tìm lượng ép nhỏ nhất của phôi trước mũi trục tâm, đủ để thắng lực cản của trục tâm. Phân tích điều kiện ăn phôi lần thứ nhất thấy rằng trên đoạn ăn phôi của trục có nhiều dự trữ lực ma sát. Chính vì vậy trước khi chạm phải trục tâm phôi chuyển động dọc với tốc độ nhất định. Phần còn lại của lực ma sát dư đã tạo ra vùng vượt hướng tang. Từ thời điểm kim loại tiếp xúc với trục tâm tốc độ dọc của phôi có giảm đi. Tốc độ dọc của phôi giảm thì hình chiếu của lực ma sát trên đường cán tăng và trên hướng tang giảm. Tốc độ dọc của phôi giảm dẫn tới việc giảm bề rộng mặt tiếp xúc và vùng vượt hướng tang. Trong điều kiện ăn phôi lần thứ nhất, lực ăn phôi cân bằng lực cản. Khi gặp trục tâm tốc độ tịnh tiến giảm tạo ra lực ăn bổ sung của trục để khắc phục và thắng lực cản của trục tâm.



Hình 173. Sơ đồ lực tác dụng lên phôi khi nó tiếp xúc với trục tâm.

Lượng ép nhỏ nhất trước mũi trục tâm cần thiết để thắng lực cản của nó được xác định từ điều kiện cân bằng của phôi ở hướng dọc và hướng tang. Tỷ lệ không thuận nhất giữa lực ăn và lực cản từ phía trục tâm xuất hiện tại thời điểm mũi trục tâm thúc vào kim loại. Trên sơ đồ trong hình 173 là thành phần lực của áp lực pháp tuyến và lực ma sát tác dụng lên phôi từ phía trục được thay thế bằng các lực tổng hợp N và T , đặt ở tâm O của mặt tiếp xúc.

Phôi trước khi cán nghiêng thường được đột tâm. Như vậy ở mặt mút phía trước của phôi người ta tạo lỗ tâm có hình dáng và kích thước giống như đỉnh mũi trục tâm. Điều

đó làm cho mặt tiếp xúc tăng và cải thiện điều kiện ăn phôi lần thứ hai. Trên đoạn ăn phôi của trục lớp kim loại bên ngoài là bị biến dạng nhiều hơn cả. Chính vì vậy mặt mút phía trước của phôi biến dạng và lõm đáng hình cầu. Mặt mút trước của phôi trên hình 165 là đường liền nhưng để đơn giản ta thay bằng đường thẳng vẽ gián đoạn. Dụng cụ dẫn hướng của phôi trên đoạn ăn của vùng biến dạng hầu như không tiếp xúc với kim loại cho nên không có lực tác dụng lên phôi.

Cân bằng lực của phôi tại thời điểm đang xét xác định bằng quan hệ

$$nP \geq Q_0, \quad (12.36)$$

trong đó: P - lực ăn phôi theo hướng dọc; n - số lượng trục cán; Q_0 - lực cản của trục tâm.

Theo sơ đồ trên hình vẽ (H165):

$$P = T_x - N_x, \quad (12.37)$$

trong đó: N_x và T_x là hình chiếu lực tổng hợp của áp lực pháp tuyến và lực ma sát trên đường cán.

Thành phần lực tác dụng dọc trục của tổng hợp áp lực và lực ma sát có thể xác định từ các công thức sau:

$$N_x = N l_N = N \cos \alpha \sin \gamma \approx N \sin \gamma; \quad T_x = T l_T = N f l_T. \quad (12.38)$$

Lực tổng hợp pháp tuyến $N = p_b l / \cos \gamma$. Theo sơ đồ $l = (\Delta' + \Delta'') / \tan \gamma$, trong đó Δ' - lượng ép phôi theo hướng kính trước mũi tâm; Δ'' - lượng giảm bán kính phôi đoạn mũi trục tâm. Trị số Δ' và Δ'' bằng: $\Delta' = r \delta_0$; $\Delta'' = a \tan \gamma$, trong đó δ_0 - lượng ép nhỏ nhất của điều kiện ăn phôi lần thứ hai; a - độ dài mũi đột của trục tâm. Sau khi thay thế vào biểu thức để tính N ta nhận được:

$$N = \frac{r \delta_0 + a \tan \gamma}{\sin \gamma} p_b. \quad (12.39)$$

Thế (12.39) và (12.38) vào biểu thức (12.37) ta có:

$$P = \frac{(\delta_0 r + a \tan \gamma)(f l_T - \sin \gamma)}{\sin \gamma} p_b. \quad (12.40)$$

Lực cản trục tâm có thể tính

$$Q_0 = \pi \rho^2 p_0, \quad (12.41)$$

trong đó: p_0 - ứng suất pháp trung bình trên bề mặt tiếp xúc của trục tâm; ρ - bán kính mũi trục tâm.

Thế (12.40) và (12.41) vào (12.36) ta nhận được

$$l_T \geq \frac{\sin \gamma}{f} \left[1 + \frac{\pi \rho^2 k_p}{n(\delta_0 r + a \tan \gamma) b_c} \right], \quad (12.42)$$

trong đó: k_p - hệ số bằng thương của ứng suất tiếp xúc trung bình trên mũi trục tâm chia cho ứng suất tiếp xúc trung bình trên trục cán, nghĩa là $k_p = p_0 / p_b$.

Theo sơ đồ (H.165) điều kiện quay của phôi xác định từ biểu thức

$$T_{yr} > N_{yz}a_N, \quad (12.43)$$

Hình chiếu lực ma sát T lên hướng quay của phôi

$$T_y = Tm_T = Nfm_T \approx fN \equiv fN\sqrt{1 - l_T^2}.$$

Ta đã biết $N_{yz} \approx N$; $a_N = 0,5(i+1)b_c$. Thay các giá trị N_{yz} , a_N và T_y vào biểu thức (12.43) ta nhận được

$$l_T \leq \sqrt{1 - \left[\frac{(1+i)b_c}{2f.r} \right]^2}. \quad (12.44)$$

Nghiệm chung của hệ bất đẳng thức (12.42) và (12.44) sẽ là:

$$\delta_0 \geq \frac{2\pi k_p k_r^2 \sin \gamma}{n \left[\sqrt{(2f)^2 - (1+i)^2 \xi_c^2} - 2 \sin \gamma \right] \xi_c^2} - \frac{a}{r} \operatorname{tg} \gamma, \quad (12.45)$$

trong đó: k_r và ξ_c - các hệ số, bằng $k_r = \rho/r$ và $\xi_c = b_c/r$.

Ta tìm giá trị hệ số ξ_c từ điều kiện động hình học của quá trình cán. Trong cán ngang (chương 8), ta đã xác định giá trị $\xi_c = \sqrt{\frac{2zr}{(1+i)}}$. Lượng ép thành phần z sau 1/n số vòng quay của phôi được xác định từ quan hệ $z = (2\pi/n)rtg\alpha tg\gamma(\eta_x/\eta_y)$. Chính vì vậy:

$$\xi_c = 2 \sqrt{\frac{\pi}{n(1+i)} \operatorname{tg} \alpha \cdot \operatorname{tg} \gamma \frac{\eta_x}{\eta_y}},$$

trong đó: η_x và η_y - hệ số tốc độ dọc và tốc độ hướng tang của kim loại tương đối so với trục trên đoạn ăn phôi của nó tại thời điểm tiếp xúc của phôi với trục tâm.

Sau khi thay thế ξ_c vào biểu thức (12.45) ta có:

$$\delta_0 \geq \frac{\pi(1+i)k_p k_r^2 \sin \gamma}{2 \left[\sqrt{nf^2 - \pi(1+i) \cdot \operatorname{tg} \alpha \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot k_\eta} - \sqrt{n \sin \gamma} \right] \sqrt{\pi(1+i) \operatorname{tg} \alpha \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot k_\eta}} - \frac{a}{r} \operatorname{tg} \gamma \quad (12.46)$$

trong đó: k_η - hệ số, bằng tỷ số η_x/η_y .

Hiện trạng của lý thuyết dẻo hiện đại và độ phức tạp của quá trình cán nghiêng chưa cho phép xác định về mặt lý thuyết giá trị k_p . Chính vì vậy, người ta đã tiến hành nghiên cứu thực nghiệm hệ số trên và thiết lập rằng trên các máy cán hai hoặc ba trục có thể lấy $k_p = 0,78$ và $0,83$. Phân tích các số liệu thực nghiệm cho thấy rằng hệ số này không phụ thuộc vào lượng ép của phôi và cũng không phụ thuộc vào bất cứ thông số nào khác.

Công thức trên cho phép xác định lượng ép nhỏ nhất của phôi trước mũi trục tâm cần và đủ để thắng lực cản của trục tâm. Nó cho phép xác định tính chất và mức độ ảnh hưởng của các yếu tố đến lượng ép thành phần tối thiểu. Theo công thức trên thì khoan tâm có ảnh hưởng tốt đến điều kiện ăn phôi lần thứ hai. Mức độ khoan tâm càng sâu thì điều kiện ăn phôi lần thứ hai càng được cải thiện.

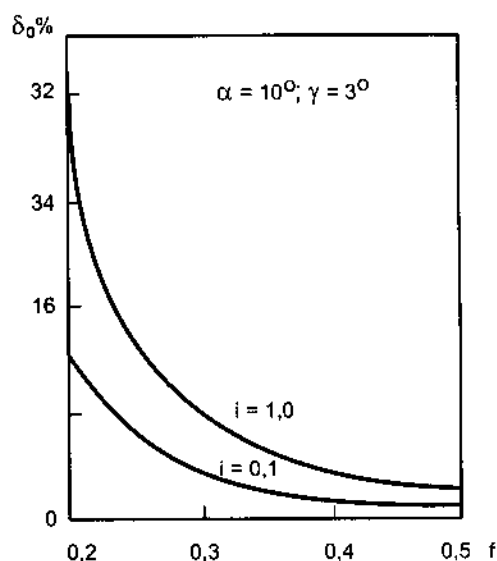
Theo số liệu thực tế kích thước mũi trục tâm như sau: đường kính 25 - 30 mm và chiều dài 20 - 30 mm; trong đó những giá trị lớn thuộc về trục tâm có kích thước lớn hơn. Vì kích thước mũi trục tâm phụ thuộc vào đường kính phôi, trị số δ_0 là hàm của của các thông số ma sát f , tỷ lệ bán kính của phôi và trục i , góc ăn α và góc côn của trục γ .

Trên hình 174 và 175 là đồ thị tính theo công thức (12.46) đối với $k_\eta = 1$ và thể hiện tính chất và mức độ ảnh hưởng đến giá trị δ_0 của các thông số trong cán nghiêng trên máy hai trục. Từ đồ thị suy ra rằng trên thực tế với trị số ma sát thay đổi từ trong khoảng 0,2-0,5 và $i = 1,0-0,1$ lượng ép trước mũi trục tâm giảm 16-18 và 3-3,6 lần. Khi thay đổi hệ số ma sát từ 0,3 đến 0,4 thì δ_0 giảm không ít hơn hai lần.

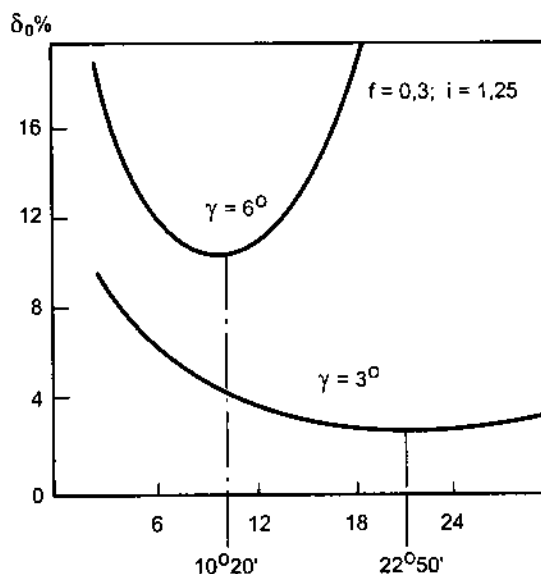
Từ đây thấy rõ ảnh hưởng rất lớn của hệ số ma sát và tỷ số đường kính trục với phôi đến lượng ép tối thiểu cho cán nghiêng và để cải thiện điều kiện ăn phôi lần thứ hai ta cố gắng sao cho hệ số ma sát μ cùng với tỷ số i lớn nhất.

Từ đồ thị 175 thấy rõ khi giảm góc mở của trục γ từ 6° đến 3° trong giới hạn thay đổi góc ăn α từ 3° đến 12° lượng ép giảm 2-3 lần. Điều này hoàn toàn phù hợp với các số liệu thực tế.

Từ đây suy ra rằng để cải thiện điều kiện ăn phôi lần thứ hai cần phải giảm tối thiểu góc mở của trục γ . Lượng ép tối thiểu trước mũi trục tâm giảm khi góc α tăng sau đó khi $\alpha = 12^\circ 20'$ và $20^\circ 50'$ thì đạt cực tiểu và sau đó tăng dần với chiều tăng α . Như vậy sự phụ



Hình 174 Sự phụ thuộc của lượng ép vào hệ số ma sát và tỷ số bán kính của phôi và trục.



Hình 175. Sự phụ thuộc của lượng ép vào góc ăn và góc côn của trục cán

thuộc của lượng ép vào α có cực tiểu nên có thể tìm giá trị của α sao cho lượng ép tối thiểu là nhỏ nhất.

Để giải bài toán này ta lấy đạo hàm $d\delta/d\alpha$ biểu thức (12.46) và cho bằng 0. Khi đó

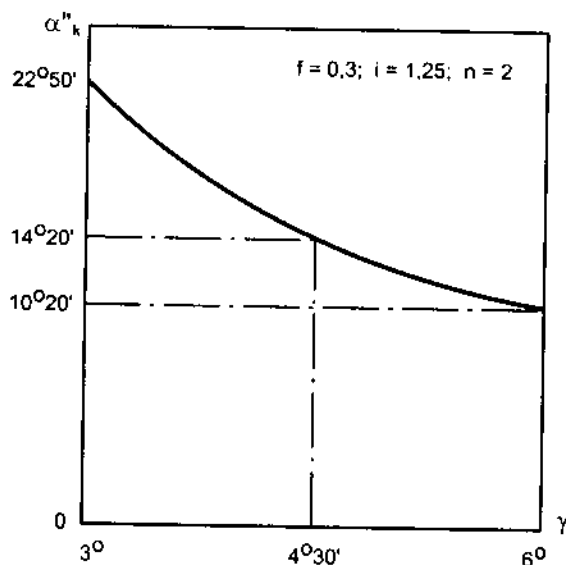
$$\operatorname{tg} \alpha_k = \frac{n(4f^2 - \sin^2 \gamma) - \sin \gamma \sqrt{8f^2 + \sin^2 \gamma}}{8\pi(1+i)\operatorname{tg} \gamma k_\eta}, \quad (12.47)$$

trong đó: α_k - giá trị giới chuyển của góc α tại cực tiểu của lượng ép tối thiểu trước mũi trục tâm.

Đồ thị trên hình 176 là đồ thị tính theo công thức (12.47) khi $k_\eta = 1$. Đồ thị cho thấy khi tăng góc mở γ góc giới chuyển α_k giảm đi. Chính vì vậy để tăng góc α thì góc γ phải có giá trị có thể nhỏ nhất.

Trên thực tế góc mở γ nằm trong phạm vi $3-4,5^\circ$. Theo hình 168, những góc này tương ứng với góc α_k bằng $22^\circ 50'$ và $14^\circ 20'$. Trên thực tế góc ăn thường không quá $4,5 - 12''$. Trên các máy hiện hành góc ăn cũng nằm trong giới hạn trên nên để cải thiện điều kiện ăn phối lần thứ hai cần phải tăng góc ăn α .

Tăng góc α không những cho phép giảm lượng ép tối thiểu trước mũi trục tâm mà còn cho phép tăng lượng ép thành phần và tốc độ cán. Tất cả điều đó cho phép tăng năng suất và chất lượng mặt trong phối ống.



Hình 176. Sự phụ thuộc của góc ăn vào góc còn của trục cán

12.5. NHỮNG NHƯỢC ĐIỂM CỦA ĐIỀU KIỆN ĂN PHÔI LẦN THỨ HAI

Ta xét những số liệu thực nghiệm nhận được khi xác định lượng ép δ_0 nhỏ nhất có thể thắng sức cản của trục tâm. Thí nghiệm được tiến hành trong điều kiện sản xuất khi tạo phối ống có kích thước $87 \times 6,5$ từ phối có đường kính 90 mm đã được quan tâm. Góc ăn và góc mở bằng 9 và 3° . Nhiệt độ kim loại 1240°C , tốc độ dài của trục $3,42$ m/s.

Lượng ép nhỏ nhất để phối được ăn vào máy bằng $5,5\%$. Những cố gắng làm giảm lượng biến dạng tối thiểu trước trục tâm đều dẫn tới việc phối chỉ quay mà không tiến được về phía trước với lượng ép giới hạn $5,5\%$ phế phẩm ống do những khuyết tật trên bề mặt phía trong giảm xuống tối thiểu nhưng cũng không hoàn toàn được loại bỏ và chiếm 5% .

Như vậy lực ép tối thiểu trước trục tâm cần thiết để đảm bảo điều kiện ăn phối lần thứ hai theo chiều dọc có thể lớn hơn lượng ép giới chuyển mà ở đó có sự phá huỷ kim loại ở tâm phối. Trạng thái này có thể biểu hiện dưới dạng

$$\delta_0 > \Delta,$$

trong đó: Δ - tổng lượng ép giới chuyển của phối trước mũi trục tâm, trong đó xảy ra sự phá huỷ kim loại.

Do quan hệ như vậy giữa giá trị lượng ép tối thiểu và lượng ép giới chuyển, nên trong vùng tâm phối trước mũi trục tâm xuất hiện độ xấp với bề mặt có vẩy sắt. Kết quả trên bề mặt phía trong của ống xuất hiện các khuyết tật dưới dạng vết nứt hoặc nếp gấp, hiện tượng này dẫn tới việc tăng phế phẩm và giảm chất lượng và đặc biệt đối với các loại thép hợp kim cao không thể sản xuất được. Việc tạo sinh các khuyết tật liên quan đến yêu cầu cao về chất lượng và kim loại phối dẫn đến tăng giá thành sản phẩm của ống không hàn.

Lượng ép giới chuyển của phối Δ phụ thuộc vào mác thép, chất lượng kim loại, số lượng bán vòng quay của phối hoặc chu kỳ ép phối ở khu vực trước mũi trục tâm. Số lượng chu kỳ ép phối trước mũi trục tâm càng lớn thì lượng ép giới chuyển Δ càng nhỏ và sự phá huỷ kim loại bắt đầu sớm hơn. Với những điều kiện như nhau của quá trình cán ống số lượng lần ép của phối trước trục tâm phụ thuộc vào sự trượt dọc của kim loại so với trục. Độ trượt dọc của kim loại so với trục càng tăng số chu kỳ ép trước mũi trục tâm càng tăng, lượng ép giới chuyển giảm, xác suất phá huỷ kim loại ở tâm càng lớn. Vì lực ăn phối từ phía trục là nhỏ sự trượt kim loại so với trục đạt giá trị lớn và điều rất không thuận lợi này thể hiện chất lượng xấu trên bề mặt phía trong của ống.

Đặc biệt độ trượt kim loại xảy ra mạnh trong quá trình cán không ổn định tức là trong thời gian diễn đầy vùng biến dạng và trong thời gian mất mát phía sau của phối đi qua vùng biến dạng, khi mà tỷ số giữa lực ăn của trục và lực cán của trục tâm, thước, con lăn không thuận lợi. Trong trường hợp đó lượng ép giới chuyển là rất nhỏ. Kết quả là ở phía đầu ống và cuối ống có nhiều khuyết tật thô thiển. Độ dài những đoạn cuối như vậy thường đạt tới 300 mm và hơn, dẫn đến phải cắt đầu ống và tiêu hao kim loại.

Một trong những đặc điểm của quá trình là sự trượt kim loại trên bề mặt trục xảy ra trong phạm vi rất lớn. Nghiên cứu cho thấy rằng sự trượt dọc kim loại thay đổi trong quá trình cán ổn định có thể đạt tới 100%. Số liệu này đúng với một vòng quay của trục. Rõ ràng khi tạo phối ống thì độ trượt dọc kim loại trên bề mặt trục thay đổi trong phạm vi rất lớn.

Sự trượt kim loại khi tạo ống từng phối khác nhau cũng khác nhau. Chính vì vậy khi cán ống hàng loạt lớn thì sự trượt dọc thay đổi trong phạm vi rất lớn. Chính vì độ trượt dọc không cố định và dẫn tới giảm mạnh lượng ép giới chuyển.

Nhược điểm này của máy cán nghiêng có thể hoàn toàn được khắc phục nếu lượng ép của phối trước mũi trục tâm nhỏ hơn lượng ép giới chuyển, nghĩa là $\delta_0 < \Delta$.

Để đảm bảo điều kiện $\delta_0 < \Delta$ một mặt tìm cách giảm δ_0 mặt khác tăng Δ .

Trên thực tế người ta cố gắng sao cho lượng ép trước mũi trục tâm là nhỏ nhất. Tuy nhiên khi giảm lượng ép trước trục tâm nhiều gây ra độ trượt kim loại lớn và dẫn đến giảm lượng ép giới chuyển. Kết quả là tác dụng của biện pháp cải thiện chất lượng phôi ống này giảm đi. Biện pháp giảm giá trị δ_0 gồm:

- Tạo các đường vân hoặc rãnh ma sát trên mặt trục;
- Khoan tâm mặt mút phía trước của phôi;
- Giải pháp thiết kế trục và tăng góc ăn của chúng.

Trên thực tế góc mở trên đoạn vào giảm từ $6-8^0$ xuống $3-4^0$. Như vậy cho phép giảm lượng ép cho phép nhỏ nhất theo điều kiện ăn phôi trước trục tâm tới hai lần. Khi đó độ trượt dọc kim loại so với trục giảm và dẫn tới tăng Δ . Kết quả là cải thiện đáng kể quan hệ giữa δ và Δ và điều này dẫn tới việc nâng cao chất lượng sản phẩm giảm phế phẩm và tạo điều kiện cán các loại thép hợp kim cao thành ống mà trước đây không thể thực hiện được.

Tăng góc ăn của trục cải thiện điều kiện ăn dọc lần thứ hai giảm lượng ép tối thiểu cần thiết trước mũi trục tâm. Khi tăng góc ăn thì giảm số chu kỳ ép trước mũi trục tâm, như vậy làm tăng lượng ép giới chuyển. Như vậy tăng góc ăn và giảm góc mở là biện pháp có hiệu quả cao để nâng cao chất lượng sản phẩm. Tuy nhiên biện pháp này cho tới nay đã được tận dụng tối đa.

Lượng ép phôi trước trục tâm trong đại đa số các trường hợp đưa đến trị số cho phép nhỏ nhất cần thiết để đảm bảo điều kiện ăn phôi lần hai. Giảm góc mở dẫn tới việc tăng chiều dài của trục và thay đổi nhanh hình dáng vùng biến dạng do nguyên nhân là trục bị ăn mòn nhanh. Chính vì vậy mà trục có góc mở nhỏ thì thường xuyên phải tiện lại.

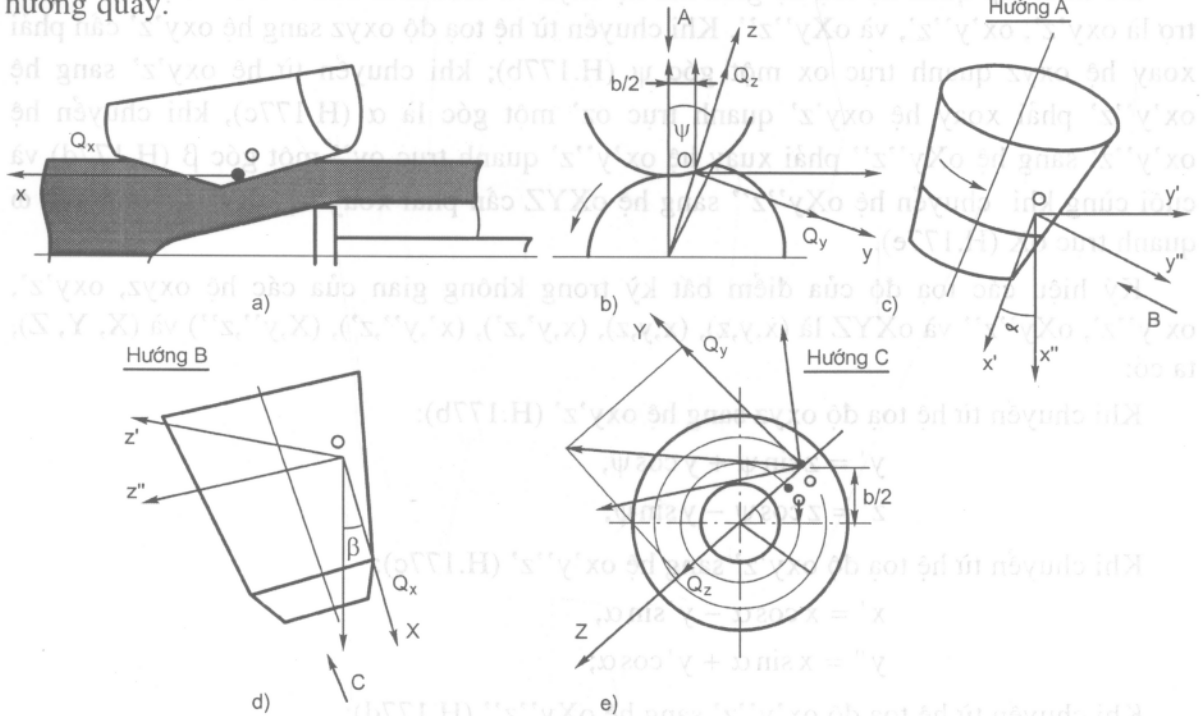
Khi tăng góc ăn phôi thì điều kiện ăn phôi lần thứ hai được cải thiện cũng chỉ đến mức độ nào đó. Tồn tại thời điểm mà khi tăng góc ăn thì lượng ép tối thiểu trước mũi trục tâm không những giảm mà còn tăng. Như vậy góc ăn chỉ có thể tăng đến một mức độ nhất định nào đó. Trên nhiều máy cán nghiêng, khi tăng góc ăn sẽ bị hạn chế bởi cấu tạo của máy.

Chương 13

LỰC CÁN VÀ MÔMEN CÁN NGHIÊNG

13.1. LỰC CÁN VÀ MÔMEN CÁN TÁC DỤNG LÊN TRỤC CÁN

Khi thiết kế máy cán nghiêng cần biết các thành phần lực cán tác dụng từ phía kim loại lên trục cán theo các hướng uốn cắt ngang, hướng dọc trục và mômen tại thân trục cán. Mômen cán có thể tính từ áp lực hướng tang tác dụng lên trục. Các lực cắt ngang có thể tính từ các thành phần tác dụng theo hướng tang và hướng tâm trục. Dưới đây trình bày phương pháp xác định lực tác dụng theo các hướng dọc trục, hướng tang và hướng tâm đối với máy cán nghiêng dạng tổng quát. Lực tác dụng lên trục từ phía kim loại có thể phân tích thành các thành phần tác dụng theo hướng dọc trục, hướng tâm và hướng quay.



Hình 177. Các mặt cắt của vùng biến dạng và hình chiếu của chúng trên các mặt phẳng khác nhau:

- a) Mặt cắt dọc; b) Mặt cắt ngang tại điểm o; c) Hình chiếu của trục trên mặt phẳng vuông góc với trục xoay góc α ; d) Hình chiếu của trục trong mặt phẳng chính của nó; e) Hình chiếu của trục trong mặt phẳng vuông góc với trục tâm của nó.

Áp lực toàn phần của kim loại lên trục cán được thay thế bằng lực tổng hợp Q . Điểm đặt của lực tổng hợp ký hiệu là o. Ta dựng hai hệ trục tọa độ $oxyz$ và $oXYZ$ với góc tọa độ đặt tại điểm đặt lực tổng hợp. Trục hoành ox của hệ thứ nhất song song với trục

tâm của phôi. trục oy hướng theo chiều tang quay, còn trục oz hướng vào tâm phôi. Trục oZ của hệ tọa độ thứ hai có hướng trùng với hướng trục cán, trục oY hướng theo chiều quay của trục và trục oZ hướng vào tâm trục cán

Các thành phần lực tác dụng lên phôi theo các hướng dọc trục, hướng tang và hướng tâm ký hiệu là Q_x, Q_y, Q_z . Các thành phần lực tác dụng lên trục cán theo các hướng dọc trục, hướng tang và hướng tâm ký hiệu là Q_X, Q_Y, Q_Z . Trong đó giả thiết Q_x, Q_y, Q_z là các đại lượng cho trước, ta phải xác định các thành phần tác dụng lên trục Q_X, Q_Y, Q_Z . Để giải quyết vấn đề này ta phải thiết lập quan hệ giữa hai hệ tọa độ $oxyz$ và $oXYZ$.

Trên hình 177 là các mặt cắt của vùng biến dạng và các hình chiếu của nó trong các mặt phẳng khác nhau. Các thông số trên hình vẽ, được chiếu một cách hoàn toàn xuống các mặt phẳng là các thành phần lực Q_x (H.177a) Q_y và Q_z (H.177b), Q_X (H.177d), Q_Y và Q_Z (H.177e), góc ăn α (H.177c), góc ép β (H.177d), góc tiếp phôi ψ (H.177d) và góc tiếp trục ω (H.177e). Các mặt kinh tuyến của trục và của phôi đi qua điểm o là điểm đặt của lực tổng hợp Q và tạo với các mặt phẳng chính một góc tiếp trục ω và góc tiếp phôi là ψ .

Để thiết lập quan hệ tọa độ giữa hai hệ $oxyz$ và $oXYZ$ ta đưa vào các hệ tọa độ phụ trợ là $oxy'z'$, $ox'y''z''$, và $oXy''z''$. Khi chuyển từ hệ tọa độ $oxyz$ sang hệ $oxy'z'$ cần phải xoay hệ $oxyz$ quanh trục ox một góc ψ (H.177b); khi chuyển từ hệ $oxy'z'$ sang hệ $ox'y''z''$ phải xoay hệ $oxy'z'$ quanh trục oz' một góc là α (H.177c), khi chuyển hệ $ox'y''z''$ sang hệ $oXy''z''$ phải xoay hệ $ox'y''z''$ quanh trục oy'' một góc β (H.177d) và cuối cùng khi chuyển hệ $oXy''z''$ sang hệ $oXYZ$ cần phải xoay hệ $oXy''z''$ một góc ω quanh trục oX (H.177e).

Ký hiệu các tọa độ của điểm bất kỳ trong không gian của các hệ $oxyz, oxy'z', ox'y''z'', oXy''z''$ và $oXYZ$ là $(x,y,z), (x',y',z'), (x'',y'',z''), (X,Y,Z)$ và (X, Y, Z) , ta có:

Khi chuyển từ hệ tọa độ $oxyz$ sang hệ $oxy'z'$ (H.177b):

$$\begin{aligned}y' &= z \sin \psi + y \cos \psi, \\z' &= z \cos \psi - y \sin \psi;\end{aligned}$$

Khi chuyển từ hệ tọa độ $oxy'z'$ sang hệ $ox'y''z''$ (H.177c):

$$\begin{aligned}x' &= x \cos \alpha - y' \sin \alpha, \\y'' &= x \sin \alpha + y' \cos \alpha;\end{aligned}$$

Khi chuyển từ hệ tọa độ $ox'y''z''$ sang hệ $oXy''z''$ (H.177d):

$$\begin{aligned}X &= x' \cos \beta - z' \sin \beta, \\z'' &= x' \sin \beta + z' \cos \beta;\end{aligned}$$

Khi chuyển từ hệ tọa độ $oXy''z''$ sang hệ $oXYZ$ (H.177e):

$$\begin{aligned}Y &= z'' \sin \omega + y'' \cos \omega, \\Z &= z'' \cos \omega - y'' \sin \omega.\end{aligned}$$

Sau khi thay thế lần lượt các toạ độ của các hệ phụ trợ ta có công thức biến đổi tổng quát:

$$\begin{cases} X = \cos \alpha \sin \beta x - (\sin \alpha \cos \beta \cos \psi - \sin \beta \sin \psi) y - (\sin \alpha \sin \beta \sin \psi + \sin \beta \cos \psi) z; \\ Y = (\sin \alpha \cos \omega + \cos \alpha \sin \beta \sin \omega) x + \left(\cos \alpha \cos \omega \cos \psi - \sin \alpha \sin \beta \sin \omega \cos \psi - \right. \\ \left. \cos \beta \sin \omega \sin \psi \right) y + \\ + (\cos \alpha \cos \omega \sin \psi + \cos \beta \sin \omega \cos \psi - \sin \alpha \sin \beta \sin \omega \sin \psi) z; \\ Z = (\cos \alpha \sin \beta \cos \omega - \sin \alpha \sin \omega) x - \left(\sin \alpha \sin \beta \cos \omega \cos \psi + \cos \alpha \sin \omega \cos \psi \right. \\ \left. + \cos \beta \cos \omega \sin \psi \right) y + \\ + (\cos \beta \cos \omega \cos \psi - \sin \alpha \sin \beta \cos \omega \sin \psi - \cos \alpha \sin \omega \sin \psi) z. \end{cases} \quad (13.1)$$

Công thức (13.1) dùng để biến đổi toạ độ giữa hai hệ toạ độ oxyz và oXYZ. Nếu ta thay các giá trị Q_x, Q_y, Q_z và Q_X, Q_Y, Q_Z ta sẽ có công thức biến đổi các giá trị tương ứng:

$$\begin{cases} Q_X = \cos \alpha \sin \beta Q_x - (\sin \alpha \cos \beta \cos \psi - \sin \beta \sin \psi) Q_y - (\sin \alpha \sin \beta \sin \psi + \sin \beta \cos \psi) Q_z; \\ Q_Y = (\sin \alpha \cos \omega + \cos \alpha \sin \beta \sin \omega) Q_x + \left(\cos \alpha \cos \omega \cos \psi - \sin \alpha \sin \beta \sin \omega \cos \psi - \right. \\ \left. \cos \beta \sin \omega \sin \psi \right) Q_y + \\ + (\cos \alpha \cos \omega \sin \psi + \cos \beta \sin \omega \cos \psi - \sin \alpha \sin \beta \sin \omega \sin \psi) Q_z; \\ Q_Z = (\cos \alpha \sin \beta \cos \omega - \sin \alpha \sin \omega) Q_x - \left(\sin \alpha \sin \beta \cos \omega \cos \psi + \cos \alpha \sin \omega \cos \psi \right. \\ \left. + \cos \beta \cos \omega \sin \psi \right) Q_y + \\ + (\cos \beta \cos \omega \cos \psi - \sin \alpha \sin \beta \cos \omega \sin \psi - \cos \alpha \sin \omega \sin \psi) Q_z. \end{cases} \quad (13.2)$$

Các công thức trên đúng cho các máy cán nghiêng dạng tổng quát để xác định các giá trị của các thành phần lực tác dụng trên các hướng dọc trục, hướng tang và hướng kính. Công thức (13.2) dùng cho máy cán nghiêng có $\beta > 0$. Trong trường hợp $\beta < 0$ thì các góc β, ω, ψ sẽ lấy dấu ngược lại.

Trên các máy cán nghiêng ba trục tạo phối rỗng, không có bộ phận dẫn hướng nên các thành phần lực $Q_y = 0$. Sau khi thay thế $Q_y = 0$ công thức (13.2) có dạng:

$$\begin{cases} Q_X = \cos \alpha \sin \beta Q_x - (\sin \alpha \sin \beta \sin \psi + \sin \beta \cos \psi) Q_z; \\ Q_Y = (\sin \alpha \cos \omega + \cos \alpha \sin \beta \sin \omega) Q_x + \\ + (\cos \alpha \cos \omega \sin \psi + \cos \beta \sin \omega \cos \psi - \sin \alpha \sin \beta \sin \omega \sin \psi) Q_z; \\ Q_Z = (\cos \alpha \sin \beta \cos \omega - \sin \alpha \sin \omega) Q_x + \\ + (\cos \beta \cos \omega \cos \psi - \sin \alpha \sin \beta \cos \omega \sin \psi - \cos \alpha \sin \omega \sin \psi) Q_z. \end{cases} \quad (13.3)$$

Máy cán nghiêng Axella dùng trong cán dất cũng vậy, không có dẫn hướng, chỉ có trục tâm dài cùng với ống thép cán nên không có lực cán nào khác. Máy cán ba trục dùng để cán chỉnh hoặc cán giảm kính, không có trục tâm và không có dẫn hướng nên không có các thành phần lực dọc trục và lực hướng tang, chỉ có lực ép. Thế các giá trị $Q_x = 0$ và $Q_y = 0$ vào (13.3) ta có:

$$\begin{cases} Q_X = -(\sin \alpha \sin \beta \sin \psi + \sin \beta \cos \psi) Q_Z; \\ Q_Y = (\cos \alpha \cos \omega \sin \psi + \cos \beta \sin \omega \cos \psi - \sin \alpha \sin \beta \sin \omega \sin \psi) Q_Z; \\ Q_Z = (\cos \beta \cos \omega \cos \psi - \sin \alpha \sin \beta \cos \omega \sin \psi - \cos \alpha \sin \omega \sin \psi) Q_Z. \end{cases} \quad (13.4)$$

Nếu thay thế $\beta=0$ vào công thức (13.2) ta sẽ có công thức đúng cho máy có trục kiểu tang trống:

$$\begin{cases} Q_X = \cos \alpha Q_X - \sin \alpha \cos \psi Q_Y - \sin \alpha \sin \psi Q_Z; \\ Q_Y = \sin \alpha \cos \omega Q_X + (\cos \alpha \cos \omega \cos \psi - \sin \omega \sin \psi) Q_Y + (\cos \alpha \cos \omega \sin \psi + \sin \omega \cos \psi) Q_Z; \\ Q_Z = -\sin \alpha \sin \omega Q_X - (\cos \alpha \sin \omega \cos \psi + \cos \beta \cos \omega \sin \psi) Q_Y + (\cos \omega \cos \psi - \cos \alpha \sin \omega \sin \psi) Q_Z. \end{cases} \quad (13.5)$$

Lấy góc ăn $\alpha=0$ và thay vào công thức (13.2) ta có công thức tính lực cho máy cán nghiêng có trục kiểu hình nấm, khi đó phôi ăn vào trục nhờ có độ lệch tâm q :

$$\begin{cases} Q_X = \cos \beta Q_X - \sin \beta \sin \psi Q_Y - \sin \alpha \cos \psi Q_Z; \\ Q_Y = \sin \beta \sin \omega Q_X + (\cos \omega \cos \psi - \cos \beta \sin \omega \sin \psi) Q_Y + (\cos \alpha \cos \omega \sin \psi + \sin \omega \cos \psi) Q_Z; \\ Q_Z = \sin \beta \cos \omega Q_X - (\sin \omega \cos \psi + \cos \beta \cos \omega \sin \psi) Q_Y + (\cos \beta \cos \omega \cos \psi - \sin \omega \sin \psi) Q_Z. \end{cases} \quad (13.6)$$

Cuối cùng, khi $\alpha=0$ và $\beta=0$, các thành phần lực $Q_X=0$ và $Q_Y=0$ ta có thể thấy, các công thức sẽ đúng cho trường hợp cán ngang:

$$Q_X = 0; \quad Q_Y = \sin(\omega + \psi) Q_Y; \quad Q_Z = \cos(\omega + \psi) Q_Z. \quad (13.7)$$

Các công thức (13.2) ÷ (13.7) là chính xác cho các loại máy. Các góc ω và ψ là rất nhỏ, chính vì vậy trên thực tế có thể lấy $\cos \omega \cong 1$ và $\cos \psi \cong 1$.

Các giá trị $\sin \omega$ và $\sin \psi$ xác định như sau: $\sin \omega \approx \frac{b}{D}$ hay $\sin \omega \approx \frac{(b + 2q)}{D}$ và $\sin \psi \approx \frac{b}{d}$, trong đó b – chiều dài trung bình của vùng biến dạng, D – đường kính trục tại điểm đặt lực; d – đường kính phôi tại điểm đặt lực.

Theo sơ đồ 169a thành phần lực Q_{YZ} tác dụng lên trục và mômen cán tại cổ trục M tính như sau:

$$Q_{YZ} = \sqrt{Q_Y^2 + Q_Z^2}; \quad M = Q_Y \frac{D}{2}. \quad (13.8)$$

Nếu trong biểu thức trên, khi tính Q_{YZ} mà thay thế Q_Y và Q_Z từ (13.7) thì ta có $Q_{YZ}=Q_Z$, đúng cho cán ngang. Còn trong biểu thức tính M , sau khi thay thế Q_Y từ (13.7) sau đó lấy $\cos \omega \cong 1$, $\cos \psi \cong 1$ và $\sin \omega \approx \frac{b}{D}$; $\sin \psi \approx \frac{b}{d}$ ta sẽ nhận được công thức tính mômen đối với trường hợp trong cán ngang:

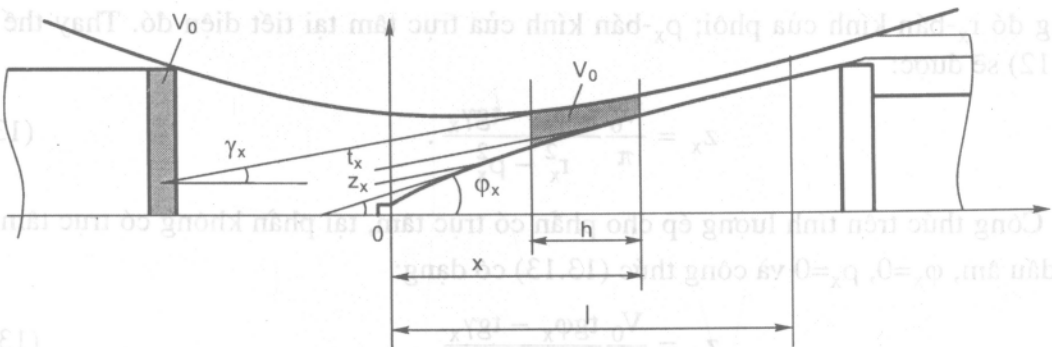
$$M = \frac{b}{d} \cdot \frac{(D+d)}{2} Q_z \cdot (13.9)$$

13.2. CÁC THÀNH PHẦN LỰC VÀ MÔMEN TÁC DỤNG LÊN PHÔI CÁN

Theo các công thức trên (mục 13.1), để xác định các thành phần lực tác dụng lên trục cán theo ba hướng của hệ toạ độ máy Q_x , Q_y và Q_z ta phải biết các thành phần lực tác dụng lên phôi theo các hướng dọc trục Q_x , hướng quay Q_y và hướng ép đối với phôi Q_z . Các thành phần lực tác dụng lên phôi này có thể xác định được bằng phương pháp giải tích. Ngoài ra, để kiểm nghiệm các công thức lý thuyết, các thành phần lực tác dụng lên trục Q_x , Q_y và Q_z cũng có thể được xác định bằng thực nghiệm với các phương pháp đo đạc khác nhau, khi đó cần chuyển đổi ngược lại, tức là tính các thành phần lực tác dụng lên phôi căn cứ vào các thành phần lực tác dụng lên trục. Lực Q_x là tổng hợp các lực dọc trục bao gồm lực cản của trục tâm, lực ma sát của các thước dẫn hướng hoặc con lăn dẫn hướng chia cho số lượng trục. Các dụng cụ này cũng tạo ra mômen cản đối với chuyển động quay của phôi. Tổng hợp các mômen này sẽ bằng tích của thành phần lực Q_x nhân với bán kính của phôi. Lực Q_z là thành phần lực hướng tâm của phôi làm cho nó biến dạng, ép theo hướng bán kính.

Thành phần lực tác dụng lên phôi cán theo hướng tâm Q_z phụ thuộc vào ứng suất tiếp xúc trên bề mặt giữa kim loại và trục, phụ thuộc vào diện tích tiếp xúc của chúng. Để xác định lực Q_z của máy cán nghiêng tạo phôi rỗng, vùng biến dạng được chia ra thành hai phần, phần đầu phôi ăn vào trục cán và phần sau là cán dẹt có trục tâm. Phần thứ nhất là cán phôi tròn đặc gọi là miền cán ép, phần thứ hai là cán ép mỏng thành ống giữa trục cán và trục tâm gọi là miền cán dẹt (dát mỏng).

Trên miền cán ép của vùng biến dạng ứng suất pháp tuyến phụ thuộc vào hệ số m ($m=b/h$ – chương IX). Ứng suất pháp tuyến của toàn vùng đã được xác định trong rất nhiều tài liệu kỹ thuật. Chiều rộng vùng biến dạng phụ thuộc vào lượng ép thành phần z . Để xác định giá trị của z , ta phải biết profil dọc theo vùng biến dạng, tức là biết đường cong trên bề mặt trục cán, cách đường cán một khoảng ngắn nhất, và profil của trục tâm. Trên máy cán nghiêng, thông thường bề mặt của mũi trục tâm là hình tròn, như vậy profil của miền cán dẹt là đường tròn. Trên hình vẽ (H.178) là vùng biến dạng của máy cán nghiêng tạo phôi rỗng, gồm hai miền: miền vào cán ép và miền ra - cán dẹt.



Hình 178. Sơ đồ xác định lượng ép trong cán nghiêng.

Để xác định giá trị của z , ta sử dụng nguyên tắc đã được áp dụng rộng rãi trên máy cán khử hồi. Theo nguyên tắc này, để xác định lượng ép tại tiết diện bất kỳ, ta lấy hiệu của chiều dày ống tại tiết diện đó và chiều dày tiết diện ống cách tiết diện đó một khoảng, sao cho thể tích kim loại giữa hai tiết diện bằng thể tích đưa phôi khi trục quay được một vòng. Hiệu của hai chiều dày thành ống tại các tiết diện như vậy chính là lượng ép.

Nguyên lý này do A.I.Xelicov và P.T.Elemianhenko đưa ra để xác định lượng ép trên máy cán khử hồi, nó cũng đúng cho máy cán nghiêng. Thể tích kim loại tại miền biến dạng bất kỳ giữa tiết diện x và tiết diện $x-h$ bằng thể tích ăn phôi sau một vòng quay của nó chia cho số lượng trục cán n . Vì tính liên tục của quá trình và căn cứ vào thể tích gần không đổi tiết diện $x-h$ tịnh tiến $1/n$ vòng quay của phôi, tới tiết diện x sẽ bị ép một lượng:

$$z_x = t_{x-h} - t_x, \quad (13.10)$$

trong đó: z_x – lượng ép thành phần tại tiết diện cán x ; t_x – chiều dày thành ống tại tiết diện đó; t_{x-h} chiều dày thành ống tại tiết diện $x-h$; h – khoảng cách giữa tiết diện x và $x-h$, giữa chúng thể tích kim loại bằng thể tích kim loại sau $1/n$ vòng quay của phôi.

Như vậy, để đáp ứng các yêu cầu trên ta có:

$$V_0 = \int_{x-h}^x F_x dx, \quad (13.11)$$

V_0 – thể tích kim loại sau $1/n$ vòng quay; F_x – diện tích tiết diện phôi trong khoảng h .

Giải hai phương trình trên là rất phức tạp ta có thể tìm ra lượng ép thành phần z_x . Lời giải của (13.10) và (13.11) là rất phức tạp. z_x có thể được xác định bằng phương pháp gần đúng như sau:

$$z_x = (tg\varphi_x - tg\gamma_x)h, \quad (13.12)$$

trong đó: φ_x – góc nghiêng của tiếp tuyến với mặt trục tâm trong tiết diện x ; γ_x – góc nghiêng của profil trục cán tại tiết diện đang xét. Giá trị h có thể được tính là bước ăn tại tiết diện x , tức là $h=V_0/F_x$.

Cho tiết diện cắt ngang của vùng biến dạng là hình tròn có thể tính $h=V_0/(r_x^2-\rho_x^2)\pi$, trong đó r_x – bán kính của phôi; ρ_x – bán kính của trục tâm tại tiết diện đó. Thay thế h vào (13.12) sẽ được:

$$z_x = \frac{V_0}{\pi} \frac{tg\varphi_x - tg\gamma_x}{r_x^2 - \rho_x^2}. \quad (13.13)$$

Công thức trên tính lượng ép cho phần có trục tâm, tại phần không có trục tâm góc γ lấy dấu âm, $\varphi_x=0$, $\rho_x=0$ và công thức (13.13) có dạng:

$$z_x = \frac{V_0}{\pi} \frac{tg\varphi_x - tg\gamma_x}{r_x^2 - \rho_x^2}. \quad (13.14)$$

Bằng các công thức (13.13) và (13.14) ta có thể tính lượng ép tại bất kỳ điểm nào của vùng biến dạng. Bán kính r_x tính theo công thức (10.23).

Các công thức trên cho phép xác định chiều rộng vùng biến dạng tại điểm bất kỳ và diện tích vùng biến dạng bằng tổng tất cả các diện tích của các miền cán ép và cán dất. Chia tổng diện tích tiếp xúc của vùng biến dạng cho chiều dài, ta có thể xác định chiều rộng trung bình của vùng biến dạng b.

Lực Q_y của trục tác dụng lên phôi kim loại được xác định căn cứ vào H.171. Theo sơ đồ này

$$rQ_y = \zeta r T_{yL} + \frac{1}{2} \rho T_{yo},$$

$$Q_y = \left(\zeta r T_{yL} + \frac{1}{2} \rho T_{yo} \right) / r. \quad (13.15)$$

trong đó: T_{yL} và T_{yo} – thành phần lực ma sát hướng tang cản chuyển động quay của phôi từ phía thước dẫn hướng và trục tâm; r – bán kính của phôi tại điểm đặt lực tổng hợp Q ; ρ – bán kính trung bình trục tâm; ζ – độ ovan của phôi bằng tỷ số khoảng cách giữa hai thước và giữa hai trục. Các thành phần T_{yL} và T_{yo} tính theo công thức (11.52).

Nếu thay thước dẫn hướng bằng con lăn dẫn hướng thì mômen cản do dụng cụ dẫn hướng gây ra sẽ nhỏ và có thể bỏ qua. Trong trường hợp trục tâm quay thì số hạng thứ hai trong công thức (13.15) được bỏ qua. Thành phần lực tác dụng dọc trục của phôi được xác định như sau:

$$Q_x = \frac{1}{2} Q_0 + T_{xL(p)}, \quad (13.16)$$

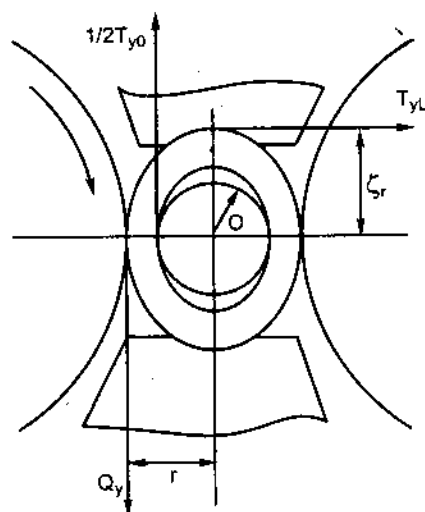
trong đó: Q_0 – lực cản của trục tâm; T_{xL} , hay T_{xp} – lực cản của thước hoặc của con lăn tính theo công thức (11.52) và (11.55).

Các lực tác dụng lên phôi cản từ phía thước dẫn hướng Q_L hay con lăn Q_P dẫn hướng và từ phía trục tâm Q_0 được xác định trên cơ sở thực nghiệm và biểu thị bằng hàm của áp lực giữa kim loại và trục cán như sau:

$$Q_L = k_L Q_z; \quad Q_P = k_P Q_z; \quad Q_0 = k_0 Q_z, \quad (13.17)$$

trong đó: $k_{L(P)}$ – hệ số số áp lực kim loại lên thước hoặc con lăn dẫn hướng; k_0 – hệ số áp lực cản kim loại trên trục tâm.

Hệ số áp lực kim loại đối với thước dẫn hướng và trục tâm phụ thuộc vào điều kiện cán và thay đổi trong giới hạn: $k_L = 0,179 \div 0,340$ và $k_0 = 0,15 \div 0,5$. Nhiều công trình nghiên cứu thực nghiệm cho thấy, hệ số k_L tăng khi chiều dày thành ống tăng và độ ovan giảm, còn hệ số k_0 tăng khi góc ăn α và hệ số ma sát tăng.



Hình 179. Sơ đồ tác dụng của lực theo hướng quay của phôi.

Tài liệu tham khảo

1. Целиков А. И. Основы теорий прокатки. Изд-во "Металлургия", 1965.
2. Королев А. А. Новое исследование деформации металла при прокатке. –М.: Изд-во "МАШГИЗ", 1953. -268с.
3. Чекмарев А. Р., Нефедов А. А Николаев, В. А. Теория продольной прокатки. -Харков: Изд-во харковского Ун- та, 1965.
4. Третьяков А. В. Теория и расчет и исследование станов холодной прокатки. –М.: Metallurgiya, 1966. -249с.
5. Капланов В. И. Теория высокоскоростной прокатки тонких полос/ УМКВО: Киев, 1991.
6. Целиков А. И. Теория расчета в прокатных станах. Изд-во "Металлургиздат", 1962.
7. Об удельном давлении, его зависимости от различных факторов и определении полного давления металла на валки // Кульбачный И. Г. Механическое оборудование прокатных цехов. –М., 1946, С.87-95.
8. Клименко В. М. Захват металла в прямоугольных калибрах. Труды Института Черной Metallurgii АН УССР. Т. X. "Прокатное производство" 1956.
9. Клименко В. М. Захват металла в разрезных калибрах. –В сб. "Metallurgiya i koksohimiya", Вып.4, 1966.
10. Клименко В. М. Онищенко А. М. Теория прокатки. Донецк , 1972.
11. Смирнов В. С. Теория прокатки. Изд-во "Metallurgiya", 1967.
12. Губкин С. И. Пластическая деформация Metalle. ОНТИ. 1935.
13. Губкин С. И. Теория Обработки Metalle Давлением. Metallurgizdat, 1947.
14. Павлов И. М. К Определению коэффициента трения при прокатке клешевым методом. – В сб "Обработка Metalle Давлением". 1954.
15. Королев А. А. Прокатные станы. –М.: Изд-во "МАШГИЗ", 1958. 451 с.
16. A. Tselicov. Stress and strain in metal rolling. Translated from the Russian by W.U.Sirk. Mir Publishers. Moscow 1967.
17. Грудев А. П. Коэффициент трения на двух стадиях процесса прокатки – Всб "Обработка Metalle Давлением". 1956.
18. Бахтинов В. П., Штернов М. М. Калибровка прокатных валков Metallurgizdat, 1953.

19. *Тарновский И. Я.* Прокатка на блюминге. Металлургиздат, 1963.
20. *Тарновский И. Я. и другие.* Теория Обработка Металлов Давлением. Металлургиздат, 1963.
21. *Старченко Д. И. Кузмин В. И.* Коэффициент трения при высокоскоростной холодной прокатке цветных металлов. Труды Ждановского металлургического института. "Металлургия", 1964.
22. *Тетерин П. К.* Теория поперечной и витовой прокатки. Москва, "Металлургия", 1983.
23. *Рокотян Е. С.* Прокатное производство труб. Справочник. 1978.
24. *Чекмарев А. Р., Ваткин Я. Л.* Основы теории прокатки труб в калибрах. - Москва, "Металлургиздат", 1961.
25. *Данилов Ф. А. Глейберг А. З. Балакин.* Горячая прокатка и прессование труб
Изд-во "Металлургия", Москва, 1972.
26. *Чекмарев А. Р., Мутьев Р. А., Машковцев М. С.* Калибровка прокатных валков. Изд-во "Металлургия", 1971.
27. *Сегал В. М. Макушок Е. М. Резников В. И.* Исследование пластического формоизменения металлов методом Муара. Изд-во "Металлургия", 1974.
28. *Гун Г. Я.* Теория пластичности. Изд-во "Металлургия", Москва, 1980.
29. Backofen A. Walter. Deformation processing. Massachusetts institute of technology. 1977.
30. *Тарновский И. Я. Скороходов А. Н. Илюкович Б. М.* Элементы Теории прокатки сложных профилей. Изд-во "Металлургия", Москва, 1972
31. *Крейндлин Н. Н.* Расчет обжатий при прокатке цветных металлов Металлургиздат, 1963.
32. *Меерович И. М.* Прокатка плит и листов из лёгких сплавов. Изд-во "Металлургия", Москва, 1969.
33. *Коновалов Ю. В. Остаченко А. Л. Пономарев В. И.* Расчет параметров листовой прокатки. Изд-во "Металлургия", Москва, 1986.
34. Рунге - Кутта Численные методы.
35. *Роберт С. В.* Холодная прокатка стали. Перевод с англ. Изд-во "Металлургия", Москва, 1982.
36. *Полухин В. П.* Математическое моделирование и расчет на ЭВМ листовых прокатных станов "Металлургия", Москва, 1972.
37. *Полухин В. П.* Алгоритм расчета основных параметров прокатных станов "Металлургия", Москва, 1975.

38. *Старожев М. В. Попов Е. А. Теория Обработки Металлов Давлением.* Изд-во "Машиностроение", 1971.
39. *Messenger R.S. Roll Pass Design.* 1960.
40. *Фастовский Б. Г. Справочник пркатчика. Пособие посортопрокатному производству.* Изд-во "Металлургия", Москва, 1972.
41. *Коновалов Ю. В., Г И Налча Г. И. Справочник пркатчика.* Изд-во "Металлургия", Москва, 1977.
42. *Перлин. И. Л. Ерманок М. З. Теория волочения.* Изд-во "Металлургия", Москва, 1971.
43. *Штернов М. М. Расчеты технологических параметров горячей пркатчики.* "Металлургиздат", Свердловск, 1961.
44. *Шадрин В. А. Инженерные методы расчетов деформаций металла при прокатке.* Изд-во "Металлургия", Москва, 1973.
45. *жуковский Н. Е. Теоретическая механика.* Гостехиздат, 1950.
46. *Третьяков А. В, Зюзин. Механические свойства металлов и сплавов.* 1960.
47. *Дао Минь Нгынг, Теоретическое исследование распределения контактных напряжений в очаге деформаций при тонколистовой холодной прокатке. Диссертация на соискание ученой степени кандидата технических наук,* 1996.
48. *Дао Минь Нгынг, Капланов В. И. Теоретическое исследование влияния упрочнения и трения на распределение давления в очаге деформаций.* Мариуполь, 1994. -Деп. в Укр ИНТЭИ, N1212.
49. *Дао Минь Нгынг, Капланов В. И. Теоретическое исследование давления металла на валки при тонколистовой прокатке /Вестник Приазовского гостехн университета / ПГТУ. –Мариуполь, 1995. -Выпуск 1. –с. 5-12.*
50. *Дао Минь Нгынг, Капланов В. И.. Контактные напряжения при холодной тонколистовой прокатке / Вестник Приазовского гостехн университета / ПГТУ Мариуполь, 1996.*
51. *Đào Minh Ngừng, Nguyễn Trọng Giảng. Mô hình phân bố ứng suất trên mặt tiếp xúc giữa kim loại và trục cán với ma sát Zibel. Tạp chí khoa học công nghệ số 21 -1999.*
52. *Đào Minh Ngừng, Nguyễn Trọng Giảng. Nâng cao độ chính xác của mô hình phân bố ứng suất trong cán nguội thép băng mỏng với ma sát Amonton-Coulon. Tạp chí khoa học công nghệ số 27+28/2001.*

MỤC LỤC

	NỘI DUNG	Trang
<i>Lời nói đầu</i>		3
PHẦN I. QUÁ TRÌNH CÁN DỌC		
<i>Chương 1. CÁC THÔNG SỐ CƠ BẢN CỦA QUÁ TRÌNH CÁN</i>		
1.1.	Các khái niệm cơ bản và các thông số biến dạng	5
1.2.	Quan hệ giữa góc ăn với đường kính trục cán và lượng ép	7
1.3.	Chiều dài vùng biến dạng khi hai đường kính trục cán khác nhau	8
1.4.	Ảnh hưởng của biến dạng đàn hồi đến chiều dài vùng biến dạng	9
1.5.	Tốc độ biến dạng	11
<i>Chương 2. ĐIỀU KIỆN ĂN PHÔI VÀ ĐIỀU KIỆN CÁN ỔN ĐỊNH</i>		
2.1.	Điều kiện ăn phôi vào trục cán	14
2.2.	Điều kiện của quá trình cán ổn định	16
2.3.	Điều kiện ăn phôi và điều kiện cán ổn định trong lỗ hình hộp	18
2.4.	Điều kiện ăn phôi trong lỗ hình xẻ rãnh	27
2.5.	Các biện pháp làm tăng góc ăn	38
<i>Chương 3. MA SÁT GIỮA KIM LOẠI VÀ TRỤC CÁN</i>		
3.1.	Phân loại ma sát	43
3.2.	Ly thuyết ma sát giới hạn	44
3.3.	Các phương pháp xác định hệ số ma sát	46
3.4.	Các yếu tố ảnh hưởng đến hệ số ma sát	54
3.5.	Tỷ lệ giữa hệ số ma sát cán ổn định và hệ số ma sát ăn phôi	62
<i>Chương 4. ĐỘ VƯỢT VÀ ĐỘ TRỄ</i>		
4.1.	Độ vượt	64
4.2.	Xác định góc trung hoà	68
4.3.	Các yếu tố ảnh hưởng đến độ vượt	73
4.4.	Vùng dính, hình dạng và vị trí của tiết diện trung hoà	76
<i>Chương 5. GIÃN RỘNG</i>		
5.1.	Phân loại giãn rộng	79
5.2.	Các yếu tố ảnh hưởng đến giãn rộng	80
5.3.	Các công thức tính giãn rộng	88
5.4.	Cơ sở lý thuyết tính giãn rộng	97

Chương 6. ỨNG SUẤT TIẾP XÚC GIỮA KIM LOẠI VÀ TRỤC CÁN

6.1. Phương trình vi phân cân bằng	110
6.2. Quy luật ma sát tiếp xúc giữa kim loại và trục cán	113
6.3. Quy luật phân bố áp lực pháp tuyến giữa kim loại và trục	119
6.4. Các yếu tố ảnh hưởng đến áp lực kim loại lên trục	122
6.5. Tổng quan các phương pháp tính áp lực kim loại lên trục cán	123
6.5.1. Áp lực kim loại lên trục với quy luật ma sát Zibel	124
6.5.2. Áp lực kim loại lên trục với quy luật ma sát Amonton-Culông	130
6.6. Xác định ứng suất tiếp xúc bằng phương pháp thực nghiệm	135

Chương 7. LỰC CÁN VÀ MÔMEN CÁN DỌC

7.1. Áp lực trung bình và lực cán tác dụng lên trục hình trụ	138
7.2. Áp lực và lực cán trong lỗ hình hộp	143
7.3. Áp lực và lực cán trong lỗ hình xẻ rãnh kín	151
7.4. Áp lực và lực cán trong lỗ hình xẻ rãnh hở	159
7.5. Các phương pháp gần đúng xác định áp lực trung bình và lực cán trong lỗ hình	162
7.6. Xác định áp lực và lực cán trong lỗ hình bằng thực nghiệm	163
7.7. Diện tích tiếp xúc bề mặt giữa kim loại và trục cán	166
7.8. Công, công suất và mômen cán	169

PHẦN II. CÁN NGANG VÀ CÁN NGHIÊNG

Chương 8. ĐỘNG HÌNH HỌC QUÁ TRÌNH CÁN NGANG

8.1. Khái niệm về vùng biến dạng	175
8.2. Sơ đồ tác dụng của lực trong cán ngang	178
8.3. Góc trung hoà	180
8.4. Các thông số cơ bản của vùng biến dạng	181
8.5. Hệ số tốc độ và sự trượt hướng tang	183
8.6. Tốc độ biến dạng	186

Chương 9. ĐỘNG LỰC HỌC QUÁ TRÌNH CÁN NGANG

9.1. Phương pháp xác định ứng suất trên bề mặt giữa kim loại và trục cán	191
9.2. Ứng suất bề mặt trong trường hợp vùng dẻo không thấm qua tâm phôi	193
9.3. Ứng suất bề mặt phôi khi vùng biến dạng dẻo thấm qua tâm phôi	198
9.4. Ứng suất trên bề mặt tiếp xúc khi cán trên máy ba trục	201
9.5. Chiều dài cung tiếp xúc giữa kim loại với trục cán	205
9.6. Lực cán và mômen cán ngang	208

9.7. Nguyên nhân và cơ chế xuất hiện các khuyết tật trong cán ngang	210
9.8. Phương pháp nghiên cứu thực nghiệm quá trình cán ngang	212
Chương 10. CÁC THÔNG SỐ HÌNH HỌC QUÁ TRÌNH CÁN NGHIÊNG	
10.1. Phân loại các máy cán nghiêng	213
10.2. Góc ăn và góc ép	215
10.3. Góc ăn và góc ép trên máy ba trục có mâm xoay	216
10.4. Phương trình mặt biên trục cán	220
10.5. Thông số hình học của vùng biến dạng	224
10.6. Cơ chế trượt trên mặt tiếp xúc giữa kim loại và trục cán	227
10.7. Vùng trễ và vùng vượt trên bề mặt tiếp xúc giữa kim loại và trục cán	231
Chương 11. CÁC THÀNH PHẦN VÉC TƠ TỐC ĐỘ VÀ VÉC TƠ LỰC TÁC DỤNG GIỮA KIM LOẠI VÀ TRỤC TRONG CÁN NGHIÊNG	
11.1. Công thức tổng quát biến đổi tọa độ	233
11.2. Các thành phần véc tơ tốc độ của trục cán và véc tơ lực pháp tuyến trên mặt tiếp xúc giữa kim loại và trục	
11.2.1. Các thành phần véc tơ tốc độ của trục cán	236
11.2.2. Các thành phần véc tơ lực pháp tuyến trên mặt tiếp xúc giữa kim loại và trục cán	238
11.3. Lực ma sát trên bề mặt tiếp xúc giữa kim loại và trục cán	240
11.3.1. Hướng của véc tơ lực ma sát	240
11.3.2. Các thành phần véc tơ lực ma sát trên bề mặt giữa kim loại và trục cán	242
11.4. Lực ma sát trên bề mặt giữa kim loại và dụng cụ dẫn hướng	247
11.4.1. Lực ma sát của thước dẫn hướng cố định	247
11.4.2. Lực ma sát của con lăn dẫn hướng	249
11.4.3. Lực ma sát tác dụng trên đĩa hướng dẫn động	251
11.5. Ma sát giữa kim loại và trục tâm	252
Chương 12. ĐIỀU KIỆN ĂN PHÔI TRONG CÁN NGHIÊNG	
12.1. Điều kiện ăn phôi lần thứ nhất	254
12.2. Điều kiện quay của phôi	259
12.3. Chế độ ăn phôi lần thứ nhất và phương pháp đưa phôi vào máy	266
12.4. Điều kiện ăn phôi lần thứ hai	268
12.5. Những nhược điểm của điều kiện ăn phôi lần thứ hai	272
Chương 13. LỰC CÁN VÀ MÔMEN CÁN NGHIÊNG	
13.1. Lực cán và mômen cán tác dụng lên trục cán	275
13.2. Các thành phần lực và mômen tác dụng lên phôi cán	279
TÀI LIỆU THAM KHẢO	283
MỤC LỤC	286

Chịu trách nhiệm xuất bản :

Chủ tịch HĐQT kiêm Tổng Giám đốc NGÔ TRẦN ÁI
Phó Tổng Giám đốc kiêm Tổng biên tập NGUYỄN QUÝ THAO

Tổ chức bản thảo và chịu trách nhiệm nội dung :

Chủ tịch HĐQT kiêm Giám đốc Công ty CP Sách ĐH – DN
TRẦN NHẬT TÂN

Biên tập nội dung và sửa bản in :

TRẦN VĂN THẮNG

Trình bày bìa :

BÙI QUANG TUẤN

Chế bản :

ĐÌNH XUÂN DUNG

LÝ THUYẾT CÁN

Mã số : 7B645T7 – DAI

In 1.000 bản, khổ 19 x 27 cm, tại Công ty Cổ phần In Anh Việt.

Giấy phép xuất bản số : 11 – 2007/CXB/166 – 2119/GD.

In xong và nộp lưu chiểu tháng 6 năm 2007.



CÔNG TY CỔ PHẦN SÁCH ĐẠI HỌC – DẠY NGHỀ
HEVOBCO
25 HÀN THUYỀN – HÀ NỘI

**TÌM ĐỌC SÁCH THAM KHẢO KỸ THUẬT
CỦA NHÀ XUẤT BẢN GIÁO DỤC**

1. Hình học họa hình	Vũ Hoàng Thái
2. Bài tập Hình học họa hình	Vũ Hoàng Thái
3. Vẽ kỹ thuật cơ khí – T1	Trần Hữu Quế (Chủ biên)
4. Vẽ kỹ thuật cơ khí – T2	Trần Hữu Quế (Chủ biên)
5. Bài tập Vẽ kỹ thuật cơ khí – T1	Trần Hữu Quế (Chủ biên)
6. Bài tập Vẽ kỹ thuật cơ khí – T2	Trần Hữu Quế (Chủ biên)
7. Kỹ thuật đo – T1 : Dung sai lắp ghép và tiêu chuẩn hóa	Ninh Đức Tốn Nguyễn Trọng Hùng
8. Bài tập Kỹ thuật đo	Ninh Đức Tốn – Nguyễn Trọng Hùng Nguyễn Thị Cẩm Tú
9. Lý thuyết cán	Đào Minh Ngừng Nguyễn Trọng Giảng

Bạn đọc có thể mua tại các Công ty Sách – Thiết bị trường học ở các địa phương hoặc các Cửa hàng sách của Nhà xuất bản Giáo dục :

Tại Hà Nội : 25 Hàn Thuyên ; 187B Giảng Võ ; 23 Tràng Tiền.

Tại Đà Nẵng : 15 Nguyễn Chí Thanh.

Tại Thành phố Hồ Chí Minh : 240 Trần Bình Trọng – Quận 5.



Giá: 38.500 đ